Experimentelle und numerische Untersuchungen von ertüchtigten Kunststofffenstern unter Explosionsbelastungen

Matthias Joachim Andrae

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften der Universität der Bundeswehr München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs
- Dr.-Ing. -

angenommenen Dissertation.

Gutachter:
1. Prof. Dr.-Ing. habil. Norbert Gebbeken (EE)
2. Prof. Dr.-Ing. Ingo Ehrlich
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Max Gündel

Die Dissertation wurde am 27.03.2025 bei der Universität der Bundeswehr München eingereicht und durch die Fakultät für Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften am 19.09.2025 angenommen. Die mündliche Prüfung fand am 06.10.2025 statt.

Kurzfassung

Der Bedarf an baulichem Explosionsschutz ist angesichts von bewaffneten Konflikten, Terroranschlägen und Unfällen in den letzten Jahrzehnten stark gestiegen. Besonders ungeschützte Fenster stellen dabei ein erhebliches Risiko dar, da sie schon bei geringen Explosionsbelastungen zerbersten können und dabei gefährliche Bruchstücke freisetzen. Gängige Ertüchtigungsmaßnahmen wie Splitterschutzfolien und Auffangsysteme bieten meist nur begrenzten Schutz, da weitere Schwachstellen des Fensters, wie die Rahmenkonstruktionen und Beschlägen bislang unzureichend beachtet wurden.

Das zentrale Ziel der vorgestellten Dissertation ist die Entwicklung und Validierung eines innovativen Maßnahmenpakets zur Ertüchtigung herkömmlicher einflügeliger Kunststofffenster sowie die Bewertung der Wirksamkeit hinsichtlich der Erhöhung der Widerstandsfähigkeit gegenüber Explosionsbelastungen. Es wurden hierzu 19 Stoßrohrversuche in sechs Belastungsszenarien durchgeführt und umfangreich messtechnisch begleitet. Die getesteten Ertüchtigungsmaßnahmen umfassen unter anderem die Verwendung von Splitterschutzfolien, das Einkleben der Verglasung in den Fensterflügelrahmen, den Einsatz eines einbruchhemmenden Beschlagsystems sowie neuartiger Rahmeneckverstärkungen aus faserverstärktem Kunststoff in unterschiedlicher Ausführungsvarianten.

Die experimentellen Ergebnisse verdeutlichen, dass ungeschützte Kunststofffenster bereits bei niedrigen Explosionsbelastungen versagen (reflektierter Spitzenüberdruck 37,1 kPa, maximaler Impuls 185,9 kPa · ms) und dabei erhebliche Gefahren durch umherfliegende Bruchstücke entstehen. Die entwickelte Grundkonfiguration (Splitterschutzfolie, eingeklebte Verglasung und einbruchhemmendes Beschlagsystem) verbessert die Widerstandsfähigkeit deutlich, offenbart jedoch weiterhin Schwachstellen an den Rahmenecken. Durch zusätzliche Rahmeneckverstärkungen mittels aufgeklebter und verschraubter GFK-Patches konnte die Widerstandsfähigkeit wesentlich gesteigert werden. Diese Konfiguration gewährleistet auch bei hohen Belastungen (reflektierter Spitzenüberdruck 67,7 kPa, maximaler Impuls 222,2 kPa · ms) eine akzeptable Schutzwirkung gemäß ISO 16934:2007.

Begleitend zu den Versuchen wurden numerische Simulationen durchgeführt, die das Verhalten der Fenster unter Explosionsbelastung realitätsnah abbilden. Die Modellierung basiert auf einem modularen 3D-Gesamtsystem, welches die Verzerrungsratenabhängigkeit der Werkstoffe und Kopplungseffekte der Scheiben einer Isolierverglasung berücksichtigt. Diese Effekte wurden im Rahmen der Arbeit gezielt erforscht und deren Einfluss auf das Versagensverhalten bewertet. Die Validierung der numerischen Modelle erfolgt mittels kinetischer Messdaten aus digitaler Bildkorrelation. Die Modelle werden anschließend für Parameterstudien genutzt, um eine Iso-Schädigungskurve abzuleiten.

Zusammenfassend belegen die Ergebnisse der Dissertation, dass durch eine gezielte Kombination innovativer Ertüchtigungsmaßnahmen der Explosionsschutz für Kunststofffenster signifikant verbessert werden kann. Zudem liefert die Arbeit methodische Grundlagen für weiterführende Forschungsaktivitäten sowie die praxisorientierte Umsetzung modularer und vor Ort einfach nachrüstbarer Schutzmaßnahmen.

Abstract

The need for structural protection against explosions has risen dramatically in recent decades due to armed conflicts, terrorist attacks and accidents. Unprotected windows in particular pose a considerable risk, as they can shatter even under low blast loads, resulting in dangerous fragments. Conventional retrofit measures such as anti-shatter films and catcher systems usually only offer limited protection, as insufficient attention has been paid to other weak points in the window, such as the frame construction and fittings.

The primary objective of the dissertation presented here is to develop and validate an innovative package of retrofit measures for conventional single casement uPVC windows and to evaluate its effectiveness in increasing resistance to blast loading. To this end, 19 shock-tube tests were carried out under six defined load scenarios, accompanied by extensive measurement analysis. The retrofit measures tested included the use of anti-shatter films, bonding of the glazing to the sash frame, the use of burglar-resistant fitting systems, and innovative frame corner reinforcements made from fibre-reinforced polymers in a variety of designs.

The experimental results demonstrate that unprotected uPVC windows fail even under low blast loads (reflected peak overpressure 37,1 kPa, maximum impulse 185,9 kPa · ms), posing significant hazards from projected window fragments. The developed basic configuration (anti-shatter film, bonded glazing, and burglar-resistant fitting system) significantly improves resistance but still reveals weaknesses at the frame corners. Additional frame corner reinforcements using adhered and bolted patches made of glass fiber-reinforced polymer (GFRP) substantially increased resistance. This configuration ensured acceptable protection in accordance with ISO 16934:2007 even at high blast loads (reflected peak overpressure 67,7 kPa, maximum impulse 222,2 kPa · ms).

In addition to the experiments, numerical simulations were carried out to realistically model the behaviour of the windows under blast loads. The modelling strategy is based on a modular 3D system that takes into account the strain rate dependence of the materials and the load sharing effects of the glass panes in insulated glazing units. These effects were specifically investigated in this study and their influence on the failure behaviour was assessed. The numerical models were validated using measured data obtained from digital image correlation. The validated models were then used for parameter studies to derive an iso-damage curve.

In summary, the results of the dissertation demonstrate that a well-directed combination of retrofit measures can significantly improve the explosion protection of uPVC windows. The study also provides a methodological basis for further research and the practice-oriented implementation of modular protective measures that can be easily retrofitted on site.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Mechanik und Statik der Universität der Bundeswehr München.

Meinen ausdrücklichen Dank richte ich an meinen Betreuer, Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Norbert Gebbeken (EE), für seine vertrauensvolle Unterstützung und seine konstruktiven Ratschläge. Seine kontinuierliche Begleitung und Motivation eröffneten mir neue Perspektiven und trugen maßgeblich zum erfolgreichen Abschluss dieser Arbeit bei.

Meinen besonderen Dank möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Ingo Ehrlich aussprechen, dessen inspirierende Impulse mein Verständnis für die vielfältigen Aspekte und Potenziale des Leichtbaus wesentlich vertieft haben. Zudem danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Max Gündel für die Übernahme des Koreferates, für sein Interesse an meiner Forschungsarbeit und den wertvollen fachlichen Austausch. Weiterhin danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Josef Kiendl herzlich für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsverfahren.

Bei allen ehemaligen und aktuellen Kollegen des Institutes bedanke ich mich ausdrücklich für die angenehme Zusammenarbeit, den produktiven wissenschaftlichen Austausch und die Hilfsbereitschaft, die ich stets erfahren durfte. Besonders hervorheben möchte ich die Unterstützung von Dr.-Ing. Georgios Michaloudis und Prof. Dr.-Ing. Weifang Xiao, deren hilfreiche Diskussionen und wertvolle Anregungen die Weiterentwicklung meiner Arbeit maßgeblich gefördert haben.

Mein tief empfundener Dank gilt auch meinen Freunden und meiner Familie, die mich während der gesamten Promotionszeit stets unterstützt haben. Insbesondere danke ich meiner Freundin Jumanah herzlich für das sorgfältige Korrekturlesen dieser Arbeit.

Schließlich gebührt mein größter Dank meiner Frau Nazlı, die mit ihrer Geduld, ihrem Verständnis und ihrer liebevollen Unterstützung entscheidend dazu beigetragen hat, dass diese Arbeit erfolgreich abgeschlossen werden konnte.

München, 06. Oktober 2025

Matthias Andrae

Für meinen Sohn, Elia Ares.

Inhaltsverzeichnis

Glossar **VI**

Lateinische Symbole **VIII**

Griechische Symbole **X**

Matrizen und Vektoren **XI**

1 Einleitung **1**

1.1 Motivation . . . 1
1.2 Ertüchtigungsmaßnahmen - Stand der Forschung und Technik . . . 3
1.2.1 Splitterschutzfolien . . . 4
1.2.2 Auffangsysteme . . . 8
1.3 Problemstellung und Zielsetzung . . . 9
1.4 Aufbau der Arbeit . . . 11

2 Mechanisches Werkstoffverhalten **15**

2.1 Thermisch entspanntes Flachglas . . . 15
2.1.1 Werkstoffeigenschaften unter quasi-statischen Beanspruchungen . . . 16
2.1.2 Risswachstum . . . 20
2.1.3 Risikointegral . . . 22
2.1.4 Werkstoffeigenschaften unter kurzzeit-dynamischen Beanspruchungen . . . 25
2.1.5 Zusammenfassung . . . 30
2.2 Kunststoffe . . . 31
2.2.1 Einteilung von Kunststoffen . . . 31
2.2.2 Grundlegende mechanische Eigenschaften . . . 34
2.2.3 Weichmacherfreies Polyvinylchlorid (PVC-U) . . . 36
2.2.4 Splitterschutzfolien . . . 44
2.2.5 Zusammenfassung . . . 50
2.3 Faserverstärkte Kunststoffe . . . 51
2.3.1 Aufbau und Eigenschaften von faserverstärkten Kunststoffen . . . 53
2.3.2 Fertigungsverfahren . . . 55
2.3.3 Grundlegende Berechnungsmethodik . . . 57
2.3.4 Steifigkeitseigenschaften ausgewählter Laminat-Konfigurationen . . . 64
2.3.5 Verbindung mit Bauteilen . . . 66
2.3.6 Zusammenfassung . . . 71

3 Mechanische Beschreibung der Strukturantwort 73
3.1 Komponenten eines konventionellen Kunststofffensters . . . 73
3.1.1 Rahmenprofile . . . 74
3.1.2 Zweischeiben-Isolierverglasung . . . 75
3.1.3 Fensterbeschläge . . . 77
3.1.4 Abdichtung . . . 79
3.1.5 Verankerung in der Wandöffnung . . . 79
3.2 Tragmechanismen von Einscheiben- und Zweischeiben-Isolierverglasungen . . . 80
3.2.1 Grundlagen zum Lastabtrag von Einscheibenverglasungen . . . 80
3.2.2 Modellierung und numerische Simulation einer Einscheibenverglasung . . . 83
3.2.3 Grundlagen zum Lastabtrag von Zweischeiben-Isolierverglasungen . . . 92
3.2.4 Numerische Simulation des Koppeleffekts unter dynamischen Lasten . . . 95
3.3 Tragmechanismen des Flügel- und Blendrahmens . . . 98
3.3.1 Lastabtrag des Flügelrahmens . . . 99
3.3.2 Lastabtrag des Blendrahmens . . . 101
3.4 Zusammenfassung . . . 101

4 Fenster und Verglasungen unter Luftstoßeinwirkung 103
4.1 Grundlegende Eigenschaften einer Detonation . . . 103
4.1.1 Ablauf einer Detonation . . . 103
4.1.2 Ungehinderte Ausbreitung einer Luftstoßwelle . . . 104
4.1.3 Skalierungsgesetz, TNT-Äquivalenz und Ladungsform . . . 106
4.1.4 Abschätzen der Intensität einer Detonationsbelastung . . . 108
4.1.5 Wechselwirkung einer Luftstoßwelle mit Objekten . . . 109
4.2 Schadensanfälligkeit ungeschützter Fenster und Verglasungen . . . 114
4.2.1 Studien während des Zweiten Weltkrieges . . . 115
4.2.2 Studien während des Kalten Krieges . . . 115
4.2.3 Studien von 1980 bis heute . . . 117
4.3 Herausforderungen bei der Prüfung des Luftstoßwiderstandes in Stoßrohrversuchen . 126
4.4 Zusammenfassung . . . 130

5 Experimentelle Untersuchungen zur Sprengwirkungshemmung ertüchtigter Kunststofffenster 133
5.1 Versuchsanlage und Versuchsaufbau . . . 133
5.2 Überblick zu den durchgeführten Versuchen . . . 134
5.3 Ausstattung der Probekörperkonfigurationen . . . 135
5.3.1 Ausstattung der Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen . . . 136
5.3.2 Ausstattung der Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters . . . 139
5.3.3 Ausstattung der ertüchtigten Kunststofffenster mit FVK-Patches . . . 141
5.4 Messkonzept und Dokumentation der Versuchsergebnisse . . . 143
5.4.1 Messung der Explosionsbelastung . . . 144
5.4.2 Messung der kinematischen Größen . . . 144
5.4.3 Methodik zur Gefährdungsbewertung . . . 145

5.4.4 Methodik zur Auswertung der gemessenen Explosionsbelastung 150
5.5 Ergebnisse der Stoßrohrversuche 151
5.5.1 Gemessene Umgebungsbedingungen 152
5.5.2 Gemessene Explosionsbelastungen 152
5.5.3 Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen 155
5.5.4 Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters 162
5.5.5 Ertüchtigte Kunststofffenster mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches 169
5.5.6 Ertüchtigte Kunststofffenster mit aufgeklebten GFK- und AFK-Patches . . . 178
5.6 Zusammenfassung 186

6 Diskussion der Versuchsergebnisse 189
6.1 Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen 190
6.2 Wirksamkeit der Verglasungsertüchtigung und Rahmenanbindung 191
6.3 Wirksamkeit von Beschlagsystemen mit unterschiedlicher Einbruchhemmung 194
6.4 Wirksamkeit der Ertüchtigung der Fensterrahmenecken 195
6.5 Erreichte Schutzwirkung in der Belastungsstufe I 199
6.6 Schutzwirkung der Probekörperkonfiguration I 200
6.7 Zusammenfassung 202

7 Modellbildung zur numerischen Simulation 207
7.1 Allgemeine Beschreibung des numerischen Modells 207
7.2 Verwendete Elementtypen 208
7.2.1 Schalen-Elemente 209
7.2.2 Volumen-Elemente 209
7.2.3 Balken-Elemente 209
7.3 Verwendete Werkstoffformulierungen 210
7.3.1 Modellierung von Glas 210
7.3.2 Modellierung von PVC-U als Werkstoff der Fensterrahmen 213
7.3.3 Modellierung der Splitterschutzfolien 215
7.3.4 Modellierung der Fensterdichtungen 216
7.3.5 Modellierung der GFK-Patches 216
7.3.6 Modellierung der Klebverbindung der Verglasung an den Flügelrahmen . . . 217
7.3.7 Modellierung der Komponenten aus Edelstahl 218
7.4 Verwendete Kontaktformulierungen 220
7.5 Modellierung der Komponenten des Fensters 221
7.5.1 Verglasung mit Splitterschutzfolien 221
7.5.2 Komponenten des Fensterrahmens 223
7.5.3 Beschlagsystem und Verankerungen im Prüfrahmen 226
7.5.4 Patches aus glasfaserverstärktem Kunststoff 228
7.5.5 Metallische Falz-Eckwinkel 228
7.5.6 Prüfrahmen der Stoßrohrversuchsanlage 228
7.6 Implementierung der Explosionsbelastung 229
7.7 Zusammenfassung 230

8 Validierung und Diskussion der Simulationsergebnisse 233
8.1 Validierung und Diskussion der Simulationen mit der Probekörperkonfiguration OE2 234
8.1.1 Bruchzeitpunkte der Rahmenecken und der Verglasung . . . 234
8.1.2 Verschiebungen an der Verglasung und am Flügelrahmen . . . 236
8.1.3 Fazit . . . 237
8.2 Validierung und Diskussion der Simulationen mit der Probekörperkonfiguration P1 . 237
8.2.1 Bruchzeitpunkte der Verglasung . . . 238
8.2.2 Verschiebungen an der Verglasung und am Flügelrahmen . . . 239
8.2.3 Fazit . . . 241
8.2.4 Entwicklungspotentiale für das numerische Modell . . . 242
8.3 Prognose der Bruchlast für die ungeschützte Probekörperkonfiguration OE2 . . . 243
8.4 Zusammenfassung . . . 245

9 Zusammenfassung und Ausblick 247
9.1 Zusammenfassung der Arbeit . . . 247
9.2 Ausblick . . . 255

Literaturverzeichnis 259

Normen und Richtlinien 273

Onlinequellen 275

A Konstruktionszeichnungen 276
A.1 Patchkonfigurationen . . . 276

B Datenblätter 277
B.1 Sicherheitsfolien . . . 277
B.2 Witness-Paneele aus Styrofoam (XPS) . . . 278
B.3 Auszug Blendrahmenprofil mit Profilverstärkung V306 . . . 279
B.4 Auszug Flügelrahmenprofil mit Profilverstärkung V306 . . . 280

C Überdruck-Zeit-Verläufe und Impuls-Zeit-Verläufe an den Druckmessgeräten 281
C.1 Gemessene Explosionsbelastungen . . . 281
C.2 Belastungsstufe I . . . 283
C.3 Belastungsstufe II . . . 288
C.4 Belastungsstufe III . . . 290
C.5 Belastungsstufe IV . . . 291
C.6 Belastungsstufe V . . . 292
C.7 Belastungsstufe VI . . . 292
C.8 Gemittelte Explosionsbelastungen . . . 293

D Umgebungsbedingungen während der Versuche 296
D.1 Umgebungslufttemperatur und relative Luftfeuchte . . . 296

E Gemessene Verschiebungs-Zeit-Verläufe **297**
E.1 Ohne Explosionsschutzmaßnahmen 297
E.2 Grundkonfiguration des Explosionsschutzes 299
E.3 Verschraubte und aufgeklebte GFK-Patches 302
E.4 Aufgeklebte Patches 309

F Numerische Simulation **314**
F.1 Quasi-statische Spannungs-Dehnungs-Beziehung von PVC-U 314
F.2 Eingangsgrößen und Ergebnisse der Parameterstudie 315
F.3 Konvergenzstudie zur Vernetzung der Fensterrahmen 316

Glossar

ANFO	Ammonium Nitrate Fuel Oil
BO-PET	Biaxial orientiertes Polyethylenterephthalat
CAD	Computer Aided Design
CPNI	Center for the Protection of National Infrastructure (heute: National Protective Security Authority)
DIC	Digitale Bildkorrelation
DIF	Dynamischer Erhöhungsfaktor (engl. *Dynamic increase factor*)
DIN	Deutsches Institut für Normung
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren
EN	Europäische Norm
EPDM	Ethylen-Propylen-Dien-Kautschuk
ER	Explosion Resistance / Sprengwirkungshemmung
FE	Finite Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FSI	Fluid-Struktur-Interaktion
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
ISO	Internationale Organisation für Normung
JRC	Gemeinsame Forschungsstelle / Joint Research Centre der Europäischen Kommission
KRITIS	Kritische Infrastrukturen
LS-DYNA	Software für numerische Simulationen
MR	Maschinenrichtung
OTH	Ostbayerische Technische Hochschule
PET	Polyethylenterephthalat
PETN	Pentaerythrityltetranitrat
PVC-P	Weichmacherhaltiges Polyvinylchlorid
PVC-U	Weichmacherfreies Polyvinylchlorid

QR	Querrichtung
r.F.	relative Luftfeuchte
SHPB	Split-Hopkinson-Pressure-Bar
SHTB	Split-Hopkinson-Tension-Bar
SMP	Schubmittelpunkt
TPE-S	Thermoplastische Styrol-Block-Copolymere
TNT	Trinitrotoluol
SZR	Scheibenzwischenraum
VSG	Verbundsicherheitsglas

Lateinische Symbole

A	Eintrag der A-Matrix
a	Länge eines Defektes
a_g	größere Seitenlänge eines rechteckigen Flachglases
B	Eintrag der B-Matrix
b_g	kleinere Seitenlänge eines rechteckigen Flachglases
C	Koeffizient
c_r	Reflexionsfaktor, Verhältnis zwischen reflektiertem und einfallendem Überdruck
D	Eintrag der D-Matrix, Keoffizient
d_s	Abstand zwischen den Glasscheiben im Scheibenzwischenraum
E	Elastizitätsmodul
E_t	Elastizitätsmodul unter Zugbeanspruchung
E_{kin}	Kinetische Energie von Bruchstücken
F_f	Bruchkraft
$f_{g,k}$	normative charakteristische Festigkeit
G	Schubmodul
i_s	Maximaler (spezifischer) Impuls der Luftstoßwelle
i_r	Reflektierter maximaler (spezifischer) Impuls der Luftstoßwelle
K_I	Spannungsintensitätsfaktor im Rissmodus I
K_{IC}	Bruchzähigkeit im Rissmodus I
M	Moment
n	Risswachstumsparameter
p_r	Reflektierter Spitzenüberdruck der Luftstoßwelle
p_s	Einfallender Spitzenüberdruck der Luftstoßwelle
$p(t)$	Überdruck-Zeit-Verlauf der Luftstoßwelle
p_0	Atmosphärendruck
Q	reduzierte Steifigkeit

$\bar{Q}$	transformierte, reduzierte Steifigkeit
q	Flächenlast
R^2	Bestimmtheitsmaß
t	Zeit
t_b	Beanspruchungsdauer
t_g	Glasdicke
$t_{g,1}$	Gesamtdauer des ersten Luftstoßes
t_d	Positive Druckdauer der Luftstoßwelle
t_f	Beanspruchungsdauer bis zum Glasbruch
V	Volumen, Variationskoeffizient
v_m	Mittlere Abgangsgeschwindigkeit der Glasbruchstücke
V_f	Faservolumen
v_f	Faservolumenanteil im faserverstärkten Kunststoff
v_r	Risswachstumsgeschwindigkeit
v_0	Risswachstumsgeschwindigkeit beim Erreichen der Bruchzähigkeit K_{IC}
W	Widerstandsmoment
w	Verformung
Y	Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Geometrie eines Defektes
Z	Skalierter Abstand gemäß Hopkinson-Cranz-Gesetz
z	Koordinate in Dickenrichtung des Laminats

Griechische Symbole

α	Faserorientierungswinkel im Laminat
β	Reflexionswinkel der reflektierten Stoßfront
γ	Schubverzerrung, Isentropenexponent eines Gases
δ_i	Relative Biegesteifigkeit des i-ten Flachglases
ΔV	Verformungsbedingte Volumenänderung
ε	Verzerrung
ε_y	Dehnung beim Erreichen der Zugfestigkeit σ_m, Streckdehnung
ε_f	Bruchdehnung
ε_t	Nominelle Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	Verzerrungsrate
υ	Querverformungszahl
ρ	Dichte
σ	Spannung
σ_f	Bruchspannung, Bruchfestigkeit
σ_y	Streckspannung
σ_f	Bruchfestigkeit, Bruchspannung
$\dot{\sigma}$	Spannungsrate
θ	Temperatur
θ_g	Glasübergangstemperatur
θ_m	Schmelztemperatur
θ_z	Zersetzungstemperatur
φ	Isolierglas-Faktor des Koppeleffektes, Einfallwinkel der Luftstoßwelle
φ_2	Strömungswinkel hinter der einfallenden Stoßfront
κ	Verdrillung
τ	Schubspannung

Matrizen und Vektoren

$[Q]$	Matrix der reduzierten Einzelsteifigkeiten im lokalen Koordinatensystem
$[\bar{Q}]$	Matrix der reduzierten Einzelsteifigkeiten im globalen Koordinatensystem
$[A]$	Matrix der Laminat-Dehnsteifigkeiten
$[B]$	Matrix der Laminat-Koppelsteifigkeiten
$[D]$	Matrix der Laminat-Biegesteifigkeiten
$[T_\sigma]$	Transformationsmatrix zur Umrechnung von Spannungen zwischen lokalen und globalen Koordinatensystemen
$[T_\varepsilon]$	Transformationsmatrix zur Umrechnung von Verzerrungen zwischen lokalen und globalen Koordinatensystemen
$[C]$	Matrix der Steifigkeitskoeffizienten
$[S]$	Matrix der Nachgiebigkeitskoeffizienten, inverse der Steifigkeitsmatrix
$\{\sigma\}$	Vektor der Spannungen
$\{\varepsilon\}$	Vektor der Verzerrungen
$\{N\}$	Vektor der Laminat-Schnittkräfte
$\{M\}$	Vektor der Laminat-Schnittmomente
$\{\kappa^0\}$	Vektor der Krümmungen und Verdrillung der Laminat-Mittelebene

1 Einleitung

Die vorliegende Dissertation befasst sich mit der Entwicklung und Bewertung geeigneter Ertüchtigungsmaßnahmen zur Härtung herkömmlicher einflügeliger Kunststofffenster gegen Explosionsbelastungen. Der Fokus liegt dabei auf der Wirksamkeit dieser Maßnahmen zur Reduktion der Gefahr sekundärer Explosionsverletzungen, die durch umherfliegende Fensterbruchstücke infolge von Luftstoßeinwirkung entstehen können.

Im einleitenden Kapitel wird die Relevanz von Ertüchtigungsmaßnahmen für Fenster im Kontext des baulichen Explosionsschutzes herausgestellt. Aus dem Stand der Forschung und Technik werden Problemstellungen identifiziert, aus denen sich die Zielsetzung dieser Arbeit ableiten lässt. Die Vorgehensweise zur Erfüllung der Ziele und der Aufbau der Arbeit werden erläutert.

1.1 Motivation

Der bauliche Explosionsschutz hat in den letzten Jahrzehnten zunehmend an Bedeutung gewonnen. Dies ist nicht zuletzt auf folgenschwere Bombenanschläge wie in Oklahoma City (1995), Bali (2002), Madrid (2004), Jakarta (2009), Oslo (2011), Brüssel (2016) oder Manchester (2017) zurückzuführen, die uns wiederholt die Verletzlichkeit des öffentlichen Raumes vor Augen geführt haben. Zusätzlich lösen Explosionsunfälle wie in einer Feuerwerksfabrik in Enschede (2000) oder in den Häfen von Tianjin (2015) und Beirut (2020), wiederkehrende Debatten über die notwendige Sicherheit in besonders gefährdeten Bereichen aus.

Verletzungsgefahr bei Explosionsereignissen
Das Hauptziel des baulichen Explosionsschutzes besteht darin, Menschen vor den erheblichen Verletzungsgefahren bei Explosionsereignissen zu schützen. Die möglichen Auswirkungen einer Explosion hängen dabei von mehreren Faktoren ab: der Menge des Explosivstoffes, dem Abstand zum Detonationspunkt, der Art der Umhüllung (z. B. Rohrbombe) sowie möglichen Zusätzen (z. B. Nägel, Chemikalien oder radioaktive Stoffe). Die möglichen Verletzungsarten lassen sich in primäre, sekundäre, tertiäre, quartäre und quintäre Explosionsverletzungen einteilen [148, 202]:

- *Primäre Explosionsverletzungen* entstehen durch die direkte Einwirkung der Luftstoßwelle einer Explosion auf den menschlichen Körper. Dabei können innere Organe wie Lunge oder Trommelfell verletzt werden.
- *Sekundäre Explosionsverletzungen* werden durch umherfliegende Bruchstücke verursacht, die aus der ursprünglichen Explosivladung stammen (primäre Splitter) oder durch die Luftstoßwelle mitgerissen werden (sekundäre Splitter, Bruchstücke oder Trümmer). Der Aufprall auf Personen kann tiefe Schnittwunden, Knochenbrüche oder innere Verletzungen hervorrufen.

- *Tertiäre Explosionsverletzungen* entstehen, wenn Personen durch die Luftstoßwelle weggeschleudert werden und auf Hindernisse prallen, über Oberflächen gleiten oder aus großer Höhe stürzen.
- *Quartäre Explosionsverletzungen* resultieren aus der Einwirkung von Hitze und toxischen Substanzen, die durch die chemische Reaktion des Explosivstoffes freigesetzt werden. Auch posttraumatische Belastungsstörungen zählen zu dieser Kategorie.
- *Quintäre Explosionsverletzungen* entstehen durch absichtliche Kontamination der Luft, beispielsweise mit chemischen oder radioaktiven Stoffen („schmutzige Bombe“).

Die hohe Relevanz sekundärer Explosionsverletzungen für die Schutzplanung wurde durch mehrere tragische Ereignisse der jüngeren Vergangenheit verdeutlicht. So lassen sich beispielsweise beim Bombenanschlag auf ein Regierungsgebäude in Oslo (2011) rund zwei Drittel der dokumentierten Verletzungen auf umherfliegende Glasbruchstücke, abgerissene Teile von Fensterrahmen oder der Raumausstattung zurückführen [236].

Die Untersuchungen von Valsamos et al. [215] zum Explosionsunglück im Hafen von Beirut (2020) stellten die Kritikalität von primären und sekundären Explosionsverletzungen in innerstädtischen Bereichen direkt gegenüber. Mit Hilfe numerischer Simulationen konnte dabei gezeigt werden, dass der Gefährdungsbereich für sekundäre Verletzungen etwa sieben- bis achtmal größer sein kann als der Gefährdungsbereich für primäre Verletzungen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass bei innerstädtischen Explosionsereignissen die indirekte Gefährdung durch umherfliegende Bruchstücke erheblich größer ist als die direkte Gefährdung durch die Luftstoßwelle einer Explosion. Hieraus lässt sich ein dringender Bedarf an effektiven baulichen Maßnahmen zur Minimierung sekundärer Explosionsverletzungen ableiten, um Personen im gefährdeten Umfeld bestmöglich zu schützen.

Kritikalität von Bestandsgebäuden

Im Rahmen dieser Dissertation konnte im September 2021 mit dem Joint Research Center (JRC) der Europäischen Kommission ein Online-Workshop zum Thema „*Security by Design and Blast Protection Principles - Hardening Conventional uPVC Windows against Blast Loads*“ [5] durchgeführt werden. Der Teilnehmerkreis umfasste sowohl Entscheidungsträgerinnen und Entscheidungsträger aus der öffentlichen Verwaltung als auch Ingenieurinnen und Ingenieure aus dem Bereich der Sicherheits- und Schutzplanung. Im Rahmen des Workshops wurden Gebäude und Anlagen ermittelt, bei denen der Einsatz baulicher Explosionsschutzmaßnahmen potenziell erforderlich ist. Die Ergebnisse sind in der Tabelle 1.1 zusammengefasst und wurden den KRITIS-Sektoren gemäß der Bund-Länder-Arbeitsgruppe zugeordnet.

Zusammenfassend lässt sich aus den Angaben in der Tabelle 1.1 ableiten, dass bei zahlreichen bestehenden Gebäuden und Anlagen entweder bereits ein Schutzbedarf gegen Explosionsbelastungen besteht oder aufgrund veränderter Sicherheitsanforderungen in Zukunft entstehen könnte. Dabei ist zu berücksichtigen, dass sich die Anforderungen an den baulichen Schutz eines Gebäudes im laufenden Betrieb fortwährend ändern können. Ein Beispiel hierfür ist die Beteiligung am internationalen Krisen- und Konfliktmanagement, welche eine sichere Unterbringung des Personals erfordert. Insbesondere bei kurzen Planungszeiträumen und Einsatzdauern wird auf bestehende Gebäude zurückgegriffen,

die ursprünglich nicht den Anforderungen an den Explosionsschutz entsprechen.

Tabelle 1.1: Gebäude und Einrichtungen mit potenziellem Schutzbedarf und Einteilung in die KRITIS-Sektoren.

Staat und Verwaltung	**Medien und Kultur**	**Energie**
Regierungsgebäude	Religiöse Einrichtungen	Kernkraftwerke
Gerichtsgebäude	Konzertsäle	Petrochemische Anlagen
Militärische Gebäude	Große Veranstaltungsorte	
Polizeigebäude		
Bildungseinrichtung	**Transport und Verkehr**	**Finanzwesen**
Schulen	Verkehrszentren	Finanzgebäude
Universitäten		

Kritikalität von Bestandsfenstern

Die hohe Schadensanfälligkeit herkömmlicher, ungeschützter Fenster und Verglasungen gegenüber Explosionsbelastungen wurde in zahlreichen experimentellen Untersuchungen hervorgehoben (z. B. in [83, 84, 178, 203, 160, 171]). Als unterer Grenzwert für Einscheibenverglasungen wird häufig ein Spitzenüberdruck von 3,0 kPa angegeben [83, 84]. Die kritische Explosionsbelastung ist jedoch zudem abhängig von der Belastungsdauer der Luftstoßwelle, den Abmessungen der Glasscheibe sowie deren Auflagerbedingungen (z. B. linienförmig im Fensterrahmen gehalten).

Beim Glasbruch entstehende Glasbruchstücke werden meist mit hohen Geschwindigkeiten in den Innenraum oder den Außenbereich eines Gebäudes geschleudert [102] und können dabei erhebliche sekundäre Explosionsverletzungen verursachen. Als Grenzwert für Schnittverletzungen und Hautpenetrationen gilt eine Aufprallgeschwindigkeit von 9 m/s [146]. Bei Aufprallgeschwindigkeiten ab 35 m/s besteht das Risiko, dass Glasbruchstücke bis zu 10 cm in den Körper eindringen [85]. Diese Situation wird in der Regel mit einem hohen letalen Gefährdungspotenzial in Verbindung gebracht.

Fazit

Der erörterte Schutzbedarf unterstreicht die Notwendigkeit, bauliche Explosionsschutzmaßnahmen zu entwickeln, die speziell auf die Ertüchtigung besonders anfälliger herkömmlicher Fenster abzielen. Ziel dieser Maßnahmen sollte es sein, die Gefährdungen durch sekundärer Explosionsverletzungen wirksam zu minimieren.

1.2 Ertüchtigungsmaßnahmen - Stand der Forschung und Technik

Um ungeschützte Fenster in Bestandsgebäuden gegen Explosionseinwirkungen zu ertüchtigen, bieten sich die folgenden vier Strategien an [206, 90]:

1. **Austausch** bestehender Fenster oder Verglasungen gegen sprengwirkungshemmende Sicherheitsfenster oder Verbundsicherheitsverglasungen.
2. **Ertüchtigung** der bestehenden Fenster durch die nachträgliche Erhöhung der Widerstandsfähigkeit an Schwachstellen.

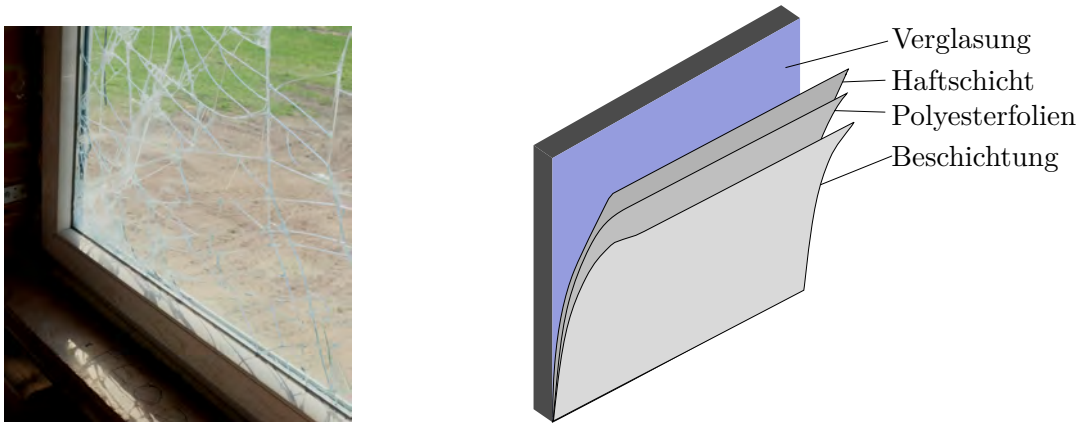
3. **Installation zusätzlicher Schutzsysteme**, wie beispielsweise eigenständige vorgesetzte Fassaden, die direkte Explosionsbelastungen abmindern.
4. **Verschließen** der Fensteröffnungen.

Die vorliegende Dissertation befasst sich mit der Ertüchtigung bestehender Fenster zum Schutz gegen Explosionseinwirkungen. Im englischen Sprachgebrauch ist dieses Schutzkonzept als *Hardening* oder *Retrofitting* bekannt. Der Einsatz von Ertüchtigungsmaßnahmen stellt dabei meist einen Kompromiss dar. Einerseits kann die Ertüchtigung im Vergleich zum Austausch bestehender Fenster relativ einfach und schnell durchgeführt werden. Im Sinne der Nachhaltigkeit werden vorhandene Ressourcen geschont, da die bestehenden Fenster erhalten und nicht ausgetauscht werden. Andererseits bieten ertüchtigte Fenster noch keinen vergleichbar hohen Schutz wie sprengwirkungshemmende Sicherheitsfenster, bei denen alle Komponenten – von den Rahmenprofilen über die Beschläge und Verglasung bis hin zur Verankerung in der Wand – auf die Explosionsbelastung abgestimmt sind.

Nachfolgend wird der Stand der Forschung und Technik zu den derzeit eingesetzten Ertüchtigungsmaßnahmen dargelegt, die hauptsächlich auf Splitterschutzfolien und Auffangsysteme zurückgreifen. Aus den Ausführungen lassen sich die aktuellen Herausforderungen bei der Ertüchtigung bestehender Fenster gegen Explosionseinwirkungen ableiten, die im Rahmen dieser Dissertation aufgegriffen und durch neue Schutzansätze bewältigt werden sollen. Ein besonderer Schwerpunkt zur Erreichung dieses Ziels liegt auf der Analyse potenzieller Versagensmechanismen herkömmlicher Fenster.

1.2.1 Splitterschutzfolien

Eine gängige Methode zur Ertüchtigung von Verglasungen ist das Aufbringen sogenannter Splitterschutzfolien [47, 20]. Sobald die Verglasung bricht, soll die Splitterschutzfolie verhindern, dass Glasbruchstücke in den Schutzbereich geschleudert werden. Ähnlich wie beim Verbundsicherheitsglas wird die Schutzwirkung dadurch erreicht, dass ein Haftklebstoff im Nachbruchzustand den Verbund zwischen den Glasbruchstücken und der Folie aufrechterhält (Abbildung 1.1a).



a) b)

Abbildung 1.1: a) Folienverstärkte Verglasung nach einem Sprengversuch b) Aufbau einer Splitterschutzfolie, in Anlehnung an de Pauw [49].

In den Broschüren der britischen *National Protective Security Authority*, ehemals *Center for the Protection of National Infrastructure* (CPNI, [47, 46, 45]) sind Hinweise zur erforderlichen Beschaffenheit von Splitterschutzfolien für den Einsatz unter Explosionsbelastungen zusammengestellt. Splitterschutzfolien bestehen in der Regel aus mehreren Lagen an Polyesterfolien (biaxial orientiertes Polyethylenterephthalat, BO-PET). Die Oberfläche wird durch eine kratz- und abriebfeste Beschichtung (Abbildung 1.1b) geschützt. Die erforderliche Gesamtdicke des Folienverbundes reicht von 0,1 mm bis 0,5 mm [46, 50] und hängt vom Schutzniveau sowie von den Abmessungen der Verglasung ab. Weitere allgemeine Anforderungen an die Beschaffenheit von selbstklebenden Splitterschutzfolien sind in der DIN EN 15752-1 [58] und in Verbindung mit Verglasungen in der DIN EN 15755-1 [59] geregelt.

Untersuchungen zur Charakterisierung der Werkstoffeigenschaften von Splitterschutzfolien sind relativ spärlich [128] und beschränken sich häufig auf Impakt-Szenarien. De Pauw [49] ermittelte die Zugfestigkeit, den Durchdringungswiderstand sowie Hafteigenschaften auf Verglasungen. Die Werkstoffverhalten hängt von den Eigenschaften der einzelnen Schichten ab, sprich von den Polyesterfolien, einschließlich der Klebstoffzwischenschichten und der kratz- und abriebfesten Beschichtung.

Ein derzeit noch weitgehend offenes Forschungsfeld ist die Dauerhaftigkeit von Splitterschutzfolien im applizierten Zustand [149]. Witterungseinflüsse, UV-Strahlung und unsachgemäße Handhabung können die Werkstoffeigenschaften beeinträchtigen. Hersteller übernehmen häufig eine Gewährleistung von etwa 10 Jahren [46]. Cormie et al. [44] bezeichnen deshalb das Aufbringen von Splitterschutzfolien als temporäre Abhilfemaßnahme.

Prüfung der Sprengwirkungshemmung an Verglasungen

In Deutschland wird die Sprengwirkungshemmung von Splitterschutzfolien in der Regel mit dem Prüfverfahren nach der DIN EN 13541:2012 [57] nachgewiesen. Das Verfahren beschränkt sich dabei auf die Prüfung an einer Verglasung mit genau definierten Abmessungen, Seitenverhältnissen und einer vorgegebenen Randeinfassung.

Bedon et al. [17] heben mehrere Schwächen des Prüfverfahrens nach DIN EN 13541:2012 hervor:

1. **Einspannung im starren Prüfrahmen:** Im Prüfverfahren wird die Verglasung am Glasrand in einen starren Prüfrahmen eingespannt und durch Aufbringen eines Anpressdruckes fixiert. Diese Methode spiegelt jedoch nicht immer die tatsächliche Einbausituation herkömmlicher Fenster wider, da diese in der Regel flexibler sind als der starre Prüfrahmen aus Stahl. Zudem werden herkömmliche Verglasungen meist nicht an der Randeinfassung eingeklemmt. Im Prüfverfahren ermöglicht die Einklemmung hingegen die Ausbildung einer Membrantragwirkung der Folie im Nachbruchzustand, was für die Bewertung des Verhaltens unter Belastung von entscheidender Bedeutung ist.
2. **Abmessungsabhängigkeit:** Verglasungen werden in den unterschiedlichsten Abmessungen hergestellt. Da das Prüfverfahren jedoch nur anhand an einer festen Größe durchgeführt wird, müssen die Ergebnisse auf andere Scheibengrößen skaliert werden. Da es derzeit keine klaren Richtlinien für diese Skalierung gibt, entsteht ein Interpretationsspielraum, der die Vergleichbarkeit und Aussagekraft der Prüfergebnisse beeinträchtigen kann.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass das Prüfverfahren der DIN EN 13541:2012 zwar eine

standardisierte Methode zur Bewertung von Verglasungen unter Explosionsbelastungen bietet, jedoch in seiner Praxisrelevanz eingeschränkt ist. Es wird lediglich der Explosionswiderstand einer Verglasungseinheit bewertet, jedoch keine Aussage über den Explosionswiderstand einer vollständigen Fensterkonstruktion erhoben.

Prüfung der Sprengwirkungshemmung an Fensterkonstruktionen

Da die Sprengwirkungshemmung von Splitterschutzfolien mit dem Verfahren der DIN EN 13541:2012 zertifiziert werden, ergeben sich zahlreiche Herausforderungen in Bezug auf die Übertragbarkeit der Prüfergebnisse auf reale Anwendungen. Es bleibt meist unklar, wie sich Splitterschutzfolien bei kompletten Fensterkonstruktionen verhalten, wobei die Rahmenflexibilität und die Befestigungsmethoden eine wichtige Rolle spielen.

Sprengversuche an kompletten Fensterkonstruktionen erlauben es das Zusammenwirken aller Komponenten eines Fensters zu berücksichtigen, um auf diese Weise möglichst realitätsnahe Ergebnisse zu erhalten [17]. Normativ geregelt sind die Prüfverfahren an kompletten Fensterkonstruktionen in der DIN EN 13123-1 [55] und der DIN EN 13124-1 [56].

a) Festverglaste Fenster

Bogosian und Avanessian [28] untersuchten festverglaste quadratische Fenster, deren 60 x 60 cm große Einscheibenverglasung mit Splitterschutzfolien ausgestattet waren. Festverglaste Fenster bestehen aus einem in der Wand fest verankerten Rahmen, in den eine Glasscheibe eingesetzt ist. Die Versuchsreihe verdeutlichte, dass die applizierte Splitterschutzfolie die Gefahr von Schnittverletzungen zwar deutlich mindert, die Folien können jedoch in einem Stück von der Anbindung am Fensterrahmen abreißen. Beschleunigungsmessungen an Dummys, die vor den erprobten Fenstern platziert wurden, verdeutlichen, dass der Aufprall einer Splitterschutzfolie mit den anhaftenden Glasbruchstücken ein hohes Risiko für stumpfe Traumata verursachen kann. Ähnliche Beobachtungen wurden in den Sprengversuchen von Smith und Brokaw [199] dokumentiert, bei denen schaufensterähnliche Aluminiumfenster mit festverglasten Einfachverglasungen untersucht wurden.

Als eine kritische Schwachstelle von Splitterschutzfolien lässt sich demnach die Randanbindung der Folie am Fensterrahmen identifizieren. Diese muss so ausgeführt werden, dass nach dem Glasbruch die in der Folie entstehenden Membranzugkräfte aufgenommen werden können. Dafür geeigneten geklemmten und geklebten Randanbindungen (Silikonversiegelung) wurden in Remennikov und Carolan [183] vorgestellt. Mit der relativ aufwendigen Ausführung einer geklemmten Anbindung konnte dambei eine ca. 2,5-fach höhere Nachbruchtragfähigkeit erreicht werden als mit einer geklebten Anbindung. Ohne Randanbindung, wie in den Sprengversuchen von Bogosian und Avanessian [28] umgesetzt, kann die Folie hingegen nach dem Glasbruch keine Membrantragwirkung entfalten und hat nur eine geringe Resttragfähigkeit.

b) Öffenbare Fenster

Um eine Belüftung des Innenraumes zu ermöglichen, werden insbesondere im Wohnungs- und Gewerbebau häufig öffenbare Fenster installiert. Im Gegensatz zu festverglasten Fenstern sind öffenbare Fenster aufwendiger konzipiert, da sie bewegliche Teile und Mechanismen zum Drehen, Kippen oder Schieben enthalten.

Untersuchungen zu öffenbaren Fenstern mit folienverstärkten Verglasungen wurden in Andrae et al. [7] vorgestellt. Die Intensität der untersuchten Explosionsbelastung entsprach der Explosionsbelas-

tung zur Prüfung von Splitterschutzfolien (ER1-Explosionsbelastung gemäß DIN EN 13541:2012), wodurch eine Vergleichbarkeit mit der Zertifizierung einer Verglasung hergestellt werden konnte.

Abbildung 1.2 enthält Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen der Versuchsreihe aus Andrae et al. [7]. Bereits nach weniger als 20 ms wurde der gesamte Fensterflügel aus der Verankerung am Fensterrahmen abgerissen. Der Fensterflügel erreichte dabei Abgangsgeschwindigkeiten von bis zu 15 m/s und wurde mindestens 3,0 m weit in den Schutzbereich geschleudert.

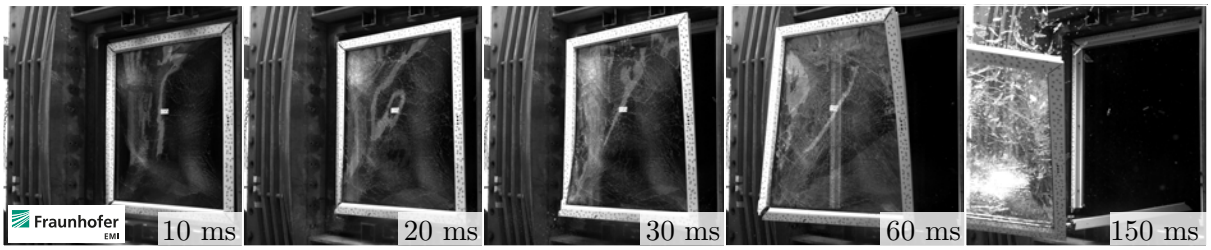
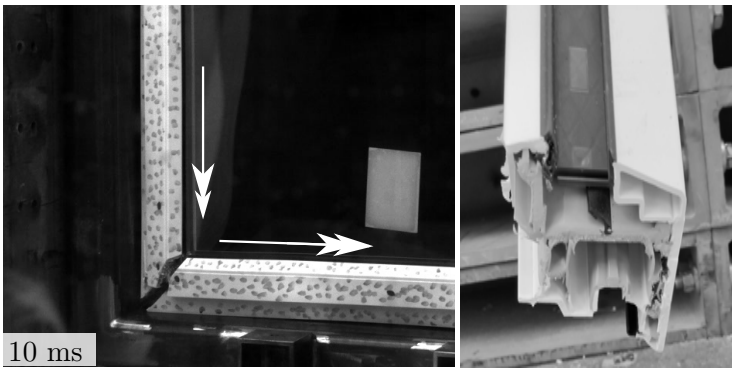


Abbildung 1.2: Herkömmliches Kunststofffenster mit einer folienverstärkten Verglasung im Sprengversuch, aus Andrae et al. [7].

Die in Andrae et al. [7] durchgeführte Gefährdungsbeurteilung ergab, dass das eingetretene katastrophale Versagen der herkömmlichen Kunststofffenster mit folienverstärkter Verglasung ein hohes Verletzungsrisiko im Schutzbereich zur Folge hatte. Die Splitterschutzfolien boten dabei nur eine geringfügige Schutzfunktion, indem sie Glasbruchstücke durch ihre Klebeschicht an sich banden. Stattdessen offenbarten die Kunststofffenster unter einer ER1-Explosionsbelastung gravierende konstruktive Schwachstellen, die maßgeblich zur Beeinträchtigung der Schutzwirkung beitrugen. Besonders hervorzuheben sind dabei die folgenden Punkte:

1. **Verglasung:** Verglasungen gelten häufig als kritische Schwachstelle eines Fensters, insbesondere im Hinblick auf die Widerstandsfähigkeit gegen Explosionsbelastungen. Die Versuchsreihe verdeutlichte, dass diese Annahme nicht immer zutrifft. Bei allen 10 durchgeführten Stoßrohrversuchen trat das Strukturversagen zuerst und nahezu zeitgleich in den Rahmeneckverbindungen der Kunststoffrahmen sowie am Beschlagsystem auf. Erst anschließend brach die Verglasung.
2. **Rahmeneckverbindung:** In den Flügel- und Blendrahmenprofilen der Fenster traten, wie in der Abbildung 1.3a angedeutet, Torsionsbeanspruchungen auf. Infolgedessen bildeten sich innerhalb weniger Millisekunden nach dem Auftreffen der Luftstoßwelle deutliche Trennrisse entlang der Rahmeneckverbindung der Kunststoffrahmen. Diese Trennrisse führten schließlich zu einem vollständigen Verlust der strukturellen Integrität des Rahmens, wodurch sich die Verglasung aus dem beschädigten Flügelrahmen lösen konnte (Abbildung 1.3b).
3. **Beschlagsystem:** Die mechanische Verbindung zwischen Blendrahmen und Flügelrahmen wird bei Dreh- und Drehkippfenstern über Schließbleche und Zapfen hergestellt, die Bestandteile des Beschlagsystems sind. In der Versuchsreihe von Andrae et al. [7] wurde ein konventionelles Beschlagsystem eingesetzt, das lediglich eine geringe Einbruchhemmung (RC1 N gemäß DIN EN 1627:2021 [60]) bietet. Die eingesetzten Schließbleche konnten den auftretenden Kräften aus der Explosionsbelastung nicht standhalten und rissen entweder vom Blendrahmen ab oder verdrehten sich an der Verankerung, was zur Entriegelung des Fensterflügels führte.



a) b)

Abbildung 1.3: a) Nach 10 ms aufgetretene Trennrisse an den Rahmeneckverbindungen der Kunststoffrahmen, b) glatter Trennriss entlang der gebrochenen Rahmeneckverbindung.

Die in Andrae et al. [7] aufgezeigten Versagensmechanismen und die damit assoziierten Schwachstellen eines herkömmlichen Kunststofffensters bilden eine Grundlage für die Entwicklung und die Weiterentwicklung von Ertüchtigungsmaßnahmen, die in dieser Dissertation aufgegriffen werden.

1.2.2 Auffangsysteme

Auffangsysteme verhindern nicht die Entstehung von umherfliegenden Bruchstücken, sondern grenzen deren Ausbreitung ein, indem sie diese innerhalb des Schutzbereichs auffängt. Typischerweise werden hierfür raumseitig vor dem Fenster installierte Maßnahmen wie Seilauffangsysteme, Auffangstangen oder Splitterschutzvorhänge verwendet.

Seilauffangsysteme (engl. *Catcher-cable System*) bestehen aus mehreren Stahl- oder Kunststoffseilen [68]. Sie werden immer in Kombination mit folienverstärkten Verglasungen installiert. Die Seilendverankerung in den Decken oder Wänden sollte möglichst große Verformungen zulassen und energieabsorbierend erfolgen [182]. Hierfür eignen sich gefederte Verankerungen oder die Anordnung von Crash-Material als Druckdämpfer, z. B. Aluminiumschaum. Die angeordneten Seile können die Funktionalität des Fensters beeinträchtigen, da sie das vollständige Öffnen des Fensters verhindern.

Andrae et al. [7] stellten Stoßrohrversuche unter ER1-Explosionsbelastung an Kunststofffenstern mit folienverstärkten Verglasungen und Seilauffangsystemen vor. In den Versuchen wurde der Fensterflügel abgerissen und in das Auffangsystem geschleudert (Abbildung 1.4). Die abgerissenen Bruchstücke des Fensterrahmens wurden dabei sicher aufgefangen, was die Gefahr stumpfer Verletzungen reduziert. Dennoch konnte mit dem angebrachten Seilauffangsystem noch kein ausreichender Schutz für Personen hergestellt werden, denn beim Aufprall auf das Seilauffangsystem wickelte sich die Splitterschutzfolie um die Seile. Hierbei lösen sich zahlreiche Glasbruchstücke von der Folie ab und fliegen ungehindert in den Schutzbereich (Abbildung 1.4). Es zeigte sich zudem, dass das Zerschneiden der Splitterschutzfolie beim Aufprall auf das Auffangsystem verhindert werden muss, beispielsweise indem die Stahllitzen mit einer Hülle aus Kunststoff ummantelt werden [7].

Auffangstangen (engl. *Catcher-bar System*) sind in ihrer Funktionsweise ähnlich zu Seilauffangsystemen. Sie bestehen meist aus mehreren steifen Stahl-Profilen und werden in Kombination mit folienverstärkten Verglasungseinheiten eingesetzt [206]. Ähnlich wie beim Seilauffangsystem können sich die Splitterschutzfolien beim Aufprall um die Auffangstangen wickeln. Auch hier gilt, dass

der Weiterflug von Glasbruchstücken nicht immer vollständig verhindert wird. Zudem können die Stangen die Funktionalität des Fensters beeinträchtigen, da sie die vollständige Öffenbarkeit des Fensterflügels verhindern.

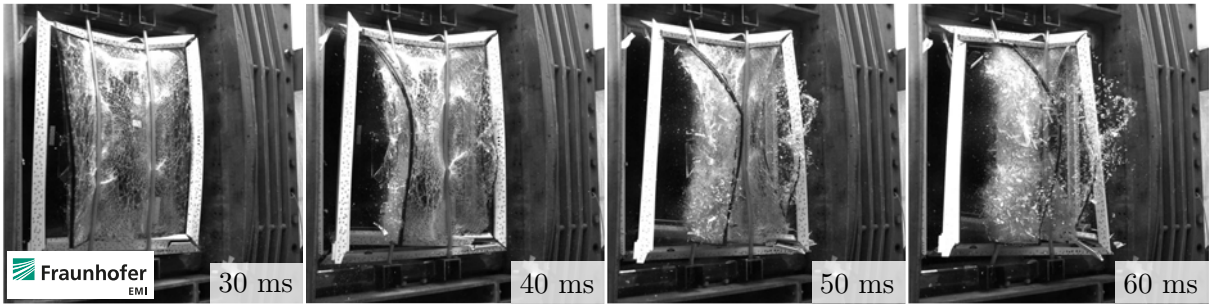


Abbildung 1.4: Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen aus einer Versuchsreihe mit einem Seilauffangsystem; die Verglasung des Kunststofffensters ist mit einer Splitterschutzfolie ausgestattet.

Splitterschutzvorhänge (engl. *Bast Curtains*) sind entweder straff gespannte oder schlaffe, fangnetzartige Systeme [140], die rauminnenseitig vor ein Fenster oder eine Fassade gehängt werden. Da nicht immer sichergestellt werden kann, dass Splitterschutzvorhänge die teilweise sehr kleinen Glasbruchstücke effektiv aufhalten, empfiehlt es sich, die Verglasung zusätzlich mit einer Splitterschutzfolie auszurüsten. Splitterschutzvorhänge müssen ständig geschlossen sein, was sich auf den Lichteinfall und das Wohlbefinden im Inneren des Gebäudes auswirken kann.

Als Fazit kann festgehalten werden, dass Seilauffangsysteme und Auffangstangen zwar in der Lage sind, relativ große Bruchstücke von Fensterrahmen aufzufangen, kleinere Glasbruchstücke werden hingegen weiterhin in den Schutzbereich geschleudert. Splitterschutzvorhänge sind dazu in der Lage, sowohl kleine als auch große Bruchstücke aufzufangen. Das Wohlbefinden im Innenraum kann jedoch durch die permanente Verdeckung des Fensters eingeschränkt werden.

1.3 Problemstellung und Zielsetzung

Bisher durchgeführte Sprengversuche an Fensterkonstruktionen [28, 7, 199] verdeutlichen, dass derzeit eingesetzten Ertüchtigungsmaßnahmen, wie Splitterschutzfolien und Auffangsysteme die Gefährdungen bei Explosionsbelastungen noch nicht ausreichend mindern. Herausgeschleuderte Bruchstücke des Fensters können weiterhin sekundäre Explosionsverletzungen (Schnittverletzungen, Schädelhirntraumata, etc. [84, 85]) bei betroffenen Personen hervorrufen. Insbesondere bestehen noch keine Untersuchungen dazu, wie die bekannten Schwachstellen bei Kunststofffenstern mit Mechanismen zum Öffnen und Schließen behoben werden können.

Die vorgestellte wissenschaftliche Arbeit adressiert die bisher unzureichend behandelte Problematik des Explosionsschutzes bei herkömmlichen einflügeligen Kunststofffenstern und befasst sich mit der Fragestellung, inwieweit dieser durch die Entwicklung und Weiterentwicklung von Ertüchtigungsmaßnahmen erhöht werden kann. Um entsprechende Ertüchtigungsmaßnahmen zielgerichtet entwickeln zu können, steht die Analyse der Trag- und Versagensmechanismen der Verglasung, der Fensterrahmen und deren Verbindungen untereinander im Vordergrund. Die Analyse erfolgt unter

Berücksichtigung der Werkstoffeigenschaften unter hochdynamischen Beanspruchungen.

Die derzeit eingesetzten Ertüchtigungsmaßnahmen für herkömmliche Kunststofffenster zielen nicht auf die Schwachstellen der Rahmenkonstruktion oder des Beschlagsystems ab, sondern konzentrieren sich überwiegend auf die Verglasung – insbesondere durch den Einsatz von Splitterschutzfolien. Ein Ziel der Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit ist es, die erkannten Schwachstellen durch Ertüchtigungsmaßnahmen zu beheben. Hierzu werden neu entwickelte Rahmeneckverstärkungen für Fensterkonstruktionen aus faserverstärkten Kunststoffen konzipiert und in Stoßrohrversuchen getestet. Zur Verstärkung der Anbindung des Flügelrahmens an den Blendrahmen wird ein einbruchhemmendes Beschlagsystem eingesetzt. Durch das Einkleben der Verglasung in den Flügelrahmen soll außerdem eine neuartige Randanbindung für die Splitterschutzfolien erprobt werden. Dieser Ansatz zielt darauf ab, sicherzustellen, dass die Folie auch nach dem Glasbruch eine Membrantragwirkung entfalten kann, was ihre Schutzwirkung erhöhen würde.

Die experimentelle Methodik dieser Forschungsarbeit umfasst die Untersuchung verschiedener Maßnahmenkombinationen, um optimale Lösungen für die Ertüchtigung von öffenbaren Kunststofffenstern zu identifizieren. Die Wirksamkeit dieser Maßnahmen wird durch eine Reihe von Stoßrohrversuchen überprüft. Dazu werden insgesamt 19 Versuche in 6 verschiedenen Belastungsszenarien einer Ferndetonation unternommen. Die Versuche finden in einer möglichst realitätsnah gestalteten Einbausituation am Gesamtfenster statt. Durch diese Methodik kann das Zusammenwirken der Trag- und Versagensmechanismen von Verglasung, Fensterrahmen und deren Verbindungen untereinander realitätsgetreu nachgebildet und untersucht werden. Um die Wirksamkeit der Maßnahmen zu bestimmen, werden die mögliche Gefährdung durch abgerissene Bruchstücke des Fensters analysiert. Die experimentellen Untersuchungen werden hierzu durch ein neues Auswerteverfahren für Stoßrohrversuche ergänzt, das auf Messdaten aus der digitalen Bildkorrelation (DIC) sowie Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen beruht.

Ergänzend zu den experimentellen Studien werden numerische Simulation der untersuchten Fenster einschließlich der Ertüchtigungsmaßnahmen an 3D-Gesamtsystemen durchgeführt. Ein Schwerpunkt bei der Entwicklung des numerischen Modells liegt auf der Beschreibung des Koppeleffektes von Zweischeiben-Isolierverglasungen unter Luftstoßbelastungen, der aufgrund des luftdicht abgeschlossenen Scheibenzwischenraumes auftritt. Darüber hinaus wird eine Methodik zur numerischen Modellierung der aufgebrachten Splitterschutzfolien erarbeitet. Die vorgestellte Modellierungsstrategie umfasst zudem die Nachbildung der vorhandenen Schwachstellen an den Rahmeneckverbindungen von Kunststoffrahmen. Es wird die Verzerrungsratenabhängigkeit von thermische entspanntem Flachglas untersucht, um eine möglichst präzise Werkstoffformulierung umzusetzen.

Abschließend soll gezeigt werden, inwiefern die gewählte Modellierungsstrategie an einem 3D-Gesamtmodell dazu geeignet ist, das komplexe Verhalten von Kunststofffenstern unter einer Explosionsbelastung abzubilden. Hierzu werden die numerischen Modelle anhand der durch DIC erfassten Verschiebungen des Fensters unter der Explosionsbelastung validiert. In Kombination mit den Versuchsergebnissen können aus den numerischen Simulationen neue Ansätze für die Weiterentwicklung der Ertüchtigungsmaßnahmen gewonnen werden. Darüber hinaus werden mit den validierten numerischen Modellen verschiedene Belastungsszenarien durch Parameterstudien untersucht und aus den Ergebnissen eine sogenannte Iso-Schädigungskurve im Druck-Impuls-Diagramm abgeleitet.

1.4 Aufbau der Arbeit

Im Kapitel 2 werden die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe von Kunststofffenstern und der Ertüchtigungsmaßnahmen behandelt. Soweit bekannt, wird die Abhängigkeit der Werkstoffverhaltens von der Verzerrungsrate und der Temperatur berücksichtigt. Zunächst werden die werkstoffspezifischen Grundlagen von thermisch entspanntem Flachglas vorgestellt, das zur Herstellung konventioneller Verglasungen verwendet wird. Die Beschreibung der Verzerrungsratenabhängigkeit von Glas wird auf Grundlage der Auswertung experimenteller Daten aus aktuellen Literaturstudien entwickelt und in der LS-DYNA-Werkstoffformulierung `*MAT_GLAS` umgesetzt. Anschließend wird auf die Eigenschaften der relevanten polymeren Werkstoffe eingegangen. Zu den betrachteten Kunststoffen gehört weichmacherfreies thermoplastisches Polyvinylchlorid (PVC-U), das zur Herstellung von Fensterrahmenprofilen verwendet wird. Es wird auf die Besonderheiten des Schweißens von PVC-U eingegangen, wobei die durch dieses Fügeverfahren hervorgerufene Festigkeitsminderung eine kritische Schwachstelle in den Eckverbindungen der Fensterrahmenprofile darstellt. Zur Bestimmung der Bruchfestigkeit der verschweißten Rahmeneckverbindungen werden Druckbiegeversuche des Profilherstellers ausgewertet, die gemäß dem Prüfverfahren der DIN EN 514:2018 an Rahmenecken durchgeführt wurden. Weitere Schwerpunkte des Abschnitts liegen auf den Werkstoffeigenschaften von Splitterschutzfolien aus biaxial orientiertem Polyethylenterephthalat (BO-PET) sowie der Klebverbindung mit der Verglasung. Abschließend werden die besonderen Werkstoffeigenschaften faserverstärkter Kunststoffe vorgestellt, die für die neu entwickelten Rahmeneckverstärkungen von Kunststofffenstern verwendet werden. Auch hierbei wird das Fügen an die PVC-U-Fensterrahmen eine zentrale Rolle spielen. Die Ausführungen in Kapitel 2 unterstützen einerseits die Auswertung der durchgeführten Explosionsversuche und bieten andererseits Ansatzpunkte für die Werkstoffmodellierung bei den numerischen Simulationen der Kunststofffenster.

Das Kapitel 3 befasst sich mit der mechanischen Beschreibung der Strukturantwort eines Kunststofffensters. Die Ausführungen gehen im Wesentlichen von statischen Einwirkungen aus, sind jedoch weitgehend auf das Verhalten unter dynamischen Belastungen übertragbar. Zunächst werden die konstruktiven Eigenschaften der einzelnen Fensterkomponenten vorgestellt. Anschließend werden die Tragmechanismen der Verglasung, des Fensterrahmens und deren Zusammenwirken als Gesamtkonstruktion diskutiert. Wichtige Kernelemente sind die Beschreibung des Koppeleffektes bei Zweischeiben-Isolierverglasungen und der Übergang vom intakten zum geschädigten Zustand einer mit Splitterschutzfolien ausgestatteten Glasscheibe. Ausgehend von einer FSI-Simulation (Fluid-Struktur-Interaktion) des Koppeleffektes im Luftbereich des Scheibenzwischenraumes wird ein Ersatzlastansatz entwickelt, der auf das Gesamtmodell im Kapitel 7 übertragen wird. Darüber hinaus wird im Kapitel 3 auf die Lastabtragung von Flügel- und Blendrahmen eingegangen, bei denen unter Querlasten Torsionsbeanspruchungen auftreten. Im Rahmen dieser Analyse werden die Bereiche der Fensterrahmen identifiziert, in denen besonders hohe Spannungen auftreten. Dies ermöglicht die Erkennung von potenziellen Schwachstellen in der Struktur. Auf Basis der in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse können gezielt Ertüchtigungsmaßnahmen zur Erhöhung der Tragfähigkeit der Fensterkonstruktion entwickelt werden. Darüber hinaus bilden sie die Grundlage für die Modellierung des Tragmodells in der numerischen Simulation.

Das Kapitel 4 befasst sich mit den Grundsätzen zur Ausbreitung und Reflexion von Luftstoßwellen.

Die Ausführungen beschränken sich auf ein Szenario einer Ferndetonation. Luftstoßbelastungen aus Deflagrationen werden nicht behandelt. Weiterhin wird auf Basis einer Literaturrecherche die Schadensanfälligkeit herkömmlicher Fenster und die daraus resultierende Gefährdung von Personen behandelt. Es wird zudem auf die normativen Regelungen zur Ermittlung der Sprengwirkungshemmung von Verglasungen und Fenstern eingegangen. Der Fokus liegt auf den Prüfverfahren in Stoßrohrversuchsanlagen. Das Kapitel liefert die Grundlagen zur Planung, Durchführung und Auswertung von Sprengversuchen zur Untersuchung der Sprengwirkungshemmung von ertüchtigten Kunststofffenstern.

Kapitel 5 beschreibt den Versuchsaufbau sowie die Ergebnisse der 19 durchgeführten Stoßrohrversuche an unverstärkten und ertüchtigten Kunststofffenstern. Es wird das umfangreiche Messprogramm erörtert, das auf dem Einsatz von Druckmesssensoren, einem DIC-Messaufbau mit Hochgeschwindigkeits-Videokameras und Temperaturmessungen basiert. Um die Wirksamkeit der erprobten Ertüchtigungsmaßnahmen zu bestimmen, werden verschiedene Methoden zur Dokumentation der Versuchsergebnisse umgesetzt. Dazu gehört ein neu entwickeltes Verfahren zur Bewertung der Gefährdung von Personen durch umherfliegende Bruchstücke des Fensters, jedoch auch ein bereits bekanntes Bewertungskonzept in Anlehnung an die ISO 16934:2007. Das neue Bewertungskonzept beruht auf den vorgenommenen DIC-Messungen und Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen. Es erfasst die Schädigungsvorgänge während der Stoßrohrversuche. Die Versuchsergebnisse der 19 Versuche werden im Kapitel 6 ausführlich diskutiert und die Wirksamkeit der erprobten Ertüchtigungsmaßnahmen bewertet.

Das Kapitel 7 ist der Modellbildung für die numerischen Simulationen gewidmet, wobei die Erkenntnisse aus Kapitel 3 umgesetzt werden. Die Modellbildung erfolgt als 3D-Gesamtsystem in der Software LS-DYNA. Das Gesamtmodell des Kunststofffensters wird dabei in mehrere Teilmodelle unterteilt, beispielsweise in die Verglasung, den Fensterrahmen und die Fensterbeschläge. Die Vorgehensweise bei der 3D-Modellierung und Vernetzung der einzelnen Teilmodelle wird erörtert und die Modularität des gewählten Modellierungsansatzes vorgestellt. Zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens in der numerischen Simulation werden teilweise nichtlineare, verzerrungsratenabhängige Werkstoffmodelle implementiert. Um das Bruchverhalten der Verglasung abzubilden, wird auf ein Werkstoffmodell mit Schädigungsformulierung zurückgegriffen, welches in der Lage ist, das Nachbruchverhalten und die Rissbildung mit Riss-Schließungseffekten zu erfassen. Das im Kapitel 2 formulierte Verzerrungsratenmodell für thermisch entspanntes Flachglas wird implementiert. Die Kopplung der Verglasung mit der Splitterschutzfolie erfolgt über Knotenkontakte, mit denen Kriterien für die Delamination der Glasbruchstücke ergänzt werden können. Bruchvorgänge an den verschweißten Rahmeneckverbindungen werden mit Elementerosion umgesetzt, wobei das Schädigungskriterium anhand der im Kapitel 2 vorgestellten Druckbiegeversuche kalibriert wird. Als simulierte Variante der Rahmeneckverstärkungen werden Patches aus glasfaserverstärktem Kunststoff aufgebracht, die mit dem Fensterrahmen verschraubt sind. Ein zentraler Punkt ist die Abbildung der Wechselwirkung zwischen den Fensterkomponenten, die durch penaltybasierte Kontaktformulierungen abgebildet werden.

Im Kapitel 8 wird durch die Validierung der numerischen Modelle gezeigt, dass die gewählte Modellierungsstrategie an einem 3D-Gesamtmodell dazu geeignet ist, das komplexe Verhalten von Kunststofffenstern unter einer Explosionsbelastung abzubilden. Zur Validierung der numerischen

Simulationen, werden die Messdaten aus der digitalen Bildkorrelation herangezogen. Ergänzend werden die in der Versuchsreihe erfassten Bruchzeitpunkte der Verglasung und der Rahmenecken mit den Ergebnissen der numerischen Simulationen verglichen. Das validierte numerische Modell eines ungeschützten Fensters wird anschließend in einer Parameterstudie untersucht, um sein Verhalten unter verschiedenen Belastungsszenarien zu simulieren. Aus den Ergebnissen wird eine Iso-Schädigungskurve im Druck-Impuls-Diagramm abgeleitet, die als Grenzkurve für den erforderlichen baulichen Schutz bei Explosionsereignissen verstanden werden kann.

Das Kapitel 9 fasst die wesentlichen Ergebnisse der Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick auf weiterführende Fragestellungen für die Forschung und Entwicklung von Explosions-Ertüchtigungen für Fenster.

2 Mechanisches Werkstoffverhalten

Das nachfolgende Kapitel ist dem mechanischen Verhalten der Werkstoffe gewidmet, die im Rahmen dieser Arbeit eine wesentliche Rolle spielen. Soweit bekannt, werden die dynamischen Werkstoffeigenschaften ausführlich behandelt.

Abschnitt 2.1 geht auf das Werkstoffverhalten von thermisch entspanntem Flachglas ein, das zur Fertigung herkömmlicher Verglasungen verwendet wird. Bisher wurden nur wenige experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von thermisch entspanntem Flachglas unter hohen Verzerrungsraten veröffentlicht. Aus diesem Grund wird die Verzerrungsratenabhängigkeit in numerischen Berechnungen häufig vernachlässigt und stattdessen die quasi-statische Festigkeit zur Bestimmung des dynamischen Verhaltens herangezogen. In dieser Arbeit wird, basierend auf einer umfassenden Analyse aktueller Studien und Literaturquellen, das Verzerrungsratenmodell der LS-DYNA Materialformulierung `*MAT_GLAS` für die numerischen Simulationen kalibriert.

Der Abschnitt 2.2 ist dem Werkstoffverhalten von Bauteilen und Ertüchtigungsmaßnahmen aus Kunststoffen gewidmet. Dazu gehört weichmacherfreies thermoplastisches Polyvinylchlorid (PVC-U, Abschnitt 2.2.3), aus dem die Rahmenprofile eines Kunststofffensters hergestellt werden. Es wird auf die Besonderheiten von geschweißten Rahmenprofilen aus PVC-U eingegangen, die eine kritische Schwachstelle bei Rahmeneckverbindungen hervorrufen. Weitere Schwerpunkte des Abschnittes 2.2 sind die Werkstoffeigenschaften von Splitterschutzfolien (Abschnitt 2.2.4) aus biaxial orientiertem Polyethylenterephthalat (BO-PET).

Der Abschnitt 2.3 geht auf Komponenten aus faserverstärkten Kunststoffen (FVK) ein. Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten und untersuchten Rahmeneckverstärkungen zur Schwachstellenbehebung von geschweißten Rahmeneckverbindungen von Kunststofffenstern bestehen aus FVK. Neben der Werkstoffformulierung ist ein Hauptaugenmerk dieses Abschnittes die Verbindung von FVK-Komponenten mit Bauteilen aus Kunststoff.

Die Ausführungen in diesem Kapitel unterstützen einerseits die Auswertung der durchgeführten Explosionsversuche (Kapitel 5) und geben andererseits die Modellierungsstrategie für die numerischen Simulationen von Kunststofffenstern unter Explosionsbelastungen vor, die im Kapitel 7 vorgestellt werden. Weiterführende Grundlagenliteratur findet sich unter anderem in Meyers [154], Rösler et al. [186], Schneider et al. [188], Domininghaus et al. [69] und Hiermaier [107].

2.1 Thermisch entspanntes Flachglas

Konventionelle Fensterverglasungen, die keine besonderen Sicherheitsanforderungen erfüllen müssen, bestehen in der Regel aus thermisch entspanntem Flachglas (engl. annealed glass) [196]. Dieses Glas wird industriell im sogenannten Floatverfahren hergestellt, das in den 1960er Jahren vom

britischen Ingenieur Alastair Pilkington entwickelt wurde [34]. Das Floatverfahren hat die Besonderheit, dass die Glasschmelze nicht durch Walzen oder Blasen geformt wird, sondern durch das Gießen in ein Zinnbad. Da Glas eine geringere Dichte als Zinn besitzt, schwimmt es auf der Oberfläche des Zinns (engl. *to float*) und breitet sich gleichmäßig zu einem flachen Glasband aus [24]. Nachdem das Glasband die Floatkammer verlässt, hat es eine Temperatur von etwa 600 °C. Es durchläuft anschließend einen Kühlkanal, in dem es möglichst langsam abgekühlt wird, um eingeprägte Eigenspannungen zu vermeiden [24]. Das resultierende Flachglas wird als „thermisch entspannt“ bezeichnet [196].

In diesem Unterkapitel wird auf das mechanische Werkstoffverhalten von thermisch entspanntem Flachglas eingegangen. Zunächst werden im Abschnitt 2.1.1 die grundlegenden Werkstoffeigenschaften unter quasi-statischen Beanspruchungen diskutiert. Der Einfluss von Defekten in Glasbauteilen auf die Bruchfestigkeit sowie die Bruchtheorie werden erörtert. Abschnitt 2.1.2 behandelt das unterkritische Risswachstum, das die allmähliche Vergrößerung von Defekten unter Beanspruchungen erfasst. Überlegungen zum Risswachstum bilden die Grundlage für die Formulierung des Risikointegrals im Abschnitt 2.1.3, das es erlaubt, die Belastungsgeschichte als zeitabhängiger Aspekt in der Festigkeitsermittlung zu berücksichtigen.

Ein Hauptaugenmerk dieses Unterkapitels liegt auf den dynamischen Eigenschaften von thermisch entspanntem Flachglas. Zur Bestimmung der dynamischen Eigenschaften wird einerseits das Risikointegral ausgewertet, andererseits werden im Abschnitt 2.1.4 experimentelle Studien zur Verzerrungsratenabhängigkeit analysiert. Anhand der experimentellen Daten wird das Verzerrungsratenmodell der LS-DYNA Materialformulierung `*MAT_GLAS` zur Beschreibung der Zugfestigkeit von Glas kalibriert. Das kalibrierte Verzerrungsratenmodell wird mit den Ergebnissen des Risikointegrals für konstante Spannungsraten verglichen und im Kapitel 8 in den numerischen Simulationen der explosionsbelasteten Verglasungen eingesetzt.

2.1.1 Werkstoffeigenschaften unter quasi-statischen Beanspruchungen

Glas kann als isotroper, homogener Werkstoff charakterisiert werden, der sich unter Druck- und Zugbeanspruchung annähernd ideal linear-elastisch verhält [24]. Sobald im Glasbauteil die Bruchspannung σ_f erreicht wird, tritt ein schlagartiger Sprödbruch mit unkontrollierter Rissausbreitung auf. Die DIN EN 572-1:2016-06 [64] gibt die in der Tabelle 2.1 zusammengefassten charakteristischen Werkstoffkenngrößen für Glas im Bauwesen an.

Tabelle 2.1: Werkstoffkenngrößen von thermisch entspanntem Flachglas gemäß der DIN EN 572-1:2016-06 [64].

Werkstoffkenngröße	
Charakteristische Biegezugfestigkeit $f_{g,k}$	45 MPa
Dichte ρ_{Glas}	2500 kg/m^3
Elastizitätsmodul E_{Glas}	70 000 MPa
Querverformungszahl υ_{Glas}	0,23

Der Wert der charakteristischen Biegezugfestigkeit versteht sich als 5%-Quantilwert. Das bedeutet,

dass 5 % der Bauteile die Festigkeit von 45 MPa unterschreiten.

Die Druckfestigkeit von Glas ist in der Praxis häufig nicht relevant, da das Versagen unter Zugspannungen überwiegt [188]. So enthält etwa die aktuell baurechtlich eingeführte DIN EN 572-1:2016-06, die die allgemeinen physikalischen und mechanischen Eigenschaften von Glas beschreibt, keine Angaben zur Druckfestigkeit. In der zurückgezogenen DIN 1249-10 wird hingegen ein Druckfestigkeitsbereich von 700 MPa bis 900 MPa ausgewiesen.

Defekte auf Glasbauteilen

Die praktische Festigkeit von Glas bezieht sich auf seine Fähigkeit, Defekten zu widerstehen und deren Ausbreitung zu verhindern. Dieser Widerstand ist im Wesentlichen geprägt von

- der Oberflächen- und Kantenqualität des Flachglases,
- den Abmessungen der beanspruchten Fläche,
- den Umgebungsbedingungen
- sowie der Verzerrungsrate.

Zur Veranschaulichung der strukturellen Eigenschaften von Defekten zeigt Abbildung 2.1 eine mikroskopische Aufnahme eines 20 Jahre alten Flachglases. Zu den sichtbaren Defekten gehören linienförmige Kratzer und kleine Absplitterungen.

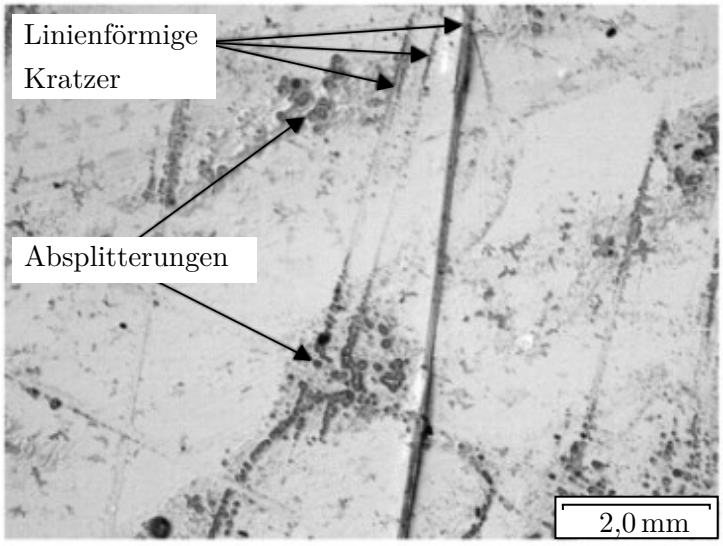


Abbildung 2.1: Mikroskopische Aufnahme eines 20 Jahre alten Flachglases, aus Overend und Zammit [172].

Bereits bei der Herstellung eines Flachglases im Floatverfahren können Qualitätsunterschiede zwischen der Glasoberfläche auf der Gasseite (Luft) und der Zinnseite (Zinnbad) auftreten [24]. Die Anzahl der Defekte auf der Zinnseite ist dabei in der Regel höher als auf der Gasseite, da auf der Zinnseite kleine Zinneinschlüsse verbleiben können. Weitere Defekte können bei der Verarbeitung der Flachgläser entstehen, beispielsweise beim Zuschneiden oder beim Kontakt mit den Transportrollen im Werk [196]. Im Laufe der Lebensdauer wird die Anzahl der Defekte durch äußere Einflüsse, wie beispielsweise Witterungseinflüsse, in der Regel erhöht [179].

Rissöffnungsmoden

Die Beschreibung der Festigkeit von spröden Materialien wie Glas kann mithilfe der linear-elastischen Bruchmechanik erfolgen, welche Defekte als Ursprung der Rissausbreitung annimmt. Abbildung 2.2 zeigt drei grundlegende Rissöffnungsmodi:

- *Rissöffnungsmodus I*: Der Riss öffnet sich infolge von Spannungen, die senkrecht zu den Rissflanken wirken.
- *Rissöffnungsmodus II und III*: Der Riss öffnet sich infolge von Quer- und Längsscherungen, bei denen die Belastungen parallel zu den Rissflanken erfolgen.

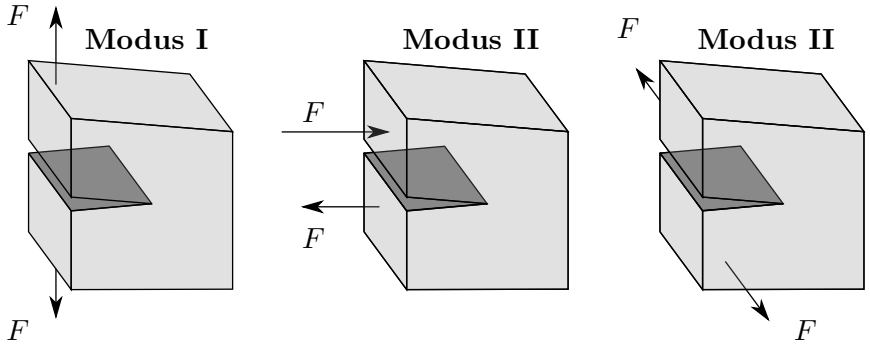


Abbildung 2.2: Rissöffnungsmodi der Bruchmechanik, in Anlehnung an Rösler et al. [186].

Bei Bruchvorgängen in Quer- und Längsscherung können die Rissufer bei entgegengesetzter Verschiebung in Kontakt treten, wodurch die äußere Arbeit anteilig in Reibung umgewandelt wird [24]. Unter Biegebeanspruchung wird deshalb meist ausschließlich der Rissöffnungsmodus I betrachtet, da dieser einen geringeren Energieaufwand als Quer- und Längsscherung erfordert und somit ausschlaggebend wird. Im Folgenden kennzeichnet der Index I die Vorgänge im Rissöffnungsmodus I.

Irwin'sches Bruchkriterium

Das Irwin'sche Bruchkriterium [113] besagt, dass eine schlagartige Rissausbreitung auftritt, sobald der Spannungsintensitätsfaktor K_I (Einwirkung) an einem Defekt die Bruchzähigkeit K_{IC} (Widerstand) des Werkstoffes erreicht. Hierbei gilt:

$$K_I = K_{IC}. \tag{2.1}$$

Der *Spannungsintensitätsfaktor* K_I beschreibt die Spannungskonzentration, die sich an der Defektspitze einstellt. Er ist abhängig von der Geometrie des Defektes und der senkrecht zu den Rissufern wirkenden Hauptnormalspannung σ_1:

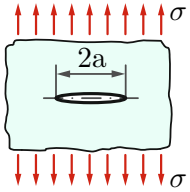
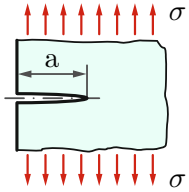
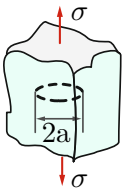
$$K_I = Y\sigma_1\sqrt{\pi a}. \tag{2.2}$$

Overend und Zammit [172] geben typische Defektlängen von $a = 50\,\mu m$ für mäßig verwittertes Glas und $a = 1000\,\mu m$ für mikroskopisch kleine Absplitterungen (Chips) an. Übliche Geometriekorrekturfaktoren Y sind in der Tabelle 2.2 zusammengestellt. Sie berücksichtigen die Geometrie und Lage eines Defektes.

Der inhärente Widerstand eines Werkstoffes gegen Risswachstum wird durch die *Bruchzähigkeit* K_{IC} erfasst, die experimentell in sogenannten Kompakt-Zugversuchen (engl. *compact tension CT*) bestimmt werden kann. Für Kalk-Natron-Glas werden in der Literatur Bruchzähigkeiten K_{IC} von

0,72 MPa$\sqrt{\text{m}}$ bis 0,82 MPa$\sqrt{\text{m}}$ angegeben [136]. Im Vergleich dazu, erreichen metallische Werkstoffe deutlich höhere Bruchzähigkeiten von etwa 20 MPa$\sqrt{\text{m}}$ bis 150 MPa$\sqrt{\text{m}}$ [155].

Tabelle 2.2: Geometriekorrekturfaktoren Y für verschiedene Defekt-Geometrien, in Anlehnung an RÖSLER et al. [186].

Linienförmiger Kratzer (Scheibenmitte)	Linienförmiger Kratzer (Scheibenrand)	Tellerförmiger Defekt
		
Y = 1	Y = 1,12	Y = $2/\pi$

Bruchfestigkeit infolge eines Defektes

Die Bruchfestigkeit σ_f infolge eines Defektes kann durch Einsetzen der Gleichung 2.2 in Gleichung 2.1 und Umstellen nach der Spannung bestimmt werden und ergibt sich zu:

$$\sigma_f = \frac{K_{IC}}{Y\sqrt{\pi a}}. \tag{2.3}$$

Abbildung 2.3 verdeutlicht anhand der ausgewerteten Gleichung 2.3 die Abhängigkeit der Bruchfestigkeit σ_f von der Defektlänge a und der Defekt-Geometrie. Bei der Berechnung wurde eine Bruchzähigkeit von $K_{IC} = 0{,}82\,\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ für Glas angenommen. Die Festigkeit wurde für a) einen tellerförmigen Oberflächendefekt, b) einen linienförmigen Kratzer in Scheibenmitte und c) einen linienförmigen Kratzer am Scheibenrand berechnet.

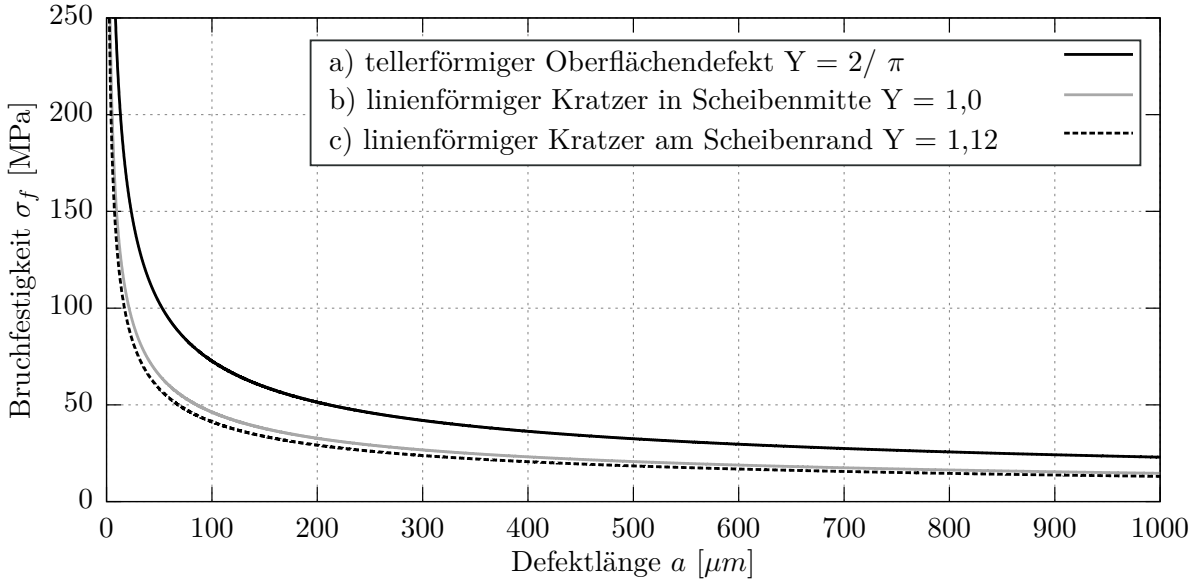


Abbildung 2.3: Bruchfestigkeit σ_f in Abhängigkeit von der Defektlänge bei verschiedenen Korrekturfaktoren Y mit einer Bruchzähigkeit von $K_{IC} = 0{,}82\,\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Abbildung 2.3 verdeutlicht, dass mit zunehmender Defektlänge a die Bruchfestigkeit σ_f stark

abnimmt. Außerdem zeigt sich eine starke Abhängigkeit der Bruchfestigkeit von der Geometrie des Defektes. Ein Flachglas mit einem tellerförmigen Oberflächendefekt besitzt demnach bei gleicher Defektlänge eine deutlich höhere Festigkeit als Flachgläser mit linienförmigen Kratzern.

Bruchfestigkeit infolge mehrerer Defekte
Das Beispiel in der Abbildung 2.3 veranschaulicht die Auswirkungen eines einzelnen, klar definierten Defektes auf die Bruchfestigkeit eines Glasbauteils. In der Praxis können jedoch, wie die mikroskopische Aufnahme des Flachglases in der Abbildung 2.1 entnommen werden kann, mehrere zufällig verteilte Defekte auf der Glasoberfläche vorhanden sein. Neben der Anzahl von Defekten variieren auch deren Geometrie, die Lage und die Länge. Maßgebend für die Bruchfestigkeit eines Flachglases ist der sogenannte *kritische Defekt* (schwächstes Glied in der Kette), der die Festigkeit des Bauteils festlegt. Die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines kritischen Defektes nimmt dabei mit der Oberfläche beziehungsweise mit dem Volumen des Glases zu [27, 232].

Zusammenfassend ist anzumerken, dass die Bruchfestigkeit von Glasbauteilen kein absoluter, deterministischer Wert ist, denn sie wird erheblich von der Anzahl, der Form, der Lage und der Größe von Defekten beeinflusst [187]. Die Ermittlung der Bruchfestigkeit geht deshalb meist mit probabilistischen Überlegungen einhergehen, die auf einer großen Anzahl an Stichproben beruhen [232]. Relevante Prüfnormen zur Bestimmung der Biegefestigkeit von Glas, wie die DIN EN 1288, geben aktuell keine konkrete Anzahl der Stichproben vor. Schneider et al. [188] empfehlen einen Stichprobenumfang ≥ 10, um eine Aussage über den gesuchten Quantilwert der Festigkeit zu erhalten.

2.1.2 Risswachstum

In den bisherigen Betrachtungen wurde auf das Irwin'sche Bruchkriterium eingegangen, das ein schlagartiges (instabiles) Risswachstum annimmt, sobald der Spannungsintensitätsfaktor K_I (Einwirkung) an einem Defekt die Bruchzähigkeit K_{IC} (Widerstand) des Werkstoffes erreicht (Gleichung 2.2). Langsames, stabiles Risswachstum mit der Risswachstumsgeschwindigkeit v_r ist hingegen bereits bei Spannungsintensitätsfaktoren möglich, die weit unterhalb des Bruchkriteriums liegen ($K_I<K_{IC}$). Dieses Phänomen wird in der Literatur als subkritisches Risswachstum oder Spannungsrisskorrosion bezeichnet [136].

Die Risswachstumsgeschwindigkeit v_r während des subkritischen Risswachstums hängt von mehreren Einflussgrößen ab [99]. Dazu gehören:

- der aktuelle Spannungsintensitätsfaktor K_I,
- die relative Luftfeuchte in % r.F.,
- die Umgebungstemperatur und
- die chemische Zusammensetzung des Glases.

Abbildung 2.4a verdeutlicht anhand von Versuchsdaten aus Wiederhorn [223] die Abhängigkeit der Risswachstumsgeschwindigkeit v_r vom Spannungsintensitätsfaktor K_I und von der relativen Luftfeuchte. Zur Beschreibung der Beziehung zwischen Risswachstumsgeschwindigkeit und Spannungsintensitätsfaktor wird meist die in der Abbildung 2.4b dargestellte Bereichseinteilung herange-

zogen [136, 137].

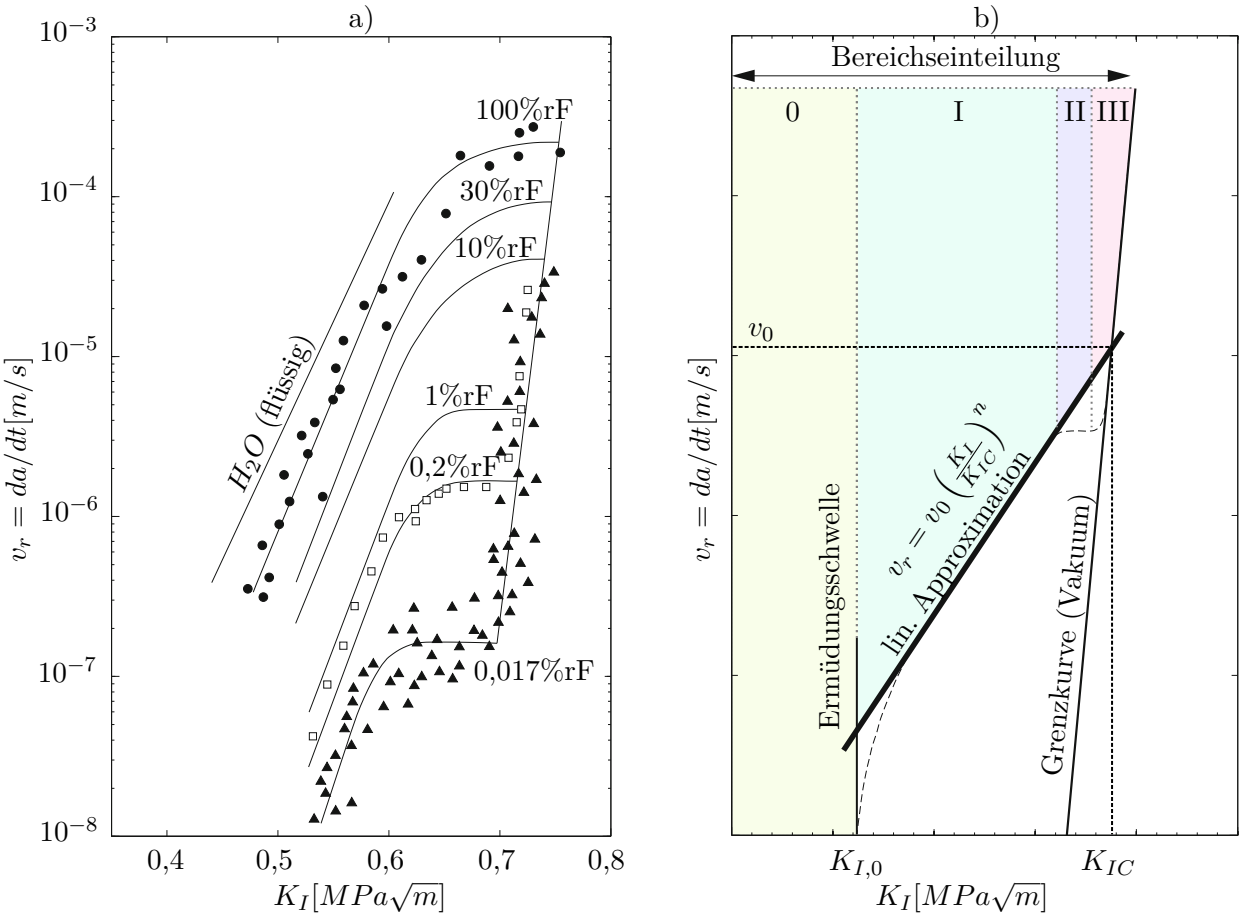


Abbildung 2.4: a) Versuchsdaten aus Wiederhorn [223] zur Risswachstumsgeschwindigkeit v_r in Abhängigkeit vom Spannungsintensitätsfaktor K_I bei Variation der relativen Luftfeuchte ($\%rF$); b) Schematischer Verlauf der Ausgleichskurve, in Anlehnung an Schula [189].

Im **Bereich 0** (Abbildung 2.4) liegt der Spannungsintensitätsfaktor noch weit unterhalb der sogenannten Ermüdungsschwelle $K_{I,0}$ von etwa 0,24 MPa$\sqrt{\text{m}}$ [96, 136]. Risswachstum tritt praktisch nicht auf.

Im **Bereich I** (Abbildung 2.4) liegt das sogenannte Spannungsrisskorrosionsregime [40]. In diesem Bereich wird die Risswachstumsgeschwindigkeit v_r üblicherweise durch die Gleichung 2.4 nach Charles [37] approximiert. Die Risswachstumsgeschwindigkeit hängt dabei exponentiell vom aktuellen Spannungsintensitätsfaktor K_I und der Bruchzähigkeit K_{IC} ab:

$$v_r = \frac{da}{dt} = v_0 \left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)^n. \tag{2.4}$$

Zwei wichtige Werkstoffkenngrößen in Gleichung 2.4 sind die Risswachstumsgeschwindigkeit v_0 beim Erreichen der Bruchzähigkeit K_{IC} und der Risswachstumsparameter n. Typische Werte sind in Tabelle 2.3 zusammengestellt. Es zeigt sich eine starke Abhängigkeit von den Umgebungsbedingungen (Abbildung 2.4a), die häufig mit dem Eindringen von Wassermolekülen in die Defekte erklärt wird. Ausführliche Hintergründe zu diesem Phänomen finden sich in [136, 188, 137, 99] und [40].

Es ist wichtig anzumerken, dass in der Regel die Gleichung 2.4 nach Charles [37] verwendet wird,

um die Bruchfestigkeit von Glas unter verschiedenen Belastungsgeschichten zu bestimmen. Auf dieses Vorgehen wird im Abschnitt 2.1.3 tiefgehend eingegangen.

Im **Bereich II** (Abbildung 2.4) verhält sich die Risswachstumsgeschwindigkeit v_r nahezu unabhängig vom Spannungsintensitätsfaktor K_I. Die Risswachstumsgeschwindigkeit wird durch die Transportgeschwindigkeit der Wassermoleküle begrenzt [136].

Im **Bereich III** (Abbildung 2.4) wächst die Risswachstumsgeschwindigkeit v_r, wie im Bereich I, exponentiell mit dem Spannungsintensitätsfaktor K_I an. Die Steigung der Ausgleichskurve im Bereich III ist jedoch deutlich ausgeprägter als im Bereich I (Abbildung 2.4). Alle Messdaten liegen, unabhängig von den Umgebungsbedingungen, auf einer gemeinsamen Grenzkurve. Wiederhorn [223] folgerte daraus, dass das Risswachstum im Bereich III unabhängig von den Umgebungsbedingungen ist. Die Beziehung zwischen Risswachstumsgeschwindigkeit und Spannungsintensitätsfaktor wird daher für den Bereich III in der Regel unter Vakuumbedingungen bestimmt.

Tabelle 2.3: Werkstoffkenngrößen v_0 und n zur Ermittlung der Risswachstumsgeschwindigkeit für Kalk-Natron-Glas mit einer Bruchzähigkeit K_{IC} von $0,75 MPa\sqrt{m}$ [136, 189].

Literaturquelle	Umgebungsbedingung	v_0[m/s]	n[-]
Wiederhorn [223]	H_2O	$3{,}8 \cdot 10^{-3}$	17,4
	100 % r.F.	$3{,}6 \cdot 10^{-3}$	20,8
	30 % r.F.	$1{,}7 \cdot 10^{-3}$	22,6
	0,2 % r.F.	$0{,}6 \cdot 10^{-3}$	21,4
	0,017 % r.F.	$9{,}0 \cdot 10^{-5}$	27,2
	Vakuum	$1{,}3 \cdot 10^{-4}$	93,3
Kerkhof et al. [124]	H_2O	$5{,}0 \cdot 10^{-2}$	16,0
	50 % r.F.	$2{,}5 \cdot 10^{-3}$	18,8
	Vakuum	$4{,}5 \cdot 10^{-7}$	70,0

Zusammenfassend kann Risswachstum in Form von subkritischem Risswachstum bereits in Spannungsbereichen unterhalb des Bruchkriteriums auftreten. Ein Defekt vergrößert sich über einen gewissen Zeitraum stabil, bis er eine kritische Größe erreicht und schließlich das Irwin'sche Bruchkriterium erfüllt ist. Dies ist der Zeitpunkt des Glasbruches. Die Risswachstumsgeschwindigkeit im unterkritischen Spannungsbereich hängt vom aktuellen Spannungsintensitätsfaktor K_I, den Umgebungsbedingungen und der chemischen Zusammensetzung des Glases ab.

2.1.3 Risikointegral

Basierend auf den Überlegungen zur Risswachstumsgeschwindigkeit v_r kann die Belastungsgeschichte eines Bauteils bei der Festigkeitsberechnung berücksichtigt werden. Dieser Ansatz basiert auf dem sogenannten *Risikointegral*, auch bekannt als Brown'sches Integral [32]. Die Herleitung ist in Siebert und Maniatis [196] ausführlich beschrieben.

Ausgangspunkt für das Risikointegral ist die Gleichung 2.4 nach Charles [37], mit der die Risswachstumsgeschwindigkeit v_r im Spannungsrisskorrosionsregime (Bereich I) berechnet wird. Setzt man hier die Gleichung 2.2 zur Berechnung der Spannungsintensität $K_I(t)$ ein, so ergibt sich folgender

Zusammenhang:

$$v_r = \frac{da}{dt} = v_0 \left(\frac{K_I(t)}{K_{IC}} \right)^n = v_0 \left(\frac{Y\sigma(t)\sqrt{\pi a}}{K_{IC}} \right)^n .$$

Aufgelöst nach dem Spannungs-Zeit-Verlauf $\sigma(t)$ (Belastungsgeschichte) ergibt sich:

$$\int [\sigma(t)]^n dt = \frac{K_{IC}^n}{v_0 Y^n \pi^{n/2}} \int_{a_i}^{a} \left[a^{-n/2} \right] da.$$

Aus der anschließenden Integration über die Risslänge a resultiert das Risikointegral [196] zu:

$$\int [\sigma(t)]^n dt = \frac{2K_{IC}^n}{(n-2)v_0 (Y\sqrt{\pi})^n a^{(n-2)/2}}. \tag{2.5}$$

Der linke Term beschreibt die Einwirkung (Belastungsgeschichte) auf das Bauteil und der rechte Term den Widerstand.

Risikointegral für konstante Spannungsraten

Im Folgenden wird das Risikointegral für konstante Spannungsraten verwendet, um die quasi-statische Bruchfestigkeit von Glas in eine dynamische Bruchfestigkeit umzurechnen. Zur Veranschaulichung sind in der Abbildung 2.5 Spannungs-Zeit-Verläufe für verschiedene Spannungsraten $\dot{\sigma}$ dargestellt, die sich an der unterschiedlichen Steigung des entsprechenden Spannungs-Zeit-Verlaufs erkennen lassen.

Der Spannungs-Zeit-Verlauf in der Abbildung 2.5a repräsentiert das Ergebnis eines Doppelring-Biegeversuches nach DIN EN 1288-1:2000 [54]. Die Spannung wird bis zum Bruch mit einer konstanten Spannungsrate $\dot{\sigma}_{k,qs}$ (Index k = konstant) von etwa $\dot{\sigma}_{k,qs}$= 2,0 ± 0,4 MPa/s erhöht. Die erreichte Spannungsrate im Doppelring-Biegeversuch nach Norm ist im Vergleich zu den Spannungsraten bei kurzzeit-dynamischen Beanspruchungen durch Pendelschlag (Abbildung 2.6a) oder Luftstoß (Abbildung 2.6b) gering und wird deshalb als quasi-statische Spannungsrate (Index qs) bezeichnet.

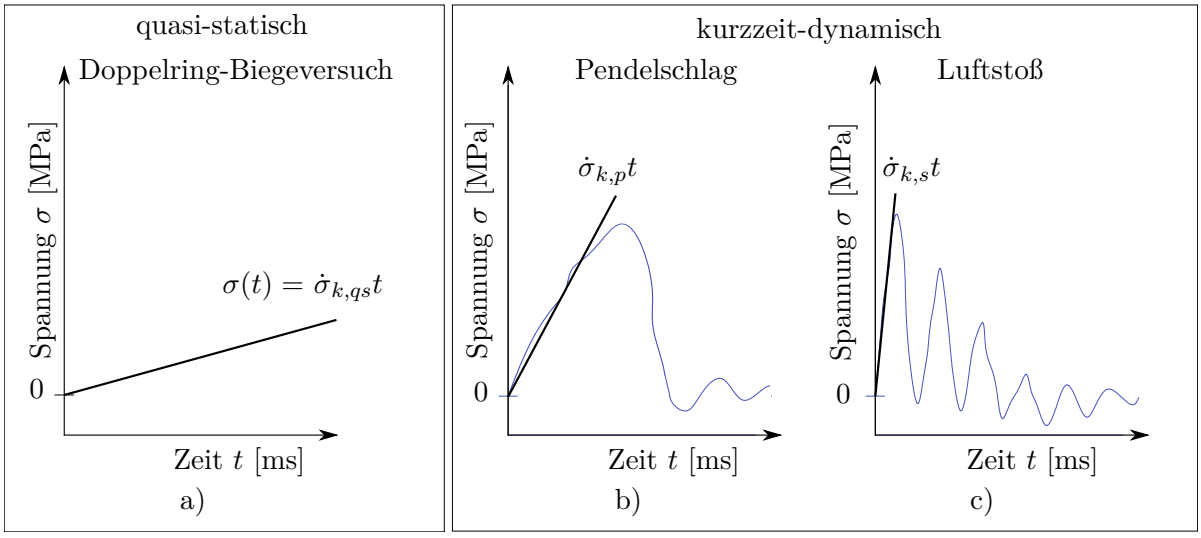


Abbildung 2.5: Spannungs-Zeit-Verläufe aus a) Doppelring-Biegeversuch, b) Pendelschlag (weicher Stoß), c) Luftstoß, in Anlehnung an KUNTSCHE [136].

Zur weiteren Orientierung zeigt Abbildung 2.6 eine grobe Einteilung der Spannungsratenbereiche bei quasi-statischer Beanspruchung, Pendelschlag, Explosion und Impakt. Es gilt demnach $\dot{\sigma}_{k,qs} < \dot{\sigma}_{k,p} < \dot{\sigma}_{k,s}$.

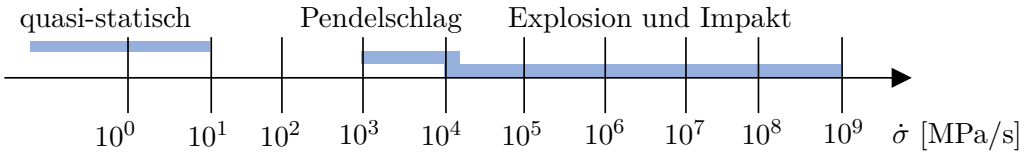


Abbildung 2.6: Spannungsratenbereiche bei verschiedenen Beanspruchungen, in Anlehnung an KUNTSCHE [136].

Bei dynamischen Beanspruchungen wie Pendelschlag oder Luftstoß treten zum Teil komplexe Spannungs-Zeit-Verläufe in einem beanspruchten Bauteil auf (Abbildung 2.5b und c). Der Spannungs-Zeit-Verlauf und somit die Spannungsrate $\dot{\sigma}(\mathrm{t})$ beziehungsweise die Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}(\mathrm{t})$ verändern sich in extrem kurzer Zeit.

Um nachfolgend einen vereinfachten Ansatz zu verfolgen, wird davon ausgegangen, dass der Glasbruch unter der Einwirkung von Pendelschlägen oder Luftstößen bereits während des ersten Spannungsanstiegs im Spannungs-Zeit-Verlauf auftritt. Durch diese Annahme kann, wie in der Abbildung 2.5 dargestellt, der Spannungs-Zeit-Verlauf näherungsweise mit einer konstanten Spannungsrate $\dot{\sigma}(\mathrm{t}) = \dot{\sigma}_k$ beschrieben werden. Ein Pendelschlag erzeugt dabei die konstante Spannungsrate $\dot{\sigma}_{k,p}$ und der Luftstoß die konstante Spannungsrate $\dot{\sigma}_{k,s}$.

Das Risikointegral für Spannungs-Zeit-Verläufe mit einer konstanten Spannungsrate wird durch Einsetzen von $\sigma(t) = \dot{\sigma}_k t$ in das allgemeine Risikointegral aus Gleichung 2.5 gebildet:

$$\int_0^{t_b} [\dot{\sigma}_k t]^n \, dt = \frac{\dot{\sigma}_k^n {t_b}^{n+1}}{n+1} = \frac{\sigma_f^{n+1}}{\dot{\sigma}_k(n+1)}. \tag{2.6}$$

Die Bruchfestigkeit kann nun mit $\sigma_f = \dot{\sigma}_k t_b$ berechnet werden, wobei t_b die Beanspruchungsdauer bis zum Bruch ist.

Dynamische Bruchfestigkeit und dynamischer Erhöhungsfaktor

Das Risikointegral für konstante Spannungsraten aus der Gleichung 2.6 erlaubt die Umrechnung der quasi-statischen Bruchfestigkeit $\sigma_{qs,f}$ in eine dynamische Bruchfestigkeit $\sigma_{dyn,f}$. Analog zu den Ausführungen in SIEBERT und MANIATIS [196] erfolgt die Umrechnung durch:

$$\frac{{\sigma_{qs,f}}^{n+1}}{\dot{\sigma}_{k,qs}(n+1)} = \frac{{\sigma_{dyn,f}}^{n+1}}{\dot{\sigma}_{k,dyn}(n+1)}. \tag{2.7}$$

Durch Umstellen der Gleichung 2.7 ergibt sich die dynamische Bruchfestigkeit $\sigma_{dyn,f}$ zu:

$$\sigma_{dyn,f} = \sigma_{qs,f} \left(\frac{\dot{\sigma}_{k,dyn}}{\dot{\sigma}_{k,qs}} \right)^{\frac{1}{n+1}}. \tag{2.8}$$

Bei der Auslegung hochdynamisch beanspruchter Bauteile wird die ratenabhängige Werkstofffestigkeit häufig durch den sogenannten dynamischen Erhöhungsfaktor (engl. *Dynamic increase factor, DIF*) ausgedrückt [238, 94]. Der DIF ist definiert als das Verhältnis der dynamischen Bruchfestigkeit

$\sigma_{dyn,f}$ zur quasi-statischen Bruchfestigkeit $\sigma_{qs,f}$:

$$DIF = \frac{\sigma_{dyn,f}}{\sigma_{qs,f}}.$$

Durch Umstellen der Gleichung 2.8 ergibt sich der DIF zu:

$$DIF = \left(\frac{\dot{\sigma}_{k,dyn}}{\dot{\sigma}_{k,qs}}\right)^{\frac{1}{n+1}}.$$

Für die Formulierung von Werkstoffen in numerischen Simulationen ist es meist erforderlich, den DIF als Funktion der Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}$ zu spezifizieren. Wie die im Abschnitt 2.1.4.1 ausgewerteten experimentellen Untersuchungen zeigen werden, verändert sich der Elastizitätsmodul von Glas mit zunehmender Verzerrungsrate nur geringfügig. Zur Umrechnung der Spannungsratenabhängigkeit in die Verzerrungsratenabhängigkeit kann deshalb weiterhin der quasi-statische Elastizitätsmodul E_{qs} verwendet werden. Gemäß dem HOOKE'schen Gesetz gilt für den linear-elastische Werkstoff Glas mit konstanten Spannungsraten somit $\dot{\sigma}_k = E_{qs}\dot{\varepsilon}_k$.

Der dynamische Erhöhungsfaktor, ausgedrückt anhand von Verzerrungsraten, berechnet sich folglich zu:

$$DIF = \left(\frac{E_{qs}\dot{\varepsilon}_{k,dyn}}{E_{qs}\dot{\varepsilon}_{k,qs}}\right)^{\frac{1}{n+1}} = \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{k,dyn}}{\dot{\varepsilon}_{k,qs}}\right)^{\frac{1}{n+1}}. \tag{2.9}$$

Aus der Gleichung 2.9 geht hervor, dass der dynamische Erhöhungsfaktor DIF mit der dynamischen Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{k,dyn}$ zunimmt. Außerdem hängt der dynamische Erhöhungsfaktor vom Risswachstumsparameter n ab, der den Einfluss der Umgebungsbedingungen berücksichtigt. Bei feuchten Umgebungsbedingungen (kleines n) werden demnach höhere dynamische Erhöhungsfaktoren erreicht als bei trockenen Umgebungsbedingungen (siehe Tabelle 2.3).

Im folgenden Abschnitt werden auf Grundlage von experimentellen Daten die Werkstoffeigenschaften von thermisch entspanntem Glas unter kurzzeit-dynamischen Beanspruchungen ermittelt und mit dem Risikointegralansatz aus Gleichung 2.9 für konstante Spannungsraten verglichen.

2.1.4 Werkstoffeigenschaften unter kurzzeit-dynamischen Beanspruchungen

Nachdem im vorhergehenden Abschnitt die Verzerrungsratenabhängigkeit von Glas mit dem theoretischen Ansatz des Risikointegrals für konstante Spannungsraten beschrieben wurde, werden im folgenden Abschnitt die praktischen Werkstoffeigenschaften unter hohen Verzerrungsraten behandelt. Dazu werden experimentelle Untersuchungen aus der Literatur analysiert und die Ergebnisse mit dem Risikointegralansatz für konstante Spannungsraten verglichen. Auf der Grundlage der ausgewerteten experimentellen Ergebnisse wird ein Modell zur Beschreibung der Verzerrungsratenabhängigkeit der Biegezugfestigkeit vorgeschlagen, das in den numerischen Simulationen der Verglasungen im Kapitel 8 verwendet wird.

Die durchgeführte Studie beschränkt sich auf die Verzerrungsratenabhängigkeit der Biegezugfestigkeit beziehungsweise der Zugfestigkeit sowie des Elastizitätsmoduls von Glas. Auf die Diskussion der Druckfestigkeit wird verzichtet, da diese, wie im Abschnitt 2.1.3 erörtert, für die Bemessung von Glasbauteilen von untergeordneter Bedeutung ist. Erkenntnisse zur Verzerrungsratenabhängigkeit

der Druckfestigkeit von Glas sind in Holmquist et al. [108], Peroni et al. [173] und Zhang et al. [238, 237] angegeben.

2.1.4.1 Analyse von experimentellen Untersuchungen zur Verzerrungsratenabhängigkeit

Eingangs ist anzumerken, dass bisher nur wenige experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von thermisch entspanntem Flachglas unter hohen Verzerrungsraten veröffentlicht wurden [29]. Aus diesem Grund wird die Verzerrungsratenabhängigkeit in numerischen Berechnungen häufig vernachlässigt [238] und stattdessen die quasi-statische Festigkeit zur Bestimmung des dynamischen Verhaltens herangezogen.

Tabelle 2.4 fasst die verwendeten Prüfverfahren und die erzielten Verzerrungsratenbereiche der ausgewerteten experimentellen Untersuchungen zusammen. Üblicherweise gehen den Versuchen unter hohen Verzerrungsraten zunächst Versuche bei niedrigen Verzerrungsraten (quasi-statisch) voraus, um Vergleichswerte zu bestimmen.

Tabelle 2.4: Messbereiche und Prüfverfahren in experimentellen Studien zur Zugfestigkeit von Flachglas unter verschiedenen Verzerrungsraten.

	Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}$ [s^{-1}]		Prüfverfahren
	von	bis	
Zhang et al. [238]	$1{,}33 \cdot 10^{-4}$	$9{,}90 \cdot 10^{2}$	SHPB
König [130]	$9{,}50 \cdot 10^{-5}$	$1{,}46 \cdot 10^{1}$	Zugversuch
Meyland et al. [156]	$2{,}00 \cdot 10^{-5}$	$9{,}40 \cdot 10^{1}$	Doppelring-Biegeversuch
Förch [86]	$2{,}86 \cdot 10^{-5}$	$2{,}00 \cdot 10^{-2}$	Vierpunkt-Biegeversuch

Dynamische Zugfestigkeit in SHPB-Versuchen

Zhang et al. [238] ermittelten die Verzerrungsratenabhängigkeit von Glas anhand von Spaltzugversuchen im Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB). In den Experimenten wurden zylindrische Kleinproben in radialer Richtung auf Druck beansprucht (Brazilian-Test, Abbildung 2.7). Dabei entstehen im Zylinder quer zur Druckrichtung Zugspannungen. In der Versuchsreihe wurden Verzerrungsraten im Bereich von $\dot{\varepsilon} = 1{,}33 \cdot 10^{-4}\,s^{-1}$ bis $9{,}9 \cdot 10^{2}\,s^{-1}$ (Tabelle 2.4) gemessen.

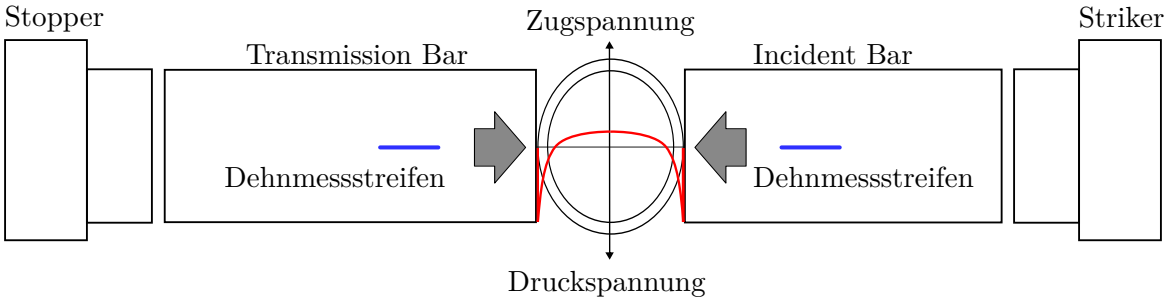


Abbildung 2.7: Spaltzugversuch am Split-Hopkinson-Pressure-Bar, in Anlehnung an Zhang et al. [238].

Zhang et al. [238] leiten aus den experimentellen Daten den folgenden logarithmischen Zusammen-

hang zwischen dem dynamischen Erhöhungsfaktor DIF und der Verzerrungsrate her:

$$DIF = \begin{cases} 1{,}137 + 0{,}015 \cdot log(\dot{\varepsilon}) & \text{für } 1{,}0 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1} \leq \dot{\varepsilon} \leq 3{,}5 \cdot 10^{2}\,\mathrm{s}^{-1} \\ -2{,}911 + 1{,}608 \cdot log(\dot{\varepsilon}) & \text{für } \dot{\varepsilon} \geq 3{,}5 \cdot 10^{2}\,\mathrm{s}^{-1} \end{cases} . \tag{2.10}$$

Der dazugehörige Verlauf des dynamischen Erhöhungsfaktors DIF ist in der Abbildung 2.8 dargestellt. Der DIF steigt im Verzerrungsratenbereich von $\dot{\varepsilon} = 1{,}0 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $3{,}5 \cdot 10^{2}\,\mathrm{s}^{-1}$ zunächst geringfügig bis zu einem maximalen dynamischen Erhöhungsfaktor von 1,175 an. Ab einer Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}$ von $3{,}5 \cdot 10^{2}\,\mathrm{s}^{-1}$ tritt dann ein sprunghafter Anstieg der Festigkeit auf.

Kuntsche [136] weist in Bezug auf ähnliche Spaltzugversuche von Peroni et al. [173] darauf hin, dass aufgrund der geringen Größe der Kleinproben, der unterschiedlichen Beanspruchungsart und der hohen Verzerrungsraten die Übertragbarkeit der experimentellen Untersuchungen auf baupraktische Anwendungen diskussionswürdig ist. Tatsächlich werden bei Beanspruchungen durch Ferndetonationen nur vergleichsweise geringe Verzerrungsraten $\dot{\varepsilon}$ bis etwa $1{,}0 \cdot 10^{1}\,\mathrm{s}^{-1}$ in Verglasungen erreicht [136].

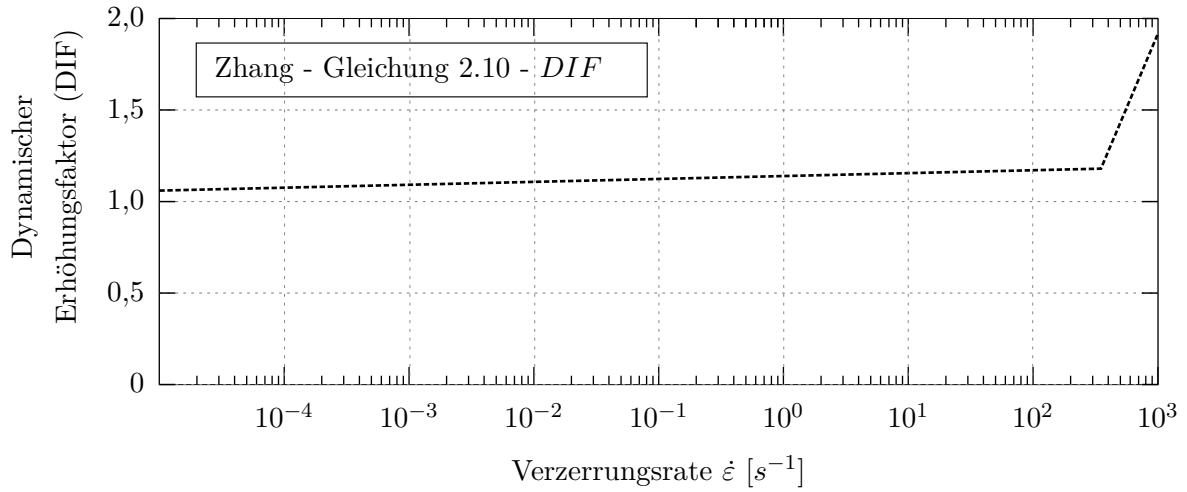


Abbildung 2.8: Einfluss der Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}$ auf den dynamischen Erhöhungsfaktor (DIF) unter Zugspannungen aus Spaltzugversuchen im SHPB [238].

Dynamische Zugfestigkeit in weiteren Prüfverfahren

Die Verzerrungsratenabhängigkeit der Zugfestigkeit von Glas wurde mit den folgenden Prüfverfahren bestimmt (vgl. Tabelle 2.4):

- In Meyland et al. [156] wurden kreisförmige Glasplatten (Durchmesser 45 mm) in Hochgeschwindigkeits-Doppelring-Biegeversuchen untersucht. Es traten Verzerrungsraten von $\dot{\varepsilon} = 2{,}00 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $\dot{\varepsilon} = 9{,}40 \cdot 10^{1}\,\mathrm{s}^{-1}$ auf.
- Förch [86] untersuchte Glasplatten (Spannweite 1000 mm) in Hochgeschwindigkeits-Vierpunkt-Biegeversuchen. Es wurden Verzerrungsraten von $\dot{\varepsilon} = 2{,}86 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $\dot{\varepsilon} = 2{,}0 \cdot 10^{-2}\,\mathrm{s}^{-1}$ erreicht.
- König [130] stellte Hochgeschwindigkeits-Zugversuche an Glasplatten der Länge 300 mm vor. In den Glasplatten traten Verzerrungsraten von $\dot{\varepsilon} = 9{,}5 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $\dot{\varepsilon} = 1{,}46 \cdot 10^{-1}\,\mathrm{s}^{-1}$ auf.

Im Folgenden werden die Versuchsdaten aus Meyland et al. [156], Förch [86] und König [130] analysiert. Die erreichten Verzerrungsraten sind zwar geringer als im SHPB, dennoch werden sie als

ausreichend hoch angesehen, um den erwarteten Verzerrungsratenbereich von Verglasungen unter Fernexplosionen bis etwa $\dot{\varepsilon} = 1{,}0 \cdot 10^1\,\mathrm{s}^{-1}$ [136] abzubilden. Die Analyse umfasst die folgenden Schritte:

1. Für jede Versuchsreihe wird der Mittelwert $\bar{\sigma}_{qs,f}$ der Zugfestigkeit unter der niedrigsten Verzerrungsrate (quasi-statischer Versuch) berechnet.
2. Die Zugfestigkeit $\sigma_{f,i}$ aus jedem Einzelversuch i wird mit dem Mittelwert der quasi-statischen Zugfestigkeit skaliert.

Aus diesem Vorgehen ergeben sich die dynamischen Erhöhungsfaktoren $DIF_i = \sigma_{f,i}/\bar{\sigma}_{qs,f}$ für jeden Einzelversuch, die für alle drei Versuchsreihen in der Abbildung 2.9 dargestellt sind. Die Standardabweichungen (statistische Streuung) der Messwerte sind durch Fehlerbalken gekennzeichnet.

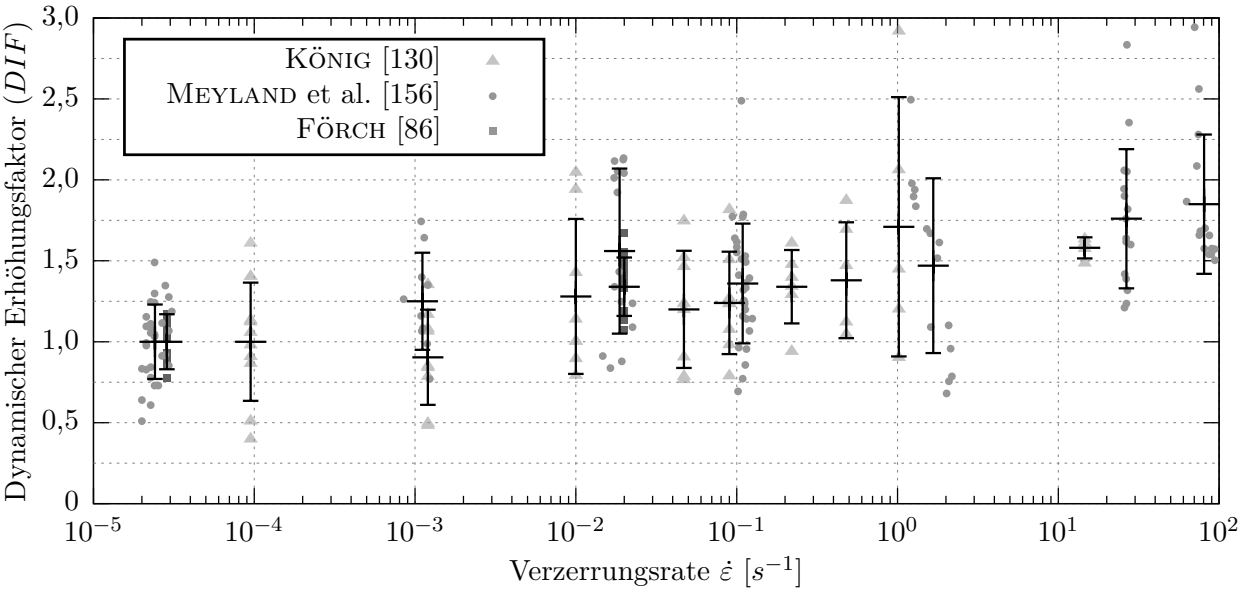


Abbildung 2.9: Dynamischer Erhöhungsfaktor DIF der Versuchsdaten zur Biegezugfestigkeit bei verschiedenen Verzerrungsraten aus [130], [156] und [86].

Die Versuchsdaten weisen jeweils innerhalb eines Verzerrungsratenbereiches eine hohe statistische Streuung der Bruchfestigkeit auf, wobei ein mittlerer Variationskoeffizient von $V = 0{,}28$ erreicht wird. Die hohe statistische Streuung kann, wie im Abschnitt 2.1.1 diskutiert, auf zufällig verteilte Defekte auf der Oberfläche der Probekörper zurückgeführt werden. Es ist anzumerken, dass der mittlere Variationskoeffizient von $V = 0{,}28$ noch unterhalb des von Schneider et al. [188] angegebenen typischen Variationskoeffizienten von $V = 0{,}3$ für die Festigkeit von Glas liegt.

Verzerrungsratenabhängigkeit des Elastizitätsmoduls

Die experimentellen Studien aus Meyland et al. [156], Förch [86] und König [130] legen nahe, dass sich Glas auch unter kurzzeit-dynamischen Beanspruchungen weiterhin linear-elastisch verhält. Zhang et al. [238] stellten zudem fest, dass keine wesentliche Sensitivität des Elastizitätsmoduls gegenüber der Verzerrungsrate besteht. Die Studien von Peroni et al. [173] bestätigen diese Aussagen. Es kann folglich von einem konstanten Elastizitätsmodul über den betrachteten Verzerrungsratenbereich ausgegangen werden.

2.1.4.2 Ermitteltes Verzerrungsratenmodell

Anhand der Messdaten aus Abschnitt 2.1.4.1 wird im Folgenden das Verzerrungsratenmodell der LS-DYNA Materialformulierung `*MAT_GLAS` [143] kalibriert. Eine tiefgehende Beschreibung der Materialformulierung erfolgt im Kapitel 7.

Der dynamische Erhöhungsfaktor DIF ist in der Materialformulierung beschrieben durch:

$$DIF = 1,0 + (D-1)\frac{\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)}{\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{max}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)}. \tag{2.11}$$

Die quasi-statische Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_0$ wird mit $1{,}0 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1}$ und die maximale Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{max}$ wird zu $1{,}0 \cdot 10^{4}\,\mathrm{s}^{-1}$ festgelegt. Der Parameter D der Ausgleichskurve wird aus den Versuchsdaten berechnet, indem das Bestimmtheitsmaß R^2 der Ausgleichskurve durch Optimierung maximiert wird. Hierbei ergibt sich ein Wert von $D = 2{,}036$. Die Ausgleichskurve erreicht aufgrund der hohen statistischen Streuung der Messwerte ein maximales Bestimmtheitsmaß R^2 von etwa 0,75.

Durch Einsetzen des Parameters D, der quasi-statischen Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_0$ sowie der maximalen Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{max}$ in die Gleichung 2.11 ergibt sich die folgende Beschreibung des dynamischen Erhöhungsfaktors für Glas unter Zugspannungen:

$$DIF = 1,576 + 0,05 \ln\left(\dot{\varepsilon}\right). \tag{2.12}$$

Verifizierung des Verzerrungsratenmodells

Abbildung 2.10 zeigt die neu ermittelte Ausgleichskurve aus der Gleichung 2.12 gemeinsam mit den Mittelwerten der experimentellen Zugfestigkeiten aus den drei Versuchsreihen. Zudem sind die Risikointegrale für konstante Spannungsraten gemäß Gleichung 2.9 für zwei unterschiedliche Umgebungsbedingungen dargestellt. Die Umgebungsbedingungen werden mit dem Risswachstumsparameter n variiert, wobei die folgenden Extremwerte für n aus Kerkhof et al. [124] herangezogen werden (siehe Tabelle 2.3).

a) Risswachstumsparameter $n = 16$; Umgebungsbedingung im Wasser und

b) Risswachstumsparameter $n = 70$; Umgebungsbedingung im Vakuum.

Die aus den experimentellen Daten ermittelte Ausgleichskurve liegt innerhalb der beiden Grenzkurven des Risikointegrals (Abbildung 2.10). Es kann daher davon ausgegangen werden, dass sie in ihrer Größenordnung valide ist.

In der Abbildung 2.10 ist zudem die Ausgleichskurve aus Zhang et al. [238] dargestellt, die aus Spaltzugversuchen am SHPB ermittelt wurde. Die Ausgleichskurve beschreibt im betrachteten Verzerrungsratenbereich eine deutlich geringere Festigkeitszunahme als das jüngst ermittelte Verzerrungsratenmodell (Gleichung 2.12). Auffällig ist, dass die Ausgleichskurve aus Zhang et al. [238] annähernd entlang der Grenzkurve des Risikointegrals für die Umgebungsbedingung im Vakuum ($n = 70$) verläuft. Zur Begründung der abweichenden Verzerrungsratenabhängigkeit von Flachglas bei Spaltzugversuchen im SHPB sind weitergehende Untersuchungen notwendig.

Es ist abschließend anzumerken, dass die neu ermittelte Ausgleichskurve anhand von Messdaten im Verzerrungsratenbereich von $\dot{\varepsilon} = 2{,}0 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $9{,}40 \cdot 10^{1}\,\mathrm{s}^{-1}$ kalibriert wurde. Versuchsdaten mit höheren Verzerrungsraten liegen für die ausgewerteten Prüfverfahren bisher noch nicht vor. Für

höhere Verzerrungsraten handelt es sich somit um eine zu bestätigende Prognose der Festigkeit. Die ausgewerteten Messdaten stammen darüber hinaus aus mehreren Versuchsreihen. Sie wurden in den experimentellen Studien ohne Berücksichtigung der Umgebungsbedingungen während der Werkstoffprüfungen erhoben und analysiert. Da jedoch anzunehmen ist, dass die Verzerrungsratenabhängigkeit von den Umgebungsbedingungen abhängt, sollten diese zukünftig bei experimentellen Studien berücksichtigt werden.

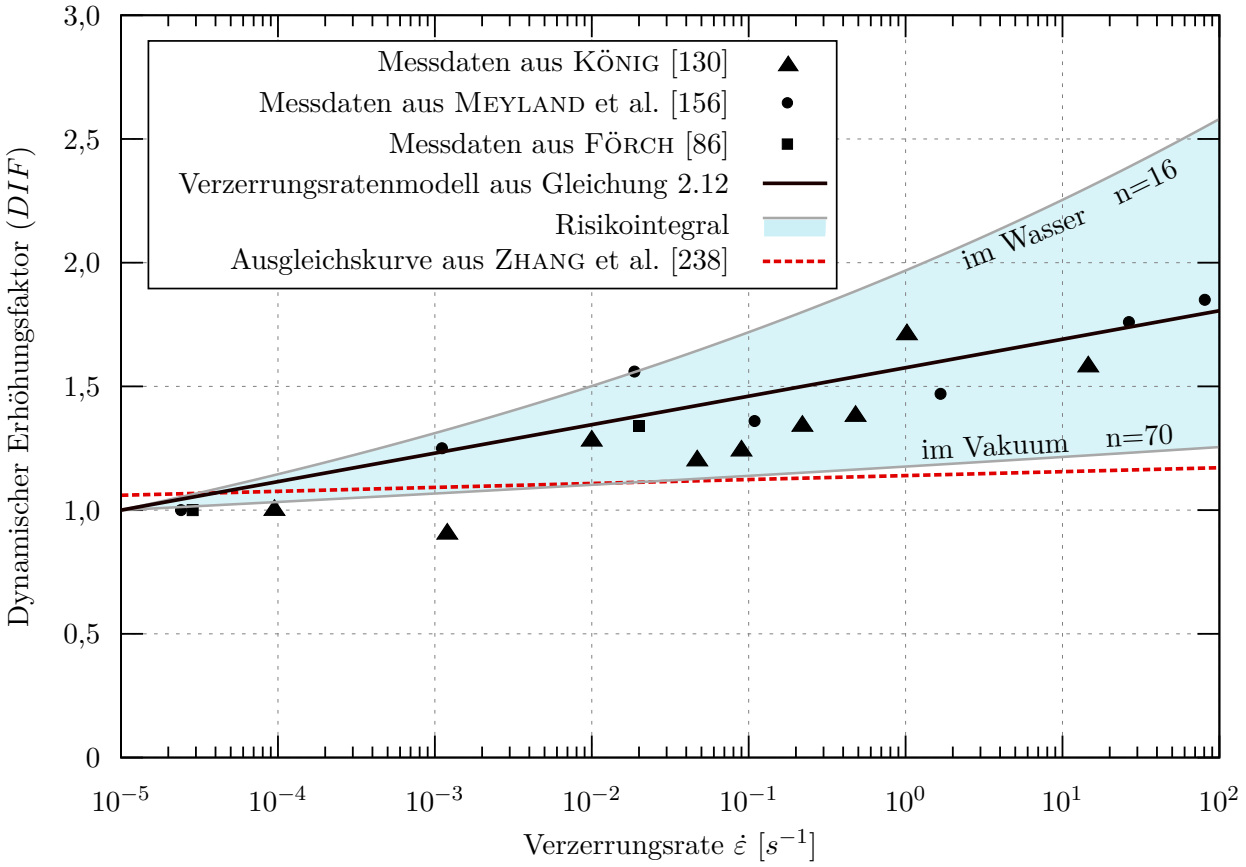


Abbildung 2.10: Mittelwerte der ausgewerteten Zugfestigkeiten, neu ermittelte Ausgleichskurve, Abschätzung mit dem Risikointegral für verschiedene Risswachstumsparameter und Ausgleichskurve nach Zhang et al. [238].

2.1.5 Zusammenfassung

In diesem Unterkapitel wurden die Grundlagen zum mechanischen Werkstoffverhalten von thermisch entspanntem Flachglas erörtert. Flachglas kann als homogener und isotroper Werkstoff charakterisiert werden, der sich unter Druck- und Zugbeanspruchungen bis zum spröden Bruchversagen annähernd ideal linear-elastisch verhält. Der Glasbruch erfolgt schlagartig und ohne vorherige Ankündigung. Die Festigkeit von Glas wird maßgeblich von Defekten beeinflusst, die sich nach der Größe, Form und Lage der Defekte richten.

Bereits unter Spannungen unterhalb der Bruchgrenze können sich Defekte vergrößern, ein Phänomen, das als subkritisches Risswachstum bezeichnet wird. Dieses Wachstum hängt exponentiell vom Spannungsintensitätsfaktor, den Umgebungsbedingungen und der chemischen Zusammensetzung des Glases ab. Das sogenannte Risikointegral erlaubt es, die Zeit bis zum Bruch eines Bauteils durch die

Belastungsgeschichte zu modellieren und die Bruchfestigkeit bei variablen Spannungs-Zeit-Verläufen zu berechnen.

Explosionsbelastungen führen zu kurzzeit-dynamischen Spannungs-Zeit-Verläufen ($\sigma(t) \neq$ konstant) in belasteten Bauteilen. Unter der Annahme, dass der Glasbruch bereits während des ersten Spannungsanstiegs im Verlauf auftritt, kann dieser näherungsweise durch einen linearen Spannungs-Zeit-Verlauf mit einer konstanten Spannungsrate $\dot{\sigma}(t) =$ konstant modelliert werden. Anhand des Risikointegrals für Spannungs-Zeit-Verläufe mit konstanten Spannungsraten lässt sich der dynamische Erhöhungsfaktor abschätzen, der maßgeblich von den Umgebungsbedingungen beeinflusst wird.

Auf der Grundlage von experimentellen Daten aus der Literatur wurde in diesem Unterkapitel ein spezifisches Verzerrungsratenmodell, basierend auf dem LS-DYNA Werkstoffmodell `*MAT_GLAS`, zur Beschreibung der Abhängigkeit der Biegezugfestigkeit von der Verzerrungsrate kalibriert. Die hierbei ermittelte Ausgleichskurve wurde mit dem zuvor diskutierten Risikointegral-Ansatz verglichen. Sie verläuft innerhalb der beiden Grenzkurven des Risikointegrals für die Umgebungsbedingungen Wasser und Vakuum. Es kann somit davon ausgegangen werden, dass das Modell in seiner Größenordnung valide ist und sich für den Einsatz in den numerischen Simulationen im Kapitel 8 eignet.

2.2 Kunststoffe

Dieses zweite Unterkapitel vermittelt einen Überblick über das mechanische Werkstoffverhalten der in dieser Arbeit behandelten Kunststoffe. Zunächst erfolgt im Abschnitt 2.2.1 eine kurze Einführung in die Einteilung von Kunststoffen, gefolgt von einer Diskussion der wichtigsten grundlegenden mechanischen Eigenschaften in Abschnitt 2.2.2. Im darauffolgenden Abschnitt 2.2.3 wird speziell auf das thermoplastische, weichmacherfreie Polyvinylchlorid (PVC-U) eingegangen, das für die Fertigung von Kunststoff-Fensterrahmen verwendet wird. Abschnitt 2.2.4 behandelt die Eigenschaften von Splitterschutzfolien, die als Verbundfolie aus mehreren Schichten aus biaxial orientierten Polyethylenterephthalats (BO-PET) hergestellt werden.

Die Ausführungen zu den Werkstoffeigenschaften der Kunststoffe erfolgen mit dem Ziel, geeignete Werkstoffformulierungen beziehungsweise Werkstoffgesetze für die numerischen Simulationen auszuwählen. Weitere Eigenschaften von Kunststoffen, wie etwa ihre chemischen Eigenschaften, werden nicht behandelt. Es ist wichtig zu betonen, dass Kunststoffe eine Vielzahl von Merkmalen aufweisen, die je nach Anwendungsbereich von Bedeutung sein können. Für eine umfassende Betrachtung der Eigenschaften von Kunststoffen empfiehlt sich die Lektüre von Rösler et al. [186], Domininghaus et al. [69], Bargel und Schulze [14] und Weissbach et al. [221].

2.2.1 Einteilung von Kunststoffen

Kunststoffe sind synthetische oder halb-synthetische Werkstoffe, die aus verschiedenen chemischen Verbindungen bestehen [221]. Die Ausgangsstoffe sind reaktionsfähige Monomere (Abbildung 2.11a), die durch chemische Synthese zu langen, linienförmigen Polymeren (Molekülketten, Abbildung 2.11b) verknüpft werden [14]. Je nach Art der verwendeten Monomere und dem Herstellungsverfahren können Kunststoffe eine Vielzahl unterschiedlicher Eigenschaften und Anwendungsgebiete aufweisen.

Die mechanischen Eigenschaften von Kunststoffen können sich wesentlich von denen anderer Werkstoffe wie beispielsweise Metallen unterscheiden [221]. Bei Metallen sind die Atome im festen Zustand in einem regelmäßigen Kristallgitter angeordnet, während bei Kunststoffen die Molekülketten chemisch (z.B. durch Vernetzungen) und physikalisch (z.B. durch Verschlaufungen) unregelmäßig miteinander verbunden sind (Abbildung 2.11c).

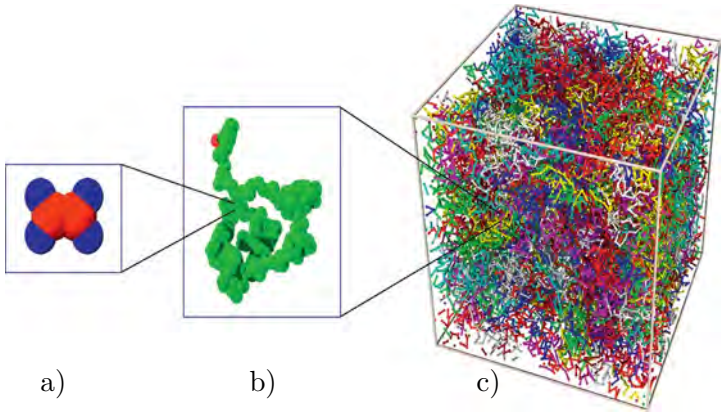


Abbildung 2.11: Polymer-Mikrostruktur auf verschiedenen Längenskalen; a) reaktionsfähiges Monomer; b) Monomere als Bestandteile der Polymere und c) makromolekulares Netzwerk der Polymere, aus Bergström [23].

Vernetzungen erfolgen durch kovalente Bindungen innerhalb der Kettenmoleküle oder durch schwächere van-der-Waals-, Dipol- oder Wasserstoffbrückenbindungen zwischen den Kettenmolekülen [186]. Bei **Verschlaufungen** liegen die Kettenmoleküle hingegen lose im Verband ineinander und verhaken sich bei Belastung [191]. Verschlaufungen sind verschiebbar und stellen im Vergleich zu Vernetzungen eine schwächere Bindung dar [74]. Ein entscheidender Faktor, der die mechanischen Eigenschaften eines Polymers beeinflusst, ist die Vernetzungs- und Verschlaufungsdichte, also die Anzahl der Bindungen pro Volumeneinheit [24].

Kunststoffe können auf makromolekularer Ebene eine amorphe oder eine kristalline Phasen aufweisen (Zweiphasenmodell). In kristallinen Phasen sind die intermolekularen Bindungen stärker als in amorphen Phasen. Ein wichtiges Merkmal von Kunststoffen ist deshalb der Kristallisationsgrad, der den Anteil der kristallinen Phasen an der gesamten makromolekularen Struktur angibt [191].

Eine Übersicht aus Domininghaus et al. [69] zur Einteilung von Kunststoffen ist in der Abbildung 2.12 dargestellt. Die Einteilung erfolgt in die Gruppen *Thermoplaste*, *Duroplaste* und *Elastomere*. Diese unterscheiden sich, wie zuvor beschrieben, hinsichtlich ihrer Vernetzung, Verschlaufung sowie ihres Kristallisationsgrades.

- **Thermoplaste** sind weitgehend unvernetzt. Es wird unterschieden zwischen amorphen Thermoplasten und teilkristallinen Thermoplasten. Bei amorphen Thermoplasten sind die Kettenmoleküle lose miteinander verschlauft. In teilkristallinen Thermoplasten durchziehen zusätzlich kristalline Bereiche die Struktur.
- **Elastomere** sind weitmaschig vernetzt. Es wird zwischen gesättigten Elastomeren (ohne Doppelbindungen) und ungesättigten Elastomeren (mit Doppelbindungen) unterschieden. Elastomere verhalten sich gummi-elastisch mit einem hohen Rückstellvermögen.

- **Duroplaste** sind engmaschig miteinander vernetzt. Sie zeichnen sich durch hohe Härte und Steifigkeit aus.
- Die Gruppen der **Thermoelaste** und der **thermoplastischen Elastomere** (*TPE*) stellen Sonderfälle dar, die sowohl zur Gruppe der Thermoplaste als auch zur Gruppe der Elastomere zugeordnet werden können.

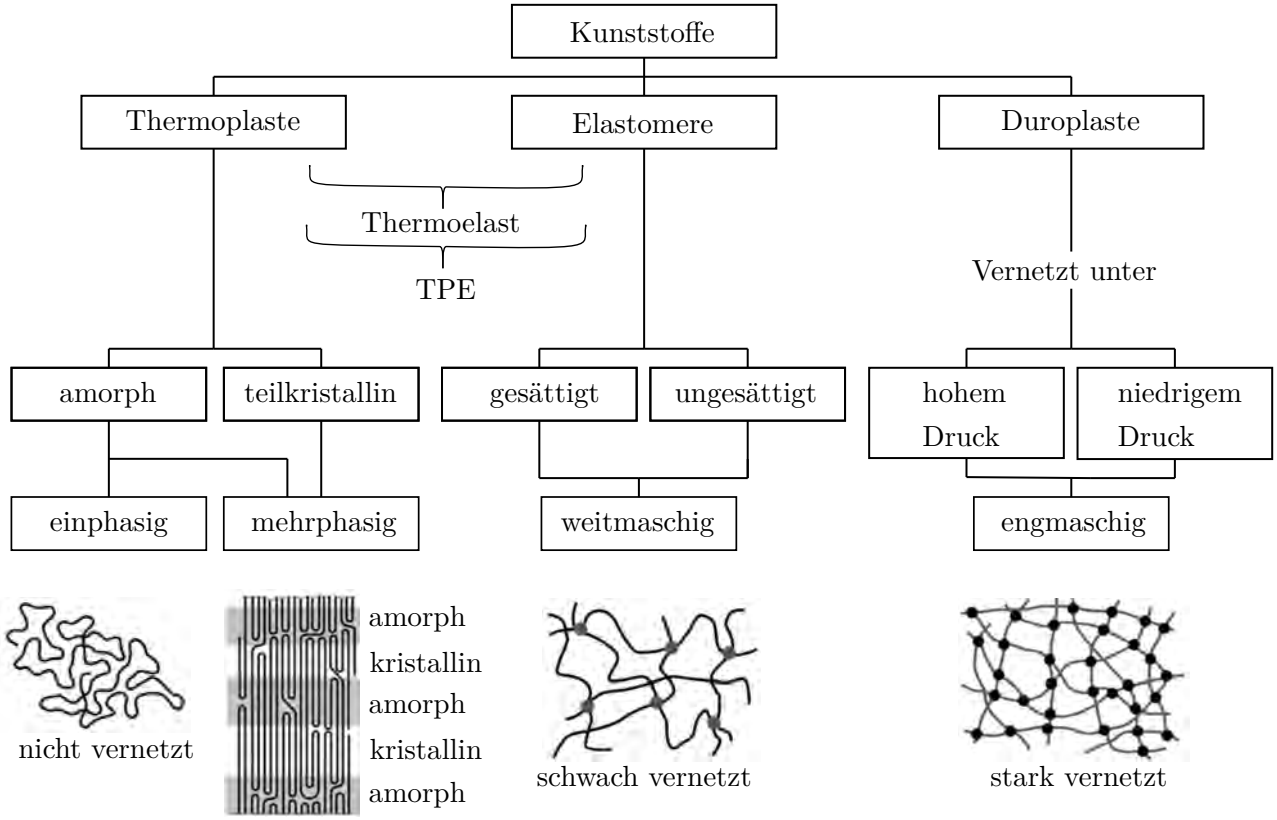


Abbildung 2.12: Einteilung der Kunststoffe, in Anlehnung an Domininghaus et al. [69].

In dieser Arbeit sind besonders zwei thermoplastische Kunststoffe von Bedeutung, auf deren Eigenschaften im Abschnitt 2.2.3 und Abschnitt 2.2.4 tiefgehend eingegangen wird. Zum einen werden die Werkstoffeigenschaften von amorphem Polyvinylchlorid (PVC-U, weichmacherfrei) diskutiert, aus dem die Rahmenprofile von Kunststofffenstern hergestellt werden. Zum anderen wird auf die Eigenschaften von teilkristallinem Polyethylenterephthalat (PET) eingegangen, aus dem die Splitterschutzfolien hergestellt werden.

Auf eine detaillierte Beschreibung weiterer Kunststoffarten, die hauptsächlich bei der Fertigung von Dichtungsprofile zum Einsatz kommen, wird verzichtet. Dichtungsprofile bestehen beispielsweise aus thermoplastischen Styrol-Block-Copolymeren (TPE-S), Neopren (Polychloropren), Ethylen-Propylen-Terpolymer-Kautschuk (EPDM), weichmacherhaltigem Polyvinylchlorid PVC-P oder Silikon. Zur weiteren Lektüre wird auf die Veröffentlichung von Domininghaus et al. [69] verwiesen.

2.2.2 Grundlegende mechanische Eigenschaften

Im Vergleich zu den „traditionellen“ Werkstoffen des Bauwesens wie Stahl, Beton, Holz und Glas weisen polymere Werkstoffe ein komplexeres mechanisches Verhalten im Temperatur- und Zeitbereich auf [221]. Im Zugversuch werden in der Regel die folgenden vier Werkstoffverhalten beobachtet [221]. Die dazugehörigen Spannungs-Dehnungs-Diagramme sind in der Abbildung 2.13 dargestellt.

1. **Spröde**: Der Probekörper versagt nach einer elastischen Verformung schlagartig. Beim Erreichen der Streckspannung σ_y kommt es ohne wesentliche Einschnürungen zum Versagen.
2. **Zäh**: Der Probekörper wird nach dem Überschreiten der Streckspannung σ_y eingeschnürt. Im Fließbereich können Verfestigungen auftreten.
3. **Gummiartig**: Die Probe verformt sich über den gesamten Streckbereich weitgehend nichtlinear. Es ist trotz hoher Dehnung nur ein geringer plastischer Verformungsanteil zu beobachten.

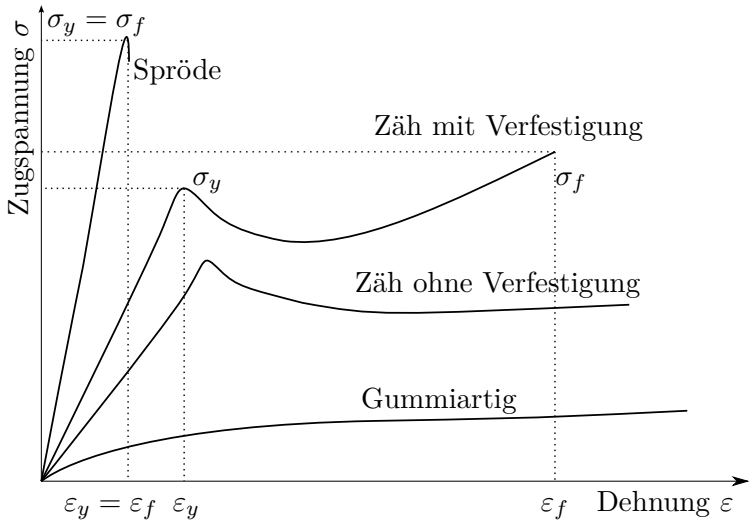


Abbildung 2.13: Verhalten von Kunststoffen im Zugversuch, in Anlehnung an Weissbach et al. [221].

Das Werkstoffverhalten von Kunststoffen sind in der Regel sowohl von der Temperatur als auch von der Verzerrungsrate abhängig [38]. Diese Einflüsse werden nachfolgend diskutiert.

Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften

Kunststoffe können teilweise eine ausgeprägte Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften aufweisen [221]. Die mechanischen Eigenschaften werden üblicherweise für den Temperaturbereich unterhalb und oberhalb der Glasübergangstemperatur θ_g getrennt betrachtet [186]. In der Abbildung 2.14 wird am Beispiel eines amorphen und eines teilkristallinen Thermoplasten die Abhängigkeit der Schub- und Dehnsteifigkeit der Werkstoffe von der Temperatur θ dargestellt.

Der übliche Anwendungsbereich **amorpher Thermoplaste** liegt unterhalb der Glasübergangstemperatur θ_g (Temperaturbereich I in der Abbildung 2.14). In diesem Temperaturbereich verhält sich der Kunststoff spröde beziehungsweise glasartig [221] (vgl. Spannungs-Dehnungs-Verlauf in der Abbildung 2.13). Mit Erreichen der Glasübergangstemperatur θ_g ist die thermische Energie bei amorphen Thermoplasten so hoch, dass die zwischenmolekularen Bindungen (van-der-Waals-, Dipol- und Wasserstoffbrückenbindungen) teilweise überwunden werden. Der Abstand zwischen den

Molekülketten wird größer [186]. Die Molekülketten werden beweglicher. Dies hat einen deutlichen Abfall der Steifigkeit des Kunststoffes zur Folge (Abbildung 2.14).

Das Werkstoffverhalten im Temperaturbereich II (oberhalb der Glasübergangstemperatur, Abbildung 2.14a) kann als gummi-elastisch charakterisiert werden (vgl. Spannungs-Dehnungs-Verlauf in der Abbildung 2.13). Beim Erreichen der Zersetzungstemperatur θ_z verliert der Kunststoff schließlich seine Festigkeit [221].

Teilkristalline Thermoplaste (Abbildung 2.14b) bestehen aus Polymeren, die in bestimmten Bereichen kristallin angeordnet sind, während andere Bereiche amorph oder ungeordnet vorliegen. Unterhalb der Glasübergangstemperatur θ_g ist sowohl der amorphe als auch der kristalline Anteil „eingefroren“. Der Werkstoff verhält sich dabei spröde. Oberhalb der Glasübergangstemperatur θ_g lösen sich die zwischenmolekularen Bindungen im amorphen Anteil auf, während der kristalline Anteil weiterhin „eingefroren“ bleibt. Aufgrund dieser besonderen Eigenschaften der beiden Phasen werden teilkristalline Thermoplaste häufig auch in Temperaturbereichen oberhalb der Glasübergangstemperatur θ_g eingesetzt. Ab der Schmelztemperatur θ_m beginnt der kristalline Anteil zu schmelzen und der Werkstoff verliert bis zur Zersetzungstemperatur θ_z deutlich an Steifigkeit.

Temperaturbereich I:	Amorphe Anteile: spröde (Glaszustand)
Temperaturbereich II:	Amorphe Anteile: gummi-elastisch
Temperaturbereich IIb:	Amorphe Anteile: gummi-elastisch, kristalline Anteile: spröde
Temperaturbereich III:	Viskoses Fließverhalten (Schmelzen, Zersetzung)

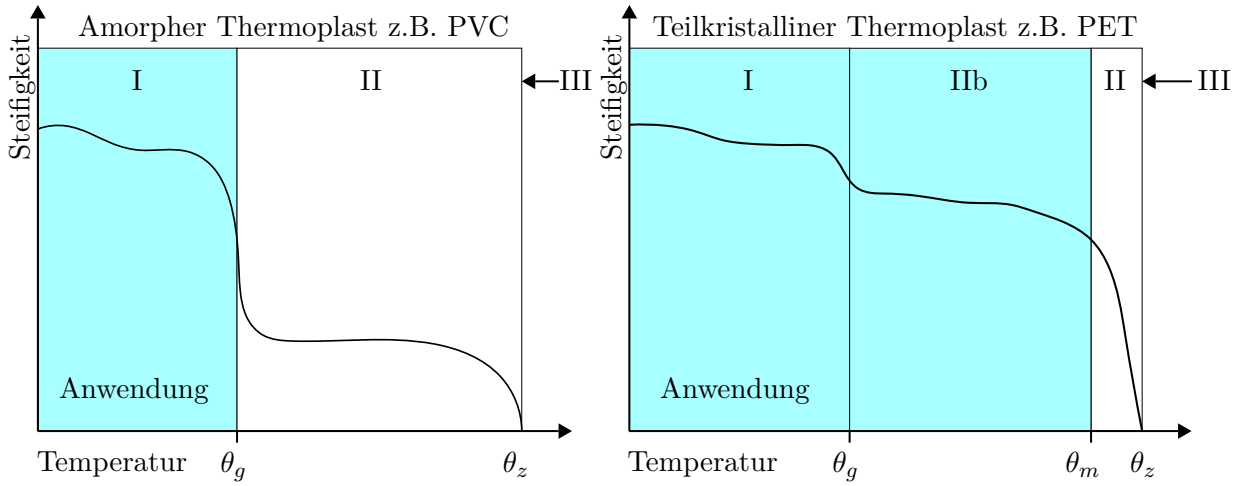


Abbildung 2.14: Temperaturabhängigkeit der Steifigkeit bei amorphen und teilkristallinen Thermoplasten, in Anlehnung an Weissbach et al. [221] und Rösler et al. [186].

Zusammenfassend lässt sich aus den Erörterungen zur Temperaturabhängigkeit von Kunststoffen schlussfolgern, dass zur Auswahl eines geeigneten Kunststoffes die Einsatztemperatur betrachtet werden sollte [221]. Mit zunehmender Temperatur können Kunststoffe einerseits höhere Verzerrungen erreichen, andererseits nimmt die mögliche Bruchspannung ab (Abbildung 2.15b).

Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der Verzerrungsrate

Kunststoffe zeigen neben einer starken Temperaturabhängigkeit auch eine ausgeprägte Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der Verzerrungsrate. Abbildung 2.15a zeigt hierzu qualitativ

Spannungs-Dehnungs-Verläufe im Zugversuch unter verschiedenen Verzerrungsraten bei gleicher Probekörperform. Die Temperatur wird dabei konstant gehalten.

Aus der Abbildung 2.15a wird deutlich, dass eine Erhöhung der Verzerrungsrate zu einer Erhöhung der Bruchspannung und der Steifigkeit sowie zu einer Verringerung der Bruchdehnung führt. Gegenläufige Effekte sind in der Abbildung 2.15b zu beobachten, bei der die Temperatur erhöht wird, während die Probekörper mit der immer gleichen Verzerrungsrate beansprucht werden.

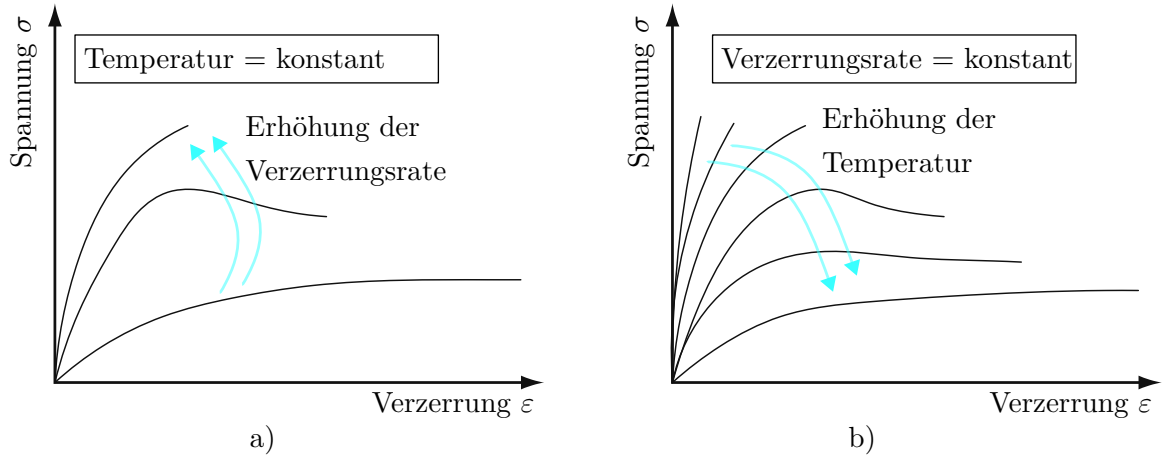


Abbildung 2.15: Qualitative Spannungs-Dehnungs-Verläufe bei a) verschiedenen Verzerrungsraten und b) verschiedenen Temperaturen, in Anlehnung an Domininghaus et al. [69].

Siviour und Jordan [198] stellen verschiedene Prüfmethoden zur Ermittlung der Verzerrungsratenabhängigkeit von amorphen und teilkristallinen Thermoplasten vor. Versuche unter quasi-statischen oder mittelhohen Dehnungsraten zwischen $1{,}0 \cdot 10^{-4}\,\mathrm{s}^{-1}$ und $5{,}0 \cdot 10^{2}\,\mathrm{s}^{-1}$ werden meist mit servohydraulischen Prüfmaschinen durchgeführt. Bei höheren Verzerrungsraten im Bereich zwischen $5{,}0 \cdot 10^{2}\,\mathrm{s}^{-1}$ und $1{,}0 \cdot 10^{4}\,\mathrm{s}^{-1}$ bietet sich der Einsatz des Split-Hopkinson-Tension-Bar (SHTB) oder des Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB) an [118, 165].

Zusammenfassend lässt sich aus den Erörterungen ableiten, dass bei Kunststoffen eine starke Verzerrungsratenabhängigkeit bestehen kann. Generell gilt für Kunststoffe, dass mit zunehmender Verzerrungsrate einerseits die mögliche Bruchspannung zunimmt, andererseits jedoch geringere Bruchverzerrungen erreicht werden (Abbildung 2.15b).

Im Folgenden wird auf die Eigenschaften des amorphen Thermoplasten Polyvinylchlorid (*PVC-U*, weichmacherfrei) eingegangen, aus dem Kunststofffensterrahmen bestehen. Anschließend werden die Eigenschaften von Splitterschutzfolien behandelt, die durch Lamination aus mehreren Folien aus biaxial orientiertem Polyethylenterephthalat (BO-PET) hergestellt werden.

2.2.3 Weichmacherfreies Polyvinylchlorid (PVC-U)

Polyvinylchlorid (PVC) für Fensterrahmenprofile wird hauptsächlich durch Suspensionspolymerisation aus den Ausgangsstoffen Chlor und Ethylen polymerisiert [69]. Zur Weiterverarbeitung wird es mit geeigneten Additiven, insbesondere Stabilisatoren, Gleitmitteln, Füllstoffen, Schlagzähmodifikatoren, Pigmenten (Farbstoffe) und Treibmitteln gemischt [69]. Diese Additive ermöglichen die zielgerichtete Herstellung von PVC mit unterschiedlichen Eigenschaften für bestimmte Anwendungsgebiete [15].

Die Rahmenprofile von Kunststofffenstern bestehen aus Hart-PVC (Kurzzeichen PVC-U, wobei U für englisch *unplasticized* steht). Es unterscheidet sich in seinen mechanischen, chemischen und thermischen Eigenschaften vom Weich-PVC (Kurzzeichen PVC-P, wobei P für englisch *plasticized* steht), das bis zu 40 Vol.-% Weichmacher enthält [69]. PVC-U wird ohne Weichmacher polymerisiert und ist bei Gebrauchstemperatur formstabil.

PVC-U-Rezepturen können von Hersteller zu Hersteller variieren und werden anwendungsspezifisch ausgelegt [15]. Im Folgenden wird angestrebt, eine möglichst allgemeine Darstellung der Werkstoffeigenschaften von PVC-U für Fensterrahmenprofile zu vermitteln. Einige wichtige mechanische Werkstoffkenngrößen bei Raumtemperatur sind in der Tabelle 2.5 zusammengefasst [69].

Tabelle 2.5: Mechanische Werkstoffkenngrößen von PVC-U bei Raumtemperatur [69].

Werkstoffkennwert	
Dichte ρ_{PVC} [kg/m^3]	1340 bis 1550
Elastizitätsmodul E_{PVC} [MPa]	2700 bis 3000
Querverformungszahl υ_{PVC} [-]	0,3
Streckspannung $\sigma_{y,PVC}$ [MPa]	45
Bruchdehnung $\varepsilon_{f,PVC}$ [%]	10 bis 50
Glasübergangstemperatur $\Theta_{g,PVC}$ [°C]	75 bis 80

Abbildung 2.16 zeigt eine typische Spannungs-Dehnungs-Beziehung von PVC-U aus einem unidirektionalen Zugversuch unter Raumtemperatur. Nach einem anfänglich linear-elastischen Bereich folgt ein kurzer nichtlinear-elastischer Bereich [119]. Unmittelbar nach dem Erreichen der Streckspannung σ_y beginnt der Fließbereich, bei dem sich der Probekörper lokal verjüngt (Einschnürung). Bis zum Erreichen der Bruchspannung σ_f verfestigt sich der Kunststoff.

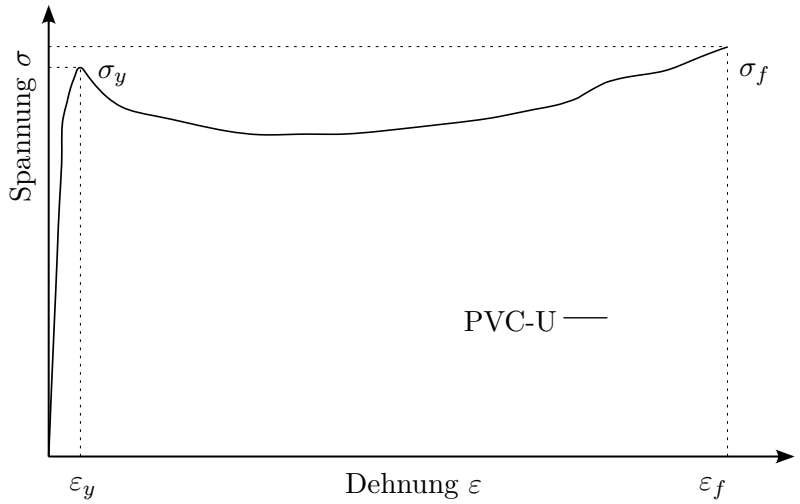


Abbildung 2.16: Typischer quasi-statischer Zugspannungs-Dehnungs-Verlauf von PVC-U unter Raumtemperatur.

Wie in den folgenden Abschnitten gezeigt wird, ist das Werkstoffverhalten von PVC-U stark temperatur- und verzerrungsratenabhängig. Auch das Verschweißen von PVC-U-Rahmenprofilen und dessen Einfluss auf die lokale Verbundfestigkeit ist Gegenstand der Diskussion. Dieser Fertigungs-

schritt ist notwendig, um die einzelnen Rahmenprofile zu einem Fensterrahmen zusammenzufügen.

Temperaturabhängigkeit von PVC-U

Die typische Gebrauchstemperatur von PVC-U liegt im Bereich von −40 °C bis 60 °C [14] und damit etwas unterhalb der Glasübergangstemperatur von etwa 80 °C (Tabelle 2.5). Umfassende Untersuchungen zur Temperaturabhängigkeit der Zugfestigkeit im Temperaturbereich von −20 °C bis 60 °C wurden von Amorim et al. [4] vorgestellt. Abbildung 2.17 zeigt die dabei gemessenen Spannungs-Dehnungs-Kurven in schematischer Darstellung.

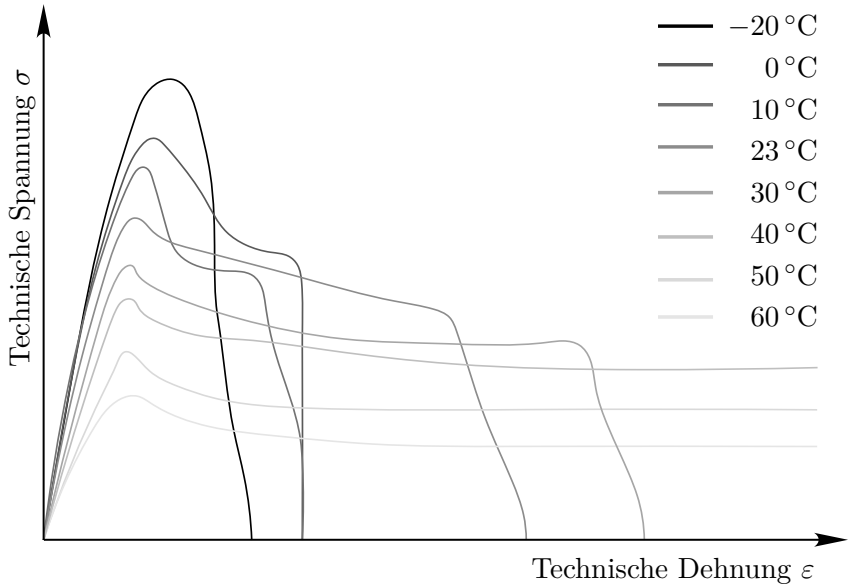


Abbildung 2.17: Typische Spannungs-Dehnungs-Verläufe von PVC-U bei verschiedenen Prüftemperaturen, aus Amorim et al. [4].

Die Spannungs-Dehnungs-Verläufe in der Abbildung 2.17 verdeutlichen, dass sich die mechanischen Eigenschaften von PVC-U bereits innerhalb des Gebrauchstemperaturbereichs erheblich verändern. Mit steigender Temperatur von 0 °C auf 60 °C sinkt die Streckspannung σ_y um etwa 33 %, während der Elastizitätsmodul um 25 % verringert wird. Zwar weist PVC-U bei niedrigeren Temperaturen eine deutlich höhere Steifigkeit und Festigkeit auf, doch führt dies gleichzeitig zu einer zunehmenden Versprödung des Kunststoffes, die sich im Fehlen eines ausgeprägten Fließbereichs bemerkbar macht. Temperaturen oberhalb von 40 °C hingegen bewirken eine Entfestigung des Werkstoffes und fördern die Ausbildung deutlich ausgeprägter Fließbereiche.

Zusammenfassend verdeutlichen die im Gebrauchstemperaturbereich durchgeführten Zugversuche somit keine eindeutige Entfestigungsgrenze bei Erreichen der Glasübergangstemperatur. Vielmehr findet ein allmählicher Übergang vom spröden zum gummiartigen Werkstoffverhalten statt. Um diesen zu beschreiben, geben Amorim et al. [4] die folgenden Zusammenhänge zwischen der Temperatur θ und der Streckspannung σ_y beziehungsweise dem Elastizitätsmodul E von PVC-U an:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_y(\theta) &= -0,64 \cdot \theta + 63,34 \\ E(\theta) &= -30 \cdot \theta + 3500 \end{aligned}\right\} \text{für } -20\,^\circ\text{C} \leq \theta \leq 60\,^\circ\text{C}. \tag{2.13}$$

Abbildung 2.18 zeigt die ausgewertete Gleichung 2.13 für die Temperaturabhängigkeit der Streck-

spannung σ_y und des Elastizitätsmoduls E sowie die Versuchsergebnisse aus Amorim et al. [4]. Im betrachteten Temperaturbereich besteht ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der Temperatur und der Festigkeit beziehungsweise der Steifigkeit von PVC-U.

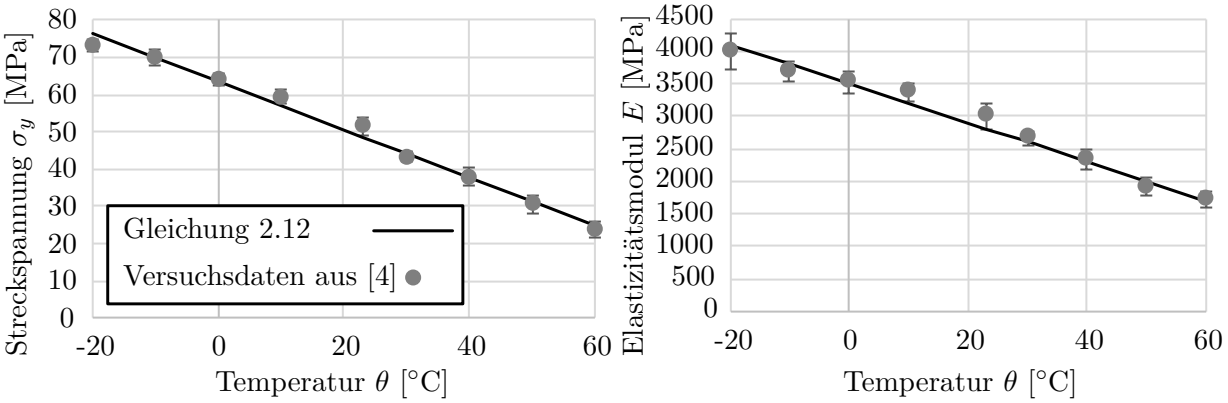


Abbildung 2.18: Einfluss der Temperatur auf die Streckspannung und den Elastizitätsmodul von PVC-U, aus Amorim et al. [4].

Aufgrund der ausgeprägten Temperaturabhängigkeit des Werkstoffes PVC-U werden in der vorgestellten Versuchsreihe die Temperaturen vor den Stoßrohrversuchen erfasst (erörtert im Kapitel 5). Zudem wird die Temperaturabhängigkeit in den numerischen Simulationen berücksichtigt, indem die Spannungs-Dehnungs-Beziehung für PVC-U an die Prüftemperatur adaptiert wird. Der Elastizitätsmodul und die Streckspannung bei der Prüftemperatur werden dabei mit der Gleichung 2.13 berechnet.

Verzerrungsratenabhängigkeit von PVC-U

Wie im Abschnitt 2.2.2 beschrieben, hängen bei den meisten Kunststoffen die Festigkeit und das Fließverhalten von der Verzerrungsrate ab. Das mechanische Verhalten kann sich mit der Verzerrungsrate von gummiartig bis spröde ändern, ähnlich wie bei der Temperaturabhängigkeit.

Umfangreiche Studien zur Verzerrungsratenabhängigkeit der Zug- und Druckfestigkeit von PVC-U wurden von Jordan et al. [118] und Moura et al. [165] vorgestellt. Die hochdynamischen Versuche im Split-Hopkinson-Tension-Bar (SHTB) wurden durch Referenzversuche in einer servohydraulischen Prüfmaschine unter niedrigen Verzerrungsraten (quasi-statisch) ergänzt. Abbildung 2.19 zeigt die entsprechenden Versuchsergebnisse, ausgedrückt durch den dynamischen Erhöhungsfaktor $DIF = \sigma_{y,dyn}/\sigma_{y,qs}$, der aus dem Verhältnis der dynamischen Streckspannung $\sigma_{y,dyn}$ zur quasi-statischen Streckspannung $\sigma_{y,qs}$ berechnet wird. Im betrachteten Verzerrungsratenbereich von $\dot{\varepsilon} = 1{,}0 \cdot 10^{-4}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $\dot{\varepsilon} = 1{,}0 \cdot 10^{4}\,\mathrm{s}^{-1}$ können sowohl für die Zug- als auch für die Druckfestigkeit ähnliche Verzerrungsratenabhängigkeiten festgestellt werden.

Basierend auf den experimentellen Daten der Zug- und Druckfestigkeit schlagen Moura et al. [165] das Cowper-Symonds-Verzerrungsratenmodell zur Beschreibung der Verzerrungsratenabhängigkeit vor. Diese ergibt sich zu:

$$DIF = \frac{\sigma_{y,dyn}}{\sigma_{y,qs}} = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{P}}. \tag{2.14}$$

Mit den Beiwerten $C = 252\,\mathrm{s}^{-1}$ und $P = 5{,}96$ bildet das Verzerrungsratenmodell sowohl die Messda-

ten aus Moura et al. [165] als auch von Jordan et al. [118] hinreichend genau ab (Abbildung 2.19). Es wird ein Bestimmtheitsmaß R^2 von 0,91 erreicht.

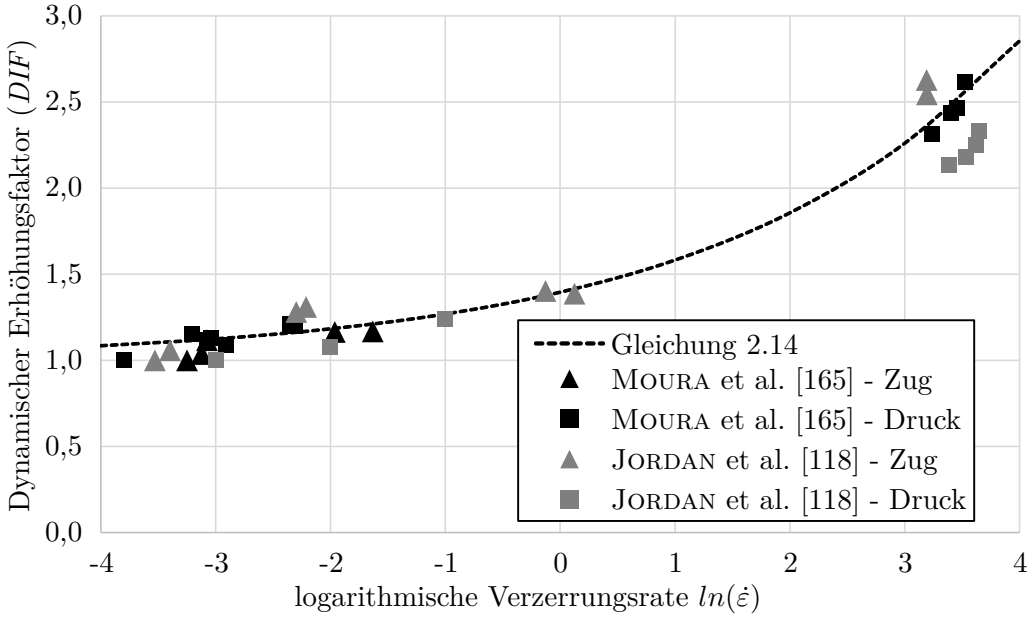


Abbildung 2.19: DIF der Streckspannungen unter verschiedenen Verzerrungsraten aus Moura et al. [165] und Jordan et al. [118] sowie das Verzerrungsratenmodell aus Gleichung 2.14.

Die Studien von Moura et al. [165] und Jordan et al. [118] verdeutlichen zudem, dass die Steifigkeit von PVC-U im Gegensatz zur Festigkeit nur eine geringe Abhängigkeit von der Verzerrungsrate aufweist. Der Elastizitätsmodul und die Querverformungszahl weichen bis zu einer Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}$ von $1{,}0 \cdot 10^4\,\mathrm{s}^{-1}$ nur geringfügig von den quasi-statischen Eigenschaften ab. Die experimentellen Untersuchungen von Chavan et al. [38] bestätigen diese Beobachtungen.

Auf Grundlage der in der Literatur berichteten Erkenntnisse werden der Elastizitätsmodul und die Querverformungszahl des Kunststoffs in der im Kapitel 7 vorgestellten Modellierungsstrategie zur numerischen Simulation über den gesamten Verzerrungsratenbereich als verzerrungsratenunabhängig angenommen. Die Verzerrungsratenabhängigkeit der Festigkeit von PVC-U hingegen wird mithilfe des Cowper-Symonds-Modells, wie in Gleichung 2.14 beschrieben, erfasst.

Festigkeit von verschweißten Fensterrahmen aus PVC-U

Bevor wir uns mit der Festigkeit von verschweißten Rahmenprofilen aus PVC-U befassen, ist es wichtig, den Herstellungsprozess von Fensterrahmen aus PVC-U zu erläutern. Dieser beginnt mit der Herstellung der Rahmenprofile aus PVC-U durch Extrusion und endet mit dem stoffschlüssigen Fügen durch Heizelementstumpfschweißen. Es werden die folgenden Schritte durchlaufen:

1. Produktion der Kunststoffrahmenprofile im Extrusionsverfahren, indem die aufgeschmolzene Kunststoffmasse kontinuierlich durch eine Formdüse in die gewünschte Profilform des Rahmenprofils gepresst wird.
2. Zuschnitt der Kunststoffrahmenprofile auf die entsprechenden Maße, typischerweise durch Gehrungsschnitte (Abbildung 2.20a).
3. Einführen der Profilverstärkungen aus Stahl in die Hohlkammern der Kunststoffprofile.

4. Stoffschlüssiges Verbinden der Profile an den Schnittflächen durch Kunststoffschweißen.

Fensterrahmen werden nahezu ausschließlich durch Heizelementstumpfschweißen gefügt [30, 131]. Das Heizelementstumpfschweißen wird aufgrund seines Funktionsprinzips auch als Wärmekontaktschweißen oder Spiegelschweißen bezeichnet. Technische Randbedingungen sind beispielsweise in der Richtlinie 2207-1 [72] des Deutschen Verbandes für Schweißen und verwandte Verfahren (DVS) dargelegt.

Das Heizelementstumpfschweißen erfolgt in mehreren, zeitlich voneinander getrennten Schritten. Zunächst werden die Stirnflächen der Rahmenprofile unter Druck mit Heizelementen bis auf ca. 220 °C erwärmt (Abbildung 2.20b), bis die Kontaktflächen weich und plastisch werden. Anschließend fährt das Heizelement aus dem Fügebereich heraus und die aufgeschmolzenen Stirnflächen werden zusammengepresst (Abbildung 2.20c). Beim Zusammenpressen entstehen an den Stirnflächen markante Schweißraupen, die nach dem Aushärten entfernt werden, um eine optisch ansprechende Fuge zu erhalten. Die Schweißraupen werden entweder abgestochen oder abgefräst [88].

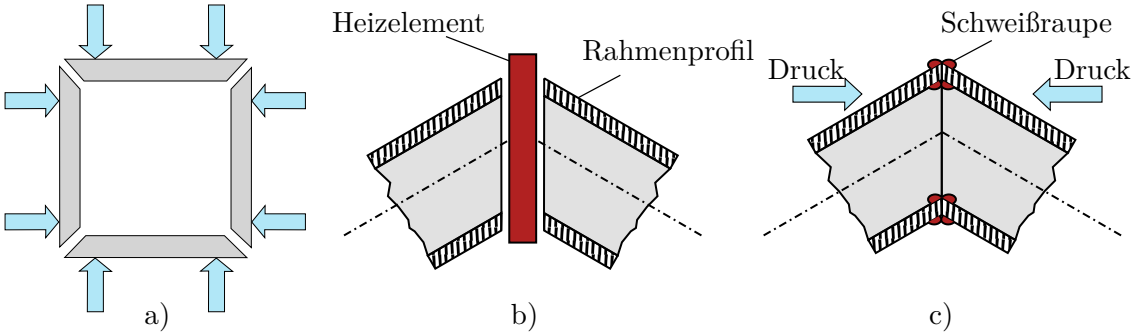


Abbildung 2.20: Prinzip des Heizelement-Stumpfschweißens a) Ausrichten der Rahmenprofile, b) Erwärmen der Stirnflächen und c) Fügen der Stirnflächen.

Wie von Potente [177] beschrieben, wird die Verbundfestigkeit an der Grenzfläche eines verschweißten Kunststoffes durch zwei Mechanismen beeinflusst:

1. Diffusion, die mit der Verschlaufung der Molekülketten assoziiert wird. Die Molekülketten verschmelzen und vermischen sich an der Grenzfläche miteinander.
2. Mechanische Adhäsion, die mit der Verklammerung in mikroskopisch kleinen Poren und Vertiefungen assoziiert wird.

Die entsprechende Modellvorstellung ist in der Abbildung 2.21 dargestellt.

Knoll und Sewald [127] geben die folgenden Einflussgrößen auf die erreichbare Verbundfestigkeit von verschweißten Bauteilen aus PVC-U an:

- **Zustand der Fügeflächen vor dem Verschweißen**; Metallpartikel oder Fett auf den Oberflächen können die Festigkeit abmindern.
- **Verarbeitungsprozess**; die Festigkeit ist abhängig von der Schmelzzeit beim Schweißvorgang und der Schweißtemperatur.
- **Nachbearbeitung des Profils**; scharfe Kerben, die beispielsweise beim Entfernen der Schweißraupe entstehen, verringern die Festigkeit erheblich.

- **Montage und Transport**; hierbei können zunächst kaum sichtbare Risse hervorgerufen werden, die sich im Querschnitt unter Belastung vergrößern.

Als Maß für die erreichte Qualität einer Verschweißung gilt der sogenannte Schweißfaktor, der aus dem Verhältnis zwischen der Festigkeit einer geschweißten Probe zur Festigkeit einer ungeschweißten Probe mit gleichem Grundwerkstoff und gleicher Geometrie berechnet wird. Ein Schweißfaktor von 0,8 bedeutet, dass die geschweißte Verbindung 80 % der Festigkeit des Grundwerkstoffes erreicht.

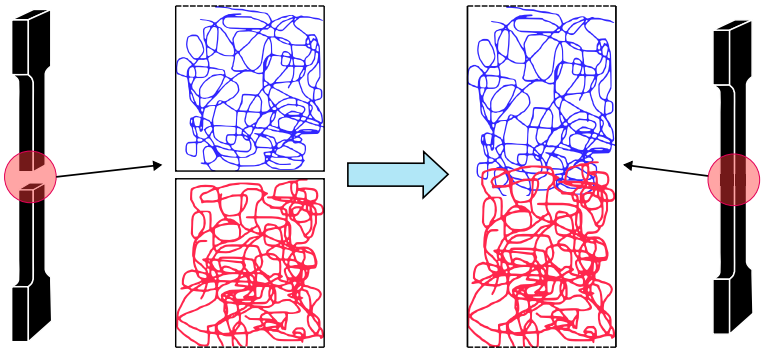


Abbildung 2.21: Schematische Darstellung von Verklammern und Verschlaufen von Molekülketten im Schweißbereich.

Merah et al. [151] untersuchten anhand von unidirektionalen Zugversuchen die Festigkeitseigenschaften von verschweißten Proben aus PVC-C. Beim Werkstoff PVC-C handelt es sich um nachchloriertes PVC-U, das im Vergleich zu herkömmlichen PVC-U eine höhere Festigkeit und thermische Stabilität aufweist [69].

In der Abbildung 2.22 sind die gemessenen Spannungs-Dehnungs-Verläufe für verschweißte und unverschweißte Zugproben bei Raumtemperatur dargestellt. Während die unverschweißte Zugprobe erwartungsgemäß einen elastischen und einen Fließbereich aufweist, versagt die geschweißte Zugprobe spröde, ohne Ausbildung plastischer Verformungen. Aus dem Verhältnis der Streckspannung der unverschweißten Probe zur Bruchspannung der verschweißten Probe ergibt sich ein Schweißfaktor von 0,9.

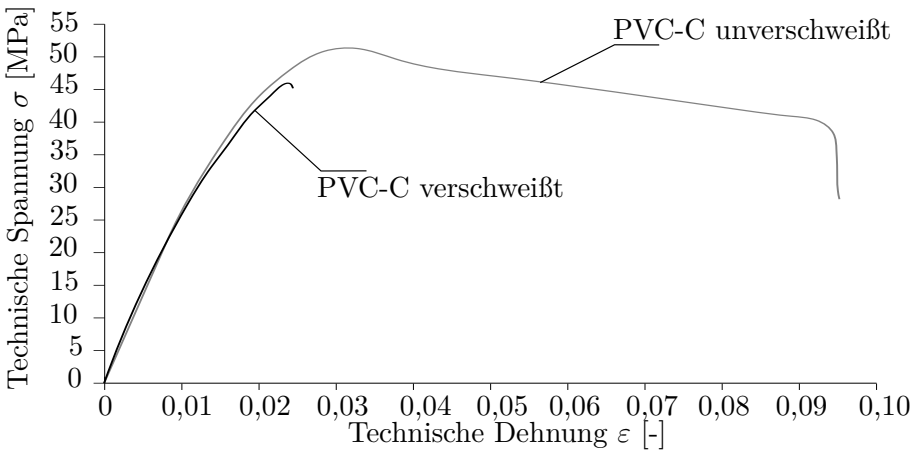
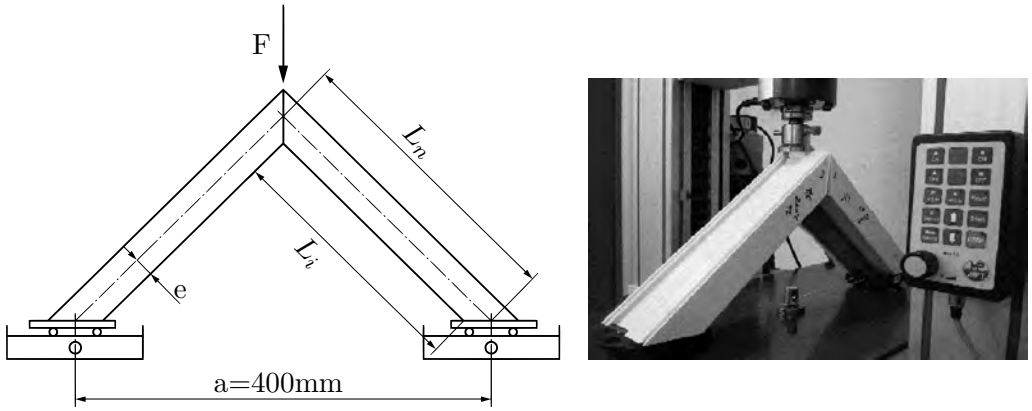


Abbildung 2.22: Spannungs-Dehnungs-Beziehung von verschweißtem und unverschweißtem PVC-C bei Raumtemperatur, aus Merah et al. [151].

Da im Rahmen dieser Arbeit keine separaten Bauteilversuche an verschweißten Rahmenecken eines Kunststofffensters durchgeführt wurden, wird auf die Ergebnisse von Druckbiegeprüfungen des Herstellers der verwendeten Rahmenprofile zurückgegriffen. Die Druckbiegeprüfungen erfolgten gemäß dem Prüfverfahren der DIN EN 514:2018 [63].

Abbildung 2.23 zeigt den Versuchsaufbau einer Druckbiegeprüfung gemäß DIN EN 514:2018 an einer verschweißten Rahmenecke mit einem Winkel von 90°. Die Rahmenecke wird auf zwei Prüfschlitten aufgestellt, die eine möglichst reibungsfreie horizontale Verschiebung der Rahmenschenkel gewährleisten. Die Prüflast F wird durch einen Druckstempel als Punktlast auf die Rahmenecke aufgebracht und bis zum Erreichen der Bruchkraft F_f gesteigert. Die Prüfung findet bei einer Prüftemperatur von 23 °C und mit einer Prüfgeschwindigkeit von 50 ± 5 mm/min statt.



a) b)

Abbildung 2.23: Prüfvorrichtung zur Durchführung der Druckbiegeprüfung an verschweißten Rahmenecken gemäß DIN EN 514:2018 [63]; a) schematische Darstellung des Versuchsaufbaus; b) Rahmenecke in der Prüfmaschine, aus Postawa et al. [176].

Aus der gemessenen Bruchkraft F_f kann folgendermaßen die erreichte Bruchspannung σ_f an der Rahmenecke berechnet werden, die sich an der Unterkante an der Eckverbindung einstellt (gezogene Faser):

$$\sigma_f = F_f \left[\frac{a/2 - e/\sqrt{2}}{2W} \right]. \tag{2.15}$$

Der Abstand a zwischen der neutralen Faser der Schenkel, die entlang des Flächenschwerpunkts verläuft, ist im Versuchsaufbau der DIN EN 514:2018 mit 400 mm festgelegt. Der Abstand e zwischen der Innenseite des Profilquerschnitts und der neutralen Faser wird durch die Lage des Flächenschwerpunkts des Profilquerschnitts bestimmt.

Tabelle 2.6 fasst die Mittelwerte der Bruchkräfte aus den Druckbiegeprüfungen des Herstellers sowie die mit der Gleichung 2.15 berechneten Bruchspannungen zusammen. Der Bruch der Rahmenecken trat bei beiden Profilstücken ab einer Zugspannung von 35 MPa auf. Die Bruchspannung der Profile ist somit deutlich geringer als die Fließspannung von 45 MPa, die für ein unverschweißtes PVC-U-Profil anzunehmen ist (Tabelle 2.5). Der Schweißfaktor der Profile beträgt 0,77 und ist somit geringfügig kleiner als der erzielte Schweißfaktor von 0,9 aus den unidirektionalen Zugversuchen von Merah et al. [151]. Dies ist auf die unterschiedlichen PVC-U-Rezepturen sowie auf mögliche

Spannungskonzentrationen aufgrund der Kerbwirkung in den Rahmenecken zurückzuführen.

Tabelle 2.6: Mittelwerte der Bruchkraft und Bruchspannung der Blend- und Flügelrahmenprofile aus Druckbiegeprüfungen gemäß DIN EN 514:2018.

Profil	Mittelwert der Bruchkraft F_f [N][1]	Bruchspannung σ_f [MPa]	Abstand e [mm]	Widerstandsmoment W [cm^3]
Blendrahmen	2875	35	38,69	7,09
Flügelrahmen	3317	35	40,08	8,13

Es ist zu beachten, dass Schweißraupen, die beim Verschweißen der Profile anfallen, in der Regel nicht vor einer Druckbiegeprüfung entfernt werden. Das bedeutet, dass die Schweißraupen an den Fügeflächen der Rahmenecken noch vollständig vorhanden sind. Das Entfernen der Schweißraupen in der Endfertigung hat einerseits den Effekt, dass der Querschnitt an den geschweißten Flächen reduziert wird, andererseits können durch das Abfräsen Mikrodefekte im Werkstoff entstehen. Das Deutsche Institut für Gütesicherung und Kennzeichnung (Vergabe der RAL-Gütesiegel) gibt als Richtwert eine mögliche zusätzliche Festigkeitsminderung von etwa 20 % an[2].

Zwischenfazit

Das Werkstoffverhalten von PVC-U ist im Gebrauchstemperaturbereich stark temperatur- und verzerrungsratenabhängig. Dies zeigt sich in einem deutlich ausgeprägten elastischen und plastischen Bereich bei Raumtemperatur, einer Versprödung bei Temperaturen unter 0 °C und einer Entfestigung bei Temperaturen über 40 °C. Eine Erhöhung der Verzerrungsrate führt zu einem deutlichen Anstieg der Streckspannung, der mit dem vorgestellten Cowper-Symonds-Verzerrungsratenmodell berücksichtigt werden kann. Der Elastizitätsmodul und die Querverformungszahl des Kunststoffes erweisen sich über den gesamten Verzerrungsratenbereich als nahezu unabhängig von der Verzerrungsrate.

Bei der Fertigung von Fensterrahmen werden die Rahmenprofile aus PVC-U durch Heizelementstumpfschweißen zusammengefügt. Das stoffschlüssige Fügen der Rahmenprofile durch Schweißen kann zu Schwachstellen führen, bei denen ein Sprödbruch auftritt. Die erreichbare Verbundfestigkeit ist dabei bis zu 23% geringer als die Festigkeit von unverschweißten Proben.

Die erörterten Eigenschaften der verschweißten Rahmenecken werden in der numerischen Modellierung (Kapitel 7) in Form eines geeigneten Versagenskriteriums umgesetzt.

2.2.4 Splitterschutzfolien

Bei Splitterschutzfolien handelt es sich um Verbundfolien beziehungsweise Multilayer-Folien, die aus mehreren Folienschichten bestehen. Ein typischer Aufbau ist in der Abbildung 2.24 dargestellt.

Die äußere Lage einer Splitterschutzfolie besteht in der Regel aus einer kratz- und abriebfesten Beschichtung (Abbildung 2.24), die die Dauerhaftigkeit gewährleisten soll. Im Kern des Folienverbundes, sind mehrere Lagen an Polyesterfolien aus biaxial orientiertem Polyethylenterephthalat (BO-PET) angeordnet, die durch Klebstoffzwischenschichten miteinander verbunden sind (kaschiert).

[1] Herstellerangaben via E-Mail am 21. Juli 2020
[2] E-Mail Kommunikation mit dem Institut für Gütesicherung und Kennzeichnung am 13. Juli 2020

Um die Splitterschutzfolie auf die Glasscheibe zu laminieren, wird entweder ein wasseraktivierbarer Trockenklebstoff oder ein vernetzter Acrylathaftklebstoff aufgetragen. Eine dünne Folie, die vor dem Laminieren abgezogen wird, schützt diese Haftklebeschicht während des Transports.

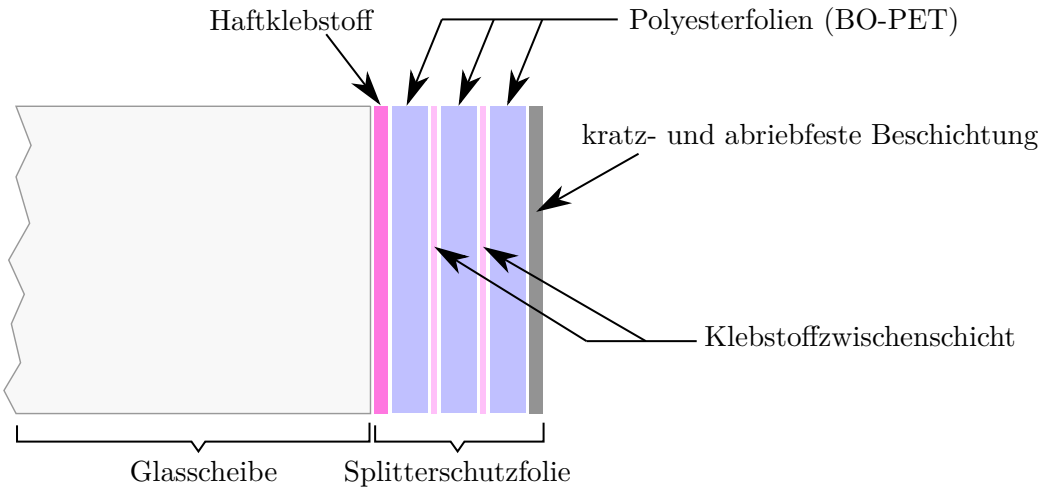


Abbildung 2.24: Typischer Aufbau einer Splitterschutzfolie auf einer Glasscheibe, in Anlehnung an de Pauw [49].

Im Folgenden werden die Eigenschaften der gesamten Splitterschutzfolie erörtert, sprich der Polyesterfolien einschließlich der Klebstoffzwischenschichten und der kratz- und abriebfesten Beschichtung, da diese für die Anwendung als Schutzmaßnahme als maßgeblich angesehen werden.

Splitterschutzfolien als Explosionsschutzmaßnahmen

Bei Splitterschutzfolien handelt es sich um Erzeugnisse, deren Eigenschaften je nach Hersteller variieren können. In der Tabelle 2.7 sind einige Werkstoffeigenschaften von Splitterschutzfolien verschiedener kommerzieller Hersteller zusammengefasst, die zum Explosionsschutz eingesetzt werden.

Tabelle 2.7: Werkstoffeigenschaften von sprengwirkungshemmenden Splitterschutzfolien verschiedener Hersteller (Nominalwerte) [1, 2, 101, 141].

Produkt	3M Ultra 600	3M Ultra 800	Llumar SCL SR PS15	Hanita SafetyZone 12mil
Foliendicke [mm]	0,15	0,20	0,38	0,3
Streckspannung σ_y [MPa]	/	103	/	/
Bruchspannung σ_f[MPa]	206	207	181	196
Bruchdehnung ε_f [%]	140	95	>100	125
Elastizitätsmodul E [MPa]	<3450	3965	/	/
Schälwiderstand [N/25 mm]	36	27	27	31

Die Broschüren der britischen *National Protective Security Authority*, ehemals *Center for the Protection of National Infrastructure* (CPNI) ([47], [46] und [45]) enthalten weitere Informationen zur erforderlichen Beschaffenheit von Splitterschutzfolien für den Einsatz unter Explosionsbeanspruchung. Typische Werte für die Dicke einer Splitterschutzfolie (alle Schichten zusammen) reichen von etwa 0,1 mm bis 0,5 mm [45, 50]. Die Dicke variiert je nach erforderlichem Schutzniveau und den Abmessungen der zu verstärkenden Verglasung.

Mechanische Eigenschaften von Splitterschutzfolien

Detaillierte Untersuchungen zu den verschiedenen möglichen Schichtkombinationen auf die mechanischen Eigenschaften wurden von de Pauw [49] vorgestellt. Die experimentelle Studie zeigen, dass die Gesamtfestigkeit vorwiegend durch die Eigenschaften der Polyesterfolien aus BO-PET dominiert wird. Die kratz- und abriebfeste Beschichtung hat dagegen nur einen geringen Einfluss auf die Festigkeit.

Einige wichtige mechanische Eigenschaften von Splitterschutzfolien sind in der Tabelle 2.8 zusammengefasst.

Tabelle 2.8: Mechanische Eigenschaften von Splitterschutzfolien gemäß de Pauw [49].

Werkstoffkennwert	
Dichte ρ [kg/m^3]	1350
Streckspannung σ_y [MPa]	110
Bruchspannung σ_f [MPa]	350 bis 366
Bruchdehnung ε_f [%]	53 bis 75
Elastizitätsmodul E [MPa]	5805
Querverformungszahl υ [-]	0,38
Glasübergangstemperatur θ_g [°C]	$\approx$ 72

Bei den lastabtragenden Lagen von Splitterschutzfolien handelt es sich um biaxial orientierte (BO) Folien, die bei der Herstellung in die Maschinenrichtung (MR) und in die Querrichtung (QR) verstreckt werden [49]. Das Verfahren verleiht der Folie ein ausgeprägtes anisotropes Werkstoffverhalten. Zur Verdeutlichung dieses Werkstoffverhaltens zeigt die Abbildung 2.25 Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den Zugversuchen von de Pauw [49], die in Maschinen- und Querrichtung an Mono-Folien mit einer Dicke von 0,17 mm durchgeführt wurden. Aus der Abbildung geht hervor, dass die BO-PET-Folie bis zu einer Dehnung von etwa 4 % in Maschinenrichtung (MR) und Querrichtung (QR) sehr ähnliche Spannungs-Dehnungs-Verläufe aufweist. Nach Erreichen der Streckspannung σ_y von etwa 110 MPa folgt in beiden Belastungs-Richtungen ein ausgeprägter plastischer Bereich im Spannungs-Dehnungs-Verlauf. Dieser ist durch ein Verfestigungsverhalten bei fortschreitender Dehnung gekennzeichnet [49], jedoch mit deutlich unterschiedlicher Ausprägung in den beiden Verstreckrichtungen. Insbesondere wird in der QR eine deutlich höhere Bruchspannung bei einer deutlich geringeren Bruchdehnung erreicht als in der MR. Die Ergebnisse der Zugversuche von de Pauw [49] stehen in guter Übereinstimmung mit den Beobachtungen von Maspoch et al. [147].

Da die genaue Orientierung der Splitterschutzfolie in Bezug auf Maschinen- und Querrichtung im eingebauten Zustand in der Regel unbekannt ist, schlägt de Pauw [49] zur praktischen Beschreibung des Werkstoffverhaltens den Ansatz einer gemittelten Spannungs-Dehnungs-Beziehung vor, die ab dem Erreichen der Streckspannung σ_y das mechanische Verhalten der Folie beschreibt (Abbildung 2.25). Dieser Ansatz wird auch in der vorliegenden Dissertation zur numerischen Modellierung der Splitterschutzfolien im Kapitel 7 angewendet.

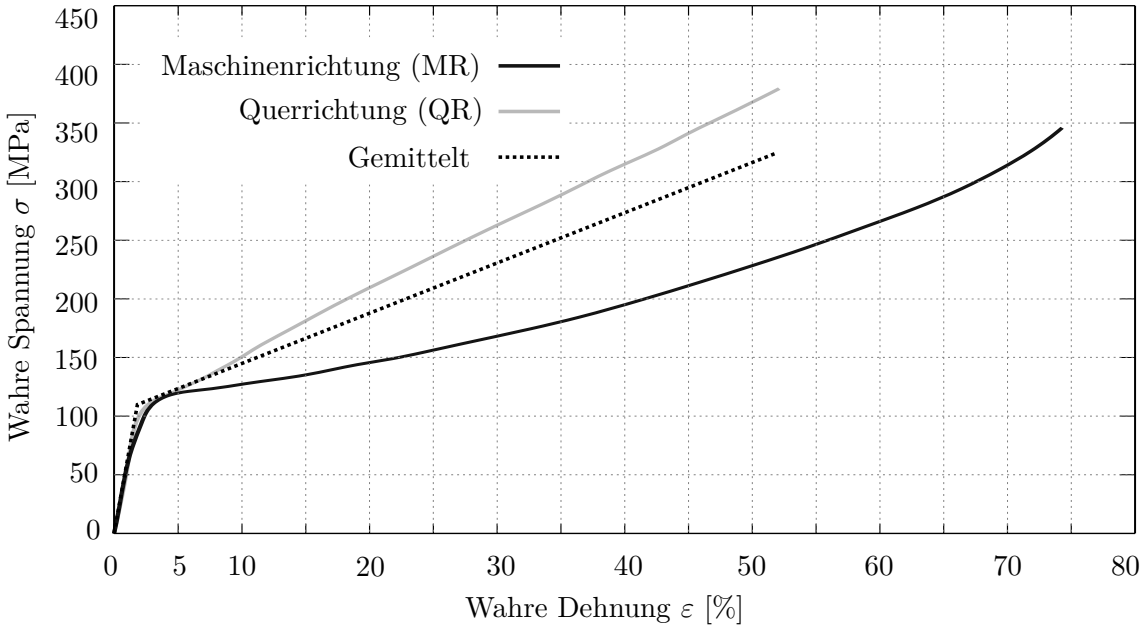


Abbildung 2.25: Spannungs-Dehnungs-Verläufe von BO-PET in Maschinenrichtung (MR) und Querrichtung (QR) aus de Pauw [49].

Temperaturabhängigkeit von PET

Der Einfluss der Temperatur auf das mechanische Verhalten von PET wurde in mehreren experimentellen Studien untersucht, beispielsweise in Zaroulis und Boyce [233], Le Clerc et al. [138] und Arkhireyeva und Hashemi [8].

Bedon und Mattei [20] ermittelten aus den experimentellen Daten von Arkhireyeva und Hashemi [8] die in der Abbildung 2.26 dargestellten Zusammenhänge zwischen Temperatur und Elastizitätsmodul beziehungsweise Streckspannung von PET-Folien im Temperaturbereich von 23 °C bis 70 °C. Bereits bei Temperaturen weit unterhalb der Glasübergangstemperatur von $\theta_g \approx 72\,°C$ tritt eine deutliche Entfestigung von PET auf. Ähnliche Effekte wurden auch in den Studien von Zaroulis und Boyce [233] festgestellt.

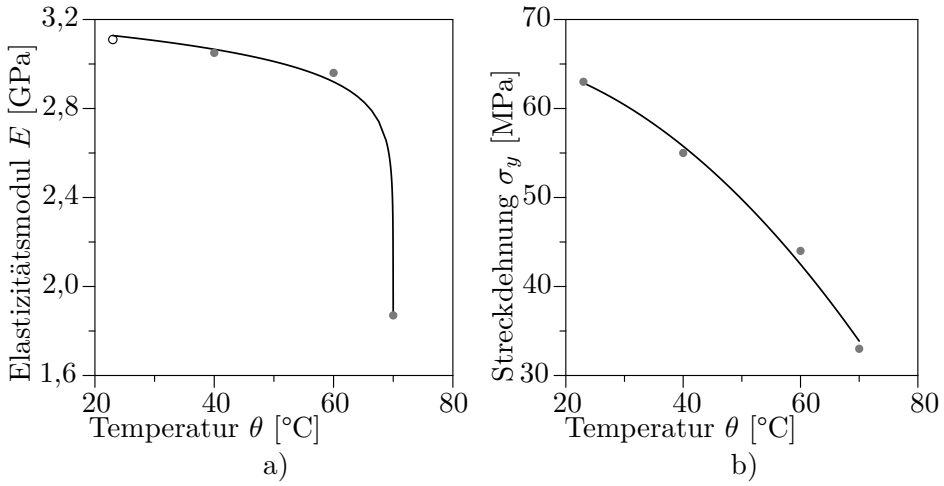


Abbildung 2.26: Einfluss der Temperatur a) auf den Elastizitätsmodul und b) auf die Streckspannung von PET, in Anlehnung an Bedon und Mattei [20].

Dehnratenabhängigkeit von PET

De Pauw [49] untersuchte anhand von uniaxialen Zugversuchen den Einfluss der Dehnrate auf die Festigkeit von Splitterschutzfolien. Bei Raumtemperatur zeigte sich in einem Dehnratenbereich von $2{,}3 \cdot 10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $4{,}6 \cdot 10^{-2}\,\mathrm{s}^{-1}$ ein vernachlässigbar geringer Einfluss auf die Festigkeit und Steifigkeit der Folien.

Druckversuche an PET-Proben aus Zaroulis und Boyce [233], die im Verzerrungsratenbereich von $5{,}0 \cdot 10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $5{,}0 \cdot 10^{-1}\,\mathrm{s}^{-1}$ durchgeführt wurden, bestätigen die Beobachtungen von de Pauw. Auch hier zeigen die untersuchten Proben bei Raumtemperatur (25 °C) nahezu keine Empfindlichkeit gegenüber der Verzerrungsrate.

Klebeverbund zwischen Glas und Splitterschutzfolie

Die für die Applikation der Splitterschutzfolie auf der Verglasung eingesetzten Haftklebstoffe sollten in der Lage sein, Glassplitter auch nach einem Glasbruch (im Nachbruchzustand) an der Folie zu binden, um potenzielle Gefahren zu minimieren. Die Wirksamkeit dieses Klebeverbundes wird maßgeblich bestimmt durch [49]:

- die Art der Laminierung (nass oder trocken),
- den Verwitterungszustand der Glasoberfläche (bei Bestandsfenstern),
- die Laminierung der Folie auf der Zinnbadseite (schwächere Bindung) oder auf der Gasseite der Glasoberfläche und
- Verunreinigungen auf den zu verbindenden Oberflächen.

Die mechanischen Eigenschaften des Klebeverbundes werden in der Regel anhand von Schälwiderstands- und Scherfestigkeitsprüfungen (Abbildung 2.27) beurteilt. Dabei ist zu beachten, dass im Idealfall eine Prüfung durchgeführt wird, die den tatsächlichen Lastfall widerspiegelt. Im hochdynamischen Lastfall einer Explosion ist dies oft schwierig zu beurteilen, da eine Kombination mehrerer Belastungsmodi auftreten kann (Mixed-Mode) [24].

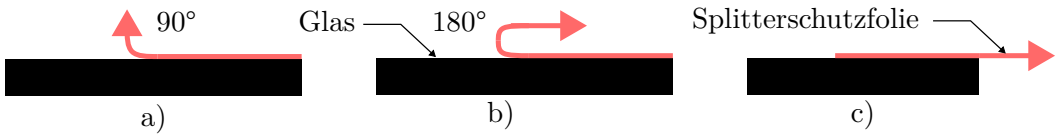


Abbildung 2.27: Prüfung der mechanischen Eigenschaften des Klebeverbundes a) 90°-Schälwiderstandsprüfung, b) 180°-Schälwiderstandsprüfung und c) Scherfestigkeitsprüfung.

Schälwiderstand von Splitterschutzfolien

Schälwiderstände (engl. *Peel Adhesion*) werden in der Regel entweder durch eine 90°-Schälwiderstandsprüfung (Abbildung 2.27a) oder eine 180°-Schälwiderstandsprüfung (Abbildung 2.27b) bestimmt. In beiden Verfahren wird ein schmaler Prüfstreifen einer Folie mit einer Breite von 25 mm auf einen Glasprüfkörper aufgebracht. Die Folie wird mit konstanter Geschwindigkeit (z. B. 300 mm/min) durch eine Zugklemme, die am beweglichen Arm einer Zugprüfmaschine befestigt ist, im entsprechenden Schälwinkel vom Glasprüfkörper abgezogen. Die Kraft, die erforderlich ist, um die beiden Werkstücke zu trennen, wird an der Glasprobe gemessen. Bei der Prüfung wird eine Versagensform

des Modus I (Abbildung 2.2a) abgebildet.

Abbildung 2.28 zeigt schematisch das Ergebnis einer 90°-Schälwiderstandsprüfung. Der Schälwiderstand wird als gemessene Schälkraft (Abzugskraft) auf die Breite des Prüfstreifens normiert und üblicherweise in N/(25 mm) angegeben. Bei einer kontinuierlichen Schälung stellt sich eine nahezu konstante mittlere Schälkraft ein. Einflussfaktoren auf die Schälfestigkeit sind vor allem die Elastizität der Fügeteile, die Klebstoffschichtdicke, die Fügeteildicken sowie die Fügeteilbreiten [100].

Die meisten Hersteller von Splitterschutzfolien geben die charakteristischen Schälwiderstände in den technischen Datenblättern ihrer Produkte an (Tabelle 2.7). Schälwiderstände von mehr als 14 N/(25 mm) gelten als sehr widerstandsfähig (geprüft mit einer 180°-Schälung) [100]. Dieser Schälwiderstand wird bei Splitterschutzfolien in der Regel erreicht.

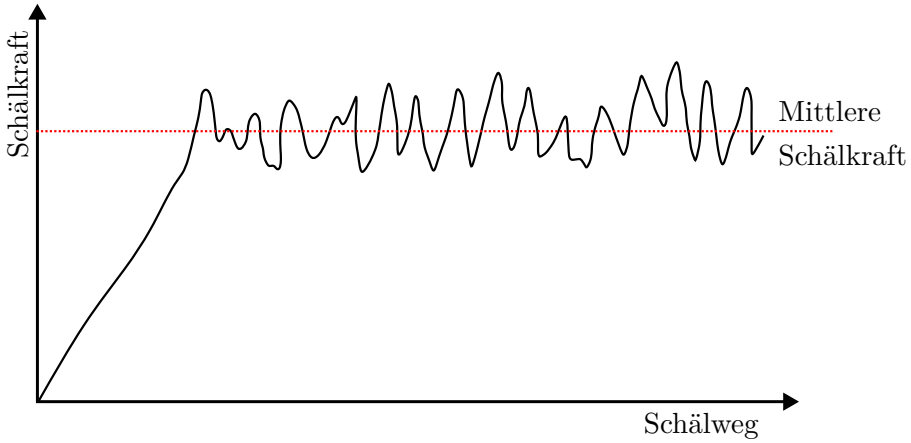


Abbildung 2.28: Typischer Schälkraft-Schälweg-Verlauf bei einer 90°-Schälwiderstandsprüfung, in Anlehnung an DIN EN 28510-1:2013.

Um die Dauerhaftigkeit bei älteren folienverstärkten Verglasungen zu überprüfen, schlägt der Sicherheitsleitfaden CPNI EBP 10/13 [47] eine „in situ“-Prüfmethode des Schälwiderstandes vor. Bei dieser zerstörenden Prüfung wird die aufgebrachte Folie in vertikaler Richtung in mehrere 25 mm breite Prüfstreifen geschnitten. Die Schälkraft wird durch Gewichte aufgebracht, die die Folie um 180° in Richtung der Schwerkraft ziehen. Gemäß der Empfehlung des Sicherheitsleitfadens CPNI EBP 10/13 [47] sollten mindestens 5 N/(25 mm) erreicht werden, damit die Splitterschutzfolie bei Explosionseinwirkung einen ausreichenden Restwiderstand gewährleistet. Dies entspricht einem angehängten Gewicht von 500 g.

Unter Explosionsbeanspruchung können kurzzeitig sehr hohe Schälgeschwindigkeiten von mehreren Metern pro Sekunde erreicht werden. Um das Verhalten unter derartiger dynamischen Beanspruchung qualitativ zu beschreiben, werden Klebstoffschichten meist als „hochviskose Flüssigkeiten“ betrachtet [100]. Das Ergebnis einer Schälwiderstandsprüfung wird demnach von der Schälgeschwindigkeit beeinflusst. Entsprechende Versuche mit Splitterschutzfolien unter hohen Schälgeschwindigkeiten wurden von de Pauw [49] vorgestellt. Hierbei zeigte sich, dass bei einer Schälgeschwindigkeit von 900 mm/min ein ca. 2- bis 3-fach höherer Schälwiderstand erreicht werden kann als bei einer Schälgeschwindigkeit von 25 mm/min. Weitere Daten zum Schälwiderstand unter hohen Geschwindigkeiten liegen aktuell nicht vor.

Scherfestigkeit von Splitterschutzfolien

Die Scherfestigkeit wird bei Beanspruchungen im Modus II maßgebend, bei der die Folie parallel zur Klebfläche gezogen wird (Abbildung 2.27c). Der erreichte Widerstand wird in Scherfestigkeitsprüfungen bestimmt.

Entsprechende Versuche zur Scherfestigkeit von auf Glasproben aufgeklebten Splitterschutzfolien wurden in de Pauw [49] vorgestellt. Bis zum Erreichen der Festigkeitsgrenzen entsprechen die gemessenen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen den Ergebnissen von reinen Zugversuchen an Splitterschutzfolien. Die Ergebnisse deuten somit darauf hin, dass die Scherfestigkeit des Klebeverbundes nicht maßgebend wird, sondern die Zugfestigkeit des Glases.

Zwischenfazit

Eine Splitterschutzfolie ist eine Verbundfolie, deren tragender Kern aus mehreren Lagen Polyesterfolien aus BO-PET besteht. Das Werkstoffverhalten von BO-PET ist durch eine Anisotropie in Maschinen- und Querrichtung gekennzeichnet, die sich erst nach Erreichen der Streckspannung einstellt. Die mechanischen Eigenschaften der Folien erweisen sich im Bereich von $2{,}3 \cdot 10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $5{,}0 \cdot 10^{-2}\,\mathrm{s}^{-1}$ als nahezu unempfindlich gegenüber Dehnrateneffekten.

Ein wichtiger Aspekt ist der Klebeverbund zur Glasscheibe. Dieser erfolgt entweder mit einem wasseraktivierbaren Trockenklebstoff oder einem vernetzten Acrylathaftklebstoff. Im hochdynamischen Lastfall einer Explosion kann es zu einer Kombination mehrerer Belastungsmodi des Verbundes kommen (Mixed-Mode), wobei die Beanspruchung im Modus I (Abschälen) als dominierend erachtet werden kann.

Die Auswertung von zur Verfügung stehenden Herstellerangaben zeigte, dass bei allen Produkten ein Schälwiderstand von mehr als 14 N/(25 mm) erreicht wird, was mit einem sehr widerstandsfähigen Klebeverbund assoziiert wird. Gemäß des Sicherheitsleitfadens CPNI EBP 10/13 [47] sollten bei alten Bestandsfolien in „in situ“-Prüfungen mindestens 5 N/(25 mm) erreicht werden, um einen ausreichenden Restwiderstand bei Explosionseinwirkungen zu gewährleisten. Es ist anzumerken, dass die erwartbar hohe Schälgeschwindigkeit bei explosionsbelasteten Verglasungen zu einer Erhöhung des Schälwiderstandes führen kann. Zu diesem Effekt ist die Datenlage jedoch sehr begrenzt.

Die erörterten Eigenschaften der Splitterschutzfolien werden in der numerischen Modellierung im Kapitel 7 umgesetzt.

2.2.5 Zusammenfassung

Dieses zweite Unterkapitel befasste sich mit den mechanischen Eigenschaften der in dieser Arbeit verwendeten Kunststoffe. Zunächst erfolgte eine Einführung in die Einteilung von Kunststoffen (Abschnitt 2.2.1) und deren Unterscheidung abhängig von ihrer molekularen Struktur, der Vernetzung und dem Kristallisationsgrad. Im Abschnitt 2.2.2 werden die grundlegenden mechanischen Eigenschaften von Kunststoffen diskutiert, insbesondere die Abhängigkeit von Temperatur und Verzerrungsrate.

Ein besonderer Schwerpunkt lag auf den Eigenschaften von weichmacherfreiem Polyvinylchlorid (PVC-U, Abschnitt 2.2.3), das für die Herstellung von Kunststofffensterrahmen verwendet wird. Studien aus der Literatur zeigten, dass die Festigkeit des Werkstoffs bereits unterhalb der

Glasübergangstemperatur bei Temperaturen über 40 °C deutlich abnimmt, während bei Temperaturen unter 0 °C eine Versprödung eintritt. Eine Erhöhung der Verzerrungsrate führt zu einem Anstieg der Streckspannung, der in der numerischen Modellierung mithilfe eines Cowper-Symonds-Verzerrungsratenmodells berücksichtigt werden kann.

Als kritischer Aspekt bei der Herstellung von Fensterrahmen wurde das thermische Schweißen der PVC-U-Profile identifiziert, das potenziell zu Schwachstellen führen kann, an denen Sprödbrüche auftreten. Bauteilprüfungen zeigen, dass die Festigkeit von verschweißten Rahmenecken um bis zu 23 % geringer ist als von unverschweißtem PVC-U. Die besonderen Eigenschaften des verschweißten Kunststoffes werden in der numerischen Modellierung in Kapitel 7 durch ein geeignetes Versagenskriterium berücksichtigt.

Im Abschnitt 2.2.4 wurden die Eigenschaften von Splitterschutzfolien, die in Schichtverbunden hergestellt werden, diskutiert. Der tragende Kern der Verbundfolie besteht aus mehreren Lagen Polyesterfolie (BO-PET). Das Werkstoffverhalten von BO-PET zeigt eine Anisotropie in Maschinen- und Querrichtung, die sich erst nach dem Erreichen der Streckspannung bemerkbar macht. Während innerhalb eines Dehnratenbereichs von $2{,}3 \cdot 10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $5{,}0 \cdot 10^{-2}\,\mathrm{s}^{-1}$ kein maßgebender Einfluss der Dehnrate auf die mechanischen Eigenschaften von Splitterschutzfolien beobachtet werden kann, besteht eine starke Temperaturabhängigkeit. Diese ist geprägt durch zunehmende Steifigkeitsverluste oberhalb von 60 °C.

Ein wichtiger Aspekt ist der Klebeverbund der Splitterschutzfolie mit einer Glasscheibe. Im Falle einer Explosionsbelastung kann eine Kombination verschiedener Belastungsmodi (mixed-mode) auftreten, bei denen jedoch insbesondere der Schälwiderstand eine entscheidende Rolle spielt.

2.3 Faserverstärkte Kunststoffe

Komponenten und Bauteile aus faserverstärkten Kunststoffen (FVK) sind dank ihrer herausragenden Eigenschaften in vielen Industriezweigen, insbesondere in der Luftfahrt- und Automobilbranche, weit verbreitet. Die Kombination aus hoher Steifigkeit und Festigkeit bei gleichzeitig geringer Dichte macht FVK zu einer attraktiven Alternative zu herkömmlichen Strukturwerkstoffen wie Metallen, besonders in Anwendungen, bei denen eine hohe Tragfähigkeit bei minimalem Gewicht erforderlich ist [122].

Ein beeindruckendes Beispiel für die technischen Möglichkeiten, die FVK im Bauwesen bieten, ist die Skulptur „Mae West“ in München (Abbildung 2.29). Die Rohre des Stabwerkes bestehen größtenteils aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK). Durch die Wahl dieser Leichtbaukonstruktion und der damit verbundenen Gewichtseinsparung von etwa 80 % gegenüber der Ausführung aus Stahl, war es möglich, das rund 36 m hohe Oberteil der insgesamt 52 m hohen Struktur bei der Montage in einem Stück auf das Unterteil zu heben [145].



Abbildung 2.29: Skulptur „Mae West“ aus kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff.

Die Eigenschaften von FVK machen den Werkstoff besonders attraktiv für die nachträgliche Ertüchtigung bestehender Bauteile. Diese können durch FVK-Komponenten verstärkt werden, ohne das Gesamtgewicht signifikant zu erhöhen, was die Handhabung und Installation erleichtert und den Lastabtrag in den angeschlossenen Bauteilen nicht wesentlich beeinflusst.

Zur Verstärkung und Sanierung von Betonbauteilen finden im Bauwesen aktuell hauptsächlich CFK-Lamellen Anwendung [239]. Diese werden in der Regel als aufgeklebte Bewehrung direkt auf der Oberfläche von tragenden Betonbauteilen wie Balken, Platten oder Wänden appliziert. Dank der hohen Zugfestigkeit der Lamellen können zusätzliche Lasten, etwa durch eine Nutzungsänderung des Gebäudes, aufgenommen werden, ohne das Gesamtgewicht des Bauteils relevant zu erhöhen.

Eine Herausforderung des Einsatzes von FVK-Komponenten ist die Verbindung zum ertüchtigten Bauteil. Um eine Trennung der lasttragenden Fasern und Lastspitzen zu verhindern, haben sich vor allem Klebeverbindungen bewährt. Neben der Klebeverbindung ist die Bolzenverbindung, inklusive Niet- und Schraubverbindung, eine häufig verwendete Verbindungsart [122]. Je nach Art der Verbindung findet die Lastübertragung durch eine Kombination aus Kraftschluss und Formschluss statt.

Das folgende Teilkapitel gibt eine kurze Einführung in die Faserverbundkunststoffe, die in dieser Arbeit verwendet werden. Es vermittelt Grundlagen zum Aufbau und den Eigenschaften (Abschnitt 2.3.1), zu den Fertigungsverfahren (Abschnitt 2.3.2) und zu den Berechnungsmethoden (Abschnitt 2.3.3). Zudem wird im Abschnitt 2.3.4 auf die Verbindung mit Bauteilen eingegangen, die mit Verstärkungskomponenten aus FVK ertüchtigt werden.

Für eine vertiefende Lektüre stehen zahlreiche Literaturquellen zur Verfügung, wie die umfassende Buchreihe von Flemming et al. [80, 81, 82], Flemming und Roth [79], Ehrenstein [73] und Schürmann [190] zu den Konstruktionsgrundlagen sowie die Bücher von Moser [164], Gibson

[97], Jones [117] und Mittelstedt [159] zur Berechnungsmethodik.

2.3.1 Aufbau und Eigenschaften von faserverstärkten Kunststoffen

Ein **Verbundwerkstoff** beziehungsweise ein Kompositwerkstoff besteht aus mindestens zwei unterschiedlichen Werkstoffen, die sich in Form oder Zusammensetzung unterscheiden und weder chemisch noch physikalisch ineinander löslich sind. Das Resultat ist ein heterogener Werkstoff, in dem die kombinierten Werkstoffe ihre spezifischen Eigenschaften beibehalten.

Faserverbundwerkstoffe sind spezielle Verbundwerkstoffe, bei denen mindestens einer der Werkstoffe in Faserform vorliegt. Die Fasern übernehmen den Lastabtrag, während die Matrix die Form der Komponente vorgibt und die Fasern vor Umwelteinflüssen schützt. Diese Idee findet in der Natur eine Vorlage. Ein natürlicher Werkstoff mit ähnlichen Eigenschaften ist Holz, bei dem die in Bündeln angeordneten Cellulosefasern in einer Lignin-Matrix eingebettet sind.

Nachfolgend wird auf **faserverstärkte Kunststoffe (FVK)** eingegangen, einem Faserverbundwerkstoff, bei dem die Matrix aus Kunststoff besteht. FVK setzt sich im Wesentlichen aus zwei Hauptkomponenten zusammen: den **Verstärkungsfasern** und der umgebenden **Kunststoffmatrix**. Die Verstärkungsfasern werden während ihrer Herstellung mit einer Schlichte beschichtet, die meist auf Silan- oder Epoxidverbindungen basiert und somit eine dritte Komponente im Verbund darstellt. Die Schlichte spielt eine entscheidende Rolle für den Verbund zwischen den Verstärkungsfasern und der Kunststoffmatrix. Durch eine chemische Reaktion mit der Kunststoffmatrix bildet sich die sogenannte Interphase. Einen weiteren wichtigen Einfluss auf den Verbund hat die Länge der Verstärkungsfasern.

Bei der Auslegung eines FVK muss einerseits eine ausreichende Menge an Fasern für die gewünschte Tragwirkung eingestellt werden und andererseits genügend Kunststoffmatrix für die vollständige Imprägnierung der Fasern zur Verfügung stehen. Ein charakteristisches Merkmal ist deshalb der Faservolumenanteil. In der Regel haben sich Faservolumenanteile von 50 % bis 60 % als technisch optimal erwiesen [82]. Da die Fasern die Lasten abtragen, werden sie entlang der Belastungsrichtung ausgerichtet. Eine reine Formgebung, wie sie bei isotropen Metallen üblich ist, reicht nicht aus, um ein effizientes Design zu gewährleisten.

Matrixwerkstoffe

Der Matrixwerkstoff erfüllt im Verbund die folgenden Aufgaben:

- Krafteinleitung in die Verstärkungsfasern,
- Kraftübertragung zwischen den Verstärkungsfasern,
- Fixierung der Verstärkungsfasern,
- Schutz vor Ausknicken der Verstärkungsfasern bei Druckbeanspruchung und
- Schutz vor Umgebungseinflüssen.

Als Matrixwerkstoff in FVK werden, bis auf wenige Ausnahmen, Duroplaste und Thermoplaste verwendet. Die grundlegenden Eigenschaften von Thermoplasten wurden bereits im Abschnitt 2.2 erörtert. Zur Herstellung von FVK werden hauptsächlich die Thermoplaste Polyamid (PA), Polypropylen (PP), Polyethylenterephthalat (PET) und Polyetheretherketon (PEEK) eingesetzt [190].

Duroplaste haben im Gegensatz zu Thermoplasten eine stark vernetzte Molekülstruktur. Die dichte Vernetzung macht den Matrixwerkstoff äußerst fest und formstabil, aber auch spröde und nicht schmelzbar. Duroplaste sind weder löslich noch aufquellbar [69]. Sie sind besonders für Anwendungen geeignet, bei denen eine hohe thermische und mechanische Beständigkeit erforderlich ist.

Einmal ausgehärtet, können Duroplaste nicht mehr umgeformt oder geschmolzen werden, da die Molekülbewegung stark eingeschränkt ist. Die Formgebung muss somit vor der Aushärtung erfolgen und kann nicht mehr rückgängig gemacht werden. Sie sind somit meist nicht schweißbar. Zu den für FVK relevanten Duroplasten gehören Epoxidharze, Vinylesterharze und ungesättigte Polyesterharze.

Verstärkungsfasern

Verstärkungsfasern für faserverstärkte Kunststoffe bestehen entweder aus anorganischen und organischen Werkstoffen. Zu den am häufigsten verwendeten anorganischen Fasern zählen Glasfasern und Kohlenstofffasern (Carbonfasern). Als wichtigster anorganischer Werkstoff gilt Aramid aus aromatischen Polyamiden. Aramidfasern werden in vielen sicherheitskritischen Anwendungen eingesetzt und sind meist unter den Markennamen Kevlar®, Twaron®, Technora® bekannt.

Es gibt zahlreiche Bemühungen, Naturfasern als nachwachsende und somit nachhaltige Rohstoffe für Faser-Kunststoff-Verbunde nutzbar zu machen [190]. In jüngster Zeit gewinnen pflanzliche Fasern aus Jute, Flachs und Hanf zunehmend an Bedeutung. Bei der Auslegung der Bauteile stellt die Streuung der Werkstoffeigenschaften eine Herausforderung dar.

In dieser Arbeit werden glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK) und aramidfaserverstärkter Kunststoff (AFK) zur Herstellung von Ertüchtigungsmaßnahmen für Kunststofffenster verwendet. Tabelle 2.9 gibt einen Überblick zu den grundlegenden mechanischen Eigenschaften von Verstärkungsfasern aus Glas und Aramid. Es ist anzumerken, dass die Richtwerte zur Festigkeit für die Einzelfaser gelten. Nach der Halbzeugaufbereitung kann diese deutlich reduziert werden [73].

Tabelle 2.9: Mechanische Eigenschaften von Verstärkungsfasern aus Glas und Aramid [73].

Faser	Dichte [g/cm³] [g/cm³]	Zugfestigkeit [MPa]	Elastizitätsmodul [GPa]	Bruchdehnung [%]
Glas	2,6 – 2,72	2400 – 4400	70 – 86	4,4 – 4,8
Aramid	1,45	3400 – 3800	80 – 186	2,0 – 4,0

Unverarbeitete **Glasfasern** erreichen eine Zugfestigkeit von bis zu 4400 MPa (Tabelle 2.9). Die Festigkeit von Glasfasern ist somit etwa um den Faktor 100 höher als die Zugfestigkeit von Floatglas, das bei der Herstellung von herkömmlichen Verglasungen verwendet wird. Dies ist auf das geringere Volumen der Fasern und der damit verbundenen Wahrscheinlichkeit von Mikrodefekten zurückzuführen. Glasfasern verhalten sich isotrop. Der Elastizitätsmodul liegt bei etwa 70 bis 86 GPa.

Unverarbeitete **Aramidfasern** erreichen mit bis zu 3800 MPa vergleichbare Zugfestigkeiten wie Glasfasern (Tabelle 2.9), wobei der Elastizitätsmodul nahezu doppelt so hoch ist. Das Werkstoffverhalten der Aramidfasern ist anisotrop. Parallel zur Faserrichtung erreicht der Elastizitätsmodul bis zu 186 GPa und ist um einen Faktor von 15 bis 25 höher als quer zur Faserrichtung [190].

Bedeutung der Interphase in Faserverbundwerkstoffen

Damit die Verstärkungsfasern ihre Lastaufnahmekapazität optimal nutzen können, müssen die äußeren Kräfte effektiv von der Kunststoffmatrix auf die Fasern eingeleitet werden. Bei der Krafteinleitung spielt die sogenannte Interphase (Abbildung 2.30) eine entscheidende Rolle. Diese kann als eine Zwischenschicht zwischen der Faser und der Matrix betrachtet werden. Eine gut ausgebildete Interphase sorgt dafür, dass die Faser fest in der Matrix verankert ist und ein Abgleiten verhindert wird.

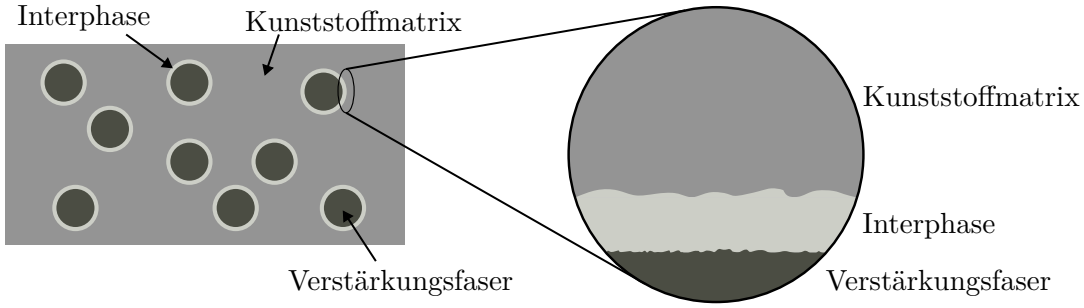


Abbildung 2.30: Schematische Darstellung der FVK-Interphase in Anlehnung an Huang et al. [111].

Um eine optimale Interphase zu erreichen, werden die Verstärkungsfasern mit einer speziellen Beschichtung versehen, die als „Schlichte“ bezeichnet wird. Die Schlichte basiert auf Silan- oder Epoxidverbindungen und modifiziert die Kunststoffmatrix in der direkten Umgebung der Verstärkungsfaser, sodass eine graduelle Übergangszone entsteht (Abbildung 2.30), die schließlich in die umgebende Kunststoffmatrix übergeht. Sie wird beim Ausziehen aus den Spinndüsen auf die Fasern aufgebracht [73].

Für Komponenten aus FVK unter Zugbelastung können, abhängig von der Qualität der Interphase, die folgenden Schadensmechanismen auftreten:

a) Faserauszug
Bei einem unzureichenden Verbund zwischen der Verstärkungsfaser und der Kunststoffmatrix gleiten die Fasern aus der Matrix heraus. Es tritt ein Auszugsversagen auf. Die Zugfestigkeit der Verstärkungsfasern wird nicht erreicht.

b) Faserbruch
Bei einer starken Interphase und einem guten Verbund zwischen der Verstärkungsfaser und der Kunststoffmatrix kommt es typischerweise zum Faserbruch. Hierbei wird das gewünschte Verhalten erreicht, denn die Verstärkungsfasern können ihre maximale Tragfähigkeit entfalten.

c) Übergangsform
Bei einer mittelmäßigen Interphase kann ein gemischtes Schadensbild zwischen Faserauszug und Faserbruch eintreten. Einige Verstärkungsfasern reißen, während andere aus der Kunststoffmatrix gezogen werden. Das beobachte Verhalten deutet darauf hin, dass die Interphase in einigen Bereichen der FVK-Komponente stärker ist als in anderen.

2.3.2 Fertigungsverfahren

Die Fertigung von FVK spielt eine entscheidende Rolle bei den erreichbaren mechanischen Eigenschaften. Diese werden durch die folgenden Faktoren beeinflusst:

1. **Faserorientierung und Faserlänge:**
   Die Verstärkungsfasern müssen in geeigneter Ausrichtung eingebettet werden, um die gewünschten Eigenschaften zu erzielen. Die Faserlänge und die Orientierung der Fasern in Bezug auf die Belastung sind dabei entscheidend.
2. **Faseranteil:**
   Der Volumenanteil der Fasern im Verhältnis zum Volumenanteil der Matrix bestimmt die mechanischen Eigenschaften. Bei einem hohen Volumenanteil der Fasern muss allerdings die Verarbeitbarkeit gewährleistet bleiben.
3. **Porenfreiheit:**
   Lufteinschlüsse oder Poren in der Kunststoffmatrix sollten minimiert werden, da sie die mechanischen Eigenschaften negativ beeinflussen können.
4. **Benetzung:**
   Die Fasern müssen vollständig von der Kunststoffmatrix umschlossen sein, um eine optimale Kraftübertragung zu gewährleisten.

Ausgangsprodukt für die Fertigung von Halbzeuge sind Multifilamentgarne (Roving) der jeweiligen Verstärkungsfaser. Rovings bestehen aus mehreren hundert bis tausend unverdrehten Monofilamenten. Aus ihnen werden durch verschiedenen Verfahren meist zweidimensionalen Textilhalbzeugen, wie Gelegen, Geweben und Matten erzeugt.

Bei unidirektionalen **Gelegen** sind die Verstärkungsfasern parallel zueinander angeordnet und werden mit Hilfe von Klebevliesen oder Schussfäden in Querrichtung fixiert. Multiaxiale Gelege werden erzeugt, indem mehrere Schichten an unidirektionalen Gelegen in unterschiedlichen Orientierungen gelegt werden. Bei **Geweben** werden die Verstärkungsfasern in festen Bindungen miteinander verflochten, sodass der Werkstoff eine durchgängige, flache Struktur erhält. Es entsteht eine bidirektionale Verstärkungswirkung. **Endlosfasermatten** bestehen aus ungeordneten Fasern, die ohne spezifische Ausrichtung gelegt werden. Bei Schnittfasermatten werden die Fasern in kürzere Stücke geschnitten und dann zufällig angeordnet.

In dieser Arbeit werden bei der Herstellung der GFK-Patches sogenannte **Prepregs** (engl. ***pre****im****preg****nated fibers*) verwendet. Dabei handelt es sich um vorimprägnierte Halbzeuge, bei denen die Fasern bereits mit einem Matrixwerkstoff durchtränkt sind. Die abschließende Aushärtung und Vernetzung der Prepregs zu einer mehrschichtigen FVK-Komponente erfolgt üblicherweise in einem Heißluftautoklaven unter kontrollierten Druck- und Temperaturbedingungen. Der Einsatz von Prepregs ermöglicht eine präzise Kontrolle der Fertigungsparameter wie Faservolumenanteil, Faserorientierung und Schichtdicke.

Einfluss der Faserorientierung auf die mechanischen Eigenschaften

Im Gegensatz zu isotropen Werkstoffen wie Metallen, die in alle Richtungen ähnliche Eigenschaften aufweisen, sind faserverstärkte Kunststoffe anisotrop. Das bedeutet, dass sich ihre Eigenschaften entlang der Faserrichtung deutlich von den Eigenschaften quer dazu unterscheiden. Die Orientierung der Fasern im Bauteil sollte parallel zu den höchsten Beanspruchungen ausgerichtet werden, um die Festigkeit der FVK-Komponente voll auszunutzen.

Einfluss der Faserlänge auf die mechanischen Eigenschaften

Ein wesentlicher Aspekt bei der Herstellung von Faserverbundwerkstoffen ist die Länge der verwendeten Verstärkungsfasern, welche in Kurz-, Lang- und Endlosfasern unterteilt werden können.

Kurzfasern haben in der Regel Längen von 0,1 mm bis 5 mm [73] und werden häufig aufgrund ihrer einfacheren Verarbeitung, beispielsweise beim Faserspritzen, eingesetzt. Fasern zwischen 5 mm bis 50 mm werden als **Langfasern** bezeichnet. Eine besondere Form der Langfasern sind die **Endlosfasern**. Es gibt theoretisch keine obere Längenbegrenzung, da es sich um kontinuierliche Fasern (Filament) handelt.

Der qualitative Einfluss der Faserlänge auf den Elastizitätsmodul, die Zugfestigkeit und die Zähigkeit eines GFK ist in Abbildung 2.31 dargestellt.

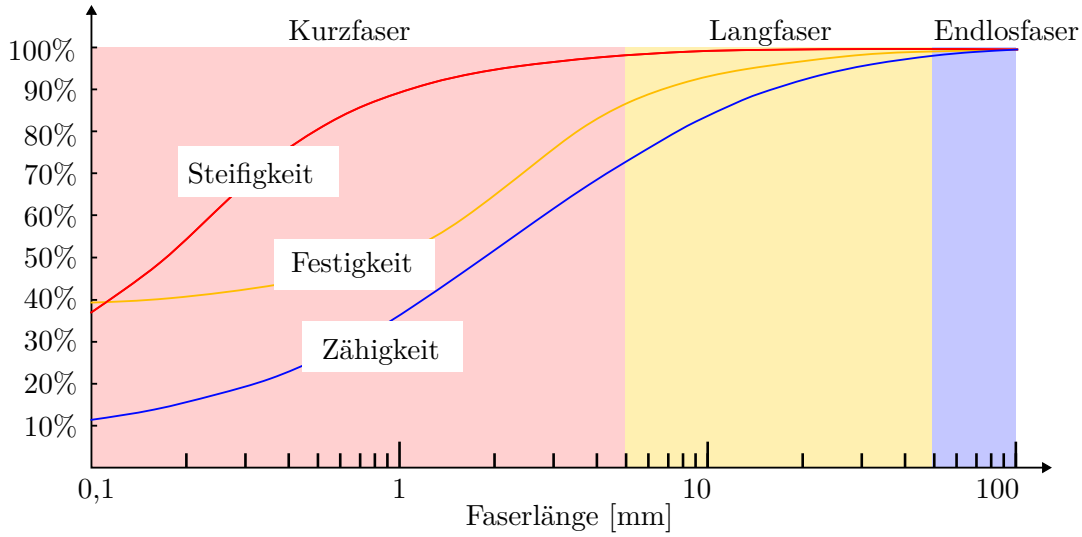


Abbildung 2.31: Einfluss der Faserlänge auf die Eigenschaften von glasfaserverstärktem Polypropylen, in Anlehnung an Thomason [210].

Die mechanischen Eigenschaften des Faserverbundwerkstoffs hängen wie folgt von der Faserlänge ab [210]:

- Bereits mit relativ kurzen Faserlängen von ca. 1 mm werden etwa 90 % der Steifigkeit eines GFK mit Endlosfasern erreicht.
- Ab einer Faserlänge von ca. 7 mm werden etwa 90 % der Zugfestigkeit eines GFK mit Endlosfasern erreicht.
- Bei einer Faserlänge von ca. 16 mm werden etwa 90 % der Schlagzähigkeit eines GFK mit Endlosfasern erreicht.

FVK mit langen Fasern erreichen somit häufig bessere mechanische Eigenschaften als mit kurzen Fasern, allerdings geht ihre Verwendung mit einer erhöhten Komplexität in der Verarbeitung einher.

2.3.3 Grundlegende Berechnungsmethodik

Die Abbildung 2.32 zeigt den typischen Aufbau eines mehrschichtigen, faserverstärkten Kunststoffes. Die Einzelschichten können sich anhand der verwendeten Werkstoffe, Faserorientierung und der

Schichtdicke unterscheiden. Zur Beschreibung des Lagenaufbaus wird der sogenannte Laminat-Code verwendet. Dieser kennzeichnet die einzelnen Schichten durch die Angabe des Faserorientierungswinkels α_k, wobei die Kennzeichnung von der untersten Schicht in positive z-Richtung erfolgt. Für das in der Abbildung 2.32a gezeigte Laminat gilt der folgende Code: $[0°/45°/90°/-45°/0°]$.

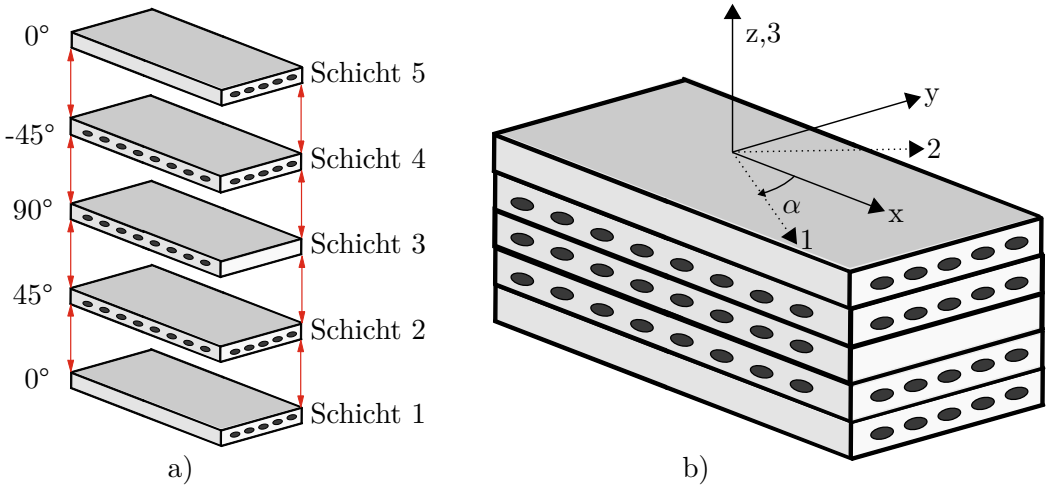


Abbildung 2.32: Beispielhaftes Faserverbund-Laminat, a) bestehend aus fünf Einzelschichten mit b) unterschiedlichen Faserorientierungen, in Anlehnung an Mittelstedt [159].

Im Laminat-Code haben sich einige Abkürzungen etabliert, die die Darstellung vereinfachen. So genügt es bei Laminaten mit symmetrischer Schichtanordnung, lediglich die Hälfte der Schichten anzugeben und die eckigen Klammern mit dem Index S zu versehen:

$$[0°/90°/90°/0°] \triangleq [0°/90°]_S.$$

Die Betrachtungen zu FVK-Laminaten werden üblicherweise auf drei verschiedenen Ebenen geführt [159]. Auf der **makroskopischen Ebene** wird das Werkstoffverhalten für das gesamte Laminat beschrieben, die sich aus einer für den Anwendungszweck geeigneten Laminattheorie ableiten lassen. Die mechanischen Eigenschaften der Einzelschichten werden zu den effektiven Eigenschaften des gesamten Laminates verschmiert. Die **mesoskopische Betrachtungsebene** betrachtet die Einzelschicht, die ebenfalls als eine homogene Struktur mit effektiven Eigenschaften aufgefasst wird [159]. Auf der **mikroskopischen Betrachtungsebene** wird die Mikrostruktur des Faserverbund-Materials betrachtet, welche eine Heterogenität innehält.

Nachfolgend wird auf die makroskopische Betrachtungsebene eingegangen und die Klassische Laminattheorie (CLT, **Classical Laminate Theory**) vorgestellt. Diese spielt in der Leichtbaupraxis zur Auslegung von Bauteilen aus FVK eine entscheidende Rolle. Die Berechnung des Tragverhaltens mit der CLT geht von homogenisierten Einzelschichten aus, deren elastische Eigenschaften in einem lokalen Koordinatensystem beschrieben und durch den jeweiligen Faserwinkel ins globale Koordinatensystem transformiert werden. Das Ergebnis ist eine Steifigkeits- oder Nachgiebigkeitsmatrix, die Informationen über die Dickenrichtung enthält und den Zusammenhang zwischen Schnittlasten und Verzerrungen beschreibt.

Ziel des Ansatzes mit der CLT ist es, aus den Eigenschaften der einzelnen Schichten ein globales, homogenes Werkstoffgesetz abzuleiten. Letztlich lassen sich aus dem globalen Verhalten des Laminats die Verzerrungen und Spannungen der einzelnen Schichten zurückrechnen.

Im Folgenden sollen nur FVK-Laminate betrachtet werden, deren Einzelschichten durch unidirektionale Fasern verstärkt sind. Die Richtung der unidirektionalen Fasern in der Schicht k wird durch Angabe des Faserwinkels α_k festgelegt. Die Rechenregeln, die nachfolgend vorgestellt werden, gelten jedoch auch für Einzelschichten, die mit einem Fasergelege oder Fasergewebe ausgeführt sind [159].

Das Werkstoffverhalten von unidirektionale Einzelschicht von Faserverbunden kann als transversalisotrop betrachtet werden, wenn eine Koordinatenachse mit der Faserlängsrichtung zusammenfällt. Senkrecht zur Faserlängsrichtung (also transversal zur Faser) wird das Werkstoffverhalten als isotrop angesehen. Transversal Isotropie ist ein Sonderfall der Orthotropie, das dadurch gekennzeichnet ist, dass eine Zentralsymmetrie bezüglich einer Achse existiert.

Homogenisierung

Die Homogenisierung bezieht sich auf die Berechnung der effektiven Werkstoffeigenschaften einer unidirektionalen (UD) Schicht in einem FVK. Dabei wird die Mikrostruktur des Verbundwerkstoffs, die aus Verstärkungsfasern und Kunststoffmatrix besteht, durch ein homogenes Werkstoffmodell ersetzt, das die makroskopischen Eigenschaften des Werkstoffes korrekt wiedergibt. Die Einzelschichten werden mit den Hauptachsen 1, 2, 3 angenommen (Abbildung 2.32b), die sich an der Faserausrichtung orientieren.

Zur Homogenisierung der mechanischen Eigenschaften der Einzelschicht werden Homogenisierungsmodelle (Mischungsregeln) benötigt, die jeweils unterschiedliche Ansätze und Annahmen zur Verteilung der Spannungen und Dehnungen in der Schicht abbilden. Eine der am weit verbreitete verwendeten Methodik ist die Mischungsregel nach Chamis [36]. Die effektiven Ingenieurkonstanten der Einzelschicht werden berechnet durch:

$$
\begin{aligned}
&\text{Elasizitätsmodul in Richtung der Fasern:} && E_{11} = v_f E_{11,f} + (1 - v_f) E_m; \\
&\text{Elasizitätsmodul quer zur Richtung der Fasern:} && E_{22} = E_{33} = \frac{E_m}{1 - \sqrt{v_f}\left(1 - \frac{E_m}{E_{22,f}}\right)}; \\
&\text{Schubmodul längs-quer:} && G_{12} = G_{13} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{v_f}\left(1 - \frac{G_m}{G_{12,f}}\right)}; \\
&\text{Schubmodul quer-quer:} && G_{23} = \frac{G_m}{1 - \sqrt{v_f}\left(1 - \frac{G_m}{G_{23,f}}\right)}; \\
&\text{Querverformungszahl längs-quer}^3\text{:} && \nu_{12} = \nu_{13} = v_f \nu_{12,f} + (1 - v_f) \nu_m; \\
&\text{Querverformungszahl quer-quer:} && \nu_{23} = \frac{E_{22}}{2\, G_{23}} - 1.
\end{aligned}
\tag{2.16}
$$

Der Faservolumenanteil $v_f = \frac{\text{Faservolumen } V_f}{\text{Gesamtvolumen } V_{\text{ges}}}$ bestimmt dabei die Volumen-Anteile der Fasern im FVK.

Eine Voraussetzung für die Homogenisierung ist, dass die Werkstoffkennwerte der transversalisotropen Fasern (Index f) $E_{11,f}$, $E_{22,f} = E_{33,f}$, $\nu_{12,f} = \nu_{13,f}$, $\nu_{23,f}$ und $G_{12,f} = G_{13,f}$ aus Werkstoffprüfungen bekannt sind. Der unbekannte Schubmodul der Fasern in Querrichtung berechnet sich zu:

[3] Die Reihenfolge der Indizierung der Querkontraktionszahlen entspricht der Richtung der Ursache gefolgt von der Richtung der Auswirkung.

$G_{23,f} = \frac{E_{22,f}}{2(1+\nu_{23,f})}$. Zudem müssen die Werkstoffkennwerte E_m, ν_m und G_m der isotropen Matrix (Index m) anhand von Werkstoffprüfungen ermittelt werden.

Werkstoffgesetz der Einzelschicht

Das Werkstoffgesetz für einen elastischen Körper mit vollständiger Anisotropie im lokalen 1-2-3-Koordinatensystem kann durch das folgende Gleichungssystem beschrieben werden [159]:

$$\{\sigma\} = [C] \cdot \{\varepsilon\}$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}.$$

Die inverse Darstellung des Werkstoffgesetzes zur Berechnung des Verzerrungsvektors $\{\varepsilon\}$ erfolgt mit der Nachgiebigkeitsmatrix $[S] = [C]^{-1}$:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ S_{41} & S_{42} & S_{43} & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ S_{51} & S_{52} & S_{53} & S_{54} & S_{55} & S_{56} \\ S_{61} & S_{62} & S_{63} & S_{64} & S_{65} & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix}. \tag{2.17}$$

Ein orthotropes Werkstoffverhalten (beziehungsweise orthogonale Anisotropie) zeichnet sich dadurch aus, dass Spiegelsymmetrie bezüglich der Ebenen in den Achsen 1-2, 1-3 und 2-3 vorliegt (vergleiche Achsenbezeichnungen in der Abbildung 2.32). Folglich wird die Nachgiebigkeitsmatrix symmetrisch zur Diagonale und die folgenden Einträge der Nachgiebigkeitsmatrix in Gleichung 2.17 verschwinden:

$$S_{14} = S_{15} = S_{16} = S_{24} = S_{25} = S_{26} = S_{34} = S_{35} = S_{36} = S_{45} = S_{46} = S_{56} = 0$$

Transversale Isotropie ist ein Sonderfall der Orthotropie. Sie liegt vor, wenn ein Werkstoff eine Vorzugsrichtung (hier in Richtung der 1-Achse) und Isotropie bezüglich einer ausgezeichneten Ebene aufweist (hier die 2-3-Ebene). In einem transversal isotropen Werkstoff ist das Werkstoffverhalten invariant gegenüber einer Drehung um die Vorzugsachse. Das bedeutet, dass der Werkstoff in jeder Richtung senkrecht zur 1-Achse identische mechanische Eigenschaften aufweist.

In der Nachgiebigkeitsmatrix in Gleichung 2.17 gelten die folgenden zusätzlichen Bedingungen:

$$S_{13} = S_{12};\ S_{33} = S_{22};\ S_{66} = S_{55} \text{ und } S_{44} = 2(S_{22} - S_{23}.)$$

Die Darstellung der transversalen Isotropie mit der Nachgiebigkeitsmatrix $[S] = [C]^{-1}$ ergibt sich

schließlich zu:

$$\begin{Bmatrix}\varepsilon_{11}\\ \varepsilon_{22}\\ \varepsilon_{33}\\ \gamma_{23}\\ \gamma_{13}\\ \gamma_{12}\end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & S_{22} & S_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & S_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2(S_{22}-S_{23}) & 0 & 0 \\ & symm. & & & S_{55} & 0 \\ & & & & & S_{55} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix}\sigma_{11}\\ \sigma_{22}\\ \sigma_{33}\\ \tau_{23}\\ \tau_{13}\\ \tau_{12}\end{Bmatrix}. \tag{2.18}$$

Darstellung mit Ingenieurkonstanten

Für einen linear elastischen transversalisotropen Werkstoff kann die Nachgiebigkeitsmatrix durch die fünf unabhängigen Werkstoffkonstanten E_{11}, E_{22}, ν_{12}, ν_{23} und G_{12} in der folgenden Form beschrieben werden:

$$\begin{Bmatrix}\varepsilon_{11}\\ \varepsilon_{22}\\ \varepsilon_{33}\\ \gamma_{23}\\ \gamma_{13}\\ \gamma_{12}\end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_{22}} & -\frac{\nu_{23}}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{2(1+\nu_{23})}{E_{22}} & 0 & 0 \\ & sym. & & & \frac{1}{G_{12}} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix}\sigma_{11}\\ \sigma_{22}\\ \sigma_{33}\\ \tau_{23}\\ \tau_{13}\\ \tau_{12}\end{Bmatrix}. \tag{2.19}$$

Darüber hinaus gilt die Maxwell-Betti-Beziehung mit

$$\frac{\nu_{ij}}{E_{ii}} = \frac{\nu_{ji}}{E_{jj}} \text{mit i,j} = 1 \text{ bis } 3. \tag{2.20}$$

Die Berechnung des Tragverhaltens mit der CLT basiert auf der Plattentheorie von Kirchhoff, die einen ebenen Spannungszustand und kleine Verformungen voraussetzt. Es werden nur die Spannungen in der Ebene 1-2 betrachtet ($\sigma_{33}, \tau_{23}, \tau_{13} = 0$). Die Nachgiebigkeitsmatrix vereinfacht sich demnach zu:

$$\begin{Bmatrix}\varepsilon_{11}\\ \varepsilon_{22}\\ \gamma_{12}\end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & 0 \\ & \frac{1}{E_{22}} & 0 \\ symm. & & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix}\sigma_{11}\\ \sigma_{22}\\ \tau_{12}\end{Bmatrix} \text{ bzw. } \begin{Bmatrix}\sigma_{11}\\ \sigma_{22}\\ \tau_{12}\end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{E_{11}}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & \frac{E_{22}\nu_{12}}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ & \frac{E_{22}}{1-\nu_{12}\nu_{21}} & 0 \\ symm. & & G_{12} \end{bmatrix}}_{[Q]} \begin{Bmatrix}\varepsilon_{11}\\ \varepsilon_{22}\\ \gamma_{12}\end{Bmatrix}.$$

Die durch Invertierung erzeugte Matrix $[Q]$ wird nachfolgend als Matrix der reduzierten Einzelsteifigkeiten im lokalen Koordinatensystem bezeichnet.

Transformation der reduzierten Steifigkeitsmatrix in das globale Koordinatensystem

Bei den meisten Anwendungen faserverstärkter Kunststoffe besteht ein Laminat aus mehreren Schichten mit unterschiedlichen Orientierungen. Zur Berechnung der Gesamteigenschaften des Laminates werden zunächst die Eigenschaften der einzelnen Schichten in den jeweiligen Materialhauptachssystemen 1-2-3 bestimmt. Die anschließende Transformation der Eigenschaften erfolgt durch Drehung des lokalen Koordinatensystems 1-2 um die Achse 3 beziehungsweise z in das globale x-y Koordinatensystem. Der Drehwinkel ergibt sich aus dem Faserorientierungswinkel α (Abbildung 2.32b).

Für die Transformation des Spannungsvektors wird die Transformationsmatrix $[T_\sigma]$ eingeführt:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \cos^2\alpha & \sin^2\alpha & -2\sin\alpha\cos\alpha \\ \sin^2\alpha & \cos^2\alpha & 2\sin\alpha\cos\alpha \\ \sin\alpha\cos\alpha & -\sin\alpha\cos\alpha & \cos^2\alpha - \sin^2\alpha \end{bmatrix}}_{[T_\sigma]^{-1}} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix}$$

.

Für die Transformation des Verzerrungstensors wird die Transformationsmatrix $[T_\varepsilon]$ eingeführt:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \cos^2\alpha & \sin^2\alpha & -\sin\alpha\cos\alpha \\ \sin^2\alpha & \cos^2\alpha & \sin\alpha\cos\alpha \\ 2\sin\alpha\cos\alpha & -2\sin\alpha\cos\alpha & \cos^2\alpha - \sin^2\alpha \end{bmatrix}}_{[T_\varepsilon]^{-1}} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}.$$

Schließlich werden die reduzierten Einzelsteifigkeiten im lokalen Koordinatensystem $[Q]$ folgendermaßen in die reduzierten Einzelsteifigkeiten im globalen Koordinatensystem $[\bar{Q}]$ transformiert:

$$[\bar{Q}] = [T_\sigma]^{-1}[Q][T_\varepsilon] = [T_\varepsilon]^T[Q][T_\varepsilon].$$

Das linear-elastische Werkstoffgesetz einer unidirektionalen Einzelschicht, ausgedrückt im globalen Koordinatensystem ergibt sich zu:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}. \tag{2.21}$$

Klassische Laminattheorie

Zur Herleitung der Klassischen Laminattheorie (CLT) werden einige Annahmen hinsichtlich der Kinematik getroffen. Diese Annahmen sind im Einzelnen:

- es wird ein perfektes Laminat vorausgesetzt. „Perfekt“ bedeutet in diesem Kontext, dass ein idealer Verbund zwischen den Einzelschichten vorliegt,
- die Kinematik einer KIRCHHOFF-Platte wird vorausgesetzt,
- es treten ebene Spannungszustände in den Laminat-Einzelschichten und im gesamten Laminat auf,
- die auftretenden Verformungen sind gering im Verhältnis zur Plattendicke (geometrisch lineare Theorie),
- die Dicke des Laminats bleibt während der Verformung konstant und
- die Werkstoffe verhalten sich linear elastisch.

In Anlehnung an die Kinematik einer Kirchhoff-Platte wird angenommen, dass sich der Verzerrungsvektor $\{\varepsilon\}$ aus einem Anteil der Verzerrungen und Gleitungen $\{\varepsilon^0\}$ sowie den um die Koordinate z versetzten Anteilen aus den Verkrümmungen beziehungsweise der Verdrillung $\{\kappa\}$ zusammensetzt. Der hochgestellte Index 0 verdeutlicht hierbei, dass es sich um Größen handelt, die auf die

Laminat-Mittelebene bezogen sind. Der Verzerrungsverktor wird berechnet durch:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon^0_{xx} \\ \varepsilon^0_{yy} \\ \gamma^0_{xy} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \kappa_{xx} \\ \kappa_{yy} \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix}. \tag{2.22}$$

Eingesetzt in Gleichung 2.21 berechnet sich der Spannungsvektor zu:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix}_k \left[\begin{Bmatrix} \varepsilon^0_{xx} \\ \varepsilon^0_{yy} \\ \gamma^0_{xy} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \kappa_{xx} \\ \kappa_{yy} \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} \right]. \tag{2.23}$$

Eine entsprechende Modellvorstellung eines Laminates mit N Schichten ist in der Abbildung 2.33 dargestellt. Jede Einzelschicht k wird durch zwei Dicken-Koordinaten gekennzeichnet. Dies ist zum einen die Koordinate z_{k-1}, die die untere Grenze der Einzelschicht k beschreibt, zum anderen die Koordinate z_k, die die obere Grenze der Schicht k kennzeichnet.

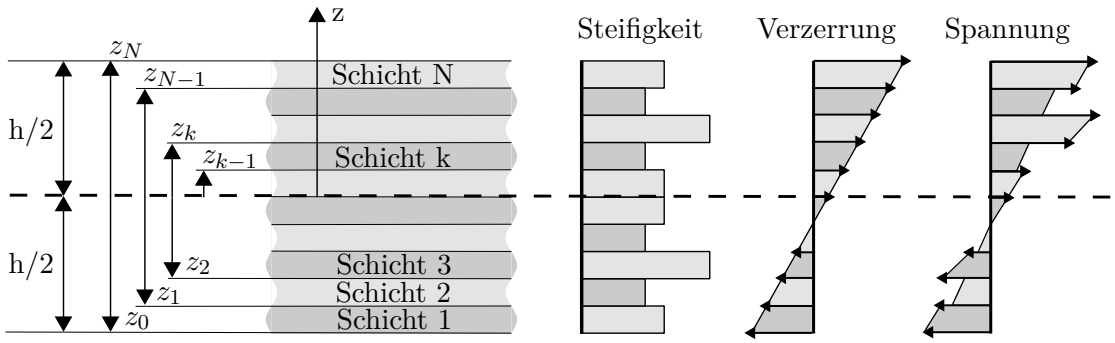


Abbildung 2.33: Schnitt durch ein Laminat, Nomenklatur.

Die globalen Schnittkräfte $\{N\}$ und Schnittmomente $\{M\}$ ergeben sich aus der Summe der Teilintegrale der jeweiligen Spannungen über die jeweilige Dicke des Laminates:

$$\{N\} = \begin{Bmatrix} n_{xx} \\ n_{yy} \\ n_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^{N} \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k dz$$

und

$$\{M\} = \begin{Bmatrix} m_{xx} \\ m_{yy} \\ m_{xy} \end{Bmatrix} = \sum_{k=1}^{N} \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix}_k z\, dz.$$

Durch das Einsetzen des Spannungsvektors erhalten wir:

$$\{N\} = \sum_{k=1}^{N} \int_{z_{k-1}}^{z_k} \left[\begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix}_k \left(\begin{Bmatrix} \varepsilon^0_{xx} \\ \varepsilon^0_{yy} \\ \gamma^0_{xy} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \kappa_{xx} \\ \kappa_{yy} \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} \right) \right] dz$$

und

$$\{M\} = \sum_{k=1}^{N} \int_{z_{k-1}}^{z_k} \left[\begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{16} & \bar{Q}_{26} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix}_k \left(\begin{Bmatrix} \varepsilon^0_{xx} \\ \varepsilon^0_{yy} \\ \gamma^0_{xy} \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \kappa_{xx} \\ \kappa_{yy} \\ \kappa_{xy} \end{Bmatrix} \right) \right] z \, dz.$$

Zur nachfolgenden Strukturierung werden die folgenden Matrizen $[A]$, $[B]$ und $[D]$ eingeführt:

$$[A] = \sum_{k=1}^{N} [\bar{Q}]_k (z_k - z_{k-1}),$$

$$[B] = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^{N} [\bar{Q}]_k (z_k^2 - z_{k-1}^2) \text{ und}$$

$$[D] = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^{N} [\bar{Q}]_k (z_k^3 - z_{k-1}^3).$$

Die Größen in der Matrix $[A]$ werden **Dehnsteifigkeiten** genannt. Sie stellen einen Zusammenhang zwischen den Laminat-Schnittkräften im Vektor $\{N\}$ und dem Verzerrungsvektor $\{\varepsilon^0\}$ der Laminatmittelebene her. Die Größen in der Matrix $[B]$ werden als **Koppelsteifigkeiten** bezeichnet. Durch sie werden die Laminat-Schnittkräfte $\{N\}$ mit den Verkrümmungen und der Verdrillung $\{\kappa^0\}$ der Laminatmittelebene gekoppelt. Die Größen in der Matrix $[D]$ werden als **Biegesteifigkeiten** bezeichnet und koppeln die Laminat-Schnittmomente im Vektor $\{M\}$ mit den Verkrümmungen und der Verdrillung $\{\kappa^0\}$ der Laminatmittelebene.

Mit den Bezeichnungen $[A]$, $[B]$ und $[D]$ werden die Schnittgrößen folgendermaßen in zusammengefasster Form beschrieben:

$$\begin{bmatrix} \{N\} \\ \{M\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B] & [D] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \{\varepsilon^0\} \\ \{\kappa^0\} \end{bmatrix} = \begin{Bmatrix} n_{xx} \\ n_{yy} \\ n_{xy} \\ m_{xx} \\ m_{yy} \\ m_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} & B_{12} & B_{22} & B_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} & B_{16} & B_{26} & B_{66} \\ B_{11} & B_{12} & B_{16} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{26} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon^0_{xx} \\ \varepsilon^0_{yy} \\ \gamma^0_{xy} \\ \kappa^0_{xx} \\ \kappa^0_{yy} \\ \kappa^0_{xy} \end{Bmatrix} \tag{2.24}$$

Wird die CLT für Lagenaufbauten mit unterschiedlichen Faserwinkeln betrachtet, zeigt sich, dass die Steifigkeiten für verschiedene Lagenwinkel variieren, die berechneten Verzerrungsverläufe jedoch aufgrund der Annahmen über die gesamte Dicke kontinuierlich und linear sind. Wie im Beispiel in Abbildung 2.33 angedeutet führen Steifigkeitssprünge zu Spannungssprüngen in den Einzelschichten mit unterschiedlichen Faserwinkeln.

2.3.4 Steifigkeitseigenschaften ausgewählter Laminat-Konfigurationen

In vielen technisch relevanten Fällen vereinfacht sich das Konstitutivgesetz signifikant, da es nicht von einer voll belegten Steifigkeitsmatrix geprägt ist. Einflussfaktoren sind die Symmetrie oder Antisymmetrie der geometrischen und materiellen Eigenschaften um die Mittelfläche und die Ausrichtung und Reihenfolge der Lagen. Vertiefte Ausführungen zu den auftretenden Koppeleffekten können Gibson [97], Altenbach et al. [3] und Mittelstedt [159] entnommen werden.

Nachfolgende Ausführungen sind auf isotrope Einzelschichten, symmetrische Laminate und quasi-isotrope Laminate beschränkt. Die mit diesen Termen einhergehenden Koppeleffekte werden wie folgt bezeichnet:

A_{16}, A_{26} : Schubkopplung,
B_{ij} : Biege-Dehn-Kopplung und
D_{16}, D_{26} : Biege-Drill-Kopplung.

Bei Laminaten mit **Schubkopplung** verursachen die Dehnungen ε^0_{xx} und ε^0_{yy} die Laminat-Schnittkraft n_{xy}. Dies tritt beispielsweise auf, wenn die Fasern gegenüber dem globalen x-y Koordinatensystem gedreht sind (Off-Axis). Laminate, die frei von Schubkopplung sind und bei denen die beiden Einträge A_{16} und A_{26} verschwinden, werden als ausgeglichene Laminate bezeichnet.

Biege-Dehn-Kopplung tritt grundsätzlich nur bei unsymmetrischen Laminaten auf. Als Umkehrschluss gilt, dass symmetrisch aufgebaute Laminate stets frei von Biege-Dehn-Kopplung sind. Es gilt $B_{ij} = 0$.

Biege-Drill-Kopplung tritt bei Laminaten auf bei denen die Verkrümmungen κ^0_{xx} und κ^0_{yy} ein Drillmoment m_{xy} erzeugt. Wenn ein Biegemoment auf das Laminat ausgeübt wird, führt dies somit nicht nur zu einer Durchbiegung, sondern auch zu einer Verdrillung. Diese Art der Kopplung ist das Ergebnis einer unsymmetrischen Verteilung der Steifigkeitseigenschaften über die Dicke des Laminats.

Laminate mit symmetrischem Lagenaufbau

Die allgemeine Beschreibung eines beliebigen symmetrischen Laminates lässt noch keinerlei Rückschlüsse das Auftreten der Schubkopplung oder der Biege-Drill-Kopplung zu [159]. Es gilt somit $A_{16}, A_{26}, D_{16}, D_{26} \neq 0$. Für die Biege-Dehn-Kopplung gilt hingegen $B_{ij} = 0$.

Für beliebigen symmetrische Laminate vereinfacht sich die Matrix aus Gleichung 2.24 zu:

$$\begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B] & [D] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & 0 & 0 & 0 \\ & A_{22} & A_{26} & 0 & 0 & 0 \\ & & A_{66} & 0 & 0 & 0 \\ & & & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ & symm. & & & D_{22} & D_{26} \\ & & & & & D_{66} \end{bmatrix}.$$

Laminate mit isotropen Einzelschichten im symmetrischen Lagenaufbau

Die Beschreibung symmetrischer Laminate mit isotropen Einzelschichten weist eine Analogie zur isotropen KIRCHHOFF-Platte auf. Derartige Laminate sind stets frei von einer Schubkopplung ($A_{16}, A_{26} = 0$) und frei von einer Biege-Drill-Kopplung ($D_{16}, D_{26} = 0$). Zudem ist die Struktur in sich symmetrisch, wodurch die Biege-Drill-Kopplung entfällt ($B_{ij} = 0$).

Für symmetrische Laminate mit isotropen Einzelschichten vereinfacht sich die Matrix aus Glei-

chung 2.24 zu:

$$\begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B] & [D] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & A_{22} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & A_{66} & 0 & 0 & 0 \\ & & & D_{11} & D_{12} & 0 \\ & symm. & & & D_{22} & 0 \\ & & & & & D_{66} \end{bmatrix}.$$

Laminate mit quasi-isotropem Lagenaufbau

Typische Beispiele für quasi-isotrope Laminate sind die Lagenaufbauten $[-60°/0°/60°]_S$, $[0°/\pm 45°/90°]_S$ und $[0°/-36°/-72°/36°/72°]_S$. Es muss eine Symmetrie der Lagen in Bezug auf die Laminatmittelebene vorliegen [3]. Für Laminate mit einem solchen Lagenaufbau gilt $A_{11} = A_{22}$ [97]. Zudem wird der Diagonaleneintrag zu $A_{66} = (A_{11} - A_{12})/2$. Im Übrigen ist das Laminat symmetrisch ($A_{16}, A_{26} = 0$ und $B_{ij} = 0$). Biege-Drill-Kopplung kann aufgrund des Lagenaufbaus nicht vollständig ausgeschlossen werden, deshalb gilt $D_{16}, D_{26} \neq 0$.

Für quasi-isotrope Laminate vereinfacht sich die Matrix aus Gleichung 2.24 zu:

$$\begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B] & [D] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & A_{11} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & (A_{11} - A_{12})/2 & 0 & 0 & 0 \\ & & & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ & symm. & & & D_{22} & D_{26} \\ & & & & & D_{66} \end{bmatrix}.$$

Die Wahl der Laminatkonfiguration und der Faserorientierung spielt somit eine wesentliche Rolle bei der gezielten Anpassung der mechanischen Eigenschaften von faserverstärkten Kunststoffen.

2.3.5 Verbindung mit Bauteilen

Die folgenden Ausführungen widmen sich der Verbindung einer Komponente aus faserverstärktem Kunststoff (FVK) mit Bauteilen aus Kunststoff. Im Abschnitt 2.3.5.1 wird der Fokus auf geklebte Verbindungen gelegt, während im Abschnitt 2.3.5.2 geschraubte Verbindungen behandelt werden. Für eine weiterführende und vertiefte Auseinandersetzung mit derartigen Verbindungen sei auf die Werke von Habenicht [100] und Schürmann [190] verwiesen.

2.3.5.1 Kraftüberleitung durch Klebeverbindungen

In weiten Bereichen der FVK-Verarbeitung ist das Kleben das bevorzugte stoffschlüssige Fügeverfahren, da beispielsweise duromere Matrizes nicht durch Schmelzprozesse wie das Kunststoffschweißen verarbeitet werden können. Im Gegensatz zu Schraubverbindungen treten bei Klebeverbindungen keine hohen lokalen Spannungen auf, die die Struktur schwächen könnten, sondern es erfolgt eine weitgehend gleichmäßige Spannungsverteilung an der geklebten Oberfläche. Bei Schraubverbindungen wird hingegen der tragende Querschnitt durch Bohrungen reduziert. Zusätzlich kann eine Kerbwirkung auftreten, wodurch die Belastbarkeit des Werkstoffes beeinträchtigt wird.

Mit Klebeverbindungen werden Verbundsysteme geschaffen, deren Gesamtfestigkeit neben der geometrischen Gestaltung und der Beanspruchungsart von den Einzelkomponenten beeinflusst wird:

1. Festigkeit der Fügeteile,
2. Festigkeit der Grenzschichten und
3. Festigkeit der Klebeschicht.

Die endgültigen Eigenschaften der Klebeschicht werden dabei maßgeblich durch die Temperatur, die Aushärtedauer und den Druck während der Aushärtung beeinflusst. Gemäß Habenicht [100] lassen sich die optimalen Eigenschaftskriterien für Klebeschichten wie folgt definieren:

- dauerhaft und alterungsbeständig,
- hohe Kohäsionsfestigkeit bei gleichzeitiger begrenzter Verformungsfähigkeit,
- geringe Kriechneigung,
- hohe thermische Beständigkeit und
- widerstandsfähig gegenüber Feuchtigkeitsaufnahme und angreifenden Stoffen.

Den zahlreichen Vorteilen von Klebeverbindungen stehen auch Nachteile gegenüber. So ist beispielsweise die Güte einer Klebung ist in hohem Maße von diesen Fertigungsbedingungen abhängig [100]. Problematisch ist die Streuung der erreichten Festigkeiten, die teilweise durch manuelle Prozesse bedingt wird. Es ist eine sorgfältige Prozesskontrolle notwendig, bei der sämtliche Einzelschritte aufeinander abgestimmt sein müssen. Das schließt im Wesentlichen die Oberflächenvorbehandlung, die Klebstoffverarbeitung, den Klebstoffauftrag sowie die Aushärtung des Klebstoffs (Zeit, Temperatur, Druck) ein. Die erreichten Festigkeiten lassen sich schließlich meist nur durch eine zerstörende Prüfung ermitteln, was die Qualitätskontrolle herausfordernd gestalten kann. Falls Schäden an der Klebung auftreten sind, ist die Reparaturmöglichkeit oftmals nicht oder nur stark eingeschränkt gegeben.

Versagensformen bei geklebten Bauteilen

Abbildung 2.34 zeigt mögliche Versagensformen bei geklebten Bauteilen. Es wird zwischen den folgenden möglichen Mechanismen unterschieden:

- Adhäsionsbruch an einem Fügeteil,
- Adhäsionsbruch an beiden Fügeteilen,
- Kohäsionsbruch im Klebstoff,
- Adhäsions- und Kohäsionsbruch (Mischbruch) und
- Fügeteilbruch.

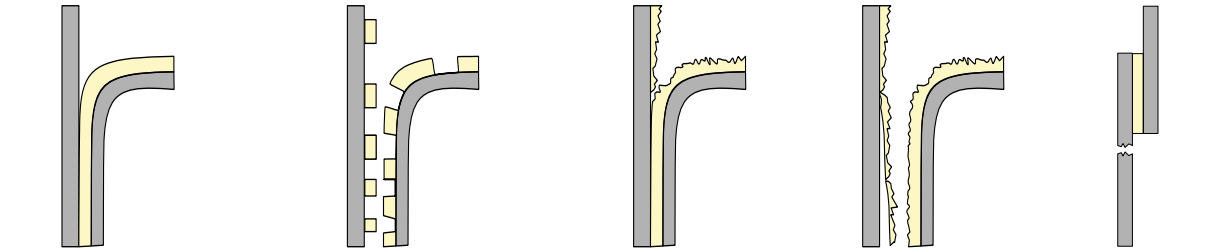


Abbildung 2.34: Versagensformen bei geklebten Bauteilen, in Anlehnung an HABENICHT [100].

Neben der Fügeteilfestigkeit bestimmen Adhäsionskräfte (Haftungskräfte) und Kohäsionskräfte die Festigkeit der Klebeschicht. Ein reiner **Adhäsionsbruch** liegt dann vor, wenn weder auf dem Fügeteil Klebeschichtreste noch an der Klebeschicht Fügeteilreste nachweisbar sind. Ein reiner Adhäsionsbruch, also eine Trennung exakt zwischen den Atom- beziehungsweise Moleküllagen der beteiligten Phasen, ist jedoch äußerst unwahrscheinlich [25]. In Regel wird von einer extrem dünnen Schicht zwischen der Klebeschicht und der Fügeteiloberfläche ausgegangen, an der ein kohäsives Versagen erfolgt. Da dies nur durch mikroskopische Aufnahmen erfasst werden, kann wird dennoch meist phänomenologisch von einem Adhäsionsbruch gesprochen werden.

Beim **Kohäsionsbruch** entsteht der Bruch innerhalb der Klebeschicht. Gegebenenfalls vorhandene Ungleichmäßigkeiten innerhalb der Klebeschicht mangelhaft ausgeführte Übergänge zur Fügeteiloberfläche und Klebeschicht wirken sich besonders ungünstig aus [100]. Neben den Inhomogenitäten als Ursache für einen Kohäsionsbruch sind Klebeschichtveränderungen durch Alterungseinflüsse sowie Feuchtigkeitsaufnahme möglich.

Klebbarkeit von Kunststoffen

Die Klebbarkeit von Kunststoffen und die Auswahl des optimalen Klebstoffs sind entscheidende Schritte im Planungsprozess für eine dauerhafte Klebeverbindung. Sie hängt von einer Vielzahl von Faktoren ab, die sowohl die chemischen und physikalischen Eigenschaften des Kunststoffs selbst als auch die Oberflächenbedingungen betreffen. Für den Klebeverbund spielt insbesondere die Polarität der Molekülstrukturen der Fügeteile eine maßgebende Rolle. Unpolare Kunststoffe lassen sich nur nach einer chemischen Oberflächenbehandlung, etwa mit Beizlösungen, mit ausreichender Festigkeit verkleben. Eine weitere wichtige Eigenschaft ist das Lösungsvermögen der Kunststoffe. Dabei gilt generell, dass die Löslichkeit von vernetzten Duroplasten geringer ist als die von Thermoplasten.

Als Klebstoffarten für Kunststoffe kommen Reaktions- und Lösungsmittelklebstoffe zum Einsatz. Lösungsmittelfreie **Reaktionsklebstoffe** härten durch eine chemische Reaktion aus (chemisch abbindend), die entweder durch Vermischen von Komponenten (z. B. 2-Komponenten-Klebstoff) oder durch äußere Einflüsse wie Wärme, Feuchtigkeit oder UV-Licht ausgelöst wird. Beispiele sind Epoxidharzklebstoffe oder Polyurethanklebstoffe. Unter **Lösungsmittelklebstoffen** werden Klebstoffe verstanden, bei denen der Klebstoff in flüchtigen organischen Lösungsmitteln gelöst ist. Das Lösungsmittel dient als Verarbeitungshilfe.

Bei der Wirkungsweise der Klebeschicht ist zu unterscheiden, ob der Klebstoff ausschließlich in adhäsive Wechselwirkungen mit der Kunststoffoberfläche eintritt (Adhäsionsklebung), oder ob Bereiche der

Oberfläche in die schicht einbezogen werden (Diffusionsklebung). Die erste Wirkungsweise ist nur bei Anwendung lösungsmittelfreier Reaktionsklebstoffe gegeben. Die zweite Wirkungsweise tritt immer dann auf, wenn Lösungsmittelanteile oder auch Monomere des Klebstoffs die Kunststoffoberfläche anlösen oder anquellen.

Klebbarkeit der verwendeten Kunststoffe

In dieser Arbeit dient der Fensterrahmen aus PVC-U als Grundbauteil, auf das Verstärkungskomponenten aus faserverstärktem Kunststoff appliziert werden. Die Matrix der verwendeten GFK-Komponente besteht aus Epoxidharz (EP), während die Matrix der AFK-Komponente aus Polyamid (PA) besteht. Die zu fügenden Kunststoffe weisen die folgenden Klebbarkeiten auf:

- **PVC:** Thermoplastisches Polyvinylchlorid ist polar und löslich. Es zeichnet sich somit durch eine gute Klebbarkeit aus, sowohl für Adhäsionsklebungen als auch Diffusionsklebungen.
- **EP:** Duromere Epoxidkunststoffe als Matrixwerkstoffe von FVK weisen eine hohe chemische Beständigkeit auf. Die Vernetzung macht den ausgehärteten Epoxidkunststoff praktisch unlöslich in den meisten Lösungsmitteln. Geeignete Klebstoffe basieren auf Epoxidharzen oder auch Polyurethanen.
- **PA:** Der thermoplastische Kunststoff Polyamid ist polar und schwer löslich. Es eignen sich Klebungen mit Epoxidharz- und Cyanacrylatklebstoffen.

Weitere Hinweise zur Klebarbeit können Habenicht [100] entnommen werden. **Oberflächenvorbehandlung**

Um die Klebeigenschaften der Kunststoffe zu verbessern, besteht die Möglichkeit der Veränderung der Oberflächeneigenschaften durch mechanische, chemische und physikalische Verfahren [190].

Für die Applikation der FVK-Komponenten auf den Fensterrahmen aus PVC-U spielen hauptsächlich die mechanischen Verfahren eine praktische Rolle. Durch die mechanischen Verfahren werden haftungshemmende Grenzschichten (z. B. Trennmittel oder sonstige Ablagerungen an der Oberfläche) entfernt sowie die Größe der wirksamen Oberfläche erhöht. Die mechanische Oberflächenbehandlung umfasst:

- **Reinigen der Oberfläche:** Entfernung anhaftender Fremdkörper wie Staub, Gleit- und Trennmittel oder adsorbierte Fett- und Wasserschichten mit alkalischen Reinigungsmitteln oder organischen Lösungsmitteln.
- **Aufrauen der Oberfläche:** Neben der mechanischen Entfernung der adhäsionshemmenden Grenzschichten wird durch das gleichzeitige Aufrauen der Oberfläche sowohl eine Oberflächenvergrößerung als auch eine Oberflächenaktivierung erreicht. Wirksame Verfahren sind das Schmirgeln, eventuell unterstützt durch abrasive Reinigungspulver und das Strahlen. Die Oberflächenaufrauung ist insbesondere für faserverstärkte Kunststoffe, die kein oder nur ein geringes Lösungsvermögen aufweisen, ein geeignetes Oberflächenbehandlungsverfahren. Dies trifft auf Matrixwerkstoffe aus Duromeren zu. Um eine homogene Kraftübertragung in der Grenzschicht sicherzustellen, sollten beim Aufrauen von FVK-Komponenten die an der Oberfläche vorhandenen Fasern nicht oder nur möglichst wenig geschädigt werden.

Nachfolgend wird auf die Kraftüberleitung durch Schraubverbindungen eingegangen, die in dieser Arbeit in Kombination mit der geklebten Verbindung zum Aufbringen der FVK-Komponente

umgesetzt wird.

2.3.5.2 Kraftüberleitung durch Schraubverbindung

Der Begriff Schraubverbindung wird in dieser Arbeit als eine spezifische Form der Bolzenverbindung verstanden, bei der die Verbindung durch Kraftschluss hergestellt wird.

Es ist anzumerken, dass Schraubverbindungen bei FVK-Komponenten potenziell problematisch sein können [122], da durch die erforderlichen Bohrungen tragende Fasern des Werkstoffes durchtrennt werden, was zu einer Vorschädigung der Struktur führt. Bohrungen können zudem eine Kerbwirkung mit lokalen Spannungsüberhöhungen hervorrufen, weshalb die Bohrung häufig als Ausgangspunkt für die Entstehung von Ermüdungsrissen gilt.

Versagensformen bei geschraubten Bauteilen
Neben dem Werkstoffversagen der Schraube können die folgende Versagensformen auftreten [190]:

- Lochleibungsversagen im Fügeteil,
- Flankenzugbruch im Fügeteil,
- Scherbruch im Fügeteil,
- Spaltbruch im Fügeteil,
- Ausreißen der Schraube in Lastrichtung (tear-out) und
- Ausreißen des Schraube in Dickenrichtung (pull-through).

Umfangreiche Eröterungen und Untersuchungen der Kraftüberleitung durch Bolzenverbindung in FVK wurden von Kastenmeier [122] dargelegt.

Beim Lochleibungsversagen weitet sich die Bohrung auf, es erfolgt kein Trennbruch. Da die Möglichkeit der Versagensvorhersage bei der Bauteilüberwachung besteht, wird das Lochleibungsversagen häufig als Primärversagen bevorzugt und durch Anpassung der Geometrieparameter gegenüber den anderen Versagensformen begünstigt [122]. Es ist dennoch anzumerken, dass das Verbindungsmittel aus dem aufgeweiteten Bohrloch in Dickenrichtung ausreißen kann (pull-through).

Für die übrigen Versagensformen wird angenommen, dass die Verbindung in die einzelnen Fügeteile zerfällt, sodass kein fail-safe-Verhalten gegeben ist [190]. Diese Versagensformen sind daher unbedingt zu vermeiden, indem ausreichende Randabstände der Verbindungsmittel zu den Bauteilrändern vorgesehen werden. Außerdem sollte ein hoher Anteil an 0°-Lagen vermieden werden, da dieser zu Flankenzugbrüchen, Spaltbrüchen oder Scherversagen führen kann. Der 0°-Lagenanteil bezieht sich auf die Fasern, die in Richtung der Hauptlast, also entlang der Belastungsrichtung, orientiert sind. Um solche Versagensformen zu verhindern, sind Querlagen erforderlich.

2.3.5.3 Kombination von Schraub- mit Klebeverbindungen

Wie bereits in der mechanischen Analyse der Splitterschutzfolie im Abschnitt 2.2.4 erörtert, ist die Tragfähigkeit von Klebeverbindungen bei Schälbeanspruchungen (Modus I) vergleichsweise gering. Eine Querzugbelastung führt zu einer hohen Zugspannungsspitzen im Randbereich, die zum Versagen der Verbindung führen kann.

Eine Maßnahme zur Vermeidung dieser Versagensform besteht darin, im Anfangsbereich der Klebung eine zusätzliche mechanische Sicherung durch Schrauben oder Bolzen zu integrieren, welche die Schälkräfte aufnehmen kann (Abbildung 2.35) [100]. Die durch die Schrauben erzeugte Vorspannung bewirkt eine Druckspannung auf die Klebstoffschicht (die Fuge wird überdrückt), was die Tragfähigkeit der Verbindung erhöht.

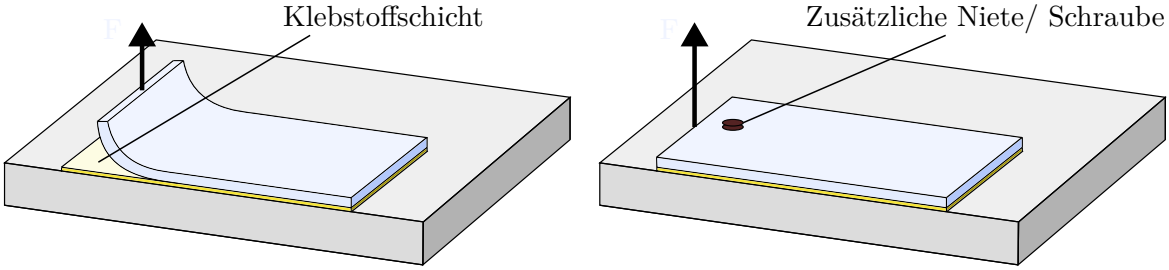


Abbildung 2.35: Konstruktive Möglichkeiten zur Vermeidung der Schälbeanspruchung, in Anlehnung an [100].

Eine derartige kombinierte Verbindung wird in der im 5 vorgestellten Versuchsreihe zur Befestigung von Verstärkungskomponenten aus GFK erprobt.

2.3.6 Zusammenfassung

In diesem dritten Unterkapitel wurde auf die wichtigsten Eigenschaften von faserverstärkten Kunststoffen (FVK) eingegangen. Bauteile aus FVK sind aufgrund ihrer hohen Steifigkeit, Festigkeit und geringen Dichte besonders für die Ertüchtigung von Bauteilen geeignet. FVK besteht aus einer Kombination von Verstärkungsfasern und einer Kunststoffmatrix, wobei die Fasern die lastabtragende Funktion übernehmen und die Matrix die Fasern schützt und die Form der FVK-Komponente vorgibt.

Im Abschnitt 2.3.2 wurde das Fertigungsverfahren von FVK beschrieben. Wichtige Faktoren bei der Auslegung sind die Faserart und -länge, Faserorientierung und der Faseranteil. Der Abschnitt 2.3.3 stellte die grundlegenden Berechnungsmethodiken für FVK vor. Das Werkstoffverhalten kann auf unterschiedlichen Betrachtungsebenen analysiert werden, von der makroskopischen bis zur mikroskopischen Ebene. Als makroskopisches Modell wurde die Klassische Laminattheorie (CLT) vorgestellt, die für die Auslegung von Bauteilen aus FVK von wichtiger Bedeutung ist. Die resultierende Laminatsteifigkeitsmatrix in Abhängigkeit von den Faserorientierungen im Laminat wurde im Abschnitt 2.3.4 diskutiert.

Zuletzt befasste sich der Abschnitt 2.3.5 mit der Verbindung von FVK-Komponenten mit Bauteilen aus Kunststoff. Die Schwerpunkte lagen dabei auf Kleb- und Schraubverbindungen sowie deren kombinierte Anwendung. Es wurde auf die jeweiligen Tragmechanismen und mögliche Versagensformen eingegangen, wobei insbesondere für die Klebeverbindungen die spezifischen Anforderungen an die Werkstoffeigenschaften diskutiert wurden.

3 Mechanische Beschreibung der Strukturantwort

Das nachfolgende Kapitel 3 befasst sich mit der mechanischen Beschreibung der Strukturantwort eines Kunststofffensters unter Flächenlasten. Die Ausführungen gehen im Wesentlichen von statischen Einwirkungen aus, sind jedoch weitgehend auf das Verhalten unter dynamischen Belastungen übertragbar.

Im Abschnitt 3.1 werden die konstruktiven Eigenschaften der einzelnen Komponenten eines konventionellen Kunststofffensters erläutert. Aufgrund der gängigen Bauweise liegt der Fokus auf einem einflügeligen Kunststofffenster mit Zweischeiben-Isolierverglasung und Drehkippflügel. Der untersuchte Fenstertyp kommt insbesondere im Wohn- und Gewerbebau häufig zum Einsatz.

Abschnitt 3.2 geht auf den Tragmechanismus der Verglasung ein. Wichtige Kernelemente sind die Beschreibung des Koppeleffektes bei Zweischeiben-Isolierverglasungen, der ein anteiligen Lastabtrag der zwei Glasscheiben bewirkt und der Übergang vom intakten zum geschädigten Zustand einer mit Splitterschutzfolien ausgestatteten Glasscheibe. Ausgehend von FSI-Simulationen (Fluid-Struktur-Interaktion) des Koppeleffektes im Luftbereich des Scheibenzwischenraumes wird ein Ersatzlastansatz entwickelt, der auf das Gesamtmodell für die numerischen Simulationen des Fensters im Kapitel 7 übertragen wird.

Der Abschnitt 3.3 widmet sich der Lastabtragung von Flügel- und Blendrahmen, bei der unter Querlasten Torsionsbeanspruchungen in den Rahmenprofilen auftreten. Im Rahmen der Analyse werden die Bereiche der Rahmen identifiziert, in denen besonders hohe Spannungen auftreten. Dies ermöglicht die Erkennung von potenziellen Schwachstellen in den Tragsystemen der Fensterrahmen.

Auf Basis der in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse können gezielt Verstärkungsmaßnahmen zur Erhöhung der Tragfähigkeit der Fensterkonstruktion entwickelt werden. Darüber hinaus unterstützen die Ausführungen bei der Analyse der Versuchsergebnisse aus den Stoßrohrversuchen im Kapitel 5 und bei der numerischen Modellierung der Fenster im Kapitel 7.

3.1 Komponenten eines konventionellen Kunststofffensters

Bei modernen Fenstern handelt es sich meist um anspruchsvolle und komplexe Bauelemente, für die eine Vielzahl von Vorschriften und Normen zu beachten ist [217]. Umfangreiche Übersichten zu Ausführungsarten finden sich beispielsweise in Neumann et al. [167] und Schneider et al. [188]. Die konstruktiven Details werden weitgehend von den Herstellern festgelegt und im Einzelfall auf ihre Eignung geprüft [167]. Fenster werden dabei mit unterschiedlichsten Rahmenmaterialien, Verglasungsarten und Beschlagsystemen gefertigt. Kunststofffenster dominieren dabei aktuell den deutschen Markt mit einem Marktanteil von über 50 % [218]. Insbesondere die Ausführung als

Drehkippflügel-Fenster erfreut sich großer Beliebtheit und findet hauptsächlich im Wohn- und Gewerbebau Anwendung.

In dieser Studie wird ein einflügeliges Kunststofffenster mit einem Drehkippflügel und einer Zweischeiben-Isolierverglasung untersucht. Die Fokussierung auf diesen „konventionellen“ Fenstertyp ermöglicht die Entwicklung praktikabler Maßnahmen zur Ertüchtigung gegen Explosionsbelastungen.

Abbildung 3.1 zeigt einen Querschnitt durch den Blend- und Flügelrahmen sowie der Verglasung des für die Studie ausgewählten Fenstertyps. Der *Blendrahmen* ist die unbewegliche Komponente eines Drehkippfensters, welcher bei der Montage umlaufend am Fenstersturz, an der Fensterbrüstung und an den beiden Fensterlaibungen in die Wandöffnung verankert wird. Der *Fensterflügel* ist beweglich und kann zur Belüftung des Innenraumes entweder vollständig geöffnet oder in eine Kippstellung gebracht werden. Das Bedienen des Öffnungs- und Verriegelungsmechanismus erfolgt über den Fenstergriff, mit dem das *Beschlagsystem* eines Fensters betätigt wird.

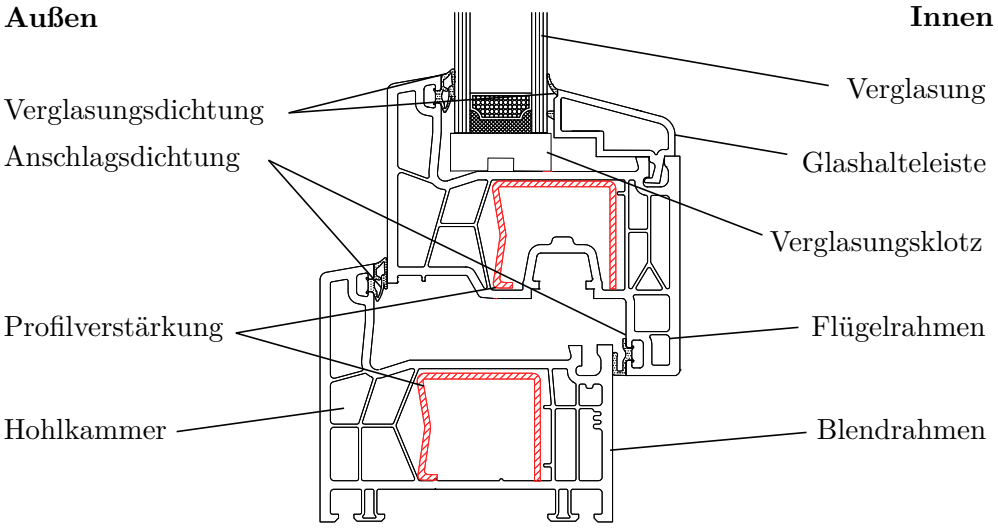


Abbildung 3.1: Querschnitt durch ein einflügeliges Kunststofffenster mit einer Zweischeiben-Isolierverglasung; Skizze basiert auf dem Kunststoffprofilen des Fabrikates „Kömmerling System 76 AD“.

Im Folgenden wird auf die einzelnen Komponenten des konventionellen Kunststofffensters aus Abbildung 3.1 eingegangen.

3.1.1 Rahmenprofile

Die Rahmenprofile von Kunststofffenstern bestehen aus weichmacherfreiem Polyvinylchlorid (PVC-U), dessen Werkstoffeigenschaften im Abschnitt 2.2.2 behandelt werden. Besonders charakteristisch ist die Strukturierung der Rahmenprofile in mehrere Hohlkammern (Hohlkammerprofile, Abbildung 3.1), die maßgeblich die Wärmedämmeigenschaften des Fensterrahmens bestimmen. Die Wandstärken liegen typischerweise zwischen 1 und 3 mm.

In den größten Hohlkammern der Rahmenprofile werden üblicherweise Profilverstärkungen aus Edelstahl eingefügt. Diese haben einerseits den Zweck, übermäßige Verformungen aufgrund von

Langzeitbelastungen des Kunststoffes zu verhindern [127]. Andererseits tragen sie zur Erhöhung des Einbruchschutzes bei, indem sie das Aufhebeln des Fensterflügels erschweren und den Fensterbeschlägen einen sicheren Halt bieten [167]. Profilverstärkungen enden in der Regel in etwa 2 bis 3 cm vor den Rahmenecken und versteifen diese somit nicht.

3.1.2 Zweischeiben-Isolierverglasung

Abbildung 3.3 zeigt den typischen Aufbau einer Zweischeiben-Isolierverglasung. Diese besteht aus einer Innen- und einer Außenscheibe, einem Randverbund und einem gasgefüllten Scheibenzwischenraum (SZR).

Die *Innen-* und die *Außenscheiben* werden meist in Glasdicken von 4 bis 8 mm ausgeführt. Dabei gilt: Je höher die Anforderungen an den Schallschutz und je größer die Spannweite der Verglasung, desto größer ist die erforderliche Glasdicke. Bei konventionellen Fenstern bestehen die Glasscheiben in der Regel aus thermisch entspanntem Flachglas, dessen Werkstoffeigenschaften im Abschnitt 2.1 erläutert wurden.

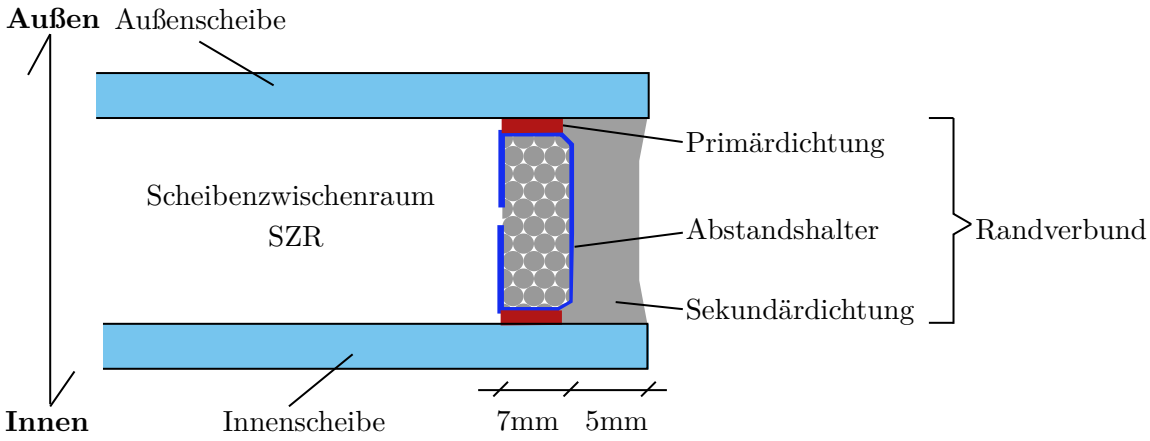


Abbildung 3.2: Querschnitt durch eine Zweischeiben-Isolierverglasung, in Anlehnung an Schneider et al. [188].

Randverbund

Der Abstand zwischen den Glasscheiben wird durch einen umlaufenden *Randverbund* (Abbildung 3.2) hergestellt. Dieser hat die Aufgabe, Lasten zwischen den beiden Glasscheiben zu übertragen, den Scheibenzwischenraum luftdicht abzuschließen und den Scheibenzwischenraum vor Feuchtigkeit zu schützen. Der Randverbund besteht aus:

- einem *Abstandshalter* aus Aluminium, Kunststoff oder verzinktem Stahl, der Druckkräfte zwischen den Glasscheiben überträgt,
- einer *Primärdichtung* aus Polyisobutylen (Butyl), die den Bereich zwischen den Glasscheiben und dem Abstandshalter luftdicht abschließt und
- einer *Sekundärdichtung* aus Silikon, Polysulfid oder Polyurethan, die eine zugfeste Verbindung zwischen den beiden Glasscheiben gewährleistet.

Schneider et al. [188] weisen darauf hin, dass der mechanische Einfluss des Randverbundes auf die Tragwirkung der Verglasung gegenwärtig häufig nur unzureichend bei Tragnachweisen berücksichtigt

wird. Zur Bemessung der Glasscheiben wird in der Regel eine einfache gelenkige Lagerung der Gläser angenommen, ohne die Einspannwirkung und Nachgiebigkeit des Randverbundes zu berücksichtigen. Auf den Einfluss der Auflagerbedingungen am Plattenrand auf den Tragmechanismus wird im Abschnitt 3.2.2.3 eingegangen.

Scheibenzwischenraum

Die Breite des *Scheibenzwischenraumes* (SZR) beträgt in der Regel 6 und 16 mm. Zur Steigerung der Wärmeisolierung wird er meist mit einem Edelgasgemisch aus Argon oder Krypton befüllt.

Neben der thermischen Wirkung hat der Scheibenzwischenraum zudem einen wichtigen Einfluss auf den Tragmechanismus einer Mehrscheibenverglasung. Aus statischen Betrachtungen (siehe Abschnitt 3.2.3) ist dabei bekannt, dass einwirkende Flächenlasten, beispielsweise aus Wind, anteilig von beiden Glasscheiben abgetragen werden. Dies wird als „Koppeleffekt“ (*engl. load sharing*) beziehungsweise als „Kisseneffekt“ bezeichnet.

Der Abschnitt 3.2.4 ist der Beschreibung des Koppeleffektes unter dynamischen Luftstoßbelastungen gewidmet. Zur Abbildung des Koppeleffektes unter dynamischen Lasten wird ein numerisches Modell einer Zweischeiben-Isolierverglasung entwickelt und simuliert. Dabei wird das eingeschlossene Luftvolumen explizit modelliert und die Fluid-Struktur-Interaktion mit den Glasscheiben abgebildet. Basierend auf den Erkenntnissen aus der numerischen Simulation wird eine vereinfachte Modellierungsstrategie zur Abbildung des Koppeleffektes vorgeschlagen, die im Kapitel 7 für die numerischen Simulationen des gesamten Fensters umgesetzt wird.

Anbindung der Verglasung an den Flügelrahmen

Die Anbindung der Verglasung an den Flügelrahmen erfolgt in der Glasfalz (Abbildung 3.1). Seitlich wird die Verglasung dabei sowohl von einem Teil des Flügelrahmens als auch von der Glashalteleiste gehalten. Die Glashalteleiste ist eine abnehmbare Komponente des Flügelrahmens, die nach dem Prinzip einer Nut-Feder-Verbindung in das Rahmenprofil eingesteckt wird. Der Glaseinstand (Auflagertiefe) in die Glasfalz beträgt zwischen 12 und 20 mm [167]. Die beschriebene konstruktive Anbindung der Verglasung wird als relativ nachgiebig eingeschätzt.

Um den Fensterflügel auszufachen, werden Verglasungsklötze zwischen der Verglasung und dem Flügelrahmen eingesetzt [167]. Eine typische Anordnung der Klötze ist in der Abbildung 3.3 dargestellt.

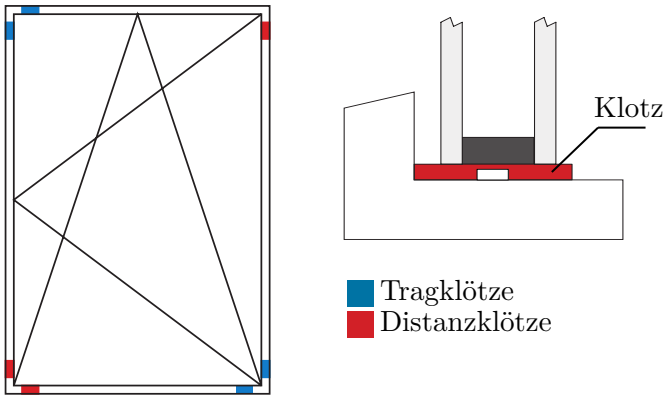


Abbildung 3.3: Anordnung von Verglasungsklötzen bei einem Drehkippflügel (exemplarisch), in Anlehnung an [51].

Es ist zwischen *Tragklötzen* und *Distanzklötzen* zu unterscheiden. Beide gewährleisten eine zwängungsfreie Anbindung der Verglasung an den Flügelrahmen und übernehmen in Dreh- oder Kippstellung lastabtragende Funktionen [167]. Die Verglasungsklötze haben Längen von 80 mm bis 100 mm und bestehen meist aus Polyamid oder Polypropylen.

3.1.3 Fensterbeschläge

Zum Öffnen, Kippen und Verriegeln eines Fensters sind Fensterbeschläge notwendig, die die mechanische Verbindung zwischen dem Flügel- und dem Blendrahmen bilden. Die Anordnung und Ausbildung der Fensterbeschläge können je nach Hersteller variieren und werden entsprechend dem Gewicht, der Art und Stärke der Beanspruchungen, der Öffnungsart und dem Fabrikat des Fensters festgelegt [167]. Abbildung 3.4 zeigt exemplarisch ein mögliches Beschlagsystem für ein einflügeliges Drehkippfenster.

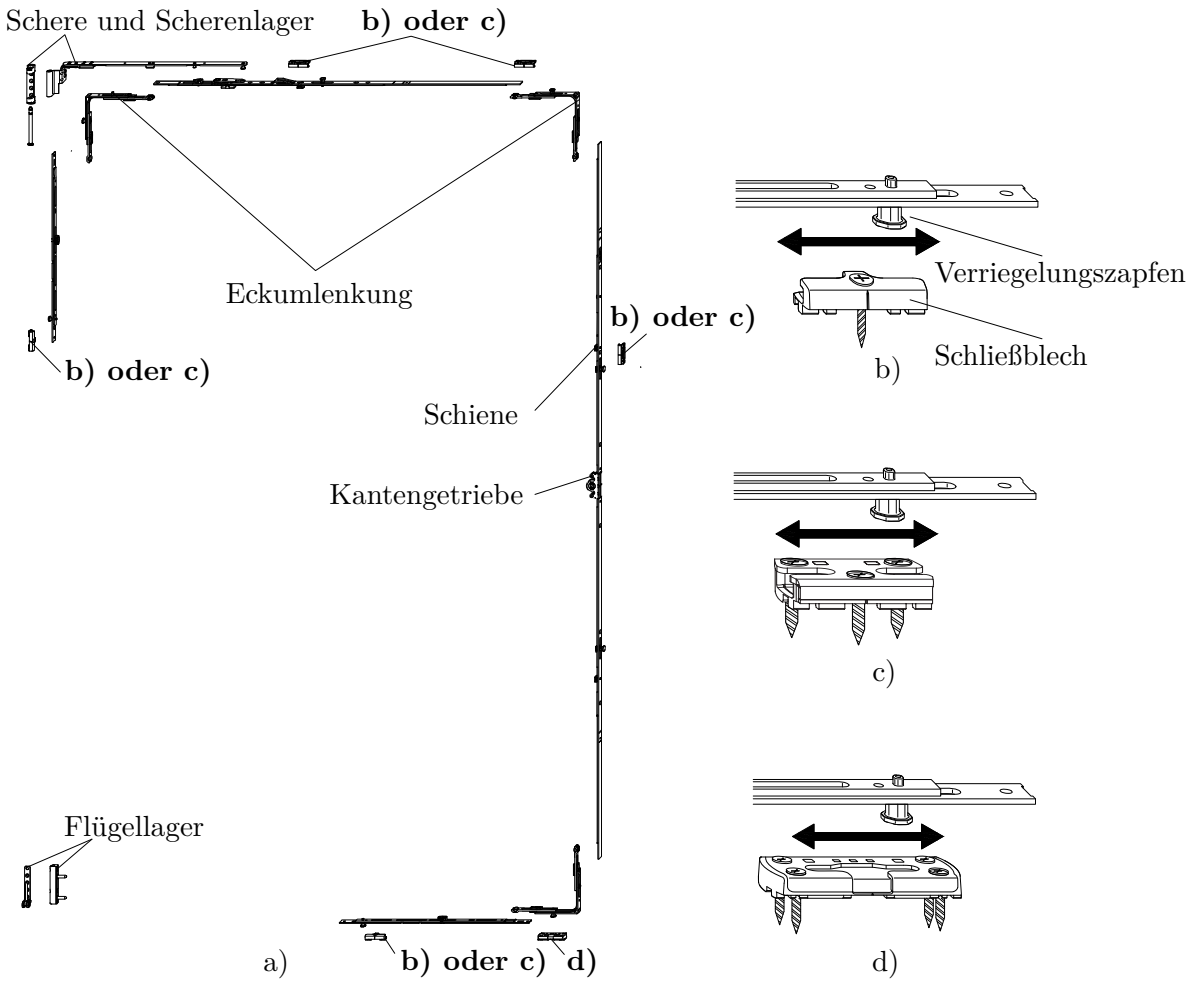


Abbildung 3.4: a) Fensterbeschläge zum Verriegeln, Öffnen und Kippen eine Fensters; b) konventionelles Schließblech; c) Sicherheitsschließblech und d) Sicherheitskippschließblech; am Beispiel des Beschlagsystems „activePilot“ [180].

Das Beschlagsystem eines Fensters wird in der Regel durch das Drehen eines Fenstergriffes bedient.

Dabei wird das *Kantengetriebe* (Abbildung 3.4) betätigt, wodurch eine *Schiene* verschoben wird. Die Umlaufbewegung der Schiene wird durch *Eckumlenkungen* gewährleistet. Sowohl das Kantengetriebe, die Schiene, die Eckumlenkungen als auch die Verriegelungszapfen werden in Aussparungen entlang der Kanten des Fensterflügels montiert.

An der beweglichen Schiene des Beschlagsystems sind mehrere *Verriegelungszapfen* (Abbildung 3.4) fixiert. Diese bewegen sich gemeinsam mit der Schiene. Die Lage der Verriegelungszapfen bestimmt, ob der Fensterflügel verriegelt, gekippt oder entriegelt ist. Im verriegelten Zustand verhaken sich alle Verriegelungszapfen in die am Blendrahmen angeordneten Schließbleche (Abbildung 3.4b bis d). Im entriegelten Zustand sind alle Verriegelungszapfen aus den Schließblechen herausgelöst.

Kraftschluss zwischen Fensterflügel und Blendrahmen

In dieser Arbeit werden die Fenster ausschließlich im verriegelten Zustand betrachtet. Der Kraftschluss zwischen dem Fensterflügel und dem Blendrahmen erfolgt mittels der Verriegelungszapfen, die in die Schließbleche eingehakt sind. Zudem können Lastanteile über die beiden Ecklager des Fensters (Flügel- und Scherenlager, Abbildung 3.4a) übertragen werden. Stoßrohrversuche an einflügeligen Drehkippfenstern [7] zeigen, dass der Lastübertrag über Ecklager eine untergeordnete Rolle spielt, da diese im Explosionslastfall nur einen geringen Widerstand aufweisen. Daher fokussieren die nachfolgenden Ausführungen die Eigenschaften von Verriegelungszapfen und Schließblechen.

In der Regel werden zwei verschiedene Arten von Verriegelungszapfen ausgeführt:

1. **Rollzapfen** sind eine einfache Art von Verriegelungszapfen, die oft in Fensterbeschlägen ohne Anforderungen an den Einbruchsschutz verwendet werden. Sie haben eine zylindrische Form und besitzen im Gegensatz zu Pilzkopfzapfen keine spezielle Sicherung am Zapfenkopf.
2. **Pilzkopfzapfen** gehören im Vergleich zu Rollzapfen zur Standardausstattung für einbruchhemmende Fenster. Am Zapfenkopf ist eine Platte angebracht, die sich formschlüssig in das Schließblech einhaken kann (siehe Abbildung 3.4 b bis d). Hierdurch wird das „Aufhebeln“ mit einfachen Hebelwerkzeugen erschwert.

Die Gegenstücke zu den Verriegelungszapfen sind die Schließbleche. Zu unterscheiden sind konventionelle Schließbleche und Sicherheitsschließbleche (Abbildung 3.4b und c). Bei Drehkippfenstern wird zusätzlich ein *Sicherheitskippschließblech* im Bereich der Fensterbrüstung angeordnet (Abbildung 3.4d).

Die Prüfung der Widerstandsfähigkeit eines verriegelten Fensters erfolgt gemäß dem Prüfverfahren der DIN EN 1627:2011 [60]. Je nach Ausführung können unterschiedliche Widerstände gegen Prüflasten (Punktlasten) erreicht werden, die mit entsprechenden Einbruchhemmungsklassen in Verbindung stehen. Hierbei gilt:

- Fenster mit **konventionellen Schließblechen** der Einbruchhemmungsklasse $RC1\ N$ können eine statische Prüflast von mindestens 3 kN am Verriegelungspunkt aufnehmen.
- Fenster mit **Sicherheitsschließblechen** der Einbruchhemmungsklasse $RC3$ können eine statische Prüflast von mindestens 6 kN am Verriegelungspunkt aufnehmen.

Ebenso ist die Nachrüstung von bereits eingebauten Fenstern zur Verbesserung des Einbruchschutzes möglich. Für die Bewertung geeigneter Nachrüstungsprodukte zur Erhöhung der Einbruchhemmung

stehen mit der DIN 18104 Teil 1 [52] und Teil 2 [53] normative Regelungen zur Verfügung.

3.1.4 Abdichtung

Fenster werden mit verschiedenen Dichtungsprofilen ausgestattet, um den Innenraum vor Feuchte und Kälte zu schützen. Diese umfassen:

- Verglasungsdichtungen, welche den Glasfalz am Flügelrahmen abdichten und
- Anschlagsdichtungen, welche den Bereich zwischen dem Blend- und Flügelrahmen abdichten.

Die Form und Eigenschaften der Dichtungsprofile sind abhängig von der Geometrie der Rahmenprofile. Dichtungsprofile zeichnen sich durch eine hohe Elastizität, hohes Rückstellvermögen sowie eine UV- und Alterungsbeständigkeit aus [88]. Als Werkstoffe werden üblicherweise thermoplastische Styrol-Blockcopolymere (TPE-S), Neopren (Polychloropren), Ethylen-Propylen-Dien-Kautschuk (EPDM), PVC-P (Weich PVC) und Silikon verwendet.

3.1.5 Verankerung in der Wandöffnung

Der Blendrahmen eines Fensters kann auf verschiedene Arten in Wandöffnungen verankert werden. Dabei kommt entweder die Verankerung mit Durchsteckdübeln oder die Verankerung mit Ankerlaschen zur Ausführung (Abbildung 3.5). Die Wahl der geeigneten Verankerungsmethode richtet sich nach der Art und Höhe der Belastung, dem zur Verfügung stehenden Platz und der Bauart des Rahmens [167]. Die Verankerungsmittel werden so konzipiert, dass sie alle auftretenden Lasten, wie Eigengewicht, Wind- oder Schneelasten sicher auf das Primärbauteil, beispielsweise die Mauerwerkswand, übertragen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Ausführungsvariante mit Durchsteckdübeln untersucht. Die Befestigungsmittel werden hierbei durch das Rahmenprofil des Blendrahmens gesteckt und sind im Primärbauteil verankert (Abbildung 3.5a).

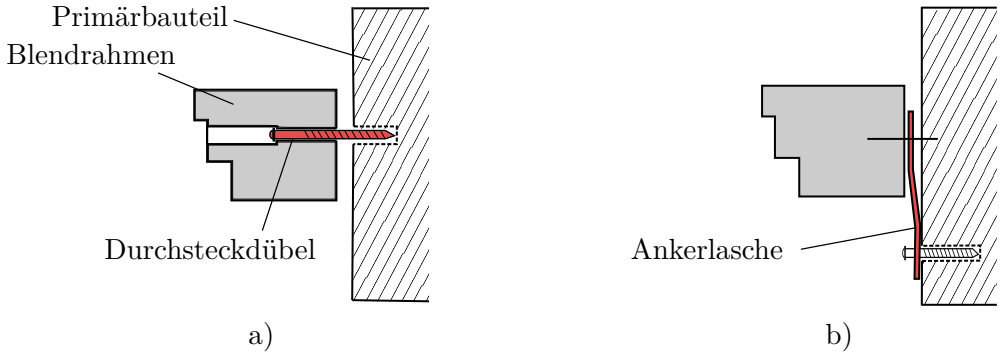


Abbildung 3.5: Verankerungsarten vom Blendrahmen in einer Wandöffnung a) Verankerung mit Durchsteckdübel, b) Verankerung mit Ankerlasche; in Anlehnung an Neumann et al. [167].

Für den Einbau des Blendrahmens sind Einbautoleranzen erforderlich, das bedeutet, dass die Außenabmessungen des Rahmens etwas geringer sind als die Abmessungen der Rohbauöffnung. Zur Unterstützung beim Einbau und zur Aufnahme des Fenstergewichtes werden in die Fuge am Fenstersturz Tragklötze eingelegt. Um den Blendrahmen auszurichten, werden Distanzklötze

eingesetzt. Nach dem Einbau des Fensters wird die notwendige Fuge zwischen Blendrahmen und Wandöffnung mit Dämmstoff und Dichtmasse abgedichtet.

Nachfolgend wird auf einige der grundlegenden Tragmechanismen des untersuchten einflügeligen Kunststofffensters mit einer Zweischeibenisolierverglasung eingegangen. Die Ausführungen unterstützen bei der Analyse der Versuchsergebnisse aus den Stoßrohrversuchen im Kapitel 5 und der numerischen Modellierung der Fenster im Kapitel 7.

3.2 Tragmechanismen von Einscheiben- und Zweischeiben-Isolierverglasungen

In den folgenden Abschnitten werden die Tragmechanismen von Einscheiben- und Zweischeiben-Isolierverglasungen unter senkrecht zur Oberfläche einwirkenden Flächenlasten behandelt. Abschnitt 3.2.1 befasst sich zunächst mit den Grundlagen zum Tragmechanismus von Einscheibenverglasungen. Im Abschnitt 3.2.2 wird ein FE-Modell einer Einfachverglasung erzeugt und anhand von Näherungslösungen der geometrisch nichtlinearen Plattentheorie nach Föppl-von Kármán verifiziert. Der Einfluss der Auflagerbedingungen der Einscheibenverglasung auf die Verformungen und Spannungsverteilungen wird im Abschnitt 3.2.2.3 behandelt. Zudem wird der Übergang vom intakten zum geschädigten Zustand bei einer mit Splitterschutzfolien ausgestatteten Verglasung erörtert.

Anschließend wird im Abschnitt 3.2.4 auf den Tragmechanismus von Zweischeiben-Isolierverglasungen eingegangen. Dieser ist im Wesentlichen geprägt durch den sogenannten *Koppeleffekt*, der dadurch entsteht, dass die beiden Glasscheiben über den luftdicht abgeschlossenen Scheibenzwischenraum (SZR) miteinander interagieren. Einwirkende Flächenlasten werden anteilig von den beiden Glasscheiben abgetragen. Für statische Beanspruchungen kann der Koppeleffekt analytisch bestimmt werden. Um den Koppeleffekt unter dynamischen Luftstoßbelastungen zu analysieren, werden im Abschnitt 3.2.4 numerische Simulationen an einer Zweischeiben-Isolierverglasung durchgeführt. Dabei werden zwei Modellvarianten untersucht: Zum einen eine Modellvariante mit einem explizit modellierten Gasvolumen im Scheibenzwischenraum, zum anderen eine Modellvariante ohne Gasvolumen, jedoch mit einem vereinfachten Lastansatz. Der vereinfachte Lastansatz wird in der Modellierungsstrategie des Gesamtsystems des Fensters im Kapitel 7 aufgegriffen.

3.2.1 Grundlagen zum Lastabtrag von Einscheibenverglasungen

Glasscheiben können als extrem schlanke Flächentragwerke charakterisiert werden. Bei einer Glasdicke von wenigen Millimetern sind Spannweiten von mehreren Metern möglich. Darüber hinaus können Glasscheiben bis zum Bruch Verformungen erreichen, die einem Vielfachen der Glasdicke entsprechen [188]. Dabei treten sowohl Biege- als auch Membrantragwirkungen in der Platte auf [205], was durch die lineare Plattentheorie nach Kirchhoff nicht korrekt abbildet werden können. Zur analytischen Beschreibung ist die Anwendung der geometrisch nichtlinearen Plattentheorie nach Föppl-von Kármán [121] erforderlich.

Die Plattentheorie nach Föppl-von Kármán besteht aus zwei nichtlinearen partiellen Differen-

tialgleichungen. Exakte analytische Lösungen (geschlossene Lösungen) können nur für bestimmte Randbedingungen gefunden werden. Aus diesem Grund wurden seit der Veröffentlichung der Plattentheorie im Jahre 1907 eine Reihe von Näherungslösungen entwickelt und erfolgreich umgesetzt, beispielsweise in NÁDAI [166], KAISER [120], LEVY und GREENMAN [139], SEAMAN [193] und ISHIZAKI [114]. Im Allgemeinen sind die vorgeschlagenen Näherungslösungen analytischer, numerischer oder semi-empirischer Natur [205]. Mittlerweile hat sich die Anwendung der Finite-Elemente-Methode (FEM) zur Berechnung von Flächentragwerken unter großen Verformungen weitgehend durchgesetzt [86, 123, 212, 161].

Im folgenden Abschnitt werden zunächst Näherungslösungen vorgestellt, anhand derer anschließend die durchgeführten FE-Simulationen an einer flächenbelasteten Einscheibenverglasung verifiziert werden.

Normative Näherungslösungen für Einscheibenverglasungen

Abbildung 3.6 zeigt die Systemskizze einer rechteckigen Einscheibenverglasung mit den Seitenlängen a_g und b_g (die kleinere Abmessung wird mit a_g bezeichnet). Die Glasscheibe hat die Glasdicke t_g und wird mit einer gleichmäßigen statischen Flächenlast q belastet.

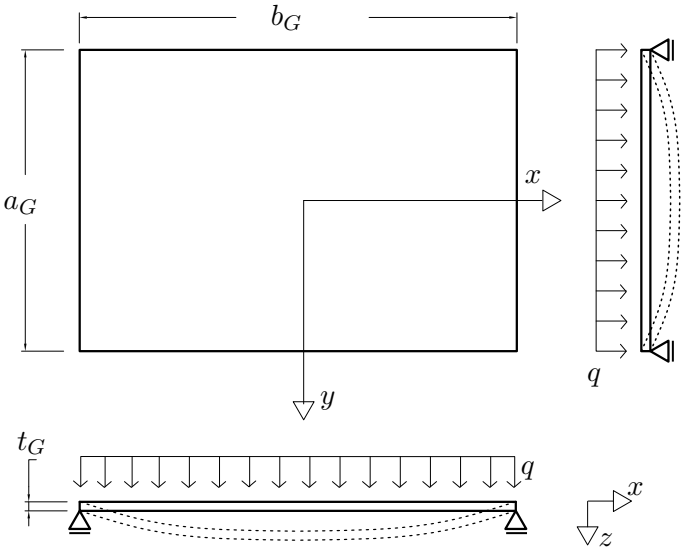


Abbildung 3.6: Tragsystem einer rechteckigen Glasscheibe.

Für die Bemessung von Einscheibenverglasungen werden in der DIN EN 16612:2019 [61] Näherungslösungen der geometrisch nichtlinearen Plattentheorie angegeben. Diese ermöglichen die Berechnung der Verformung w, der verformungsbedingten Volumenänderung ΔV und der maximalen Hauptspannung σ_1 unter der Einwirkung einer Flächenlast q. Es werden die folgenden dimensionslosen Größen eingeführt:

dimensionslose Flächenlast:	$q^* = \frac{q}{E}\left(\frac{a_g}{t_g}\right)^4$.
dimensionslose Verformung:	$w^* = \frac{w}{t_g}$.
dimensionslose verformungsbedingte Volumenänderung:	$\Delta V^* = \frac{\Delta V}{a_g b_g t_g}$.
dimensionslose Hauptnormalspannung:	$\sigma_1^* = \frac{\sigma_1}{E}(\frac{a_g}{t_g})^2$.

Die dimensionslose, verformungsbedingte Volumenänderung ΔV^* beschreibt die Differenz zwischen

dem ursprünglichen, unverformten Zustand einer Platte und dem verformten Zustand unter Last. Eine entsprechende Systemskizze ist in der Abbildung 3.7 dargestellt.

Während diese Volumenänderung ΔV für die Bemessung von Einscheibenverglasungen kaum von Bedeutung ist, spielt sie bei Zweischeiben-Isolierverglasungen eine wichtige Rolle. Dort wird sie zur Berechnung der Lastabtragung herangezogen, da sie die Luftdruckänderung im Scheibenzwischenraum beeinflusst. Der damit verbundene Koppeleffekt bei Zweischeiben-Isolierverglasungen wird in Abschnitt 3.2.4 näher erläutert.

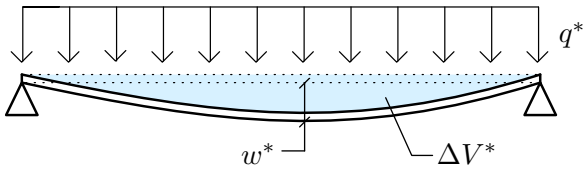


Abbildung 3.7: Dimensionslose verformungsbedingte Volumenänderung ΔV^* infolge Belastung.

Es ist wichtig zu beachten, dass die normativen Näherungslösungen nur unter bestimmten Auflagerbedingungen gültig sind. Die DIN EN 16612:2019 beschreibt diese Bedingungen schlicht als „an vier Kanten einfach gestützt“ [61]. In der Praxis ist es jedoch, wie im Abschnitt 3.1.2 beschrieben, oft nicht eindeutig, welche Auflagerbedingungen an den Glaskanten einer Verglasung tatsächlich vorliegen [188]. Die tatsächlichen Auflagerbedingungen hängen einerseits von der Art der Verglasungseinbindung ab, beispielsweise ob die Scheibe geklemmt ist. Andererseits kann bei Mehrscheibenverglasungen der Randverbund die Verformbarkeit und Verdrehbarkeit der Scheiben zusätzlich beeinflussen.

Semi-empirische Näherungslösung für Einscheibenverglasungen

Seaman [193] geben semi-empirische Näherungslösungen zur Beschreibung der geometrisch nichtlinearen Plattengleichungen an. Der Ansatz beschreibt die Beziehung zwischen der dimensionslosen Last q^* und der dimensionslosen Verformung w^*_{pm} in der Plattenmitte. Die Tragwirkung wird unterteilt in einen Biege- und einen Membrananteil. Für eine quadratische Platte mit einer Querverformungszahl $\upsilon = 0{,}23$ für Glas berechnet sich die dimensionslose Verformung zu:

$$q^* = \underbrace{21,7\left(w^*_{pm}\right)}_{\text{Biegeanteil}} + \underbrace{2,8\left(w^*_{pm}\right)^3}_{\text{Membrananteil}}. \tag{3.1}$$

Gleichung 3.1 gilt nur für bestimmte Auflagerbedingungen am Plattenrand. In diesem Fall ist die Platte in beiden Richtungen der Plattenebene (x- und y-Richtung, Abbildung 3.6) frei verschieblich aufgelagert und wird quer zur Spannrichtung gehalten (z-Richtung, Abbildung 3.6) [193]. Zudem ist die Platte entlang des Plattenrandes frei verdrehbar (gelenkig gelagert). Für eine rechteckige Platte mit den Seitenlängen a_g und b_g lassen sich diese Auflagerbedingungen ausdrücken durch:

$$\left.\begin{aligned} w(x,y) = 0, \quad & \left[\tfrac{\partial^2 w(x,y)}{\partial x^2} + \nu \tfrac{\partial^2 w(x,y)}{\partial y^2}\right] = 0 \\ \sigma^m_{xx}(x,y) = \tfrac{\partial^2 F}{\partial x^2} = 0, \quad & \sigma^m_{xy}(x,y) = -\tfrac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} = 0 \end{aligned}\right\} \quad \text{für } x = \pm a_g/2 \text{ und}$$

$$\left.\begin{aligned} w(x,y) = 0, \quad & \left[\tfrac{\partial^2 w(x,y)}{\partial y^2} + \nu \tfrac{\partial^2 w(x,y)}{\partial x^2}\right] = 0 \\ \sigma^m_{yy}(x,y) = \tfrac{\partial^2 F}{\partial y^2} = 0, \quad & \sigma^m_{xy}(x,y) = -\tfrac{\partial^2 F}{\partial x \partial y} = 0 \end{aligned}\right\} \quad \text{für } y = \pm b_g/2. \tag{3.2}$$

Im folgenden Abschnitt wird das FE-Modell einer Einscheibenverglasung vorgestellt und anhand der beiden vorgestellten Näherungslösungen verifiziert. Anschließend wird das verifizierte FE-Modell dazu verwendet, die Verformungen und Spannungen der Einscheibenverglasung unter verschiedenen Auflagerbedingungen zu analysieren.

3.2.2 Modellierung und numerische Simulation einer Einscheibenverglasung

Nachfolgend werden die Modellierungsstrategie und die numerischen Simulationen einer Einscheibenverglasung vorgestellt. Die Untersuchungen werden exemplarisch an einer quadratischen Einscheibenverglasung vorgenommen. Die Glasscheibe hat Abmessungen von 1,0 m x 1,0 m x 4 mm (Höhe x Breite x Glasdicke).

Im ersten Schritt werden am Plattenrand die Auflagerbedingungen aus Gleichung 3.2 definiert, das bedeutet, die betrachtete Platte ist quer zur Spannrichtung gehalten (z-Richtung, Abbildung 3.6), in beide Richtungen der Plattenebene verschieblich gelagert (x- und y-Richtung) und kann sich entlang des Plattenrandes frei verdrehen. Für das FE-Modell der Einscheibenverglasung wird die optimale Netzweite des FE-Netzes bestimmt. Anschließend erfolgt die Verifizierung anhand der normativen und der semi-empirischen Näherungslösungen.

Im zweiten Schritt wird anhand des verifizierten FE-Modells der Einfluss unterschiedlicher Auflagerbedingungen am Plattenrand auf die Verformungen und Spannungen in der Platte bestimmt.

3.2.2.1 Modellierungsstrategie

Die FE-Berechnungen erfolgen mit einem impliziten Berechnungsverfahren im Simulationsprogramm LS-DYNA. Die Einscheibenverglasung wird mit voll-integrierten Schalenelementen (*ELFORM 16*) mit 5 Integrationspunkten über die Plattendicke diskretisiert. Für den Werkstoff Glas wird ein linear-elastisches Werkstoffmodell mit einem Elastizitätsmodul $E = 70\,000\,\text{MPa}$ und einer Querverformungszahl $\upsilon = 0{,}23$ verwendet (vgl. Angaben zu thermisch entspanntem Flachglas in der Tabelle 2.1). Senkrecht zur Plattenoberfläche wirkt die gleichmäßig verteilte Flächenlast q ein, die in der Simulation schrittweise erhöht wird. Für jeden Lastschritt wird die Verformung an den FE-Knoten und die maximale Hauptnormalspannung in den Elementen der Platte ausgewertet.

3.2.2.2 Netzweite

Zu Beginn der numerischen Studie wird die erforderliche Netzweite des FE-Netzes durch eine *Konvergenzstudie* bestimmt. Die Bewertung der Konvergenz erfolgt anhand der berechneten maximalen dimensionslosen Spannung $\sigma^*_{1,max} = \frac{\sigma_{1,max}}{E}(\frac{a_g}{t_g})^2$ in der Platte unter einer dimensionslosen Flächenlast $q^* = 400$ ($= 7{,}17\,\text{kPa}$).

Abbildung 3.8 zeigt die bestimmte Beziehung zwischen der maximalen dimensionslosen Spannung und der Anzahl der finiten Elemente zur Diskretisierung der Platte. Ab einer Netzweite von 10 mm (10 000 Elemente) konvergieren die Ergebnisse zu einer maximalen dimensionslosen Spannung $\sigma^*_{1,max} \approx 58,1$ (Abbildung 3.8). Für die weiteren Berechnungen wird eine Netzweite von 10 mm (100 Elemente über die Spannweite von 1,0 m) verwendet.

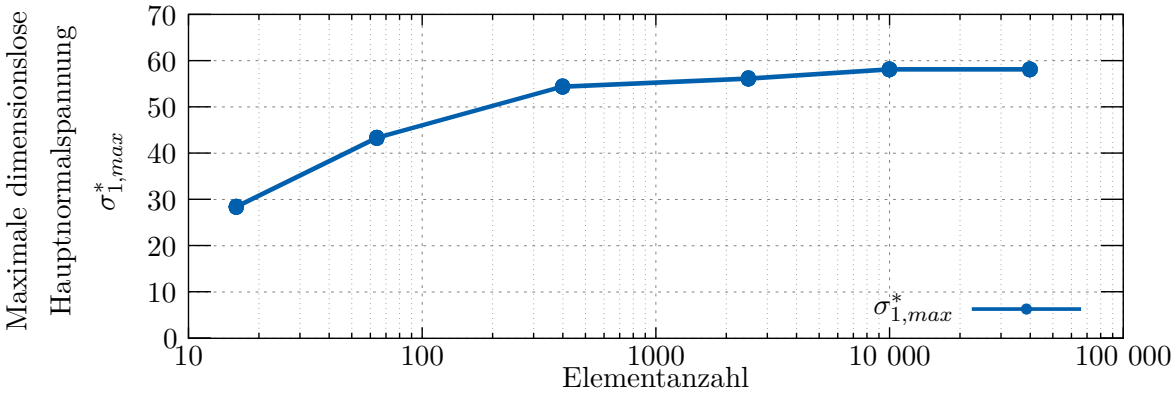


Abbildung 3.8: Konvergenzstudie zur Ermittlung der Netzweite, dimensionslose Verformung in der Plattenmitte w^*_{pm} unter einer dimensionslosen Last von $q^* = 400$.

3.2.2.3 Verifizierung des numerischen Modells

Zur Verifizierung des numerischen Modells werden die normative und die semi-empirische Näherungslösung aus Abschnitt 3.2.1 herangezogen. Es werden die Verformung in der Plattenmitte, die Volumenänderung infolge Verformung und die maximale Hauptnormalspannung aus der Simulation und der Näherungslösung miteinander verglichen.

Verformung in der Plattenmitte

Abbildung 3.9 zeigt die berechneten Verformungs-Last-Verläufe für eine quadratische Platte mit den Seitenlängen $a_g = b_g = s_G$. Die Darstellung erfolgt mit dimensionslosen Größen. Bemerkenswert ist die nichtlineare Beziehung zwischen Last und Verformung, die sich aus den auftretenden geometrisch nichtlinearen Effekten unter der Ausbildung großer Verformungen der Platte ergibt.

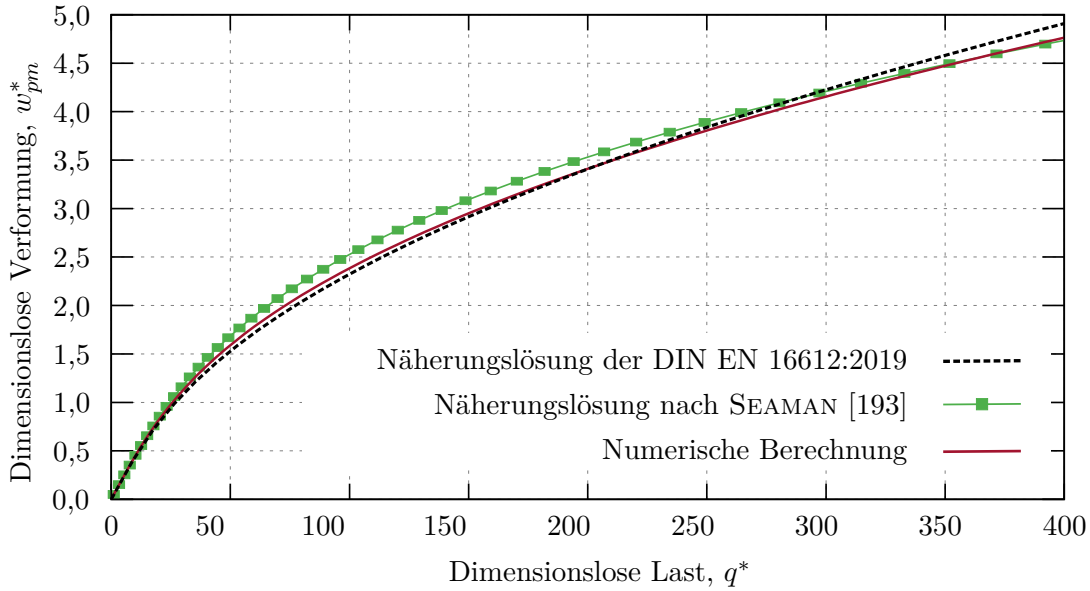


Abbildung 3.9: Dimensionslose Verformungs-Last-Verläufe in der Plattenmitte aus den Näherungslösungen und der numerischen Simulation.

Die Ergebnisse aus der numerischen Simulation stimmen gut mit den Näherungslösungen überein (Abbildung 3.9). Das FE-Modell der Platte konnte somit anhand der Näherungslösung verifiziert

werden.

Verformungsbedingte Volumenveränderung

Zur Berechnung der verformungsbedingten Volumenänderung aus den Simulationsergebnissen werden für jeden Lastschritt die Einzelverformungen an den etwa 10 000 FE-Knoten der Platte ausgewertet. Die Volumenveränderung wird anschließend durch numerische Integration der 3D-Punktwolke der verschobenen FE-Knoten (Abbildung 3.10) mit der Integrations-Regel nach Simpson berechnet.

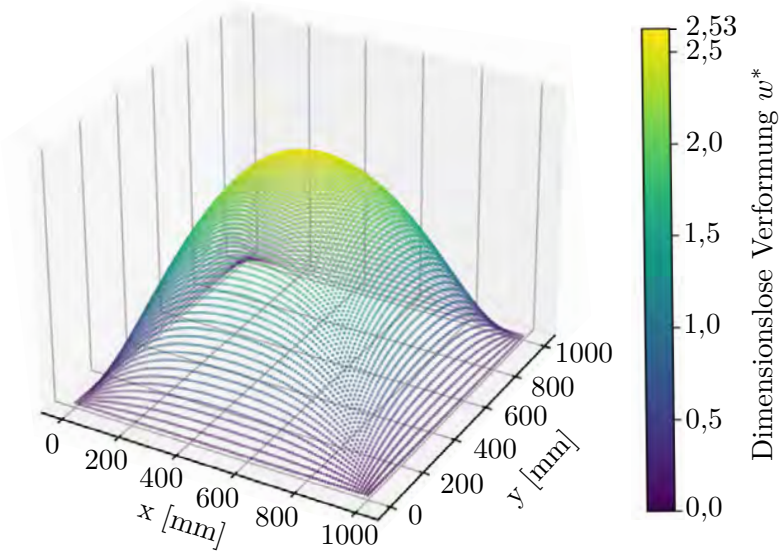


Abbildung 3.10: 3D-Punktwolke der verschobenen FE-Knoten bei einer dimensionslosen Last von $q^* = 125$.

Abbildung 3.11 zeigt die Ergebnisse der numerischen Simulation sowie die Ergebnisse aus der Näherungslösung der DIN EN 16612:2019. Analog zur Verformung (Abbildung 3.9) steigt die verformungsbedingte Volumenänderung mit Steigerung der Last nichtlinear an.

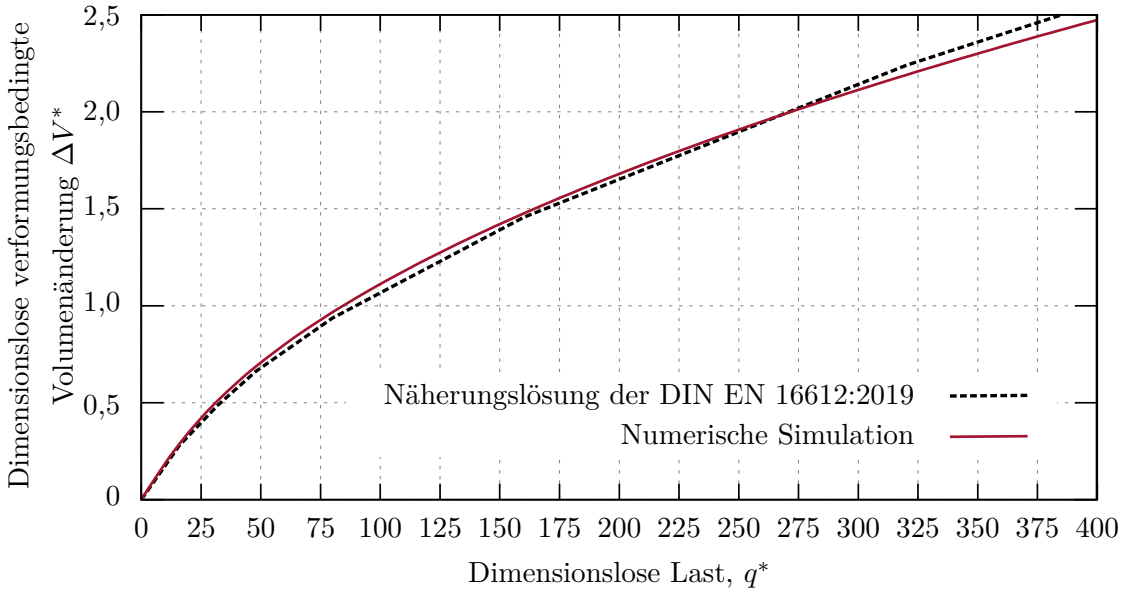


Abbildung 3.11: Verformungsbedingte Volumenänderung ΔV^* bei Steigerung der dimensionslosen Last q^*.

Die Ergebnisse der numerischen Berechnung stimmen gut mit den Ergebnissen aus der Näherungslösung der DIN EN 16612:2019 überein. Das FE-Modell der Platte konnte mit der Näherungslösung verifiziert werden.

Hauptnormalspannung

Wie bereits bei der Berechnung der Verformungen deutlich wurde, treten unter der Ausbildung großer Verformungen geometrisch nichtlineare Effekte in der Platte auf. Ebenso davon betroffen ist die Spannungsverteilung, die sich aus einer Kombination aus Biege- und Membrantragwirkung ergibt.

Abbildung 3.12 zeigt die berechneten Hauptnormalspannungsverteilungen im FE-Modell unter den dimensionslosen Flächenlasten q^* von 32, 72 und 400. Jeweils markiert ist die Position der maximalen dimensionslosen Hauptnormalspannung $\sigma^*_{1,max}$. Die dazugehörigen Hauptnormalspannungs-Last-Verläufe an den Positionen 1, 2 und 3 sind in der Abbildung 3.13 dargestellt.

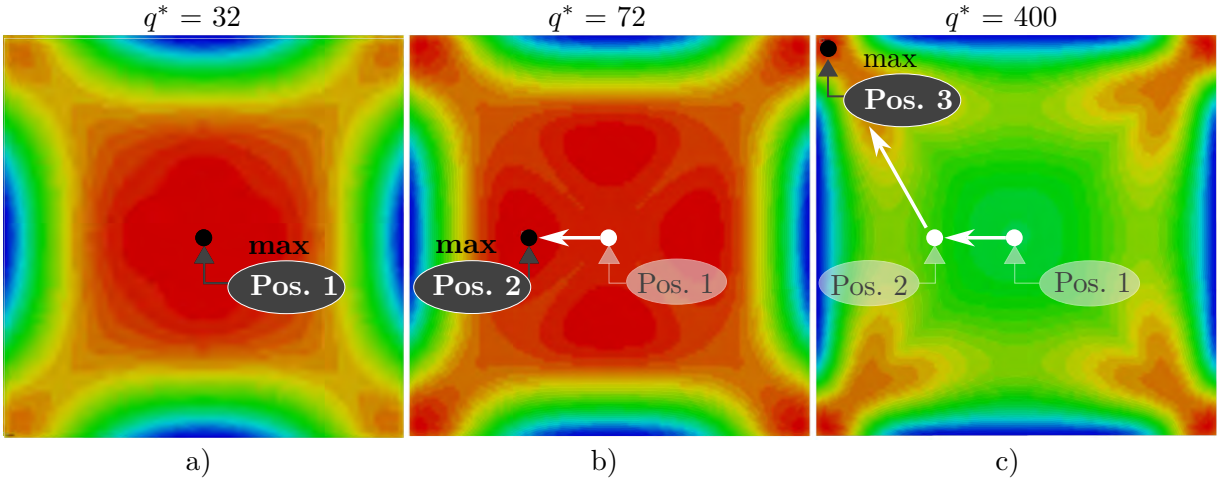


Abbildung 3.12: Positionen der maximalen dimensionslosen Hauptnormalspannung $\sigma^*_{1,max}$ unter dimensionslosen Flächenlasten q^* von a) 32, b) 72 und c) 400.

Unter geringen dimensionslosen Lasten ($q^* = 32$) treten die maximalen Hauptnormalspannungen, wie in der geometrisch linearen Plattentheorie nach Kirchhoff, in der Plattenmitte auf (Position 1, Abbildung 3.12a). Mit zunehmender Last „wandert“ die Lage der maximalen Hauptnormalspannung um etwa 1/5 der Plattenbreite nach außen zur Position 2 (Abbildung 3.12b). Ab einer dimensionslosen Last $q^* = 80$ tritt die maximale Hauptnormalspannung schließlich in den Eckbereichen der Platte (Position 3, Abbildung 3.12c) auf.

Die Betrachtung der Hauptnormalspannungs-Last-Verläufe an den Positionen 1, 2 und 3 in der Abbildung 3.13 gibt einen weiteren Aufschluss über die Spannungsverteilung. Es wird deutlich, dass die Hauptnormalspannung an den Positionen 1 (Plattenmitte) und 2 mit zunehmender dimensionsloser Last nichtlinear abnimmt. An der Position 3, im Eckbereich der Platte, stellt sich hingegen ein nahezu linearer Hauptspannungs-Last-Verlauf ein. Gemäß Moore [161] ist dieser Effekt auf die weiterhin linear ansteigenden Verformungen in den Eckbereichen der Platte zurückzuführen, während die Platte sich in Plattenmitte nichtlinear verformt.

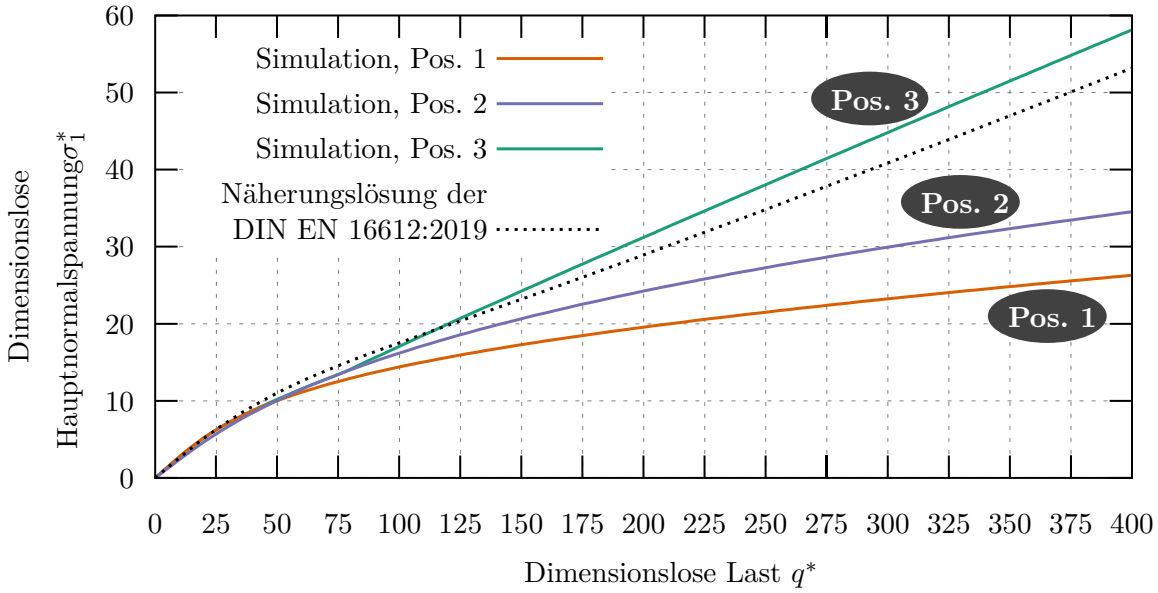


Abbildung 3.13: Dimensionslose Hauptnormalspannung σ^* an den Positionen 1, 2 und 3 aus FE-Berechnung und maximale dimensionslose Hauptnormalspannung $\sigma^*_{1,max}$ aus der Näherungslösung der DIN EN 16612:2019.

In der Abbildung 3.13 sind zudem die Ergebnisse aus der Näherungslösung der DIN EN 16612:2019 zur Berechnung der Hauptnormalspannung dargestellt. Mit dieser Näherungslösung wird ausschließlich die maximale Hauptnormalspannung berechnet, ohne die Lage auf der Platte zu berücksichtigen. Bei hohen Lasten überschätzen die Simulationsergebnisse die Näherungslösung um etwa 10 %. Die Ergebnisse der numerischen Simulation stimmen jedoch tendenziell gut mit der Näherungslösung der DIN EN 16612:2019 überein.

3.2.2.4 Einfluss der Auflagerbedingungen am Plattenrand

Eine hohe Herausforderung in der Praxis besteht darin, dass es nicht immer offensichtlich ist, welche Auflagerbedingungen am Plattenrand einer Verglasung vorherrschen. Je nach Art der Einbindung der Verglasung in den Glasfalz kann beispielsweise die Verdrehbarkeit begrenzt oder die Verschiebbarkeit in Richtung der Scheibenebene verhindert sein. Bei Mehrscheibenverglasungen spielt zudem die Anbindung der einzelnen Glasscheiben an den Randverbund eine wichtige Rolle [188].

Im Folgenden wird anhand von numerischen Simulationen die Sensitivität der Plattentragwirkung einer quadratischen Einscheibenverglasung auf die Auflagerbedingungen am Plattenrand diskutiert. Hierzu werden die maximalen Verformungen in der Plattenmitte, die Hauptspannungen und die Spannungsverteilungen bei verschiedenen Auflagerbedingungen berechnet und miteinander verglichen. Nachfolgend werden die in der Tabelle 3.1 zusammengefassten Auflagerbedingungen untersucht, wobei die Ergebnisse mit Auflagerbedingungen A bereits aus der Verifizierung im Abschnitt 3.2.2 bekannt sind.

Tabelle 3.1: Auflagerbedingungen am Plattenrand.

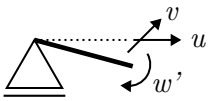
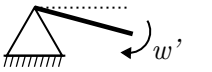
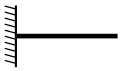
Auflagerbedingungen	Bezeichnung	Bewegungsmöglichkeit
A	verschieblich - gelenkig	
B	unverschieblich - gelenkig	
C	unverschieblich - eingespannt	

Abbildung 3.14 zeigt die berechneten dimensionslosen Verformungen in Plattenmitte für die untersuchten Auflagerbedingungen A bis C. Mit den Auflagerbedingungen A (verschieblich-gelenkig) stellen sich die größten Verformungen in der Plattenmitte ein. Die geringsten Verformungen in der Plattenmitte ergeben sich, wenn die Platte am Plattenrand eingespannt ist (Auflagerbedingungen C).

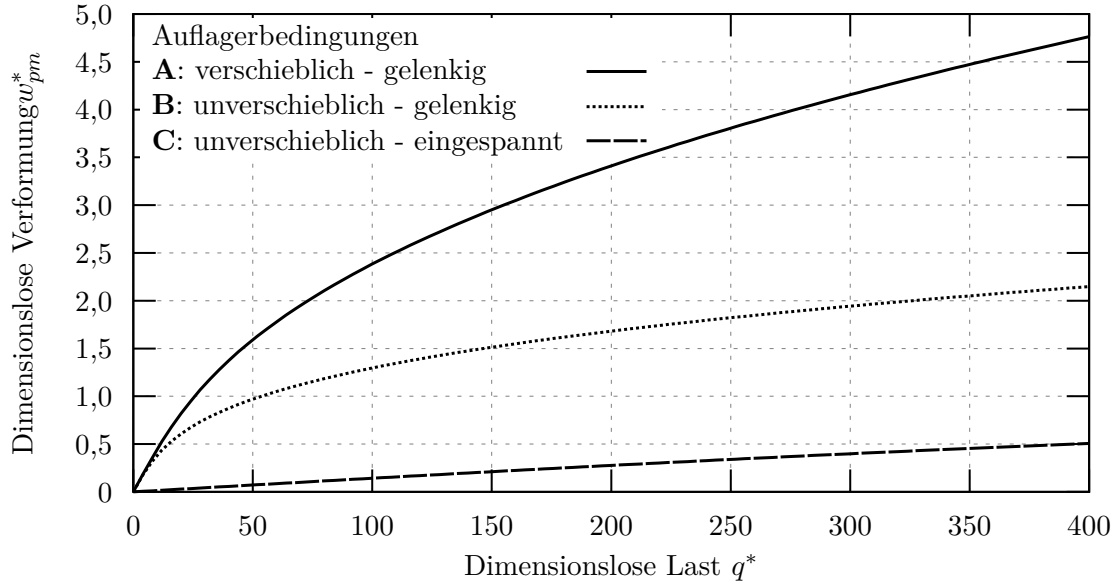
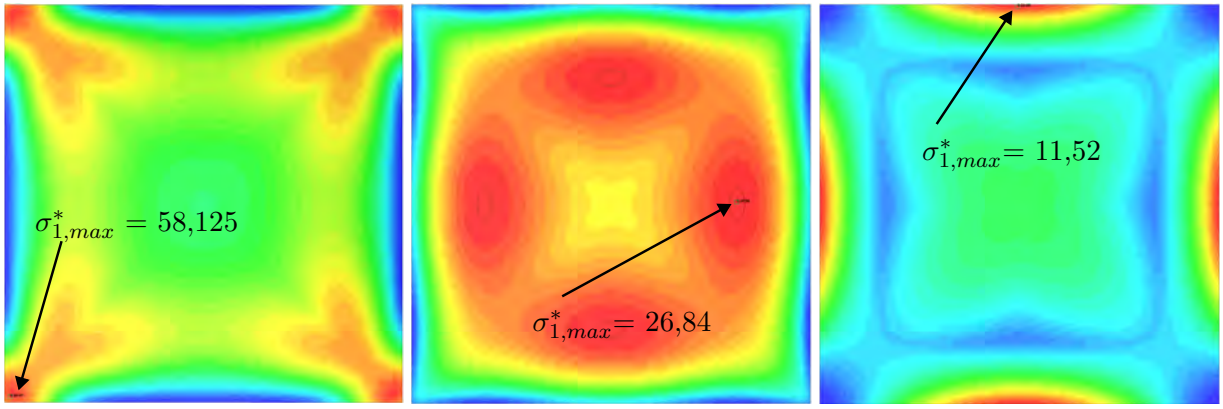


Abbildung 3.14: Dimensionslose Verformungen in der Plattenmitte einer quadratischen Platte bei verschiedenen Auflagerbedingungen.

Abbildung 3.16 zeigt die dazugehörigen Hauptnormalspannungsverteilungen in den FE-Modellen unter der dimensionslosen Flächenlast $q^* = 400$. Die Markierungen deuten jeweils die Lage der maximalen Hauptnormalspannung $\sigma^*_{1,max}$ an. Es können die folgenden Ergebnisse festgehalten werden:

- Bei den Auflagerbedingungen A (verschieblich-gelenkig) treten die maximale Hauptnormalspannungen in den Eckbereichen der Platte auf.
- Bei den Auflagerbedingungen B (unverschieblich-gelenkig) stellt sich die maximale Hauptnormalspannung in einem Abstand von 1/3 der Plattenbreite vom Plattenmittelpunkt ein. Die erreichte Maximalspannung ist dabei etwa 53,8% geringer als bei der Platte mit den Auflagerbedingungen A

- Die geringste maximale Hauptnormalspannung wird bei der Platte mit den Auflagerbedingungen C (unverschieblich-eingespannt) erreicht. Diese stellt sich direkt an der Randeinspannung ein und ist etwa 80 % geringer als bei den Auflagerbedingungen A.



a) b) c)

Abbildung 3.15: Lage der maximalen dimensionslosen Hauptnormalspannungen $\sigma^*_{1,max}$ auf einer quadratischen Platte mit einem a) verschieblich-gelenkigen, b) unverschieblich-gelenkigen und c) unverschieblich-eingespannten Plattenrand (dimensionslose Last q^*=400).

Die Spannungsverteilung und Verformungen von Einscheibenverglasungen können sich je nach den Auflagerbedingungen stark variieren. Bei der Platte mit den Auflagerbedingungen A (verschieblich-gelenkig) werden insgesamt deutlich höhere Hauptnormalspannungen erreicht als bei den Platten mit den Auflagerbedingungen B und C. Die geringsten Hauptnormalspannungen treten demnach in der Platte mit den Auflagerbedingungen C (unverschieblich-eingespannt) auf.

Zusammenfassend hängen die Spannungsverteilung und Verformungen von Einscheibenverglasungen maßgeblich von den Auflagerbedingungen ab, wobei bei einer verschieblich-gelenkigen Auflagerungen höhere Hauptnormalspannungen auftreten und unverschieblich-eingespannte Lagerungen die geringsten Spannungen bewirken.

3.2.2.5 Lastabtrag im Nachbruchzustand bei Glasscheiben mit Splitterschutzfolien

Wie im Abschnitt 3.2.1 erörtert, tragen Glasscheiben Lasten unter Ausbildung großer Verformungen sowohl durch Biege- als auch durch Membrantragwirkung ab. Sobald die kritische Hauptnormalspannung erreicht wird, tritt ein schlagartiger, spröder Bruch ein. Bei folienverstärkten Glasscheiben übernimmt im anschließenden Nachbruchzustand die Splitterschutzfolie die Lastabtragung. Idealerweise bleiben die Glasbruchstücke an der Folie haften, wodurch die Gefahr von Verletzungen verringert wird.

Nachfolgend soll auf die Tragwirkung von Splitterschutzfolien im Nachbruchzustand eingegangen werden. In der Abbildung 3.16 sind zwei mögliche Nachbruchzustände dargestellt, die sich je nach Belastungsrichtung wie folgt unterscheiden:

- Bei der **Belastungsrichtung A** (Abbildung 3.16a) befindet sich die Splitterschutzfolie auf der lastabgewandten Seite der Verglasung. Dies entspricht dem Standardfall, bei dem die Splitterschutzfolie auf der rauminnenseitigen Glasoberfläche angebracht ist und die Explosi-

onsbelastung von außen auf die Verglasung einwirkt.

Nach dem Glasbruch wirkt die Splitterschutzfolie auf der lastabgewandten Seite als Membran (Zugband), während die Bruchflächen der Glasbruchstücke an der belasteten Seite miteinander in Kontakt treten und dabei Druckspannungen auftreten. Ebenso ist ein Verhaken der rauen Bruchflächen möglich, wodurch Schubspannungen durch Reibung übertragen werden. Ähnlich wie beim Tension-Stiffening-Effekt im Stahlbetonbau können Zugkräfte in die anhaftenden Glasbruchstücke eingeleitet werden [24]. Erreicht ein Glasriss die Splitterschutzfolie, kann dort eine lokale Delamination des Glasbruchstückes auftreten (Abbildung 3.16a). Dies führt einerseits zu einer Reduktion der Bauteilsteifigkeit und andererseits dazu, dass sich Glasbruchstücke von der Folie ablösen. Zusammenfassend tragen bei Beanspruchungen in der Belastungsrichtung A die Glasbruchstücke zur Aufnahme der inneren Kräfte bei und erhöhen somit die Steifigkeit des Bauteils im Nachbruchzustand.

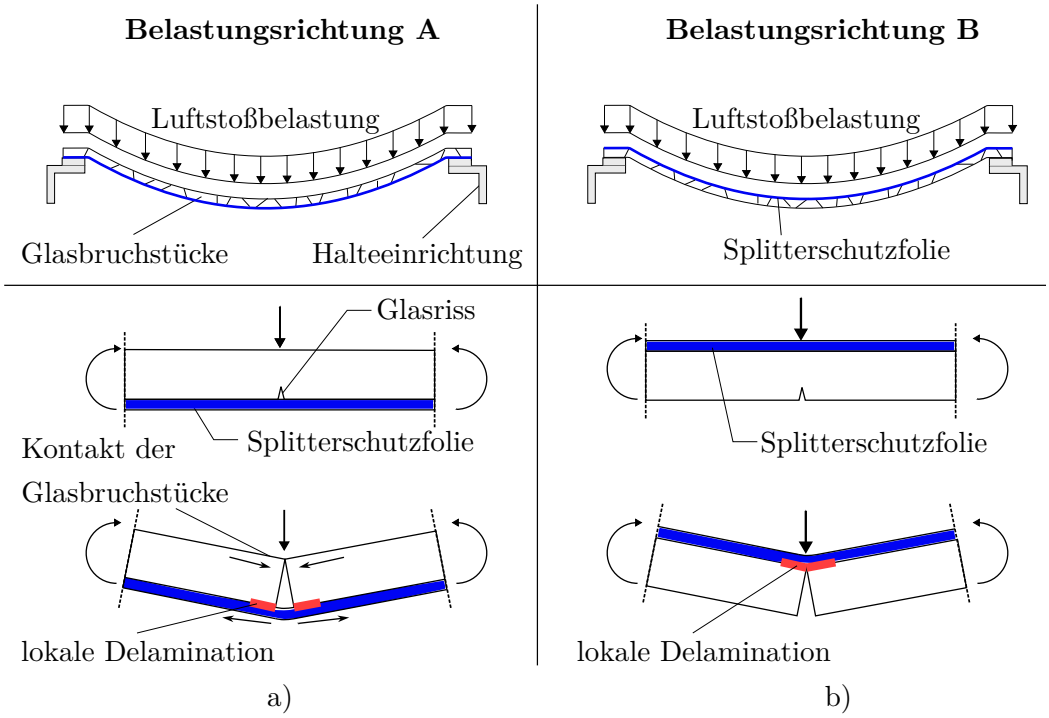


Abbildung 3.16: Lastabtrag der Splitterschutzfolie nach dem Glasbruch (Nachbruchzustand) bei verschiedenen Belastungsrichtungen.

- Bei der **Belastungsrichtung B** (Abbildung 3.16b) ist die Splitterschutzfolie auf der lastzugewandten Seite der Verglasung angeordnet. In diesem Fall ist die Splitterschutzfolie beispielsweise auf der äußeren Glasscheibe einer Zweischeiben-Isolierverglasung appliziert und wird direkt von der außen angreifenden Luftstoßwelle beansprucht.

  Nach dem Glasbruch erfolgt die Lastabtragung ausschließlich durch die Splitterschutzfolie durch eine Membrantragwirkung. Die Bruchflächen der Glasfragmente treten nicht in Kontakt, sondern klappen an den Bruchflächen weg. Sie tragen somit nicht zur Aufnahme der inneren Kräfte bei. Es kann zudem eine Delamination der Glasbruchstücke im Modus I auftreten (Abbildung 3.16b). Das Gesamtsystem verhält sich insgesamt weniger steif als bei Belastungen in der Belastungsrichtung A.

Einfluss der Randanbindung der Splitterschutzfolie auf das Nachbruchverhalten

Wie im vorherigen Abschnitt erläutert, ist die Ausbildung einer Membrantragwirkung eine zentrale Voraussetzung für die Wirksamkeit einer Splitterschutzfolie im Nachbruchzustand. Diese Membranwirkung kann sich jedoch nur dann vollständig entfalten, wenn eine kraftschlüssige Anbindung der Folie an den Glaskanten gegeben ist.

Nach aktuellem Wissensstand wurde die einzige bekannte experimentelle Untersuchung zur Wirksamkeit verschiedener Randanbindungen bei Splitterschutzfolien von Remennikov et al. [184] durchgeführt. Die Studie untersuchte die Eignung verschiedener Randanbindungsmethoden an Einscheibenverglasungen unter quasi-statischen Belastungen (mittels eines aufblasbaren Luftkissen). Die Randanbindung der Splitterschutzfolien erfolgte entweder durch Klemmen oder Kleben. Zusätzlich wurden Konfigurationen ohne Randanbindung sowie ohne Splitterschutzfolie untersucht. Die Belastung der Verglasung erfolgte in Belastungsrichtung A (Abbildung 3.16a).

Abbildung 3.17 zeigt die in der Studie von Remennikov et al. [184] gemessenen Last-Verformungs-Verläufe in Scheibenmitte. Bei allen vier erprobten Konfigurationen entsteht eine ähnliche Tragwirkung im ungebrochenen (elastischen) Zustand (Abbildung 3.17). Der Glasbruch tritt bei einer Flächenlast von etwa 15 kPa auf, wobei nur die Einscheibenverglasungen mit Splitterschutzfolien im Nachbruchzustand weiterhin Lasten aufnehmen können.

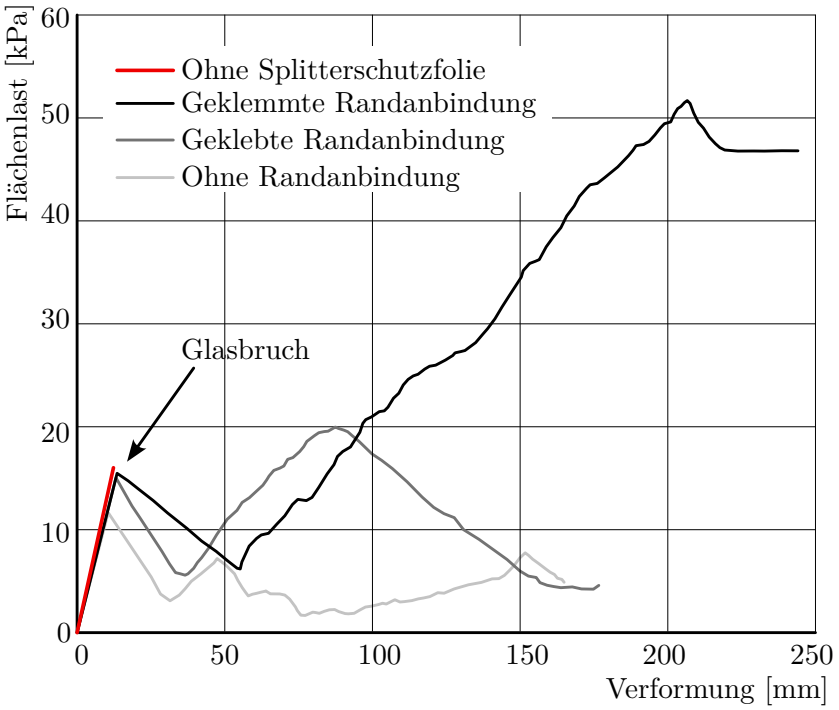


Abbildung 3.17: Last-Verformungs-Verläufe von Einscheibenverglasungen mit und ohne Splitterschutzfolien bei unterschiedlichen Randanbindungen der Folien, aus Remennikov et al. [184].

Die Tragwirkung im Nachbruchzustand variiert folgendermaßen je nach Art der Randanbindung:

- Bei der Splitterschutzfolie ohne Randanbindung wird das Tragverhalten hauptsächlich durch die in Kontakt tretenden Bruchflächen der Glasbruchstücke und durch den Tension-Stiffening-Effekt aufgebaut. Im Nachbruchzustand kann etwa die Hälfte der Flächenlast im Vergleich

zum ungebrochenen Zustand aufgenommen werden.

- Bei der Splitterschutzfolie mit geklebter Randanbindung wird das Tragverhalten durch eine sich aufbauende Membrantragwirkung der Folie unterstützt. Im Nachbruchzustand kann etwa eine um 30 % höhere Belastung im Vergleich zum ungebrochenen Zustand aufgenommen werden.
- Bei der Splitterschutzfolie mit geklemmter Randanbindung wird das Tragverhalten ebenfalls durch eine sich aufbauende Membrantragwirkung der Folie unterstützt. Im Nachbruchzustand kann etwa eine um 330 % höhere Belastung im Vergleich zum ungebrochenen Zustand aufgenommen werden.

Ein zentrales Ziel beim Explosionsschutz besteht darin, zu verhindern, dass die Splitterschutzfolie im Nachbruchzustand vom Fensterrahmen abreißt und mit anhaftenden Glasbruchstücken in den Schutzbereich geschleudert wird. Wie in diesem Abschnitt dargelegt, ist hierfür eine geeignete, kraftschlüssige Randanbindung erforderlich, da sie die Ausbildung einer Membrantragwirkung ermöglicht, welche die Lasttragfähigkeit der Folie im Nachbruchzustand erheblich steigert.

3.2.3 Grundlagen zum Lastabtrag von Zweischeiben-Isolierverglasungen

Moderne Fenster werden fast ausschließlich mit Mehrscheiben-Isolierverglasungen ausgestattet. Im Vergleich zu herkömmlichen Einscheibenverglasungen ermöglichen Mehrscheibenverglasungen einen deutlich geringeren Wärmedurchgang. Dieser resultiert aus dem luftdicht abgeschlossenen Scheibenzwischenraum (SZR), der mit Edelgasen wie Argon oder Krypton gefüllt ist.

Wie nachfolgend erörtert, spielt das luftdicht eingeschlossene Gasvolumen nicht nur für den Wärmedurchgang, sondern auch für die Lastabtragung der Verglasung eine entscheidende Rolle. Beanspruchungen, wie beispielsweise aus Wind, Schnee oder Temperatur, werden dabei durch das eingeschlossene Gasvolumen anteilig auf mehrere Glasscheiben verteilt. Der beschriebene Effekt wird in der Literatur als „Koppeleffekt“ (*engl. load sharing*) beziehungsweise als „Kisseneffekt“ bezeichnet.

Koppeleffekt unter statischen Lasten

Um den Koppeleffekt unter statischen Lasten zu erläutern, zeigt die Abbildung 3.18 das System einer Zweischeiben-Isolierverglasung im unbelasteten und belasteten Zustand.

Im unbelasteten Zustand (Abbildung 3.18a) herrscht im Scheibenzwischenraum (SZR) der Innendruck p_0 im Gasvolumen V_0 vor. Der Innendruck entspricht dabei dem atmosphärischen Umgebungsluftdruck. Das Gasvolumen ist zwischen dem umlaufenden Randverbund und den beiden Glasscheiben eingeschlossen (Abbildung 3.3). Sobald die Glasscheibe 1 durch eine äußere Last q_{ext} belastet wird (Abbildung 3.18b), beginnt sie sich zu verformen. Hierdurch wird das eingeschlossene Gasvolumen im SZR komprimiert und der Innendruck im SZR steigt an. Der Druckanstieg im Gasvolumen führt zur Belastung der Glasscheibe 2, das sich ebenso verformt. Der Innendruck sinkt anschließend, bis sich das Gleichgewicht einstellt.

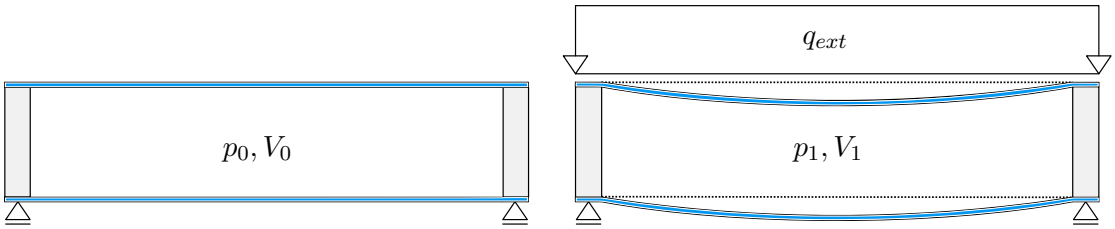


Abbildung 3.18: Koppeleffekt infolge äußerer Belastung a) unbelastete Zweischeiben-Isolierverglasung, b) belastete Zweischeiben-Isolierverglasung.

Zusammengefasst bewirkt der luftdicht abgeschlossene Scheibenzwischenraum einer Zweischeiben-Isolierverglasung, dass eine von außen einwirkende Flächenlast q_{ext} anteilig auf beide Glasscheiben verteilt wird. Wie nachfolgend anhand des normativen Berechnungsverfahrens für den Koppeleffekt erörtert, hängt die Lastverteilung von der Biegesteifigkeit der Glasscheiben ab.

Normatives Berechnungsverfahren für den Koppeleffekt

Zur Berücksichtigung des Koppeleffektes bei der Bemessung von Mehrscheiben-Isoliergläsern existieren in den normativen Regelwerken verschiedene Berechnungsverfahren. Ein Vergleich der normativen Berechnungsverfahren in Europa, den USA und Australien findet sich in Morse und Norville [163]. Die amerikanische Norm ASTM E1300-2016 [10] und die australische Norm AS 1288.2-2006 [9] verwenden die Methode der kubischen Dicken [163]. Einflüsse aus der nichtlinearen Verformung der Glasscheiben (vergleiche Abschnitt 3.2.1) unter hohen Verformungen werden hierbei vernachlässigt.

Das Verfahren der DIN EN 16612:2019 [61] beruht auf einer linearisierten Lösung zur Berechnung der Druckänderung im Scheibenzwischenraum [76, 196]. Die anteiligen Lasten q_1 auf die Glasscheibe 1 und q_2 auf die Glasscheibe 2 werden dabei berechnet durch:

$$q_1 = q_{ext}\,(\delta_1 + \varphi\delta_2)\,; \qquad q_2 = q_{ext}\,(1-\varphi)\,\delta_2 \tag{3.3}$$

Als Hilfsgrößen werden die sogenannten *relativen Biegesteifigkeiten* δ_1 und δ_2 der beiden Glasscheiben eingeführt. Für eine Zweischeiben-Isolierverglasung mit den Glasdicken $t_{g,1}$ und $t_{g,2}$ ergeben sich die relativen Biegesteifigkeiten zu:

$$\delta_1 = \frac{{t_{g,1}}^3}{{t_{g,1}}^3 + {t_{g,2}}^3}; \qquad \delta_2 = \frac{{t_{g,2}}^3}{{t_{g,1}}^3 + {t_{g,2}}^3} = 1 - \delta_1 \tag{3.4}$$

Für die relativen Biegesteifigkeiten gilt $\delta_1 = \delta_2 = 0{,}5$, wenn beide Glasscheiben gleich dick sind ($t_{g,1} = t_{g,2} = h$).

Als zweite Hilfsgröße zur Berechnung der anteiligen Lasten wird der *Isolierglas-Faktor* φ eingeführt. Dieser berücksichtigt die verformungsbedingte Volumenänderung im Scheibenzwischenraum unter der äußeren Last und ist abhängig von:

- den Glasdicken $t_{g,1}$ und $t_{g,2}$,
- der Länge der kürzeren Kante der Verglasung a_g,
- der Verformung der Glasscheiben unter der Last und
- dem Abstand zwischen den Glasscheiben d_s im Scheibenzwischenraum.

Zur Berechnung des Isolierglas-Faktors sei auf die Ausführungen in der DIN EN 16612:2019 [61]

verwiesen. Anhand von Beispielberechnungen mit dem normativen Verfahren soll im Folgenden der Einfluss der Abmessungen der Verglasung auf die anteilige Lastverteilung aufgezeigt werden.

Einflussgrößen auf die Lastverteilung

Abbildung 3.19 zeigt die berechnete Lastverteilung gemäß dem Berechnungsverfahren der DIN EN 16612:2019 für drei verschiedene quadratische Zweischeiben-Isolierverglasungen. Die betrachteten Spannweiten s_g betragen 0,5 m, 1,0 m und 1,5 m. Der Scheibenabstand d_s beträgt 20 mm und beide Glasscheiben sind gleich dick. Die anteiligen dimensionslosen Lasten q_1^* und q_2^* auf die Glasscheiben 1 und 2 werden berechnet, indem die dimensionslose äußere Last q_{ext}^* schrittweise bis zu einem Wert von 300 erhöht wird.

Aus Abbildung 3.19 kann entnommen werden, dass sich bei einer Spannweite von $s_g = 0{,}5\,\text{m}$ die äußere Flächenlast ungleichmäßig auf beide Glasscheiben aufteilt. Je nach Höhe der Flächenlast nimmt die direkt belastete Glasscheibe 1 zwischen 64 % und 75 % der Lasten auf. Mit der Vergrößerung der Spannweite s_g erfolgt hingegen eine zunehmend gleichmäßige Aufteilung der äußeren Flächenlast auf beide Glasscheiben.

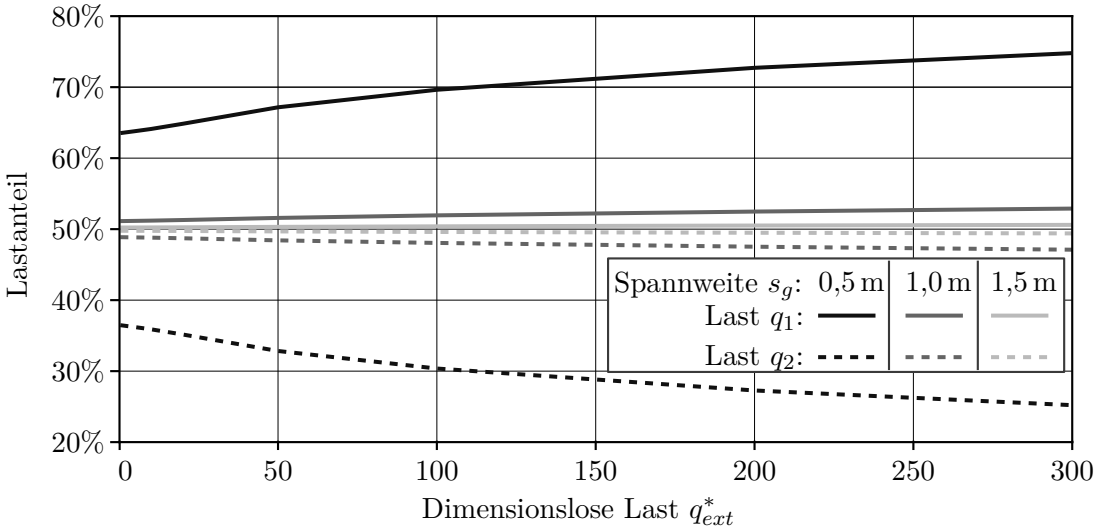


Abbildung 3.19: Anteilige Lasten q_1 und q_2 bei unterschiedlichen Abmessungen einer quadratischen Zweischeiben-Isolierverglasung.

Entscheidend für die Lastverteilung ist die Steifigkeit der Glasscheiben, die mit dem Isolierglas-Faktor φ in Gleichung 3.3 berücksichtigt wird. Es gilt:

- Für Glasscheiben mit geringer Steifigkeit (z. B. hohe Spannweite oder geringe Glasdicke) tendiert der Isolierglas-Faktor φ gegen Null. Die äußere Flächenlast wird somit in gleichen Anteilen von den beiden Glasscheiben abgetragen: $q_1^* = q_2^* = 0,5 q_{ext}^*$.
- Für den Extremfall einer sehr hohen Steifigkeit der Glasscheiben (z. B. geringe Spannweite oder hohe Glasdicke) tendiert der Isolierglas-Faktor φ gegen einen Wert von 1,0. Eingesetzt in Gleichung 3.3 ergeben sich anteilige Lasten von $q_1 \approx q_{ext}^*$ und $q_2^* \approx 0$. Nahezu die gesamte äußere Last wird somit von der Glasscheibe getragen, die direkt beansprucht wird.

Zusammenfassend ist die anteilige Lastverteilung auf mehrere Glasscheiben von der Spannweite und Glasdicke der einzelnen Glasscheiben abhängig. Zudem wird sie auch vom Abstand zwischen den

Glasscheiben im Scheibenzwischenraum bestimmt. Bei Verglasungen mit einer geringen Spannweite (hohe Steifigkeit) trägt die direkt von der äußeren Last beanspruchte Glasscheibe einen höheren Lastanteil ab als die übrigen Glasscheiben der Verglasung. Die Verringerung des Abstandes zwischen den Glasscheiben bewirkt ebenso eine Erhöhung der Steifigkeit.

3.2.4 Numerische Simulation des Koppeleffekts unter dynamischen Lasten

Bislang wurden nur wenige numerische Studien zum Koppeleffekt unter dynamischen Lasten durchgeführt. Morison [162] schlägt beispielsweise den Einsatz von Mehrmassen-Schwingersystemen (MMS) vor, um Mehrscheibenverglasungen unter Luftstoßbelastung zu modellieren. Die Transformation des Plattentragwerks in ein MMS-Modell muss dabei so gestaltet werden, dass weiterhin die Ähnlichkeit zum ursprünglichen Tragsystem gewährleistet ist. Hierzu sind Transformationsfaktoren für Last, Masse und Widerstand erforderlich. Die Luftschichten mit Scheibenzwischenraum werden durch Federbettungen nachgebildet. Die konkrete Umsetzung dieses Ansatzes wird in Morison [162] nicht weiterverfolgt.

Bedon et al. [18] untersuchten mittels numerischer Simulationen das Verhalten von Dreischeiben-Isolierverglasungen unter Explosionsbelastungen. Die zugrundeliegende numerische Modellierungsstrategie basiert auf den Ansätzen aus Bedon und Amadio [16], wobei die eingeschlossenen Gasvolumina als luftgefüllte Hohlräume (Luftkissen) modelliert werden. Die konkreten Lastverteilungen auf die Einzelglasscheiben der Mehrfachverglasung wurden in der Studie nicht analysiert. Stattdessen wurde lediglich die globale Reaktion betrachtet.

Um die Lastverteilung bei luftstoßbelasteten Zweischeiben-Isolierverglasung zu untersuchen werden nachfolgend numerische Simulationen an einer quadratischen Zweischeiben-Isolierverglasung durchgeführt, welche die Lastverteilung auf die einzelnen Glasscheiben betrachtet.

Abbildung 3.20 zeigt die Systemskizze des untersuchten Systems. Die Verglasung besteht aus zwei quadratischen Glasscheiben mit einer Spannweite von 1,0 m und einer Glasdicke von 4 mm. Der Abstand zwischen den Glasscheiben beträgt 20 mm und wird über einen gelenkig an die Platten angeschlossenen Randverbund hergestellt. Um den Koppeleffekt abzubilden, werden zwei Modellvarianten untersucht:

- **Modellvariante A (Gasvolumen):** Die Lastverteilung wird explizit durch ein Gasvolumen abgebildet, welches bei der Verformung der Glasscheiben komprimiert wird. Das Gasvolumen wird durch Volumenelemente mit einer Euler'schen Formulierung diskretisiert.
- **Modellvariante B (Lastverteilung):** Die Lastverteilung wird über anteilige Flächenlasten auf beide Glasscheiben abgebildet. Es wird kein Gasvolumen modelliert. Der vereinfachte Lastansatz orientiert sich am normativen Berechnungsverfahren der DIN EN 16612:2019 [61].

Auf das System wird eine als Dreiecksimpuls modellierte Flächenlast $p(t)$ mit einem maximalen Lastwert von 10 kPa bei einer Belastungsdauer von 10 ms aufgebracht (Abbildung 3.20a).

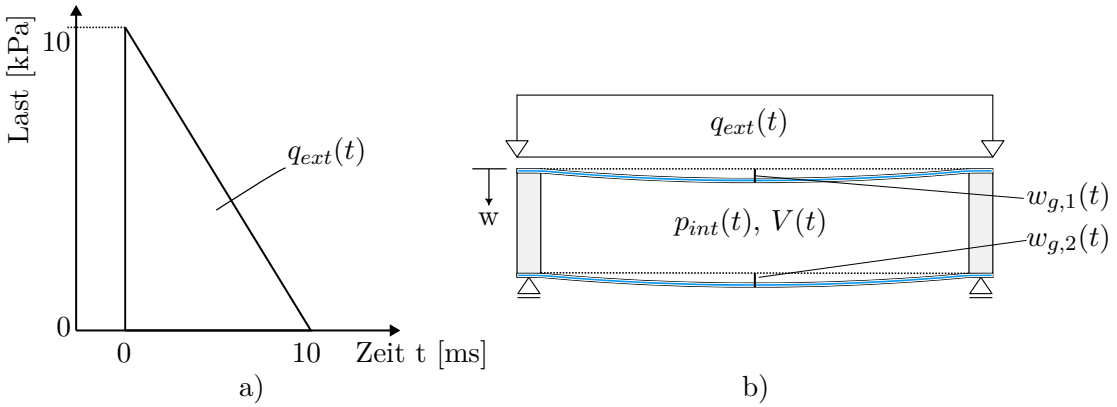


Abbildung 3.20: a) Dreiecksimpuls und b) Systemskizze der untersuchten Zweischeiben-Isolierverglasung.

Die Ergebnisse der Simulationen fließen in die Modellierungsstrategie des Gesamtsystems des Fensters im Kapitel 7 ein.

Modellierungsstrategie zur Simulation des Koppeleffektes

Abbildung 3.21a zeigt das implementierte numerische Modell der Zweischeiben-Isolierverglasung mit Gasvolumen. Die Modellierung der Glasscheiben erfolgt analog zu den Ausführungen im Abschnitt 3.2.2.1. Hierzu werden die Glasscheiben mit vollintegrierten Schalenelementen (*ELFORM 16*) mit 5 Integrationspunkten über die Scheibendicke diskretisiert. Die Vernetzung erfolgt entsprechend den Ergebnissen der Konvergenzstudie (Abbildung 3.8) mit einer Netzweite von 10 mm. Für den Werkstoff Glas wird ein linear-elastisches Werkstoffmodell mit dem Elastizitätsmodul $E = 70\,000$ MPa und der Querverformungszahl $\upsilon = 0{,}23$ verwendet (vgl. Angaben zu thermisch entspanntem Flachglas in der Tabelle 2.1). Die Glasscheiben sind umlaufend an den Glaskanten mit den Auflagerbedingungen A (verschieblich-gelenkig; Tabelle 3.1) aufgelagert.

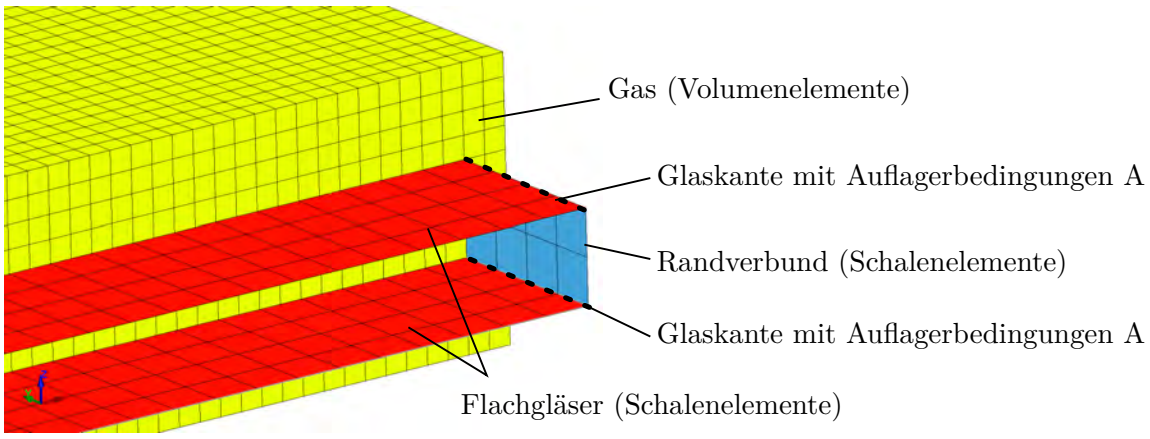


Abbildung 3.21: Freigeschnittenes numerisches Modell der Modellvariante A zur Simulation des Koppeleffektes mit explizit abgebildetem Gasvolumen.

Der umlaufende Randverbund der Zweischeiben-Isolierverglasung (vergleiche Abbildung 3.12) wird ebenso mit vollintegrierten Schalenelementen der Dicke 4 mm diskretisiert. Die Anbindung der Glasscheiben an den Randverbund erfolgt gelenkig mittels der LS-DYNA Kontaktformulierung `*TIED_NODES_TO_SURFACE` (TNS). Mit den angeordneten Gelenken wird die Rotation der Glasscheibe

um die Kante des Randverbundes ermöglicht.

Bei der Simulation in der **Modellvariante A** (Gasvolumen) wird explizit die Fluid-Struktur-Interaktion (FSI) zwischen den Schalenelementen der Verglasung (LAGRANGE'sche Formulierung) und der Gasfüllung abgebildet. Die Vernetzung des Gasvolumens erfolgt in einer EULER'schen Formulierung mit unterintegrierten Hexaeder-Volumenelementen (ELFORM = 11). Die Netzweite beträgt 5 mm, sodass mindestens 4 Volumenelemente über die Dicke von 20 mm des Scheibenzwischenraums generiert werden.

Wichtig bei der Modellierung des Gasvolumens ist, dass das unbewegliche EULER-Netz des Gasvolumens größer ist als die zu erwartenden Verformungen der Verglasung (Abbildung 3.21). Hierdurch wird gewährleistet, dass sich die Fluid-Struktur-Interaktion zwischen den Schalenelementen der Verglasung und dem Gasvolumen zu jedem Zeitpunkt stattfinden kann. In dem hier betrachteten Fall wird die Größe des Gasvolumens so gewählt, dass dieses quer zur Spannrichtung der Glasscheiben um 20 mm größer ist als die Höhe der Verglasung.

Die Materialformulierung für das Gas erfolgt analog zu den Ausführungen in XIAO et al. [228]. Es werden die Materialeigenschaften von Luft mit einer Dichte von 1,255 kg/m^3 herangezogen. Das ideale Gas wird mit der folgenden linearen Zustandsgleichung (EOS) abgebildet:

$$p = e(\gamma - 1)(\mu + 1). \tag{3.5}$$

Der volumetrische Parameter $\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1$ in Gleichung 3.5 beschreibt die Volumenänderung über das Verhältnis der Gasdichte ρ_0 im Ausgangszustand und der aktuellen Gasdichte ρ. Die interne Energie e pro Referenzvolumen gibt die vorherrschende Energie des Systems im Ausgangszustand an. Für Luft beträgt der Isentropenexponent $\gamma = 1{,}4$.

Die Zustandsgleichung wird mit dem folgenden Polynom abgebildet:

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)e. \tag{3.6}$$

Die Koeffizienten (C_0 bis C_6) werden so gewählt, dass sie die lineare Formulierung in Gleichung 3.5 wiedergeben. Dies wird erreicht, indem die Koeffizienten $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ und $C_4 = C_5 = (\gamma - 1)$ gesetzt werden.

In der **Modellvariante B** (Lastverteilung) wird das Modell ohne Gasvolumen modelliert. Die Lasten werden analog zum normativen Verfahren der DIN EN 16612:2019 in gleichen Anteilen auf die beiden Glasscheiben aufgebracht: $q_1(t) = q_2(t) = 0,5q(t))$.

Ergebnisse der Simulationen und Ersatzlastansatz

Abbildung 3.22 zeigt die berechneten Verformungs-Zeit-Verläufe in der Scheibenmitte aus den numerischen Simulationen der Modellvarianten A und B. Die Verformung der Glasscheibe 1 ist mit $w_{G,1}$ und Verformung der Glasscheibe 2 mit $w_{G,2}$ gekennzeichnet.

In Modellvariante A (Gasvolumen) ergibt die Simulation eine gleichmäßige Verformung an den beiden Glasscheiben (Abbildung 3.22). Beide Glasscheiben werden unter dem ersten Stoß jeweils um etwa 17 mm ausgelenkt. Auch in den weiteren Oszillationen werden an beiden Glasscheiben ähnliche Auslenkungen erreicht.

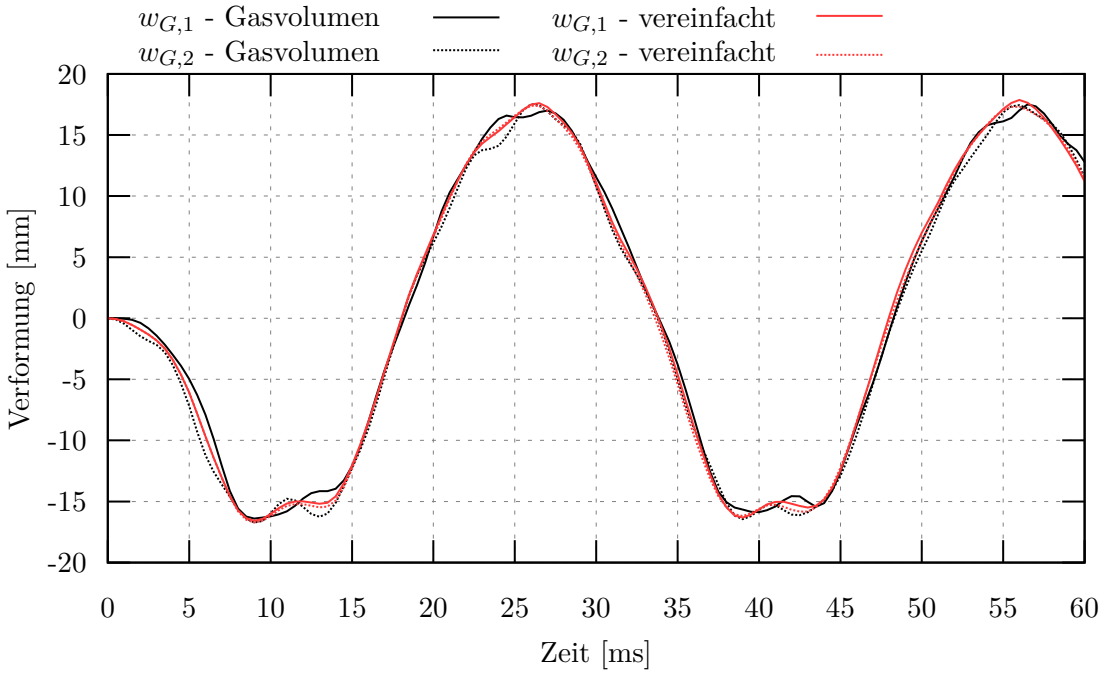


Abbildung 3.22: Verformungs-Zeit-Verläufe in der Plattenmitte mit der Modellvariante A (Gasvolumen) und Modellvariante B (Lastverteilung).

Die Ergebnisse der Simulation mit dem explizit abgebildeten Gasvolumen (Modellvariante A) deuten darauf hin, dass sich die äußere Last aufgrund des Druckanstieges im eingeschlossenen Gasvolumen nahezu gleichmäßig auf beide Glasscheiben verteilt hat. Diese Beobachtung wird durch den Vergleich der Verformungs-Zeit-Verläufe der Modellvariante A (Gasvolumen) mit den Verformungs-Zeit-Verläufen aus der Simulation der Modellvariante B (Lastverteilung) bestätigt, bei der die Lastaufteilung gleichmäßig erfolgt. Die Verformungs-Zeit-Verläufe der Modellvariante A und B stimmen sehr gut überein.

Zusammenfassend lassen die durchgeführten numerischen Simulationen des Koppeleffektes an einer Zweischeiben-Isolierverglasung schlussfolgern, dass ein vereinfachter Ansatz der Lastverteilung umgesetzt werden kann (Modellvariante B), um den Koppeleffekt unter Luftstoßbeanspruchungen abzubilden. Die Flächenlast wird dabei in gleichmäßigen Anteilen auf die beiden Glasscheiben verteilt. Für die numerische Simulation eines Fensters als Gesamtsystem kann diese Methode den Rechenaufwand deutlich reduzieren, denn es ist keine komplexe Fluid-Struktur-Interaktion mehr abzubilden. In dieser Arbeit wird der Koppeleffekt in der numerischen Simulation (Kapitel 5) durch den beschriebenen Ansatz der Lastverteilung berücksichtigt.

3.3 Tragmechanismen des Flügel- und Blendrahmens

In der gängigen Praxis werden die Fensterrahmen von sprengwirkungshemmenden Fenstern meist so ausgelegt, dass sie die Widerstandsfähigkeit der Verglasung übertreffen [153]. Dies wird durch die Wahl besonders tragfähiger Fensterrahmen aus Stahl und Sicherheitsbeschläge erreicht. Konventionelle Fensterrahmen sind dagegen überwiegend für relativ geringe statische Beanspruchungen aus Eigengewicht, Wind und Schnee ausgelegt.

Um potenzielle Schwachstellen von konventionellen Fensterrahmen aufzuzeigen, wird in den folgenden zwei Abschnitten auf die Tragmechanismen der Rahmenkonstruktion eines einflügeligen Fensters eingegangen. Als Beanspruchung wird eine statische Flächenlast angenommen, die in der Belastungsrichtung der Explosionslast senkrecht auf die Fensterfläche einwirkt. Abschnitt 3.3.1 behandelt den Lastabtrag von der Verglasung auf den Flügelrahmen. Der Abschnitt 3.3.2 geht auf den Lastabtrag vom Flügelrahmen auf den Blendrahmen und die Lastweiterleitung von den Fensterverankerungen in das Primärbauteil (Wand) ein. Die erörterten Tragmechanismen des Flügel- und Blendrahmens unter statischer Belastung unterstützen bei der Beurteilung der Systemantwort unter dynamischer Luftstoßbelastung.

3.3.1 Lastabtrag des Flügelrahmens

Die Verglasung eines Fensters stellt in der Regel die größte Oberfläche eines Fensters dar, die durch eine Flächenlast beispielsweise aus Wind oder einem Luftstoß beansprucht wird. Die belastete Fläche des Fensterrahmens ist im Vergleich dazu relativ klein.

Abbildung 3.23 zeigt den belasteten Flügelrahmen in einer isometrischen Ansicht sowie einen Querschnitt durch das Fenster. Nachfolgend wird davon ausgegangen, dass die Verglasung nicht unter der einwirken Flächenlast bricht, sondern intakt bleibt. Sie ist gelenkig in den Flügelrahmen eingebunden und überträgt die Flächenlast quer zur Spannrichtung auf den Flügelrahmen (in z-Richtung, Abbildung 3.23).

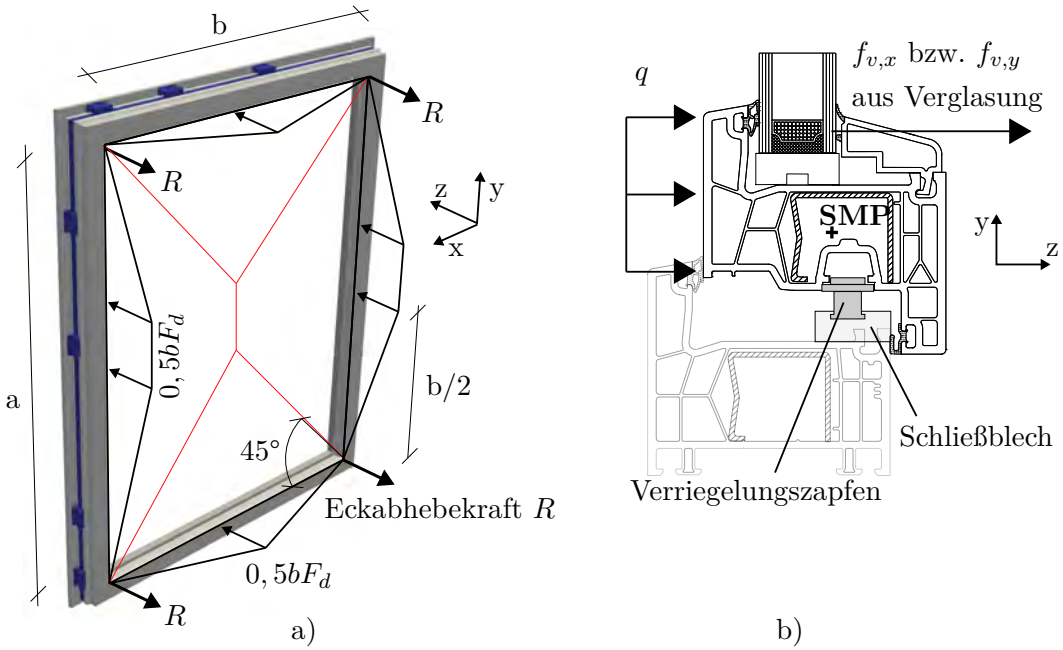


Abbildung 3.23: Lastabtrag von der Verglasung auf den Fensterflügel; a) isometrische Ansicht, b) Querschnitt durch das Fenster.

Die Auflagerkräfte der belasteten Verglasung (Abbildung 3.23a) können näherungsweise mit Methoden der Plattenstatik für kleine Verformungen abgeschätzt werden [154]. Ein Standardverfahren besteht darin, die Plattenfläche in Trapeze und Dreiecke zu zerlegen und die Lastanteile der Gesamtlast F_d den einzelnen Plattenkanten zuzuordnen (Abbildung 3.23a). Die Zerlegungswinkel werden

aus den Auflagerbedingungen am Flügelrahmen bestimmt. Unter der Annahme, dass umlaufend eine gleichartige Auflagerung vorliegt, beträgt der Zerlegungswinkel 45°. Aufgrund von Drillmomenten in der Verglasung entstehen zudem in den Eckbereichen des Flügelrahmens Eckabhebekräfte R. Die Höhe der Eckabhebekräfte R hängt vom Seitenverhältnis a/b der Verglasung ab.

Aus Abbildung 3.23b ist erkennbar, dass die Auflagerkräfte aus der Verglasung über den Glaseinstand im Glasfalz in den Flügelrahmen eingeleitet werden. Zusätzlich wirkt auf die Oberfläche des Flügelrahmens eine Flächenlast q. Bei beiden Lastanteilen verlaufen die Wirkungslinien der eingeleiteten Kräfte nicht durch den Schubmittelpunkt (SMP) des Querschnitts, sondern außerhalb davon. Diese exzentrische Krafteinleitung führt zu einer Torsion des Flügelrahmen-Querschnitts.

Ein weiterer Aspekt des Tragsystems, der eine Exzentrizität erzeugt, ist die Befestigung des Flügelrahmens am Blendrahmen. Diese erfolgt durch Verriegelungszapfen und Schließbleche (Abbildung 3.23b), die in unregelmäßigen Abständen am Blend- und Flügelrahmen angeordnet sind (vergleiche ebenso Abbildung 3.4). Aufgrund der Position der Verriegelungszapfen, die außerhalb des Schubmittelpunktes des Flügelrahmens liegen, ergibt sich eine exzentrische Lagerung des Rahmens. Die unregelmäßige Anordnung der Befestigungspunkte führt zu asymmetrischen Verteilung der Schnittkräfte im System.

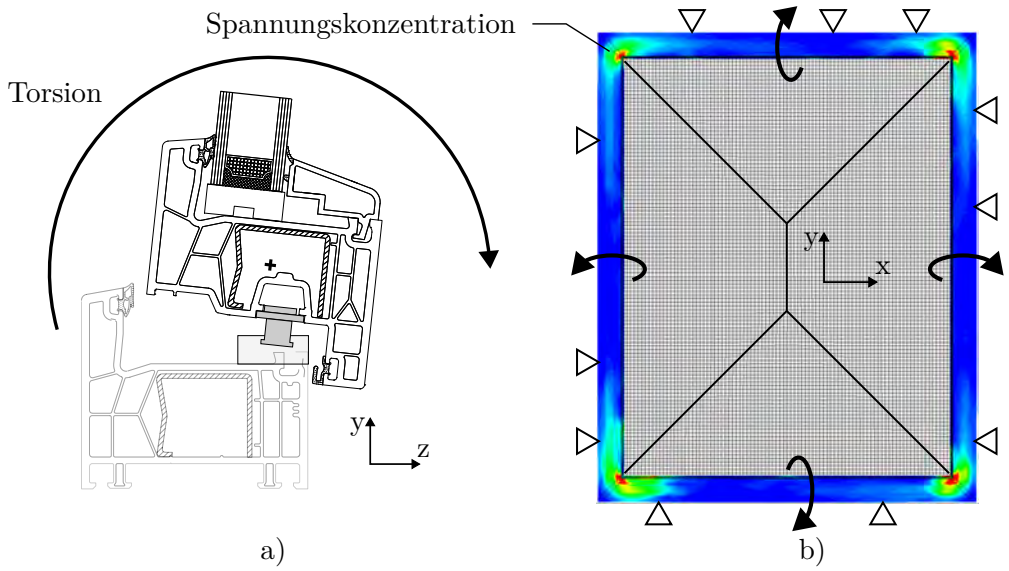


Abbildung 3.24: a) Torsion des Flügelrahmens unter der Belastung, b) von Mises-Spannung im Flügelrahmen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der Flügelrahmen sowohl außermittig belastet als auch außermittig aufgelagert ist. Diese exzentrische Belastung und Lagerung führen dazu, dass im Rahmensystem Torsionsmomente entstehen (Abbildung 3.24a), die insbesondere in den Eckbereichen des Rahmens aufgenommen werden müssen. Da Fensterrahmenprofile in der Regel nicht wölbfrei sind, können diese unter dem Torsionsmoment sowohl Biegung als auch Verwindung erfahren. Es entsteht Wölbkrafttorsion, die Schubspannungen und Normalspannungen im Querschnitt hervorrufen.

Abbildung 3.24b zeigt die von Mises-Spannungen, die durch numerische Simulation an einem Flügelrahmen mit Verglasung ermittelt wurden. Bezüglich der bei der Berechnung umgesetzten Modellierungsstrategie wird auf das Kapitel 7 verweisen. Die durchgeführte Simulation verdeutlicht, dass unter der aufgebrachten Flächenlast ausgeprägte Spannungskonzentrationen in den Rahmene-

cken auftreten. Der Spannungsverlauf lässt annehmen, dass bei Überlastung das Versagen Rahmens an den Rahmeneckverbindungen zu erwarten ist.

3.3.2 Lastabtrag des Blendrahmens

Der Lastabtrag vom Flügelrahmen auf den Blendrahmen erfolgt an den Verriegelungszapfen (Abbildung 3.25), die in die am Blendrahmen befestigten Schließbleche eingehakt sind. Die einwirkenden Einzelkräfte hängen von der Krafteinleitung aus der Verglasung in den Flügelrahmen, den Eckabhebekräften, der direkt auf den Blendrahmen wirkenden Flächenlast und der Anordnung der Schließbleche (Abstände) ab. Zudem wirkt die Flächenlast q direkt auf die Oberfläche des Flügelrahmens ein.

Da sowohl der Lasteintrag als auch die Verankerung außermittig zum Flächenschwerpunkt des Rahmens erfolgen (Abbildung 3.25), treten ebenso am Blendrahmen Torsionsmomente auf. Die Torsionsmomente werden über die Rahmeneckverbindungen abgetragen, wobei sich an den Rahmenecken Schub- und Biegespannungen konzentrieren. Bei Überlastung ist ein beginnendes Versagen des Rahmens an den Rahmeneckverbindungen zu erwarten.

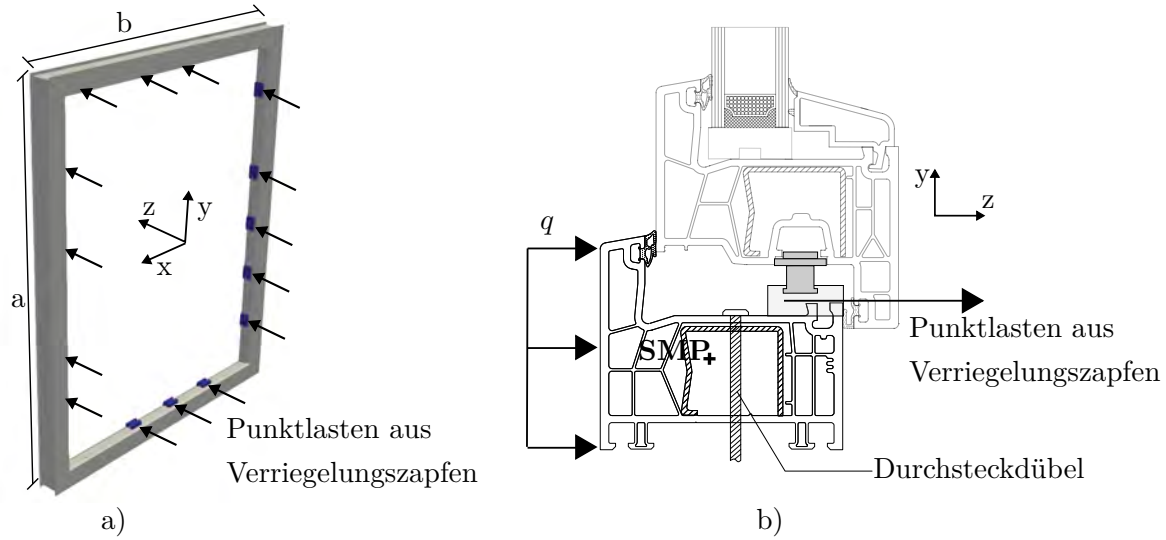


Abbildung 3.25: a) Lastabtrag von der Verglasung auf den Fensterflügel; b) angenommene Auflagerkräfte aus der Verglasung.

3.4 Zusammenfassung

Das Kapitel 3 befasste sich mit der mechanischen Beschreibung der Strukturantwort eines Kunststofffensters unter Flächenbelastungen. Der Fokus lag auf dem System eines einflügeligen Kunststofffensters mit einer Zweischeiben-Isolierverglasung und einem Drehkippflügel. Nach der Diskussion der konstruktiven Eigenschaften der individuellen Fensterkomponenten wurde auf deren Tragmechanismen eingegangen.

Zunächst wurde der Lastabtrag einer Einscheibenverglasung unter Flächenlasten betrachtet. Dieser ist geprägt durch geometrisch nichtlineare Effekte, die bei großen Verformungen des extrem schlanken Plattentragwerk auftreten. Es bildet sich eine Kombination aus Biege- und Membrantragwirkung, die

zu einer nichtlinearen Verformungs-Last-Beziehung und einer nichtlinearen Hauptnormalspannungs-Last-Beziehung führt.

Das vorgestellte numerische Modell einer Einscheibenverglasung wurde mit der Näherungslösung der DIN EN 16612:2019 anhand der Verformung in der Plattenmitte, der Volumenänderung durch Verformung und der maximalen Hauptnormalspannung verifiziert. Mit einer Netzweite für das numerische Modell von 10 mm stimmen die Ergebnisse der numerischen Berechnung und der normativen Näherungslösung gut überein.

Ein weiterer Untersuchungsgegenstand bestand darin, die Auflagerbedingungen am Rand der Einscheibenverglasung zu variieren. Die Ergebnisse der durchgeführten numerischen Simulationen für unterschiedliche Auflagerbedingungen am Plattenrand (verschieblich-gelenkig, unverschieblich-gelenkig und unverschieblich-eingespannt) zeigen deutlich, dass diese einen großen Einfluss auf die Tragwirkung einer Einfachverglasung haben. Bei der numerischen Modellierung einer Verglasung ist daher ein besonderes Augenmerk auf die Wahl geeigneter Auflagerbedingungen zu legen. So ist die Einbindung der Verglasung in den Glasfalz möglichst detailliert abzubilden. Bei Mehrscheibenverglasungen ist zusätzlich auf eine geeignete Anbindung an den Randverbund zu achten.

Eine im Rahmen dieser Dissertation untersuchte Ertüchtigungsmaßnahme besteht in der Applikation von Splitterschutzfolien auf die Verglasung. Derartige folienverstärkte Verglasungen können im Nachbruchzustand eine Resttragfähigkeit aufweisen. Diese wird durch die in Kontakt stehenden, auf der Folie anhaftenden Glasbruchstücke, dem Tension-Stiffening-Effekt und die Randanbindung der Folie bestimmt. Im Rahmen der theoretischen Überlegungen wurde zudem herausgestellt, dass das Verhältnis zwischen der Belastungsrichtung und der Lage der Splitterschutzfolie auf der Glasscheibe eine Rolle für die Resttragfähigkeit einnimmt. Befindet sich die Folie auf der lastabgewandten Seite, kann sich im Nachbruchzustand ein steiferes Tragsystem ausbilden als auf der lastzugewandten Seite.

Ein weiteres Kernelement dieses Kapitels war die Beschreibung des Koppeleffektes bei Zweischeiben-Isolierverglasungen. Ausgehend von einer numerischen Simulation der Fluid-Struktur-Interaktion im Luftbereich des Scheibenzwischenraumes wurde ein Ersatzlastansatz entwickelt. Dieser beschreibt die Lastaufteilung der externen Last auf die beiden Glasscheiben und wird auf in der Simulation des Gesamtmodells des Fensters im Kapitel 7 angewendet.

Zuletzt wurde auf die Lastabtragung vom Flügel- zum Blendrahmen eingegangen. Anhand von analytischen Überlegungen und numerischen Simulationen wurde gezeigt, dass die angreifende Flächenlast eine Torsionsbeanspruchung in den Rahmenprofilen hervorruft. Die Rahmenprofile sind dabei in der Regel nicht wölbfrei, wodurch Wölbkrafttorsion hervorgerufen wird. Besonders hohe Spannungen treten an den Rahmenecken auf, die als potenzielle Schwachstellen in der Tragstruktur identifiziert werden können.

Auf Basis der in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnisse können gezielt Verstärkungsmaßnahmen zur Erhöhung der Tragfähigkeit der Fensterkonstruktion entwickelt werden. Darüber hinaus unterstützen die Ausführungen bei der Analyse der Versuchsergebnisse aus den Stoßrohrversuchen im Kapitel 5 und bei der numerischen Modellierung der Fenster im Kapitel 7.

4 Fenster und Verglasungen unter Luftstoßeinwirkung

Explosivstoffe können je nach Zusammensetzung auf unterschiedliche Weise chemisch umgesetzt werden (explodieren). Die wichtigsten Arten der Umsetzung sind Abbrand, Deflagration und Detonation [126]. Sie unterscheiden sich in der Umsetzungsgeschwindigkeit [92] und in ihren Auswirkungen auf die Umgebung [207].

Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich Einwirkungen aus Detonationen betrachtet. Eine Detonation ist eine spezielle Art von chemischer Explosion, die bei der Zündung fester Sprengstoffe wie Trinitrotoluol (TNT) oder Pentaerythrityltetranitrat (PETN) entsteht. Die chemischen Reaktionen bei einer Detonation laufen immer mit Überschallgeschwindigkeit ab [126].

Im folgenden Abschnitt 4.1 wird auf die grundlegenden Eigenschaften einer Detonation eingegangen, soweit dies für das Verständnis dieser Arbeit erforderlich ist. Dazu gehören der Ablauf einer Detonation, die ungehinderte Ausbreitung einer Luftdruckwelle, das Skalierungsgesetz, das Konzept der TNT-Äquivalenz und Methoden zur Berechnung der Detonationsbelastung. Die experimentelle und numerische Untersuchung von Bauteilen unter Detonationsbeanspruchung erfordert darüber hinaus ein vertieftes Verständnis der Reflexionsvorgänge von Luftstoßwellen an Bauwerken. Hierzu wird im Abschnitt 4.1.5 die Reflexion an Objekten, wie z. B. an der Fassade eines Gebäudes, behandelt.

Neben den Einwirkungen auf die Fassade werden in diesem Kapitel auch die Auswirkungen eines Luftstoßes auf Gebäude behandelt. Abschnitt 4.2 diskutiert die Schadensanfälligkeit von Fenstern und Verglasungen unter Auswertung zahlreicher Versuche aus der Literatur. Abschnitt 4.3 geht schließlich auf Herausforderungen bei der Prüfung des Luftstoßwiderstandes in Stoßrohrversuchen.

Das Kapitel 4 bildet eine Grundlage für die Planung, Durchführung und Bewertung der in Kapitel 5 vorgestellten Stoßrohrversuche an ertüchtigten Kunststofffenstern.

4.1 Grundlegende Eigenschaften einer Detonation

Nachfolgend werden die grundlegenden Eigenschaften einer Detonation erörtert.

4.1.1 Ablauf einer Detonation

Die Abbildung 4.1 zeigt schematisch den Ablauf der Detonation einer ideal kugelförmigen Sprengladung in freier Luft. Der Ablauf wird üblicherweise in drei Phasen unterteilt [106, 207, 220]:

Phase 1: Im Moment der Zündung wird die gebundene chemische Energie innerhalb von Mikrosekunden in kinetische Energie umgewandelt. Dies führt zu einer raschen Volumenausdehnung der Reaktionsprodukte, begleitet von einem Temperatur- und Druckanstieg. Die Reaktionsprodukte (Schwaden) breiten sich mit Überschallgeschwindigkeit radial in den Luftraum aus (Abbildung 4.1a).

Phase 2: Durch die rasche Expansion der Reaktionsprodukte entsteht eine Luftstoßwelle (engl. „blast wave“) (Abbildung 4.1b). Sie erreicht anfänglich eine Geschwindigkeit von bis zu 10 000 m/s (ca. 30-fache Schallgeschwindigkeit) [207]. In der unmittelbaren Nähe zum Explosionsursprung stellen sich dabei an der Stoßfront extrem hohe Überdrücke von bis zu 100 000 kPa ein. Der Anstieg vom Atmosphärendruck zum erzeugten Überdruck vollzieht sich an der Stoßfront extrem rasch innerhalb von wenigen Mikrosekunden [91].

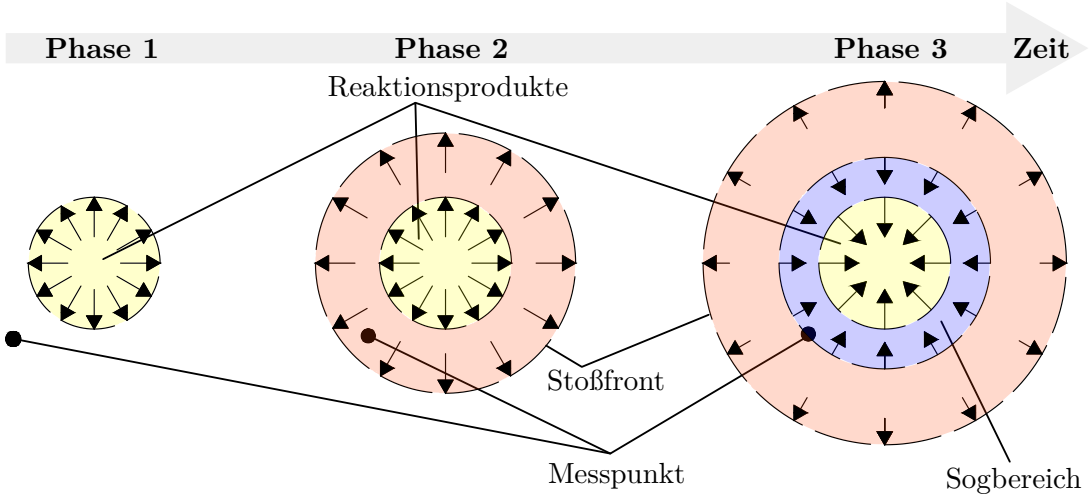


Abbildung 4.1: Sphärische Ausbreitung einer Luftstoßwelle im Freifeld in Anlehnung an Henrych [106].

Phase 3: Allmählich nehmen Druck und Geschwindigkeit im Bereich des Explosionsursprungs wieder ab und die Ausbreitung der Luftstoßwelle entkoppelt sich von der Ausbreitung der Reaktionsprodukte. Der Schwadendruck sinkt dabei zunächst bis auf den Atmosphärendruck ab, anschließend stellt sich aufgrund von Massenträgheitseffekten ein Unterdruck ein (Abbildung 4.1c). Dadurch bildet sich eine Unterdruckphase in der Luftstoßwelle aus. Schließlich erfolgt ein allmählicher Wechsel zwischen Überdruck- und Unterdruckphase, bis sich wieder der ursprüngliche Luftdruck einstellt.

Im Folgenden wird auf die ungehinderte Ausbreitung einer Luftstoßwelle eingegangen, bei der die Ausbreitung frei im Luftraum erfolgt.

4.1.2 Ungehinderte Ausbreitung einer Luftstoßwelle

Abbildung 4.2 zeigt qualitativ den Druck-Zeit-Verlauf $p(t)$ einer Luftstoßwelle, die sich ungehindert durch einen Luftraum ausbreitet und auf den in der Abbildung 4.1 markierten fiktiven Messpunkt auftrifft. Da keine Reflexionen auftreten, handelt es sich um den einfallenden Druck-Zeit-Verlauf. Die Ankunftszeit t_0 bezeichnet die Zeit zwischen der Detonation und dem Zeitpunkt, zu dem

die Luftstoßwelle den fiktiven Messpunkt erreicht. Mit dem Eintreffen steigt der Druck innerhalb weniger Mikrosekunden vom Atmosphärendruck p_0 auf einen Spitzenwert an. Anschließend nimmt der Druck über die Dauer der Überdruckphase t_d wieder ab und erreicht schließlich erneut den Atmosphärendruck p_0. Nach der Überdruckphase folgt die zeitlich deutlich längere Unterdruckphase der Luftstoßwelle. Der Wechsel zwischen Überdruck- und Unterdruckphase kann mehrmals auftreten, wobei der Druck allmählich abnimmt und sich schließlich wieder auf den Atmosphärendruck stabilisiert.

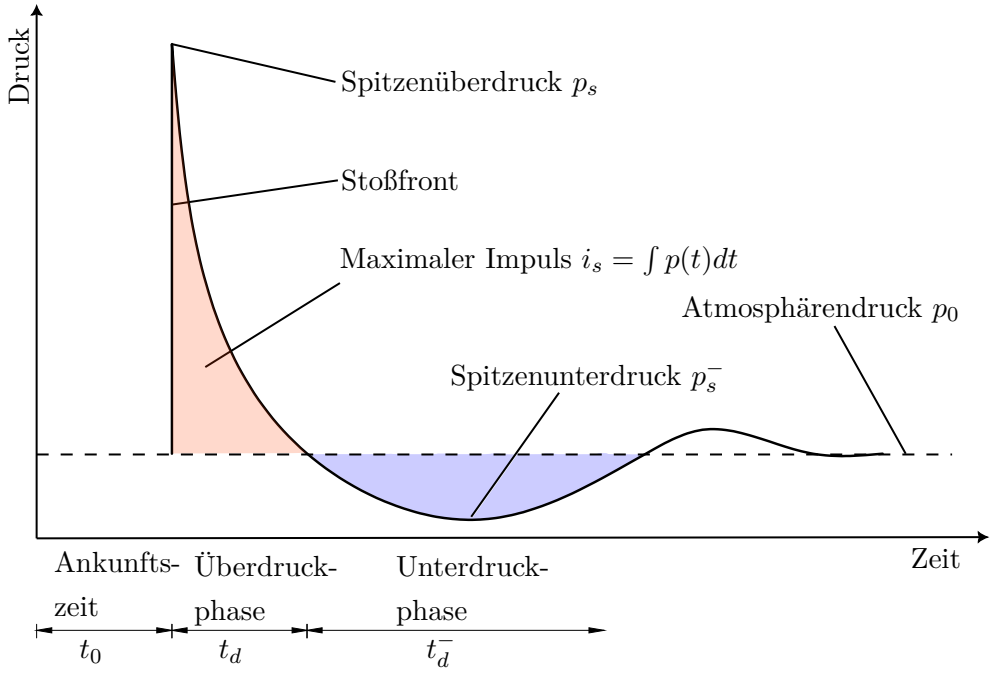


Abbildung 4.2: Druck-Zeit-Verlauf $p(t)$ einer Luftstoßwelle (qualitativ), in Anlehnung an UFC 3-340-01 [213].

Belastungen auf Bauwerke werden nur durch Druckdifferenzen erzeugt. Das bedeutet, die für die Auslegung relevanten Belastungen ergeben sich aus der Differenz zwischen dem aktuellen vorherrschenden Luftdruck und dem Atmosphärendruck p_0. Als relevante Parameter für die Charakterisierung einer Luftstoßwelle gelten dabei der Spitzenüberdruck p_s und der maximale Impuls i_s.

Der maximale (spezifische) Impuls i_s des Luftstoßes wird durch die Integration des Überdruck-Zeit-Verlaufs $p(t)$ über die Dauer der Überdruckphase berechnet:

$$i_s = \int_{t_0}^{t_d} p(t)dt. \tag{4.1}$$

Idealisierung des Überdruck-Zeit-Verlaufes

Zur Idealisierung des Überdruck-Zeit-Verlaufes einer Detonation gibt es verschiedene Ansätze. Ein vereinfachter Ansatz besteht darin, die Unterdruckphase des Luftstoßes zu vernachlässigen und die Überdruckphase durch einen Dreiecksimpuls abzubilden (Abbildung 4.3). Die äquivalente Dauer t_d* des Dreiecksimpulses wird berechnet durch:

$$t_d* = 2i_s/p_s. \tag{4.2}$$

Der Dreiecksimpuls $p_{d,s}(t)$ des einfallenden Luftstoßes wird berechnet durch:

$$p_{d,s}(t) = \begin{cases} p_s \left(1 - \frac{t}{t_d*}\right) & \text{für } t \leq t_d* \\ 0 & \text{für } t > t_d* \end{cases}. \tag{4.3}$$

Krauthammer und Altenberg [132] sowie Teich [207] zeigen, dass bei Tragwerken mit niedrigen Eigenfrequenzen die Unterdruckphase einen entscheidenden Einfluss auf die Strukturantwort haben kann. Dies gilt insbesondere für Fenster- und Fassadenkonstruktionen sowie für Membran-Tragwerke. Der vereinfachte Ansatz mit einem Dreiecksimpuls ist somit nur bedingt ausreichend, um das Bauteilverhalten unter Explosionsbelastung abzubilden.

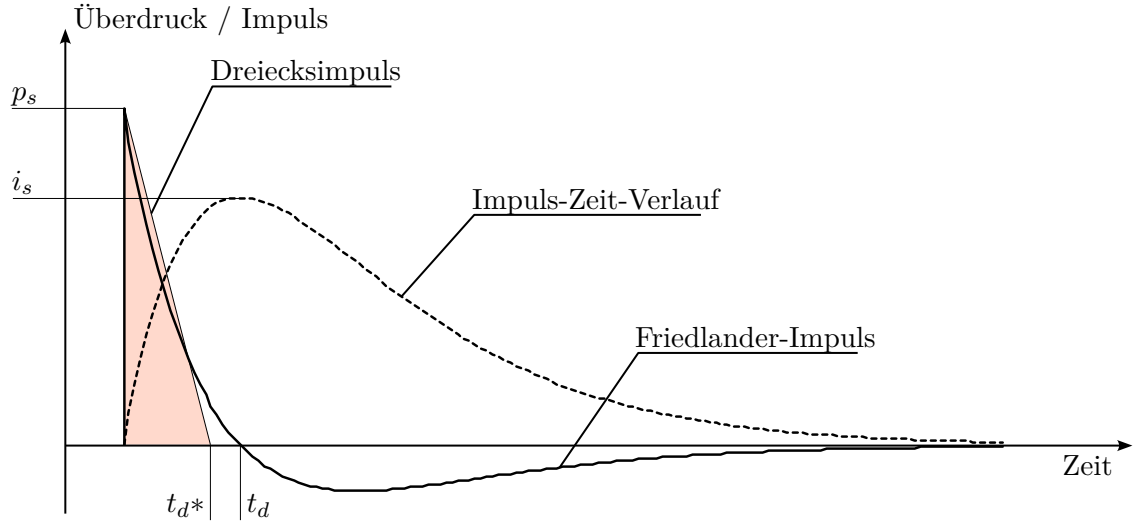


Abbildung 4.3: Idealisierung des Überdruck-Zeit-Verlaufes mit einem Dreiecksimpuls und einem Friedlander-Impuls.

Eine Möglichkeit, sowohl die Überdruckphase des Luftstoßes als auch die Unterdruckphase zu approximieren, bietet der exponentielle Ansatz nach Friedlander [87]. Der Friedlander-Impuls $p_{f,s}(t)$ des einfallenden Luftstoßes wird bestimmt durch:

$$p_{f,s}(t) = p_s \left(1 - \frac{t}{t_d}\right) e^{-\alpha t / t_d}. \tag{4.4}$$

Der Formparameter α steuert die Form des Friedlander-Impulses und beeinflusst damit sowohl die Höhe des maximalen Impulses i_s als auch die Ausprägung der Unterdruckphase. Geeignete Formparameter für die Berechnung von Leichtbaukonstruktionen werden in Teich [207] hergeleitet.

4.1.3 Skalierungsgesetz, TNT-Äquivalenz und Ladungsform

Zur Beschreibung der funktionalen Zusammenhänge zwischen den Eigenschaften einer Luftstoßbelastung und dem Abstand zum Ort der Detonation wird meist auf das Hopkinson-Cranz-Skalierungsgesetz [109, 48] zurückgegriffen. Das Skalierungsgesetz beruht auf der Beobachtung, dass die Detonation eines Explosivstoffes der Masse W_1 im Abstand R_1 den gleichen Überdruck erzeugt, wie die Detonation eines Explosivstoffes der Masse W_2 im Abstand R_2 [134]. Demnach verhalten sich die Abstände vom Detonationsort, in denen der gleiche Druck herrscht, wie die dritten Wurzeln aus den Massen der detonierenden Sprengstoffladungen. Der skalierte Abstand Z wird hierbei berechnet

durch:

$$Z = \frac{R_1}{W_1^{1/3}} = \frac{R_2}{W_2^{1/3}}. \tag{4.5}$$

Der Explosivstoff Trinitrotoluol (TNT) wird häufig als Standard- beziehungsweise als Referenzexplosivstoff verwendet. Um das Skalierungsgesetz aus Gleichung 4.5 auch auf andere Sprengstoffe als TNT anwenden zu können, wird der sogenannte TNT-Äquivalenzfaktor eingeführt [227]. Äquivalenzfaktoren zur Umrechnung der Masse des Explosivstoffes werden beispielsweise von Krauthammer [134], Wharton et al. [222] und Xiao et al. [227] angegeben. Einige charakteristische Werte sind in der Tabelle 4.1 zusammengefasst. Die TNT-Äquivalenzfaktoren können sich für die Kennwerte des Druckes und Impulses unterscheiden.

Tabelle 4.1: TNT-Äquivalente von Explosivstoffe auf der Grundlage von Druck und Impuls bei Freifeldausbreitungen [134].

Explosivstoff	Druck	Impuls
TNT	1,00	1,00
PETN	1,27	-
Pentolite	1,42	1,00
ANFO	0,82	-

Experimente [224] und numerische Simulationen [195] zeigen, dass neben der Art des Explosivstoffes auch dessen Form und der Zündungspunkt einen wesentlichen Einfluss auf die Ausbreitung der Luftstoßwelle haben können. Dies ist beispielsweise bei zylinderförmigen Sprengladungen der Fall [204, 175, 115, 169, 209, 197, 110, 194, 229].

Bei zylinderförmigen Sprengladungen breitet sich die Luftstoßwelle nicht mehr wie bei kugelförmigen Sprengladungen gleichmäßig in alle Richtungen aus, sondern in Abhängigkeit von den Längen- und Breitenverhältnissen des Zylinders. Besonders groß ist der Unterschied zur kugelförmigen Ausbreitung im Nahbereich vom Explosionsursprung [229]. Nach einer gewissen Entfernung vom Explosionsursprung klingt der Effekt ab und es stellt sich eine annähernd kugelförmige Ausbreitung ein [134].

4.1.3.1 Kontakt-, Nah- und Ferndetonation

Zur Unterscheidung der Belastungsszenarien und der damit verbundenen Schutzstrategien wird in der Literatur in der Regel zwischen Kontakt-, Nah- und Ferndetonationen differenziert (Abbildung 4.4).

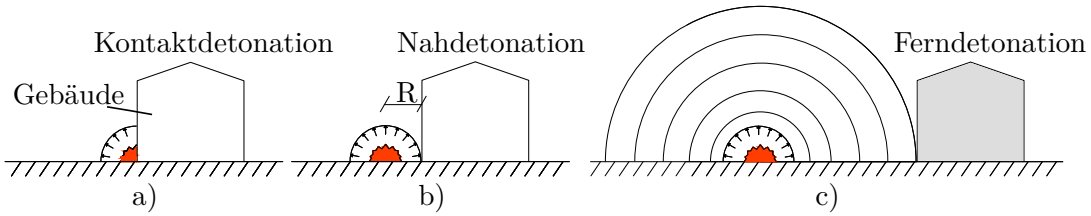


Abbildung 4.4: Explosionsszenarien in Anlehnung an TM 5-855-1 [211] a) Kontaktdetonation, qb) Nahdetonation und c) Ferndetonation.

In dieser Arbeit werden ausschließlich Einwirkungen aus Ferndetonationen behandelt (Abbildung 4.4c). Für die Prinzipien von Kontakt- und Nahdetonationen (Abbildung 4.4a und b) sei

auf die Literatur verwiesen, beispielsweise auf [93, 103, 92, 126, 157]. Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass Kontakt- und Nahdetonationen lokal extrem hohe Drücke an der Oberfläche und im Bauteil erzeugen, die zu lokalen Schädigungen führen können. So können Detonationen im Nahfeld selbst dicke Stahlbetonbauteile unter dem Einsatz geringer Explosivstoffmengen durchschlagen [112].

Bei Ferndetonationen ist davon auszugehen, dass sich die Luftstoßwelle bereits so weit sphärisch ausgedehnt hat, dass sie annähernd mit einer geometrisch ebenen Stoßfront auf das Gebäude einwirkt. Dies führt zu einer großflächigen Belastung der Gebäudehülle. In der ingenieurmäßigen Abgrenzung wird ab einem skalierten Abstand $Z > 0{,}5\,\mathrm{m/kg^{1/3}}$ von einer Ferndetonation gesprochen [150].

4.1.4 Abschätzen der Intensität einer Detonationsbelastung

Zur Abschätzung der wesentlichen Explosionskenngrößen (Spitzenüberdruck, maximaler Impuls und Dauer der Überdruckphase) stehen verschiedene empirische Verfahren zur Verfügung. Empirische Verfahren, wie von Kingery und Bulmash [125] sowie Kinney und Graham [126], wurden aus den Messergebnissen einer Vielzahl von Sprengversuchen abgeleitet. Die wichtigsten Eingangsparameter sind die Masse W des Explosivstoffes und der Abstand R des betrachteten Objektes vom Explosionsursprung. Die Eingangsparameter werden üblicherweise mit der Gleichung 4.5 als den skalierten Abstand Z ausgedrückt.

In der Abbildung 4.5 sind die mit dem empirischen Verfahren nach Kingery und Bulmash [125] berechneten Explosionskenngrößen für verschiedene skalierte Abstände dargestellt. Der Spitzenüberdruck und der maximale Impuls nehmen mit zunehmendem Abstand vom Explosionsursprung ab. Die Dauer der Überdruckphase und die Ankunftszeit nehmen hingegen zu.

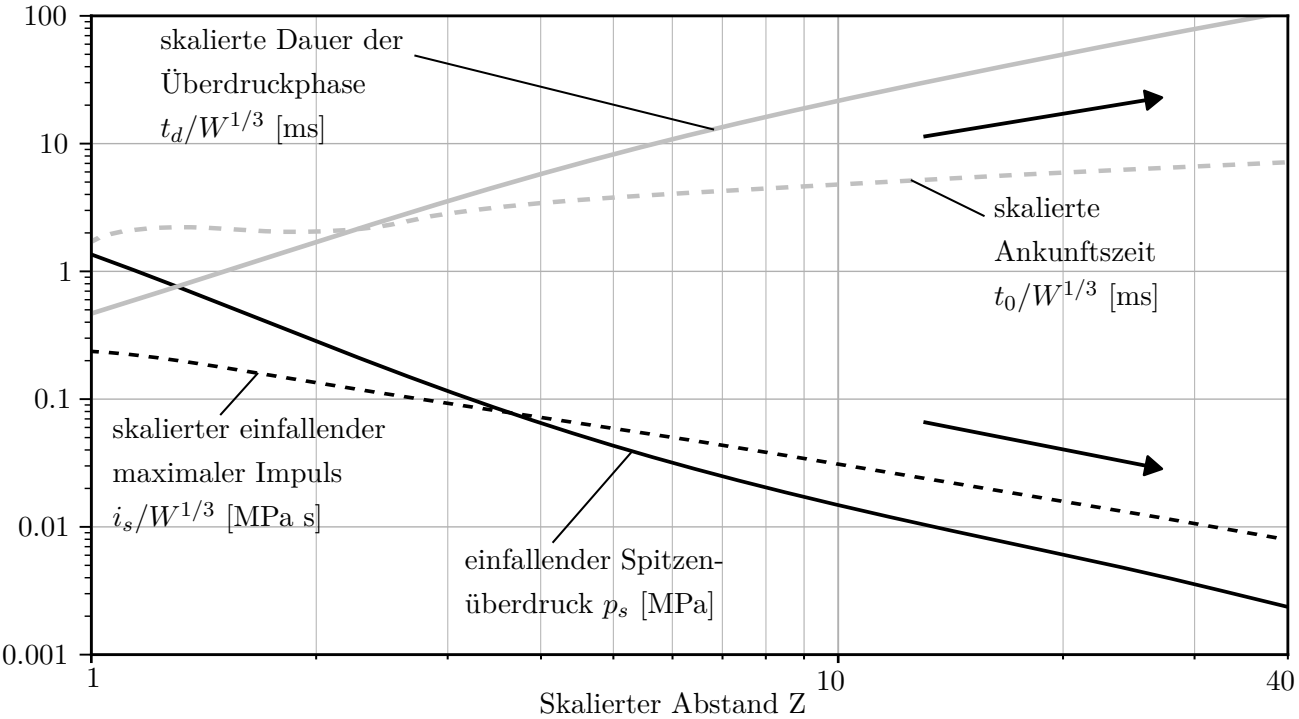


Abbildung 4.5: Explosionskenngrößen nach Kingery und Bulmash [125] für eine hemisphärische Detonation bei verschiedenen skalierten Abständen.

Empirische Verfahren haben den Vorteil, dass sie rasch eine grobe Abschätzung der Intensität von Explosionsbelastungen ermöglichen. Hierdurch können etwaige „Worst-Case“-Szenarien ermittelt werden. Ein wesentlicher Nachteil der empirischen Verfahren ist, dass sie nur für bestimmte einfache Fälle gültig sind, insbesondere für die kugelförmige oder halbkugelförmige Ausbreitung der Luftstoßwelle bei Ferndetonationen.

Sobald eine Luftstoßwelle auf ein Objekt trifft, wird sie an diesem reflektiert und teilweise umgelenkt. Wie im folgenden Abschnitt gezeigt wird, sind empirische Verfahren nicht immer in der Lage, alle derartigen Wechselwirkungen zwischen Luftstoßwelle und Objekten zutreffend abzubilden.

4.1.5 Wechselwirkung einer Luftstoßwelle mit Objekten

Die bisher erörterten Vorgänge beschreiben die freie Ausbreitung von Luftstoßwellen im Luftraum. Die Luftstoßwelle breitet sich dabei frei in alle Richtungen aus und wird lediglich geometrisch gedämpft, indem sich die Energie fortschreitend über eine immer größere Oberfläche verteilt.

Im Folgenden wird auf die Wechselwirkung einer Luftstoßwelle mit einem Objekt eingegangen, an der sie abrupt abgebremst, komprimiert und reflektiert wird [22]. Je nach Größe und Form des Objektes können zudem weitere komplexe Strömungsphänomene zwischen der Luftstoßwelle und dem Objekt auftreten (z. B. turbulentes Umströmen).

Abbildung 4.6 zeigt die qualitativen Verläufe einer ungehinderten Luftstoßwelle und einer an der Oberfläche reflektierten Luftstoßwelle. Der reflektierte Überdruck-Zeit-Verlauf ist für die Bemessung von Bauteilen gegen Luftstoßbelastungen [92] relevant, da er die an der Oberfläche effektiv wirkende Druckbelastung beschreibt. Bei der Reflexion an der Oberfläche treten deutlich höhere Überdrücke und maximale Impulse auf als bei der ungehinderten freien Ausbreitung einer Luftstoßwelle.

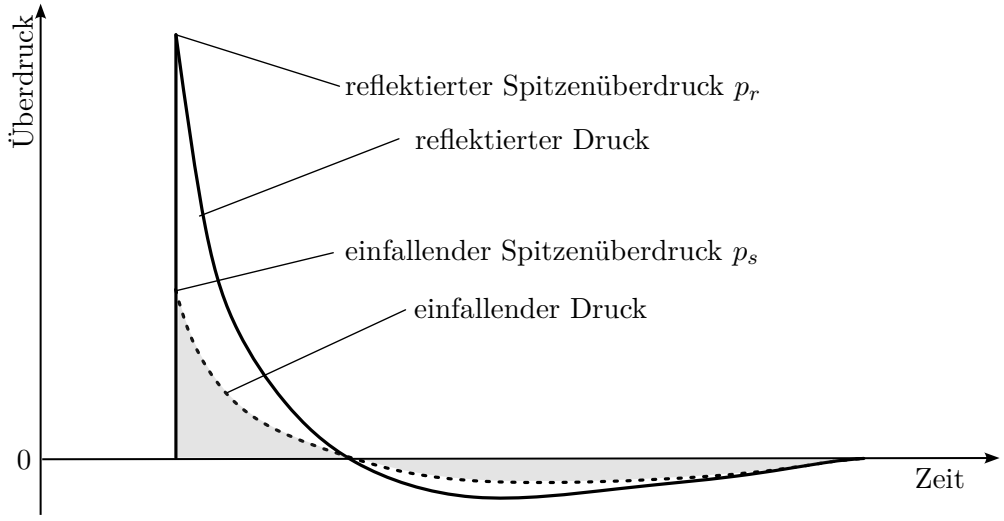


Abbildung 4.6: Einfallender und reflektierter Druck-Zeit-Verlauf.

Im nachfolgenden Abschnitt 4.1.5.1 wird zunächst die senkrechte Reflexion an einem Objekt behandelt, bei der die Luftstoßwelle im 90°-Winkel auf die Reflexionsfläche trifft. Anschließend wird im Abschnitt 4.1.5.2 auf die schiefe Reflexion eingegangen, bei der das Anströmen der Luftstoßwelle unter einem bestimmten Einfallwinkel erfolgt. Die Besonderheiten der regulären und irregulären Reflexion

werden diskutiert. Schließlich werden im Abschnitt 4.1.5.3 weitere relevante Strömungsphänomene erörtert.

4.1.5.1 Senkrechte Reflexion

Abbildung 4.7 zeigt schematisch die senkrechte Reflexion einer Luftstoßwelle an einer starren Reflexionsfläche. Die Luftstoßwelle strömt mit der Geschwindigkeit v_1 (Überschallgeschwindigkeit) in Richtung der Reflexionsfläche. Die Zustandsgrößen Druck p_1, Dichte ρ_1 und spezifische innere Energie e_1 beschreiben den Zustand (1) der einströmenden Luftstoßwelle.

Beim Auftreffen auf die Reflexionsfläche wird die Luftstoßwelle abrupt gestoppt ($v_2 = 0$) und komprimiert. Durch Reflexion entsteht eine neue Stoßfront, die sich mit der Geschwindigkeit v_{s2} senkrecht zurückbewegt. Die Zustandsgrößen der Luft im Zustand (2) werden durch den Druck p_2, die Dichte ρ_2 und die spezifische innere Energie e_2 beschrieben.

Der unbekannte reflektierte Druck p_2 unmittelbar an der Reflexionsfläche ergibt sich aus den Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie zu [67]:

$$p_2 = p_1 \frac{p_1(3\gamma - 1) - p_0(\gamma - 1)}{p_1(\gamma - 1) + p_0(\gamma + 1)}. \tag{4.6}$$

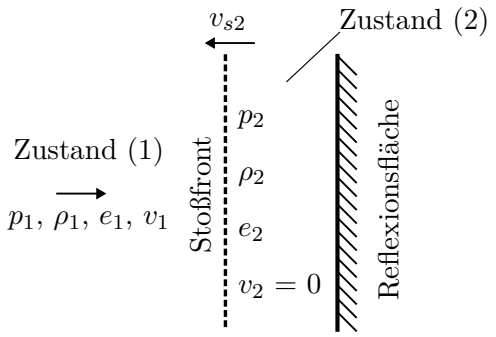


Abbildung 4.7: Schematische Darstellung der senkrechten Reflexion eines Luftstoßes an einer starren Reflexionsfläche in Anlehnung an Döge [67].

Unter der Annahme, dass Luft ein ideales Gas ist, hängt der reflektierte Spitzenüberdruck $p_r = p_2 - p_0$ nur vom atmosphärischen Druck p_0, dem Isentropenexponenten γ und dem einfallenden Druck $p_s = p_1 - p_0$ ab [67]. Das Verhältnis zwischen dem reflektierten Spitzenüberdruck p_r und dem einfallenden Spitzenüberdruck p_s kann durch den Reflexionsfaktor c_r ausgedrückt werden. Dieser ergibt sich zu:

$$c_r = \frac{p_r}{p_s} = \frac{p_2 - p_0}{p_1 - p_0} = \frac{1}{p_1 - p_0}\left[p_1 \frac{p_1(3\gamma - 1) - p_0(\gamma - 1)}{p_1(\gamma - 1) + p_0(\gamma + 1)} - p_0\right]. \tag{4.7}$$

Wie von Gebbeken und Döge [92] gezeigt, liefert die Verwendung eines Isentropenexponenten von $\gamma = 1{,}4$ hinreichend genaue Reflexionsfaktoren für Ferndetonationen. In diesem Fall vereinfacht sich Gleichung 4.7 zu:

$$c_r = \frac{p_r}{p_s} = 2\left(\frac{4p_s + 7p_0}{p_s + 7p_0}\right). \tag{4.8}$$

Für geringe einfallende Überdrücke ($p_s \to 0$) ergibt sich somit ein Reflexionsfaktor von $c_r = 2{,}0$. Dies entspricht dem Reflexionsfaktor einer akustischen Welle. Für extrem hohe Überdrücke $p_s \to \infty$

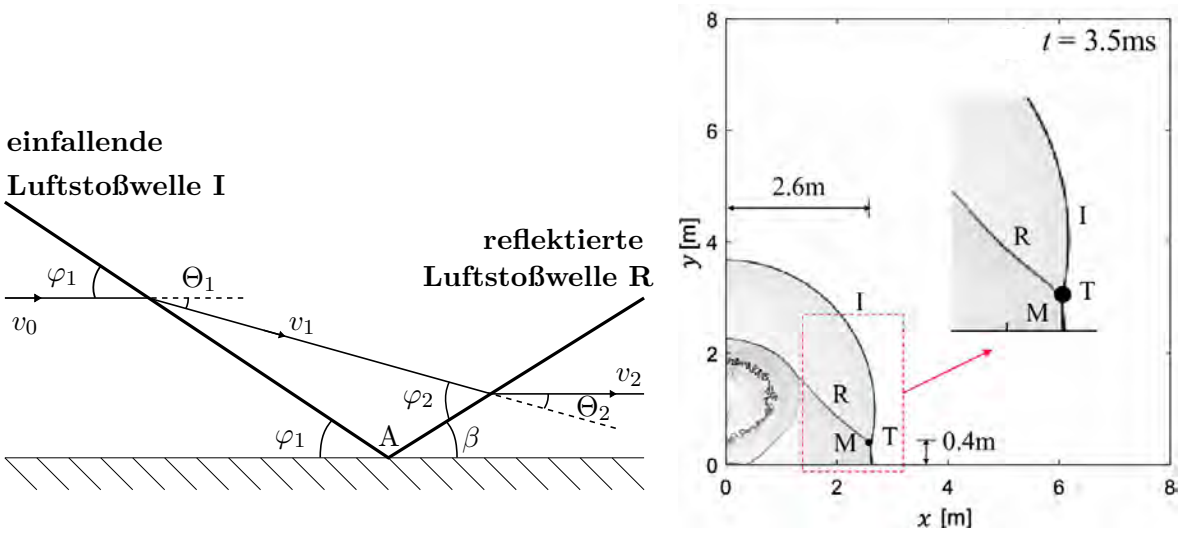
nähert sich der Reflexionsfaktor einem Grenzwert von $c_r = 8{,}0$ an [92]. Es ist zudem zu beachten, dass sich mit steigenden Drücken und Temperaturen auch der Isentropenexponent der Luft ändert. Dieser kann sich gemäß TM 5-855-1 [211] bis auf $\gamma = 1{,}17$ verringern. Unter Berücksichtigung des Isentropenexponenten von $\gamma = 1{,}17$ ergibt sich für die senkrechte Reflexion ein Reflexionsfaktor von $c_r = 14{,}76$ [92].

An dieser Stelle ist anzumerken, dass auch die Werkstoffeigenschaften und Systemeigenschaften eines Bauteils die Wechselwirkung mit der Luftstoßwelle beeinflussen können [67, 208]. Werkstoffe mit geringer Dichte und geringer Steifigkeit verringern den Reflexionsfaktor. Werkstoffe wie Stahl, Beton oder Glas können jedoch bei der analytischen Bestimmung des Reflexionsfaktors in der Regel als starr angenommen werden, da ihre Eigenschaften einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Reflexion haben [207].

4.1.5.2 Schiefe Reflexion

Die genau senkrechte Reflexion einer Luftstoßwelle ist ein Sonderfall. Viel häufiger treffen Luftstoßwellen in einem bestimmten Winkel schief auf die Reflexionsfläche auf (Abbildung 4.8a).

Reflexionen von Luftstoßwellen, die schief auf die Reflexionsfläche auftreffen, können in reguläre und in irreguläre Reflexionen unterteilt werden. Ergänzend zu den nachfolgenden Ausführungen zu diesen Phänomenen, sei an dieser Stelle auf Ben-Dor [22] sowie Döge [67] verwiesen.



a) b)

Abbildung 4.8: a) Schematische Darstellung der Strömungsverhältnisse bei einer schiefen, regulären Reflexion; analog zu Ben-Dor [22], b) numerisch simulierte Mach-Reflexion (irreguläre Reflexion); aus Xiao et al. [225].

Bei der *regulären Reflexion* treffen im Reflexionspunkt A genau zwei Stoßfronten aufeinander, die einfallende Stoßfront I und die reflektierte Stoßfront R (Abbildung 4.8a). Die Überlagerung geschieht direkt auf der Reflexionsfläche. Die Strömungsrichtung der einfallenden Stoßfront ist dabei identisch mit der Strömungsrichtung der reflektierten Stoßfront. Der Reflexionswinkel β ist hingegen kleiner als der Einfallwinkel φ [126].

Im Gegensatz zur regulären Reflexion liegt bei der *irregulären Reflexion* der Schnittpunkt der einfallenden und der reflektierten Stoßfront nicht auf der Reflexionsfläche. Aus dieser allgemeinen Eigenschaft ergeben sich verschiedene Arten der irregulären Reflexion. Dazu gehört beispielsweise die MACH-Reflexion (Abbildung 4.8b). Hier treffen die Stoßfronten im sogenannten Tripelpunkt T aufeinander, der sich deutlich oberhalb der Reflexionsfläche befindet. Eine zusätzliche Stoßfront, der sogenannte MACH-Stamm M, verbindet die Reflexionsfläche und den Tripelpunkt. Der Druck und die Geschwindigkeit der Teilchen innerhalb des MACH-Stammes können deutlich höher sein als in den anderen Bereichen. Während sich die Luftstoßwelle bei einer MACH-Reflexion ausbreitet, nimmt die Höhe des Tripelpunktes weiter zu [225]. Schließlich holt die reflektierte Welle die einfallende Welle ein, da sie sich in der komprimierten Luft schneller ausbreiten kann. Es stellt sich allmählich eine nahezu halbkugelförmige Ausbreitung ein.

Der Übergang von regulären zu irregulären Reflexionen kann anhand verschiedener Abgrenzungskriterien beurteilt werden, die unter anderem in [22, 105, 126] diskutiert werden und auf die hier nicht näher eingegangen wird.

4.1.5.3 Weitere Strömungsphänomene

Die beschriebenen Reflexionsphänomene gelten insbesondere für Anwendungsfälle, in denen die Reflexionsfläche große Abmessungen aufweist. Trifft eine Luftstoßwelle hingegen auf ein Objekt mit endlichen Abmessungen, wie etwa ein Gebäude, so beeinflussen zusätzliche Strömungsphänomene maßgeblich die Verteilung der Explosionsbelastung.

Die US-amerikanische Norm UFC 3-340-02 [214] bietet eine Vielzahl von Methoden zur Abschätzung der Explosionsbelastung auf Gebäude mit einfachen Geometrien. Dabei wird üblicherweise angenommen, dass der Druck-Zeit-Verlauf simultan auf alle Gebäudeoberflächen einwirkt, wobei die tatsächlichen physikalischen Phänomene der Wechselwirkung zwischen Druckwelle und Bauwerk weitgehend vernachlässigt werden. Softwaretools wie ConWep [43] automatisieren diesen Prozess der Belastungsermittlung und ermöglichen eine schnelle Anwendung der vereinfachten Verfahren.

XIAO et al. [231] stellten experimentelle und numerische Untersuchungen zur Luftstoßwellenausbreitung um ein freistehendes zweigeschossiges Gebäude vor. Die Untersuchungen verdeutlichen, dass die entstehenden Explosionsbelastungen an der Vorder- und Rückseite sowie an den Seiten- und Dachflächen stark variieren können. Ebenso beeinflussen lokale geometrische Effekte die Lastverteilung auf die Fassade. Eine Methodik zur vollständigen Abbildung derartiger Strömungsphänomene ergibt sich vor allem durch den Einsatz numerischer Simulationen, in denen sowohl der Luftraum als auch das Objekt explizit mit Fluid-Struktur-Wechselwirkungen abgebildet werden.

Abbildung 4.9 zeigt beispielhaft die simulierte Ausbreitung einer Luftstoßwelle über eine starre Explosionsschutzwand. Sobald die Luftstoßwelle auf die Schutzwand trifft, wird ein Anteil der Welle direkt in Richtung der gezündeten Sprengladung reflektiert (Abbildung 4.9b). Weitere Anteile der Luftstoßwelle werden aufgrund der endlichen Abmessungen der Wand über die Wandoberseite und gegebenenfalls auch seitlich um die Wandecken gebeugt [230]. Es treten dabei komplexe Verwirbelungen in den Eckbereichen auf. Derartig Umstörmungseffekte können meist nicht mehr mit analytischen oder empirischen Ansätzen erfasst werden. Numerische Simulationen der Luftstoßausbreitung können hingegen bei der Analyse unterstützen (Abbildung 4.9b).

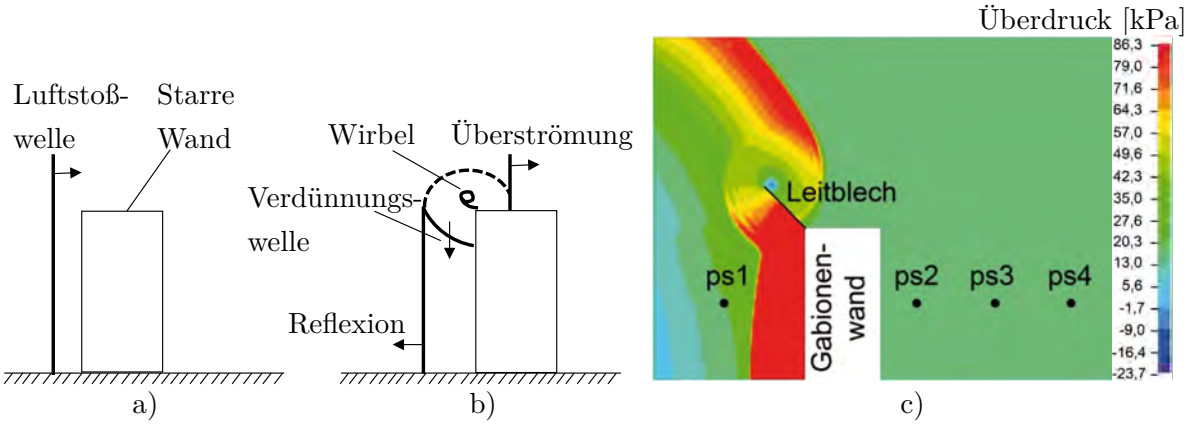


Abbildung 4.9: Ausbreitung einer Luftstoßwelle über eine starre Explosionsschutzwand in a) und b) als schematisch Darstellung, analog zu Xiao [226]; c) numerische Simulation, aus Xiao et al. [230].

Eine sehr hohe Komplexität kann die Ausbreitung von Luftstoßwellen im städtischen Bereich erreichen [71]. Smith und Rose [201] diskutieren in diesem Zusammenhang anhand zahlreicher Fall-Beispiele die wichtigsten Aspekte der Ausbreitung und Mehrfachreflexion in bebauten Gebieten. Die Explosionsbelastung hängt von der Straßenbreite sowie der Form und Höhe der benachbarten Gebäude ab. Die in Smith et al. [200] vorgestellten Sprengversuche an generischen Straßenkonfigurationen wie Kreuzungen, schmalen geraden Straßen oder Sackgassen unterstreichen diese Beobachtungen.

Meist gilt, dass der ideale Friedlander-Impuls aus Abbildung 4.3 die Ausbreitung von Luftstoßwellen im städtischen Bereich nicht mehr zutreffend wiedergibt, da er auf der Ausbreitung einer Luftstoßwelle beruht, die höchstens einmal reflektiert wird. In der Abbildung 4.10b ist hierzu exemplarisch der gemessene Überdruck-Zeit-Verlauf am Messpunkt 8 (Abbildung 4.10a) bei einer Detonation in einer schmalen geradlinigen Straße dargestellt.

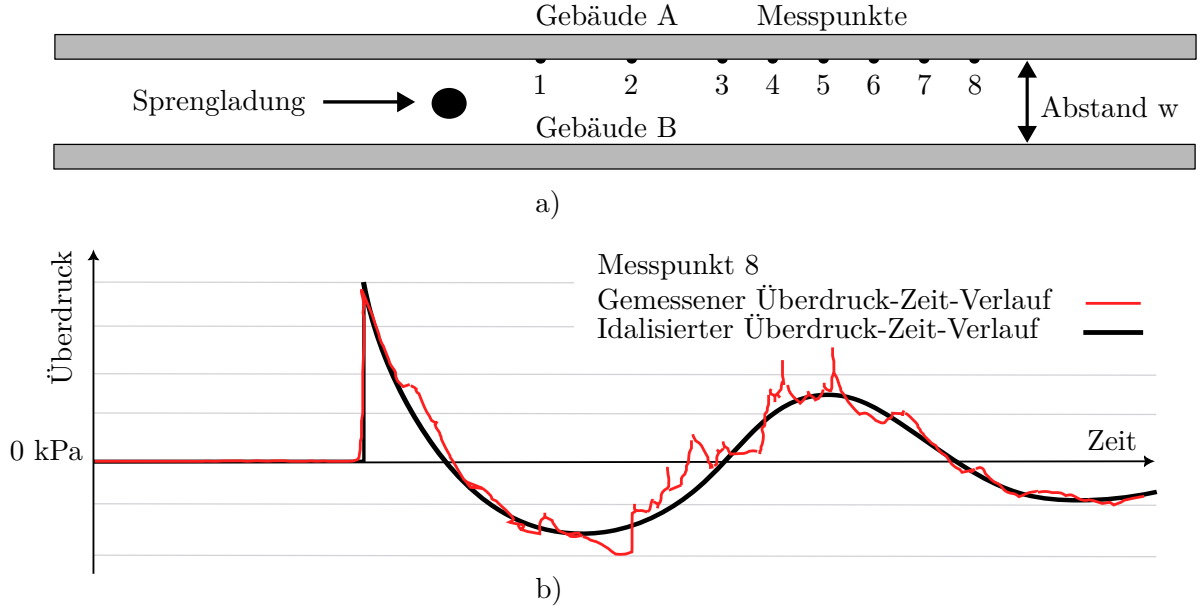


Abbildung 4.10: a) Versuchsaufbau zum Sprengversuch in einer schmalen geraden Straße, b) gemessener und idealisierter Überdruck-Zeit-Verlauf am Messpunkt 8; in Anlehnung an Rose und Smith [185].

Bei geringen Gebäudeabständen treten können sekundäre Luftstoßbelastungen (Abbildung 4.10b) auftreten, die auf die Mehrfachreflexionen innerhalb der engen Bebauung zurückzuführen sind. Während der Spitzenüberdruck mit den empirischen Gleichungen nach Kingery und Bulmash [125] abgeschätzt werden kann, liegt insbesondere der maximale Impuls aufgrund der mehrfachen Einwirkung der Luftstoßwelle deutlich über dem empirischen Wert.

Rose und Smith [185] untersuchten den Einfluss des Abstandes w zwischen den Gebäuden in einer geradlinigen Straßenanordnung (Abbildung 4.10a) auf den Impuls. Mit zunehmendem Abstand w nimmt der Einfluss der Mehrfachreflexionen auf den maximalen Impuls ab, so dass sich dieser ab einem skalierten Abstand von $w/W^{1/3} = 4{,}8\,\mathrm{kg/m^{1/3}}$ dem empirischen Wert von Kingery und Bulmash [125] annähert. In diesem Fall würden die Mehrfachreflexionen zu schwach oder zu spät auftreten, um einen signifikanten Einfluss auf den maximalen Impuls zu haben.

4.2 Schadensanfälligkeit ungeschützter Fenster und Verglasungen

Um geeignete Schutzmaßnahmen zu entwickeln und widerstandsfähige Konstruktionen zu entwerfen, ist es unerlässlich, die potenziellen Schadensanfälligkeiten beziehungsweise Schwachstellen von ungeschützten Fenstern und Verglasungen zu identifizieren. In diesem Zusammenhang ist es weithin bekannt, dass herkömmliche ungeschützte Fenster und Verglasungen bereits bei vergleichsweise geringen Explosionsbelastungen erhebliche Schäden erleiden können. In der Regel sind die Explosionsbelastungen noch zu gering, um beispielsweise umgebende tragende Wände aus Stahlbeton oder Mauerwerk zu zerstören, was einen Gebäudeeinsturz herbeiführen kann.

Eine Hauptgefahrenquelle bei explosionsbelasteten Fenstern und Verglasungen sind Bruchstücke, die mit hoher Geschwindigkeit in den geschützten Bereich geschleudert werden. Zur Abschätzung des Verletzungsrisikos sind die Geschwindigkeiten, Massen und Massenverteilungen der entstehenden Bruchstücke von Bedeutung.

Wissenschaftliche Studien zu Verglasungen und Fenstern unter Explosionsbelastungen können historisch in vier Phasen unterteilt werden [162, 160]:

- Frühe Studien aus der Zeit des Zweiten Weltkrieges bezogen sich hauptsächlich auf die Wirkung von Fliegerbomben. Häufig wurde eine grobe Abschätzung der mittleren Versagenswahrscheinlichkeit angestrebt, um Sicherheitsabstände zum Explosionsursprung zu bestimmen.
- Nach dem Abwurf der Atombomben auf Nagasaki und Hiroshima (1945) und den folgenden Jahrzehnten des kalten Krieges (1945 - 1989) beruhten die angenommenen Bedrohungsszenarien primär auf Kernwaffen. Sekundär traten Explosionsszenarien von gelagerter Munition oder Explosivstoffen sowie Gas- und Dampfwolkenexplosionen in den Vordergrund.
- Die Forschung seit den 1980er Jahren konzentrierte sich vor allem auf Bombenanschläge. Diese Entwicklung wurde durch mehrere Anschläge in den frühen 2000er Jahren beschleunigt. Aktuelle Prüfnormen für die Sprengwirkungshemmung, wie beispielsweise die DIN EN 13541:2012, berücksichtigen hauptsächlich Szenarien aus Ferndetonationen (Abbildung 4.4c).
- Seit Beginn des Krieges in der Ukraine (2022) werden zunehmend Bedrohungsszenarien mit Drohnenangriffen betrachtet, bei denen geringe Mengen von Explosivstoffen in kurzen

Abständen zum Gebäude gezündet werden [19]. Szenarien im Nah- und Kontaktbereich (Abbildung 4.4a und b) gewinnen an Relevanz.

In diesem Abschnitt werden die Schlüsselerkenntnisse einiger ausgewählter Studien vorgestellt.

4.2.1 Studien während des Zweiten Weltkrieges

Die ersten dokumentierten Studien zur Auswirkung von Explosionsbelastungen auf Verglasungen und Fenster gehen auf die 1940er Jahre zurück. Diese frühen Untersuchungen wurden im Kontext des Zweiten Weltkriegs durchgeführt, um die Auswirkungen von Munition auf städtische Strukturen zu analysieren und Maßnahmen zum Schutz der Bevölkerung zu entwickeln. Einige der Originalquellen sind bis heute nicht öffentlich zugänglich, deren Zusammenfassungen können jedoch in der Arbeit von Morison [162] eingesehen werden. Generell ist bei den Studienergebnissen zu beachten, dass die Herstellung und Verarbeitung der Glasprodukte nicht den heutigen Standards entsprechen, was einen direkten Vergleich mit heutigen Produkten erschwert.

Eine der bedeutendsten dieser frühen Arbeiten stammt von Philip [174] aus dem Jahr 1941. Im Fokus stand der zu erwartende Glasbruch bei der Detonation von Fliegerbomben. Die Bruchlast wurde analytisch anhand der Systemantwort eines Einmassenschwingers bestimmt. Dabei wurden die Größe der Einfachverglasung, das Seitenverhältnis der Glasscheibe, die Art der Befestigung an der Glaskante und die Glasdicke berücksichtigt. Membranzustände, die während der großen Durchbiegung der Verglasung bis zum Bruch auftreten können sowie die dynamische Festigkeit des Glases wurden hingegen vernachlässigt.

Philip verdeutlichte die Abhängigkeit der Bruchlast von der Eigenschwingdauer einer Verglasung. Dieser Ansatz findet sich bis heute bei der Ermittlung des dynamischen Lastfaktors wieder und wird beispielsweise in der Arbeit von Krauthammer [134] diskutiert.

4.2.2 Studien während des Kalten Krieges

Nach den Abwürfen der Atombomben auf Nagasaki und Hiroshima im Jahr 1945 wuchs das Interesse an den Auswirkungen nuklearer Detonationen auf die Zivilbevölkerung und Infrastrukturen. Wissenschaftliche Studien trugen dazu bei, die Auswirkungen von Kernwaffen besser zu verstehen und die Entwicklung von Schutzmaßnahmen und Notfallplänen voranzutreiben. Die Widerstandsfähigkeit von Fenstern und Fassaden spielte dabei tendenziell eine untergeordnete Rolle, da Glasbruch bei nuklearen Detonationen mit mehreren tausend Tonnen (Kilotonnen) Sprengkraft erst in einer Entfernung von mehreren Kilometern vom Bodennullpunkt relevant wird. Bei geringeren Entfernungen wird die tragende Struktur zerstört [85], was zum Einsturz des Gebäudes führen kann.

Glasstone und Dolan [98] analysierten 1957 in der ersten Ausgabe von „Effects of Nuclear Weapons“ die Auswirkungen der über Japan gezündeten Atombomben. In den überarbeiteten Fassungen wurden Versuche mit nuklearen Sprengköpfen in Nevada (USA) und im Pazifischen Ozean einbezogen. Im relevanten Bereich in mehreren Kilometern Entfernung vom Bodennullpunkt einer Kernwaffenexplosion beträgt die Dauer der Überdruckphase mehrere hundert Millisekunden. Eine derartige Explosionsbelastung kann als quasi-statische Belastung angesehen werden, da die Belastungsdauer ein Vielfaches der Eigenschwingdauer beträgt [134]. Glasstone und Dolan [98]

bezogen daher die auftretenden Schäden nur auf den Spitzenüberdruck, ohne den hohen maximalen Impuls der Luftstoßwelle bei einer derartigen Explosion zu berücksichtigen. Die Untersuchungen ergaben, dass Fenster ab einem einfallenden Spitzenüberdruck von 3,4 kPa bis 6,9 kPa versagen.

Basierend auf weiteren Versuchsreihen mit Kernwaffen aus dem Jahr 1951 stellte CLARK [42] im Jahr 1954 eine Methodik zur Abschätzung des kritischen einfallenden Spitzenüberdruckes p_f vor, der zum Bruch einer Verglasung führt. Dieser bestimmt sich in Abhängigkeit von der Glasdicke t und der Spannweiten der Verglasung. Für eine quadratische Einfachverglasung mit einer Fläche von 1,0 m^2 und eine Glasdicke von 4 mm ergibt sich demnach ein einfallender Spitzenüberdruck p_f von 1,16 kPa, der zum Glasbruch führt.

Anfang der 1970er Jahre stellte FLETCHER et al. [83, 84] zwei Großversuche mit konventionellen Explosivstoffen vor. Die Freifeldversuche wurden mit extrem hohen Explosivstoffmengen von bis zu 175 Tonnen-TNT durchgeführt. Die erprobten Aluminiumfenster mit Einfachverglasungen waren in Versuchsboxen eingebaut, die sich in Abständen von 1 km bis 6 km vom Explosionsursprung befanden. Das Seitenverhältnis der 2 bis 3 mm dicken Verglasungen lag zwischen 1:1 und 1:2, mit einer Fläche zwischen 0,54 m^2 und 2,8 m^2. In den Sprengversuchen brachen die Verglasungen ab einem reflektierten Spitzenüberdruck von 5,7 kPa. Die positive Druckdauer der einwirkenden Luftstoßwelle betrug mehr als 150 ms und somit ein Vielfaches der Eigenschwingdauer der Fenstersysteme. Die erprobte Belastung kann deshalb als quasi-statische Luftstoßeinwirkung charakterisiert werden [134].

FLETCHER et al. [83, 84] gelang es, mit Hilfe von Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und Witness-Paneelen die Geschwindigkeiten, die Masse und die Anzahl der Glasbruchstücke zu bestimmen. Daraus wurden die folgenden wesentlichen Schlussfolgerungen gezogen:

- Je höher der einwirkende Spitzenüberdruck, desto kleiner werden die Glasbruchstücke.
- Je größer die Abmessungen der Verglasung, desto größer werden die Glasbruchstücke.
- Je kleiner das Glasbruchstück innerhalb einer Fragmentwolke, desto höher ist dessen Geschwindigkeit und Flugdistanz.

FLETCHER et al. [85] bestimmten schließlich durch die vertiefte Analyse der beiden Großversuche die mittlere Abgangsgeschwindigkeit v_m der Glasbruchstücke in Abhängigkeit vom reflektierten Spitzenüberdruck p_r und der Glasdicke t. Für die betrachtete quasi-statischen Luftstoßeinwirkungen im Gültigkeitsbereich eines reflektierten Spitzenüberdruckes p_r von 4 bis 200 kPa wurde daraus der folgende empirische Ansatz entwickelt:

$$v_m = (0,833 + 0,04465(t/10 - 0,0762)^{-0,928})e^{1,5241+0,547ln(p_r)}. \tag{4.9}$$

Abbildung 4.11 zeigt die ausgewertete Gleichung 4.1 für Glasdicken von 5 mm und 10 mm. Aus der der gezeigten mittleren Abgangsgeschwindigkeit und der Masse der Glasbruchstücke innerhalb einer Fragmentwolke kann die Verletzungsgefahr durch Glasbruchstücke abgeschätzt werden. Weitere Ausführungen hierzu erfolgen im Abschnitt 4.2.3.

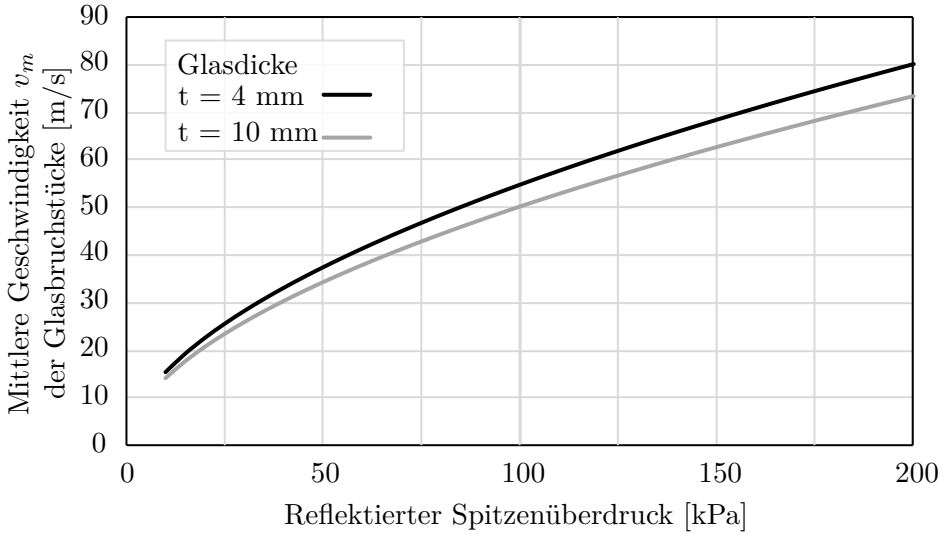


Abbildung 4.11: Mittlere Geschwindigkeit der Glasbruchstücke in Abhängigkeit vom reflektierten Spitzenüberdruck anhand von Gleichung 4.9.

Die bisher vorgestellten Studien von Clark [42], Fletcher et al. [83, 84, 85] sowie Glasstone und Dolan [98] basieren auf der Definition des Spitzenüberdruckes als Schädigungskriterium, da eine quasi-statische Luftstoßbelastung vorliegt. Baker et al. [13] weisen darauf hin, dass dieses Kriterium zwar bei Detonationen von Kernwaffen oder hohen Explosivstoffmengen (> 100 Tonnen-TNT) zu zufriedenstellenden Ergebnissen führen kann, bei konventionellen Detonationen mit geringerer Sprengkraft wird das mögliche Schadensausmaß jedoch überschätzt. Detonationen mit geringen Mengen an Explosivstoffen erzeugen tendenziell impulsive beziehungsweise dynamische Belastungen (vergleiche Abbildung 4.13), bei denen die Kombination aus Spitzenüberdruck und maximaler Impuls relevant ist. Weitere Erörterungen zur Belastungscharakteristik folgen im nachfolgenden Abschnitt.

4.2.3 Studien von 1980 bis heute

Seit den 1980er Jahren befasst sich die Forschung vor allem mit der Widerstandsfähigkeit von Fenstern und Verglasungen gegen Explosionsszenarien mit mäßigen Explosivstoffmengen, wie sie beispielsweise bei Bombenanschlägen eingesetzt werden. Zudem rückten Explosionsunfälle in den Fokus.

Einer der bedeutendsten Vorfälle, der die Vulnerabilität auf drastische Weise verdeutlichte, war der Bombenanschlag in Oklahoma City (USA) im Jahr 1995, bei dem eine detonierte Autobombe zum teilweisen Einsturz des Alfred P. Murrah Federal Building führte [168]. Noch in einer Entfernung von 1,6 km vom Explosionsort zerbrachen Verglasungen [168]. Etwa 70 % der Verletzungen in den umliegenden Gebäuden wurden durch Glasbruchstücke verursacht [41]. Weitere Anschläge in London 1992, Belfast 1993, New York City 1993, Jakarta 2004, Madrid 2004 und Oslo 2011 untermauern die Annahme derartiger Bedrohungsszenarien.

In zahlreichen, nachfolgend vorgestellten Forschungsstudien wurden seither neue Methoden zur Quantifizierung der Schadensanfälligkeit von Fenstern und Verglasungen unter derartigen Szenarien entwickelt und eingesetzt.

Weiterentwicklung von Einmassenschwinger-Modellen

Pritchard [178] entwickelte die Systemanalysen am Einmassenschwinger (EMS, Abbildung 4.12a) weiter, indem er Widerstandsfunktionen für die geometrisch nichtlineare Plattentheorie implementierte, die die Membrantragwirkung bei hohen Verformungen berücksichtigen. Als Widerstandsfunktion wurde die nichtlineare Näherungslösung (Abbildung 4.12b) nach Bowles und Sugarman [31] verwendet, die aus statischen Biegeversuchen an Glasplatten abgeleitet wurde. Aufgrund der begrenzten experimentellen Daten beschränkte sich Pritchard auf die Untersuchung von quadratischen Verglasungen.

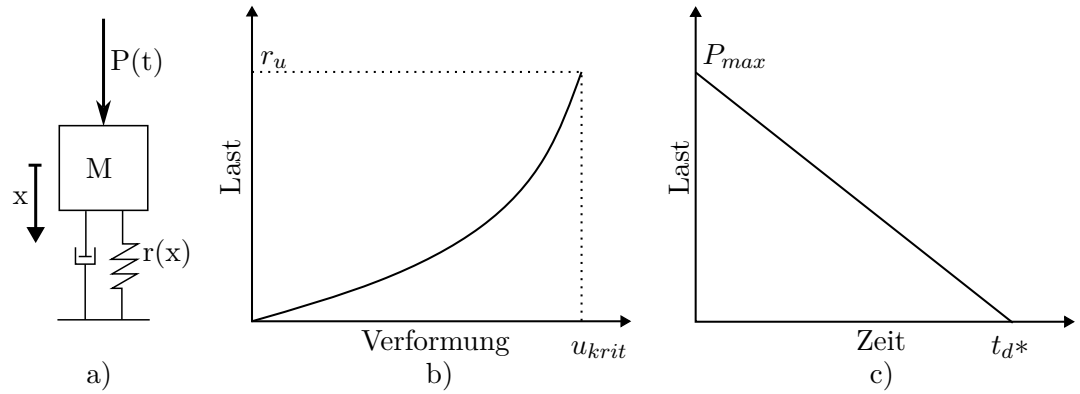


Abbildung 4.12: a) Einmassenschwinger, b) geometrisch nichtlineare Widerstandsfunktion $r(x)$ der Verglasung, c) Dreiecksimpuls.

Meyers [154] verfolgte 1984 einen ähnlichen Ansatz wie Pritchard [178], verwendete jedoch die Widerstandsfunktionen von Moore [161] zur Beschreibung der geometrisch nichtlinearen Plattentragwirkung. Moore's Widerstandsfunktionen basieren auf Finite-Elemente-Analysen. Dies hat den Vorteil, dass das Tragverhalten für eine Vielzahl von Scheiben-Geometrien und Auflagerbedingungen bestimmt werden kann. Als Schädigungskriterium dient die maximale Hauptnormalspannung, die einer kritischen Plattenverformung u_{krit} zugeordnet ist (Abbildung 4.12b). Meyers [154] nahm als Luftstoßbelastung einen Dreieckimpuls an, wobei die Unterdruckphase vernachlässigt wurde (Abbildung 4.12c).

Entwicklung von Druck-Impuls-Diagramm

Mit der Entwicklung von Druck-Impuls-Diagrammen wird eine fortgeschrittene Möglichkeit zur Abschätzung der Bauteilschädigung geschaffen. Die grundlegende Herleitung der Diagramme kann beispielsweise Krauthammer [134] entnommen werden. Ausgehend von einem EMS-Modell wird das Verhalten der Verglasung für eine beliebige Kombination von Spitzenüberdruck und maximalem Impuls bestimmt.

Zur Darstellung der Schädigung im Druck-Impuls-Diagramm muss ein Schädigungskriterium festgelegt werden. Typisch ist die Angabe einer kritischen Verformung u_{krit}, bei der beispielsweise eine kritische Spannung im Bauteil erreicht wird (Abbildung 4.12b). Durch die Analyse am EMS werden die Kombinationen aus Spitzenüberdruck und maximalem Impuls ermittelt, bei denen das Schädigungskriterium erreicht wird. Daraus ergibt sich der Verlauf der Druck-Impuls-Kurve im Diagramm, die als Iso-Schädigungskurve bezeichnet wird.

Beispiele für Iso-Schädigungskurven sind in der Abbildung 4.13 dargestellt. Schädigungskriterien

können sowohl analytisch als auch experimentell bestimmt werden. Dabei sind auch Abstufungen in den Schädigungskriterien möglich, beispielsweise vom Auftreten von Rissen bis zum Komplettversagen.

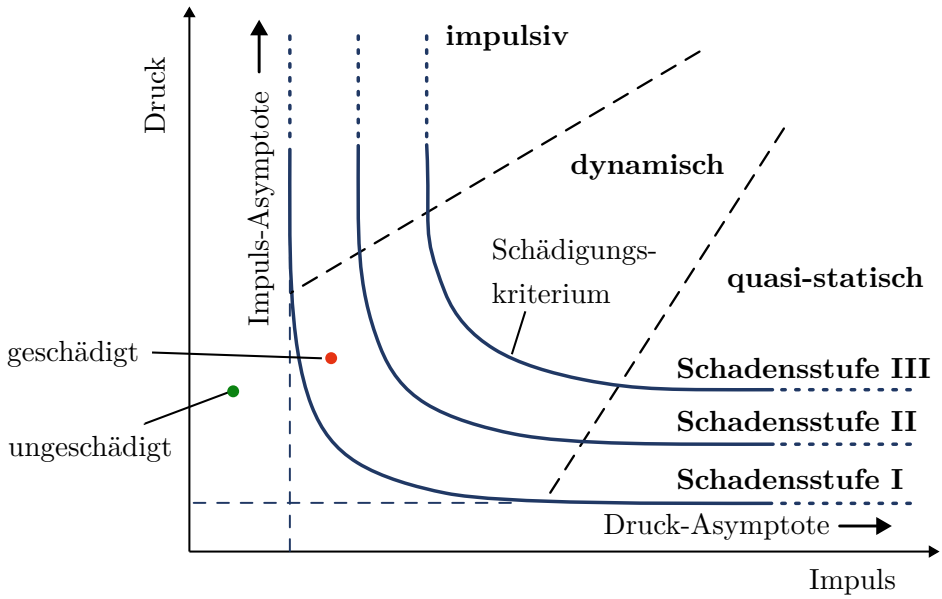


Abbildung 4.13: Schematische Darstellung eines Druck-Impuls-Diagramms mit verschiedenen Schädigungskriterien.

Der Verlauf der Iso-Schädigungskurve ist durch zwei Asymptoten charakterisiert (Abbildung 4.13): die quasi-statische und die impulsive Asymptote. Diese Asymptoten definieren die Grenzen der quasi-statischen und impulsiven Belastungsregime [134]. Der dazwischenliegende dynamische Bereich wird durch eine Übergangskurve beschrieben, die sich nahtlos an die beiden Asymptoten anschließt. Die genaue Form dieser Übergangskurve hängt von der Belastungsfunktion ab (z. B. Friedlander-Impuls oder Dreiecksimpuls) [134].

Tabelle 4.2 zeigt die typischen Grenzen der Belastungsregime (impulsiv, dynamisch und quasi-statisch) für ein ungedämpftes, vollkommen elastisches System, das mit einem Friedlander-Impuls belastet wird. Diese Grenzen sind abhängig vom Verhältnis der Dauer der Überdruckphase t_d zur Eigenschwingdauer T des Systems.

Tabelle 4.2: Belastungsregime für ein ungedämpftes, vollkommen elastisches System, das einem Friedlander-Impuls ausgesetzt ist [207].

Belastungsregime	Grenzwerte
impulsiv	$t_d/T < 0{,}1$
dynamisch	$0{,}1 < t_d/T < 10$
quasi-statisch	$t_d/T > 10$

Typische Eigenschwingdauern T von Verglasungen liegen im Bereich von 20 bis 200 ms. Das entspricht einem Frequenzbereich von 5 bis 50 Hz). Wie im Abschnitt 4.2.1 erläutert, können Belastungen durch die Detonation von Kernwaffen oder großen Explosivstoffmengen (> 100 Tonnen-TNT) zu Überdruckphasen von mehr als 1,0 s führen, wodurch sie meist in das quasi-statische Belastungsregime

fallen. In diesem Regime verliert der maximale Impuls der Luftstoßwelle an Bedeutung.

Entwicklung von Methoden zur Bewertung der Gefährdung durch Bruchstücke
Mit dem „UK Glazing Hazard Guide“ wurde eine neue qualitative Methode zur Beschreibung der auftretenden Gefährdungen entwickelt, die heute in teilweise abgewandelter Form in nahezu allen Prüfnormen für explosionsbelastete Fenster und Verglasungen zu finden ist (z. B. in der ASTM F1642-17 und in der ISO 16934:2012). Die Bewertungsmethodik unterteilt den Schutzbereich in verschiedene Gefährdungszonen. Die entsprechende Einteilung in Anlehnung an die ISO 16934:2012 ist in der Abbildung 4.14 gezeigt. In der Bewertung wird untersucht, ob durch die Explosionsbelastung Bruchstücke in die entsprechende Gefährdungszone geschleudert wurden.

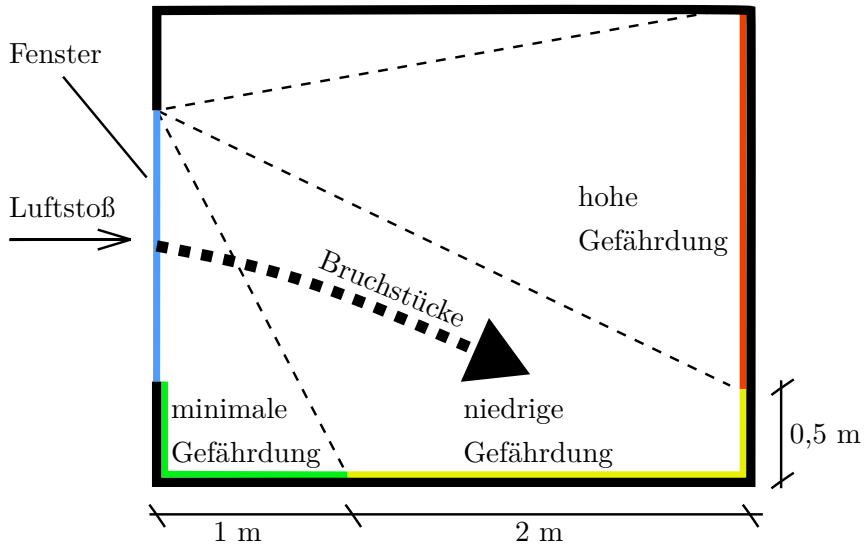


Abbildung 4.14: Prüfaufbau zur Gefährdungsbewertung durch den Flug von Bruchstücken und Einteilung in Gefährdungszonen.

Hinweise zur Auslegung der *Gefahrenakzeptanz* finden sich in der vom *UN-Department of Safety and Security* (*UNDSS*) herausgegebenen Broschüre zum Explosionsschutz von Fenstern. „Niedrige“ und „hohe“ Gefährdungen (Abbildung 4.14) werden nicht akzeptiert. „Minimale“ Gefährdungen für UN-Gebäude hingegen nur dann, wenn das Eintreten des Explosionsszenarios extrem unwahrscheinlich ist. In diesem Zusammenhang ist jedoch anzumerken, dass die Broschüre keine Grenzwerte zur Auftretenswahrscheinlichkeit eines „extrem unwahrscheinlichen“ Explosionsszenarios angeben.

Wie Marchand et al. [146] erläutern, basiert die ursprüngliche Einteilung der Gefährdungszonen in der Abbildung 4.14 auf der Abgangsgeschwindigkeit von Glasbruchstücken, die erforderlich ist, um Hautpenetrationen und Augenverletzungen hervorzurufen:

- Für die Gefahr von **Hautpenetrationen** wurde eine Abgangsgeschwindigkeit des Glasbruchstücks von 9,0 m/s zugrunde gelegt. Dies entspricht einem Aufprall oberhalb einer Höhe von 0,5 m bei einer Flugweite von 3,0 m.
- Der Grenzwert für mögliche **Augenverletzungen** liegt bei einer Abgangsgeschwindigkeit von 2,0 m/s, bei der das Glasbruchstück eine Entfernung von 1,0 m erreicht.

Die Wurfweite w_x eines Bruchstücks kann dabei mit der Gleichung für den waagrechten Wurf in

Abhängigkeit von der Anfangsgeschwindigkeit v_m abgeschätzt werden:

$$w_x = v_m \sqrt{\frac{2h_0}{g}}. \tag{4.10}$$

Das Bruchstück beginnt seinen Flug aus einer Höhe h_0, die im zuvor erörterten normativen Ansatz zur Einteilung der Gefährdungszonen auf 1,25 m festgelegt wurde.

Ergänzend ist zu erwähnen, dass neben der Verletzungsgefahr durch Glasbruchstücke auch eine erhebliche Gefahr durch sogenannte stumpfe Verletzungen beim Aufprall von Bruchstücken des Fensterrahmens auf Personen bestehen kann. Zur Abschätzung der Gefährdung sei auf das sogenannte „TNO Greenbook“ [152] verwiesen. Für Bruchstücke mit einer Masse von mehr als 100 g gilt demnach die sogenannte 80 Joule-Regel. Diese besagt, dass Bruchstücke ab einer kinetischen Energie von 80 J bei Personen schwere Verletzungen verursachen können.

Für weitere Berechnungsmodelle zur Abschätzung des Verletzungsrisikos durch Bruchstücke sei an dieser Stelle auf Solomos et al. [202] verwiesen.

Bestimmung der Abgangsgeschwindigkeit von Glasbruchstücken

Ge et al. [89] stellte eine Studie zur Abgangsgeschwindigkeit und Flugdistanz von Glasbruchstücken vor. Im Gegensatz zu den Untersuchungen von Fletcher et al. [85] bestimmen Ge et al. die Geschwindigkeit der Glasbruchstücke sowohl als Funktion des reflektierten Spitzenüberdruckes p_r als auch des maximalen reflektierten Impulses i_r.

Beim semi-empirischen Ansatz von Ge et al. [89] wird zunächst die Energie der Luftstoßwelle bestimmt, die auf die Verglasung mit der Glasdicke t_g einwirkt. Anschließend wird mit Hilfe der Energiebilanz die Abgangsgeschwindigkeit v_0 nach dem Glasbruch berechnet.

Die Abgangsgeschwindigkeit der Glasbruchstücke v_0 bestimmt sich demnach zu:

$$v_0 = \frac{1}{\rho h} \sqrt{{i_r}^2 + (2\xi p_r - f_{dyn}\varepsilon_{dyn,b})\rho t_g^2}. \tag{4.11}$$

Der Korrekturfaktor ξ berücksichtigt den Druckverlust während der Verformung der Verglasung und ist durch Sprengversuche zu ermitteln. Für eine Einfachverglasung mit den Abmessungen 1,0 m x 1,0 m und einer Glasdicke von 8 mm geben Ge et al. [89] den Korrekturfaktor $\xi = 2{,}3$ an.

Zur Lösung der Gleichung 4.11 sind Angaben zur dynamischen Zugfestigkeit f_{dyn} und der dynamischen Bruchverzerrung $\varepsilon_{dyn,b}$ von Glas erforderlich. Ge et al. [89] schlägt hierzu die folgende Beziehung vor:

$$f_{dyn}\varepsilon_{dyn,b} = \frac{1}{E_{Glas}}(1{,}37 {t_d}^{-0{,}0653} {f_{60}}^2), \tag{4.12}$$

wobei t_d die Dauer der Überdruckphase und f_{60} die statische Festigkeit des Glases bezeichnet.

Abbildung 4.15 zeigt den berechneten Zusammenhang zwischen dem skalierten Abstand Z und der Abgangsgeschwindigkeit der Glasbruchstücke sowie die Ergebnisse der Sprengversuche aus Ge et al. [89]. Bei Explosionsszenarien mit einem skalierten Abstand $Z < 4{,}5\,\mathrm{m/kg^{1/3}}$ werden Abgangsgeschwindigkeiten der Glasbruchstücke von über 9 m/s erreicht. Dies ist, wie oben diskutiert, mit einer hohen Gefahr der Hautpenetration verbunden und somit als eine kritische Gefährdung zu bewerten.

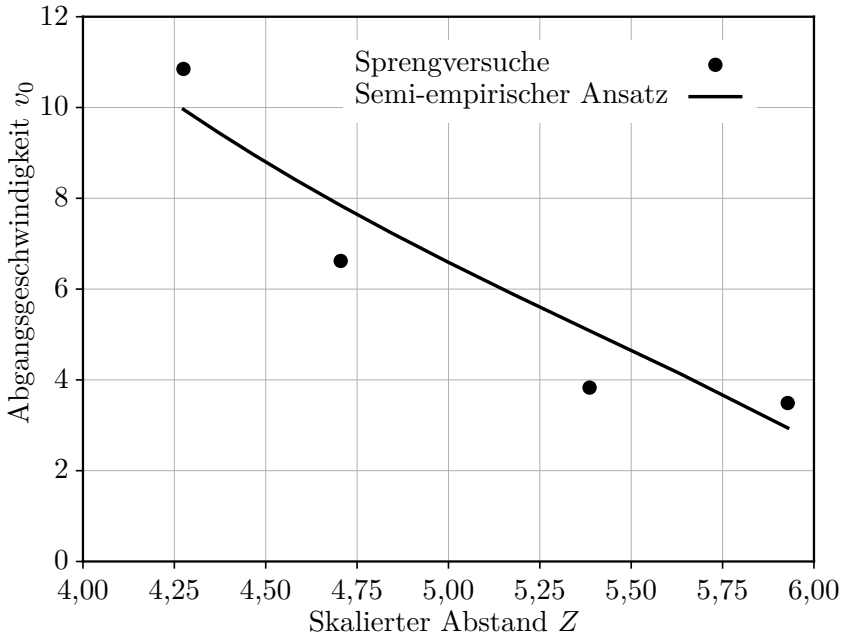


Abbildung 4.15: Abgangsgeschwindigkeit von Glasbruchstücken in Anlehnung an Ge et al. [89].

Weitere Versuche zur Abgangsgeschwindigkeit von Glasbruchstücken wurden von Osnes et al. [171, 170] vorgestellt. Als Versuchskörper dienten kleinformatige quadratische Einfachverglasungen (40 cm x 40 cm x 3,8 mm (Höhe x Breite x Glasdicke) aus thermisch entspanntem Flachglas, die umlaufend in einen Aluminium-Rahmen eingespannt wurden. Auf die Probekörper wirkten Luftstoßbelastungen mit reflektierten Spitzenüberdrücken von 52 kPa bis 73 kPa bei einer Belastungszeit von etwa 12 ms ein. Die Einfachverglasungen brachen unmittelbar nach dem Auftreffen der Luftstoßwelle in einem Zeitraum von 0,88 ms bis 1,46 ms. Dabei erreichten die Glasbruchstücke Abgangsgeschwindigkeiten von 14,7 m/s bis 24,5 m/s. Die erreichten Abgangsgeschwindigkeiten können nach den oben genannten Kriterien mit einem hohen Gefährdungspotential assoziiert werden.

Analyse von Bruchbildern

Der Einsatz moderner Hochgeschwindigkeits-Videokameras ermöglicht eine präzise Erfassung typischer Bruchbilder und der Rissausbreitung bei Verglasungen. Solche Bruchbilder werden häufig für qualitative Vergleiche mit numerischen Simulationen verwendet [235]. Zhang und Bedon [234] identifizieren die folgenden Einflussfaktoren auf das Bruchbild:

- Art der Explosionsbelastung (von impulsiv bis quasi-statisch),
- Eigenschwingdauer des Fensters,
- Material des Rahmens (z. B. Holz, Metall oder Kunststoff) und
- Art der Befestigung der Verglasung am Rahmen.

Gemäß Bedon et al. [21] tritt bei Verglasungen unter Luftstoßbelastungen entweder ein ebenes Versagen (engl. *planar failure*) oder ein sphärisches Versagen (engl. *spherical failure*) auf. Das ebene Versagen wird mit dem Schubversagen assoziiert und entsteht insbesondere bei einer sehr kurzen Belastungszeit mit hohen Drücken. Das sphärische Versagen wird auf eine Kombination aus Biege- und Membrantragwirkung zurückgeführt, die sich in der Glasscheibe einstellt. Es tritt bei längeren

Belastungszeiten mit mäßigen Drücken auf.

Die beiden möglichen Versagens-Moden haben auch Auswirkungen auf die Methodik zur Vorhersage der Widerstandsfähigkeit gegen Explosionsbelastungen. Beispielsweise beruhen die Schädigungskriterien bei Druck-Impuls-Diagrammen (Abbildung 4.13) meist auf einem reinen Biegezugversagen, während das Schubversagen vernachlässigt wird.

Um neben dem Biegezugversagen auch Schubversagen im Druck-Impuls-Diagramm zu erfassen, stellen Krauthammer et al. [133] eine Methodik zur Abbildung von Multimode-Schädigungskriterien für Druck-Impuls-Diagramme vor. Hierbei werden die entsprechenden Iso-Schädigungskurven für Schub- und Biegezugversagen überlagert. Im Allgemeinen zeigt sich dabei, dass Verglasungen im impulsiven Belastungsregime anfälliger für ebenes Versagen (Schub) als für das sphärische Versagen (Biegung) sind.

Versuche an gesamten Fensterkonstruktionen

Verglasungen werden häufig als das schwächste Element eines Fensters angesehen. Stoßrohrversuche an gesamten Fensterkonstruktionen verdeutlichen hingegen, dass dies nicht immer der Fall ist [7]. Vielmehr sind an der erreichbaren Sprengwirkungshemmung alle Komponenten des Fensters, das Primärbauteil (z. B. die Wand, in der das Fenster eingebaut ist) und weitere lastabtragende Bauteile im Gebäude beteiligt. Ein möglicher Lastpfad ist in der Abbildung 4.16 dargestellt.

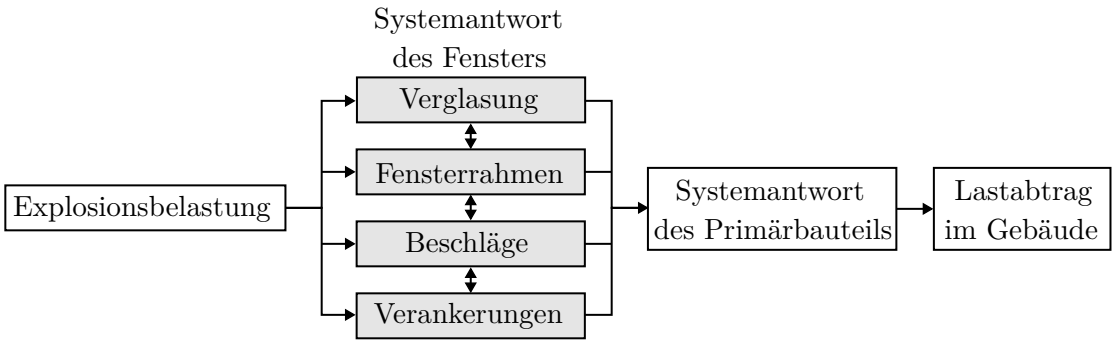


Abbildung 4.16: Lastpfad bei explosionsbelasteten Fenstern.

Schwachstellen am Fensterrahmen und am Beschlagsystem

Andrae et al. [7] untersuchten anhand von Stoßrohrversuchen die Systemantworten einflügeliger Kunststofffenstern mit Abmessungen von 1,365 m x 1,115 m (Höhe x Breite). Der einwirkende Luftstoß erreichte einen reflektierten Spitzenüberdruck von 66,7 kPa und einen maximalen reflektierten Impuls von 417,7 kPa · ms. Dies entspricht annähernd einer ER50-Explosionsbelastung nach ISO 16934:2007 (Tabelle 4.3).

Abbildung 4.17 zeigt die entsprechenden Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen aus einem Stoßrohrversuch aus Andrae et al. [7]. Der Fensterflügel (Flügelrahmen inklusive der Zweischeiben-Isolierverglasung) wurde bereits nach weniger als 20 ms während der Überdruckphase des Luftstoßes vom Blendrahmen abgerissen und in den Schutzbereich geschleudert (Abbildung 4.17). Anhand der Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen konnte beobachtet werden, dass das Abreißen des Fensterflügels einerseits auf ein Versagen der Fensterrahmen und andererseits auf ein Entriegeln des Beschlagsystems zurückgeführt werden kann [7].

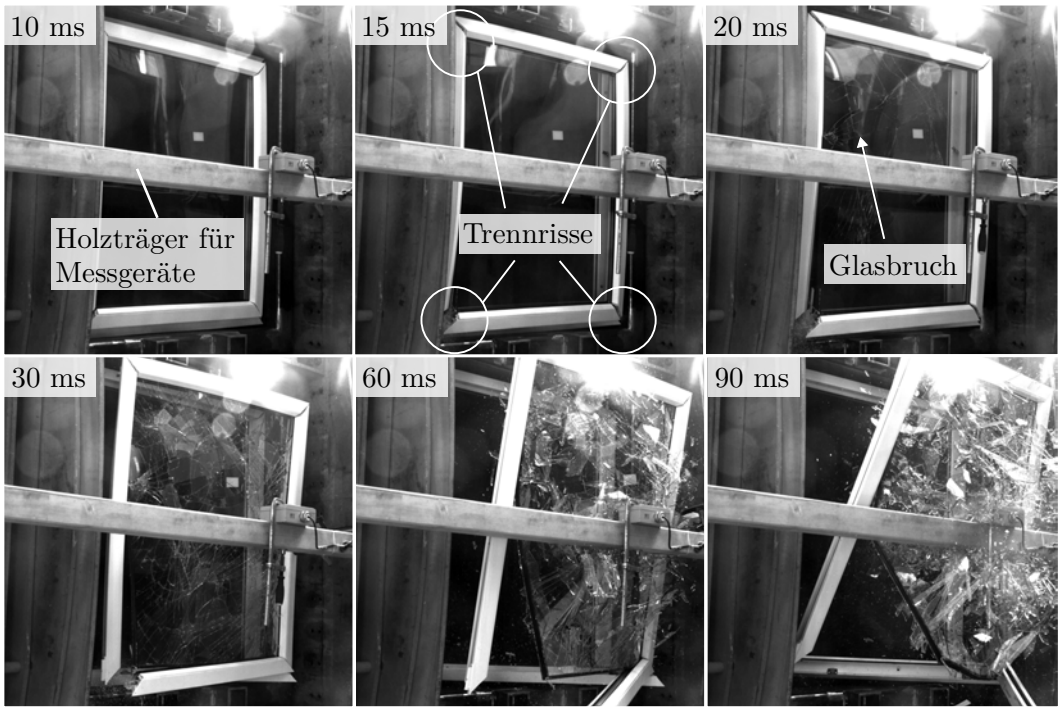


Abbildung 4.17: Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme eines Stoßrohrversuches mit einem ungeschützten Kunststofffenster, aus Andrae et al. [7].

In der Versuchsreihe wurde außerdem beobachtet, dass die Rahmenprofile des Flügel- und Blendrahmens während der Explosionsbelastung primär durch Torsion um ihre eigene Längsachse verdrillt wurden (Abbildung 4.18). Bereits 5 ms nach dem Auftreffen der Luftstoßwelle entstanden durchgehende Trennrisse entlang der Rahmeneckverbindungen. Diese Risse führten zu einer vollständigen Trennung der Rahmenprofile, was den Verlust der Tragfähigkeit der Fensterrahmen zur Folge hatte.

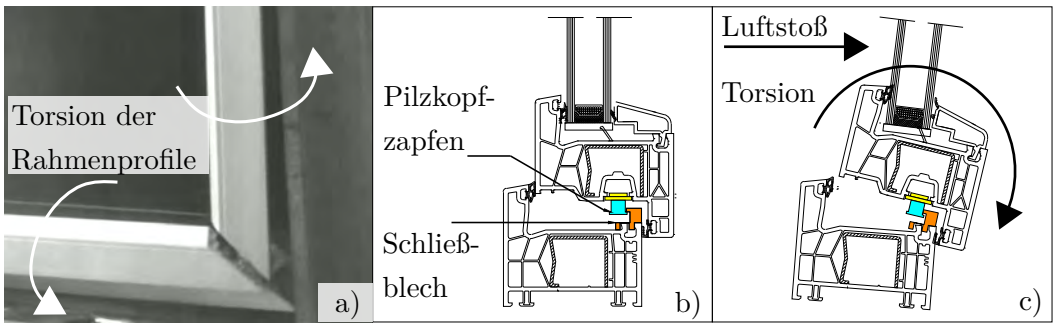


Abbildung 4.18: Versagensmodus an der Rahmenecke; a) Hochgeschwindigkeitsvideo bei 15 ms, b) ursprünglicher unbelasteter Zustand und c) verformtes Fenster unter der Explosionslast, in Anlehnung an Andrae et al. [7].

Gleichzeitig zum Versagen der Rahmenecken wurde in der Versuchsreihe von Andrae et al. [7] das Versagen des Beschlagsystems beobachtet, welches die mechanische Verbindung zwischen dem Blend- und Flügelrahmen herstellt. Die Schließbleche konnten dabei den auftretenden Kräften aus der Explosionsbelastung nicht standhalten und rissen entweder vollständig vom Blendrahmen ab oder wurden an der Fixierung am Blendrahmen verdreht. Beides führte zur Entriegelung des Fensters,

wobei der Fensterflügel anschließend keine mechanische Verbindung mehr zum Blendrahmen hat und frei in den Schutzbereich geschleudert wird.

Die Kombination der beobachteten Versagensmechanismen (Bruch der Rahmenecken und Versagen des Beschlagsystems) führten dazu, dass der gesamte Fensterflügel vom Blendrahmen abgerissen wurde. Sowohl der Flügelrahmen als auch die Verglasung erreichten Abgangsgeschwindigkeiten von bis zu 15 m/s. Es traten somit sehr hohe Gefährdungen im Schutzbereich auf [7].

Schwachstellen an der Verankerung am Primärbauteil
Bei der Betrachtung eines Fensters als Gesamtkonstruktion ist die Verankerung eines Fensters in das Primärbauteil (z. B. Außenwand) zu beachten [219]. In der Abbildung 4.19 sind einige typische Schadensbilder nach Sprengversuchen aus der Versuchsreihe an der sogenannten Zielhausgruppe aus [231] dargestellt. Die Hauptschadensbilder reichen vom Betonausbruch (Abbildung 4.19a) über den Trennriss im Bauteil (Abbildung 4.19b) bis hin zur plastischen Verformung eines Durchsteckdübels (Abbildung 4.19c).



a) b) c)

Abbildung 4.19: Schädigungen an der Wandverankerung nach Sprengversuchen a) Betonausbruch, b) Trennriss in Mauerwerksstein, c) plastischen Verformung eines Durchsteckdübels.

Ward und Jordan [219] fassen die folgenden möglichen Versagensmechanismen bei sprengwirkungshemmenden Sicherheitsfenstern zusammen, die mit Durchsteckdübeln im Primärbauteil verankert sind:

- *Lokales Spalten des Primärbauteils* - Die Querkraft aus dem Durchsteckdübel führt zu einem lokalen Versagen des Wandgefüges. Durch die eingetragene konzentrierte Last aus der Fensterkonstruktion (Querzug) wird die Zugfestigkeit des Werkstoffes des Primärbauteils überschritten. Typisch bei Mauerwerk ist das Versagen in der Mörtelfuge, wodurch einzelne Mauerwerkssteine aus dem Mauerwerksverband herausbrechen (Abbildung 4.19b). Dies kann durch höhere Randabstände vermieden werden.
- *Scherversagen in der Wandebene* - Um die hohen Kräfte auf die Durchsteckdübel zu mindern mag ein erster Ansatz darin bestehen eine möglichst hohe Anzahl an Durchsteckdübeln zu wählen. Hierdurch werden zwar die Lasten pro Ankerpunkt gemindert, bei zu enger Anordnung können sich jedoch die Ausbruchkegel der Dübel überschneiden. Infolgedessen tritt ein linienartiges Scherversagen in der Wandebene auf. Um dies zu vermeiden, ist ein ausreichender Mindestabstand zwischen den Durchsteckdübeln einzuhalten.

- *Schub- oder Biegeversagen des Durchsteckdübels* - Der Bruch tritt im Querschnitt des Durchsteckdübels auf (Abbildung 4.19c). Dies kann beispielsweise der Fall sein, wenn zu wenige Dübel gesetzt wurden oder der Durchmesser zu klein gewählt wurde.
- *Zugversagen des Durchsteckdübels* - In der Regel werden Durchsteckdübel auf Querzug beansprucht. Tritt jedoch eine Torsion des Blendrahmens auf, so kann eine Kombination von zentrischem Zug und Querzug eingetragen werden. In diesem Fall kann die Auszugsfestigkeit des Durchsteckdübels relevant werden, die vom Wirkungsprinzip der Verankerung abhängt, d.h. Reib-, Stoff- oder Formschluss. Eine untergeordnete Rolle spielt das Versagen im Querschnitt des Durchsteckdübels, das nach dem Überschreiten der Zugfestigkeit auftritt.

Die Ausführungen von Ward und Jordan [219] beschränken sich auf die Versagensmechanismen von Durchsteckdübeln bei sprengwirkungshemmenden Sicherheitsfenstern mit metallischen Fensterrahmen. In der vorliegenden Dissertation werden Kunststofffenster untersucht, deren weiche Fensterrahmen deutlich weniger widerstandsfähig sind als metallische Fensterrahmen von Sicherheitsfenstern. Neben den oben genannten Versagensmechanismen besteht die Möglichkeit des Biegebruchs des Blendrahmens an den Verankerungspunkten [7]. Darüber hinaus kann die hohe Leibungspressung im Kunststoff zum Versagen der Lochleibung und zum Herausziehen des Durchsteckdübels aus dem Kunststoffprofil führen.

4.3 Herausforderungen bei der Prüfung des Luftstoßwiderstandes in Stoßrohrversuchen

In den letzten zwei Jahrzehnten wurden zahlreiche Normen zur Beurteilung der sprengwirkungshemmenden Eigenschaften von Verglasungen und Fenstern veröffentlicht. Umfassende Analysen der Prüfverfahren wurden in Bedon et al. [17] und van der Woerd et al. [216] vorgestellt. Auf europäischer Ebene sind insbesondere die Prüfverfahren der DIN EN 13541:2012 für Verglasungen und die Prüfverfahren der DIN EN 13123 und der DIN EN 13124 für Fenster von Bedeutung. Auf internationaler beziehungsweise außereuropäischer Ebene sind die Prüfverfahren der ISO 16933:2007 (Freifeld), ISO 16934:2007 (Stoßrohrversuchsanlage), GSA-TS01:2003 und ASTM F 1642:2017 hervorzuheben. Ziel der Prüfverfahren ist die Ermittlung des Luftstoßwiderstandes der Verglasung oder des Fensters.

Die Prüfung des Luftstoßwiderstandes kann entweder, wie im Folgenden diskutiert, in einer Stoßrohrversuchsanlage erfolgen oder durch die Detonation eines Explosivstoffes im Freifeld. Die EU- und ISO-Normen geben hierfür explizit Explosionsbelastungen für das Prüfverfahren vor, die zur Klassifizierung in eine Widerstandsklasse der Sprengwirkung erreicht werden müssen. Um eine breite Anwendbarkeit zu ermöglichen, verzichten die US-amerikanischen Normen GSA-TS01:2003 und ASTM F 1642:2004 auf die Angabe spezifischer Belastungsszenarien.

Eine Übersicht über die vorgegebenen Explosionsbelastungen in Stoßrohrversuchsanlagen kann Abbildung 4.20 entnommen werden. Diese normativ festgelegten Belastungsszenarien decken generell Ferndetonationen mit hohen Explosivstoffmengen und großen Abständen zum Gebäude ab. Die Klassifizierung erfolgt anhand des reflektierten Spitzenüberdruckes p_r und des reflektierten maximalen Impulses i_r der einwirkenden Luftstoßwelle. Zusätzlich muss im Sprengversuch eine

bestimmte positive Druckdauer t_d erreicht werden.

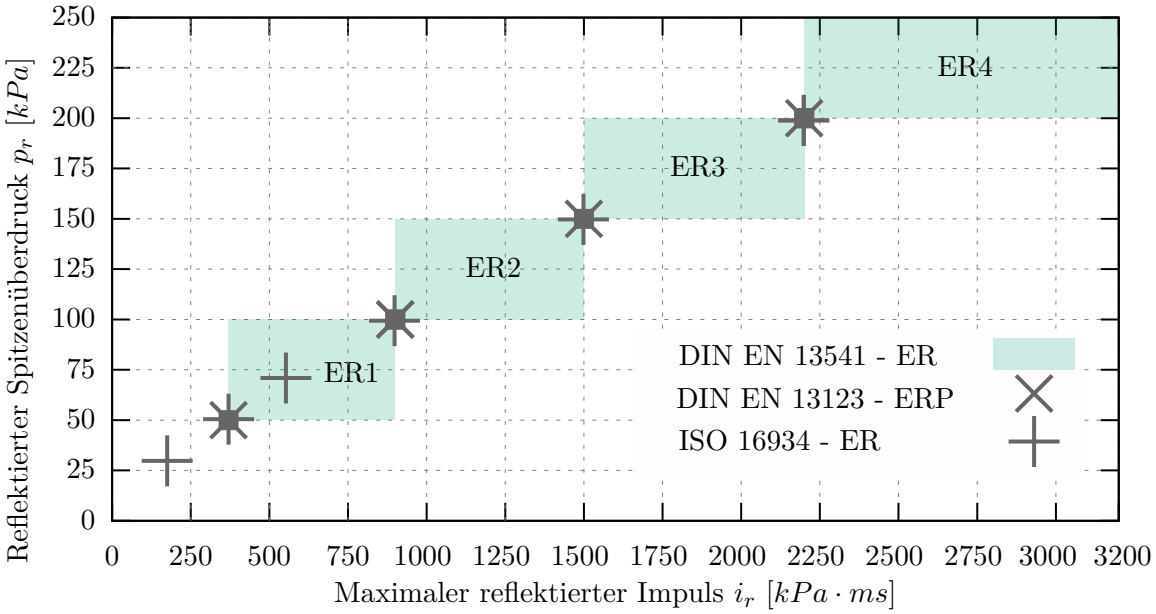


Abbildung 4.20: Widerstandsklassen gegen Sprengwirkung für die Prüfung im Stoßrohr gemäß DIN EN 13541:2012, DIN EN 13123-1:2001 und ISO 16934:2007.

Die DIN EN 13541:2012 legt zur Klassifizierung von Verglasungen die vier Belastungsstufen ER1 bis ER4 fest (Abbildung 4.20). Die erzeugte Luftstoßbelastung muss jeweils innerhalb des entsprechenden Belastungsbereichs liegen, der durch den reflektierten Überdruck und Impuls definiert ist. Die positive Druckdauer t_d der Luftstoßwelle muss mindestens 20 ms betragen.

In der DIN EN 13123-1:2001 und der ISO 16934:2007 werden konkrete Einzelwertkombinationen aus reflektiertem Überdruck und Impuls festgelegt und keine Bereiche. Tabelle 4.3 fasst die Kombinationen für die sechs Explosionswiderstandsklassen $ER30$ bis $ER200$ der ISO-Norm zusammen. Die Klassenbezeichnungen basieren auf dem spezifizierten reflektierten Spitzenüberdruck p_r.

Tabelle 4.3: Klasseneinteilung der Sprengwirkungshemmung gemäß ISO 16934:2007.

Klassenbezeichnung	Reflektierter Spitzenüberdruck p_r [kPa]	Reflektierter maximaler Impuls i_r [kPa · ms]	Reflektierter Positive Druckdauer t_d [ms]
ER30	30	170	≥ 15
ER50	50	370	≥ 20
ER70	70	550	≥ 20
ER100	100	900	≥ 20
ER150	150	1500	≥ 20
ER200	200	2200	≥ 20

Eigenschaften der Luftstoßbelastung in Stoßrohrversuchen

Wie zuvor erörtert, gelten Stoßrohrversuche als anerkannte Prüfmethode zur Zertifizierung der Sprengwirkungshemmung von Verglasungen, Fenstern und Fassaden. Sie stellen eine vergleichsweise einfache Alternative zu Freilandversuchen dar, die sowohl in der Vorbereitung als auch in der Durchführung wesentlich aufwendiger sind.

Im Folgenden werden die besonderen Eigenschaften der Luftstoßbelastung in Stoßrohrversuchen

erörtert, die sich zum Teil deutlich von den Luftstoßbelastungen in Freifeldversuchen unterscheiden können. Daraus kann sich ein unterschiedliches Verhalten des Prüfkörpers im Freifeldversuch und im Stoßrohrversuch ergeben, das bei der Bewertung der Ergebnisse von Stoßrohrversuchen in den normativen Verfahren aktuell nur unzureichend berücksichtigt wird.

Ein wesentlicher Unterschied zwischen den beiden Prüfverfahren liegt in der Charakteristik der erzeugten Luftstoßbelastung. Um die Unterschiede zu verdeutlichen, sind in der Abbildung 4.21 die gemessenen Überdruck-Zeit-Verläufe aus einem Freifeldversuch und einem Stoßrohrversuch gegenübergestellt.

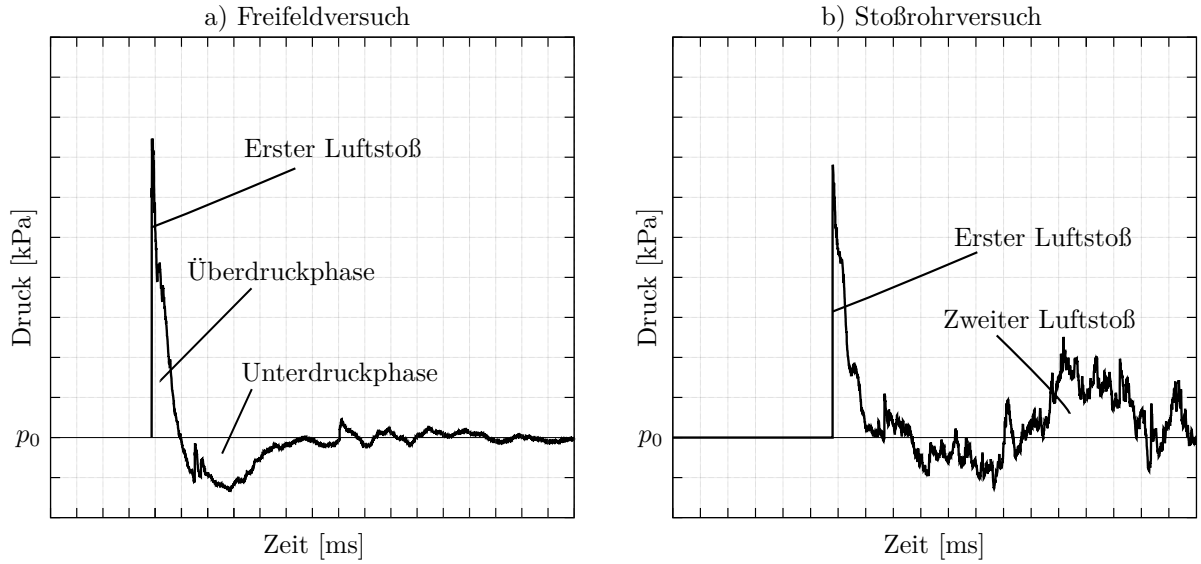


Abbildung 4.21: Druck-Zeit-Verlauf a) aus einem Freifeldversuch und b) aus einem Stoßrohrversuch.

In **Freifeldversuchen** (Abbildung 4.22a) wird die Sprengladung im Außenbereich auf einem weitläufigen Sprengplatz gezündet. Es entsteht eine signifikante Luftstoßwelle mit einer klar ausgeprägten Überdruckphase und einer klar ausgeprägten Unterdruckphase (Abbildung 4.21a). Mit dem Abschluss der Unterdruckphase klingt der Druck relativ rasch auf den Atmosphärendruck p_0 ab. Die entstehende Explosionsbelastung entspricht dabei annähernd dem typischen Überdruck-Zeit-Verlauf eines Friedlander-Impulses (Abbildung 4.3).

Bei **Stoßrohrversuchen** wird der Luftstoß entweder durch Zündung eines Explosivstoffes in einem geschlossenen Stoßrohr (Abbildung 4.22b) oder durch rasch in das Rohr strömende Druckluft aus einem Hochdruckbehälter erzeugt. Da sich die erzeugte Luftstoßwelle innerhalb eines Rohres ausbreitet, wird die Energie konzentriert. Die benötigte Sprengstoffmenge ist daher geringer als bei einem Freifeldversuch mit vergleichbarer Explosionsbelastung.

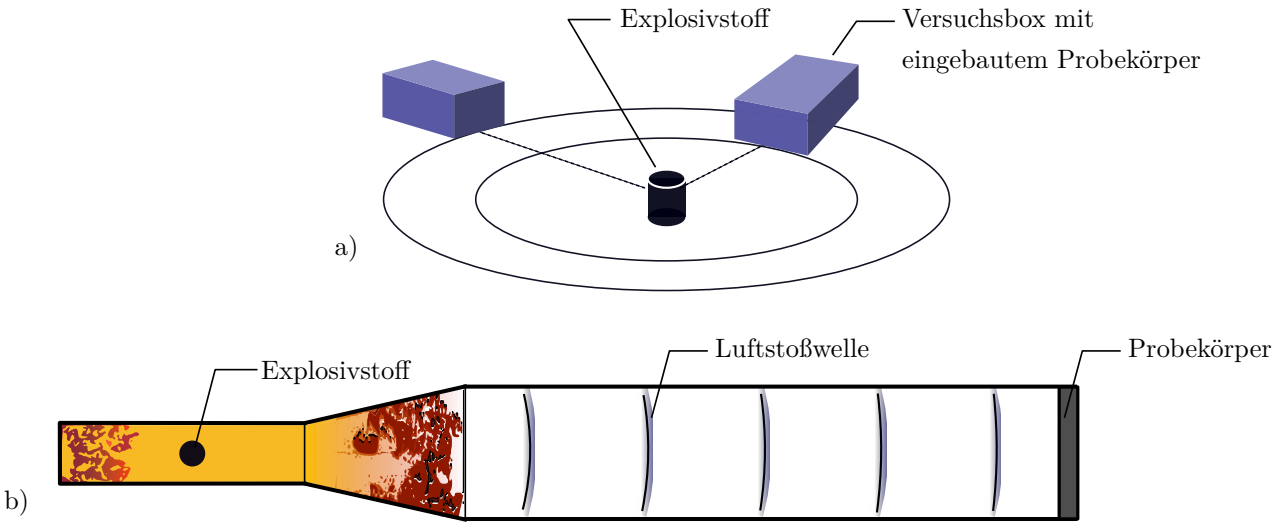


Abbildung 4.22: Versuchsaufbau a) im Freifeldversuch und b) im explosiongetriebenen Stoßrohrversuch.

Die weitestgehende Abgeschlossenheit des Stoßrohres führt zu zwei Effekten, die für die Charakteristik der erzeugten Luftstoßbelastung von Bedeutung sind:

1. **Mehrfachreflexionen:** Die Luftstoßwelle wird innerhalb des Stoßrohres mehrfach reflektiert. Der Probekörper wird dabei mehrfach belastet.
2. **Abgeschwächte Unterdruckphase:** Das Nachströmen von Umgebungsluft in das abgeschlossene Stoßrohr ist nur begrenzt möglich. Dadurch ist die Unterdruckphase der Luftstoßwelle im Vergleich zum Freifeldversuch weniger stark ausgeprägt [33].

Beide Effekte können das Verhalten des Prüfkörpers signifikant beeinflussen, insbesondere bei leichten und flexiblen Tragsystemen wie Fensterkonstruktionen und Fassaden.

Bei Mehrfachreflexionen besteht die Herausforderung, dass Fenster und Verglasungen bereits unter der Einwirkung des primären Luftstoßes stark geschädigt werden können [171, 7]. Sekundäre Luftstoßbelastungen (Abbildung 4.21b) führen schließlich zur fortschreitenden Schädigung und gegebenenfalls zum Versagen des vorgeschädigten Probekörpers. Einerseits wird somit der Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Ergebnissen einer Prüfung im Freifeld schwierig, da in diesem Fall nur ein einziger ausgeprägter Luftstoß einwirken würde (Abbildung 4.21a). Andererseits treten in realen Explosionsszenarien nur in Ausnahmefällen, beispielsweise bei schmalen Straßen im städtischen Bereich (Abschnitt 4.1.5.3), derartig stark ausgeprägte Mehrfachreflexionen auf.

Die abgeschwächte Unterdruckphase der Luftstoßwelle hat insbesondere bei geringen Belastungszeiten t_d im Verhältnis zur Eigenschwingdauer T des Bauteils ($t_d/T < 10$) einen maßgebenden Einfluss auf die Strukturantwort [208]. Dies kann bei Fensterkonstruktionen der Fall sein. Es besteht demnach die Möglichkeit, dass die Fensterkonstruktion im Freifeldversuch unter dem Einfluss der Unterdruckphase versagt, während sie dieser im Stoßrohrversuch standhält.

Auch bei den im Rahmen dieser Dissertation durchgeführten Stoßrohrversuchen treten Mehrfachreflexionen und eine abgeschwächte Unterdruckphase auf. Um trotz der Mehrfachreflexionen Prognosen für die Ergebnisse von Freifeldversuchen treffen zu können, wird eine neue Bewertungsmethodik entwickelt, die im Abschnitt 5.4.3 vorgestellt wird. Diese beruht auf der Auswertung von

Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und der Messung der dynamischen Auslenkung des Fensters mittels digitaler Bildkorrelation (DIC). Konsequenzen aus der abgeschwächten Unterdruckphase können hingegen im Rahmen dieser Arbeit nicht bewertet werden, da keine Referenzversuche in der Freifeldprüfung vorgenommen werden.

4.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden die grundlegenden Eigenschaften einer Detonation behandelt, die für das Verständnis der Arbeit wichtig sind. Dazu gehören der Ablauf einer Detonation, die Ausbreitung einer Luftstoßwelle, das Skalierungsgesetz, die TNT-Äquivalenz und Methoden zur Berechnung der Detonationsbelastung. Es wurde die Wechselwirkung von Luftstoßwellen mit Bauwerken erläutert, wobei Größe und Form des Bauwerks zu komplexen Strömungsphänomenen führen können. Die enge Anordnung von Gebäuden in städtischen Gebieten kann zu Mehrfachbelastungen aufgrund von Mehrfachreflexionen der Luftstoßwellen führen.

Das Kapitel behandelte neben den Einwirkungen auf die Fassade auch die Auswirkungen des Luftstoßes auf Fenster und Verglasungen. Dabei wurden zahlreiche Studien aus der Zeit des Zweiten Weltkriegs und des Kalten Krieges sowie aktuelle Forschungsarbeiten einbezogen.

Generell hängt die Bruchlast von Verglasungen unter Luftstoßeinwirkungen von der Größe, dem Seitenverhältnis und der Dicke der Glasscheibe ab. Bei der Detonation extrem hoher Explosivstoffmengen (z. B. Kernwaffendetonation), treten quasi-statische Explosionsbelastungen auf, die bei einfallenden Überdrücken zwischen 1,16 kPa und 6,9 kPa zum Versagen von Verglasungen führen. Zur Berechnung der schädigenden Explosionsbelastung bei Ferndetonation mit mäßigen Explosivstoffmengen (Bombenanschläge) befassen sich aktuelle Forschungsstudien mit der Weiterentwicklung von Einmassenschwinger-Modellen und Druck-Impuls-Diagrammen. Hierbei kann die Abhängigkeit einer schädigenden Explosionsbelastung vom reflektierten Spitzenüberdruck und vom maximalen Impuls der Luftstoßwelle ermittelt werden. Versuche an gesamten Fensterkonstruktionen verdeutlichen, dass neben der Verglasung zusätzliche Schwachstellen auftreten, wie beispielsweise an den Rahmeneckverbindungen, am Beschlagssystem oder an den Verankerungen am lastabtragenden Primärbauteil (z. B. Wand).

Eine ursprünglich im „UK Glazing Hazard Guide“ vorgeschlagene Methodik zur Bewertung der Gefährdung durch abgerissene Bruchstücke von Fenstern findet in der aktuell gültigen *ASTM F1642-17* sowie *ISO 16934:2012* Anwendung. Das *UN-Department of Safety and Security* legt Gefahrenakzeptanzen auf der Grundlage dieser Bewertungskriterien fest.

Bei Glasbruchstücken ist ab einer Abgangsgeschwindigkeit von 2,0 m/s mit Augenverletzungen zu rechnen. Ab einer Geschwindigkeit von 9,0 m/s kann Hautpenetration auftreten. Für Bruchstücke mit einer Masse von mehr als 100 g, beispielsweise den Bruchstücken eines Fensterrahmens, wird die sogenannte 80 Joule-Regel angewendet. Diese besagt, dass Bruchstücke ab einer kinetischen Energie von 80 J bei Personen schwere Verletzungen verursachen können.

Abschnitt 4.3 befasste sich abschließend mit den Herausforderungen bei der Prüfung des Luftstoßwiderstands in Stoßrohrversuchen, insbesondere hinsichtlich der Vergleichbarkeit mit Detonationen im Freifeld. Da die Ausbreitung der Luftstoßwelle bei Stoßrohrversuchen in einem geschlossenen Rohr

erfolgt, können Mehrfachreflexionen der Luftstoßwelle am Prüfkörper auftreten. Ein geprüftes Fenster kann durch die primäre Luftstoßbelastung vorgeschädigt werden und unter der darauffolgenden sekundären Luftstoßbelastung versagen. Bei Versuchen im Freifeld treten hingegen in der Regel keine sekundären Luftstöße auf. Auch bei realen Explosionsszenarien sind solche Mehrfachreflexionen nur bei eng angeordneten Gebäuden in städtischen Gebieten die Regel. Stoßrohrversuche gelten dennoch aufgrund ihrer relativ einfachen Umsetzung als Stand der Technik in der Überprüfung der Sprengwirkungshemmung.

Das Kapitel bildet die Grundlage für die Planung, Durchführung und Bewertung der in Kapitel Kapitel 5 vorgestellten Stoßrohrversuche an verstärkten Kunststofffenstern. Hierbei wird die Charakteristik der Luftstoßbelastung in Stoßrohrversuchen durch eine neu entwickelte Bewertungsmethodik berücksichtigt, um Prognosen für Freifeldversuche zu ermöglichen.

5 Experimentelle Untersuchungen zur Sprengwirkungshemmung ertüchtigter Kunststofffenster

Im folgenden Kapitel wird auf die 19 Stoßrohrversuche eingegangen, die im Rahmen dieser Dissertation an ertüchtigten sowie an ungeschützten Kunststofffenstern durchgeführt wurden. Zunächst werden die Versuchsanlage, der Versuchsablauf und die Probekörperkonfigurationen vorgestellt. Anschließend werden die Instrumentierung und die Methoden zur Dokumentation der Versuchsergebnisse erörtert. Zuletzt erfolgt eine umfangreiche Darlegung der Versuchsergebnisse. Ein Teil der hier dargestellten experimentellen Ergebnisse wurde in Andrae et al. [6] vorgestellt.

5.1 Versuchsanlage und Versuchsaufbau

Die vorgestellten experimentellen Untersuchungen werden in der sprengstoffbetriebenen Stoßrohrversuchsanlage GUSA (Große Universal Sprenganlage) an der Wehrtechnischen Dienststelle 52 (WTD 52) für Schutz- und Sondertechnik in Oberjettenberg durchgeführt. Der Aufbau der Stoßrohrversuchsanlage ist in der Abbildung 5.1 schematisch dargestellt. Die unterirdische Anlage besteht aus einem Stoßstollen mit einem Durchmesser von etwa 5 m und einem Kammerbereich mit einem Durchmesser von etwa 15 m. Weitere technische Hintergründe zur Stoßrohrversuchsanlage können Millon und Haberacker [158] entnommen werden.

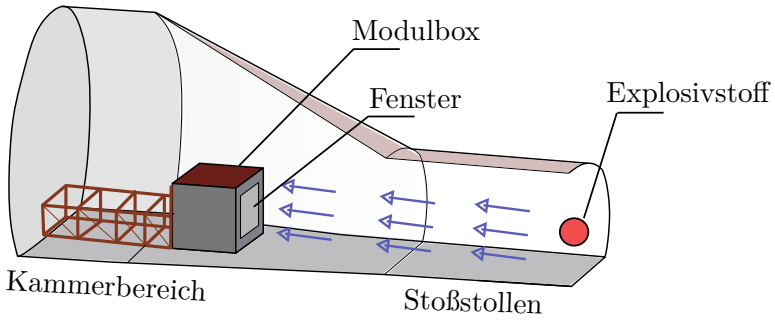


Abbildung 5.1: Prinzipieller Aufbau der sprengstoffbetriebenen Stoßrohrversuchsanlage GUSA, in Anlehnung an Millon und Haberacker [158].

Im umgesetzten Versuchsaufbau wird die Luftstoßwelle durch die Zündung des Explosivstoffes (PETN) erzeugt. Die resultierende Luftstoßwelle breitet sich vom Stoßstollen in Richtung des Kammerbereiches aus. Im Kammerbereich ist eine begehbare Modulbox mit den Außenabmessungen 4,50 m × 7,35 m × 3,60 m (Breite × Länge × Höhe) installiert, in die der Prüfkörper (Kunststoff-

fenster) eingebaut wird. Der Abstand der Sprengladung zur Modulbox wird so gewählt, dass das Kunststofffenster von einer Luftstoßwelle mit einer ebenen Stoßfront belastet wird und somit eine Ferndetonation gemäß Abschnitt 4.1.3.1 nachgebildet wird. Die vertiefte Analyse der erzeugten Explosionsbelastungen erfolgt im Abschnitt 5.5.2.

Abbildung 5.2 zeigt Fotografien von innen und von außen auf die Vorderwand der Modulbox. Das Kunststofffenster wird in einen Adapterrahmen aus Stahl-Hohlprofilen eingebaut, der fest mit der Stahlwand der Modulbox verbunden ist. Die steife, quasi-starre Ausführung des Adapterrahmens entspricht den geforderten normativen Anforderungen der DIN EN 13123-1:2001 zur Prüfung von Fenstern in Stoßrohrversuchen.

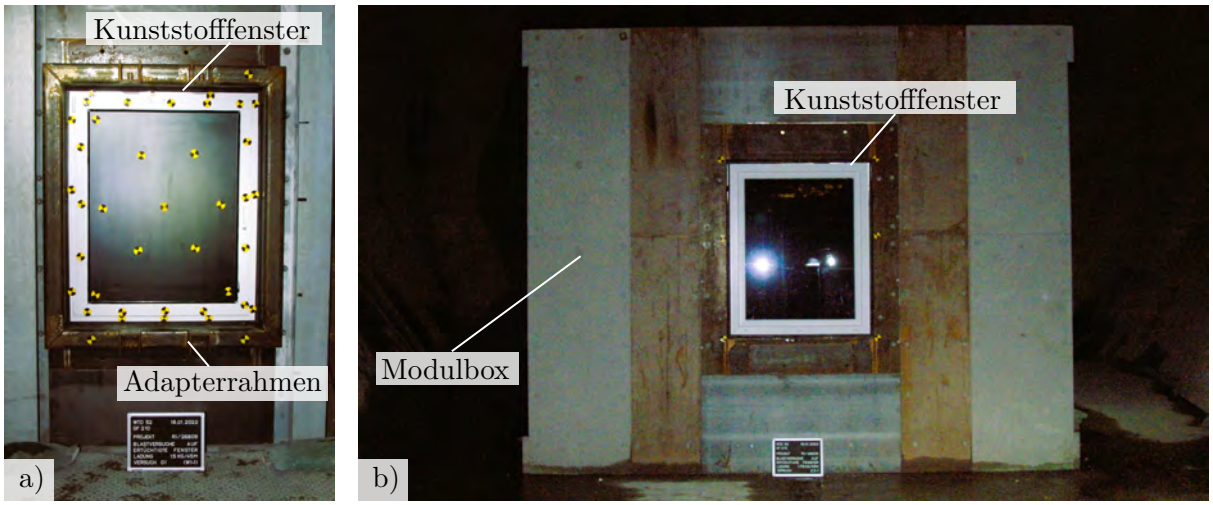


Abbildung 5.2: Versuchsaufbau, a) Blick von der Innenseite der Modulbox auf das Kunststofffenster, b) Blick von außen auf die Modulbox.

5.2 Überblick zu den durchgeführten Versuchen

Die durchgeführte Versuchsreihe umfasst 19 Versuche, die mit 10 verschiedenen Probekörperkonfigurationen in 6 verschiedenen Belastungsstufen (I bis VI) durchgeführt werden (Tabelle 5.1). Es werden die folgenden drei grundlegenden Klassen an Probekörperkonfigurationen untersucht:

- Zwei Stoßrohrversuche werden mit **Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE)** durchgeführt. Die Eigenschaften der Probekörperkonfigurationen werden im Abschnitt 5.3.1 erörtert.
- Drei Stoßrohrversuche werden mit einer **Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK)** unternommen. Die Eigenschaften der Probekörperkonfigurationen werden im Abschnitt 5.3.2 erörtert. Die Konfiguration wird als Basis-Ertüchtigungsstufe angesehen.
- 14 Stoßrohrversuche werden mit **ertüchtigten Kunststofffenstern mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff (P)** durchgeführt. Die Fenster haben die gleiche Ausstattung wie in der Grundkonfiguration, jedoch werden zusätzlich Patches aus faserverstärktem Kunststoff auf die Rahmenkonstruktion aufgebracht. Es werden fünf verschiedenen Patchkonfigurationen erforscht (P1, P2, P2V, P2O, P3), deren Eigenschaften im Abschnitt 5.3.3 ausführlich erörtert

werden.

Tabelle 5.1: Durchgeführte Stoßrohrversuche mit unterschiedlichen Probekörperkonfigurationen.

Versuch	Probekörperkonfiguration	Belastungsstufe	Wiederholungen
OE1-I	OE1	I	1
OE2-I	OE2	I	1
GK-I	GK	I	1
GK-III-1	GK	III	1
GK-III-2	GK - CC	III	1
P1-I-1 bis -3	P1	I	3
P1-II	P1	II	1
P1-IV	P1	IV	1
P1-V	P1	V	1
P1-VI	P1 - CC	VI	1
P2-I-1 bis -3	P2	I	3
P2V-I	P2V	I	1
P2O-I	P2O	I	1
P2-II	P2	II	1
P3-III	P3	III	1

Wiederholungsversuche und Aussagekraft der Versuchsergebnisse
Wie der Tabelle 5.1 entnommen werden kann, werden einige Versuche zur Erhöhung der statistischen Aussagekraft mit der gleichen Probekörperkonfiguration wiederholt, während andere nur einmal durchgeführt wurden.

Die mehrfach durchgeführten Versuche (z. B. P1-I-1 bis -3 und P2-I-1 bis -3) ermöglichen es, die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse zu prüfen und Variationen in der Reaktion der Kunststofffenster unter den gleichen Belastungsbedingungen zu erfassen.

Die einmalig durchgeführten Versuche bieten hingegen eine Momentaufnahme des Verhaltens der Probekörper. Diese Einzelversuche tragen zur Diversifizierung der Datengrundlage bei, haben jedoch eine eingeschränktere Aussagekraft in Bezug auf die statistische Reproduzierbarkeit. Sie können daher als „Tastversuche“ verstanden werden.

5.3 Ausstattung der Probekörperkonfigurationen

Tabelle 5.2 gibt einen Überblick zur individuellen Ausstattung der erprobten Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE), in der Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK) und als ertüchtigte Kunststofffenster mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff (P1, P2, P2V, P2O und P3). Auf die konstruktiven Einzelheiten der Probekörperkonfigurationen wird in den nachfolgenden Abschnitten 5.3.1 bis 5.3.3 eingegangen.

Tabelle 5.2: Übersicht zur Ausstattung der Probekörperkonfigurationen.

Probekörperkonfiguration	OE1	OE2	GK	GK-CC	P1	P1-CC	P2	P2V	P2O	P3
Anzahl der Erprobungen	1	1	2	1	7	1	4	1	1	1
Hohe Einbruchhemmung		x	x	x	x	x	x	x	x	
Falz-Eckwinkel		x	x	x	x	x	x	x	x	
Splitterschutzfolie			x	x	x	x	x	x	x	
Eingeklebte Verglasung			x	x	x	x	x	x	x	
Verschr. Glashalteleisten			x	x	x	x	x	x	x	x
Seilauffangsystem				x		x				
Patchkonfiguration P1					x	x				
Patchkonfiguration P2							x			
Patchkonfiguration P2V								x		
Patchkonfiguration P2O									x	
Patchkonfiguration P3										x

Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE)

Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK)

Ertüchtigtes Kunststofffenster mit applizierten Patches (P)

5.3.1 Ausstattung der Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen

In den folgenden Abschnitten werden die konstruktiven Einzelheiten der untersuchten Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE) vorgestellt. Die Ausstattung der Probekörperkonfiguration OE2 dient als Basis für die weiteren Versuche (Abschnitt 5.3.2 und Abschnitt 5.3.3), bei denen verschiedene Ertüchtigungsmaßnahmen implementiert werden, um den Explosionsschutz zu erhöhen.

Bei den untersuchten Fenstern handelt es sich um einflügelige Kunststofffenster mit einer Zweischeiben-Isolierverglasung und einem Drehkippflügel. Die Außenabmessungen betragen 1115 mm x 1365 mm (Breite x Höhe). Die Explosionslast wirkt von außen auf das Fenster (Angriffsseite), die Innenseite ist die Schutzseite. Zur Verdeutlichung der nachfolgenden Konstruktionsbeschreibung zeigt Abbildung 5.3 eine Ansicht auf das Kunststofffenster sowie einen Querschnitt durch die Fensterrahmenprofile und die Verglasung.

Zweischeiben-Isolierverglasung

Die eingebaute Zweischeiben-Isolierverglasung besteht aus einer 4 mm dicken Außenscheibe, einem 16 mm breiten, mit einem Argon-Gasgemisch gefüllten Scheibenzwischenraum und einer 4 mm dicken Innenscheibe. Beide Glasscheiben bestehen aus thermisch entspanntem Glas. Die gewählten Außenabmessungen der Verglasung von 917 mm x 1167 mm (Breite x Höhe, Abbildung 5.3) orientieren sich an den Vorgaben des Prüfverfahrens der DIN EN 13541:2012 (900 mm x 1100 mm) zur Ermittlung der Sprengwirkungshemmung von Verglasungen. Hierdurch sollen Rückschlüsse auf die Wirksamkeit der Splitterschutzfolie ermöglicht werden, die mit diesem Prüfverfahren getestet wurden.

Fensterrahmenprofile

Als Blend- und Flügelrahmen werden Kunststoffprofile des Fabrikates „Kömmerling System 76 AD“

verwendet (Ausführungsdetails sind in den Anhängen B.3 und B.4 angegeben). Die Profile bestehen aus weichmacherfreiem Polyvinylchlorid (PVC-U) nach EN ISO 1163-1:1999 [65]. In die größten Hohlkammern der Fensterrahmen werden werkseitig C-Profile aus Edelstahl mit einer Blechdicke von 1,5 mm und Abmessungen von 28/32,5/28/8 mm eingebracht (Abbildung 5.3).

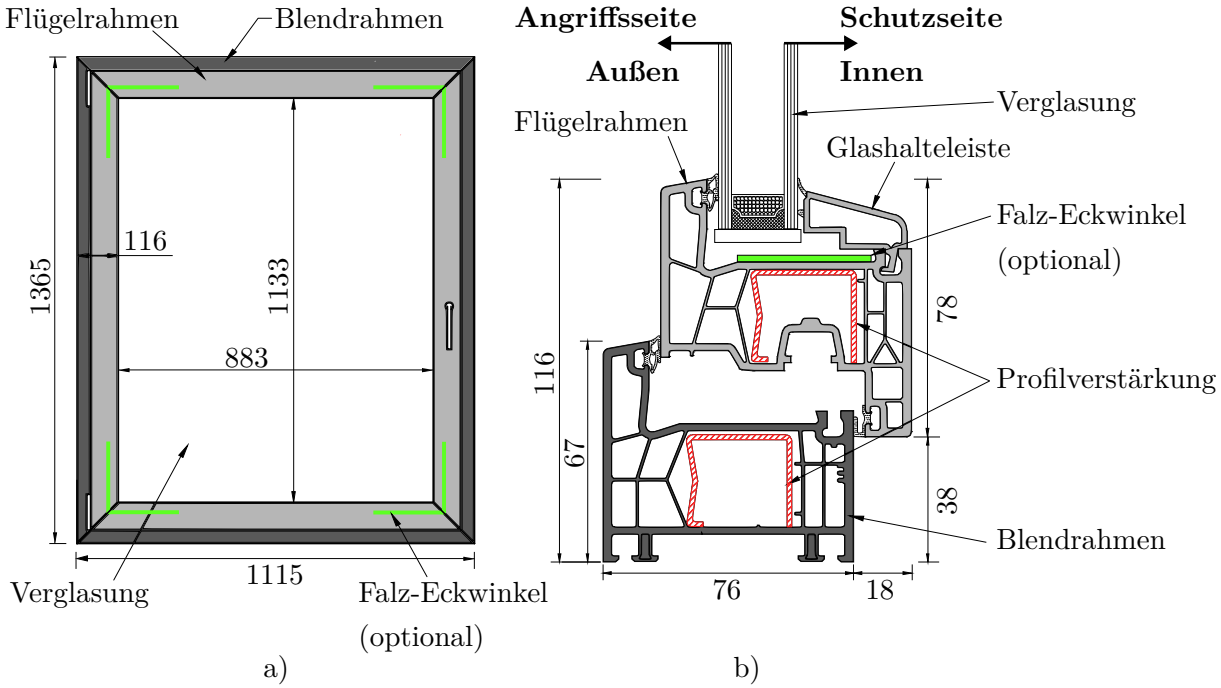


Abbildung 5.3: Grundaufbau der erprobten Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen a) Ansicht auf das Fenster, b) Querschnitt durch Fensterrahmenprofile und Verglasung.

Falz-Eckwinkel (optional)

Die Stahlprofile der Fensterrahmen enden bei konventioneller Ausführung wenige Zentimeter vor den Rahmeneckverbindungen. Sie leisten somit keinen Beitrag zur Tragfähigkeit der Rahmeneckverbindungen aus Kunststoff.

Um den Kraftschluss im Falle eines Bruches der Rahmeneckverbindungen zu ermöglichen, werden bei der Probekörperkonfiguration OE2 flache Falz-Eckwinkel aus Metall in den Rahmenecken des Flügelrahmens eingebaut. Abbildung 5.3 zeigt die Lage der Eckwinkel, die in den Glasfalz geschoben und mit den Stahlprofilen des Flügelrahmens verschraubt werden. Die Winkel bestehen aus Edelstahl und haben eine Schenkellänge von 200 mm, eine Breite von 50 mm und eine Blechstärke von 2 mm.

Bei der Probekörperkonfiguration OE1 wird auf die Anordnung von Falz-Eckwinkeln verzichtet.

Fensterbeschläge

Es werden zwei verschiedene Beschlagsysteme erprobt. Die Anordnung und Art der Schließbleche sind in der Abbildung 5.4 dargestellt. Die untersuchten Beschlagsysteme sind folgendermaßen ausgeführt:

- In der Probekörperkonfiguration OE1 wird das Kunststofffenster mit einem Beschlagsystem mit einer **geringen Einbruchhemmung** ausgestattet. Das System besteht aus vier konventionellen Schließblechen, einem Sicherheitsschließblech, einem Sicherheitskippschließblech sowie zwei Ecklagern (Abbildung 5.4a). Das Beschlagsystem erreicht gemäß Herstellerangaben

die Widerstandsklasse RC1 N gegen Einbruch (DIN EN 1627:2011 [60]) und bietet dabei einen Grundschutz gegen Aufhebeln mit körperlicher Gewalt sowie einen geringen Schutz gegen den Einsatz von Hebelwerkzeugen.

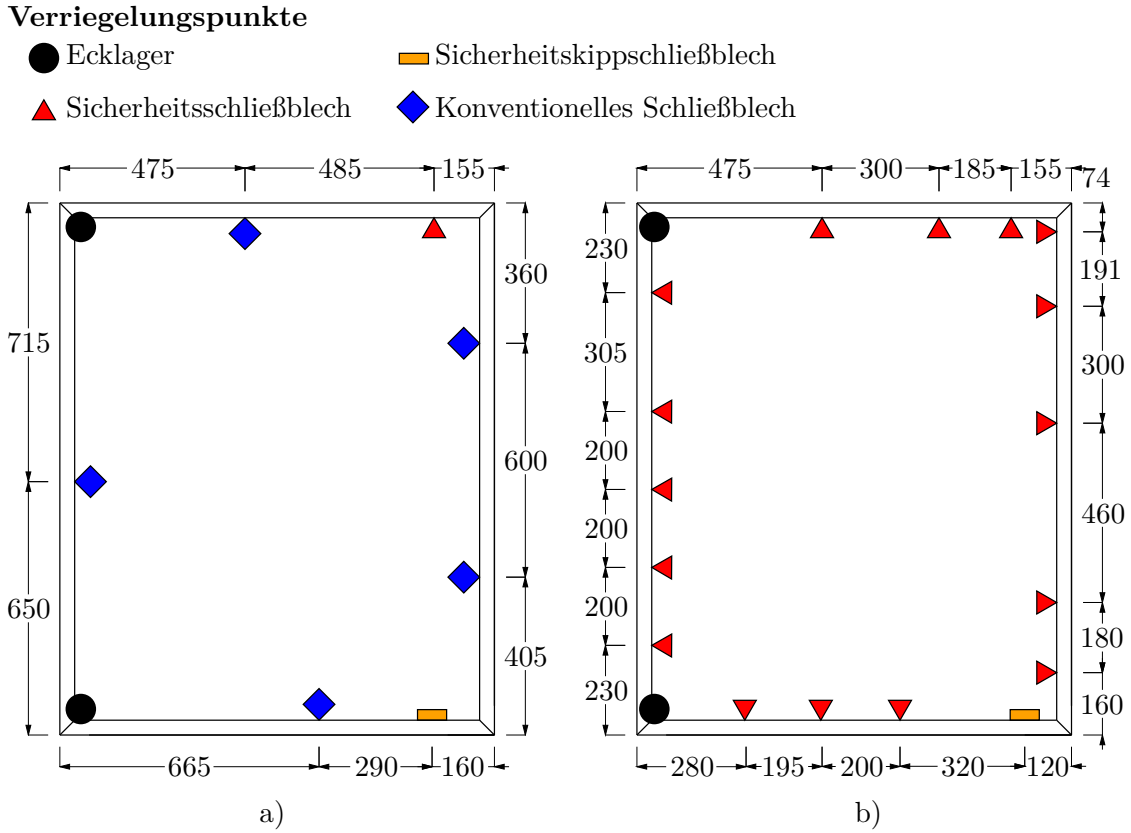


Abbildung 5.4: Anordnung und Art der Schließbleche am Blendrahmen, a) Beschlagsystem mit einer geringen Einbruchhemmung, b) Beschlagsystem mit einer hohen Einbruchhemmung.

- In der Probekörperkonfiguration OE2 wird das Kunststofffenster mit einem Beschlagsystem mit einer **hohen Einbruchhemmung** ausgestattet. Dieses Beschlagsystem besteht aus 16 Sicherheitsschließblechen, einem Sicherheitskippschließblech sowie zwei Ecklagern (Abbildung 5.4b). Es erreicht gemäß den Herstellerangaben die Widerstandsklasse RC3 gegen Einbruch und bietet damit Schutz gegen Aufbruch mit einfachen Hebelwerkzeugen wie Schraubendreher und Kuhfuß [60].

Verankerung an der Modulbox der Stoßrohrversuchsanlage

Abbildung 5.5 zeigt die Einbausituation des Kunststofffensters am Fenstersturz. Die Verankerung an der Modulbox der Stoßrohrversuchsanlage erfolgt mit Sechskantschrauben (M8) aus Edelstahl A2-70. Am Fenstersturz und an der Fensterbrüstung werden je zwei Sechskantschrauben angeordnet. Die Befestigung an den Laibungen erfolgt mit je drei Sechskantschrauben.

Aus dem Größenunterschied zwischen dem Kunststofffenster und dem Adapterrahmen ergibt sich eine umlaufende Montagefuge von etwa 22 mm, die als Einbautoleranz für das Kunststofffenster notwendig ist. Die Fuge wird mit Stahlleisten verschlossen (Abbildung 5.5b).

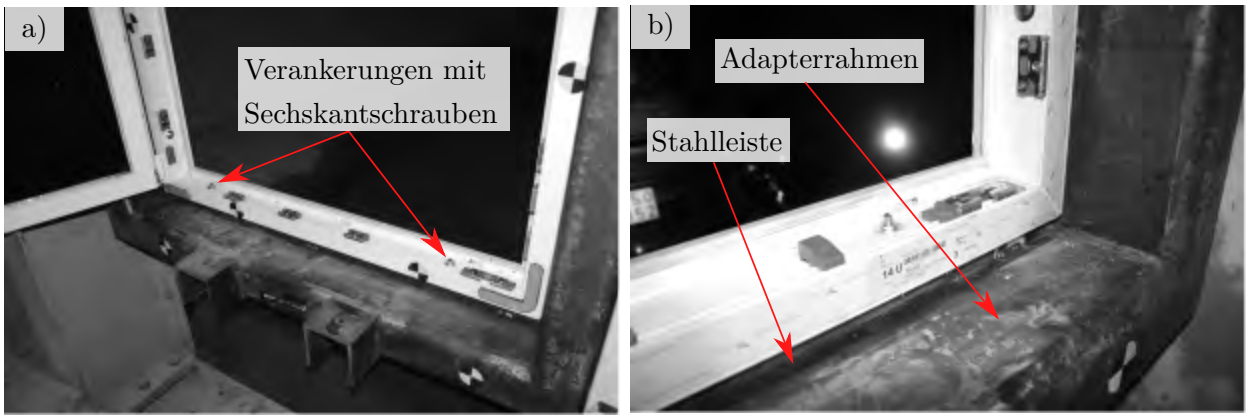


Abbildung 5.5: Verankerung des Kunststofffensters im Adapterrahmen a) Blick auf die Fensterbrüstung, b) Detail der Stahlleiste zur Füllung der Einbau-Fuge.

Zusammenfassend bleibt festzuhalten, dass die Fenster in den Versuchen in bautechnisch üblicher Weise an der Modulbox der Stoßrohrversuchsanlage verankert sind.

5.3.2 Ausstattung der Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters

Die Fenster in der Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK) sind in der Ausführung ähnlich zur ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2. Zusätzlich werden die Fenster in der Probekörperkonfiguration GK mit den folgenden Maßnahmen ertüchtigt:

- die Zweifach-Isolierverglasungen werden mit Splitterschutzfolien ausgestattet,
- die Zweifach-Isolierverglasungen werden in den Flügelrahmen eingeklebt und
- die Glashalteleisten werden mit Schrauben am Flügelrahmen fixiert.

Im Versuch GK-III-2 wird außerdem ein Seilauffangsystem auf der Schutzseite des Fensters angebracht, um abgerissene Bruchstücke aufzufangen. Die Wirksamkeit des Seilauffangsystems steht jedoch nicht im Fokus der nachfolgend dargestellten Studie.

Wirkungsprinzip der eingesetzten Ertüchtigungsmaßnahmen
Um das Wirkungsprinzip der eingesetzten Ertüchtigungsmaßnahmen zu erörtern, ist in der Abbildung 5.6 die Konzeption des Schutzkonzeptes im belasteten Zustand, vor und nach dem Glasbruch, dargestellt.

Vor dem Glasbruch (Abbildung 5.6b) trägt die Verglasung die Explosionslasten durch Plattentragwirkung ab. Hierbei entstehen an den Plattenrändern hohe Querkräfte, die auf die Glashalteleisten übertragen werden. In der herkömmlichen Ausführung sind diese lastabtragenden Glashalteleisten formschlüssig in den Flügelrahmen eingesteckt. Bei einer Überlastung besteht die Gefahr, dass die Glashalteleisten vom Flügelrahmen abreißen und die Verglasung aus dem Fensterflügel herausbricht.

Um die Widerstandsfähigkeit gegen die Querkräfte zu erhöhen, werden die Glashalteleisten mit selbstschneidenden Schrauben am Flügelrahmen fixiert. Die Schrauben werden in Abständen von etwa 350 mm entlang der Glashalteleisten angeordnet und sind bis in die Stahlprofile des Flügelrahmens verankert.

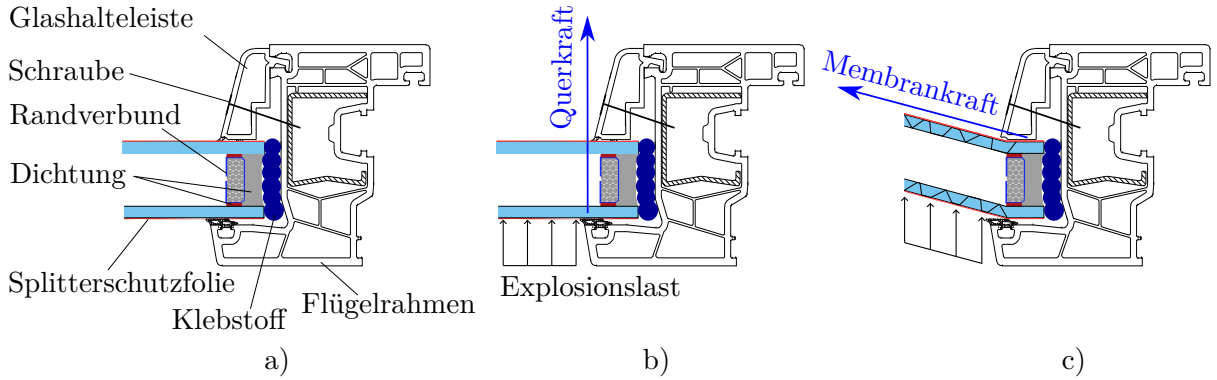


Abbildung 5.6: Wirkungsprinzip der Splitterschutzfolien, Einkleben der Verglasung und Fixieren der Glashalteleisten a) Konzeption der Maßnahmen, b) Lastabtrag vor dem Glasbruch und c) Lastabtrag nach dem Glasbruch, in Anlehnung an Andrae et al. [6].

Nach dem Glasbruch (Abbildung 5.6c) sollen die applizierten Splitterschutzfolien die Lastabtragung übernehmen. Sie werden zur Bindung der Glasbruchstücke beider Verglasungen sowohl auf der Angriffs- als auch auf der Schutzseite der Zweischeiben-Isolierverglasung aufgebracht. Bei den eingesetzten Folien handelt es sich um ein zertifiziertes Fabrikat, dessen Sprengwirkungshemmung mit dem Prüfverfahren der DIN EN 13541:2012 [57] nachgewiesen wurde und das dabei die Widerstandsklasse ER1 gegen Sprengwirkung erreicht. Das Prüfzeugnis der verwendeten Splitterschutzfolie ist im Anhang B.1 einsehbar. Es ist zu beachten, dass im Prüfverfahren zur Zertifizierung eine folienverstärkte Verglasung geprüft wurde, ohne die dazugehörige Rahmenkonstruktion des Fensters.

Aus den Ergebnissen der Versuchsreihe von Remennikov et al. [184] geht hervor, dass Splitterschutzfolien an ihren Rändern fixiert werden müssen, um im Nachbruchzustand eine Membrantragwirkung zu erzielen (siehe Abschnitt 3.2.2.5). Um dies in der vorliegenden Versuchsreihe sicherzustellen, wird der Ansatz verfolgt, die Verglasung in den Flügelrahmen einzukleben. Dabei wird der Effekt genutzt, dass Glasbruchstücke nach dem Bruch der Verglasung weiterhin an der Primär- und Sekundärdichtung des Randverbunds haften.

Zur Veranschaulichung der am Randverbund verbleibenden Glasbruchstücke zeigt Abbildung 5.7 eine gebrochene Verglasung nach einem Stoßrohrversuch. Das Wirkungsprinzip der erprobten Ertüchtigungsmaßnahme beruht darauf, die Membrankräfte der Splitterschutzfolien über die verbleibenden Glasbruchstücke auf den Randverbund zu übertragen (Abbildung 5.6c). Die Weiterleitung der Kräfte an den Flügelrahmen erfolgt durch einen in den Glasfalz injizierten Klebstoff (Abbildung 5.6c). Hierbei kommt ein 2-Komponenten-Klebstoff auf Polyurethanbasis (Sikaflex-553) zum Einsatz.

Die Maßnahme des Einklebens kann die strukturelle Integrität des Systems im Nachbruchzustand erhalten, bis die verbleibenden Glasbruchstücke aufgrund fortschreitender Ablösung vom Randverbund ihre tragende Funktion verlieren.



Abbildung 5.7: Randverbund der Verglasung mit anhaftenden Glasbruchstücken.

5.3.3 Ausstattung der ertüchtigten Kunststofffenster mit FVK-Patches

Die ertüchtigten Kunststofffenster mit applizierten Patches aus faserverstärktem Kunststoff (FVK) sind baugleich zur Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK, Abschnitt 5.3.2) ausgeführt. Zusätzlich werden Patches aus faserverstärktem Kunststoff appliziert, die zur Verstärkung der Rahmeneckverbindungen dienen sollen. Die Entwicklung und Produktion dieser Patches erfolgte durch das Labor für Faserverbundtechnik der Fakultät Maschinenbau an der Ostbayerischen Technischen Hochschule Regensburg (OTH Regensburg).

Patchkonfigurationen

Tabelle 5.3 gibt einen Überblick über die Eigenschaften der 6 verschiedenen untersuchten Patchkonfigurationen. Die Konstruktionszeichnungen der Patches sind im Anhang A.1 beigefügt. Bei der Ausführung wurde auf eine jeweils ähnliche geometrische Gestaltung der unterschiedlichen Patchkonfigurationen geachtet. Die Patchkonfigurationen unterscheiden sich im Wesentlichen in den verwendeten Werkstoffen, dem Lagenaufbau und dem Applikationsverfahren.

Verwendete Werkstoffe und Lagenaufbauten der Patches

Es werden die folgenden Patches untersucht:

- Die Patches der **Patchkonfigurationen P1, P2 und P2V** (Abbildung 5.8a und b) bestehen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) mit einem quasi-isotropen Lagenaufbau $[[0°/45°/90°/-45°]_2]_s$. Sie sind aus insgesamt 16 Lagen vorimprägnierter Fasern (Prepregs Sigrapreg G U300-0/NF-E320/35 %) aufgebaut, die unidirektional angeordnet sind. Jede Einzelschicht hat eine Dicke von 0,1875 mm. Die nominelle Gesamtdicke der GFK-Patches beträgt somit 3 mm.
- Die Patches der **Patchkonfigurationen P2O** (Abbildung 5.8b) bestehen ebenfalls aus GFK, unterscheiden sich jedoch in Bezug auf den Lagenaufbau von den Patchkonfigurationen P1, P2 und P2V. Anstelle eines quasi-isotropen Schichtaufbaus wird ein orthotroper Lagenaufbau in der Form $[[0°/90°]_4]_s$ umgesetzt.
- Die Patches der **Patchkonfiguration P3** (Abbildung 5.8c) werden im 3D-Druckverfahren mittels additiver Fertigung hergestellt und enthalten Aramidfasern (AFK). Beim Druck werden 30 Lagen aus dem Kunststoff PA6 (Nylon) erzeugt, wobei in 8 Lagen eine Endlosfaser Aramid

F-FG-0006 abgelegt wird. Das auf diese Weise hergestellte AFK-Patch hat eine nominelle Gesamtdicke von 3 mm bei einer Schichtdicke von 0,1 mm.

Tabelle 5.3: Überblick zu den erprobten Patchkonfigurationen.

Patch-konfiguration	Patchkonfiguration GFK (iso.)	GFK (ortho.)	AFK	Applikations-verfahren
P1	x			A
P2	x			B
P2V	x			C
P2O		x		B
P3			x	B



Abbildung 5.8: Applizierte Patchkonfigurationen an der linken unteren Scharnierecke des Fensters a) aufgeklebtes und verschraubtes GFK-Patch, b) aufgeklebtes GFK-Patch und c) aufgeklebtes AFK-Patch.

Verwendete Verfahren zur Applikation der Patches

Die Eigenschaften der drei verschiedenen verwendeten Applikationsverfahren der Patches (Applikationsverfahren A bis C) sind in der Tabelle 5.4 zusammengefasst. Es ist anzumerken, dass die Applikation der Patches an einem ausgebauten Fenster unter Laborbedingungen stattfindet.

In den *Applikationsverfahren A und B* werden die Patches in den folgenden Einzelschritten am Flügelrahmen aufgebracht:

1. Fräsen von 1,5 mm tiefen Einkerbungen in der Größe der Patches (mit Schablonen).
2. Vorbehandeln der Klebeflächen mit Schleifpapier.
3. Reinigen der Klebeflächen mit Isopropanol.
4. Aufbringen eines 2-Komponenten-Klebstoffes GP49 (Hersteller: Gößl und Pfaff).
5. Positionieren und manuelles Anpressen der Patches.

Am Blendrahmen ist das Fräsen von Einkerbungen aus Platzgründen nicht möglich. Die Klebeflächen werden daher lediglich mit Schleifpapier aufgeraut und mit Isopropanol gereinigt. Mit dem *Applikationsverfahren C* wird ein vereinfachtes Applikationsverfahren geprüft, bei dem sowohl am

Blendrahmen als auch am Flügelrahmen auf das Fräsen von Einkerbungen verzichtet.

Gemäß den Herstellerangaben beträgt die Rollschärfestigkeit des 2-Komponenten-Klebstoffes 160 N/25 mm (geprüft gemäß DIN 53289). Die Zugscherfestigkeit auf PVC beträgt 3 MPa wobei in der Prüfung ein Kohäsionsbruch auftritt. Appliziert auf einem FVK mit Epoxidharzmatrix erreicht der verwendete Klebstoff eine Zugscherfestigkeit von 36 MPa. Die Zugscherfestigkeit auf PVC wird somit maßgebend.

Tabelle 5.4: Eigenschaften der verwendeten Verfahren zur Applikation der Patches.

Applikationsverfahren	Flügelrahmen			Blendrahmen	
	gefräst	verschraubt	angepresst	verschraubt	angepresst
A - aufgeklebt und verschraubt	x	x	x	x	x
B - aufgeklebt	x		x		x
C - vereinfacht aufgeklebt					

In allen Applikationsverfahren erfolgt nach der manuellen Fügung der Patches das Aushärten des Klebstoffes über einen Zeitraum von mehr als 24 Stunden bei einer Umgebungstemperatur von mindestens 20 °C. Hierbei unterscheiden sich die Verfahren folgendermaßen:

- Im *Applikationsverfahren A* werden die Patches mit jeweils vier selbstbohrenden Schrauben am Flügelrahmen fixiert (Abbildung 5.8a), die durch Vorbohrungen am GFK-Patch geführt werden. Da die Schrauben dabei angezogen werden, härtet der Klebstoff in den Klebeverbindungen unter einem Anpressdruck aus.
- Im *Applikationsverfahren B* werden die Patches ohne den Einsatz von Schraubverbindungen angebracht. Die Aushärtung des Klebstoffs erfolgt unter der Aufbringung eines Anpressdruckes, der mittels eines Vakuumverfahrens erzeugt wird. Dabei wird ein Unterdruck im Bereich von 0,6 bar bis 0,8 bar aufgebracht. Das Verfahren kann an allen Ecken des Blendrahmens eingesetzt werden, mit Ausnahme der Scharnierseite des Fensters, wo das Vakuumverfahren aufgrund von Platzbeschränkungen nicht realisierbar ist. An dieser Stelle wird der Anpressdruck im ausgebauten Zustand des liegenden Fensters durch das Auflegen von Gewichten auf die Patches erzeugt.
- Da die Umsetzung des Vakuumverfahrens und der Gewichtszulage im Applikationsverfahren B unter baupraktischen Bedingungen nur bedingt umsetzbar ist (Laborbedingungen), wird im *Applikationsverfahren C* ein möglichst einfach umsetzbares Verfahren überprüft. Die GFK-Patches werden dabei nach der Vorbehandlung lediglich manuell für etwa eine Minute lang angepresst und anschließend ohne weiteren Anpressdruck ausgehärtet.

Im folgenden Abschnitt werden das Messkonzept und die Dokumentation der Versuchsergebnisse behandelt.

5.4 Messkonzept und Dokumentation der Versuchsergebnisse

Zur messtechnischen Erfassung der Versuche kommen in dieser Arbeit zahlreiche Verfahren zum Einsatz:

1. **Vor der Versuchsdurchführung** werden die Umgebungslufttemperatur, die Oberflächentemperatur auf der Verglasung, der Umgebungsluftdruck und die relative Luftfeuchte gemessen.
2. **Während der Versuchsdurchführung** erfolgt
   - die Messung der Explosionsbelastung mithilfe von 6 Druckmesssensoren an der Modulbox,
   - die Aufzeichnung der Versuche mit zwei kalibrierten Hochgeschwindigkeits-Videokameras und
   - die Messung der kinematischen Größen der Kunststofffenster durch digitale Bildkorrelation (engl.: *Digital Image Correlation, DIC*).
3. **Nach der Versuchsdurchführung** erfolgt eine umfangreiche Analyse der Schädigungen am Fenster und der angeordneten Witness-Paneele.

Weitere Einzelheiten zu den Methodiken der Datenerhebung werden in den nachfolgenden Abschnitten erörtert.

5.4.1 Messung der Explosionsbelastung

Abbildung 5.9 zeigt den gewählten Versuchsaufbau an der Modulbox der Stoßrohrversuchsanlage. Zur Messung der Explosionsbelastung werden 6 Drucksensoren (F07, F09, F11, F15, F17 und F19) an der Vorderwand der Modulbox angebracht. Die Sensoren messen die reflektierten Überdruck-Zeit-Verläufe der Luftstoßbelastung in der unmittelbaren Nähe des eingebauten Fensters.

Als Messwertaufnehmer werden Druckmesssensoren des Typs *Kulite XT-190 (M)* eingesetzt. Das entsprechende Datenblatt kann den Angaben in [135] entnommen werden. Für die Genauigkeit der Druckmessung ist der maximal zulässige Überdruck von 105 kPa im Messbereich des Druckmesssensors von Bedeutung. Dieser wird in keinem der durchgeführten Versuche überschritten. Gemäß dem Sensordatenblatt [135] ist für diesen Fall im Standardmessbereich von einem maximalen Messfehler von 0,5 % auszugehen.

Die Druckmessdaten werden mit einer Abtastrate von 50 kHz aufgezeichnet, um alle hochdynamischen Effekte zu erfassen. Dabei wird alle 0,02 ms ein Druckwert aufgezeichnet.

5.4.2 Messung der kinematischen Größen

Die kinematischen Größen der Kunststofffenster werden durch digitale Bildkorrelation (engl.: *Digital Image Correlation, DIC*) ermittelt. Das Messverfahren durch DIC erfolgt berührungslos durch optische Analyse von räumlichen Verschiebungen an Messmarkierungen. Die erforderlichen Messmarkierungen werden auf der Verglasung, dem Flügelrahmen und dem Blendrahmen des Kunststofffensters aufgeklebt (Abbildung 5.10). Zur Kontrolle der Relativbewegungen werden zudem Messmarkierungen auf den starren Adapterrahmen gesetzt.

Abbildung 5.9 zeigt den gewählten Versuchsaufbau im Grundriss mit der Positionierung der für das räumliche DIC notwendigen zwei Hochgeschwindigkeits-Videokameras. Die Kameras werden in einem Winkel von 35° in Bezug zur Abschlusswand aufgestellt und sind auf die Mitte der Verglasung fokussiert. Vor jedem Versuch erfolgt die Kalibrierung anhand der neu gesetzten Messpunkte.

Die aufgezeichneten Videos haben eine Auflösung von 1280 x 800 Pixeln bei einer Bildfrequenz von 5000 Bildern pro Sekunde. Es werden somit alle 0,2 ms die räumlichen Positionen der Messmarkierungen (x-, y-, z-Koordinaten) erfasst.

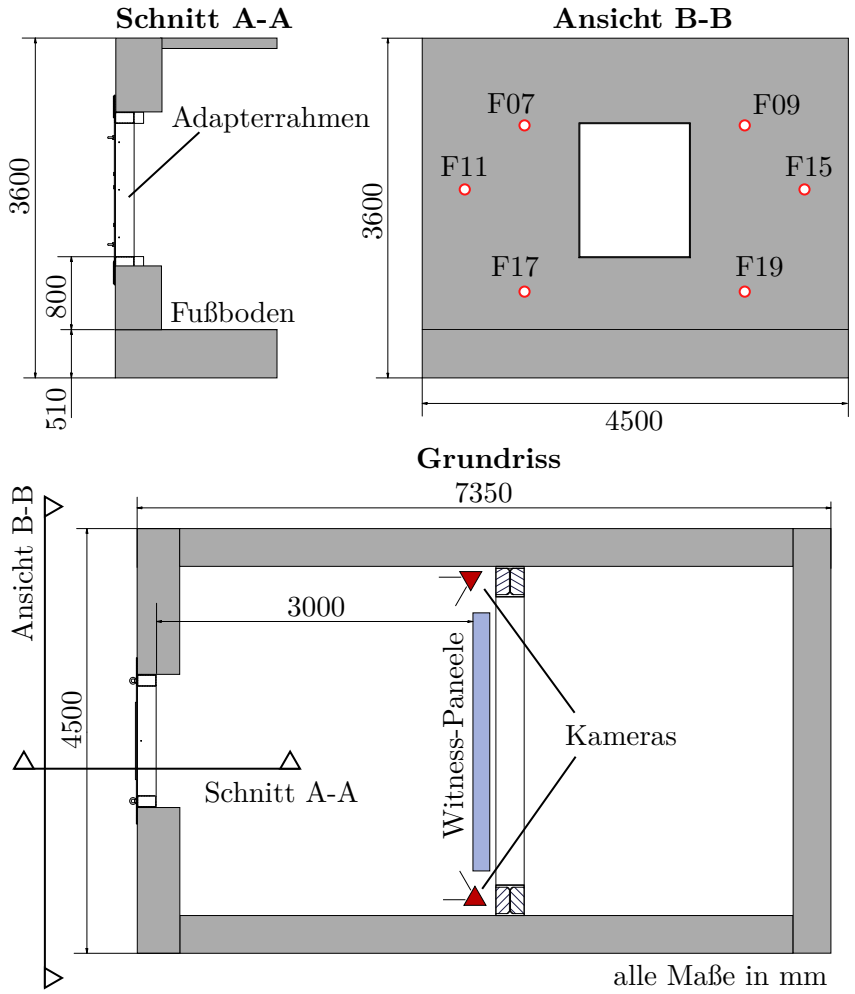
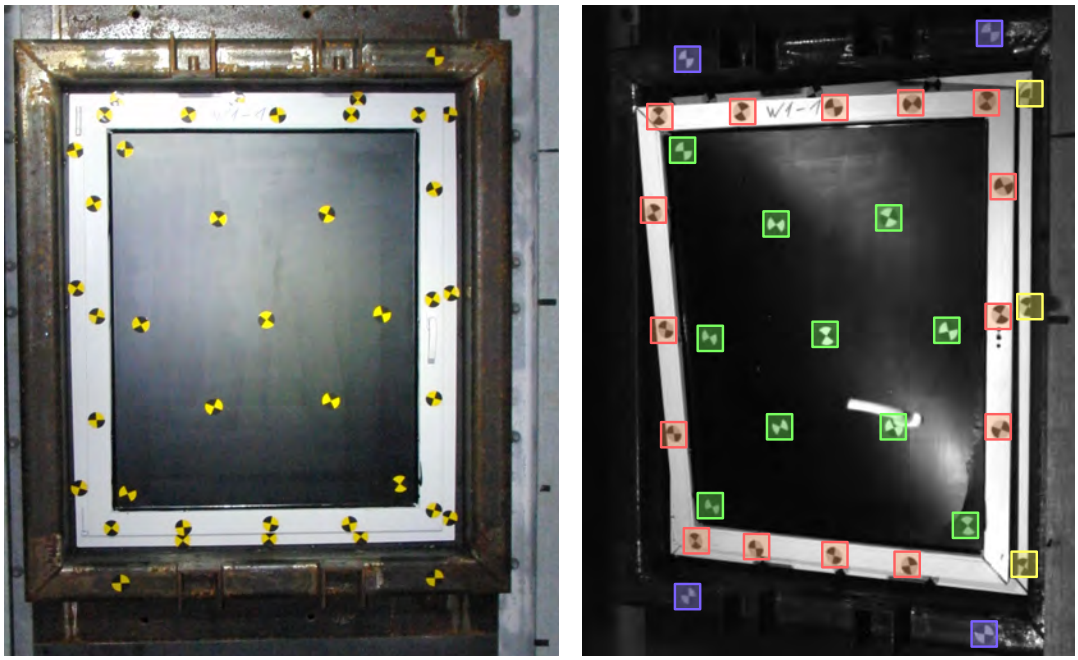


Abbildung 5.9: Modulbox (ohne Darstellung des Fensters) mit Anordnung der Druckmesssensoren, der Witness-Paneele und der Hochgeschwindigkeitsvideo-Kameras.

5.4.3 Methodik zur Gefährdungsbewertung

Wie im Abschnitt 4.3 zur Prüfmethodik in Stoßrohrversuchsanlagen erläutert, können die Ergebnisse von Stoßrohr- und Freifeldversuchen deutlich voneinander abweichen. Die Unterschiede sind vor allem darauf zurückzuführen, dass der Probekörper im Stoßrohrversuch einer wiederholten Beanspruchung durch aufeinanderfolgende Luftstöße ausgesetzt ist (Mehrfachreflexionen), während im Freifeldversuch in der Regel nur ein einzelner, ausgeprägter Luftstoß auf den Probekörper einwirkt. Die Mehrfachbeanspruchung im Stoßrohrversuch kann dazu führen, dass bereits durch den ersten Luftstoß vorgeschädigte Probekörper durch die nachfolgenden Luftstoßbelastungen vollständig versagen.

Um aus den durchgeführten Stoßrohrversuchen Erkenntnisse zur erreichbaren Schutzwirkung in Freifeldszenarien abzuleiten, wird in der Versuchsreihe der Zustand der geprüften Fenster in zwei



a) b)

Abbildung 5.10: a) Messmarkierungen auf dem Kunststofffenster und dem Adapterrahmen, b) optische Erfassung der Messmarkierungen.

Grenzsituationen analysiert:

1. **Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes** wird mithilfe von Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und DIC-Messungen abgeschätzt, welche Auswirkungen bei Explosionen im Freifeld zu erwarten wären.
2. **Nach dem Versuch** wird das Bewertungsverfahren in Anlehnung an die ISO 16934:2007 angewendet, um die potenziellen Gefährdungen nach dem abgeschlossenen Stoßrohrversuch zu erfassen. Das Fenster ist dabei bis zum Ende des Stoßrohrversuches einer mehrfachen Luftstoßbelastung ausgesetzt.

Nachfolgend wird eine neu definierte Methodik zur Zustandsbewertung unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes vorgestellt sowie auf die umgesetzte Methodik zur Gefährdungsbewertung in Anlehnung an die ISO 16934:2007 eingegangen.

Zustandsbewertung unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes

Zur Bewertung des Zustands der Fenster unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes werden Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und DIC-Messungen herangezogen. Die Analyse erfolgt somit sowohl qualitativ als auch quantitativ auf Basis der erhobenen Versuchsdaten.

Tabelle 5.5 fasst die festgelegten Bewertungskriterien zusammen. Zur Zustandsbewertung wird zwischen sechs Zuständen unterschieden, die jeweils mit prognostizierten Schutzniveaus und Gefährdungsniveaus für Freifeldszenarien assoziiert werden.

Tabelle 5.5: Bewertungskriterien für den Zustand des Fensters unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes.

Zustand	progn. Schutz-niveau	progn. Gefährdungs-niveau	Systemreaktion
Zustand A	sicher	keine Gefährdung	Die Verglasung ist nicht gebrochen und vollständig im Flügelrahmen verblieben, der Fensterflügel hat sich kurzzeitig um maximal 50 mm geöffnet.
Zustand B	sehr hoch	keine Gefährdung	Die Verglasung ist nicht gebrochen und vollständig im Flügelrahmen verblieben, der Fensterflügel hat sich kurzzeitig um maximal 100 mm geöffnet.
Zustand C	hoch	sehr niedrig	Die Verglasung ist gebrochen, jedoch vollständig im Flügelrahmen verblieben und der Fensterflügel hat sich kurzzeitig um maximal 50 mm geöffnet.
Zustand D	hoch	niedrig	Die Verglasung ist gebrochen, jedoch vollständig im Flügelrahmen verblieben und der Fensterflügel hat sich kurzzeitig um maximal 100 mm geöffnet.
Zustand E	mittel	mittel	Der Fensterflügel hat sich kurzzeitig um mehr als 100 mm geöffnet.
Zustand F	gering	hoch	Die Verglasung fliegt in den Schutzbereich und / oder der Fensterflügel ist größtenteils vom Blendrahmen abgerissen (Komplett-Versagen der Verriegelung).

Gefährdungsbewertung nach dem Stoßrohrversuch

Zur Bewertung der Gefährdung durch Bruchstücke, die während des Stoßrohrversuches in den Schutzbereich geschleudert werden, wird das Bewertungsverfahren in Anlehnung an die ISO 16934:2007 angewendet. Tabelle 5.6 fasst die entsprechenden Bewertungskriterien zusammen. Das Verfahren unterscheidet zwischen den Gefährdungsstufen ISO A bis ISO F. Analog zu den Vorgaben in der ISO 16934:2007 werden Bruchstücke erst dann als gefährdungsrelevant eingestuft, wenn die Summe ihrer Außenabmessungen größer als 250 mm ist. Glasstaub und kleine Glasabsplitterungen gelten nicht als gefährdend.

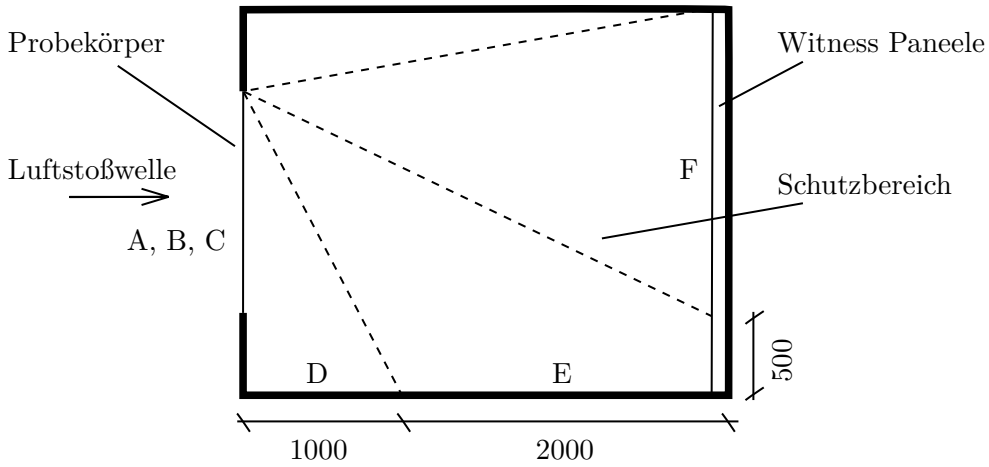


Abbildung 5.11: Einteilung in Gefährdungszonen A bis F zur Gefährdungsbewertung durch den Flug von Bruchstücken.

Tabelle 5.6: Gefährdungsstufen durch Bruchstücke in Anlehnung an ISO 16934:2007 [116].

Klassifikation	Schutz-niveau	Gefährdungs-niveau	Systemreaktion
ISO A	sicher	keine Gefährdung	Die Verglasung ist nicht gebrochen. Es sind keine schweren Beschädigungen am Fensterrahmen aufgetreten.
ISO B	sehr hoch	keine Gefährdung	Die Verglasung ist gebrochen, die Splitterschutzfolie ist vollständig erhalten.
ISO C	hoch	sehr niedrig	Die Verglasung ist gebrochen. Die Splitterschutzfolie wurde um weniger als 50 % des Umfanges aus dem Rahmen abgerissen. Es sind maximal drei gefährdungsrelevante Glasbruchstücke im Schutzbereich zugelassen.
ISO D	hoch	niedrig	Eine hohe Anzahl an Bruchstücken fliegt in den Schutzbereich, landet jedoch nicht weiter als 1,0 m vom Fenster entfernt auf dem Boden.
ISO E	mittel	mittel	Eine hohe Anzahl an Bruchstücken fliegt zwischen 1,0 m und 3,0 m in den Schutzbereich oder prallt unterhalb von 50 cm gegen die Witness-Paneele.
ISO F	gering	hoch	Eine hohe Anzahl an Bruchstücken fliegt in den Schutzbereich und prallt oberhalb von 50 cm gegen die Witness-Paneele.

Um die potenziellen Gefahren durch Bruchstücke zu dokumentieren und zu bewerten, werden die Schutzbereiche innerhalb der Modulbox in drei Gefährdungszonen unterteilt (Abbildung 5.11). In einem Abstand von 3,0 m vom Probekörper wird eine Witness-Wand aufgestellt. Diese ermöglicht die Erfassung der Lage von auftreffenden Bruchstücken in den Gefährdungszonen E und F.

Die installierte Witness-Wand besteht aus insgesamt 8 Witness-Paneelen, die in einer 4 x 2 Anordnung an einer Unterkonstruktion aus Spanplatten montiert sind. Die einzelnen Paneele haben Abmessungen von 0,6 m x 1,25 m (Breite x Höhe). Die Gesamtabmessungen der Witness-Wand beträgt somit 2,5 m x 2,4 m (Breite x Höhe). Die Werkstoffeigenschaften der Paneele werden gemäß den Vorgaben der ISO 16934:2007 gewählt. Sie bestehen aus extrudiertem Polystyrol-Hartschaum (XPS) mit einer Plattendicke von 55 mm (Datenblatt im Anhang B.2). Die Dichte der Platten aus Polystyrol-Hartschaum beträgt 30 kg/m^3.

Zur Dokumentation der aufprallenden Bruchstücke werden die ursprünglich rot eingefärbten XPS-Platten vor den Versuchen mit schwarzer Farbe angestrichen. Durch die erreichte Kontrastierung hinterlassen die aufprallenden Bruchstücke deutlich sichtbare Spuren auf der Oberfläche. In der Abbildung 5.12a ist ein entsprechendes Paneel nach einem Stoßrohrversuch dargestellt.

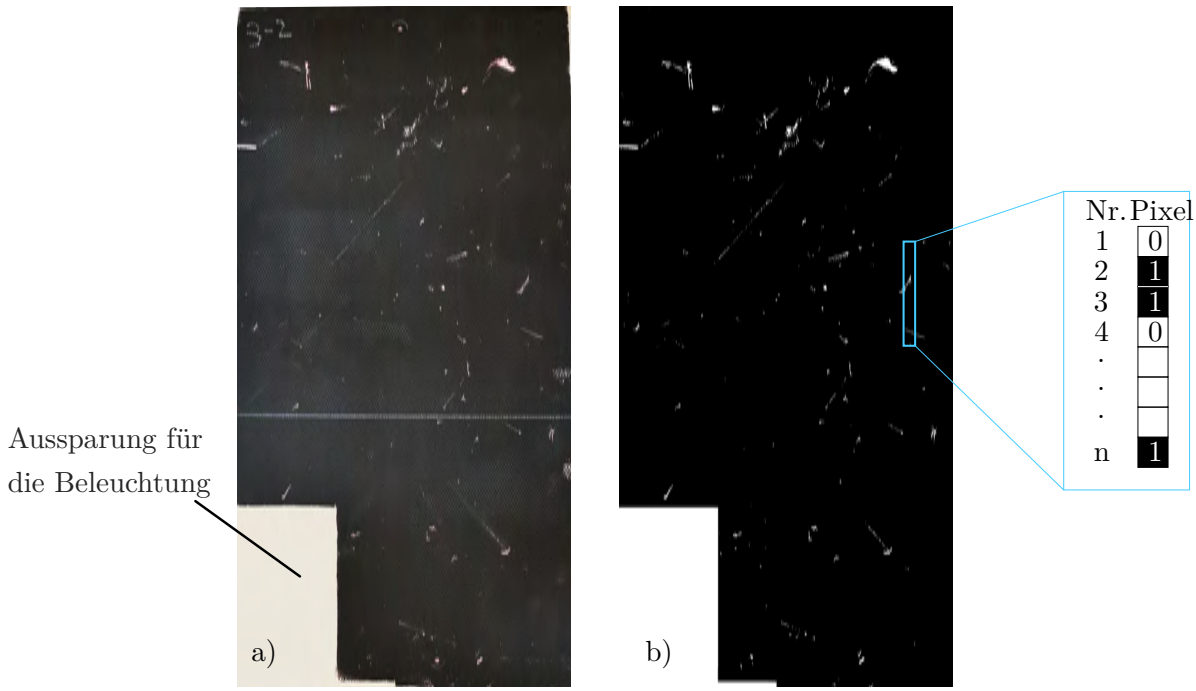


Abbildung 5.12: a) digital ausgerichtetes und zugeschnittene Fotografien eines Witness-Paneels, b) binäre Darstellung eines Witness-Paneels nach der Bildanalyse.

Für die optische Auswertung der Aufprallspuren der Bruchstücke auf den Paneelen wird ein Analyseverfahren analog zu den Ausführungen in Andrae et al. [7] adaptiert. Dabei werden die einzelnen Paneele nach dem Versuch zunächst vorsichtig von der Unterkonstruktion aus Spanplatten abgenommen und begutachtet. Anschließend werden hochauflösende digitale Fotografien (5568 x 3712 Pixel) angefertigt. Die aufgenommenen digitalen Fotos werden an den Außenkanten der Paneele ausgerichtet und zugeschnitten (Abbildung 5.12a), so dass nur die für die Analyse relevante Plattenoberfläche abgebildet wird.

Die digitale Bildanalyse erfolgt durch die Implementierung einer in Dorafshan et al. [70] beschriebenen Methode, die aus der optischen Detektion von Rissen in Betonstrukturen bekannt ist. In der Umsetzung werden die Filter-, Schwellwert- und Morphologie-Operationen des Python-Pakets *OpenCV* herangezogen. Die optische Detektion erfolgt in den folgenden Teilschritten:

1. Einlesen des Original-Farbbildes,
2. Umwandeln in ein Graustufenbild,
3. Anwenden eines bilateralen Filters [26] auf das Graustufenbild, um das Bildrauschen zu entfernen und gleichzeitig Objektkanten zu erhalten,
4. Anwenden des Canny-Algorithmus [35] zum Detektieren von Objektkanten und
5. Anwenden der morphologischen Operationen Dilatation und Erosion [75].

Abbildung 5.12b zeigt das Ergebnis der Bildanalyse für das Paneel aus Abbildung 5.12a. Die Fotografie wurde mit der vorgestellten Methodik in binäre Darstellung umgewandelt. Weiße Pixel werden als ungeschädigte Fläche identifiziert, während schwarze Pixel eine Schädigung repräsentieren.

Durch die umgesetzte Methode können nicht nur beschädigte Bereiche der Witness-Paneele lokalisiert werden, sondern sie ermöglicht auch die Quantifizierung der aufgetretenen Gefährdung. Hierzu werden die einzelnen Pixelzeilen und -spalten des Bildes ausgewertet und der Anteil der beschädigten Bereiche an der gesamten Oberfläche des Paneels berechnet [7].

Die oben beschriebene Witness-Wand wird nur in den Versuchen OE1-I und OE2-I installiert, da bei den erprobten ungeschützten Fenstern eine besonders hohe Anzahl von umherfliegenden Bruchstücken erwartet wird. Bei den übrigen Versuchen mit ertüchtigten Fenstern wird auf den Einbau der Witness-Wand verzichtet.

5.4.4 Methodik zur Auswertung der gemessenen Explosionsbelastung

Wie im Abschnitt 4.3 erörtert, werden bei der Zertifizierungsprüfung in Stoßrohrversuchen stets der reflektierte Spitzenüberdruck $p_{r,1}$, der reflektierte maximale Impuls $i_{r,1,max}$ und die positive Druckdauer $t_{d,p}$ des ersten Luftstoßes als charakteristische Werte für die Bewertung der Sprengwirkungshemmung herangezogen. Mögliche mehrfache Luftstoßeinwirkungen, die typisch für Stoßrohrversuche sind, werden nicht dokumentiert.

Abbildung 5.13 zeigt beispielhaft einen im Rahmen der durchgeführten Versuchsreihe gemessenen reflektierten Überdruck-Zeit-Verlauf der als Mehrfachbelastung auf den Probekörper einwirkt. Der dazugehörige Impuls-Zeit-Verlauf wird durch die numerische Integration des Überdruck-Zeit-Verlaufes berechnet.

Es wird das nachfolgende Konzept zur Dokumentation der Explosionsbelastungen umgesetzt, um die mehrfache Luftstoßeinwirkung bei der Bewertung der Versuchsergebnisse zu berücksichtigen (Bezeichnungen der Kennwerte siehe Abbildung 5.13):

- Als maßgebende Überdruckbelastung wird der reflektierte Spitzenüberdruck $p_{r,1}$ der ersten positiven Druckphase erfasst.
- Als maßgebende Impulsbelastung wird der reflektierte maximale Impuls $i_{r,1,max}$ der ersten positiven Druckphase erfasst.
- Die positive Druckdauer $t_{d,p}$ der ersten Luftstoßwelle wird aus der zeitlichen Differenz zwischen der Ankunftszeit $t_{a,1}$ der ersten Luftstoßwelle und dem Zeitpunkt des maximalen Impulses $i_{r,1,max}$ berechnet.

- Der erste Tiefpunkt des Impuls-Zeit-Verlaufes wird als $i_{r,1,min}$ erfasst. Der Zeitpunkt des Tiefpunktes bestimmt die Ankunftszeit $t_{a,2}$ der zweiten Luftstoßwelle.
- Die Gesamtdauer der ersten Luftstoßwelle $t_{g,1}$ wird aus der zeitlichen Differenz zwischen der Ankunftszeit $t_{a,2}$ der zweiten Luftstoßwelle und der Ankunftszeit $t_{a,1}$ der ersten Luftstoßwelle berechnet.

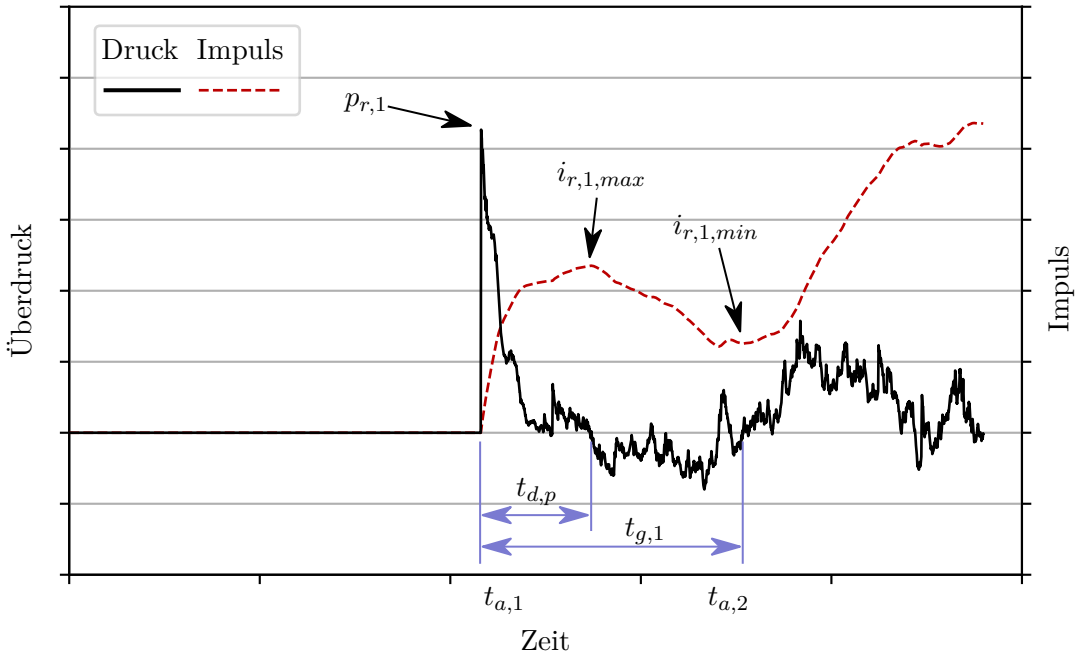


Abbildung 5.13: Typischer Überdruck-Zeit-Verlauf und Impuls-Zeit-Verlauf aus der Versuchsreihe mit Angabe der charakteristischen Werte für die Auswertung.

Es kann davon ausgegangen werden, dass die vollständige Entlüftung der Stoßrohrversuchsanlage und somit die Abschwächung der Explosionsbelastung mehrere hundert Millisekunden andauert. In den Versuchen werden daher Drücke bis zu 250 ms aufgezeichnet, da dieser Zeitraum als relevant angesehen wird.

5.5 Ergebnisse der Stoßrohrversuche

In den folgenden Abschnitten werden die gemessenen Umgebungsbedingungen, die erfassten Explosionsbelastungen sowie die Reaktionen der Fenster in den 19 Stoßrohrversuchen vorgestellt und analysiert.

Der Abschnitt 5.5.1 beschreibt zunächst die gemessenen Umgebungsbedingungen. In Abschnitt 5.5.2 werden die erfassten Explosionsbelastungen in den sechs Belastungsstufen dargestellt und analysiert. Die Darstellung der Fensterreaktionen beginnt in Abschnitt 5.5.3 mit den Ergebnissen der Versuche an Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen (**OE**). Im anschließenden Abschnitt 5.5.4 werden die Versuchsergebnisse der Grundkonfiguration eines explosionsgeschützten Kunststofffensters **(GK)** vorgestellt. Abschnitt 5.5.5 behandelt die Ergebnisse der Versuche mit aufgeklebten und verschraubten Patches (**P1**). Abschließend präsentiert Abschnitt 5.5.6 die Versuchsergebnisse mit aufgeklebten Patches (**P2, P2V, P2O und P3**).

5.5.1 Gemessene Umgebungsbedingungen

In der Versuchsreihe wurden 16 Stoßrohrversuche bei Umgebungsbedingungen im Winter durchgeführt, während drei Stoßrohrversuche (GK-III-1, P2O-I und P3-III) im Sommer erfolgten. Da sich die Stoßrohrversuchsanlage *GUSA* (Große Universal Sprenganlage) in einem unterirdischen Stollen befindet, bleiben die Umgebungsbedingungen im Vergleich zum Außenbereich sowohl im Sommer als auch im Winter relativ konstant. Um dies zu validieren, wurden kurz vor der Durchführung der Versuche die Lufttemperatur und die relative Luftfeuchtigkeit in unmittelbarer Nähe zum Probekörper gemessen. Eine Zusammenfassung der erfassten Werte ist im Anhang D.1 zu finden.

Im Sommer waren die gemessenen Umgebungslufttemperaturen und relativen Luftfeuchten im Durchschnitt höher als im Winter:

- **Sommer:** Umgebungslufttemperatur 14,7 °C bei einer relativen Luftfeuchte von 81,9 %.
- **Winter:** Umgebungslufttemperatur 6,4 °C bei einer relativen Luftfeuchte von 61,1 %.

Für die Versuche im Winter wurden zusätzlich die Oberflächentemperaturen auf der Verglasung gemessen. Diese liegen im Mittel bei 6,7 °C und entsprechen somit in etwa der Umgebungslufttemperatur von 6,4 °C. Es ist anzunehmen, dass die Oberflächentemperaturen auch im Sommer in der Größenordnung der Umgebungstemperatur lag.

Mögliche Auswirkungen der Prüftemperatur auf das Werkstoffverhalten
Wie im Kapitel 2 erörtert, kann die Temperatur einen entscheidenden Einfluss auf die Werkstoffeigenschaften haben, insbesondere bei Kunststoffen, die eine ausgeprägte Temperaturabhängigkeit ihrer mechanischen Eigenschaften aufweisen können [23]. Die mechanischen Eigenschaften werden in der Regel getrennt für den Temperaturbereich unterhalb und oberhalb der Glasübergangstemperatur betrachtet. Kunststoffe verhalten sich in der Regel bei niedrigen Temperaturen spröde und steif, während Temperaturen in der Nähe oder oberhalb der Glasübergangstemperatur zu einer Entfestigung führen können.

Die Glasübergangstemperaturen der an der Versuchsreihe beteiligten Polymere PVC, GFK und PET sowie der eingesetzten Klebstoffe liegen mindestens 40 °C oberhalb der in den Versuchen gemessenen Temperaturen. Daraus lässt sich ableiten, dass die Versuchstemperatur tendenziell einen geringen Einfluss auf das Werkstoffverhalten hatte.

Von diesem Ausgangspunkt aus können zukünftige Werkstoffprüfungen der angewandten Ertüchtigungsmaßnahmen durchgeführt werden, um das Werkstoffverhalten bei höheren und niedrigeren Temperaturen aufzuzeigen, beispielsweise bei typischen Gebrauchstemperaturen von Kunststofffenstern zwischen −20 °C und 50 °C.

5.5.2 Gemessene Explosionsbelastungen

Nachfolgend werden zunächst die Eigenschaften der gemessenen Explosionsbelastung diskutiert. Die Diskussion erfolgt exemplarisch anhand der Ergebnisse der durchgeführten 11 Stoßrohrversuche in der Belastungsstufe I. Anschließend wird das vorgestellte Auswertungsverfahren auf die Messungen in den Belastungsstufen II bis VI angewendet. **Charakteristik der Explosionsbelastung**
Abbildung 5.14 zeigt die 66 gemessenen reflektierten Überdruck-Zeitverläufe, die an jeweils 6 Mess-

sensoren pro Versuch in der Belastungsstufe I erfasst wurden. Der gemittelte Überdruck-Zeit-Verlauf wurde durch die Interpolation des Überdruckes in jedem Zeitschritt berechnet. Der dazugehörige Impuls-Zeit-Verlauf (Abbildung 5.14) wurde durch die numerische Integration des gemittelten Überdruck-Zeit-Verlaufes bestimmt.

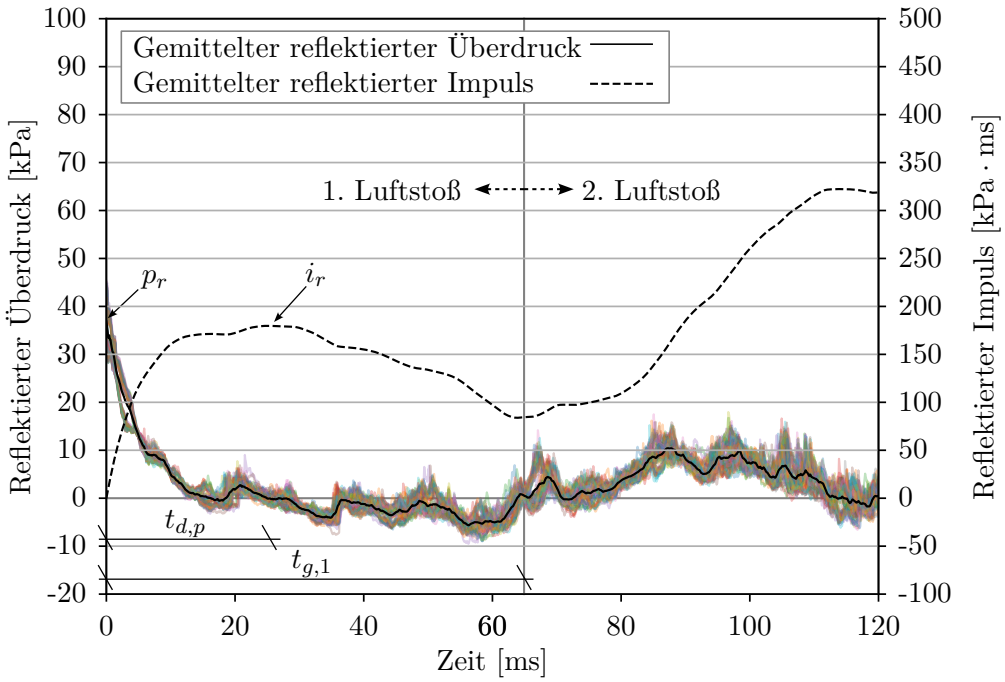


Abbildung 5.14: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe I.

Bis zu einem Zeitpunkt von etwa 65 ms entsprechen die gemessenen Überdruck-Zeit-Verläufe im Stoßrohrversuch annähernd der erwarteten Explosionsbelastung einer idealen Explosion in offener Umgebung (Freifeldszenario, Abbildung 4.2). Die Form des gemessenen Überdruck-Zeit-Verlaufes ähnelt dabei der einer Friedlander-Formfunktion [207]. Der anfängliche rasche Anstieg des Überdruckes markiert das Eintreffen des *ersten Luftstoßes* auf den Probekörper (Abbildung 5.14). Ab diesem Zeitpunkt beginnt nachfolgend die Zeitmessung (Zeitpunkt 0 ms).

Wie im Abschnitt 4.3 erörtert, können Probekörper bei Stoßrohrversuchen mehrfach durch Luftstoßbelastungen beansprucht werden. In der durchgeführten Versuchsreihe ist die Mehrfachbelastung dadurch gekennzeichnet, dass ab etwa 177 ms ein zweiter, ausgeprägter Druckanstieg im Überdruck-Zeit-Verlauf auftritt (Abbildung 5.14). Der einwirkende *zweite Luftstoß* in der Belastungsstufe I hat die folgenden Eigenschaften:

- Die gemessene Belastungskurve hat die Form einer Sinus-Halbwelle.
- Der reflektierte Spitzenüberdruck des zweiten Luftstoßes ist in etwa 1/4 so hoch wie der reflektierte Spitzenüberdruck $p_{r,1}$ des ersten Luftstoßes.
- Die Dauer der zweiten Überdruckphase ist in etwa doppelt so lang wie die Dauer der ersten Überdruckphase $t_{d,p}$.
- Der reflektierte maximale Impuls des zweiten Luftstoßes ist etwa gleich hoch wie der reflektierte maximale Impuls $i_{r,1,max}$ des ersten Luftstoßes.

Zusammengefasst wird durch den zweiten Luftstoß eine nicht zu vernachlässigende Belastung auf den Probekörper ausgeübt, die wesentliche Auswirkungen auf die Bewertung der Schutzwirkung haben kann. Die Mehrfachbelastung kann zu einer kumulativen Schädigung des Fensters führen, die in den Ergebnissen der Stoßrohrprüfungen berücksichtigt werden sollte.

Tabelle 5.7 enthält eine Zusammenfassung der gemittelten reflektierten Explosionsbelastungen aus den erprobten Belastungsstufen I bis VI. Die individuell in den Versuchen gemessenen reflektieren Überdruck-Zeit-Verläufe sowie die Impuls-Zeit-Verläufe sind im Anhang C angegeben.

Tabelle 5.7: Mittelwerte der reflektierten Explosionsbelastungen in den Belastungsstufen I bis VI.

Belastungs-stufe	Reflektierter Spitzenüberdruck $p_{r,1}$ [kPa]	Reflektierter maximaler Impuls $i_{r,1,max}$ [kPa · ms]	Positive Druckdauer $t_{d,p}$ [ms]	Gesamtdauer des ersten Luftstoßes $t_{g,1}$ [ms]
I	37,1	185,9	26,3	65,3
II	40,3	213,9	26,1	65,5
III	44,7	242,1	26,7	64,1
IV	54,9	163,5	8,7	62,8
V	67,7	222,2	10,8	65,6
VI	85,8	285,2	11,8	66,3

Die Reproduzierbarkeit der Messwerte ist durch eine statistische Analyse zu betrachten, um sicherzustellen, dass innerhalb einer Belastungsstufe die gleichen Explosionsbelastungen aufgetreten sind. Die Tabelle C.1 bis Tabelle C.4 im Anhang C enthalten die Mittelwerte und die Standardabweichungen der entsprechenden Messdaten. Es zeigt sich eine relativ geringe statistische Streuung der Messwerte von weniger als 5 % um den Mittelwert. Die Explosionsbelastungen wurden somit innerhalb einer Belastungsstufe sehr gut reproduziert.

Konsequenzen der Mehrfachbelastung für die Analyse der Versuchsergebnisse

Um den Zustand des Fensters unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes festzustellen, werden die Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und die DIC-Messungen mit der im Abschnitt 5.4.3 beschriebenen Methodik ausgewertet. Für die Videoauswertung stellt insbesondere die Gesamtdauer $t_{g,1}$ des ersten Luftstoßes ein relevantes Merkmal dar (Abbildung 5.14).

Wie aus Tabelle 5.7 hervorgeht, ist die Gesamtdauer $t_{g,1}$ des ersten Luftstoßes in allen Belastungsstufen nahezu gleich lang und liegt im Mittel bei etwa 64,96 ms. Der Zustand des Fensters wird daher mit der Methodik aus Abschnitt 5.4.3 konsistent durch die Auswertung der Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und DIC-Messungen über die ersten 65 ms erfasst (bis zum Eintreffen des zweiten Luftstoßes).

Vergleich der erzeugten Explosionsbelastung zur normativen Explosionsbelastung

Das Überdruck-Impuls-Diagramm in der Abbildung 5.15 enthält die Mittelwerte der gemessenen Explosionsbelastungen und setzt sie in Bezug zu den Sprengwirkungshemmungsklassen ER30 und ER50 der ISO 16934:2007 [116] sowie zur Sprengwirkungshemmungsklasse ER1 der DIN EN 13541:2012 [57]. Es können die folgenden Eigenschaften der Explosionsbelastung festgehalten werden:

- In den Belastungsstufen I bis III liegen die Explosionsbelastungen im Überdruck- und Impuls-

bereich zwischen den Sprengwirkungshemmungsklassen ER30 und ER50 der ISO 16934:2007. Sowohl der Überdruck als auch der Impuls sind in den Versuchen geringer als die Explosionsbelastungen, mit denen die Splitterschutzfolien zertifiziert wurden (Sprengwirkungsklasse ER1, reflektierter Spitzenüberdruck p_r von 57 kPa und maximaler Impuls i_r von 379 kPa · ms).

- In den Belastungsstufen IV bis VI liegen die Explosionsbelastungen im Impulsbereich zwischen den Sprengwirkungshemmungsklassen ER30 und ER50 der ISO 16934:2007. Die erzeugten Überdruckbelastungen sind jedoch deutlich höher als in den Belastungsstufen I bis III und überschreiten dabei teilweise auch den Spitzenüberdruck p_r aus der Zertifizierungsprüfung von 57 kPa.

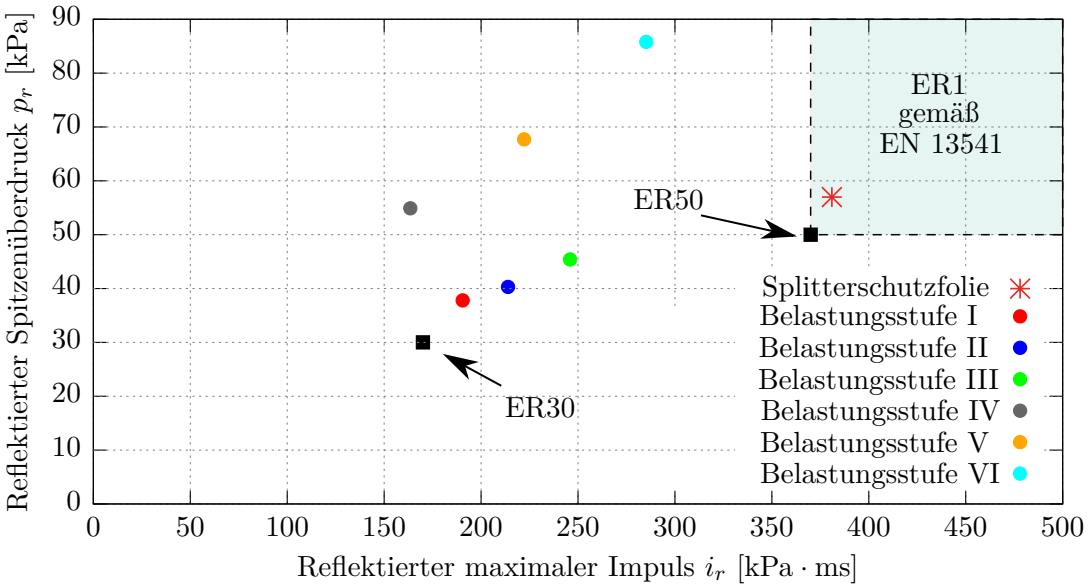


Abbildung 5.15: Druck-Impuls-Diagramm mit den gemessenen Explosionsbelastungen und den Sprengwirkungshemmungsklassen.

Es ist anzumerken, dass die erzeugte Explosionsbelastung in den Belastungsstufen I bis III so gewählt wurde, dass eine Annäherung an die antizipierte Versagenslast des Fensters im Bereich zwischen ER30 und ER50 möglich ist. Die erzeugten Explosionsbelastungen in den Belastungsstufen IV bis VI sollen hingegen das Verhalten der geprüften Fenster bei Explosionsszenarien mit geringerem Abstand zur Sprengladung wiedergeben, was durch eine Steigerung des reflektierten Überdruckes repräsentiert wird.

5.5.3 Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen

Nachfolgend werden die Ergebnisse der zwei Versuche mit den Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen vorgestellt (Versuche OE1-I und OE2-I). Tabelle 5.8 gibt zunächst einen Überblick zur Ausstattung der jeweiligen Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2. Beide Versuche fanden in der Belastungsstufe I statt.

Die **Probekörperkonfiguration OE1** war mit einem Beschlagsystem mit geringer Einbruchhemmung ausgestattet (Anordnung und Typ der Schließbleche siehe Abbildung 5.4a), während die **Probekörperkonfiguration OE2** über ein Beschlagsystem mit hoher Einbruchhemmung

verfügte (Anordnung und Typ der Schließbleche siehe Abbildung 5.4b). Darüber hinaus wurde der Flügelrahmen in der Probekörperkonfiguration OE2 durch Falz-Eckwinkel verstärkt. Weitere Details zur Konstruktion der Fenster wurden im Abschnitt 5.3.1 erläutert.

Tabelle 5.8: Ausstattungen der Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2, ohne Explosionsschutzmaßnahmen.

	Probekörperkonfiguration	
	OE1	OE2
Erprobungen in der Belastungsstufe I	1	1
Geringe Einbruchhemmung	x	
Hohe Einbruchhemmung		x
Falz-Eckwinkel		x

5.5.3.1 Ergebnisse in der Belastungsstufe I

Nachfolgend werden die Versuche im Einzelnen beschrieben und die dabei aufgetretenen Gefährdungen bewertet. Zunächst werden die Versuchsergebnisse der Probekörperkonfiguration OE1 vorgestellt, bevor anschließend auf die Ergebnisse der Probekörperkonfiguration OE2 eingegangen wird.

Probekörperkonfiguration OE1
Abbildung 5.16a zeigt eine Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme des Versuches OE1-I mit der Probekörperkonfiguration OE1 zum Zeitpunkt 65 ms (zum Ende des ersten Luftstoßes, Abbildung 5.13). Auf Grundlage der Videoaufnahmen und DIC-Messungen lässt sich die Reaktion des Fensters unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) wie folgt zusammenfassen:

- Bereits nach etwa 9 ms (Tabelle 5.9) traten weit aufklaffende Trennrisse entlang der acht Rahmenecken des Blend- und Flügelrahmens auf (Abbildung 5.16a). Die Rahmenprofile brachen an den Rahmeneckverbindungen vollständig auseinander.
- Das eingesetzte Beschlagsystem mit geringer Einbruchhemmung versagte im Bereich des Fenstersturzes sowie an der linken Seite der Fensterlaibung (Abbildung 5.16a). Die konventionellen Schließbleche in diesen Bereichen wurden vom Blendrahmen abgerissen.

  Das im Sturzbereich angeordnete Sicherheitsschließblech (oben rechts, Abbildung 5.16b) blieb intakt (siehe Anordnung der Schließbleche in der Abbildung 5.4a). Da der Flügelrahmen weiterhin an diesem Sicherheitsschließblech befestigt blieb (Abbildung 5.16b), wurde er nicht vollständig in den Schutzbereich geschleudert.
- Infolge der Trennrisse und des teilweisen Versagens des Beschlagsystems kam es zu erheblichen Verschiebungen des Flügelrahmens. Im linken oberen Sturzbereich (Abbildung 5.16a) erreichte der Flügelrahmen eine maximale Auslenkung von etwa 250 mm (Tabelle 5.9, Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.2).
- Nach etwa 23 ms löste sich die Verglasung aus dem Flügelrahmen heraus (Abbildung 5.16a). Es wurden Teile der Glashalteleiste vom Flügelrahmen abgerissen (Abbildung 5.16b). Die Verglasung zerbrach erst beim Aufprall auf den Boden.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass unter Einwirkung des ersten Luftstoßes ein fatales Versagen des Fensters eingetreten ist. Die Reaktion des Fensters wird mit dem **Zustand F** gemäß den in der Tabelle 5.5 aufgeführten Kriterien bewertet.



a) b)

Abbildung 5.16: Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE1) a) kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes (65 ms); b) nach dem Versuch.

Abgangsgeschwindigkeit der Verglasung

Die Abbildung 5.16b zeigt ein Foto des Schutzbereichs nach Abschluss des Stoßrohrversuches. Die herausgebrochene Verglasung wurde in einem Stück bis zu einer Entfernung von etwa 3,0 m geschleudert. Für die Bewertung der dabei potenziell auftretenden Gefährdung ist die Abgangsgeschwindigkeit der Verglasung von besonderer Bedeutung. Um diese Geschwindigkeit zu ermitteln, sind in der Abbildung 5.17 die mit DIC gemessenen Verschiebungen an den acht auf der Verglasung angeordneten Messpunkten dargestellt.

Die Analyse der Verschiebungs-Zeit-Verläufe in der Abbildung 5.17 verdeutlicht, dass bereits durch den ersten Luftstoß große Verschiebungen an allen Messpunkten auftraten, mit einem Maximum von etwa 300 mm. Die Verglasung wurde allerdings noch nicht vollständig während des ersten Luftstoßes in den Schutzbereich geschleudert, sondern schwang teilweise in Richtung ihrer Ausgangslage zurück. Das Rückschwingen wurde durch die einsetzende Unterdruckphase des ersten Luftstoßes ab 26,3 ms verstärkt (vgl. Tabelle 5.7). Erst der anschließende zweite Luftstoß, der ab 65 ms einwirkte, führte dazu, dass sich die Verglasung vollständig aus dem Flügelrahmen löste und mit einer mittleren Abgangsgeschwindigkeit von 4 m/s in den Schutzbereich geschleudert wurde.

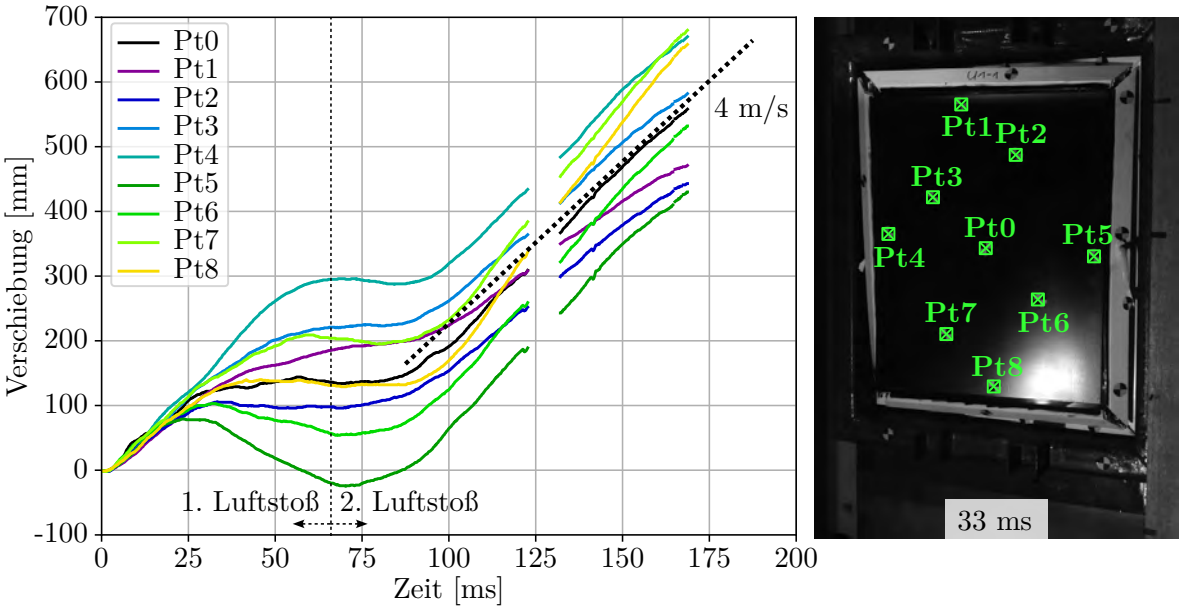


Abbildung 5.17: Versuch OE1-I - gemessene Verschiebungen an der Verglasung.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass im Versuch OE1-I die **Gefährdungsstufe ISO E** in Anlehnung an die ISO 16934:2007 aufgetreten ist. Im durchgeführten Versuch versagte das geprüfte Fenster bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes. Aus der gemessenen Abgangsgeschwindigkeit und der Masse der Verglasung von 21 kg ergibt sich eine kinetische Energie von 168 J. Diese übersteigt den allgemein anerkannten Grenzwert von 80 J deutlich, ab dem lebensbedrohliche stumpfe Verletzungen auftreten können [202]. Es lässt sich somit schlussfolgern, dass im Schutzbereich potenziell eine sehr hohe Gefährdung für Personen bestand.

Probekörperkonfiguration OE2

In der Probekörperkonfiguration OE2 war das Fenster mit einem Beschlagsystem mit hoher Einbruchhemmung und am Flügelrahmen fixierten Falz-Eckwinkeln ausgestattet. Die restliche Konstruktion des Fensters entsprach den Ausführungsdetails der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE1 (Tabelle 5.8).

Abbildung 5.18a zeigt eine Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme des Versuches OE2-I zu einem Zeitpunkt von 65 ms nach dem Auftreffen des ersten Luftstoßes. Auf Grundlage der Videoaufnahmen und DIC-Messungen lässt sich die Reaktion des Fensters unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) wie folgt zusammenfassen:

- Nach etwa 5 ms (Tabelle 5.9) traten weit aufklaffende Trennrisse entlang der acht Rahmenecken des Blend- und Flügelrahmens auf.
- Nach rund 23 ms zerbrach die Verglasung in zahlreiche große Glasbruchstücke (Abbildung 5.18a).
- Teile der Glashalteleiste wurden vom Flügelrahmen abgerissen (Abbildung 5.18a).
- Der Flügelrahmen erreichte eine maximale Verschiebung von 23 mm (Tabelle 5.9).

Zusammenfassend ist festzustellen, dass bei der Probekörperkonfiguration OE2 unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes der **Zustand F** eingetreten ist, der nach den in der Tabelle 5.5 festgelegten Bewertungskriterien mit einem katastrophalen Versagen des Fensters einhergeht.



a) b)

Abbildung 5.18: Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE2) a) kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes (65 ms); b) nach dem Versuch.

Nach dem Stoßrohrversuch war der Schutzbereich mit zahlreichen scharfkantigen Glasbruchstücken übersät (Abbildung 5.18b). Die Bruchstücke wurden bis zu einer Entfernung von 3,0 m vom Probekörper geschleudert und hinterließen dort an der angeordneten Witness-Wand deutliche Schnittspuren.

Die Witness-Paneele wurden nach dem Versuch abgebaut und mit dem im Abschnitt 5.4.3 beschriebenen Verfahren analysiert. Abbildung 5.19 zeigt die dabei berechneten Schädigungsanteile auf der Wandoberfläche. Zur Orientierung ist die ursprüngliche Lage des Fensters und die Lage einer Person mit einer Größe von 175 cm angedeutet.

Die Schnittspuren erstrecken sich bis zu einer Höhe von etwa 250 cm oberhalb des Bodens, wobei etwa 1,19 % der gesamten Wandfläche geschädigt (714 cm^2) wurde. Der Bereich mit dem höchsten Schädigungsanteil befindet sich in einer Höhe von etwa 1,2 m oberhalb des Bodens (Gefährdungszone F). Die eingedrungenen Bruchstücke hatten eine Länge von bis zu 17 cm bei einer Masse von bis zu 150 g.

Zusammenfassend ist das Versuchsergebnis mit der Probekörperkonfiguration OE2 mit der **Gefährdungsstufe ISO F** in Anlehnung an die ISO 16934:2007 zu bewerten. Es sind potenziell lebensbedrohliche Gefährdungen durch umhergeschleuderte Glasbruchstücke entstanden. Das geprüfte Fenster versagte in der Belastungsstufe I bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes.

5.5.3.2 Bewertung der Versuchsergebnisse

Es wurden zwei Stoßrohrversuche mit einflügeligen Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen durchgeführt. Tabelle 5.9 fasst die ermittelten Schadenszeitpunkte der untersuchten Fenster zusammen, die in den Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen beobachtet wurden. Zusätzlich sind die gemessenen maximalen Verschiebungen an den Flügelrahmen angegeben. Die entsprechenden Verschiebungs-Zeit-Verläufe sind im Anhang E.1 beigefügt.

Tabelle 5.9: Schadenszeitpunkte und maximale Verschiebung des Flügelrahmens der Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2.

Versuch	Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Schadenszeitpunkte			Maximale Verschiebung des Flügelrahmens
			GB	BR	AFF	
OE1-I	OE1	I	/	9 ms	23 ms	> 250 mm
OE2-I	OE2	I	23 ms	5 ms	/	23 mm

GB = Glasbruch; BR = Bruch der Rahmenecken; AFF = Abreißen des Fensterflügels

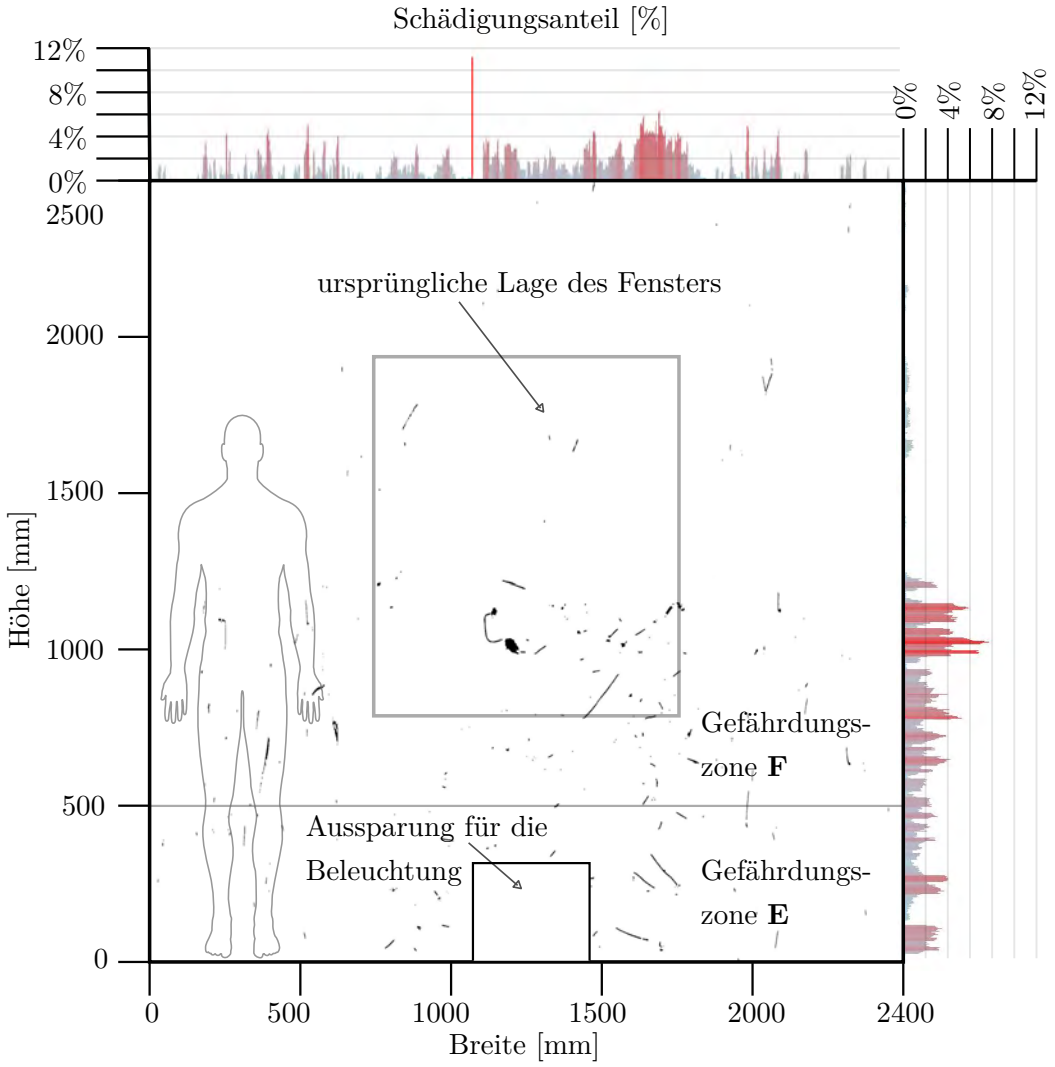


Abbildung 5.19: Schädigung an den Witness-Paneelen im Versuch OE2-I mit der Probekörperkonfiguration OE2.

Aus den beobachteten Schäden unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes und den gemessenen Verschiebungen können die in der Tabelle 5.10 zusammengefassten Zustandsbewertungen ermittelt werden. Die ebenfalls in der Tabelle 5.10 dargelegten Gefährdungsbewertungen ergeben sich in Anlehnung an die ISO 16934:2007 auf Grundlage der erfassten Bruchstücke des herausgerissenen Fensters.

An den beiden erprobten ungeschützten Kunststofffenstern traten während der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq 65\,\text{ms}$) erhebliche Schäden auf (Tabelle 5.9). Es wurden nicht akzeptable Gefährdungen für Personen im Schutzbereich festgestellt.

Tabelle 5.10: Zustands- und Gefährdungsbewertungen für die Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2.

Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Zustands-bewertung	Gefährdungs-bewertung
OE1	I	Zustand F	ISO E
OE2	I	Zustand F	ISO F

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die geprüften Kunststofffenster ohne entsprechende Schutzmaßnahmen nicht in der Lage sind, einer Explosionsbelastung der Belastungsstufe I standzuhalten.

Beobachtete Variationen in den Versagensmechanismen

Die ungeschützten Kunststofffenster wiesen in den beiden Versuchen geringfügige Unterschiede in ihrer Ausstattung auf. Während die Probekörperkonfiguration OE1 mit einem Beschlagsystem mit geringer Einbruchhemmung versehen war, wurde in der Probekörperkonfiguration OE2 ein Beschlagsystem mit hoher Einbruchhemmung verwendet und Falz-Eckwinkel am Flügelrahmen angebracht. Diese Unterschiede in der Ausstattung führten zu Variationen in den beobachteten Versagensmechanismen, die in der Tabelle 5.11 zusammengefasst sind.

Einerseits verstärken das angebrachte Beschlagsystem mit hoher Einbruchhemmung und die angebrachten Falz-Eckwinkel in der Probekörperkonfiguration OE2 die Tragfähigkeit der Verbindung zwischen Fensterflügel und Blendrahmen. Andererseits reduzieren diese Maßnahmen die Nachgiebigkeit des Fenstersystems, wodurch höhere Kräfte in die Verglasung eingeleitet werden, was letztlich zur Überlastung und dem Bruch der Verglasung führt.

Tabelle 5.11: Beobachtete Versagensmechanismen der Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2.

Probekörperkonfiguration OE1	**Probekörperkonfiguration OE2**
• Die eingesetzten konventionellen Schließbleche versagen. • Der Fensterflügel reißt größtenteils vom Blendrahmen ab. • Die Verglasung löst sich in einem Stück aus dem Flügelrahmen heraus.	• Die eingesetzten Sicherheitsschließbleche versagen nicht. • Der Fensterflügel bleibt bis zum Ende des Versuches am Blendrahmen verankert. • Die Verglasung wird vom Flügelrahmen zurückgehalten und bricht dabei nach etwa 23 ms.

Zusammenfassend zeigen die Versuche an den Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen, dass zusätzliche Schutzmaßnahmen notwendig sind, um die Gefährdung durch Bruchstücke des Fensters zu mindern. Die Versuche mit den zwei unterschiedlich ausgeführten ungeschützten Probekörperkonfigurationen verdeutlichen, dass bei der Ertüchtigung von Fenstern das Prinzip des „schwächsten Glieds in der Kette“ berücksichtigt werden muss. Während die Schwachstellen

bei der Probekörperkonfiguration OE1 im Beschlagsystem und in der Rahmenkonstruktion lagen, wurden sie bei der Probekörperkonfiguration OE2 durch die Versteifung des Flügelrahmens in die Verglasung und deren Anbindung an den Flügelrahmen verlagert.

5.5.4 Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Versuche GK-I, GK1-III-1 und GK-III-2 mit explosionsgeschützten Kunststofffenstern in der Grundkonfiguration (GK) vorgestellt. Tabelle 5.12 gibt zunächst einen Überblick zur Ausstattung der untersuchten Probekörperkonfiguration GK. In der Versuchsreihe erfolgten ein Versuch in der Belastungsstufe I (Versuch GK-I) und zwei Versuche in der Belastungsstufe III (Versuche GK-III-1 und GK-III-2).

Die Probekörperkonfiguration GK wurde analog zur Probekörperkonfiguration OE2 (ohne Explosionsschutz) mit einem einbruchhemmenden Beschlagsystem ausgerüstet und die Flügelrahmen wurden mit Falz-Eckwinkeln verstärkt (Tabelle 5.12). Darüber hinaus wurde die Verglasung mit Splitterschutzfolien ausgestattet und in den Flügelrahmen eingeklebt. Die Glashalteleisten waren mit dem Flügelrahmen verschraubt. Weitere Details zu den untersuchten Probekörperkonfigurationen sind im Abschnitt 5.3.2 angegeben.

Tabelle 5.12: Ausstattungen der Probekörperkonfigurationen GK und GK-CC, Grundkonfigurationen.

	Probekörperkonfiguration	
	GK	GK-CC
Erprobungen in der Belastungsstufe I	1	-
Erprobungen in der Belastungsstufe III	1	1
Hohe Einbruchhemmung	x	x
Falz-Eckwinkel	x	x
Splitterschutzfolie	x	x
Eingeklebte Verglasung	x	x
Verschraubte Glashalteleiste	x	x
Seilauffangsystem		x

Im Versuch GK-III-2 wurde auf der Schutzseite des Fensters (rauminnenseitig) ein Seilauffangsystem installiert, um mögliche Bruchstücke aufzufangen. Diese Konfiguration wird als Probekörper GK-CC bezeichnet (Tabelle 5.12). Die Wirksamkeit des Seilauffangsystems steht nicht im Fokus der vorliegenden Studie und wird daher nicht weiter bewertet.

Nachfolgend werden die durchgeführten Versuche im Einzelnen beschrieben und die Ergebnisse analysiert.

5.5.4.1 Ergebnisse in der Belastungsstufe I

Abbildung 5.20 zeigt die gemessenen Verschiebungs-Zeit-Verläufe des Flügelrahmens aus dem Versuch GK-I sowie eine Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme 30 ms nach Beginn der Explosionsbelastung

in der Belastungsstufe I.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes erreichte der Flügelrahmen eine maximale Verschiebung von 59 mm, die sich am Messpunkt Pt10, oben links am Flügelrahmen, einstellte (Abbildung 5.20). Nach Erreichen der maximalen Auslenkung kehrte der Fensterflügel durch Rückschwingen in seine Ausgangsposition zurück.

Da unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes kein Glasbruch auftrat, wird der **Zustand B** gemäß Tabelle 5.5 als Reaktion in der Belastungsstufe I dokumentiert. Die im Vergleich zur ungeschützten Probekörperkonfiguration OE1 (Abbildung 5.17) geringeren Verschiebungen des Fensterflügels sowie das beobachtete Rückschwingen belegen, dass das einbruchhemmende Beschlagsystem die auftretenden Kräfte effektiv zwischen Fensterflügel und Blendrahmen übertragen hat.

Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes traten ab 65 ms deutlich größere Verschiebungen am Flügelrahmen auf als unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes (Abbildung 5.20). Der Messpunkt Pt10 erreichte hierbei eine maximale Auslenkung von bis zu 160 mm.

Auf Grundlage der gesichteten Hochgeschwindigkeitsvideos ist anzunehmen, dass unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes ein Teilversagen der Verriegelung eingetreten ist, welches schließlich dazu führte, dass der Fensterflügel nach 285 ms aus seiner Verankerung am Blendrahmen herausbrach. Abbildung 5.21a zeigt den herausgerissenen Fensterflügel, der bis zu einer Entfernung von 2,4 m in den Schutzbereich geschleudert wurde.

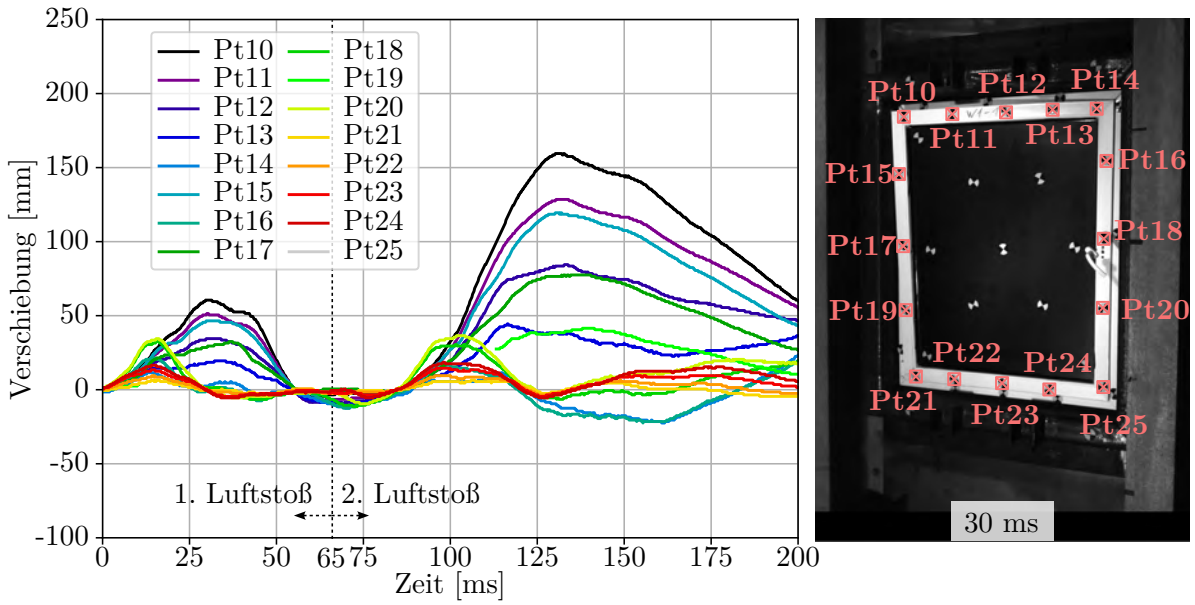


Abbildung 5.20: Versuch GK-I - gemessene Verformungen an den Messpunkten des Flügelrahmens.

Aus den dokumentierten Schäden an den Rahmenecken des Blendrahmens und an den Sicherheitsschließblechen (Abbildung 5.21b und c) können die folgenden Schlussfolgerungen zu den Versagensmechanismen des Fensterflügels gezogen werden:

- **Schäden an den Rahmenecken des Blendrahmens**
  An der Rahmeneckverbindungen des Blendrahmens sind weit aufklaffende, glatte Trennrisse entstanden (Abbildung 5.21b). Dies deutet auf einen aufgetretenen Sprödbruch der ver-

schweißten Kunststoffprofile hin. Die Rahmenprofile wurden durch die Trennrisse vollständig voneinander getrennt.

Schlussfolgerung:
Die Rahmeneckverbindungen des Blendrahmens stellen eine kritische Schwachstelle dar. Nach dem Versagen der Rahmenecken war der Kraftschluss zwischen den Rahmenprofilen nicht mehr gewährleistet. Die dadurch entstandene erhöhte Verschiebbarkeit des Blendrahmens könnte das Versagen des Beschlagsystems durch Entriegeln ausgelöst haben. Hierbei haben sich die Pilzkopfzapfen aufgrund der Bewegung des Rahmens aus den Schließblechen herausgelöst.

- **Schäden an den Rahmenecken des Flügelrahmens**
  Am Flügelrahmen wurden ebenso Trennrisse an den Rahmeneckverbindungen festgestellt. Die kraftschlüssige Verbindung der Rahmenteile blieb jedoch durch die am Flügelrahmen angebrachten metallischen Falz-Eckwinkel erhalten.

  Schlussfolgerung:
  Der Bruch der Rahmeneckverbindungen am Flügelrahmen wird nicht als maßgeblicher Faktor für das Versagen betrachtet.

- **Schäden an den Sicherheitsschließblechen**
  Es wurden mehrere Sicherheitsschließbleche an den Anschlagpunkten der Pilzkopfzapfen verbogen (Abbildung 5.21c).

  Schlussfolgerung:
  Die Verformung der Sicherheitsschließbleche könnte zum Verlust des Halts der Pilzkopfzapfen geführt haben. Möglicherweise wurde hierbei die Schiene des Beschlagsystems verschoben, wodurch das Beschlagsystem entriegelt wurde.



a) b) c)

Abbildung 5.21: Schadensausmaß nach dem Versuch GK-I-1, a) herausgebrochener Fensterflügel, b) gebrochene Rahmenecke des Blendrahmens, c) verbogenes Schließblech.

Obwohl im Versuch GK-I die angestrebte Schutzwirkung der Gesamtkonstruktion nicht erreicht wurde (der Fensterflügel wurde abgerissen), ist positiv hervorzuheben, dass sich die Splitterschutzfolien auch im Nachbruchzustand nicht vom Flügelrahmen gelöst haben (Abbildung 5.21a). Dies weist auf

eine hohe Wirksamkeit der vorgenommenen Einklebung der Verglasung im Flügelrahmen hin, die das Abreißen der Splitterschutzfolie verhindert hat.

Zusammenfassend wird das Ergebnis des Versuches GK-I mit der **Gefährdungsstufe ISO E** gemäß der ISO 16934:2007 eingestuft. Das untersuchte ertüchtigte Fenster hielt dem ersten Luftstoß stand, versagte jedoch unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes. Dabei wurde das Fenster entriegelt und der abgerissene Fensterflügel 2,4 m in den Schutzbereich geschleudert, was eine erhebliche Gefährdung darstellt. Das Entriegeln des Fensters ist auf ein kombiniertes Versagen der Rahmenecken des Blendrahmens sowie des Beschlagsystems zurückzuführen.

5.5.4.2 Ergebnisse in der Belastungsstufe III

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Versuche GK-III-1 und GK-III-2 in der Belastungsstufe III vorgestellt.

Ergebnisse des Versuches GK-III-1

Abbildung 5.22 zeigt die gemessenen Verschiebungs-Zeit-Verläufe am Flügelrahmen der Probekörperkonfiguration GK im Versuch GK-III-1 sowie eine Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme 65 ms nach dem Eintreffen des ersten Luftstoßes.

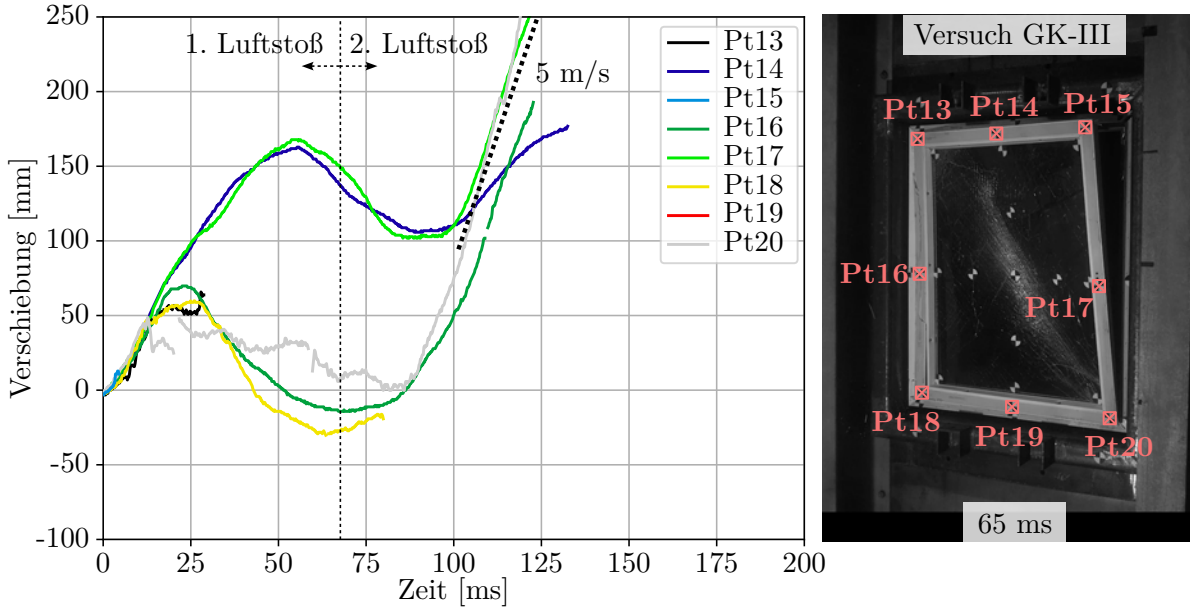


Abbildung 5.22: Versuch GK-III-1 - gemessene Verformungen an den Messpunkten der Verglasung in der Belastungsstufe III.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes (bis 65 ms) löste sich der Fensterflügel im Bereich des Fenstersturzes sowie der rechten Fensterlaibung deutlich aus der Verriegelung am Blendrahmen heraus (Abbildung 5.22). An den Messpunkten Pt14 und Pt17 wurden maximale Verschiebungen von etwa 160 mm gemessen. Am Messpunkt Pt15, der sich direkt an der kritischen Rahmenecke befindet, traten Messfehler in der DIC-Messung auf, weshalb die exakte maximale Verschiebung nicht ermittelt werden konnte. Durch lineare Interpolation der Messwerte der benachbarten Punkte Pt13 und Pt14 sowie Pt17 und Pt20 kann jedoch eine maximale Verschiebung des Fensterflügels am Messpunkt Pt15 von etwa 250 mm abgeschätzt werden.

Insgesamt zeigten die Ergebnisse des Versuches GK-III-1 unter dem Einfluss des ersten Luftstoßes erhebliche Schäden am Fenster. Dies umfasste eine Verschiebung des Fensterflügels um mindestens 100 mm sowie Glasbruch. Die Reaktion des ertüchtigten Fensters unter Belastungsstufe III ist gemäß **Zustand E** in der Tabelle 5.5 zu klassifizieren, wobei ein Teilversagen des Beschlagsystems auftrat.

Der zweite Luftstoß führte schließlich zu einem vollständigen Versagen des Fensters. Dabei wurde der Flügelrahmen in einem Stück etwa 3,0 m in den Schutzbereich geschleudert. Die Abgangsgeschwindigkeit des Flügelrahmens betrug dabei in etwa 5 m/s (Abbildung 5.22). Zusammenfassend ist das Versuchsergebnis gemäß ISO 16934:2007 mit der **Gefährdungsstufe ISO E** zu bewerten. Ähnlich wie beim Versuch in der Belastungsstufe I wurde ein kombiniertes Versagen der Blendrahmenecken und des Beschlagsystems festgestellt.

Ergebnisse des Versuches GK-III-2

Der Versuch GK-III-2 wurde analog zum Versuch GK-III-1 unter Belastungsstufe III durchgeführt. In der Abbildung 5.23 sind die Verschiebungs-Zeit-Verläufe am Flügelrahmen dargestellt. Zusätzlich zeigt eine Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme die Situation des Fensters bei maximaler Verschiebung unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes nach 30 ms. Im Versuch GK-III-2 wurde schutzseitig ein Seilauffangsystem installiert, um Bruchstücke des Fensters aufzufangen. Die Wirksamkeit dieses Auffangsystems ist jedoch nicht Gegenstand der nachfolgenden Bewertung.

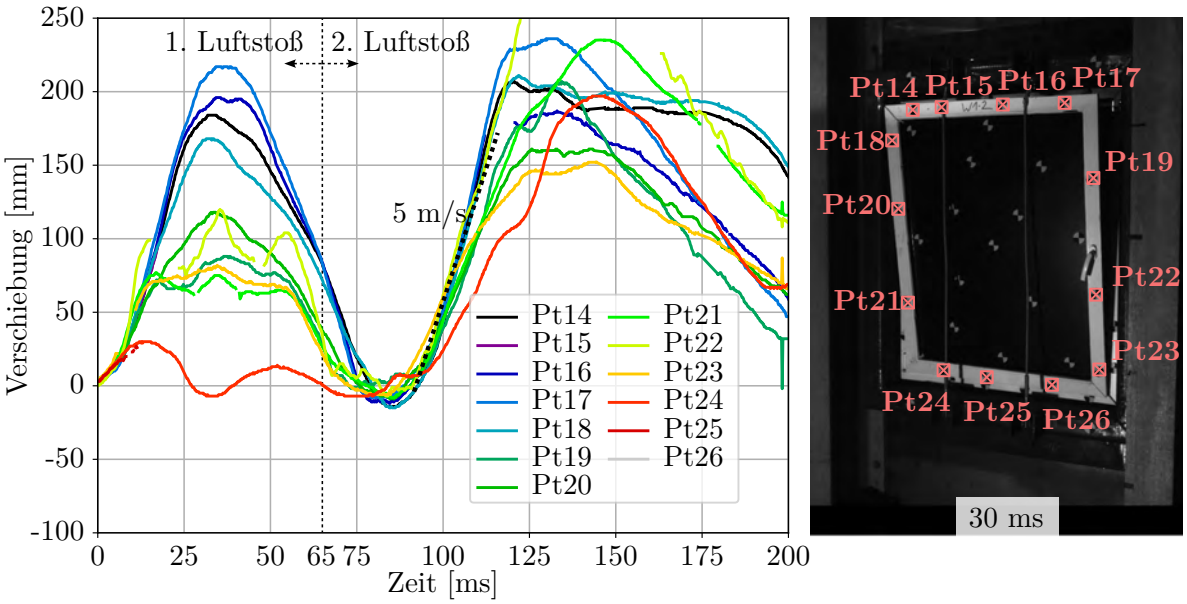


Abbildung 5.23: Versuch GK-III-2 - gemessene Verformungen an den Messpunkten des Flügelrahmens in der Belastungsstufe III.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes wurde der Fensterflügel im Versuch GK-III-2 größtenteils vom Blendrahmen abgerissen. Im Bereich des Fenstersturzes (Messpunkt Pt17) öffnete sich der Rahmen maximal um 217 mm. Während dieser Bewegung kollidierte der Flügelrahmen mit dem Seilauffangsystem, das in einem Abstand von 155 mm vor dem Fenster positioniert war. Eine Rückstellung des Fensterflügels in die Ausgangsposition kann nach etwa 35 ms beobachtet werden (Abbildung 5.23). Die aufgetretenen ausgeprägten Verschiebungen des Fensterrahmens deuten auf ein teilweises Versagen des Beschlagsystems hin, welches zu Entriegelungen des Fensters im Bereich

des Fenstersturzes sowie in den beiden Laibungen führte.

Es ist nicht auszuschließen, dass der Flügelrahmen ohne das Seilauffangsystem bereits durch den ersten Luftstoß aus dem Blendrahmen herausgebrochen wäre. Für diesen Fall wird der **Zustand F** gemäß Tabelle 5.5 prognostiziert.

Durch die Einwirkung des zweiten Luftstoßes wurde der Fensterflügel schließlich auch im Bereich der Fensterbrüstung vollständig vom Blendrahmen gelöst und in einem Stück in den Schutzbereich geschleudert. Dies lässt sich anhand der synchronen Auslenkung aller 13 Messpunkte in den Verschiebungs-Zeit-Verläufen ab 90 ms nachvollziehen. Der abgerissene Flügel erreichte dabei eine Abgangsgeschwindigkeit von etwa 5 m/s, bevor sein Weiterflug ab etwa 125 ms durch das installierte Seilauffangsystem verhindert wurde.

Für die Beurteilung ohne Seilauffangsystem ist von einer prognostizierten **Gefährdungsstufe ISO E** auszugehen, analog zum Versuch GK-III-1. In diesem Szenario wäre der Fensterflügel ungehindert in den Schutzbereich geflogen und hätte somit ein erhöhtes Gefährdungspotential dargestellt. Mit dem Seilauffangsystem wurde die **Gefährdungsstufe ISO C** erreicht.

5.5.4.3 Bewertung der Versuchsergebnisse

Mit der Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK) wurden ein Stoßrohrversuch in der Belastungsstufe I und zwei Stoßrohrversuche in der Belastungsstufe III durchgeführt. Tabelle 5.13 fasst die ermittelten Schadenszeitpunkte der untersuchten Fenster zusammen, die anhand der Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen ermittelt wurden. Darüber hinaus sind die gemessenen maximal Verschiebungen der Flügelrahmen aufgeführt. Die zugehörigen Verschiebungs-Zeit-Verläufe sind im Anhang E.2 angegeben.

Tabelle 5.13: Schadenszeitpunkte und maximale Verschiebung des Flügelrahmens der Probekörperkonfigurationen GK und GK-CC.

Versuch	Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Schadenszeitpunkte			Maximale Verschiebung des Flügelrahmens
			GB	BR	AFF	
GK-I	GK	I	116 ms	5 ms	285 ms	59 mm
GK-III-1	GK	III	42 ms	7 ms	107 ms	250 mm
GK-III-2	GK-CC	III	128 ms	4 ms	96 ms	217 mm

GB = Glasbruch; BR = Bruch der Rahmenecken; AFF = Abreißen des Fensterflügels

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) wurden die folgenden Schäden beobachtet:

- In allen drei Versuchen bildeten sich Trennrisse entlang der Rahmeneckverbindungen sowohl am Blendrahmen als auch am Flügelrahmen.
- Glasbruch trat ausschließlich im Versuch GK-III-1 auf.
- Im Versuch in der Belastungsstufe I (GK-I) war die maximale Verschiebung des Fensterflügels geringer als 100 mm. Das eingesetzte einbruchhemmende Beschlagsystem übertrug die Kräfte zwischen Fensterflügel und Blendrahmen effektiv und verhinderte größere Verformungen.
- In den Versuchen in der Belastungsstufe III (GK-III-1 und GK-III-2) waren die erreichten

maximalen Verschiebungen größer als 100 mm. In beiden Versuchen ist ein Teilversagen des Beschlagsystems aufgetreten.

Die Einwirkung des zweiten Luftstoßes ($\geq$ 65 ms) führte schließlich in allen drei Versuchen dazu, dass die vorgeschädigten Fensterflügel von den Blendrahmen abgerissen und in den Schutzbereich geschleudert wurden. Hierbei trat auch in den Versuchen GK-I und GK-III-2 der Glasbruch auf.

Wirksamkeit der ertüchtigten Fenster unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes
Tabelle 5.14 fasst die ermittelten Zustands- und Gefährdungsbewertungen der durchgeführten Versuche zusammen. Für den Versuch mit der Probekörperkonfiguration GK-III-2 sind die prognostizierte Zustandsbewertung und die prognostizierte Gefährdungsbewertung ohne Seilauffangsystem angegeben, um eine Vergleichbarkeit mit den übrigen Versuchen sicherzustellen.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes wurde lediglich in der Belastungsstufe I ein akzeptabler Zustand des Fensters erreicht (Zustand B, Tabelle 5.14). Das Fenster blieb weitgehend intakt und es traten keine Gefährdungen für den Schutzbereich auf. Die Probekörperkonfiguration GK erzielte damit einen deutlich höheren Schutz als die beiden Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2, Tabelle 5.10), die in der Belastungsstufe I unter dem ersten Luftstoß vollständig versagten und Personen im Innenraum gefährdeten.

In den beiden Versuchen unter Belastungsstufe III konnte die Probekörperkonfiguration GK keine ausreichende Schutzwirkung gewährleisten. Bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes traten schwere Schäden an den Fenstern auf (Zustand E und F, Tabelle 5.14). In beiden Fällen wurden die Fensterflügel teilweise vom Blendrahmen abgerissen.

Tabelle 5.14: Zustands- und Gefährdungsbewertungen für die Probekörperkonfigurationen GK-I, GK-II-1 und GK-II-2.

Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Zustands-bewertungen	Gefährdungs-bewertungen
GK-I	I	Zustand B	ISO E
GK-III-1	III	Zustand E	ISO E
GK-III-2	III	Zustand F	ISO E

Wirksamkeit der ertüchtigten Fenster unter mehrfacher Luftstoßeinwirkung
Nach Abschluss der Stoßrohrversuche wurden inakzeptable Gefährdungen durch umhergeschleuderte Bruchstücke festgestellt (Gefährdungsstufe ISO E, Tabelle 5.14). In allen drei Versuchen wurde der Fensterflügel der Grundkonfiguration unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes vollständig aus dem Blendrahmen herausgerissen.

Als positives Erkenntnis ist hervorzuheben, dass bei keinem der drei getesteten Fenster die Splitterschutzfolien im Nachbruchzustand von den Flügelrahmen abgelöst wurden. Das Einkleben der Verglasung in den Flügelrahmen sowie das Verschrauben der Glashalteleisten erwiesen sich als wirksame Maßnahmen, um die Wirksamkeit der Splitterschutzfolien im Nachbruchzustand zu gewährleisten.

Schwachstellen des ertüchtigten Kunststofffensters
Als Schwachstellen des ertüchtigten Kunststofffensters lassen sich die Rahmeneckverbindungen

des Blendrahmens identifizieren, deren Versagen letztlich zum Abreißen des Fensterflügels vom Blendrahmen aufgrund der Entrieglung des Beschlagsystems führte:

- **Rahmeneckverbindungen des Blendrahmens:** Entlang der Rahmenecken bildeten sich Trennrisse, die den Kraftschluss zwischen den Rahmenprofilen unterbrachen. Die daraus resultierende Verschiebbarkeit des Blendrahmens könnte dazu beigetragen haben, dass sich die Verriegelung des Beschlagsystems löste.
- **Beschlagsystem:** Unter den hohen übertragenen Kräften wurden die Schließbleche teilweise aufgebogen, wodurch die Pilzkopfzapfen aus den Schließblechen herausgleiten konnten. Dieses Versagen könnte durch ein Verschieben der Beschlagschiene in axialer Richtung entlang der Rahmenkante zusätzlich begünstigt worden sein.

An der Ausführung des Beschlagsystems und der Tragfähigkeit der Rahmenecken gibt es demnach noch Verbesserungspotentiale.

In den folgenden zwei Abschnitten wird auf die Ertüchtigung der Rahmeneckverbindungen mit Patches aus faserverstärkten Kunststoffen eingegangen. Die Patches werden an den Rahmenecken des Fensters aufgebracht. Mittels der Patches soll der Kraftschluss zwischen den auseinandergebrochenen Rahmenprofilen auch nach dem Auftreten von Trennrissen gewährleistet werden.

Die Widerstandsfähigkeit des Beschlagsystems, das vorerst nicht weiter verstärkt wird, könnte zukünftig durch den Einbau eines Schlosses zur Sicherung der Beschlagschiene erhöht werden. Eine solche Maßnahme würde das Verschieben der Schiene in axialer Richtung entlang der Rahmenkante verhindern und dadurch ein Entriegeln des Fensterflügels vermeiden. Diese Hypothese bedarf jedoch einer Bestätigung durch weitere experimentelle Untersuchungen.

5.5.5 Ertüchtigte Kunststofffenster mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches

In den Versuchen P1-I-1 bis -3, P1-II, P1-VI, P1-V und P1-VI wurden explosionsgeschützte Kunststofffenster in der Probekörperkonfiguration P1 beziehungsweise Probekörperkonfiguration P1-CC erprobt. Tabelle 5.15 fasst die Ausstattung der ertüchtigten Kunststofffenster zusammen.

Wie bereits in der Grundkonfiguration GK (Abschnitt 5.5.4), wurden die Fenster in der Probekörperkonfiguration P1 mit einem hoch einbruchhemmenden Beschlagsystem ausgestattet und der Flügelrahmen zusätzlich mit Falz-Eckwinkeln verstärkt. Die Verglasungen wurden mit Splitterschutzfolien ertüchtigt und in den Flügelrahmen eingeklebt. Darüber hinaus wurden die Glashalteleisten mit dem Flügelrahmen verschraubt.

Als zusätzliche Ertüchtigungsmaßnahme wurden der Blend- und Flügelrahmen der Probekörperkonfiguration P1 mit insgesamt acht GFK-Patches ausgestattet. Die Patches wurden sowohl auf den Raumecken aufgeklebt als auch mit ihnen verschraubt. Ziel dieser Ertüchtigungsmaßnahme ist es, ein weites Aufklaffen der Trennrisse an den Rahmenecken zu verhindern und den Kraftschluss zwischen den Rahmenprofilen auch nach einem möglichen Rahmenbruch sicherzustellen. Durch die Verringerung der Verschiebbarkeit des Rahmens soll letztlich die Integrität des Beschlagsystems bewahrt werden. Ausführungsdetails zu den GFK-Patches sind im Abschnitt 5.3.3 angegeben.

Im Versuch P1-VI wurde, ebenso wie bereits im Versuch GK-III-2, auf der Schutzseite ein Sei-

Tabelle 5.15: Übersicht zu den Schutzkonzepten in den erprobten Probekörperkonfigurationen P1 und P1-CC.

	Probekörperkonfiguration	
	P1	P1-CC
Erprobungen in der Belastungsstufe I	3	-
Erprobungen in der Belastungsstufe II	1	-
Erprobungen in der Belastungsstufe IV	1	-
Erprobungen in der Belastungsstufe V	1	-
Erprobungen in der Belastungsstufe VI	-	1
Hohe Einbruchhemmung	x	x
Falz-Eckwinkel	x	x
Schutzfolie	x	x
Eingeklebte Verglasung	x	x
Verschraubte Glashalteleiste	x	x
Patchkonfiguration P1	x	x
Seilauffangsystem		x

lauffangsystem installiert (gekennzeichnet als Probekörperkonfiguration P1-CC, Tabelle 5.15). Die Wirksamkeit dieses Auffangsystems wird jedoch im Rahmen der nachfolgenden Untersuchung nicht bewertet.

Mit der Probekörperkonfiguration P1 wurden insgesamt drei Versuche in der Belastungsstufe I sowie je ein Versuch in den Belastungsstufen II, IV und V durchgeführt (Tabelle 5.15). Die Probekörperkonfiguration P1-CC wurde in der Belastungsstufe VI untersucht.

5.5.5.1 Ergebnisse in der Belastungsstufe I

Abbildung 5.24 zeigt Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen der Versuche P1-I-1, P1-I-2 und P1-I-3 in der Belastungsstufe I zu einem Zeitpunkt von 65 ms kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes.

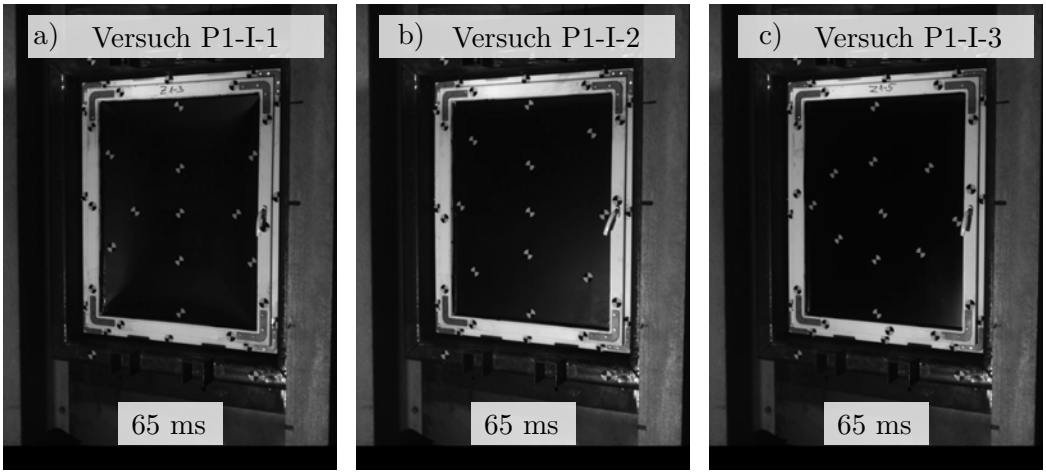


Abbildung 5.24: Kunststofffenster mit der Patchkonfiguration P1 in der Belastungsstufe I kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes (65 ms).

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) wurden die Fenster in allen drei Versu-

chen in der Belastungsstufe I nur geringfügig beschädigt. Die beobachteten Schäden lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- **Versuch P1-I-1:** Die Verglasung brach nach 14 ms (Tabelle 5.16). Der Fensterflügel erreicht eine maximale Verschiebung von 19 mm und schwang anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.12). Die aufgetretenen Schäden werden mit dem **Zustand C** gemäß Tabelle 5.5 bewertet (Verschiebung des Fensterflügels $\leq$ 50 mm, Verglasung gebrochen).
- **Versuch P1-I-2:** Es trat kein Glasbruch auf. Der Fensterflügel durchlief eine maximale Verschiebung von 64 mm (Tabelle 5.16) und schwang anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.14). Die aufgetretenen Schäden werden mit dem **Zustand B** gemäß Tabelle 5.5 bewertet (Verschiebung des Fensterflügels $\leq$ 100 mm, Verglasung ungebrochen).
- **Versuch P1-I-3:** Es trat kein Glasbruch auf. Der Fensterflügel durchlief eine maximale Verschiebung von 50 mm (Tabelle 5.16) und kehrte anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.16). Die aufgetretenen Schäden werden mit dem **Zustand A** gemäß Tabelle 5.5 bewertet (Verschiebung des Fensterflügels $\leq$ 50 mm, Verglasung ungebrochen).

Zusammenfassend konnte unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ein hohes Schutzniveau erreicht werden.

Abbildung 5.25 zeigt die drei erprobten Kunststofffenster nach Abschluss der Stoßrohrversuche. Als besonders positives Ergebnis ist hervorzuheben, dass die Flügelrahmen in allen drei Versuchen mit den Blendrahmen verbunden blieben. Schädigungen, die zu einer Gefährdung des Schutzbereichs führten, traten ausschließlich im Versuch P1-I-1 auf und sind auf die eingeschränkte Wirksamkeit der Anbindung der Splitterschutzfolien an den Flügelrahmen zurückzuführen:

- **Versuch P1-I-1:** Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes wurden die Splitterschutzfolien vom Flügelrahmen abgerissen (Abbildung 5.25a). Nach dem Versuch wurden die Folien in der unmittelbaren Nähe des Fensters, auf dem Boden und auf der Fensterbrüstung vorgefunden, was zur Einstufung in die **Gefährdungsstufe ISO D** führt.
- **Versuch P1-I-2:** Die Verglasung brach unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes, blieb jedoch bis zum Ende des Stoßrohrversuches mit dem Flügelrahmen verbunden (Abbildung 5.25b). Es trat die akzeptable **Gefährdungsstufe ISO B** auf.
- **Versuch P1-I-3:** Die Verglasung blieb bis zum Ende des Stoßrohrversuches intakt (ungebrochen). Das Fenster wies bis auf die gebrochenen Rahmenecken nahezu keine Beschädigungen auf, was die Einstufung in die **Gefährdungsstufe ISO A** zulässt.

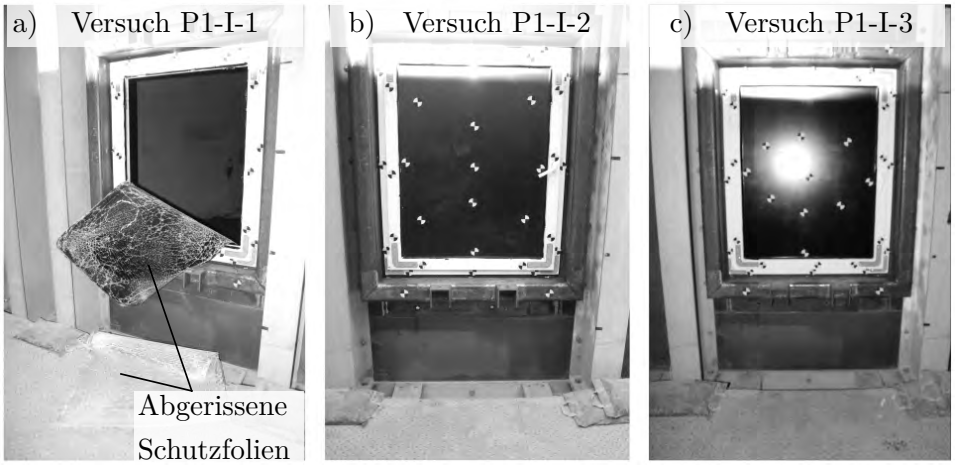


Abbildung 5.25: Schäden an den Kunststofffenstern der Probekörperkonfiguration P1 nach den abgeschlossenen Stoßrohrversuchen in der Belastungsstufe I.

Um die Wirkungsweise der aufgebrachten GFK-Patches zu verdeutlichen, zeigt Abbildung 5.26 eine Fotografie der Rahmenecke des Blendrahmens nach dem Versuch P1-I-3. Trotz eines durchgehenden Trennrisses entlang der Blendrahmenecke blieben die Rahmenteile durch das aufgebrachte GFK-Patch miteinander verbunden. Eine vergleichbare Wirkung wurde auch an allen anderen Rahmenecken des Blend- und Flügelrahmens erreicht.



Abbildung 5.26: Details der verstärkten Rahmenecken der Probekörperkonfiguration P1 nach den abgeschlossenen Stoßrohrversuchen in der Belastungsstufe I.

Durch die aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches wird somit nach dem Rahmenbruch der Kraftschluss zwischen den Rahmenprofilen gewährleistet und ein weites Aufklaffen der Trennrisse an den Rahmenecken verhindert. Die GFK-Patches vermeiden zudem ein übermäßiges Verschieben des Blendrahmens, was in der Grundkonfiguration ohne Patches (Probekörperkonfiguration GK, Abbildung 5.21) zum Entriegeln des Beschlagsystems führte.

5.5.5.2 Ergebnisse in der Belastungsstufe II

Mit der Probekörperkonfiguration P1 wurde ein Versuch in der Belastungsstufe II durchgeführt. Abbildung 5.27a zeigt die Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme des Versuches zum Zeitpunkt 65 ms

sowie ein Foto des herausgebrochenen Fensterflügels nach Abschluss des Versuches.

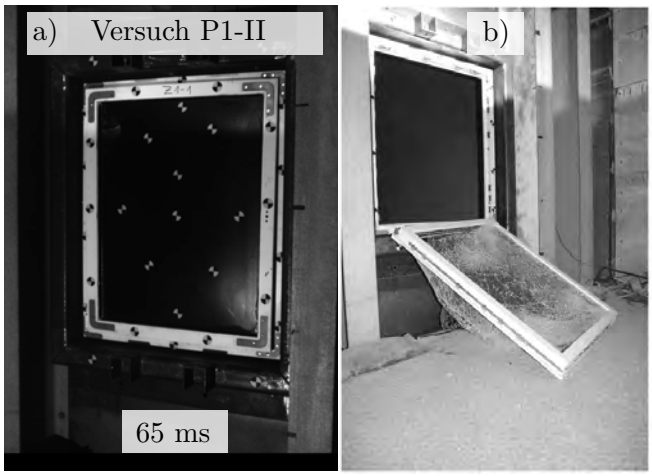


Abbildung 5.27: Kunststofffenster mit der Patchkonfiguration P1 in der Belastungsstufe II a) kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes (65 ms), b) nach dem Stoßrohrversuch.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) in der Belastungsstufe II ist das ertüchtigte Fenster weitgehend intakt geblieben. Es traten die folgenden Schäden auf:

- die Verglasung brach nach etwa 25 ms (Tabelle 5.16) und
- der Flügelrahmen wurde um maximal 71 mm ausgelenkt und schwang anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.18).

Die aufgetretenen moderaten Schäden unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes können mit dem **Zustand D** gemäß Tabelle 5.5 bewertet werden.

Abbildung 5.27b zeigt das Kunststofffenster nach dem abgeschlossenen Stoßrohrversuch in der Belastungsstufe II. Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes wurden nach etwa 120 ms die Splitterschutzfolien aus dem Flügelrahmen herausgerissen (Tabelle 5.16). Es flogen kleine Glasbruchstücke in den Schutzbereich. Außerdem löste sich der Flügelrahmen nach mehr als 300 ms Belastungszeit aus der Verriegelung am Blendrahmen und fiel in den Schutzbereich.

Zusammenfassend trat im Versuch in der Belastungsstufe II die nicht akzeptable **Gefährdungsstufe ISO E** im Schutzbereich auf. Es ist jedoch anzumerken, dass der Flügelrahmen unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes zu einem relativ späten Zeitpunkt vom Blendrahmen abgerissen wurde ($>$ 300 ms). Zu diesem Zeitpunkt war die Explosionsbelastung bereits weitestgehend abgeklungen. Vermutlich hat sich die Schiene des Beschlagsystems beim Ausschwingen nach der Luftstoßbelastung geringfügig verschoben, wodurch das Beschlagsystem entriegelt wurde. Um ein solches Versagen in Zukunft zu vermeiden, könnte ein Schloss zur Verriegelung des Beschlagsystems angebracht werden, das ein Verschieben der Schiene verhindert.

5.5.5.3 Ergebnisse in den Belastungsstufen IV, V und VI

In den Versuchen P1-IV, P1-V und P1-VI wurden Kunststofffenster in den Probekörperkonfigurationen P1 und P1-CC erprobt. Die Explosionsbelastung erfolgte in den Belastungsstufen IV (niedrig),

V (mittel) und VI (hoch). Eine Einordnung der Belastungen ist dem Druck-Impuls-Diagramm in der Abbildung 5.15 zu entnehmen.

Abbildung 5.28 zeigt die Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen zu einem Zeitpunkt von 65 ms. Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) traten die folgenden Schäden auf:

- **Versuch P1-IV:** In der niedrigen Belastungsstufe IV (Abbildung 5.28a) brach die Verglasung nach 18 ms (Tabelle 5.16). Der Fensterflügel wurde um maximal etwa 25 mm ausgelenkt und schwang anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.20). Die aufgetretenen moderaten Schäden werden mit dem **Zustand C** gemäß Tabelle 5.5 bewertet (Verschiebung des Fensterflügels $\leq$ 50 mm, Verglasung ungebrochen).
- **Versuch P1-V:** Die Explosionsbelastung in der mittleren Belastungsstufe V (Abbildung 5.28b) führte nach 9 ms zum Bruch der Verglasung (Tabelle 5.16). Der Fensterflügel wurde um maximal etwa 35 mm ausgelenkt und schwang anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.22). Die aufgetretenen geringen Schäden werden mit dem **Zustand C** gemäß Tabelle 5.5 bewertet (Verschiebung des Fensterflügels $\leq$ 50 mm, Verglasung ungebrochen).
- **Versuch P1-VI:** Unter der hohen Belastungsstufe VI (Abbildung 5.28c) brach die Verglasung nach 8 ms (Tabelle 5.16). Die Splitterschutzfolien wurden nach etwa 18 ms aus dem Verbund mit dem Flügelrahmen herausgerissen (Abbildung 5.28c). Der Fensterflügel wird um maximal etwa 35 mm ausgelenkt und schwingt anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.24). Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes trat ein fatales Versagen des Fensters auf (Abreißen der Splitterschutzfolien), das mit dem **Zustand F** gemäß Tabelle 5.5 bewertet wird.

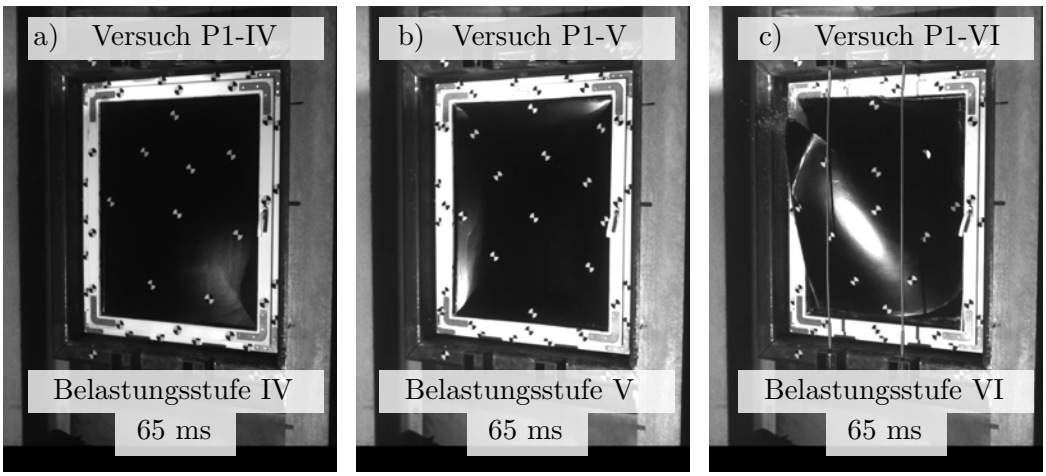


Abbildung 5.28: Kunststofffenster mit der Patchkonfiguration P1 kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes (65 ms) in den Belastungsstufen a) IV, b) V und c) VI.

Abbildung 5.29 zeigt die erprobten Kunststofffenster nach den Stoßrohrversuchen in den Belastungsstufen IV, V und VI. In allen drei Versuchen blieben die Flügelrahmen am Blendrahmen befestigt. Schädigungen traten hauptsächlich an den Splitterschutzfolien auf:

- **Versuch P1-IV:** In der niedrigen Belastungsstufe IV (Abbildung 5.29a) blieben die Split-

terschutzfolien mit den anhaftenden Glasbruchstücken bis zum Ende des Versuches am Flügelrahmen fixiert. Es trat die akzeptable **Gefährdungsstufe B** auf.

- **Versuch P1-V:** In der mittleren Belastungsstufe V (Abbildung 5.29b) rissen die Splitterschutzfolien unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes nach 103 ms aus dem Verbund mit dem Flügelrahmen heraus. Die Splitterschutzfolien wurden in den Schutzbereich geschleudert. Es trat die nicht akzeptable **Gefährdungsstufe E** auf.
- **Versuch P1-VI:** In der hohen Belastungsstufe VI (Abbildung 5.29c) wurden die Splitterschutzfolien bereits durch den ersten Luftstoß vom Flügelrahmen abgerissen. Sie trafen auf das angeordnete Seilauffangsystem, welches die Folien zwar auffangen konnte, jedoch nicht verhinderte, dass zahlreiche Glasbruchstücke in den Schutzbereich geschleudert wurden. Es trat trotz der umfangreichen Schutzmaßnahmen die nicht akzeptable **Gefährdungsstufe F** auf.

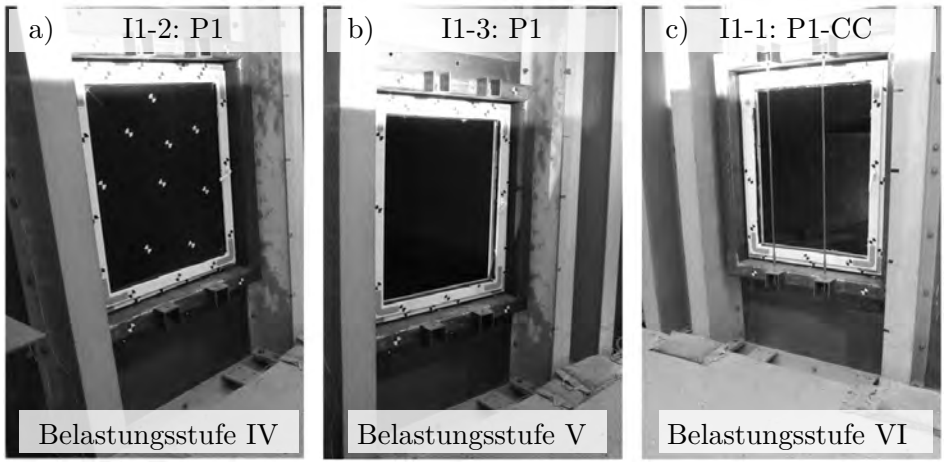


Abbildung 5.29: Schäden an den Kunststofffenstern nach den abgeschlossenen Stoßrohrversuchen in den Belastungsstufen IV, V und VI.

Zusammenfassend erreichte die Probekörperkonfiguration P1 in den Belastungsstufen IV und V eine akzeptable Schutzwirkung unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes, während in der Belastungsstufe VI keine ausreichende Schutzwirkung erreicht wurde, da die Splitterschutzfolien vom Flügelrahmen abgerissen wurden. In der Belastungsstufe IV konnte schließlich auch unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes eine akzeptable Schutzwirkung erreicht werden. In der Belastungsstufe V wurde hingegen keine akzeptable Schutzwirkung erreicht, da die Splitterschutzfolien unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes abgerissen wurden.

5.5.5.4 Bewertung der Versuchsergebnisse

Mit der Probekörperkonfiguration P1 wurden drei Stoßrohrversuche in der Belastungsstufe I und jeweils ein Stoßrohrversuch in der Belastungsstufe II, IV, V und VI durchgeführt. Tabelle 5.16 fasst die ermittelten Schadenszeitpunkte der erprobten ertüchtigten Kunststofffenster zusammen, die in den Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen zu beobachten waren. Zudem sind die gemessenen maximalen Verschiebungen des Flügelrahmens angegeben. Die dazugehörigen Verschiebungs-Zeit-

Verläufe sind im Anhang E.3 beigefügt.

Tabelle 5.16: Schadenszeitpunkte und maximale Verschiebung des Flügelrahmens der Probekörperkonfigurationen P1 und P1-CC.

Versuch	Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Schadenszeitpunkte			Maximale Verschiebung des Flügelrahmens
			GB	ASF	AFF	
P1-I-1	P1	I	14 ms	106 ms	/	19 mm
P1-I-2	P1	I	> 300 ms	/	/	61 mm
P1-I-3	P1	I	/	/	/	50 mm
P1-II	P1	II	25 ms	120 ms	> 300 ms	71 mm
P1-IV	P1	IV	18 ms	/	/	25 mm
P1-V	P1	V	9 ms	103 ms	/	35 mm
P1-VI	P1-CC	VI	8 ms	18 ms	/	35 mm

GB = Glasbruch; ASF = Abreißen der Splitterschutzfolien; AFF = Abreißen des Fensterflügels

Für die Reaktion der ertüchtigten Fenster unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes (≤ 65 ms) können die folgenden Beobachtungen zusammengefasst werden:

- Bei allen Versuchen mit Ausnahme von P1-I-2 und P1-I-3 trat der Glasbruch auf (Tabelle 5.16).
- Bei allen Versuchen mit Ausnahme von P1-VI blieben die Splitterschutzfolien mit dem Flügelrahmen verbunden. Im Versuch P1-VI wurden die Splitterschutzfolien bereits nach 18 ms aus dem Flügelrahmen herausgerissen (Tabelle 5.16).
- Die gemessenen maximalen Verschiebungen am Flügelrahmen sind durchgängig geringer als 100 mm (Tabelle 5.16).

Ein äußerst positives Ergebnis unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes (≥ 65 ms) war, dass bei allen Versuchen mit Ausnahme des Versuches P1-II die Flügelrahmen mit dem Blendrahmen verbunden blieben. Hierdurch konnten erfolgreich Gefährdungen durch umhergeschleuderte, schwere Rahmenbruchstücke verhindert werden. Im Versuch P1-II trat das Versagen erst nach mehr als 300 ms auf (Tabelle 5.16) und ist der Mehrfachbelastung im Stoßrohrversuch zuzuordnen.

Zu nicht akzeptablen Gefährdungen führte das Abreißen der Splitterschutzfolien vom Flügelrahmen. Dies trat bei der Hälfte der durchgeführten Versuche unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes auf. In allen Fällen ging dem Abreißen der Folien der Glasbruch während des ersten Luftstoßes voraus.

Wirksamkeit der ertüchtigten Fenster unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes
Tabelle 5.17 gibt einen Überblick zu den Zustands- und Gefährdungsbewertungen für die Versuche mit der Probekörperkonfigurationen P1 und P1-CC in den Belastungsstufen I und II sowie IV bis VI.

In den *Belastungsstufen I, II, IV und V* konnte mit der Probekörperkonfiguration P1 ein ausreichendes Schutzniveau (Zustände A bis C) gegen den ersten Luftstoß erreicht werden:

- In allen Versuchen wurden die Flügelrahmen um weniger als 100 mm ausgelenkt. Die Versuchsreihe bestätigte somit die Wirksamkeit der aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches. Diese ermöglichen eine kraftschlüssige Verbindung zwischen den Fensterrahmen, die an den

Rahmenecken gebrochen waren. Übermäßige Verformungen des Blend- und des Flügelrahmens wurden durch die GFK-Patches vermieden.

- Durch das Einkleben der folienverstärkten Verglasung in den Flügelrahmen und durch die Verschraubung der Glashalteleisten wurde ein wirksamer Schutz gegen Gefährdungen bei Glasbruch geschaffen. Die Splitterschutzfolien konnten dem ersten Luftstoß standhalten und rissen nicht vom Flügelrahmen ab.

Tabelle 5.17: Zustands- und Gefährdungsbewertungen für die Probekörperkonfigurationen P1 und P1-CC.

Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Zustands-bewertungen	Gefährdungs-bewertungen
P1	I	Zustand C	ISO D
P1	I	Zustand B	ISO B
P1	I	Zustand A	ISO A
P1	II	Zustand D	ISO E
P1	IV	Zustand C	ISO B
P1	V	Zustand C	ISO E
P1-CC	VI	Zustand F	ISO F

Da die Reaktion des Fensters unter Einwirkung des ersten Luftstoßes mit einem Szenario im Freifeld vergleichbar ist, lassen sich aus den Versuchsergebnissen der Belastungsstufen I, II, IV und V erreichbare akzeptable Schutzniveaus für reale Explosionsszenarien prognostizieren.

In der *Belastungsstufe VI* konnte hingegen keine ausreichende Schutzwirkung erreicht werden. Die Befestigungen der Splitterschutzfolien am Flügelrahmen versagten bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes (Zustand F). Die Splitterschutzfolien wurden dabei vom Flügelrahmen abgerissen und in den Schutzbereich geschleudert. Der Versuch in der Belastungsstufe VI zeigte dennoch das mögliche Potenzial der aufgebrachten GFK-Patches, die das Abreißen des Flügelrahmens selbst unter einer hohen Explosionsbelastung bis zum Ende des Stoßrohrversuches verhindern.

Wirksamkeit der ertüchtigten Fenster unter mehrfacher Luftstoßeinwirkung

Die Versuchsergebnisse der *Belastungsstufen I, II, IV und V* unter Mehrfachbelastungen im Stoßrohrversuch verdeutlichen, dass aufgeklebte und verschraubte GFK-Patches einen wichtigen Beitrag zur Schutzwirkung leisten können. In den Versuchen mit der Probekörperkonfiguration P1 (mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches) wurde das Entriegeln und Abreißen des Fensterflügels verhindert, während das Versagen bei allen drei Versuchen ohne Patches (Probekörperkonfiguration GK) auftrat. Durch die Ertüchtigung mit GFK-Patches können somit Schädel-Hirn-Traumata oder Knochenbrüche bei Personen im Schutzbereich vermieden werden, die durch den Aufprall schwerer Bruchstücke des Fensterrahmens verursacht werden.

Schwachstellen des ertüchtigten Kunststofffensters

Als Schwachstelle der Probekörperkonfiguration P1 konnte die Anbindung der Splitterschutzfolien an den Flügelrahmen identifiziert werden:

- In den Belastungsstufen I, II, IV und V wurden unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes bei 50 % der Versuche die Splitterschutzfolien aus dem Verbund mit dem Flügelrahmen abgerissen.
- In allen Fällen ging dem Abreißen der Splitterschutzfolien der Glasbruch während des ersten Luftstoßes voraus.
- Um auch die Mehrfachbelastung in Stoßrohrversuchen zu überstehen, besteht noch Potenzial für die Weiterentwicklung der Anbindung der Splitterschutzfolien an den Flügelrahmen.

Im folgenden Abschnitt wird auf eine alternative Applikationsmethode für die Patches aus faserverstärktem Kunststoff eingegangen. Die Patches werden dabei lediglich an den Rahmenecken aufgeklebt, auf die Verschraubung mit dem Fensterrahmen wird verzichtet.

5.5.6 Ertüchtigte Kunststofffenster mit aufgeklebten GFK- und AFK-Patches

In den Versuchen P2-I-1 bis P2-I-3, P2V-I, P2O-I, P2-II und P3-III wurden explosionsgeschützte Kunststofffenster in der Probekörperkonfiguration P2, P2V, P2O und P3 erprobt. Tabelle 5.18 fasst die Ausstattung der Fenster zusammen.

Tabelle 5.18: Übersicht zum Schutzkonzept der erprobten Probekörperkonfigurationen P2, P2V, P2O und P3.

	Probekörperkonfiguration			
	P2	P2V	P2O	P3
Erprobungen in der Belastungsstufe I	3	1	1	-
Erprobungen in der Belastungsstufe II	1	-	-	-
Erprobungen in der Belastungsstufe III	-	-	-	1
Hohe Einbruchhemmung	x	x	x	x
Falz-Eckwinkel	x	x	x	x
Schutzfolie	x	x	x	x
Eingeklebte Verglasung	x	x	x	x
Verschraubte Glashalteleiste	x	x	x	x
Patchkonfiguration P2	x			
Patchkonfiguration P2V		x		
Patchkonfiguration P2O			x	
Patchkonfiguration P3				x

Wie in der Grundkonfiguration GK wurden die Fenster mit einem Beschlagsystem mit einer hohen Einbruchhemmung ausgestattet (Anordnung und Typ der Schließbleche siehe Abbildung 5.4b) und der Flügelrahmen mit Falz-Eckwinkeln bestückt. Zudem wurden die Verglasungen mit Splitterschutzfolien ertüchtigt und in den Flügelrahmen eingeklebt. Die Glashalteleisten wurden mit dem Flügelrahmen verschraubt.

Als weitere Maßnahme wurden die Probekörperkonfigurationen mit verschiedenen Ausführungsvarianten an GFK- und AFK-Patches ausgestattet, die an den Rahmenecken der Flügel- und

Blendrahmen aufgeklebt wurden. Die folgenden Ausführungsvarianten an aufgeklebten Patches wurden erprobt:

- **Patchkonfiguration P2** kennzeichnet GFK-Patches mit einem quasi-isotropen Lagenaufbau, die unter Anpressdruck (Vakuum) ausgehärtet wurden.
- **Patchkonfiguration P2V** kennzeichnet GFK-Patches mit einem quasi-isotropen Lagenaufbau, die in einem vereinfachten Verfahren appliziert wurden.
- **Patchkonfiguration P2O** kennzeichnet GFK-Patches mit einem orthotropen Lagenaufbau, die unter Anpressdruck (Vakuum) ausgehärtet wurden.
- **Patchkonfiguration P3** kennzeichnet 3D-gedruckte AFK-Patches, die ebenfalls unter Anpressdruck (Vakuum) ausgehärtet wurden.

Weitere Ausführungsdetails zu den Patches sind im Abschnitt 5.3.3 angegeben.

Mit der Probekörperkonfiguration P2 erfolgten drei Versuche in der Belastungsstufe I und ein Versuch in der Belastungsstufe II (Tabelle 5.18). Die Probekörperkonfigurationen P2V und P2O wurden je einmal in der Belastungsstufe I beansprucht. Mit der Probekörperkonfiguration P3 wurde ein Versuch in der Belastungsstufe III durchgeführt.

Nachfolgend werden die Versuche im Einzelnen beschrieben und die Ergebnisse bewertet.

5.5.6.1 Ergebnisse in der Belastungsstufe I

Abbildung 5.30 zeigt die Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen der Versuche P2-I-1 bis P2-I-3 sowie der Versuche P2V-I und P2O-I in der Belastungsstufe I kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes. In allen fünf Versuchen sind die Kunststofffenster weitestgehend intakt geblieben. Die Fensterflügel haben sich unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes nur geringfügig geöffnet (Verformung $\leq 50\,\text{mm}$, Tabelle 5.19). Die gemessenen Verschiebungs-Zeit-Verläufe sind im Anhang E.4 beigefügt.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes wurden die folgenden Zustände gemäß Tabelle 5.5 festgestellt:

- **Versuche P2-I-1 und P2-I-3:** Die Verglasungen brachen nach 25 ms beziehungsweise 10 ms (Tabelle 5.19). Die entstandenen moderaten Schäden werden mit dem **Zustand C** bewertet (Verschiebung des Fensterflügels $\leq 50\,\text{mm}$, Verglasung gebrochen).
- **Versuche P2-I-2, P2V-I und P2O-I:** Es trat kein Glasbruch auf. Die geringfügigen Schäden werden mit dem **Zustand A** bewertet (Verschiebung des Fensterflügels $\leq 50\,\text{mm}$, Verglasung ungebrochen).
- **Versuche P2-I-1 bis P2-I-3 sowie P2V-I:** Das aufgeklebte GFK-Patch löste sich unten rechts vollständig vom Blendrahmen ab (siehe Markierungen in der Abbildung 5.30). Das Versagen der Patches trat jeweils unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes nach 14 ms bis 17 ms auf.

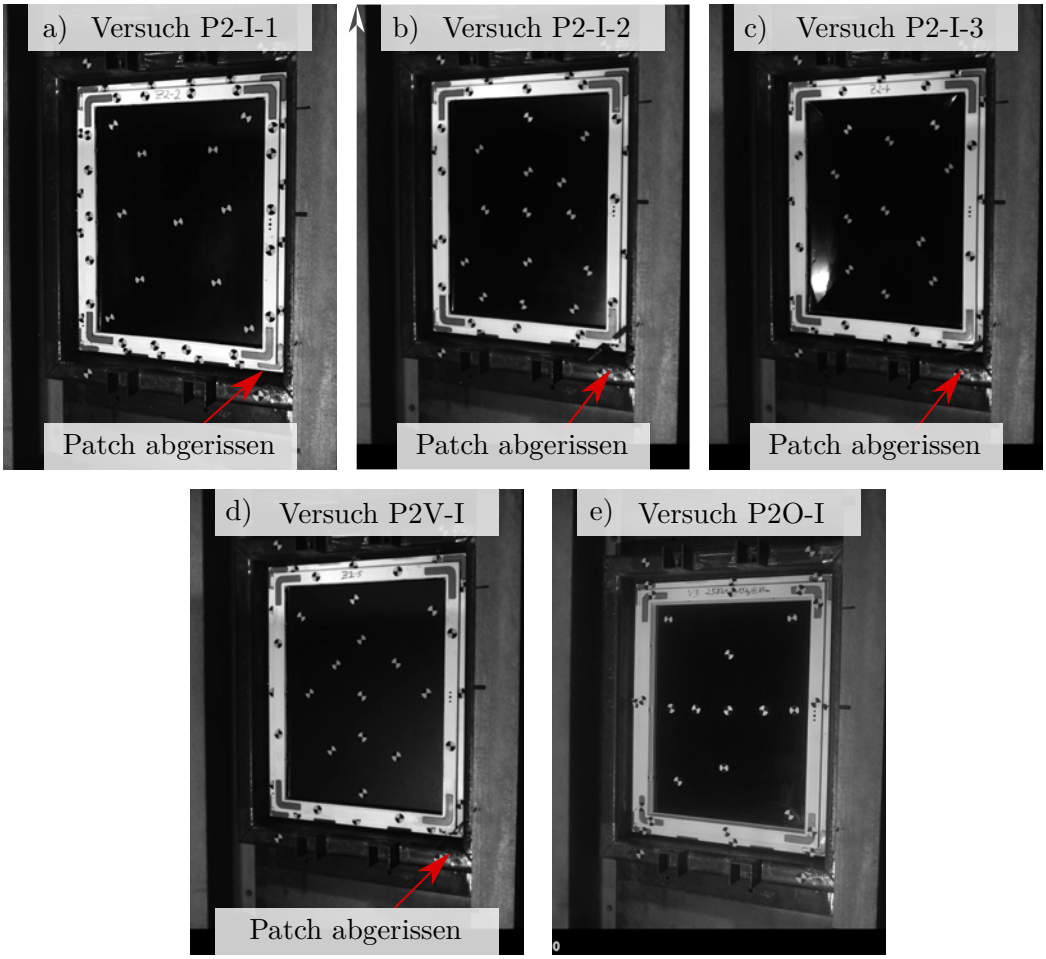


Abbildung 5.30: Kunststofffenster mit aufgeklebten GFK-Patches in der Patchkonfigurationen P2, P2V und P2O kurz vor dem Eintreffen der zweiten Luftstoßwelle in der Belastungsstufe I.

Abbildung 5.31 zeigt die erprobten Kunststofffenster nach Abschluss der durchgeführten Stoßrohrversuche. Während die Fenster unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes weitgehend intakt blieben, traten unter der Mehrfachbelastung im Stoßrohrversuch teilweise schwere Schäden und nicht akzeptable Gefährdungen auf.

Die Gefährdungen resultierten vor allem aus den abgerissenen Splitterschutzfolien und Fensterflügeln, wie die folgenden Erörterungen verdeutlichen:

- **Versuch P2-I-1:** Der Fensterflügel löste sich aus der Verriegelung am Blendrahmen heraus und wurde etwa 2,8 m in den Schutzbereich geschleudert (Abbildung 5.31a). Die Splitterschutzfolien mit den anhaftenden Glasbruchstücken waren weiterhin am Flügelrahmen fixiert. Es trat die nicht akzeptable **Gefährdungsstufe ISO E** auf.
- **Versuch P2-I-2:** Nach mehr als 300 ms Belastungszeit löste sich die auf der Schutzseite angebrachte Splitterschutzfolie vom Flügelrahmen ab (Abbildung 5.31b, Markierung). Die Splitterschutzfolie wurde um weniger als 50 % des Umfangs aus dem Rahmen abgerissen. Kleine Glasbruchstücke wurden in den Schutzbereich geschleudert. Es trat die **Gefährdungsstufe ISO C** auf.

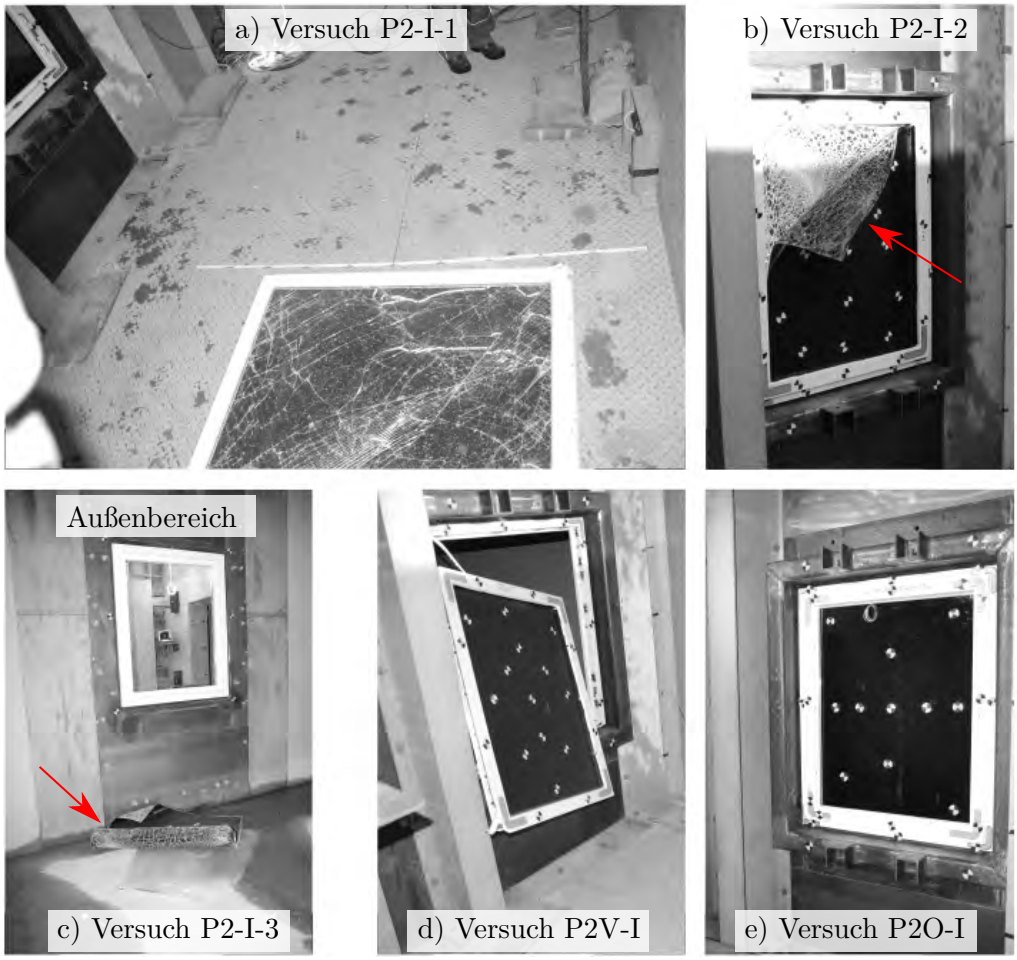


Abbildung 5.31: Schäden an den Kunststofffenstern mit der Probekörperkonfigurationen P2, P2V und P2O nach den abgeschlossenen Stoßrohrversuchen in der Belastungsstufe I.

- **Versuch P2-I-3:** Die Splitterschutzfolien wurden nach 110 ms vollständig aus dem Flügelrahmen herausgerissen. Die Splitterschutzfolien gelangten nicht in den Schutzbereich, sondern in den Außenbereich der Modulbox (Abbildung 5.31c). Im Schutzbereich wurde lediglich Glasstaub vorgefunden. Es trat die **Gefährdungsstufe ISO D** auf, da sich die Verglasung vollständig geöffnet hatte.
- **Versuch P2V-I:** Der gesamte Fensterflügel löste sich nach mehr als 300 ms aus der Verriegelung am Blendrahmen heraus (Abbildung 5.31d). Es trat die **Gefährdungsstufe ISO D** auf. Da das Abreißen erst nach mehr als 300 ms auftrat, ist das Versagen auf das Ausschwingen des Fensters nach der Explosionsbelastung zurückzuführen.
- **Versuch P2O-I:** Der Fensterflügel blieb bis zum Ende des Stoßrohrversuches am Blendrahmen fixiert (Abbildung 5.31e). Die Verglasung ist nicht gebrochen. Es trat die akzeptable **Gefährdungsstufe ISO A** auf. Die Konfiguration erreichte die vergleichsweise höchste Schutzwirkung in der Belastungsstufe I.

Die Versuchsergebnisse der Probekörperkonfiguration P2V (vereinfachte Applikation der GFK-Patches, Versuch P2V-I) sind vergleichbar mit denen der Probekörperkonfiguration P2 (Applikation der GFK-Patches unter Verwendung von Vakuum und Stahlgewichten). Daraus lässt sich ableiten, dass ein vereinfachtes Applikationsverfahren für die aufgeklebten GFK-Patches bereits ausreichend

ist, um die Verbundwirkung herzustellen. Zur Bestätigung dieser Erkenntnisse aus diesem Tastversuch sind weitere Versuche notwendig.

5.5.6.2 Ergebnisse in der Belastungsstufe II

Im Versuch P2-II wurde die Probekörperkonfiguration P2 in der Belastungsstufe II erprobt. Abbildung 5.32a zeigt die Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme zu einem Zeitpunkt von 65 ms kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes.

Die folgenden Beobachtungen können für die Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) auf das Fenster zusammengefasst werden:

- Die Verglasung brach nach etwa 18 ms (Tabelle 5.19).
- Der Fensterflügel wurde maximal um 29 mm ausgelenkt (Tabelle 5.19) und schwang anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.32).
- Ebenso wie in den Versuchen unter der Belastungsstufe I löste sich das aufgeklebte GFK-Patch im rechten Bereich der Fensterbrüstung vom Blendrahmen ab (Abbildung 5.32a, Markierung).

Die beobachteten moderaten Beschädigungen werden mit dem **Zustand C** gemäß Tabelle 5.5 bewertet.

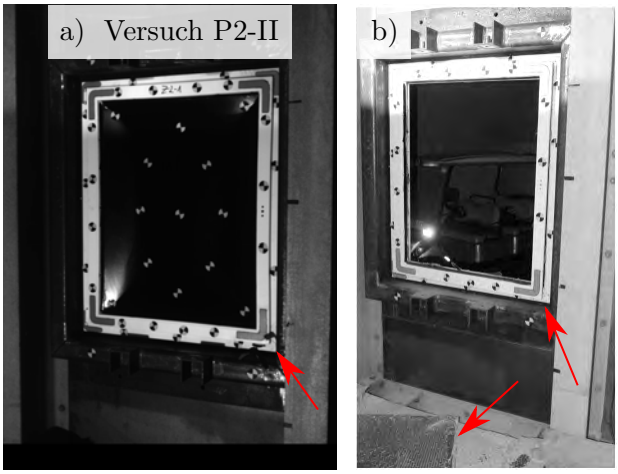


Abbildung 5.32: Kunststofffenstern der Probekörperkonfigurationen P2 in der Belastungsstufe II; a) kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes, b) nach dem abgeschlossenen Stoßrohrversuch.

In der Abbildung 5.32b ist das erprobte Kunststofffenster nach dem abgeschlossenen Stoßrohrversuch abgebildet. Die Splitterschutzfolien des Fensters wurden nach 101 ms vollständig aus dem Flügelrahmen herausgerissen und mit den anhaftenden Glasbruchstücken in den Schutzbereich geschleudert. Dabei trat die nicht akzeptable **Gefährdungsstufe ISO E** auf.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass im durchgeführten Versuch in der Belastungsstufe II unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes keine akzeptable Schutzwirkung erreicht wurde. Als Schwachstelle kann der Verbund der Splitterschutzfolien mit dem Flügelrahmen identifiziert werden.

5.5.6.3 Ergebnisse in der Belastungsstufe III

In der Belastungsstufe III wurde die Probekörperkonfiguration P3 erprobt, die mit aufgeklebten AFK-Patches ausgestattet war. Abbildung 5.33a zeigt die Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahme des Versuches zu einem Zeitpunkt von 65 ms kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes.

Für die Reaktion des ertüchtigten Fensters unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ($\leq$ 65 ms) können die folgenden Beobachtungen zusammengefasst werden:

- Die Verglasung brach nach etwa 18 ms (Tabelle 5.19).
- Nach 20 ms riss die auf der Schutzseite angeordnete Splitterschutzfolie vom Flügelrahmen ab (siehe Markierung, Abbildung 5.33a).
- Der Fensterflügel wurde um maximal 24 mm ausgelenkt (Tabelle 5.19) und schwang anschließend in die Ausgangslage zurück (siehe Verschiebungs-Zeit-Verlauf im Anhang E.34).

Zusammenfassend ist festzustellen, dass bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes der **Zustand F** gemäß Tabelle 5.5 eingetreten ist. Beide Splitterschutzfolien wurden aus dem Flügelrahmen gerissen.

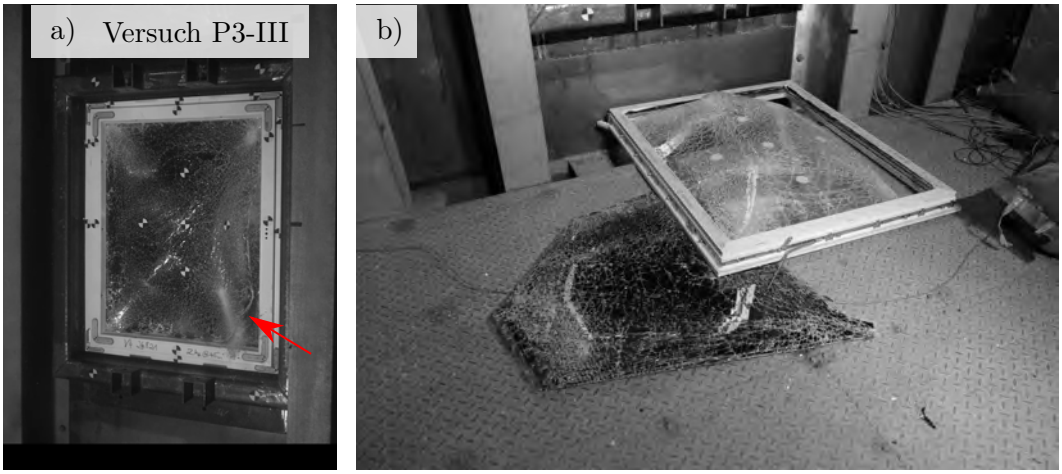


Abbildung 5.33: Schäden an der Probekörperkonfigurationen P3 in den Belastungsstufen III; a) kurz vor dem Eintreffen des zweiten Luftstoßes, b) nach dem abgeschlossenen Stoßrohrversuch.

Abbildung 5.33b zeigt das erprobte Kunststofffenster nach dem abgeschlossenen Stoßrohrversuch. Es wurden die folgenden Reaktionen des Fensters beobachtet:

- Die AFK-Patches blieben an allen Rahmenecken des Fensters haften.
- Der Fensterflügel wurde aus der Verriegelung am Blendrahmen herausgerissen und etwa 1,5 m in den Schutzbereich geschleudert.
- Die Splitterschutzfolie auf der Angriffsseite der Verglasung riss vollständig vom Flügelrahmen ab, während die Splitterschutzfolie auf der Schutzseite nur teilweise abgerissen wurde.

Es entstand in der Belastungsstufe III die nicht akzeptable **Gefährdungsstufe E** im Schutzbereich. Die Probekörperkonfiguration P3 versagte bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes.

5.5.6.4 Bewertung der Versuchsergebnisse

Mit der Probekörperkonfiguration P2 wurden drei Stoßrohrversuche in der Belastungsstufe I und ein Stoßrohrversuch in der Belastungsstufe II (Tabelle 5.18) durchgeführt. Die Probekörperkonfigurationen P2V und P2O wurden jeweils einmal in der Belastungsstufe I beansprucht. Mit der Probekörperkonfiguration P3 wurde ein Versuch in der Belastungsstufe III durchgeführt.

Tabelle 5.19 fasst die ermittelten Schadenszeitpunkte der erprobten Fenster zusammen, die aus den Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen entnommen wurden. Zudem sind die maximalen Verschiebungen des Flügelrahmens angegeben. Die dazugehörigen Verschiebungs-Zeit-Verläufe sind im Anhang E.4 beigefügt.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes (≤ 65 ms) wurden die folgenden Schäden dokumentiert:

- In der Belastungsstufe I trat nur in 20 % der Versuche der Bruch der Verglasung auf. In den Belastungsstufen II und III brachen die Verglasungen hingegen bei allen Versuchen unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes (Tabelle 5.19).
- Bei allen Versuchen, mit Ausnahme von P3-III, blieben die Splitterschutzfolien mit dem Flügelrahmen verbunden. Im Versuch P3-III in der Belastungsstufe III wurden die Splitterschutzfolien nach 20 ms aus dem Flügelrahmen herausgerissen (Tabelle 5.19).
- Die gemessenen maximalen Verschiebungen am Flügelrahmen sind durchgängig geringer als 50 mm. In den Versuchen P2-I-1 und P2O-I konnte dies jedoch nicht durch die DIC-Messung bestätigt werden, da aufgrund technischer Probleme unbrauchbare Messergebnisse aufgezeichnet wurden (Tabelle 5.19).
- Das aufgeklebte Patch, das unten rechts im Bereich der Fensterbrüstung am Blendrahmen aufgeklebt wurde, hat sich bei 4 der 6 durchgeführten Versuche unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes vom Blendrahmen abgelöst.

Tabelle 5.19: Schadenszeitpunkte und maximale Verschiebung des Flügelrahmens der Probekörperkonfigurationen P2, P2V, P2O und P3.

Versuch	Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Schadenszeitpunkte			Maximale Verschiebung des Flügelrahmens
			GB	ASF	AFF	
P2-I-1	P2	I	25 ms	/	92 ms	/
P2-I-2	P2	I	105 ms	>300 ms	/	29 mm
P2-I-3	P2	I	10 ms	110 ms	/	22 mm
P2V-I	P2V	I	/	/	>300 ms	26 mm
P2O-I	P2O	I	/	/	/	/
P2-II	P2	II	18 ms	101 ms	/	29 mm
P3-III	P3	III	8 ms	20 ms	170 ms	24 mm

GB = Glasbruch; ASF = Abreißen der Splitterschutzfolien; AFF = Abreißen des Fensterflügels

Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes (≥ 65 ms) wurden die Splitterschutzfolien schließlich in mehr als der Hälfte der Versuche vom Flügelrahmen abgerissen. In allen Fällen ging dem Abreißen der Splitterschutzfolien der Glasbruch während des ersten Luftstoßes voraus. Zudem wurden in den Versuchen P2-I-1, P2V-I und P3-III die Flügelrahmen durch den zweiten Luftstoß aus dem Blendrahmen herausgerissen. Es ist ein Versagen des Beschlagsystems aufgetreten.

Wirksamkeit der ertüchtigten Fenster unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes
Tabelle 5.20 fasst die Zustands- und Gefährdungsbewertungen der Probekörperkonfigurationen P2, P2V, P2O und P3 zusammen.

In den *Belastungsstufen I und II* traten unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes nur geringfügige bis moderate Schäden an den erprobten Kunststofffenstern auf (Zustände A und C gemäß Tabelle 5.5). In der *Belastungsstufe III* entstanden hingegen bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes erhebliche Schäden an den ertüchtigten Fenstern. Als Schwachstelle kann die Anbindung der Splitterschutzfolien an den Flügelrahmen identifiziert werden. Die Splitterschutzfolien wurden vom Flügelrahmen abgerissen und mit den anhaftenden Glasbruchstücken in den Schutzbereich geschleudert. Es trat der nicht akzeptable Zustand F auf.

Tabelle 5.20: Gefährdungsstufen und Zustandsbewertungen für die Probekörperkonfigurationen P2, P2V, P2O und P3.

Probekörper-konfiguration	Belastungs-stufe	Zustands-bewertungen	Gefährdungs-bewertungen
P2	I	Zustand C	ISO E
P2	I	Zustand A	ISO C
P2	I	Zustand C	ISO D
P2V	I	Zustand A	ISO D
P2O	I	Zustand A	ISO A
P2	II	Zustand C	ISO E
P3	III	Zustand F	ISO E

Wirksamkeit der ertüchtigten Fenster unter mehrfacher Luftstoßeinwirkung
In den *Belastungsstufen I und II* wurden nach den abgeschlossenen Stoßrohrversuchen sowohl akzeptable Gefährdungen im Schutzbereich dokumentiert (Gefährdungsstufen ISO A und ISO C), als auch nicht akzeptable Gefährdungen (Gefährdungsstufen ISO D und ISO E, Tabelle 5.20):

- Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes entriegelte bei 3 von 6 Versuchen das Beschlagsystem, woraufhin der gesamte Fensterflügel aus der Anbindung am Blendrahmen abgerissen wurde. Bei allen Versuchen, bei denen ein derartiges Versagen des Beschlagsystems auftrat, hatte sich bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes mindestens ein GFK-Patch vom Blendrahmen abgelöst. Der Kraftschluss an den gebrochenen Rahmeneckverbindungen war somit nicht mehr gegeben. Die damit einhergehenden Verschiebungen des Rahmens haben vermutlich zum Entriegeln des Fensters geführt.
- Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes rissen bei 3 von 6 Versuchen in den Belastungsstufen I und II die Splitterschutzfolien vom Flügelrahmen ab.

Eine besonders hohe Schutzwirkung in der Belastungsstufe I wurde im Versuch mit der Probekörperkonfiguration P2O erreicht (Tabelle 5.20). In diesem Versuch ist weder die Verglasung des Kunststofffensters gebrochen, noch wurde der Fensterflügel aus der Verriegelung am Blendrahmen herausgerissen. Ebenso hat sich das aufgeklebte GFK-Patch nicht vom Blendrahmen gelöst.

Abschließend ist festzuhalten, dass in dieser Versuchsreihe keine signifikanten Unterschiede in der Wirksamkeit von GFK-Patches mit quasi-isotropem Lagenaufbau im Vergleich zu GFK-Patches mit einem orthotropen Lagenaufbau festgestellt werden konnten. Darüber hinaus konnte durch den Versuch mit der Probekörperkonfiguration P2V gezeigt werden, dass GFK-Patches, die mit einem vereinfachten Applikationsverfahren aufgebracht werden, eine vergleichbare Schutzwirkung erreichen können wie GFK-Patches, die aufwendig unter Druck mittels Vakuum oder Stahlgewichten ausgehärtet werden.

Schwachstellen des ertüchtigten Kunststofffensters
Als Schwachstelle der Probekörperkonfiguration P2 wurde die Anbindung der aufgeklebten GFK-Patches identifiziert. Der mögliche Versagensmechanismus der Patches wird im Abschnitt 6.4 ausführlich diskutiert. Darüber hinaus stellt, wie bereits bei der Probekörperkonfiguration P1, auch bei der Probekörperkonfiguration P2 die Anbindung der Splitterschutzfolien an den Flügelrahmen eine weitere Schwachstelle dar, da diese in etwa 42 % der Versuche unter der zweiten Luftstoßeinwirkung versagten.

5.6 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde auf die im Rahmen dieser Dissertation durchgeführten Stoßrohrversuche an ertüchtigten sowie an ungeschützten Kunststofffenstern eingegangen. Der Abschnitt umfasste die Beschreibung des Versuchsaufbaus sowie die Untersuchungsmethodik zur Erfassung der Versuchsergebnisse. Zudem erfolgte eine umfangreiche Darlegung der Versuchsergebnisse.

Versuchsaufbau:
Die durchgeführte Versuchsreihe umfasste 19 Stoßrohrversuche, die mit 10 verschiedenen Probekörperkonfigurationen in 6 verschiedenen Belastungsstufen (Belastungsstufen I bis VI) durchgeführt wurden (Tabelle 5.1). Die Stoßrohrversuche erfolgten in der Stoßrohrversuchsanlage GUSA (Große Universal Sprenganlage) der Wehrtechnischen Dienstelle WTD52 der Bundeswehr. Die Luftstoßbelastung wurde durch die Detonation des Explosivstoffes PETN im Stoßstollen erzeugt.

Bei dem Grundaufbau des Probekörpers handelt es sich um einflügelige Kunststofffenster mit einer Zweischeiben-Isolierverglasung und einem Drehkippflügel. Die Außenabmessungen betragen 1115 mm x 1365 mm (Breite x Höhe). Es wurden die folgenden drei grundlegenden Klassen an Probekörperkonfigurationen untersucht:

- Zwei Stoßrohrversuche wurden mit **Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE)** durchgeführt.
- Drei Stoßrohrversuche wurden mit einer **Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK)** vorgenommen. Diese waren mit Splitterschutzfolien ausgestattet, die Verglasung wurde in den Flügelrahmen eingeklebt und die Glashalteleisten mit dem Flügelrahmen verschraubt. Das Fenster war zudem mit einem einbruchhemmenden Beschlagsystem und Falz-Eckwinkeln ausgestattet.
- 14 Stoßrohrversuche wurden mit **ertüchtigten Kunststofffenstern mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff (P)** durchgeführt. Diese Fenster wiesen die gleiche Grund-

ausstattung wie die Grundkonfiguration auf, wurden jedoch zusätzlich mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff ausgestattet, um die Rahmenkonstruktion zu ertüchtigen. Es wurden fünf verschiedene Patchkonfigurationen erforscht (P1, P2, P2V, P2O und P3).

Messtechnische Erfassung zur Bestimmung der Wirksamkeit der Maßnahmen:
Um aus der verwendeten Untersuchungsmethodik im Stoßrohr Erkenntnisse für Freifeldszenarien zu gewinnen, wurde der Zustand der Fenster unter zwei Bedingungen bewertet: **(1)** unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes, wobei Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und digitale Bildkorrelation (DIC) zur Einschätzung potenzieller Schäden (Zustandsbewertung) verwendet wurden und **(2)** nach Abschluss des gesamten Versuches, wobei eine Gefährdungsanalyse auf Grundlage der ISO 16934:2007 durchgeführt wurde. Die in diesem Zusammenhang umgesetzten Methodiken zur Zustands- und Gefährdungsbewertung bieten eine umfassende Grundlage zur abschließenden Beurteilung der erreichten Schutzwirkung der Fenster.

Ergänzend wurden vor Beginn der Versuche die Umgebungstemperatur, die Oberflächentemperatur der Verglasung, der Umgebungsluftdruck sowie die relative Luftfeuchtigkeit erfasst, um den Einfluss der Umgebungsbedingungen auf das Werkstoffverhalten zu beurteilen. Während der Stoßrohrversuche wurde die reflektierte Luftstoßbelastung mithilfe von sechs Drucksensoren gemessen, die an der Modulbox angebracht waren, in der die Probekörper eingebaut waren.

Versuchsergebnisse:
Die Ergebnisse der Versuche verdeutlichen die erreichbare Gefährdungsminderung durch den Einsatz von Ertüchtigungsmaßnahmen:

- **Fenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE):** Die Probekörper versagten bereits in der Belastungsstufe I mit einem reflektierten Spitzenüberdruck von 37,1 kPa und einem reflektierten Impuls von 185,9 kPa · ms unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes vollständig. Es trat ein katastrophales Versagen der Fensterrahmen und Verglasung auf, wobei große Bruchstücke in den Schutzbereich geschleudert wurden. Die Gefährdungsbewertung ergab eine hohe, nicht akzeptable Gefährdungsstufe (ISO E und ISO F).
- **Fenster mit Grundkonfiguration (GK):** Das ertüchtigte Fenster war in der Belastungsstufe I insbesondere unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes deutlich widerstandsfähiger gegenüber den Luftstoßbelastungen (Zustand B) als die Fenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (Zustand E und F). Die applizierten Splitterschutzfolien, die eingeklebte Verglasung und die verschraubten Glashalteleisten sorgten dafür, dass die Verglasung auch nach einem Glasbruch mit dem Flügelrahmen verbunden blieb. Das erreichte positive Ergebnis unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes konnte unter der mehrfachen Luftstoßbelastung im Stoßrohrversuch nicht beibehalten werden. Der Fensterflügel riss unter der mehrfachen Luftstoßbelastung vom Blendrahmen ab, da ein Versagen des Beschlagsystems aufgetreten ist. In Belastungsstufe III versagte das einbruchhemmende Beschlagsystem der Grundkonfiguration bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes.
- **Fenster mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff (P):** Die erprobten ertüchtigten Fenster mit Patches wiesen in allen Belastungsstufen insgesamt die höchste Widerstandsfähigkeit auf. Als besonders wirksam erwies sich die Probekörperkonfiguration P1, die mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches ausgestattet war. Mit dieser Konfiguration

konnten in der Belastungsstufe I die akzeptablen Gefährdungstufen ISO A bis ISO B erreicht werden. Als Schwachstelle der Probekörperkonfiguration konnte die Anbindung der Splitterschutzfolie am Fensterflügel festgestellt werden. Hier trat insbesondere in der Belastungsstufe VI ein Abreißen der Folien auf.

Die Glasübergangstemperaturen der an der Versuchsreihe beteiligten Polymere PVC, GFK und PET sowie der eingesetzten Klebstoffe liegen mindestens 40 °C oberhalb der in den Versuchen gemessenen Temperaturen. Hieraus lässt sich ableiten, dass die Versuchstemperatur tendenziell einen geringen Einfluss auf das Werkstoffverhalten hatte.

Im nachfolgenden Kapitel erfolgt eine vertiefte Analyse und Diskussion der Versuchsergebnisse, einschließlich der Beschreibung der Wirksamkeit der Einzelmaßnahmen und potenzieller Optimierungsansätze.

6 Diskussion der Versuchsergebnisse

Nachfolgend erfolgt eine Diskussion der Ergebnisse der Stoßrohrversuche aus Kapitel 5, bei der insbesondere auf die Wirksamkeit und die Schadensmechanismen der umgesetzten Schutzmaßnahmen für Kunststofffenster eingegangen wird. Zudem werden die erreichte Schutzwirkung mit den jeweiligen Probekörperkonfigurationen erörtert und die Ergebnisse den Referenzversuchen ohne Maßnahmen gegenübergestellt.

Der nachfolgende Abschnitt 6.1 befasst sich mit den Ergebnissen der Versuche an Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen. Die untersuchten ungeschützten Fenster zeigen bereits in der Belastungsstufe I eine hohe Schadensanfälligkeit, wobei die abgerissenen Bruchstücke ein erhebliches Gefährdungspotenzial darstellten.

Im Abschnitt 6.2 wird auf die Wirksamkeit der untersuchten Ertüchtigungen für die Verglasung und deren Anbindung an den Flügelrahmen eingegangen. Es wird untersucht, inwieweit das Aufbringen von Splitterschutzfolien, das Einkleben der Verglasung in den Flügelrahmen sowie das Befestigen der Glashalteleisten am Flügelrahmen zur Reduktion der Gefährdung beitragen konnten und welche Schadensmechanismen in den Versuchen auftraten. Der Abschnitt 6.3 beleuchtet die Wirksamkeit des eingesetzten einbruchhemmenden Beschlagsystems, das eine widerstandsfähige Verbindung zwischen Fensterflügel und Blendrahmen sicherstellen soll. Im Abschnitt 6.4 wird abschließend die Schutzwirkung sowie der beobachtete Schadensmechanismus der Patches aus faserverstärktem Kunststoff untersucht, die zur Verstärkung der Rahmeneckverbindungen des Fensters eingesetzt wurden.

Ein vergleichender Überblick der Schutzwirkungen der untersuchten Probekörperkonfigurationen in der Belastungsstufe I wird im Abschnitt 6.5 vorgestellt. Im Anschluss daran widmet sich der Abschnitt 6.6 der Analyse der Wirksamkeit der Probekörperkonfiguration I. Diese Konfiguration erzielte insgesamt die höchste Schutzwirkung. Die Bewertungsergebnisse werden abschließend in den Kontext ihrer Bedeutung für den baulichen Schutz eingeordnet.

Tabelle 6.1 liefert begleitend zu den nachfolgenden Analysen eine umfassende Übersicht über die dokumentierten Zustands- und Gefährdungsbewertungen aus den 19 durchgeführten Versuchen. Ergänzend sind die Zeitpunkte aufgeführt, zu denen Schäden an den Fensterkomponenten und Ertüchtigungen aufgetreten sind, darunter Glasbruch (**GB**), das Abreißen der Splitterschutzfolien (**ASF**), das Abreißen des Fensterflügels (**AFF**) sowie das Abreißen eines Patches (**AP**). Es wird differenziert, ob die Schäden unter der Einwirkung des ersten oder des zweiten Luftstoßes eingetreten sind.

Tabelle 6.1: Zusammenfassung der Zustands- und Gefährdungsbewertungen sowie der erfassten Schadenszeitpunkte.

Probekörper-konfiguration	Versuch	Belastungs-stufe	Schadenszeitpunkte GB	ASF	AFF	AP	Zustands-Bewertung	Gefährdungs-Bewertung
OE1	OE1-I	I		/	■	/	Zustand F	ISO E
OE2	OE2-I	I	■	/		/	Zustand F	ISO F
GK	GK-I	I	▒		▒	/	Zustand B	ISO E
P1	P1-I-1	I	■	▒			Zustand C	ISO D
P1	P1-I-2	I	*				Zustand B	ISO B
P1	P1-I-3	I					Zustand A	ISO A
P2	P2-I-1	I	■		▒	■	Zustand C	ISO E
P2	P2-I-2	I	▒	*		■	Zustand A	ISO C
P2	P2-I-3	I	■	▒		■	Zustand C	ISO D
P2V	P2V-I	I			*	■	Zustand A	ISO D
P2O	P2O-I	I					Zustand A	ISO A
P1	P1-II	II	■	▒	*		Zustand D	ISO E
P2	P2-II	II	■	▒		■	Zustand C	ISO E
GK	GK-III-1	III	■		▒	/	Zustand E	ISO E
GK-CC	GK-III-2	III	▒		■	/	Zustand F	ISO E
P3	P3-III	III	■	■	▒		Zustand F	ISO E
P1	P1-IV	IV	■				Zustand C	ISO B
P1	P1-V	V	■	▒			Zustand C	ISO E
P1-CC	P1-VI	VI	■	■			Zustand F	ISO F

Legende

GB Glasbruch

ASF Abreißen der Splitterschutzfolien

AFF Abreißen des Fensterflügels

AP Abreißen eines Patches

Schadenszeitpunkt

■ Erster Luftstoß (t < 65 ms)

▒ Zweiter Luftstoß (t > 65 ms)

□ kein relevanter Schaden

/ nicht bewertet oder Bauteil nicht vorhanden

* Schaden tritt nach mehr als 300 ms auf

6.1 Kunststofffenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen

Die beiden durchgeführten Versuche an Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen (Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2) verdeutlichen, dass bereits in der Belastungsstufe I mit einem reflektierten Spitzenüberdruck von 37,8 kPa und einem reflektierten Impuls von 190,5 kPa · ms schwere Schäden an den Fenstern auftreten (Zustand F, Tabelle 6.1). In beiden Versuchen wurden zahlreiche Bruchstücke in den Schutzbereich geschleudert, was zu sehr hohen Gefährdungen führte (Gefährdungsstufen ISO E und ISO F, Tabelle 6.1). Da die ungeschützten Fenster im Stoßrohrversuch bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes zertrümmert wurden, sind auch in Freifeldszenarien ähnliche Ergebnisse zu erwarten.

Die untersuchten ungeschützten Kunststofffenster waren in den Stoßrohrversuchen unterschiedlich ausgestattet. Bei der Probekörperkonfiguration OE1 war ein Beschlagsystem mit geringer Einbruchhemmung installiert, während in der Probekörperkonfiguration OE2 ein Beschlagsystem mit hoher Einbruchhemmung eingebaut war. Zudem war der Flügelrahmen der Probekörperkonfiguration OE2 mit Falz-Eckwinkeln ausgestattet, während in der Probekörperkonfiguration OE1 auf den Einbau verzichtet wurde.

Die unterschiedlichen Ausführungen der Probekörperkonfigurationen führten zu variierenden Versagensmechanismen der ungeschützten Fenster:

- Bei der Probekörperkonfiguration OE1 versagte primär das eingesetzte Beschlagsystem mit geringer Einbruchhemmung, was zum Verlust der Anbindung des Fensterflügels an den Blendrahmen führte (AFF, Tabelle 6.1). Zudem löste sich die Verglasung in einem Stück (intakt) aus dem Fensterflügel, nachdem dieser unter der Explosionslast an den Rahmenecken aufgebrochen war.
- Bei der Probekörperkonfiguration OE2 versagte primär die Verglasung (GB, Tabelle 6.1), während die Anbindung des Fensterflügels am Blendrahmen intakt blieb. Der Glasbruch trat bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes auf.

Die Ergebnisse der beiden Stoßrohrversuche mit unterschiedlichen Probekörperkonfigurationen verdeutlichen, dass bei der Planung von Schutzmaßnahmen die Betrachtung des Prinzips des „schwächsten Gliedes in der Kette“ von großer Bedeutung ist. Schwachstellen können in Abhängigkeit von der Ausführung der Fensterkonfiguration und der daraus resultierenden Steifigkeitsverteilung variieren.

In der durchgeführten Versuchsreihe zeigte die Modifikation der Probekörper durch ein einbruchhemmendes Beschlagsystem sowie den Einsatz von Falz-Eckwinkeln eine signifikante Auswirkung auf die Widerstandsfähigkeit des Fensters. Infolgedessen erwiesen sich bei der Probekörperkonfiguration OE2 der Flügelrahmen und dessen Anbindung an den Blendrahmen als deutlich steifer im Vergleich zur Konfiguration OE1. Der Schwachpunkt wurde folglich vom Beschlagsystem in die Verglasung verlagert. Dies unterstreicht die Bedeutung einer ganzheitlichen Betrachtung der Strukturdynamik, um potenzielle Schwachpunkte zu identifizieren und gezielt mit Verstärkungsmaßnahmen zu adressieren.

6.2 Wirksamkeit der Verglasungsertüchtigung und Rahmenanbindung

Der Abschnitt 5.3.2 stellte das Wirkungsprinzip für das in den Versuchen umgesetzten Schutzkonzept für die Verglasung und deren Anbindung an den Flügelrahmen vor. Es besteht aus den folgenden drei Ertüchtigungsmaßnahmen:

1. Befestigen der Glashalteleisten am Flügelrahmen mit selbstschneidenden Schrauben,
2. Applikation von Splitterschutzfolien auf der Schutz- und der Angriffsseite der Zweischeiben-Isolierverglasung und
3. Einkleben der Verglasung in den Flügelrahmen.

Die Wirksamkeiten der Ertüchtigungsmaßnahmen werden nachfolgend getrennt voneinander beurteilt, gleichwohl die Maßnahmen am Gesamtsystem eines Fensters zusammenwirken.

Befestigung der Glashalteleisten mit selbstschneidenden Schrauben
Bei der Entwicklung des Schutzkonzeptes (Abschnitt 5.3.2) wurde angenommen, dass die ungebrochene Verglasung durch Plattentragwirkung die Explosionslasten aufnimmt und die daraus resultierenden hohen Querkräfte an den Plattenrändern an die Glashalteleisten weiterleitet. Da die Glashalteleisten in der herkömmlichen Bauweise formschlüssig in den Flügelrahmen eingesteckt sind, besteht jedoch die Gefahr, dass diese unter Explosionsbelastung versagen und abreißen.

Diese Hypothese wurde durch experimentelle Untersuchungen an den Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2 bestätigt. In beiden Versuchen lösten sich die nicht fixierten Glashalteleisten vollständig vom Flügelrahmen ab. Insbesondere bei der Probekörperkonfiguration OE1 führte das Versagen der Glashalteleisten dazu, dass die Verglasung in einem Stück (intakt) aus dem Flügelrahmen herausgerissen wurde.

Die in den übrigen Versuchen umgesetzte Befestigung der Glashalteleisten am Flügelrahmen mit selbstschneidenden Schrauben hatte das Ziel die Widerstandsfähigkeit der Glashalteleisten gegen Querlasten zu erhöhen, um die Auflagerkräfte aus der Verglasung abzutragen. Die selbstschneidenden Schrauben wurden in Abständen von ca. 350 mm entlang der Glashalteleisten angeordnet und bis in die Stahlprofile des Flügelrahmens verankert.

In allen 17 durchgeführten Versuchen mit verschraubten Glashalteleisten konnte ein Abreißen der Glashalteleisten erfolgreich verhindert werden. Diese Maßnahme erwies sich somit als wirksame Ertüchtigungsmaßnahme für Kunststofffenster, die das Herauslösen der Verglasung als ungebrochenes Element verhindern kann. Darüber ist es möglich diese Ertüchtigung mit vergleichsweise einfachen Mitteln an bereits eingebauten Fenstern nachträglich umzusetzen.

Applikation von Splitterschutzfolien und Einkleben der Verglasung in den Flügelrahmen
Die umgesetzte Applikation von Splitterschutzfolien auf der Schutz- und der Angriffsseite der Zweischeiben-Isolierverglasungen hat das Ziel den unkontrollierten Flug von Glasbruchstücken in den Schutzbereich zu verhindern und damit assoziierte Gefährdungen zu mindern. Bei den in dieser Versuchsreihe eingesetzten Folien handelt es sich um ein zertifiziertes Produkt, dessen Sprengwirkungshemmung an einer Verglasung mit dem Prüfverfahren der DIN EN 13541:2012 [57] vom Hersteller nachgewiesen wurde. Appliziert auf einer Zweischeiben-Isolierverglasung wird mit den Folien im Zertifizierungsprüfung an der Verglasung die Widerstandsklasse ER1 gegen Sprengwirkung erreicht.

Die Versuchsreihe aus Andrae et al. [7] an ertüchtigten Kunststofffenstern verdeutlichte, dass Splitterschutzfolien im eingebauten Zustand am Kunststofffenster eine geringere Widerstandsfähigkeit erreichen als bei der Zertifizierungsprüfung an einer Verglasung. Dies liegt insbesondere daran, dass Splitterschutzfolien im Nachbruchzustand nur dann die erforderliche Membrantragwirkung entfalten können, wenn ein tragfähiger Verbund an den Fensterrahmen hergestellt wird [184]. In der Zertifizierungsprüfung nach DIN EN 13541:2012 trägt hierzu die Einklemmung der Verglasung in den starren Prüfrahmen bei. Bei herkömmlichen Fenstern müssen hingegen die Splitterschutzfolien entsprechend nachträglich an den Fensterrahmen angebunden werden.

Das im Rahmen dieser Dissertation umgesetzte Ertüchtigungskonzept verfolgt den in der Abbildung 5.6 dargelegten neuen Ansatz, die Zweischeiben-Isolierverglasungen in den Flügelrahmen einzukleben. Hierbei wird der Effekt ausgenutzt, dass die Glasbruchstücke nach dem Glasbruch an der Primär- und Sekundärdichtung des Randverbundes der Verglasung haften bleiben und somit eine Resttragfähigkeit ausgebildet wird.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes konnte die folgende Wirksamkeit des umgesetzten Ertüchtigungskonzeptes erreicht werden:

- In den Belastungsstufen I, II, IV und V konnte das Herausreißen der Splitterschutzfolie in allen 9 durchgeführten Versuchen erfolgreich vermieden werden (ASF, Tabelle 6.1).
- In den Belastungsstufen III erwies sich der Verbund in zwei von drei Versuchen als ausreichend tragfähig (ASF, Tabelle 6.1).
- In den Belastungsstufen VI erwies sich der Verbund als nicht ausreichend tragfähig.

Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes wurden die folgenden Wirksamkeiten des Ertüchtigungskonzeptes erreicht:

- In der Belastungsstufe I erwies sich der Verbund der Splitterschutzfolie in 66 % der Versuche als ausreichend tragfähig.
- In der Belastungsstufe II war der Verbund nicht ausreichend tragfähig.
- In der Belastungsstufe III war der Verbund der Splitterschutzfolie mit dem Flügelrahmen in zwei von drei ausreichend tragfähig, es wurde jedoch der Fensterflügel vom Blendrahmen abgerissen, wodurch die Verglasung entlastet wurde.
- In der Belastungsstufe IV war der Verbund ausreichend tragfähig.
- In der Belastungsstufe V erwies sich der Verbund als nicht ausreichend tragfähig.

Zusammenfassend stellt die Applikation von Splitterschutzfolien und das Einkleben der Verglasung in den Flügelrahmen wirksame Maßnahmen zur Ertüchtigung der Verglasung dar. In den Belastungsstufen I, II, IV und V konnte das umgesetzte Ertüchtigungskonzept insbesondere Gefährdungen durch den ersten Luftstoß erfolgreich mindern. Zum Schutz vor Mehrfachbelastungen besteht hingegen noch Entwicklungspotenzial zur Verbesserung der Anbindung der Splitterschutzfolien an den Flügelrahmen. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass die in der durchgeführten Versuchsreihe vorherrschende Mehrfachbelastung des Fensters eine Ausnahme darstellt. Eine derartige Belastung tritt insbesondere bei Stoßrohrversuchen auf (Abschnitt 4.3) und ist in realen Explosionsszenarien in dieser Intensität nicht die Regel.

Es ist zudem wichtig festzuhalten, dass Splitterschutzfolien keinen Beitrag zur Tragfähigkeit der übrigen Bauteile eines Fensters leisten. Wie in Andrae et al. [7] gezeigt können weiterhin der Flügelrahmen, der Blendrahmen, das Beschlagsystem oder die Verankerungen in der Wandöffnung versagen. Ohne zusätzliche Maßnahmen, wie beispielsweise der Ertüchtigung des Beschlagsystems, besteht daher die Gefahr, dass der gesamte Fensterflügel in den Schutzbereich geschleudert wird. Die Wirksamkeit entsprechender Maßnahmen werden nachfolgend diskutiert.

6.3 Wirksamkeit von Beschlagsystemen mit unterschiedlicher Einbruchhemmung

In der durchgeführten Versuchsreihe wurde einerseits ein Beschlagsystem mit einer geringen Einbruchhemmung und andererseits ein Beschlagsystem mit einer hohen Einbruchhemmung untersucht. Die Wirksamkeiten werden nachfolgend diskutiert.

Geringe Einbruchhemmung - Widerstandsklasse RC1 N
Die Probekörperkonfiguration OE1 (ohne Explosionsschutz) wurde mit einem Beschlagsystem mit geringer Einbruchhemmung ausgestattet, welches gemäß Herstellerangaben die Widerstandsklasse RC1 N gegen Einbruch (DIN EN 1627:2011 [60]) vorweist. Das System besteht aus vier konventionellen Schließblechen, einem Sicherheitsschließblech, einem Sicherheitskippschließblech sowie zwei Ecklagern (Abbildung 5.4a).

Der durchgeführte Versuch OE1-I verdeutlichte, dass mit einem derartigen Beschlagsystem bereits in der Belastungsstufe I kein ausreichender Widerstand gegen die Explosionsbelastung erreicht werden kann. Die eingesetzten konventionellen Schließbleche wurden im Bereich des Fenstersturzes sowie links an der Fensterlaibung vom Blendrahmen abgerissen. Infolge davon, löste sich der Flügelrahmen unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes vom Blendrahmen ab (AFF, Tabelle 6.1). Der in der experimentellen Studie von Andrae et al. [7] beschriebene Versagensmechanismus an Kunststofffenstern mit einem Beschlagsystem geringer Einbruchhemmung konnte somit bestätigt werden.

Hohe Einbruchhemmung - Widerstandsklasse RC3
Um in den übrigen Versuchen eine robuste Anbindung des Fensterflügels an den Blendrahmen zu schaffen, wurde ein Beschlagsystem mit einer hohen Einbruchhemmung (Widerstandsklasse RC3 gemäß DIN EN 1627:2011 [60]) eingebaut. Das Beschlagsystem besteht aus 16 Sicherheitsschließblechen, einem Sicherheitskippschließblech sowie zwei Ecklagern (Abbildung 5.4b).

Es können die folgenden Erkenntnisse zur Wirksamkeit des einbruchhemmenden Beschlagsystems zusammengefasst werden:

- **Probekörperkonfiguration OE2 (ohne Explosionsschutz):** Das Beschlagsystem erreichte in der Belastungsstufe I einen ausreichenden Widerstand gegen die Explosionsbelastung. Es mindert jedoch die Nachgiebigkeit des Flügelrahmens ab, wodurch höhere Kräfte auf die Verglasung abgetragen werden. Im durchgeführten Versuch führte dies zum Bruch der Verglasung unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes. Da bei der Probekörperkonfiguration OE2 keine Splitterschutzfolien aufgebracht wurden, flogen die Glasbruchstücke ungehindert in den Schutzbereich.
- **Probekörperkonfiguration GK (ohne Patches):** In der Belastungsstufe I hielt das Beschlagsystem dem ersten Luftstoß stand (Versuch GK-I). Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes löste sich jedoch der vorgeschädigte Fensterflügel aus dem Beschlagsystem heraus.

  Das Versagen des Beschlagsystems ist auf die Schädigung der Rahmenecken während des ersten Luftstoßes zurückzuführen (Abschnitt 5.5.4). An den Rahmenecken sind Trennrisse aufgetreten. Dies hatte den Verlust des Kraftschlusses zwischen den Rahmenprofilen zur Folge.

Die damit einhergehenden großen Verschiebungen des Fensterrahmens führten dazu, dass sich die Pilzkopfzapfen während des zweiten Luftstoßes aus den Sicherheitsschließblechen herauslösen konnten. Der Fensterflügel wurde somit entriegelt und flog in den Schutzbereich.

Unter der erprobten höheren Explosionsbelastung in der Belastungsstufe III versagte das Beschlagsystem in gleicher Weise bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes.

- **Probekörperkonfigurationen P1, P2, P3 (mit Patches):** In den Belastungsstufen I bis VI hielt das Beschlagsystem in allen 14 Versuchen der Einwirkung des ersten Luftstoßes stand. Die Kombination aus den an den Rahmenecken applizierten Patches und dem einbruchhemmenden Beschlagsystem erwies sich somit als äußerst wirksam.

  Unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes war die Wirksamkeit nicht mit allen Patch-Varianten gleichbleibend hoch.

  – Mit aufgeklebten Patches (Probekörperkonfigurationen P2 und P3) versagte das Beschlagsystem in 42,8 % der Versuche. Eine Diskussion des aufgetretenen Versagensmechanismus der aufgeklebten Patches erfolgt im Abschnitt 6.4.

  – Mit aufgeklebten und verschraubten Patches (Probekörperkonfigurationen P1) trat das Versagen der Anbindung lediglich in 14 % der Versuche auf.

  Der direkte Vergleich in der Belastungsstufe I zeigt, dass in keinem der drei Versuche mit aufgeklebten und verschraubten Patches (P1) ein Versagen des Beschlagsystems auftrat, während bei den aufgeklebten Patches (P2) in 20 % der Versuche ein Versagen festgestellt wurde.

Es kann zusammengefasst werden, dass durch den Einsatz eines Beschlagsystems mit hoher Einbruchhemmung in allen Versuchen eine akzeptable Schutzwirkung erreicht wurde. Die Kombination eines derartigen Beschlagsystems mit aufgeklebten und verschraubten Patches (Probekörperkonfiguration P1) erwies sich dabei als am effektivsten, um den Mehrfachbelastungen im Stoßrohrversuch standzuhalten.

Es ist ergänzend anzumerken, dass das Beschlagsystem bei zwei der durchgeführten Versuche erst nach mehr als 300 ms Belastungsdauer versagte (AFF*, Tabelle 6.1). Vermutlich hat sich in diesen Versuchen die Schiene des Beschlagsystems beim Ausschwingen nach der Luftstoßbelastung geringfügig verschoben, wodurch das Beschlagsystem entriegelt wurde. Um einen solchen Versagensmodus zukünftig zu vermeiden, könnte ein Schloss zur Verriegelung des Beschlagsystems angebracht werden, welches ein Verschieben der Schiene des Beschlagsystems verhindern kann.

6.4 Wirksamkeit der Ertüchtigung der Fensterrahmenecken

In allen 19 Stoßrohrversuchen traten bereits nach wenigen Millisekunden unter dem ersten Luftstoß Trennrisse entlang der überlasteten Rahmeneckverbindungen der Fensterrahmen auf. Dieser Bruch führte zu einer vollständigen Trennung der Rahmenteile voneinander, was mit dem Verlust der kraftschlüssigen Verbindung in den Rahmenecken einhergeht. Wie im Abschnitt 6.3 dargelegt, hat die damit einhergehenden Rahmenverschiebungen zur Entriegelung des Beschlagsystems und somit zum Abreißen des Fensterflügels (AP) geführt.

Um den beschriebenen Versagensmechanismus zu verhindern, wurden in dieser Versuchsreihe zwei Ertüchtigungsmaßnahmen untersucht:

1. Anordnung von metallischen Falz-Eckwinkel, die in den Glasfalz eingeschoben werden und mit dem Flügelrahmen verschraubt sind und
2. Applikation von Patches aus faserverstärktem Kunststoff zur Ertüchtigung der Rahmeneckverbindungen.

Wirksamkeit der Falz-Eckwinkel

Um den Kraftschluss im Falle eines Bruches in den Rahmenecken weiterhin zu ermöglichen, wurden in den Rahmenecken des Flügelrahmens flache Falz-Eckwinkel aus Metall eingebaut. Die Blendrahmen waren hingegen nicht mit derartigen Winkeln ausgestattet.

Die Wirksamkeit der erprobten Falz-Eckwinkel kann anhand der Versuche mit der Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (Probekörperkonfigurationen GK) verdeutlicht werden, bei denen keine Patches angeordnet waren. In allen drei Versuchen mit der Probekörperkonfiguration GK brachen zwar die Rahmenecken des Flügelrahmens, die angeordneten Falz-Eckwinkel verhinderten jedoch ein weites Aufklaffen der entstandenen Trennrisse. Nach dem Bruch der Rahmenecken waren die Rahmenstücke weiterhin kraftschlüssig über die eingeschraubten Falz-Eckwinkel miteinander verbunden.

Am Blendrahmen der Probekörperkonfiguration GK, an dem keine Falz-Eckwinkel angeordnet waren, klafften die entstandenen Trennrisse nach der Überlastung hingegen weit auseinander. Die damit einhergehenden hohen Verschiebungen führten schließlich zum Entriegelung des Beschlagsystems während der Einwirkung des zweiten Luftstoßes (vergleiche Abschnitt 6.3).

Wirksamkeit der Patches aus faserverstärktem Kunststoff

Die aufgebrachten Patches aus faserverstärktem Kunststoff dienten sowohl der Ertüchtigung des Flügelrahmens als auch des Blendrahmens. Nach der zu erwartenden Rissbildung in den Rahmenecken sollen die Patches weiterhin eine kraftschlüssige Verbindung zwischen den Rahmenteilen herstellen.

Es wurden fünf Varianten an Patches aus faserverstärktem Kunststoff untersucht, wobei diese in die Hauptgruppen der *aufgeklebten Patches* (Probekörperkonfigurationen P2, P2V, P2O und P3) sowie *aufgeklebten und verschraubten Patches* (Probekörperkonfiguration P1) unterteilt werden können.

Wirksamkeit der aufgeklebten Patches

Die aufgeklebten Patches wurden nach einer geeigneten Untergrundvorbereitung (Abschnitt 5.3.3) mit dem 2-Komponenten-Klebstoff GP49 appliziert. Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes erwies sich diese Befestigungsmethode lediglich in 28,6 % der Versuche als ausreichend tragfähig. Im Versagensfall (AP, Tabelle 6.1) wurde mindestens ein aufgeklebtes Patch vom Blendrahmen des Fensters abgerissen. Am Flügelrahmen wurde hingegen durchwegs kein Versagen beobachtet.

Bruchbild

Abbildung 6.1 zeigt ein unter der Explosionslast abgelöstes GFK-Patch nach dem Versuch P2V-I, das sich in der rechten unteren Rahmenecke des Blendrahmens befand. Auf den Oberflächen des Blendrahmens und des GFK-Patches sind schwarze Klebstoffreste zu erkennen. Ähnliche Bruchbilder wurden in 5 der 7 weiteren Versuche mit aufgeklebten GFK-Patches beobachtet. Das Versagen trat dabei stets in der rechten unteren Ecke des Blendrahmens auf.

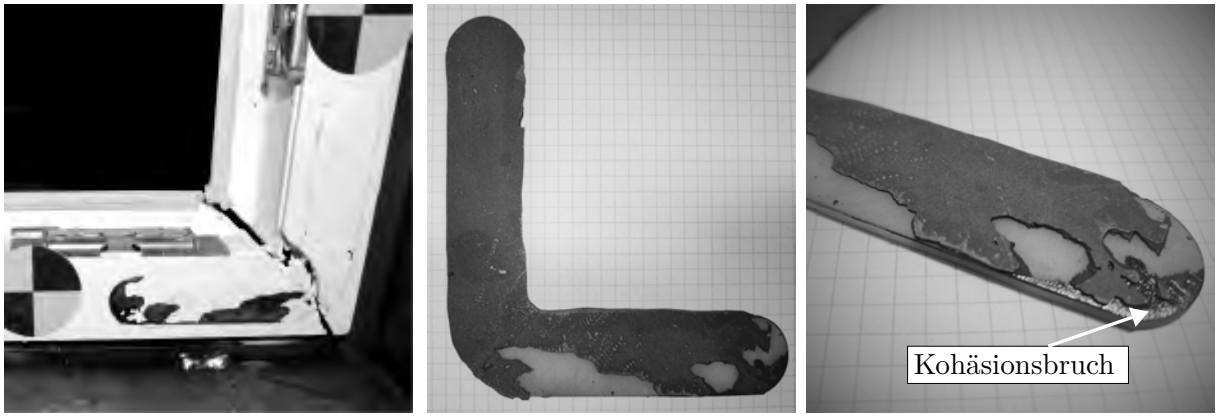


Abbildung 6.1: Mischbruch des Klebverbundes, a) Rahmenecke des Blendrahmens nach dem Versuch P2V-I, b) abgelöstes GFK-Patch, c) Detailaufnahme der Klebstoffreste.

Anhand des Bruchbildes (Abbildung 6.1) wird von einem aufgetretenen Mischbruch ausgegangen, der sich aus einem überwiegenden Adhäsionsbruch und einem geringen Anteil an Kohäsionsbruch zusammensetzt. Der Adhäsionsbruch verläuft entlang der Phasengrenzfläche zwischen der Fügeteiloberfläche und dem Klebstoff. Der größere Klebstoffanteil ist am GFK-Patch haften geblieben. Dies deutet darauf hin, dass die Haftung zwischen dem Klebstoff und dem GFK-Patch stärker war als die Haftung zwischen dem Klebstoff und dem Blendrahmen. Der Anteil des Kohäsionsbruches ist deutlich geringer als der Anteil des Adhäsionsbruches (maximal 5 % der Oberfläche).

Abbildung 6.1c zeigt den Randbereich des Patches, bei dem der Bruch innerhalb der Klebeschicht verläuft. Diese Störstellen sind möglicherweise auf während des Aushärtungsprozesses entstandene Hohlräume oder Blasen innerhalb der Klebstoffschicht (Lunker) zurückzuführen.

Möglicher Versagensmechanismus

Ein möglicher Mechanismus für das Versagen der Patches wird in der Abbildung 6.2 dargelegt. Es ist anzunehmen, dass der Bruch der Rahmenecke eine Relativbewegung der gebrochenen Rahmenstücke quer zueinander ermöglicht hat. Diese Querbewegung erzeugt Schälbeanspruchungen in der Klebstoffschicht. Diese führten letztlich zum Versagen des Klebeverbunds im Modus I, bei dem die Belastung senkrecht zur Klebefläche wirkt.

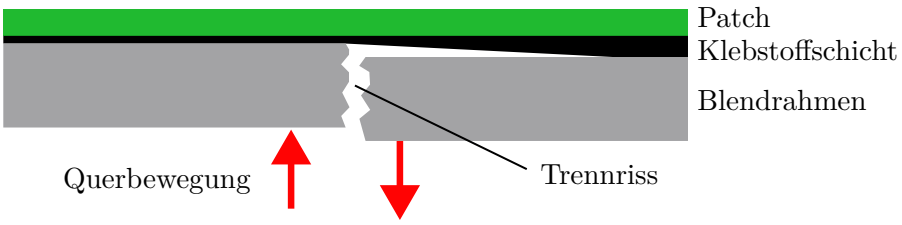


Abbildung 6.2: Schälbeanspruchungen in die Klebstoffschicht durch Scherbewegungen des Blendrahmens.

Konsequenzen

In 40 % der Versuche, bei denen das Abreißen eines Patches während des ersten Luftstoßes auftrat, wurde der Fensterflügel unter der anschließenden Einwirkung des zweiten Luftstoßes vom

Blendrahmen abgerissen (Kombination von AP und AFF, Tabelle 6.1). Nach dem Versagen eines Patches besteht keine kraftübertragende Verbindung mehr zwischen den gebrochenen Rahmenstücken des Blendrahmens. Dies kann zu einer unkontrollierten Bewegung der Rahmenstücke führen, die letztlich eine Entriegelung des Beschlagsystems begünstigen kann.

Vergleich der Patchkonfigurationen

Abschließend ist festzuhalten, dass bei den Versuchen mit aufgeklebten Patches keine direkten Schädigungen an den Patches selbst auftraten. Stattdessen erwies sich die Klebverbindung der GFK-Patches am Blendrahmen als Schwachstelle der Ertüchtigungsmaßnahme. In der Versuchsreihe konnten somit keine eindeutigen Unterschiede zwischen der Wirksamkeit der Patchkonfigurationen mit unterschiedlichen Werkstoffen festgestellt werden (GFK-Patches mit quasi-isotropem Lagenaufbau, GFK-Patches mit orthotropem Lagenaufbau und AFK-Patches).

Der Versuch mit der Probekörperkonfiguration P2V zeigte, dass GFK-Patches, die mit einem vereinfachten Applikationsverfahren aufgebracht wurden, eine vergleichbare Schutzwirkung erzielen können wie die Patches der Probekörperkonfiguration P2, die aufwendig unter Druck, mithilfe von Vakuum oder Stahlgewichten, ausgehärtet wurden. Dieses Ergebnis verdeutlicht das Potenzial vereinfachter Applikationsverfahren für den Einsatz an bereits eingebauten Fenstern, wobei die Applikation direkt vor Ort erfolgen kann.

Wirksamkeit der aufgeklebten und verschraubten Patches

Die GFK-Patches der Probekörperkonfiguration P1 wurden nach einer geeigneten Untergrundvorbereitung mit dem 2-Komponenten-Klebstoff GP49 auf den Flügelrahmen aufgebracht und anschließend mit je vier selbstbohrenden Schrauben fixiert (Abschnitt 5.3.3). Die durchgeführten sieben Stoßrohrversuche belegen, dass diese Befestigungsmethode ausreichend ist, um die Anbindung der Patches bis zum Ende des Versuches zu gewährleisten (Tabelle 6.1).

Abbildung 6.3b zeigt schematisch den Tragmechanismus nach dem Bruch der Rahmenecke. Durch die Vorspannung der Schrauben wird eine Druckspannung auf die Klebstoffschicht aufgebracht, wodurch die Festigkeit der Verbindung erhöht wird. Die durch die Querbewegung der gebrochenen Rahmenecken hervorgerufene Schälbeanspruchung kann somit aufgenommen werden.

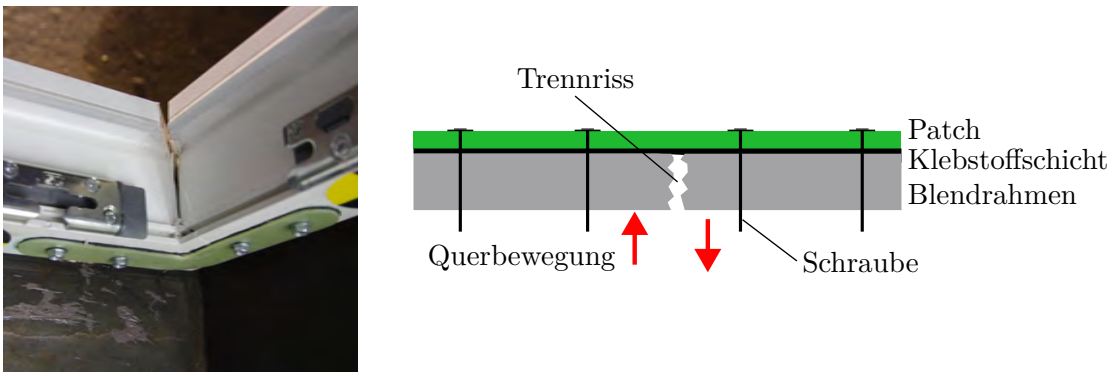


Abbildung 6.3: a) gebrochene Rahmenecke mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patch, b) schematische Darstellung des Tragmechanismus nach dem Bruch der Rahmenecke.

Die aufgeklebten und verschraubten Patches trugen dazu bei, das Abreißen des Fensterflügels vom

Blendrahmen weitgehend zu verhindern, indem der Kraftschluss zwischen den Rahmenstücken nach dem Bruch der Rahmenecken aufrechterhalten wurde. Wie im Abschnitt 6.3 erörtert, trat das Abreißen des Fensterflügels lediglich in einem der durchgeführten 7 Versuche auf. Bei den Probekörperkonfigurationen mit aufgeklebten Patches trat das Versagen hingegen in 3 von 7 Versuchen auf.

Das Ergebnis unterstreicht somit, dass die Patches als mechanische Verstärkung des Rahmens fungieren und in Kombination mit einem widerstandsfähigen Beschlagsystem die Anbindung des Fensterflügels an den Blendrahmen ermöglichen.

6.5 Erreichte Schutzwirkung in der Belastungsstufe I

Die folgenden Ausführungen vertiefen die Auswertung der Zustands- und Gefährdungsbewertungen in der Belastungsstufe I, für die sowohl Versuchsergebnisse mit ungeschützten als auch mit explosionsgeschützten Probekörperkonfigurationen vorliegen.

Abbildung 6.4 fasst hierzu die ermittelten Zustands- und Gefährdungsbewertungen zusammen. Für die Probekörperkonfiguration P1 (aufgeklebtes und verschraubtes Patch) wurden die Bewertungen aus drei Versuchsergebnissen bestimmt. Für die aufgeklebten Patches wurden die Ergebnisse aus fünf Versuchen mit den Probekörperkonfigurationen P2, P2V und P2O herangezogen. Die Ergebnisse in den Probekörperkonfigurationen OE1, OE2 und GK wurden mit jeweils einem Versuch ermittelt. Die Einzelergebnisse sind jeweils mit * gekennzeichnet.

Es ist zu beachten, dass aufgrund der begrenzten Anzahl von Versuchen keine abschließende statistische Bewertung hinsichtlich der Wiederholbarkeit oder Variabilität der Ergebnisse vorgenommen werden kann. Um dennoch die Wirksamkeit der Maßnahmen miteinander zu vergleichen, wird eine gemittelte Bewertung angegeben.

Zustandsbewertungen
Die beiden erprobten ungeschützten Kunststofffenster (Probekörperkonfigurationen OE1 und OE2) wurden bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes zertrümmert (Zustand F, Abbildung 6.4). Das beobachtete katastrophale Versagen verdeutlicht die Anfälligkeit konventioneller Kunststofffenster unter der erprobten Explosionsbelastung ($p_r = 37{,}1\,\mathrm{kPa}$ und $i_r = 185{,}9\,\mathrm{kPa \cdot ms}$) und die Notwendigkeit von Explosionsschutzmaßnahmen zur Gewährleistung der Sicherheit.

Mit den Probekörperkonfigurationen GK, P1 und P2 wurde hingegen ein akzeptables Schutzniveau unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes erreicht. Bei diesen Konfigurationen trat im Durchschnitt an allen ertüchtigten Kunststofffenstern der Zustand B ein (Abbildung 6.4). Dieses Ergebnis verdeutlicht, dass alle erprobten ertüchtigten Konfigurationen in der Belastungsstufe I dazu beitragen können, den baulichen Schutz zu erhöhen.

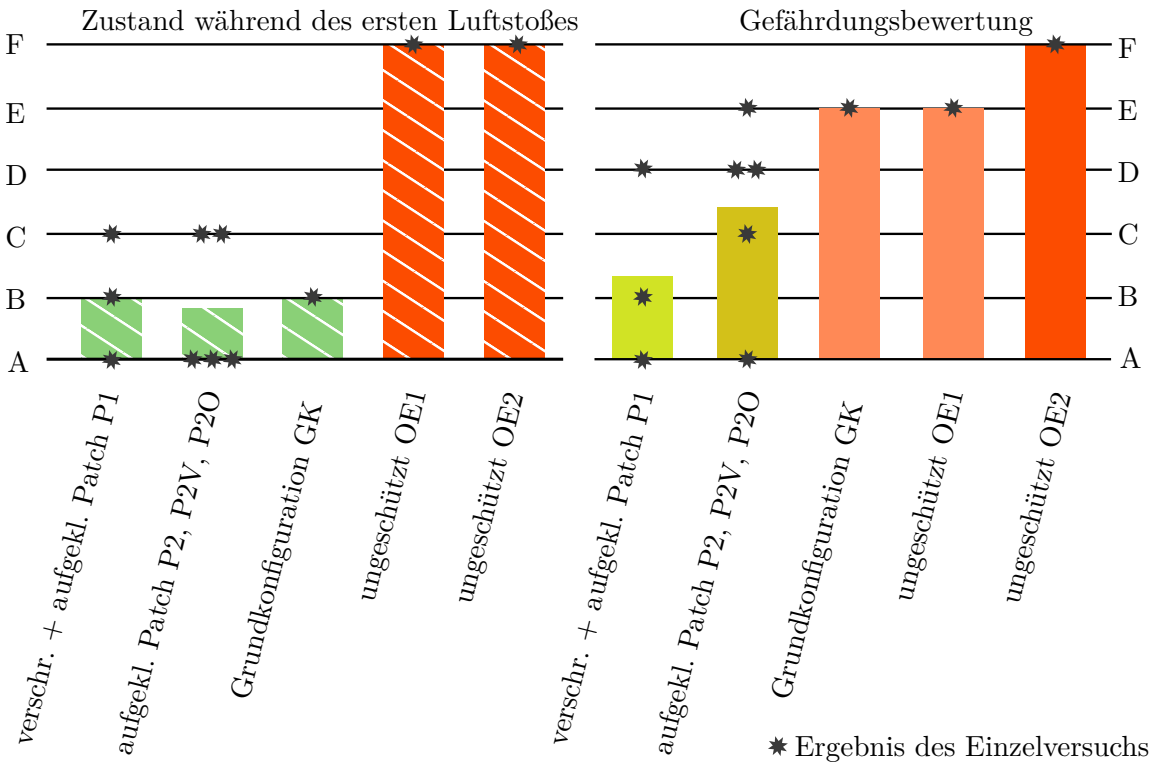


Abbildung 6.4: Durchschnittliche Zustands- und Gefährdungsbewertungen für die Belastungsstufe I.

Gefährdungsbewertungen

Die höchste durchschnittliche Schutzwirkung unter der Mehrfachbelastung im Stoßrohrversuch wurde durch die Kunststofffenster mit aufklebten und verschraubten Patches erreicht (Mittelwert in der Gefährdungsstufe ISO B bis ISO C, Abbildung 6.4). Die zweithöchste Schutzwirkung wurde mit aufklebten Patches erreicht (Mittelwert in der Gefährdungsstufe ISO C bis ISO D). Nicht akzeptable Gefährdungen (Gefährdungsstufe ISO E) traten hingegen bei dem Versuch mit der Probekörperkonfiguration GK ohne Patches auf.

Hervorzuheben ist, dass bei der Probekörperkonfiguration mit aufgeklebten Patches (P2) eine erhöhte Gefahr besteht, dass das Beschlagsystem versagt und der Fensterflügel unter der Mehrfachbelastung im Stoßrohrversuch vom Blendrahmen abgerissen wird. Dies trat in 20 % der Versuche in der Belastungsstufe I auf (Tabelle 6.1). Mit aufklebten und verschraubten Patches verblieb der Fensterflügel hingegen in allen drei durchgeführten Stoßrohrversuche in der Belastungsstufe I am Blendrahmen fixiert.

Zusammenfassend erreichten die Kunststofffenster mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches (Probekörperkonfiguration P1) unter allen getesteten Fenstern das höchste Schutzniveau in der Belastungsstufe I.

6.6 Schutzwirkung der Probekörperkonfiguration I

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Stoßrohrversuche an Kunststofffenstern mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches (Probekörperkonfiguration P1) herausgegriffen und Explosionsbelastungen bestimmt, für die akzeptable Gefährdungen zu erwarten sind. Bei der gewählten Her-

angehensweise wird angenommen, dass unterhalb eines kritischen reflektierten Spitzenüberdruckes und eines kritischen reflektierten maximalen Impulses ein akzeptables Schutzniveau vorherrscht. Als Akzeptanz-Grenze wird der **Zustand C** und die **Gefährdungsstufe ISO C** festgelegt. Die Bewertungsergebnisse werden anschließend in den Kontext ihrer Bedeutung für den baulichen Schutz eingeordnet.

Abbildung 6.5 zeigt die durchschnittlichen Zustandsbewertungen nach der Einwirkung des ersten Luftstoßes in einem Druck-Impuls-Diagramm. Für die Belastungsstufe III liegt kein Versuchsergebnis mit der Probekörperkonfiguration P1 vor.

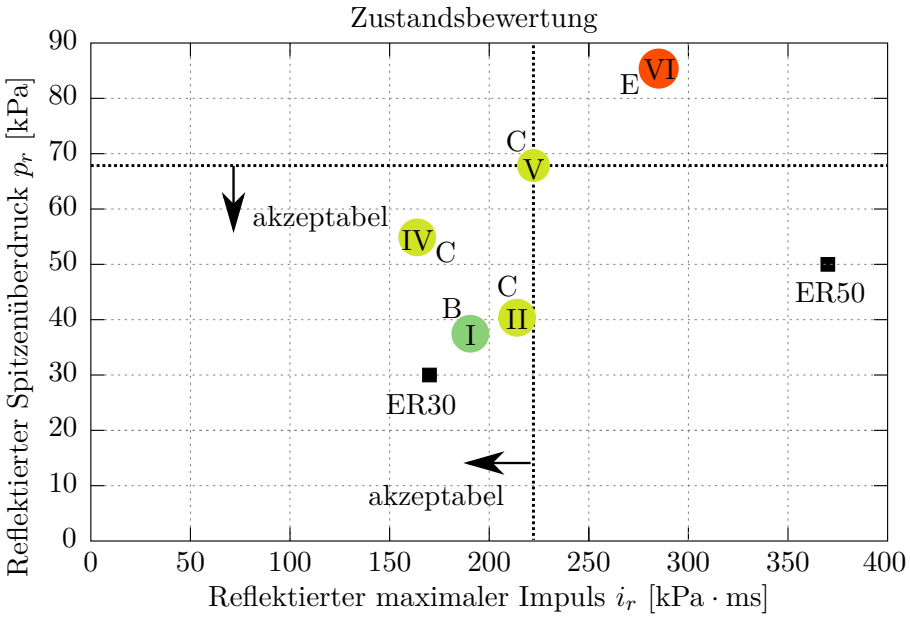


Abbildung 6.5: Zustandsbewertungen für verklebte und verschraubte Patches im Druck-Impuls-Diagramm mit Markierung der akzeptablen Explosionsbelastung.

Zustandsbewertung

Das Druck-Impuls-Diagramm in der Abbildung 6.5 verdeutlicht, dass die Probekörperkonfiguration P1 die Akzeptanz-Grenze für den Zustand **C** bei einem reflektierten Spitzenüberdruck von 67,7 kPa und einem reflektierten maximalen Impuls von 222,2 kPa · ms (Belastungsstufe V) erreicht. Für Explosionsbelastungen mit geringerer Intensität in den Belastungsstufen I, II und IV wird in den Versuchen ebenso ein annehmbares Schutzniveau erreicht.

Gefährdungsbewertung

Abbildung 6.6 zeigt die mittleren Gefährdungsbewertungen nach den abgeschlossenen Stoßrohrversuchen in einem Druck-Impuls-Diagramm. Die Probekörperkonfiguration P1 erreicht die definierte Akzeptanz-Grenze (ISO C) bei einem reflektierten Spitzenüberdruck 54,9 kPa (Belastungsstufe IV) und einem reflektierten maximalen Impuls von 185,9 kPa · ms (Belastungsstufe I).

Das mit der Probekörperkonfiguration P1 erzielte Schutzniveau lässt sich im Bereich zwischen einer ER30- und einer ER50-Klassifizierung gemäß ISO 16934:2007 einordnen und befindet sich somit im unteren Bereich der normativ geregelten Schutzskala. Die ertüchtigten Fenster bieten somit Schutz vor tendenziell moderaten Explosionsbelastungen. Im Vergleich zu sprengwirkungshemmenden Sicherheitsfenstern, die meist mindestens eine ER50-Belastung bewältigen können,

bleibt das erreichte Schutzniveau bisher insgesamt noch relativ gering. Die Gefahren im Vergleich zu explosionsbelasteten ungeschützten Fenstern konnten jedoch dennoch erheblich gemindert werden.

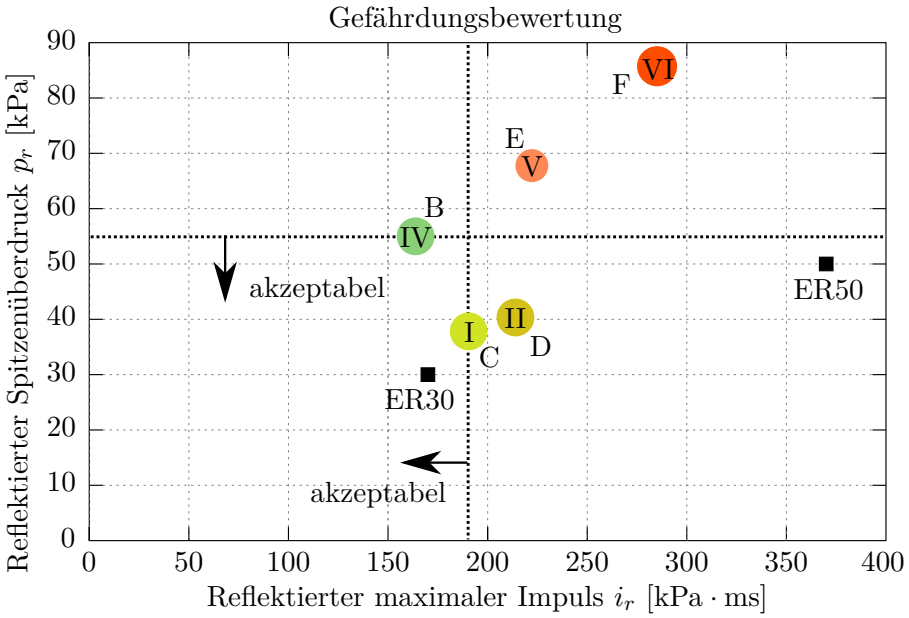


Abbildung 6.6: Gefährdungsbewertungen für verklebte und verschraubte Patches im Druck-Impuls-Diagramm mit Markierung der akzeptablen Explosionsbelastung.

6.7 Zusammenfassung

Im Kapitel 6 wurde die Wirksamkeit der im Kapitel 5 experimentell untersuchten Schutzmaßnahmen für Kunststofffenster unter Explosionsbelastungen analysiert und bewertet. Die Untersuchungen umfassten ungeschützte Fenster sowie verschiedene ertüchtigte Probekörperkonfigurationen.

Ungeschützte Kunststofffenster

Die untersuchten ungeschützten Kunststofffenster versagten in der Versuchsreihe bereits in der Belastungsstufe I ($p_r = 37{,}1\,\text{kPa}$ und $i_r = 185{,}9\,\text{kPa} \cdot \text{ms}$) unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes. Als Schwachstellen konnten die Rahmeneckverbindungen, das Beschlagsystem sowie die Verglasung identifiziert werden, die unter der Explosionsbelastung stark geschädigt werden und versagen. Die entstehenden Glas- und Rahmenbruchstücke werden in den Schutzbereich geschleudert und können ein erhebliches Verletzungsrisiko für dort befindliche Personen darstellen. Zusammenfassend verdeutlichen die Ergebnisse der Versuchsreihe, dass bereits ab der Belastungsstufe I bauliche Schutzmaßnahmen für die untersuchten einflügeligen Kunststofffenster erforderlich sind.

Ertüchtigung mit Splitterschutzfolien und Einkleben der Verglasung

Die Zweischeiben-Isolierverglasungen der Kunststofffenster wurden in allen ertüchtigten Probekörperkonfigurationen (GK, P1, P2, P2V, P2O und P3) beidseitig mit Splitterschutzfolien ausgestattet (Angriffsseite und Schutzseite). Um die Randanbindungen der Folien an den Rahmen herzustellen, wurden die ertüchtigten Verglasungen in den Flügelrahmen eingeklebt.

Ergebnisse: Die eingesetzten Splitterschutzfolien erwiesen sich als wirksam bei der Rückhaltung von Glasbruchstücken und trugen dadurch zur Reduktion des Verletzungsrisikos bei. Die Folien

verblieben während der Versuche unbeschädigt (kein Plastifizieren erkennbar). Dies deutet darauf hin, dass die Traglast der Folie nicht erreicht wurde.

Limitationen: Bei Mehrfachbelastungen sowie unter höheren Belastungsstufen erwies sich die Methode des Einklebens der Verglasung als nicht ausreichend widerstandsfähig. Die Splitterschutzfolie wurde dabei in 8 von 17 Versuchen vom Rahmen gerissen und in den Schutzbereich geschleudert, was die Verletzungsgefahr erhöhte. Der Lastabtrag über den verbleibenden Randverbund der Verglasung erwies sich somit als unzureichend.

Es ist anzumerken, dass das Versagen der Folienanbindung überwiegend unter der mehrfachen Luftstoßbelastung bis zum Abschluss der Stoßrohrversuche erfolgte. Ein Versagen der Schutzfolie, das bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes eintrat, wurde lediglich in 2 von 17 Versuchen beobachtet, insbesondere in den Belastungsstufen III und VI mit hohen Explosionslasten.

Fazit: Splitterschutzfolien stellen eine potenziell wirksame Maßnahme zur Ertüchtigung dar, deren Effektivität jedoch maßgeblich von der Tragfähigkeit der Randanbindung an die Rahmenkonstruktion abhängt.

Verschrauben der Glashalteleisten

Die im Regelfall formschlüssig in den Flügelrahmen eingebauten Glashalteleisten wurden mit selbstschneidenden Schrauben am Flügelrahmen fixiert.

Ergebnisse: Durch die Befestigung der Glashalteleisten konnte das Herausdrücken der Verglasung während der Explosionsbelastung verhindert werden.

Limitationen: Die verschraubten Glashalteleisten erwiesen sich in allen untersuchten Belastungsstufen (I bis VI) als durchweg wirksam.

Fazit: Das Verschrauben der Glashalteleisten erwies sich als äußerst robuste Maßnahme, die mit vergleichsweise einfachen Mitteln umsetzbar ist.

Einbau eines einbruchhemmenden Beschlagsystems

Der Versuch OE1 mit einem ungeschützten Kunststofffenster verdeutlichte, dass Beschlagsysteme mit geringer Einbruchhemmung (RC1 N) unter der Explosionsbelastung in der Belastungsstufe I versagen können. Insbesondere wurde beobachtet, dass die Schließbleche abgerissen wurden, was letztlich zum vollständigen Ablösen des Fensterflügels vom Blendrahmen führte. Um die Tragfähigkeit der Verbindung zwischen Flügelrahmen und Blendrahmen zu verstärken, wurden die Fenster im weiteren Verlauf der experimentellen Untersuchungen mit einem einbruchhemmenden Beschlagsystem (RC3) ausgestattet.

Ergebnisse: Die umgesetzte Maßnahme erwies sich in der Belastungsstufe I unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes als wirksam. Unter den höheren Explosionsbelastungen in der Belastungsstufe III ($p_r = 44{,}7\,\mathrm{kPa}$ und $i_r = 242{,}1\,\mathrm{kPa \cdot ms}$) versagte das einbruchhemmende Beschlagsystem hingegen bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes.

Limitationen: Das Entriegeln des Beschlagsystems ist auf den Bruch der Rahmenecken des Fensters unter Explosionsbelastungen zurückzuführen. Der Bruch der Rahmenecken resultierte in einer erhöhten Verschieblichkeit des Rahmensystems, wodurch die Pilzkopfzapfen aus den

Schließblechen des Beschlagsystems herausgleiten können.

Fazit: Der Einbau eines einbruchhemmenden Beschlagsystems erwies sich als eine mit vergleichsweise einfachen Mitteln umsetzbare Maßnahme, um die Widerstandsfähigkeit der Verbindung zwischen Fensterflügel und Blendrahmen in der Belastungsstufe I zu erhöhen. In höheren Belastungsstufen war die Installation eines einbruchhemmenden Beschlagsystems noch nicht ausreichend.

Ertüchtigung der Fensterrahmenecken

Es wurden zwei Maßnahmen zur Ertüchtigung der Fensterrahmenecken untersucht, die insbesondere das Ziel hatten, die Rahmenprofile auch nach deren Bruch an den Rahmenecken weiterhin kraftschlüssig miteinander zu verbinden und somit die auftretenden Verschiebungen zu mindern. Einerseits wurden die Rahmenecken der Flügelrahmen mit flachen Eckwinkeln aus Edelstahl verstärkt, andererseits kamen Patches aus faserverstärktem Kunststoff (FVK-Patches) zum Einsatz, die auf den Blend- und Flügelrahmen appliziert wurden. Die FVK-Patches wurden in verschiedenen Varianten erprobt und bestanden aus glas- oder aramidfaserverstärktem Kunststoff. Die Applikation erfolgte entweder durch Aufkleben (Probekörperkonfigurationen P2, P2V, P2O und P3) oder durch eine Kombination aus Aufkleben und zusätzlichem Verschrauben (Probekörperkonfiguration P1).

Die Wirksamkeit der Ertüchtigungsmaßnahmen wurde durch den Vergleich der Ergebnisse von Versuchen mit der Probekörperkonfiguration GK (ohne Patches) und den Probekörperkonfigurationen P1, P2, P2V, P2O und P3 (mit Patches) bewertet. Es ist anzumerken, dass die Probekörper mit einem einbruchhemmenden Beschlagsystem ausgestattet waren.

Ergebnisse ohne Patches: Die metallischen Falz-Eckwinkel, die an den Rahmenecken der Flügelrahmen eingebaut wurden, konnten ein weites Aufklaffen der entstandenen Trennrisse an den Rahmenecken des Flügelrahmens verhindern. Die gebrochenen Rahmenstücke bleiben kraftschlüssig mittels der Falz-Eckwinkel miteinander verbunden. Am ungeschützten Blendrahmen entstanden hingegen Trennrisse mit weit aufklaffenden Rissufern.

In der Belastungsstufe I erreichte der Flügelrahmen unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes ohne Patches eine maximale Verschiebung von 59 mm. Der anschließende zweite Luftstoß führte zum Versagen des Beschlagsystems. Dies ist auf die entstandenen Trennrisse am ungeschützten Blendrahmen zurückzuführen. In der Belastungsstufe III trat eine durchschnittliche maximale Verschiebung des Flügelrahmens von 233 mm auf. Das Beschlagsystem versagte bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes.

Ergebnisse mit Patches: Die Verwendung von FVK-Patches verminderte übermäßige Verformungen des Blend- und Flügelrahmens unter hohen und mehrfachen Explosionsbelastungen, indem sie die gebrochenen Rahmenstücke kraftschlüssig miteinander verbinden. Sie verhinderten insbesondere das Entriegeln des Beschlagsystems, das Aufgrund der übermäßigen Verformung der gebrochenen Fensterrahmen auftreten kann und minderten somit die Gefährdung durch abgerissene Bruchstücke.

Durch den Einsatz von FVK-Patches trat unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes in keinem der 14 durchgeführten Versuche ein Abreißen des Fensterflügels auf. Die maximale gemessene Verschiebung des Flügels blieb selbst bei höheren Belastungsstufen vergleichsweise gering und

erreichte einen Höchstwert von 71 mm. Bei den Konfigurationen ohne Patches stellte sich hingegen bereits in der Belastungsstufe III eine Verschiebung von mehr als 230 mm ein.

Die applizierten Patches erwiesen sich zudem als wirksam zum Schutz vor mehrfach auf das Fenster auftreffenden Luftstößen. In der Belastungsstufe I wurde in 60 % der Versuche ein Abreißen des Flügelrahmens verhindert. Durch die Kombination aus aufgeklebten und verschraubten Patches konnte das Abreißen des Fensterflügels unter der Mehrfachbelastung in 100 % der Versuche verhindert werden.

Vergleich der Patchkonfigurationen: Während der Versuche wurden keine Schäden an den erprobten Patches beobachtet, vielmehr stellte die Haftschicht eine Schwachstelle dar. Dementsprechend konnten auch keine signifikanten Unterschiede in der Wirksamkeit der verschiedenen Patch-Varianten festgestellt werden, die sich in Werkstoffeigenschaften und Lagenaufbau unterschieden.

Die Untersuchung der Probekörperkonfiguration P2V zeigte darüber hinaus, dass GFK-Patches, die mit einem vereinfachten Applikationsverfahren aufgeklebt wurden, eine vergleichbare Schutzwirkung erzielen wie GFK-Patches, die unter aufwendigen Bedingungen, wie Druck- oder Vakuumhärtung, appliziert wurden. Dies unterstreicht das Potenzial vereinfachter Verfahren für den praktischen Einsatz vor Ort an eingebauten Fenstern.

Limitationen: Die aufgeklebten Patches in den Probekörperkonfigurationen P2, P2V und P3 sind anfällig für Adhäsionsbrüche zwischen Klebstoff und Blendrahmen. Aufgeklebte Patches können in der Haftschicht auf Querbelastung versagen. Als Versagensmodus konnte das Abschälen des Patches identifiziert werden.

Fazit: Metallische Falz-Eckwinkel bieten sich als Ertüchtigung für die Rahmenecken des Flügelrahmens an, sind jedoch unzureichend für den Blendrahmen. FVK-Patches, insbesondere in der verschraubten und aufgeklebten Variante, gewährleisten eine hohe Widerstandsfähigkeit und stellen die derzeit effektivste Maßnahme zur Verstärkung von Rahmenecken am Flügel- und Blendrahmen dar.

Die Untersuchungen unterstreichen die Bedeutung umfassender Ertüchtigungen für Kunststofffenster in explosionsgefährdeten Bereichen. Die Kombination von Splitterschutzfolien, eingeklebter Verglasung und verschraubten Glashalteleisten bildet eine robuste Basis für den Schutz gegen Explosionsbelastungen. Zusätzlich zeigte die Verstärkung durch FVK-Patches, insbesondere der Probekörperkonfiguration P1 mit aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches, eine signifikante Erhöhung der Widerstandsfähigkeit. Diese Konfiguration erhöhte die Sicherheit deutlich im Vergleich zu ungeschützten Kunststofffenstern und minimierte die Gefahr schwerer Verletzungen durch Bruchstückflug in den Schutzbereich.

7 Modellbildung zur numerischen Simulation

Im folgenden Kapitel wird der grundlegende Aufbau des entwickelten Modellansatzes vorgestellt, der für die numerischen Simulationen im Kapitel 8 verwendet wird. Um die komplexen mechanischen Wechselwirkungen der einzelnen Komponenten beim Lastabtrag realistisch abzubilden, erfolgt die Modellierung des Kunststofffensters als 3D-Gesamtsystem. Das Simulations-Modell wird modular aufgebaut. Das bedeutet, Komponenten des Fensters können hinzugefügt, entfernt oder ausgetauscht werden, um verschiedene Probekörperkonfigurationen abzubilden.

Zunächst erfolgt im Abschnitt 7.1 ein Gesamtüberblick auf das entwickelte numerische Modell, wobei insbesondere auf die modulare Eingabeorganisation eingegangen wird. Anschließend werden im Abschnitt 7.2 die verwendeten Elementtypen, im Abschnitt 7.3 die Werkstoffformulierungen und im Abschnitt 7.4 die verwendeten Kontaktformulierungen erläutert. Im Abschnitt 7.5 wird auf die numerische Modellierung der folgenden Komponenten eingegangen: Verglasung und Splitterschutzfolie (Abschnitt 7.5.1), Fensterrahmen (Abschnitt 7.5.2), Beschläge und Verankerungen (Abschnitt 7.5.3), GFK-Patches (Abschnitt 7.5.4), metallische Falz-Eckwinkel (Abschnitt 7.5.5) und Prüfrahmen der Stoßrohrversuchsanlage (Abschnitt 7.5.6). Zuletzt wird im Abschnitt 7.6 die Implementierung der Explosionsbelastung beschrieben.

7.1 Allgemeine Beschreibung des numerischen Modells

Abbildung 7.1 veranschaulicht die entwickelte strukturierte, modulare Eingabeorganisation in der für die Simulation verwendeten Software LS-DYNA. Das Gesamtmodell des Kunststofffensters wird in drei Sub-Modelle unterteilt: *Flügelrahmen*, *Verglasung* und *Blendrahmen*. Jedes dieser Sub-Modelle ist weiter in verschiedene Komponenten gegliedert. Der Flügelrahmen ist beispielsweise in die Komponenten *Rahmenprofile*, *Dichtungsprofile*, *Profilverstärkungen* und die umlaufende *Schiene mit Zapfen* als Teil des Beschlagsystems des Fensters unterteilt. Jede Komponente besteht wiederum aus einem Finite-Elemente (FE)-Modell. In den Elementbeschreibungen werden der Querschnitt, das Werkstoffmodell und weitere Einstellungen, wie die Hourglass-Kontrolle, festgelegt. Zwischen den einzelnen Komponenten werden Kontaktbedingungen eingeführt, um die mechanische Wechselwirkung zu beschreiben.

Dank der modularen Eingabeorganisation (Abbildung 7.1) sind Anpassungen und Variationen des Gesamtmodells durchführbar. Falls beispielsweise in der Simulation keine Splitterschutzfolien zur Ertüchtigung der Verglasung eingesetzt werden sollen, kann das entsprechende Sub-Modell aus dem Gesamtmodell entfernt werden.

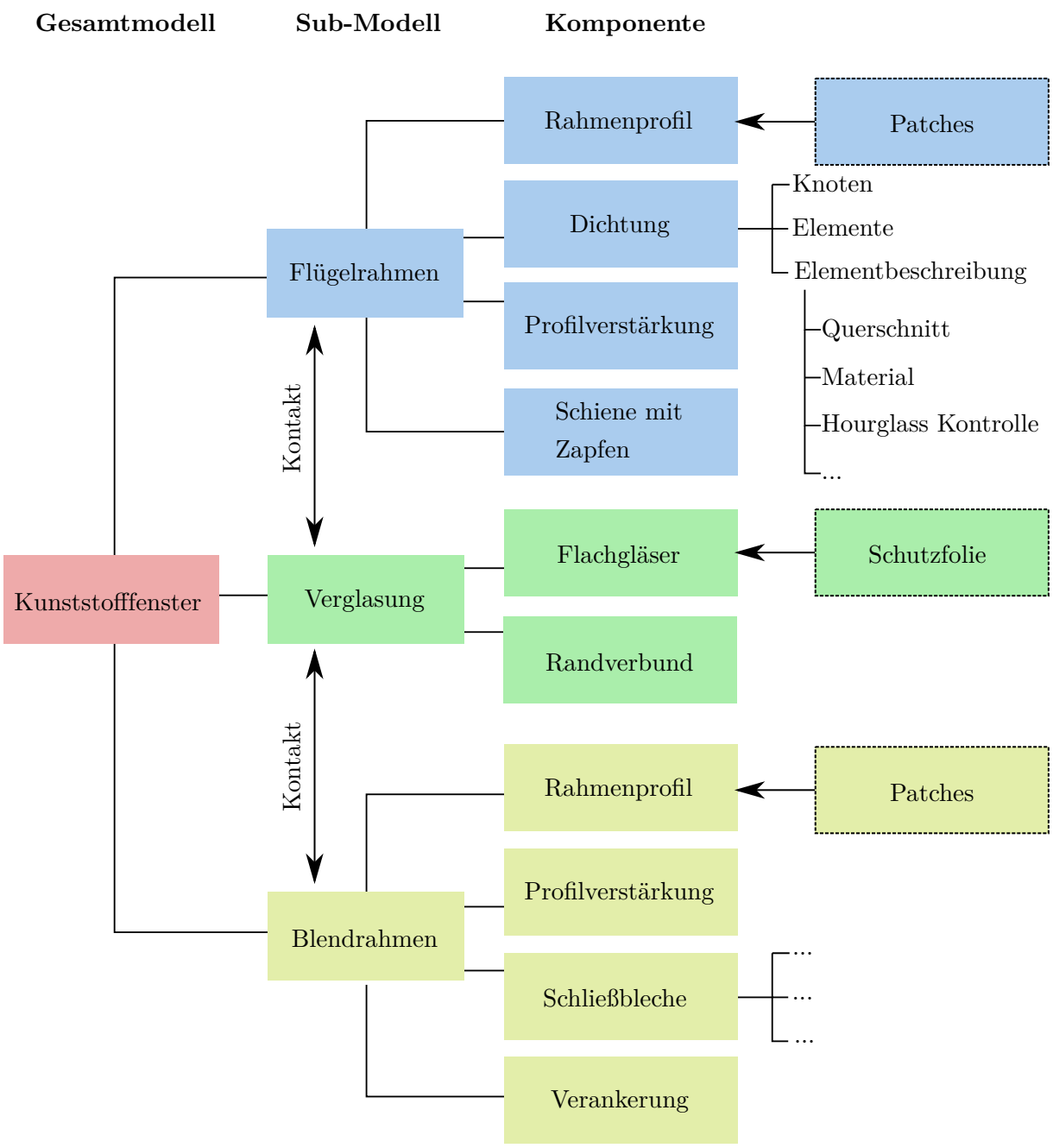


Abbildung 7.1: Eingabeorganisation des numerischen Modells.

Zur numerischen Simulation werden die Grundeinheiten Millimeter [mm], Gramm [g], Millisekunden [ms], Newton [N] und Megapascal [MPa] verwendet. Es wird darauf verzichtet, die Ausbreitung der Explosion in der Stoßrohranlage zu simulieren. Stattdessen wird die Explosionsbelastung basierend auf den gemessenen Überdruck-Zeit-Verläufen als Flächenbelastung auf die Verglasung und die Fensterrahmen aufgebracht (Abschnitt 7.6).

7.2 Verwendete Elementtypen

Im Folgenden werden die verwendeten Elementtypen vorgestellt, die zur Diskretisierung der Komponenten eingesetzt werden. Zur Modellierung werden Schalen-, Balken- und Volumenelemente

eingesetzt. Die zugrundeliegenden theoretischen Grundlagen werden an dieser Stelle nur in grundlegender Form dargestellt. Detaillierte Informationen können dem LS-DYNA Theory Manual [144] entnommen werden.

7.2.1 Schalen-Elemente

Das Kunststofffenster wird im gewählten Modellierungsansatz hauptsächlich mit Schalen-Elementen diskretisiert. Die Vernetzung erfolgt mit möglichst quadratischen Rechteck-Elementen.

Einschichtige Schalen-Elemente
Zur Diskretisierung der Rahmenprofile, der Dichtungsprofile, der Profilverstärkungen, die Glasscheiben, des Randverbundes der Verglasung, des Beschlagsystems und der Falz-Eckwinkel werden Belytschko-Lin-Tsay-Schalen-Elemente (ELFORM = 2) verwendet. Diese Elemente besitzen fünf lokale Freiheitsgrade pro Knoten mit bilinearen Ansatzfunktionen. In der Elementmitte befindet sich ein Quadraturpunkt [104]. Um die Spannungs- und Dehnungsverteilung über die Dicke zu angemessen zu erfassen, kommen fünf Gauss-Integrationspunkte über die Schalendicke zum Einsatz.

Die verwendete Elementformulierungen basieren auf der Scherverformungstheorie erster Ordnung. Diese führt zu konstanten Querschubverzerrungen und verletzt damit die Randbedingungen schubspannugsfreier Ober- und Unterseiten der Querschnitte [142]. Der numerische Fehler wird durch Einführung eines Schubkorrekturfaktors (SHRF=5/6) ausgeglichen.

Mehrschichtige Schalen-Elemente
Die Modellierung der GFK-Patches erfolgt mit vollintegrierten Schalen-Elementen (ELFORM = -16) und fünf Gauss-Integrationspunkte über die Schalendicke. Die Mehrschichtigkeit des GFK-Patches wird mit der Elementformulierung `*ELEMENT_SHELL_COMPOSITE` beschrieben. In diesem Ansatz werden alle 16 Schichten der GFK-Patches mit unterschiedlichen Orientierungen erzeugt, wodurch der quasi-isotrope Lagenaufbau $[[0°/45°/90°/-45°]2]s$ abgebildet wird (vergleiche Beschreibung des Versuchsaufbaus im Abschnitt 5.3.3).

7.2.2 Volumen-Elemente

Zur Modellierung der Splitterschutzfolien und des Klebstoffes (eingeklebte Verglasung) werden Volumenelemente eingesetzt. Die Vernetzung erfolgt mit Hexaeder-Elementen. Als Elementformulierung werden unterintegrierte Volumenelemente mit konstanter Spannung gewählt (ELFORM = 1). Die unterintegrierten Elemente sind berechnungseffizient, haben jedoch den Nachteil, dass Null-Energie-Verformungen auftreten können. Um diese zu vermeiden, wird die Flanagan-Belytschko-Formulierung (IGH 5) [78] zur Hourglass-Kontrolle mit exakter Volumenintegration für Volumenelemente eingeführt.

7.2.3 Balken-Elemente

Die Verankerungen (Gewindestangen) zur Verankerung der Kunststofffenster am Prüfrahmen werden mit Balken-Elementen modelliert. Es kommen Hughes-Liu-Balken-Elemente mit zwei Gauss-Integrationspunkten zum Einsatz (ELFORM = 1). Die Gewindestangen werden mit einer runden Querschnittsform (Durchmesser 8 mm) erzeugt.

7.3 Verwendete Werkstoffformulierungen

Zur Abbildung des Werkstoffverhaltens werden in dieser Arbeit geeignete, teilweise nichtlineare Werkstoffmodelle gewählt. Schädigungen werden mithilfe von Schädigungsmodellen und durch Element-Erosion abgebildet. Im Folgenden erfolgt eine detaillierte Darstellung der ausgewählten Werkstoffmodelle, die aus den Ausführungen zum mechanischen Werkstoffverhalten im Kapitel 2 abgeleitet werden.

7.3.1 Modellierung von Glas

Zur Modellierung von Glasbauteilen werden häufig einfache linear-elastische Werkstoffmodelle verwendet, wie beispielsweise in Ataei und Anderson [11], Chen et al. [39] und Osnes et al. [170]. Die Abhängigkeit der Festigkeit von den Verzerrungsraten wird dabei in der Regel vernachlässigt. Zudem wird in einigen Modellierungsstrategien der Sprödbruch eines Glasbauteils (Rissbildung) durch Element-Erosion abgebildet. Dabei wird ein Versagenskriterium festgelegt, beispielsweise eine kritische Spannung oder Verzerrung, die die Element-Erosion initiiert. Die betroffenen Elemente werden aus dem numerischen Modell entfernt, sodass das FE-Netz an den Knoten entkoppelt wird.

Die oben beschriebene Modellierungsstrategie der Element-Erosion kann jedoch das Nachbruchverhalten von folienverstärkten Glasscheiben aus zwei Gründen nur unzureichend abbilden [129]:

1. **Umverteilung der Masse:**
   Durch das Löschen eines finiten Elements wird dessen Masse auf die benachbarten FE-Knoten umverteilt. Diese Umverteilung kann zu einer unphysikalischen Erhöhung der Massendichte an den verbleibenden Knoten führen, was die dynamische Reaktion des Modells beeinflusst, indem die Trägheitseigenschaften verändert werden. Wird die Masse hingegen vollständig mit dem finiten Element gelöscht, entstehen Diskrepanzen in der Energiebilanz des dynamischen Systems.

2. **Unzureichende Abbildung der Resttragfähigkeit:**
   Die Resttragfähigkeit im Nachbruchzustand wird durch die Element-Erosion nur unzureichend erfasst. Insbesondere wird die Systemsteifigkeit der Schutzfolie, die mit anhaftenden Glasbruchstücken interagiert, unterschätzt.

   Zur Verdeutlichung dieses Effekts zeigt Abbildung 7.2a den idealisierten, realen Lastabtrag und Abbildung 7.2b den bei Element-Erosion erzeugten Lastabtrag einer folienverstärkten Glasscheibe nach einem Glasbruch.

   Wie im Abschnitt 3.2.2.5 zum Tragverhalten im Nachbruchzustand erläutert, fungiert beim realen Lastabtrag die Splitterschutzfolie als Zugband unterhalb der gebrochenen Glasstücke (Abbildung 7.2a). Zwischen den Glasbruchstücken entsteht eine Druckzone, sofern sich diese nicht vollständig von der Folie lösen.

   Im Modellierungsansatz mit Element-Erosion (Abbildung 7.2b) werden überlastete Glaselemente aus dem Modell entfernt, was zu Lücken in der Druckzone führt. Die Dimensionen dieser Lücken entsprechen der Größe der gelöschten Elemente. Eine Übertragung der Druckspannungen ist in diesen Bereichen erst wieder bei sehr großen Verformungen möglich, wenn

die angrenzenden Elemente aufeinanderstoßen. Um diese Wechselwirkung adäquat zu berücksichtigen, ist eine Kontaktformulierung in der Modellierung erforderlich.

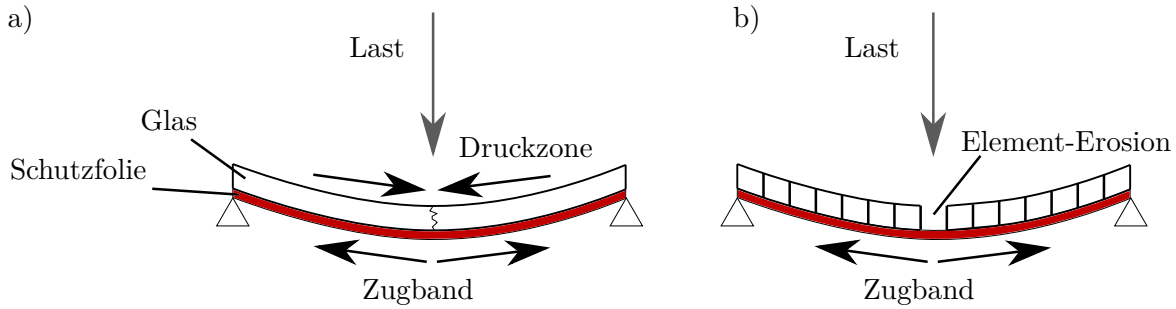


Abbildung 7.2: Schematische Darstellung einer folienverstärkten Glasscheibe im Nachbruchzustand; a) angenommener realer Lastabtrag mit der Ausbildung einer Druckzone, b) Lastabtrag nach der Element-Erosion.

Zusammenfassend ist für eine Abbildung der Resttragfähigkeit im Nachbruchzustand eine Modellierung erforderlich, die auf den Einsatz von Element-Erosion verzichtet. Stattdessen sollte das Modell die Übertragung von Druckspannungen über die Kontaktbereiche der Glasbruchstücke berücksichtigen, während die Übertragung von Zugspannungen entlang der Risse unterbunden wird. Ein solcher Ansatz gewährleistet eine Darstellung der mechanischen Wechselwirkungen im beschädigten Zustand und verbessert die Vorhersagegenauigkeit des Tragverhaltens.

Gewählte Werkstoffformulierung mit Rissmodell

Für die numerischen Simulationen in dieser Arbeit wird die LS-DYNA-Werkstoffformulierung `*MAT_GLAS` gewählt. Diese Werkstoffformulierung beschreibt Glas als homogenen, isotropen Werkstoff, der bis zum Sprödbruch unter Druck- und Zugbeanspruchung ein ideal linear-elastisches Verhalten zeigt. Sobald in der numerischen Simulation ein definiertes Versagenskriterium in einem Element erreicht wird, gilt dieses fortan als „gerissen“. Ab diesem Zeitpunkt wird das Werkstoffverhalten mit einer Druck-Zug-Asymmetrie abgebildet. Die Werkstoffformulierung verfügt somit über eine Schädigungsformulierung, die in der Lage ist, die Rissbildung inklusive Riss-Schließungseffekt abzubilden und stellt damit eine geeignete Grundlage für die in dieser Arbeit vorgenommenen Untersuchungen dar.

Rissbildung und Riss-Schließungseffekt

Tabelle 7.1 fasst die Eingangsgrößen für die gewählte Werkstoffformulierung von thermisch entspanntem Glas zusammen.

Die Werkstoffformulierung folgt der für Glas üblichen Annahme (siehe Abschnitt 2.1), dass ein Versagen auftritt, sobald die Hauptnormalspannung σ_1 die Zugfestigkeit erreicht. Basierend auf der Kalibrierung mit den experimentellen Daten (siehe Abschnitt 8.1) wird im umgesetzten Modellierungsansatz die Zugfestigkeit auf 85 MPa festgelegt. Als weiteres Versagenskriterium wird eine Druckspannung von 700 MPa definiert.

Tabelle 7.1: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung von thermisch entspanntem Glas.

Dichte ρ [kg/m^3]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Querverformungszahl ν [-]
2500	70 000	0,23
Zugfestigkeit $\sigma_{f,t}$ [MPa]	**Druckfestigkeit $\sigma_{f,c}$ [MPa]**	**Parameter der Ausgleichskurve D [-]**
85	700	2,036

Sobald das Versagenskriterium erreicht wird, wird „Rissbildung“ im FE-Element initialisiert. Der erzeugte Riss verläuft dabei immer senkrecht zur Richtung der maximalen Hauptnormalspannung σ_1 (Abbildung 7.3) und mechanisch abgebildet, indem die Steifigkeit des Elements senkrecht zum Rissverlauf reduziert wird. Hierzu wird ein lokales Risskoordinatensystem mit der Rissinformation gespeichert. Die Reduktion der Steifigkeit erfolgt über einen Zeitraum von zwei Zeitschritten, um numerische Stabilität zu gewährleisten und abrupte Änderungen im Modell zu vermeiden.

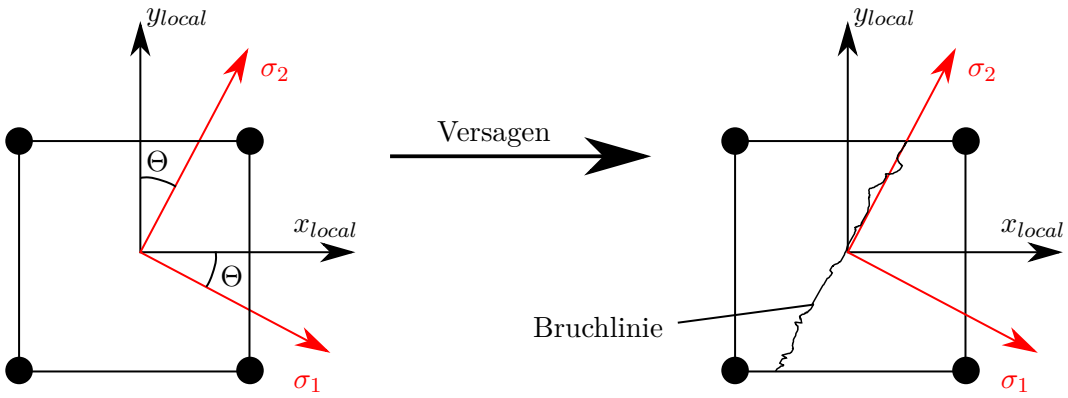


Abbildung 7.3: Rissbildung im FE-Element aus Glas.

Mögliche Riss-Schließungseffekte werden berücksichtigt, indem die Verzerrung beim Bruch in der Richtung der Hauptnormalspannung als initiale Bruchverzerrung gespeichert und mit der zusätzlichen Verzerrung während der Rissöffnung verglichen wird. Sobald ein Schließen des Risses erkannt wird, wird die Steifigkeitsmatrix des Elements reaktiviert, sodass eine Druckspannung senkrecht zum Riss übertragen werden kann. Durch diese Methode wird eine Druck-Zug-Asymmetrie abgebildet.

In der Werkstoffformulierung ist zudem das Auftreten eines zweiten Risses möglich. Dieser kann sich unabhängig vom ersten Riss öffnen und schließen, wodurch die Gesamtsteifigkeit des Elements beeinflusst wird.

Verzerrungsratenabhängigkeit

Wie bereits in den Ausführungen im Abschnitt 2.1 zu den Werkstoffeigenschaften erörtert, ist die Festigkeit von Glas verzerrungsratenabhängig, wobei mit einer steigenden Verzerrungsrate eine Erhöhung der Festigkeit eintritt [108, 173, 238].

Die LS-DYNA-Werkstoffformulierung `*MAT_GLAS` berücksichtigt die verzerrungsratenabhängige

Festigkeitserhöhung mittels eines nicht-lokalen, logarithmischen Verzerrungsratenmodells, das auf die Zugfestigkeit angewendet wird. Nicht-lokales Verzerrungsratenmodell bedeutet in diesem Zusammenhang, dass die Verzerrungsratenabhängigkeit mit einer gemittelten Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{avg}$ über alle Elemente in einer Elementgruppe bestimmt wird. Die Verzerrungsratenabhängigkeit der Druckfestigkeit wird in der gewählten Werkstoffformulierung vernachlässigt.

Abbildung 7.4 zeigt das Verzerrungsratenmodell mit der Beziehung zwischen der dynamischen Zugfestigkeit $\sigma_{f,t,dyn}$ und der gemittelten Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{avg}$ im logarithmischen Maßstab. Der dynamische Erhöhungsfaktor DIF_t für die Zugfestigkeit wird durch die folgenden Gleichungen berechnet:

$$DIF_t = \begin{cases} 1,0 & \text{für } \dot{\varepsilon}_{avg} \leq \dot{\varepsilon}_0 \\ 1,0 + (D-1)\dfrac{\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{avg}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)}{\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{max}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)} & \text{für } \dot{\varepsilon}_0 \leq \dot{\varepsilon}_{avg} \leq \dot{\varepsilon}_{max} \\ D & \text{für } \dot{\varepsilon}_{avg} > \dot{\varepsilon}_{max} \end{cases} . \tag{7.1}$$

Das umgesetzte Verzerrungsratenmodell der Werkstoffformulierung `*MAT_GLAS` wurde bereits im Abschnitt 2.1.4.2 anhand von Versuchsdaten aus der Literatur kalibriert. Hierauf basierend wird die quasi-statische Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_0$ mit $1{,}0 \cdot 10^{-5}\,\mathrm{s}^{-1}$ und die maximale Verzerrungsrate $\dot{\varepsilon}_{max}$ zu $1{,}0 \cdot 10^{4}\,\mathrm{s}^{-1}$ festgelegt. Der Parameter D der Ausgleichskurve ergibt sich zu $D = 2{,}036$.

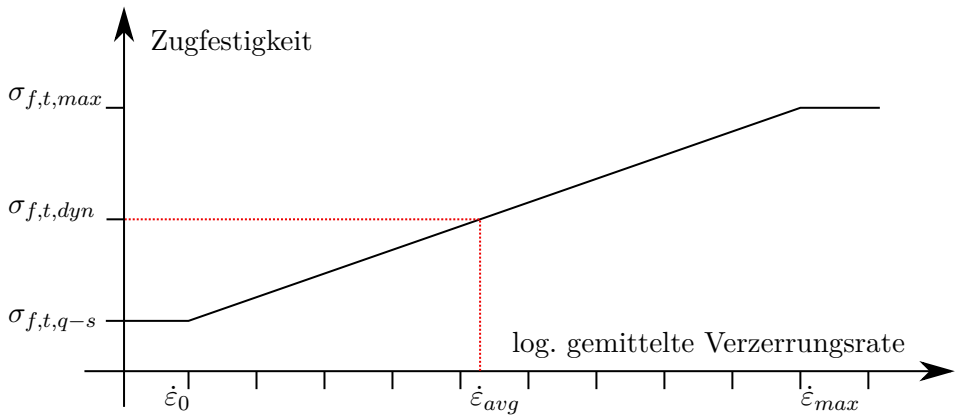


Abbildung 7.4: Logarithmisches Verzerrungsraten-Modell von `*MAT_GLAS`.

Zusammenfassend werden mit der gewählten Werkstoffformulierung die notwendigen Riss-Schließungseffekte abgebildet sowie die Verzerrungsratenabhängigkeit der Festigkeit von Glas berücksichtigt. Unter diesen Voraussetzungen ist die Formulierung für die numerische Simulation der folienverstärkten Verglasung im Nachbruchzustand geeignet.

7.3.2 Modellierung von PVC-U als Werkstoff der Fensterrahmen

Im gewählten Modellierungsansatz wird der Kunststoff PVC-U mit der LS-DYNA-Werkstoffformulierung `*MAT_PLASTICITY_POLYMER` beschrieben. Diese elasto-plastische Werkstoffformulierung ermöglicht es, beliebige Spannungs-Dehnungs-Verläufe unter verschiedenen Verzerrungsraten festzulegen.

Als Eingabegrößen für die Modellierung von PVC-U werden die in der Tabelle 7.2 aufgeführten

Kenngrößen verwendet, die auf den im Abschnitt 2.2.3 vorgestellten Werkstoffuntersuchungen von Moura et al. [165] basieren. Die Dichte, der Elastizitätsmodul und die statische Zugfestigkeit entsprechen den Angaben des Herstellers der Fensterrahmen.

Tabelle 7.2: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung von PVC-U.

Dichte ρ [kg/m^3]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Querverformungszahl ν [-]
1430	3000	0,30
Fließspannung σ_y [MPa]	**Beiwert C [s^{-1}]**	**Beiwert P [-]**
45	252	5,96

Zur Beschreibung des elasto-plastischen Verhaltens wird der in der Abbildung 7.5 gezeigte Spannungs-Dehnungs-Verlauf angenommen, welcher in Moura et al. [165] durch einachsige Zugversuche unter einer Verzerrungsrate von $\dot{\varepsilon} = 1{,}0 \cdot 10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$ bestimmt wurde. Die Eingangsgrößen des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs sind im Anhang F.1 zusammengefasst. Die Streckspannung σ_y beträgt 45 MPa.

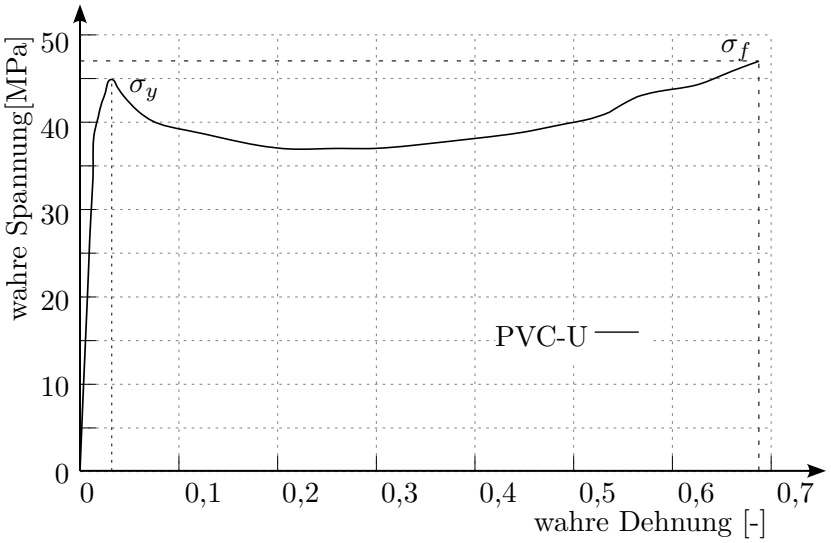


Abbildung 7.5: Spannungs-Dehnungs-Verlauf von PVC-U unter einer Verzerrungsrate von $\dot{\varepsilon} = 1{,}0 \cdot 10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$, aus [165].

Die Verzerrungsratenabhängigkeit der Festigkeit wird mit dem folgenden Cowper-Symonds-Modell nach Moura et al. [165] erfasst, welches bereits im Abschnitt 2.2 vorgestellt wurde:

$$DIF = \frac{\sigma_{y,dyn}}{\sigma_{y,qs}} = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{P}}.$$

Die notwendigen Beiwerte betragen C=252 s^{-1} und P=5,96 [165]. Analog zum Vorgehen in Moura et al. [165] wird die beschriebene Verzerrungsratenabhängigkeit sowohl für die Zugfestigkeit als auch für die Druckfestigkeit angenommen. Der Elastizitätsmodul und die Querverformungszahl von PVC-U verändern sich unter hohen Verzerrungsraten nur geringfügig [38] und sind deshalb im gewählten Ansatz über den gesamten Verzerrungsratenbereich verzerrungsratenunabhängig.

Versagenskriterium an den verschweißten Rahmenecken

Wie im Abschnitt 2.2.3 erörtert, entsteht durch das stoffschlüssige Fügen der Rahmenprofile mittels Heizelementstumpfschweißen eine Schwachstelle in den Eckbereichen der Fensterrahmen. Um das Werkstoffverhalten an den verschweißten Rahmenecken im numerischen Modell abzubilden, wird für die finiten Elemente in den Rahmenecken des Blendrahmens und des Flügelrahmens ein Versagenskriterium definiert, welches die reduzierte Festigkeit in der Schweißnaht abbildet (siehe geometrische Modellierung der Fensterrahmen im Abschnitt 7.5.2). Der Bruch der geschweißten Rahmenecken wird in Form von Element-Erosion umgesetzt. Dieser Ansatz ist gerechtfertigt, da die Massenumlagerung durch die Erosion geringfügig im Verhältnis zur Gesamtmasse des Fensterrahmens ist.

Als Versagenskriterium für die Fugen-Elemente wird eine maximale Hauptspannung σ_1 von 35 MPa festgelegt. Die angenommene Bruchspannung entstammt der Rückrechnung von Druckbiegeversuchen mit den verwendeten Rahmenprofilen, deren Ergebnisse in der Tabelle 2.6 zusammengefasst sind. Wie dem Spannungs-Dehnungs-Verlauf in der Abbildung 7.5 entnommen werden kann, tritt mit dem Erreichen der Bruchspannung von 35 MPa noch kein Fließen des Werkstoffes ein. Der Kunststoff verhält sich somit bis zum Bruch in den Fugen nahezu ideal linear-elastisch.

Versagenskriterium in den Regelbreichen des Fensterrahmens

In den Regelbereichen des Fensterrahmens wird das Versagen ebenso durch Element-Erosion abgebildet. Als Versagenskriterium wird die Bruchverzerrung in der ersten Hauptspannungsrichtung festgelegt. Analog zu den Werkstoffuntersuchungen von Moura et al. [165] beträgt die wahre Bruchverzerrung $\varepsilon = 0{,}68$. In den Regelbereichen können somit bis zum Bauteilbruch große plastische Verformungen auftreten.

Es ist abschließend anzumerken, dass, wie im Kapitel 2 erörtert, bei Kunststoffen häufig eine Versprödung unter hohen Verzerrungsraten eintritt. Dies führt dazu, dass die Bruchverzerrung unter hohen Verzerrungsraten geringer wird als unter niedrigen Verzerrungsraten. In den numerischen Simulationen wird dieser Effekt jedoch aufgrund fehlender Messdaten zu Zugversuchen an PVC-U vernachlässigt und es wird eine Bruchverzerrung angenommen, die unabhängig von der Verzerrungsrate ist.

7.3.3 Modellierung der Splitterschutzfolien

Wie im Abschnitt 2.2.4 erörtert, weist BO-PET als lastabtragende Schicht einer Splitterschutzfolie eine Anisotropie in Maschinenrichtung (MR) und Querrichtung (QR) auf, die sich erst nach dem Erreichen der Streckspannung von etwa 4 % ausprägt. Da die Orientierung der Splitterschutzfolie im eingebauten Zustand meist unbekannt ist, wird im gewählten Modellierungsansatz ein isotropes Werkstoffverhalten angenommen. Analog zum Vorgehen in de Pauw [49] werden die Spannungs-Dehnungsverläufe in MR und QR nach dem Erreichen der Fließspannung $\sigma_y = 110$ MPa gemittelt. Der dazugehörige Spannungs-Dehnungs-Verlauf ist in der Abbildung 2.25 dargestellt.

Um die Spannungs-Dehnungs-Beziehung in der numerischen Simulation abzubilden, wird das elastisch-plastische Werkstoffmodell `*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY` mit den in der Tabelle 7.3 zusammengefassten Eigenschaften eingesetzt.

Tabelle 7.3: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung zur Beschreibung der Splitterschutzfolie [49].

Dichte ρ [kg/m^3]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Querverformungszahl ν [-]
1350	5805	0,38
Fließspannung f_y [MPa]	**Zugfestigkeit f_u [MPa]**	**Bruchdehnung ε_u [-]**
110	325	0,53

Wie von de Pauw [49] anhand von uniaxialen Zugversuchen gezeigt, ist der Einfluss der Dehnrate auf die Festigkeit und Steifigkeit von Splitterschutzfolien bei Raumtemperatur in einem Dehnratenbereich von $2{,}3 \cdot 10^{-3}\,\mathrm{s}^{-1}$ bis $4{,}6 \cdot 10^{-2}\,\mathrm{s}^{-1}$ vernachlässigbar gering. Es wird deshalb auf ein Verzerrungsratenmodell zur Beschreibung der Splitterschutzfolie verzichtet.

7.3.4 Modellierung der Fensterdichtungen

Die Bereiche zwischen der Verglasung und dem Flügelrahmen sind mit Dichtungsprofilen abgedichtet. Diese Dichtungsprofile werden in der Modellierungsstrategie berücksichtigt, da sie Lasten von der Verglasung auf den Flügelrahmen übertragen.

Dichtungsprofile werden in der Regel homogen aus einem Werkstoff hergestellt [167], beispielsweise aus thermoplastischen Styrol-Blockcopolymeren (TPE-S), Neopren (Polychloropren), Ethylen-Propylen-Terpolymer-Kautschuk (EPDM), weichmacherhaltigem Polyvinylchlorid (PVC-P) oder Silikon. Diese Werkstoffe verhalten sich in der Regel gummi-elastisch.

Die in den Stoßrohrversuchen im Kapitel 5 eingesetzten Dichtungsprofile bestehen aus TPE-S. Da keine konkreten Angaben zu den mechanischen Eigenschaften vorliegen, wird als erste Näherung ein einfaches elastisches Werkstoffmodell `*MAT_ELASTIC` mit den Werkstoffkenngrößen für TPE-S angenommen. Die in der Tabelle 7.4 zusammengefassten Kenngrößen für TPE-S stammen aus Domininghaus et al. [69]:

Tabelle 7.4: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung der Dichtungsprofile [69].

Dichte ρ [kg/m^3]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Querverformungszahl ν [-]
1200	700	≈0,5

7.3.5 Modellierung der GFK-Patches

Die eingesetzten GFK-Patches in den Patchkonfigurationen P1, P2 und P2V bestehen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) mit einem quasi-isotropen Lagenaufbau $[[0°/45°/90°/-45°]_2]_s$. Die Patches bestehen aus insgesamt 16 Lagen vorimprägnierter Fasern (Prepregs Sigrapreg G U300-0/NF-E320/35 %), die in jeder Einzelschicht unidirektional angeordnet sind. Die Einzelschichten haben jeweils eine Dicke von 0,1875 mm. Die nominelle Gesamtdicke der GFK-Patches

beträgt somit 3 mm. Die Entwicklung und Produktion dieser Patches erfolgte durch das Labor für Faserverbundtechnik der Fakultät Maschinenbau an der Ostbayerischen Technischen Hochschule Regensburg (OTH Regensburg).

Analog zur umgesetzten Modellierungsstrategie in GEBHARDT et al. [95], bei der eine ähnliche Patchkonfiguration eingesetzt wurde, erfolgt die Werkstoffmodellierung mit dem LS-DYNA-Werkstoffmodell `*MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE`. Für eine detaillierte Beschreibung der Werkstoffformulierung wird auf SCHWEIZERHOF et al. [192] verwiesen.

In der Tabelle 7.5 sind die Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung der Einzelschichten mit unidirektionalen Eigenschaften angegeben. Die lokalen Werkstoffachsen werden durch die Rotation der Materialachse um die Elementnormale mit dem Faserwinkel umgesetzt (siehe Beschreibung der Elementformulierung im Abschnitt 7.2.1).

Tabelle 7.5: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung der GFK-Patches [95].

Eigenschaft	Wert
Elastizitätsmodul - Längsrichtung E_1	47 075 MPa
Elastizitätsmodul - Querrichtung E_2	10 540 MPa
Elastizitätsmodul - Normalen-Richtung E_3	10 540 MPa
Querverformungszahl ν_{12}	0,276
Querverformungszahl ν_{13}	0,276
Querverformungszahl ν_{23}	0,3
Dichte ρ	2000 kg/m^3
Schubmodul G_{12}	3804 MPa
Schubmodul G_{23}	3760 MPa
Schubmodul G_{13}	3804 MPa
Zugfestigkeit - Längsrichtung X_T	1300 MPa
Zugfestigkeit - Querrichtung Y_T	80 MPa
Druckfestigkeit - Längsrichtung X_C	1000 MPa
Druckfestigkeit - Querrichtung Y_C	150 MPa
Schubfestigkeit S_C	110 MPa

Auf eine Abbildung der Verzerrungsratenabhängigkeit des GFK-Laminates wird aufgrund fehlender Werkstoffkennwerte verzichtet. Zukünftig können entsprechende dynamische Werkstoffprüfungen die Kennwerte ermitteln (z. B. Hochgeschwindigkeitszugversuch). Eine umfangreiche Schädigungsformulierung spielt in der numerischen Modellierung aktuell keine Rolle, da die GFK-Patches in den Versuchen keine Schädigungen erfahren haben.

7.3.6 Modellierung der Klebverbindung der Verglasung an den Flügelrahmen

Wie im Abschnitt 5.3.2 beschrieben, wurde in der Versuchsreihe die Klebverbindung zwischen der Verglasung und dem Flügelrahmen (eingeklebte Verglasung) mit einem 2-Komponenten-Klebstoff auf Polyurethanbasis (Sikaflex-553) hergestellt. In der numerischen Simulation wird diese Verbindung mit Volumenelementen abgebildet, die zwischen dem Randverbund der Verglasung und dem Flügelrahmen

eingefügt werden. Das Werkstoffverhalten wird mit einer linear-elastischen Werkstoffformulierung abgebildet (*MAT_ELASTIC). Tabelle 7.6 fasst die Eingabegrößen zusammen:

Tabelle 7.6: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung des Klebstoffes (Polyurethan).

Dichte ρ [kg/m^3]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Querverformungszahl ν [-]
1000	3	≈0,5

7.3.7 Modellierung der Komponenten aus Edelstahl

Die Komponenten des Beschlagsystems (Schiene, Pilzkopfzapfen und Schließbleche), die Verankerungen (Gewindestangen), die Profilverstärkungen und die metallischen Falz-Eckwinkel bestehen aus Edelstahl. Die Schließbleche sind teilweise aus glasfaserverstärktem Polyamid (PA6-GF) gefertigt. Dieser Kunststoffanteil der Schließbleche wird in der umgesetzten Modellierungsstrategie jedoch vernachlässigt.

Werkstoff des Beschlagsystems

Der Stahlanteil des Beschlagsystems besteht aus einem nicht rostenden, austenitischen Stahl mit der Werkstoffnummer 1.4435 (Edelstahl). Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung lässt sich gemäß DIN EN 1993-1-4:2015-10 [62] mit der folgenden Gleichung ausdrücken:

$$\varepsilon = \begin{cases} \dfrac{\sigma}{E} + 0,002 \left(\dfrac{\sigma}{f_y} \right)^n & \sigma \leq f_y \\ 0,002 + \dfrac{f_y}{E} + \dfrac{\sigma - f_y}{E_y} + \varepsilon_u \left(\dfrac{\sigma - f_y}{f_u - f_y} \right)^m & f_y < \sigma \leq f_u \end{cases} \tag{7.2}$$

Die Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung sind in der Tabelle 7.7 zusammengefasst.

Tabelle 7.7: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung der Edelstahl-Bauteile.

Dichte ρ [kg/m^3]	Elastizitätsmodul E [MPa]	Querverformungszahl ν [-]	0,2-%-Dehngrenze f_y [MPa]	Zugfestigkeit f_u [MPa]
7850	200 000	0,30	240	550
Koeffizient n [-]	**Koeffizient m [-]**	**Tangentenmodul E_y [MPa]**	**Bruchdehnung ε_u [-]**	
7	2,527	15 789	0,563	

Der Tangentenmodul E_y der Spannungs-Dehnungs-Beziehung beim Erreichen der Fließspannung f_y wird berechnet durch:

$$E_y = \frac{E}{1 + 0,002nE/f_y}.$$

Die Fließspannung f_y wird in der Regel bei einer Dehnung von 0,2 % bestimmt ($R_{0,2}$). Der Koeffizient n beträgt 7. Der Koeffizient m wird berechnet durch $m = 1 + 3,5 f_y/f_u$ und beträgt 2,527. Die

Bruchdehnung ε_u beim Erreichen der Zugfestigkeit f_u wird näherungsweise wie folgt ermittelt:

$$\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u}.$$

Werkstoff der Gewindestangen zur Verankerung des Fensters im Prüfrahmen

Die Gewindestangen zur Verankerung des Fensters im Prüfrahmen bestehen aus nichtrostendem austenitischen Stahl der Festigkeitsklasse A2-70. Die mechanischen Eigenschaften der Gewindestangen sind in der EN ISO 3506-1:2020-08 [66] beschrieben. Die Eingabegrößen für diese Werkstoffformulierung sind in der Tabelle 7.8 zusammengefasst.

Tabelle 7.8: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung der Bauteile aus Baustahl.

Dichte ρ $[kg/m^3]$	Elastizitätsmodul E $[MPa]$	Querverformungszahl ν [-]	0,2-%-Dehngrenze f_y $[MPa]$	Zugfestigkeit f_u $[MPa]$
7850	200 000	0,30	450	700
Koeffizient n [-]	**Koeffizient m [-]**	**Tangentenmodul E_y $[MPa]$**	**Bruchdehnung ε_u [-]**	
6	3,250	31 579	0,53	

In der Abbildung 7.6 sind die mit der Gleichung 7.2 bestimmten Spannungs-Verzerrungs-Verläufe für die verwendeten Edelstähle 1.4435 und A2-70 abgebildet.

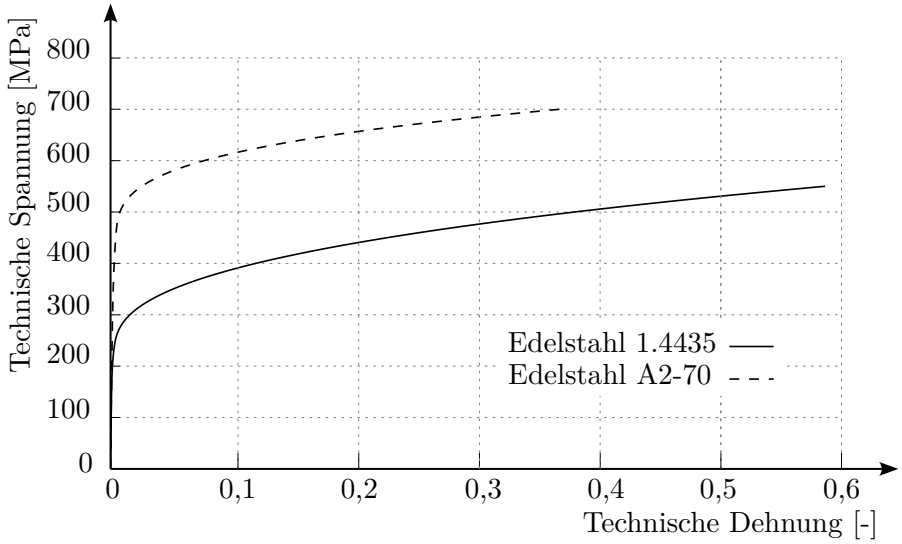


Abbildung 7.6: Angenommener Spannungs-Verzerrungs-Verläufe für die Edelstähle 1.4435 und A2-70, in Anlehnung an die EN ISO 3506-1:2020-08.

Für die Werkstoffformulierung in LS-DYNA wurden die technischen Spannungs-Verzerrungs-Verläufe aus Abbildung 7.6 in die wahren Spannungs-Verzerrungs-Verläufe umgerechnet.

Zur Simulation gewählte Werkstoffformulierung

In der numerischen Simulation der metallischen Bauteile wird die LS-DYNA-Werkstoffformulierung `*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY` verwendet. Es handelt sich um eine elasto-plastische Werkstoffformulierung, für die beliebige Spannungs-Dehnungs-Kurven definiert werden können.

Die Werkstoffformulierung beinhaltet ein Versagenskriterium (Element-Erosion) auf der Grundlage einer plastischen Verzerrung (Bruchverzerrung). Als Bruchverzerrung wird die Verzerrung ε_u beim Erreichen der Zugfestigkeit aus Tabelle 7.7 und Tabelle 7.8 angesetzt.

Die Modellierung und Simulation erfolgt ohne die Berücksichtigung der Verzerrungsratenabhängigkeit der metallischen Werkstoffe.

7.4 Verwendete Kontaktformulierungen

Zur Abbildung des mechanischen Lastabtrages ist die Definition einer Reihe von Kontaktformulierungen zwischen den Komponenten des numerischen Kunststofffensters notwendig. In der numerischen Simulation werden die in der Tabelle 7.9 erörterten vier Typen von Kontaktformulierungen verwendet.

Tabelle 7.9: Verwendete Kontaktformulierungen mit Kurzzeichen.

Kurzzeichen	Bezeichnung	Beschreibung
ASS	`*AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE`	Ermöglicht die Übertragung von Druckbelastungen zwischen den Slave-Knoten und den Master-Segmenten, die automatisch ermittelt werden. Tangentiale Lasten werden ebenso übertragen, wenn bei aktiver Kontaktreibung relatives Gleiten auftritt. Diese Kontaktart wird besonders bei Crash-Simulationen empfohlen, bei denen die Ausrichtung der in Kontakt stehenden Komponenten zueinander nicht immer vorhersehbar ist.
ANS	`*AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE`	Gleiches Prinzip wie bei ASS. Eignet sich zur Formulierung von Kontakten zwischen Balken-Elementen und Oberflächen.
TNS	`*TIED_NODES_TO_SURFACE`	Bei `TIED`-Kontaktarten sind alle translatorischen Freiheitsgrade der Slave-Knoten mit der Master-Oberfläche gekoppelt. Zu Beginn der Simulation wird das nächstgelegene Mastersegment für jeden Slave-Knoten auf Grundlage einer orthogonalen Projektion des Slave-Knotens auf das Mastersegment ermittelt.
TSS	`*TIED_SHELL_EDGE_TO_SURFACE`	Gleiches Prinzip wie bei TNS. Die Definition der Slave-Knoten erfolgt über die Kanten von Schalen-Elementen. Diese Kontaktformulierung koppelt zudem die rotatorischen Freiheitsgrade.

Zusammenstellung der implementierten Kontaktformulierungen

Abbildung 7.7 fasst die verwendeten Kontaktformulierungen für die Komponenten des Fensterrahmens anhand der modularen Eingabestruktur zusammen. Die Umsetzung im Modell wird nachfolgend erörtert.

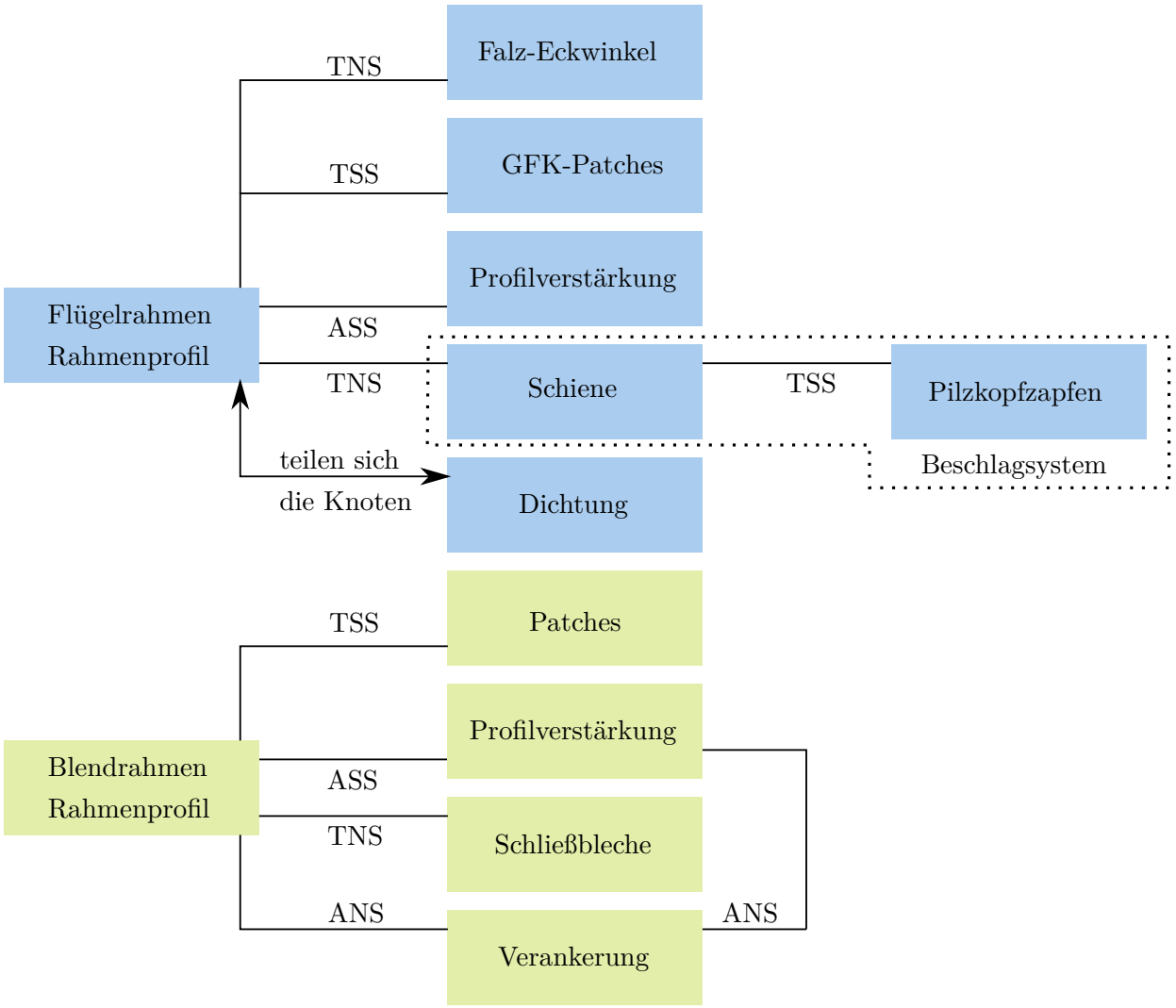


Abbildung 7.7: Verwendete Kontaktformulierungen bei Blend- und Flügelrahmen sowie Beschlagsystem.

7.5 Modellierung der Komponenten des Fensters

Im Folgenden werden die umgesetzten Modellierungsstrategien zur Abbildung der Verglasung mit Splitterschutzfolien, der Fensterrahmen, des Beschlagsystems, der Verankerungen, der GFK-Patches, der metallischen Falz-Eckwinkel sowie des Prüfrahmens erläutert. Dabei wird auch die Umsetzung der in der Tabelle 7.9 beschriebenen Kontaktformulierungen vorgestellt.

7.5.1 Verglasung mit Splitterschutzfolien

Die möglichen Modellierungsstrategien zur Abbildung von folienverstärkten Verglasungen sind den Modellierungsstrategien für Verbundsicherheitsglas (VSG) sehr ähnlich. Ein Überblick über die aktuell eingesetzten Strategien für VSG kann den Ausführungen in Kolling et al. [129] entnommen werden. Diese reichen von mehrschichtigen Schalen-Elementen („verschmierter"-Ansatz) bis hin zur komplexen Abbildung der Einzelschichten mit Volumen-Elementen.

In dieser Arbeit wird ein Ansatz verfolgt, bei dem die Splitterschutzfolie mit Volumen-Elementen diskretisiert wird, während die Glasscheiben mit Schalen-Elementen abgebildet werden (*Volumen-Schalen-Modell*).

Abbildung 7.8 zeigt einen Schnitt durch die Mitte des erstellten numerischen Modells der Zweischeiben-Isolierverglasung. Die Schalenelemente der Glasscheiben haben eine Dicke von 4 mm und sind in der 3D-Abbildung mit dieser definierten Glasdicke dargestellt. Die Splitterschutzfolien bestehen aus Volumenelementen mit einer Dicke von 0,48 mm.

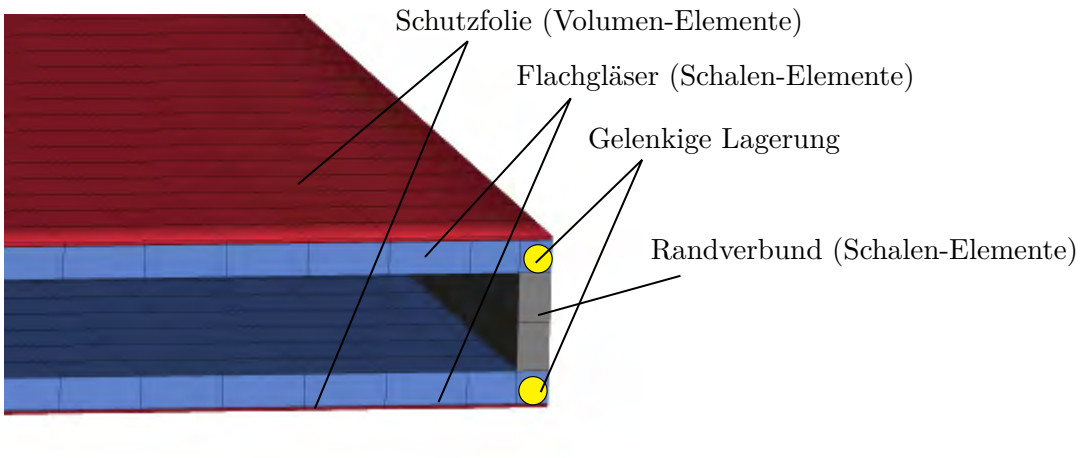


Abbildung 7.8: Numerisches Modell der Verglasung.

Die Vernetzung der Schalenelemente erfolgt mit einer Netzweite von 10 mm x 10 mm (Länge x Breite). Die erforderliche Netzfeinheit wurde im Abschnitt 3.2.2.2 anhand einer Konvergenzstudie bestimmt. Die Netzweite der Splitterschutzfolie beträgt 10 mm x 10 mm x 0,48 mm (Länge x Breite x Höhe). Da nur Membrankräfte über die Splitterschutzfolie abgetragen werden, sind die gewählten Seitenverhältnisse der Volumenelemente akzeptabel. Am Rand der Verglasung ist umlaufend ein Randverbund angeordnet, der die beiden Glasscheiben miteinander verbindet. Der Randverbund wird mit Schalenelementen (Dicke 4 mm) diskretisiert.

Abbildung 7.9 gibt einen Überblick zu den verwendeten Kontaktformulierungen bei der Modellierung der Verglasung mit Splitterschutzfolie. Die Anbindung zwischen dem Randverbund und den Glasscheiben erfolgt gelenkig mittels der LS-DYNA-Kontaktformulierung `*TIED_NODES_TO_SURFACE` (TNS) (Abbildung 7.9), wodurch die Rotation der Glasscheibe um die Kante des Randverbundes der Verglasung ermöglicht wird.

Aufgrund fehlender experimenteller Untersuchungen zur Verbundfestigkeit am Randverbund wird auf die Festlegung eines Versagenskriteriums an der Randanbindung der Splitterschutzfolie verzichtet. Das Abreißen der Folie am Randverbund, das in einigen der experimentellen Untersuchungen beobachtet wurde (Kapitel 5), kann somit nicht abgebildet werden. Mit der gewählten Modellierungsstrategie kann jedoch nach Vorliegen von Messdaten aus Zugversuchen ein entsprechendes Versagenskriterium umgesetzt werden.



Abbildung 7.9: Verwendete Kontaktformulierungen bei der Modellierung der Verglasung mit Splitterschutzfolie.

An den Elementübergangsbereichen zwischen der Splitterschutzfolie und der Verglasung werden die FE-Knoten der Schalenelemente (Glasscheibe) mit den Volumenelementen (Splitterschutzfolie) gekoppelt (Abbildung 7.9). Auf eine Modellierung des Haftverbundes zwischen dem Glas und der Splitterschutzfolie wurde verzichtet. Dieser kann zukünftig als Tiebreak-Kontakt mit den entsprechenden Grenzflächeneigenschaften umgesetzt werden.

7.5.2 Komponenten des Fensterrahmens

Nachfolgend wird auf die Modellierung der Komponenten des Fensterrahmens eingegangen.

Modellierung der Flügel- und Blendrahmen

Zur geometrischen Modellierung der Flügel- und Blendrahmen wird die CAD-Software RHINO eingesetzt. Zunächst werden auf Grundlage der Konstruktionszeichnungen (Abbildung 5.3) 2D-Skizzen der Querschnitte des Flügel- und Blendrahmens angefertigt. Anschließend werden die 2D-Skizzen orthogonal zu den Skizzen-Ebenen entlang der Rahmenachse zu 3D-Flächen extrudiert (Abbildung 7.10). Nach der Extrusion der Querschnitte auf die erforderlichen räumlichen Abmessungen des Fensters werden Schnitte im 45°-Winkel entlang der Rahmenecken ausgeführt. Anschließend wird die CAD-Geometrie vernetzt.

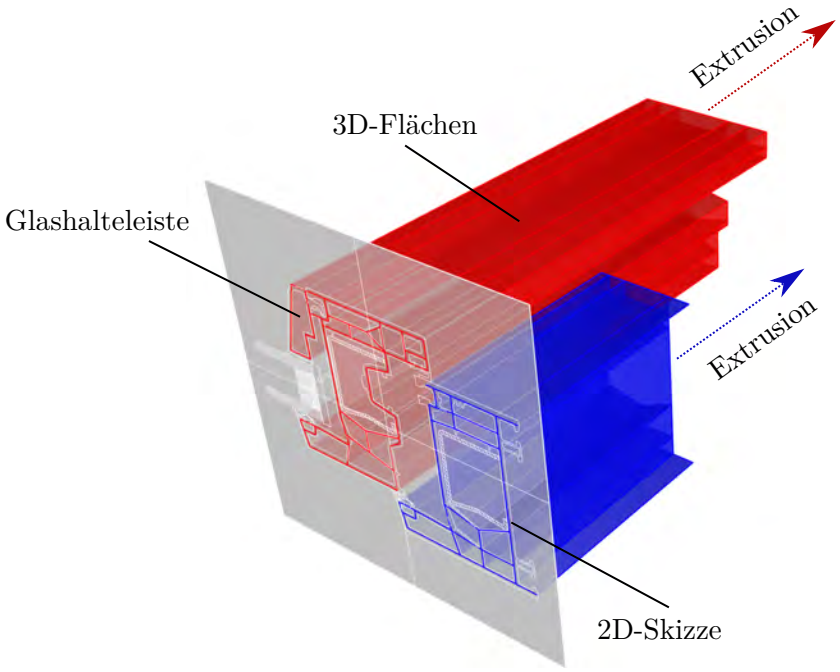


Abbildung 7.10: Extrusion der 2D-Skizzen zu 3D-Flächen in der CAD Software RHINO.

Abbildung 7.11 zeigt das mit Schalen-Elementen vernetzte numerische Modell des Blend- und Flügelrahmens. In den Rahmenecken befinden sich die aufgebrachten GFK-Patches. Auf Grundlage

einer Konvergenzstudie am Einzelprofil wird für die Vernetzung der Kunststoffrahmen eine Netzweite von 5 mm gewählt (vgl. Studie im Anhang F; Abbildung F.1).

Modellierung der verschraubten Glashalteleisten

In den Versuchen mit verschraubten Glashalteleisten wurde bei den experimentellen Untersuchungen (Kapitel 5) kein Abreißen der Glashalteleisten beobachtet. In der numerischen Simulation erfolgt deshalb die Anbindung der Glashalteleisten monolithisch (fest) an den Flügelrahmen.

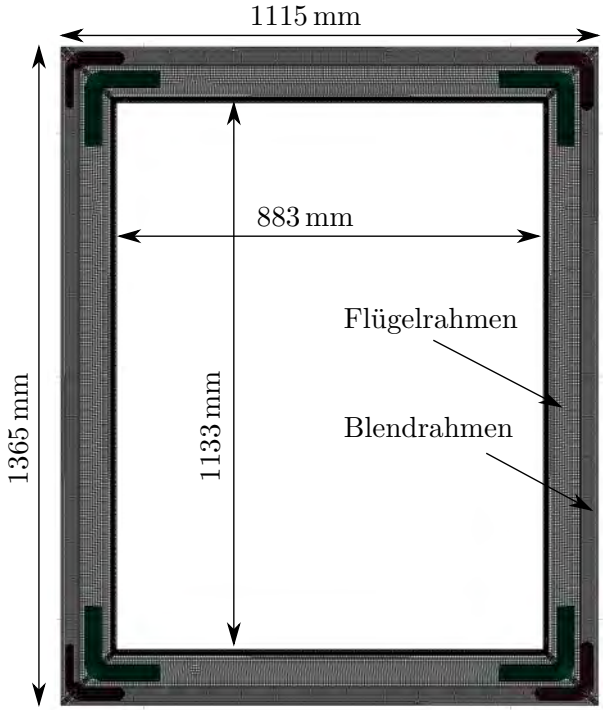


Abbildung 7.11: Ansicht auf das numerische Modell des Blend- und Flügelrahmens.

Modellierung der verschweißten Rahmeneckverbindungen

Abbildung 7.12 zeigt die Rahmenecken des Blend- und Flügelrahmens in einer vergrößerten Detailansicht. Wie im Abschnitt 7.3.2 beschrieben, wird für die Modellierung der verschweißten Rahmeneckverbindungen eine spezifische Strategie angewendet. Die Fugenbereiche werden dabei mit der Werkstoffformulierung für verschweißtes PVC-U modelliert (vergleiche Abschnitt 7.3.2), die sich von der in den übrigen Bereichen des Kunststoffrahmens verwendeten unterscheidet. Die auf diese Weise erzeugten Fugen haben eine definierte Breite von 10 mm.

Modellierung der Profilverstärkungen

Abbildung 7.13 zeigt einen Schnitt durch die Fensterprofile des numerischen Modells im Bereich der Verankerung am Prüfrahmen. Mittig in den großen Hohlkammern der Kunststoffprofile sind die Profilverstärkungen aus Edelstahl angeordnet. Diese werden ebenso wie die Rahmenprofile durch Extrusion aus den 2D-Skizzen erzeugt und in das numerische Modell integriert. Um die mechanische Wechselwirkung zwischen den Profilverstärkungen und den Kunststoffrahmen zu beschreiben, wird die Kontaktformulierung `*AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE` (ASS) implementiert (Abbildung 7.7).

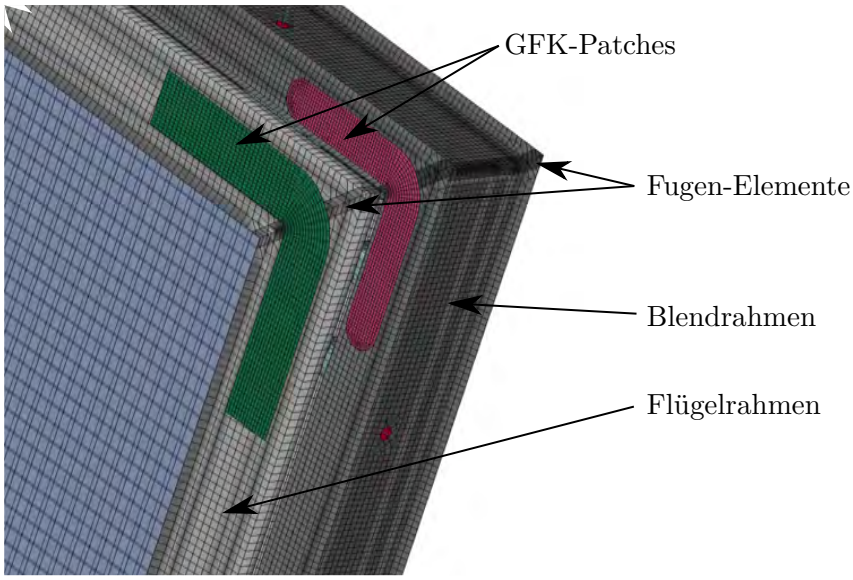


Abbildung 7.12: Modellierung der Fugenbereiche der Rahmenecken.

Modellierung der Gewindestangen zur Verankerung des Fensters am Prüfrahmen
Die Gewindestangen zur Verankerung des Fensters am Prüfrahmen werden mit Balken-Elementen mit einem Durchmesser von 8 mm abgebildet. Sie werden durch runde Aussparungen geführt, die sowohl in den Kunststoffprofilen als auch in den Profilverstärkungen (Abbildung 7.13) erzeugt werden.

Die mechanische Wechselwirkung zwischen den Gewindestangen und den Kunststoffprofilen beziehungsweise den Profilverstärkungen erfolgt über die Kontaktformulierung `*AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE` (ANS, Abbildung 7.7). Die Endknoten an den äußeren Enden der Balken-Elemente werden unverschieblich und unverdrehbar gehalten, um die Einspannung der Gewindestangen im Prüfrahmen abzubilden.

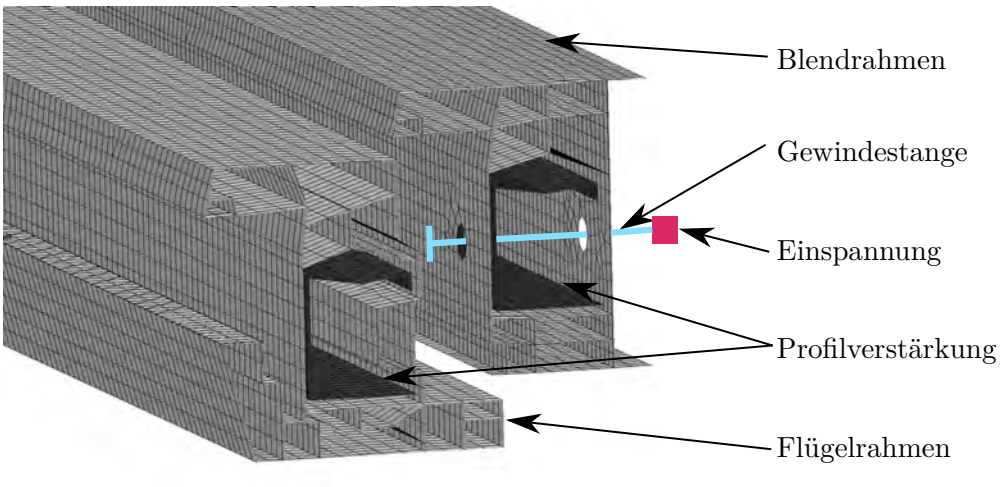


Abbildung 7.13: Detail des numerischen Modells des Flügelrahmens im Bereich der Verankerung.

Dichtungsprofile
Abbildung 7.14 zeigt einen Schnitt durch das FE-Modell, wobei die Schalen-Elemente mit der implementierten nominellen Dicke visualisiert sind.

Die Dichtungsprofile sind in der Glasfalz angeordnet und haben eine Kontaktfläche zur Verglasung. Für die numerische Simulation werden die Dichtungsprofile mithilfe von Schalen-Elementen diskretisiert. An den Übergangsbereichen teilen sich der Kunststoffrahmen und die Dichtungsprofile gemeinsame FE-Knoten, wodurch eine direkte Kopplung zwischen den beiden Komponenten sichergestellt wird.

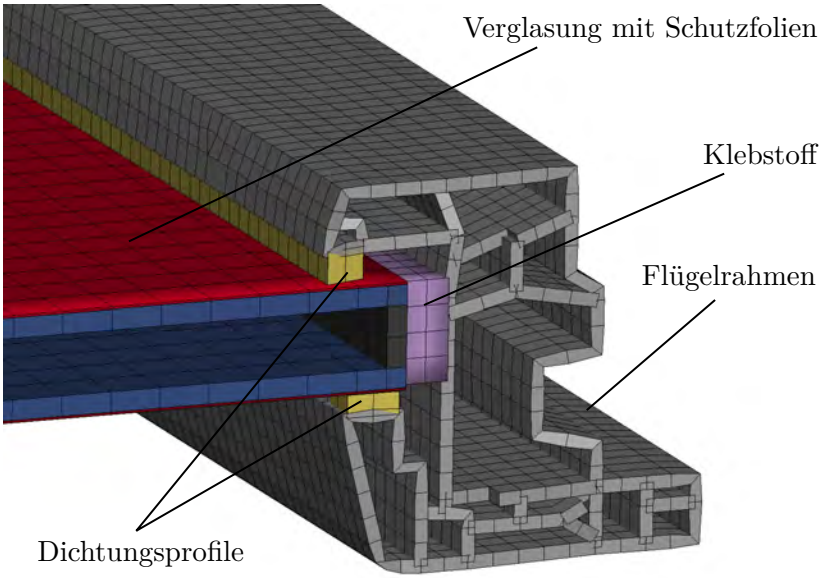


Abbildung 7.14: Detail des numerischen Modells des Blend- und Flügelrahmens mit Klebstoff und Dichtungsprofilen (Visualisierung mit Elementdicke).

Modellierung der Einkleben der Verglasung

Die Klebstoffschicht zur Befestigung der Verglasung im Flügelrahmen (Abbildung 7.14) wird durch Volumen-Elemente modelliert. Dieser Ansatz ermöglicht eine Darstellung der Kopplung zwischen dem Randverbund der Verglasung und dem Flügelrahmen unter Berücksichtigung des definierten Abstands. Die Vernetzung erfolgt mit Volumen-Elementen mit Kantenlängen von 5 mm.

7.5.3 Beschlagsystem und Verankerungen im Prüfrahmen

Das Beschlagsystem des Kunststofffensters, bestehend aus Schließblechen, Pilzkopfzapfen und einer Schiene, gewährleistet die Kraftübertragung vom Flügelrahmen auf den Blendrahmen. Abbildung 7.15 zeigt das erzeugte numerische Modell, welches ausschließlich aus Schalen-Elementen aufgebaut ist. Die Modellierung des Beschlagsystems erfolgt in mehreren Schritten.

Im ersten Schritt wird die Schiene des Beschlagsystems abgebildet, die entlang der Außenseite des Flügelrahmens verläuft (Abschnitt 3.1.3). Diese Schiene wird aus Schalen-Elementen mit einer Dicke von 2 mm erstellt, wobei eine Netzweite von 5 mm verwendet wird. Die Verbindung zwischen der Schiene und dem Flügelrahmen erfolgt an den Verschraubungspositionen durch Knotenkontakte des Typs `*TIED_NODES_TO_SURFACE` (TNS, siehe Abbildung 7.7).

Im nächsten Schritt werden die Pilzkopfzapfen modelliert, die an der Schiene befestigt sind. Zur Sicherstellung einer unverschieblichen und rotationsfesten Verbindung werden die Pilzkopfzapfen mithilfe von Knotenkontakten des Typs `*TIED_SHELL_EDGE_TO_SURFACE` (TSS, siehe Abbildung 7.7)

mit der Schiene gekoppelt.

Die Diskretisierung der Pilzkopfzapfen erfolgt mit Schalen-Elementen, die eine Netzweite von 0,75 mm und eine Elementdicke von 10 mm aufweisen. Dieser feinere Vernetzungsansatz ermöglicht eine präzise Abbildung der komplexen Geometrie

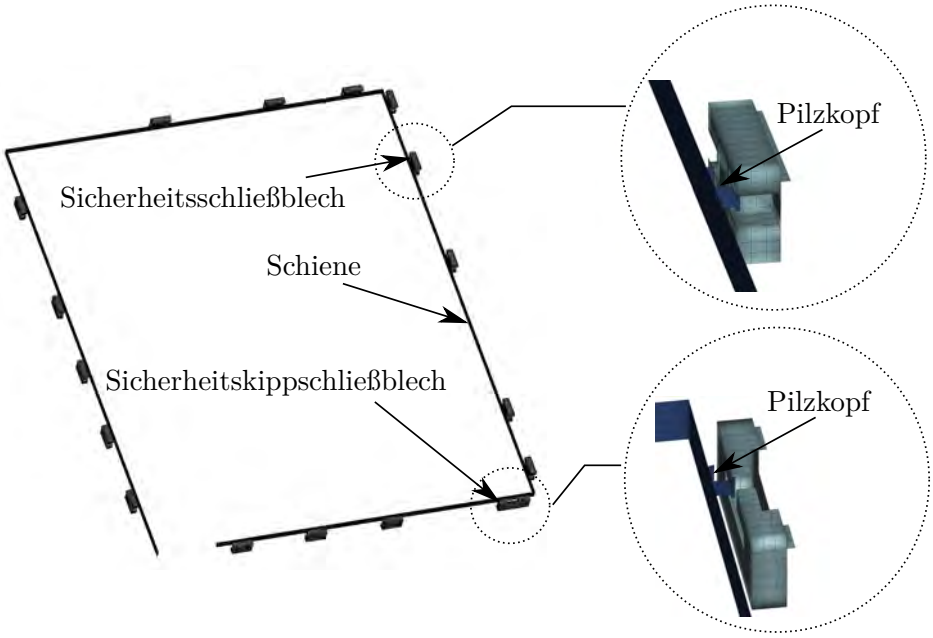


Abbildung 7.15: Numerisches Modell des Beschlagsystems.

Abschließend erfolgt die Modellierung der Schließbleche, die am Blendrahmen verankert sind. Dabei werden die Geometrien der Schließbleche möglichst passgenau mithilfe von Schalen-Elementen abgebildet, basierend auf der Vermessung und Analyse von zuvor demontierten Exemplaren. Die Schließbleche werden mit einer Elementdicke von 2 mm und einer Netzweite von 5 mm vernetzt.

Zur Veranschaulichung der Modellgenauigkeit zeigt Abbildung 7.16 eine Fotografie der Rahmenecke im Sturzbereich des Fensters im Vergleich zum entsprechenden numerischen Modell. Die Anbindung an den Verschraubungen der Schließbleche mit dem Blendrahmen erfolgt mit der Kontaktformulierung `*TIED_NODES_TO_SURFACE` (Abbildung 7.7).

Die Pilzköpfe des Beschlagsystems greifen in die Aussparungen in den Schließblechen ein (Abbildung 7.15). Um die Kraftübertragung abzubilden, wird die Kontaktformulierung `*AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE` (ASS) verwendet (Abbildung 7.7).



a) b)

Abbildung 7.16: Rahmenecke im Sturzbereich des Fensters a) Versuch, b) numerisches Modell.

7.5.4 Patches aus glasfaserverstärktem Kunststoff

Die Patches aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK-Patches) werden anhand der Konstruktionspläne (Anhang A.1) mit mehrschichtigen Schalen-Elementen abgebildet (Abbildung 7.12). Die Vernetzung der Patches erfolgt mit einer Netzweite von 2 mm.

Zur Anbindung der GFK-Patches an den Blend- und Flügelrahmen werden Knotenkontakte mit `*TIED_SHELL_EDGE_TO_SURFACE` (TSS, Abbildung 7.7) definiert und die Patches vollflächig an den Flügelrahmen angebunden. Die Verschraubungen werden nicht explizit abgebildet.

Mit der gewählten Modellierungsstrategie wird auf die Abbildung des Versagens der Klebeverbindung verzichtet (beispielsweise Schälversagen). Diese Annahme ist für die Abbildung der Versuchsreihe mit der Probekörperkonfiguration P1 gerechtfertigt, da in den Stoßrohrversuchen mit verschraubten und verklebten Patches kein Versagen beobachtet wurde. Für die Probekörperkonfiguration P2, bei der die Patches lediglich geklebt und nicht verschraubt wurden, könnte das beobachtete Schälversagen zukünftig durch die Einführung von Tiebreak-Kontakten an den Oberflächn berücksichtigt werden.

7.5.5 Metallische Falz-Eckwinkel

Die metallischen Falz-Eckwinkel aus Edelstahl werden mit Schalen-Elementen diskretisiert. Die Schalen-Elemente haben eine Dicke von 2 mm und werden mit einer Netzweite von 5 mm vernetzt. Zur Anbindung an den Flügelrahmen werden die FE-Knoten der Eckwinkel an den Positionen der jeweiligen Verschraubungen mithilfe des Knotenkontaktes `*TIED_NODES_TO_SURFACE` (TNS, Abbildung 7.7) verbunden.

7.5.6 Prüfrahmen der Stoßrohrversuchsanlage

Umlaufend zum Blendrahmen wird der metallische Prüfrahmen der Modulbox modelliert (Abbildung 7.17).

Der Prüfrahmen wird mit Schalen-Elementen abgebildet, die jeweils an den Knoten des FE-Netzes unverschieblich gehalten sind. Der Abstand zum Blendrahmen des Kunststofffensters beträgt 5 mm. Der Kontakt mit dem Blendrahmen wird mit der Kontaktformulierung `*AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE`

(ASS) abgebildet.

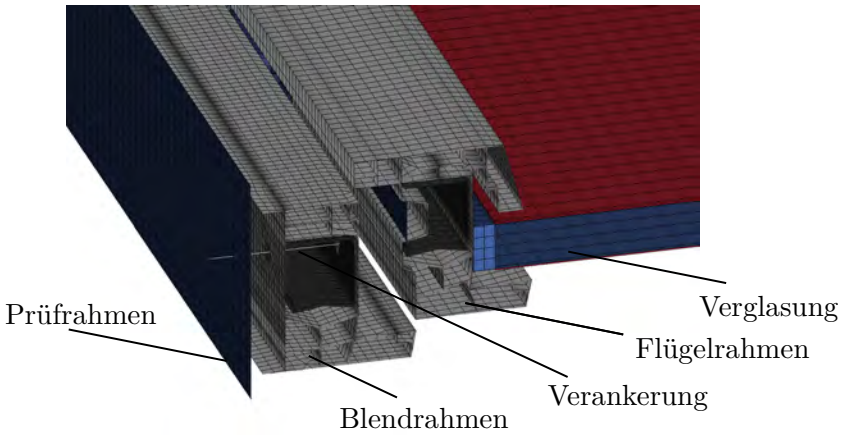


Abbildung 7.17: Numerisches Modell des Kunststofffensters mit dem Prüfrahmen.

7.6 Implementierung der Explosionsbelastung

Die Explosionsbelastung wird basierend auf den gemessenen Überdruck-Zeit-Verläufen als Flächenbelastung auf die Verglasung sowie auf den Blend- und Flügelrahmen des Fensters aufgebracht.

Abbildung 7.18 zeigt die gemessenen Überdruck-Zeit-Verläufe aus den Messungen an 6 Drucksensoren in insgesamt 14 Versuchen in der Belastungsstufe I. In der Simulation wird die gemittelte Explosionsbelastung verwendet (Abbildung 7.18).

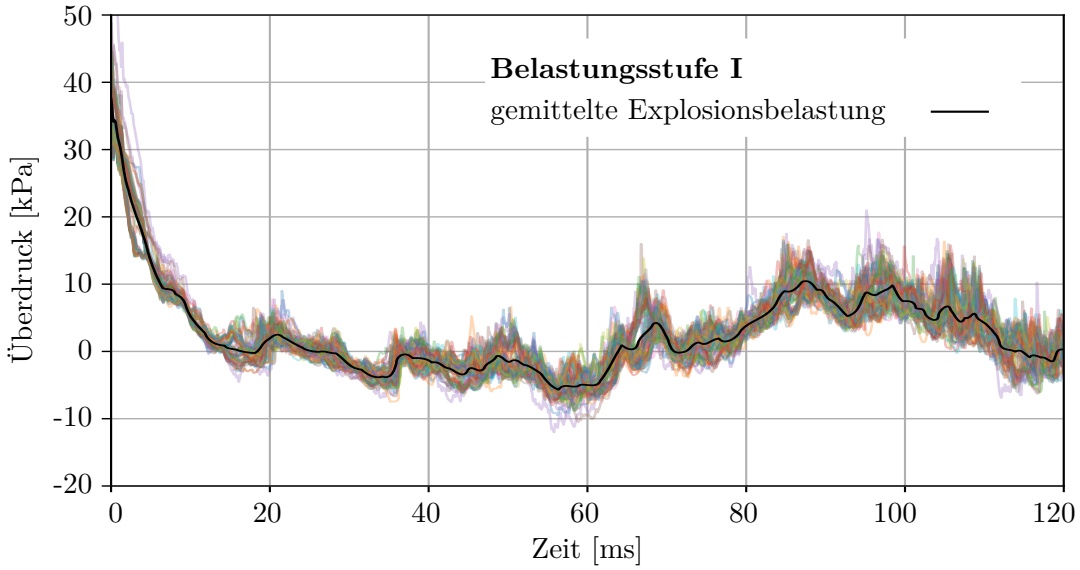


Abbildung 7.18: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe I.

Der im Abschnitt 3.2.4 beschriebene Koppeleffekt der Zweischeiben-Isolierverglasung wird durch den Ansatz zur Lastverteilung berücksichtigt. Dabei erfolgt eine gleichmäßige Aufteilung der Explosionslast auf beide Glasscheiben. Dies erfolgt in Anlehnung an die Simulationsergebnisse aus Abschnitt 3.2.4. Die gemittelte Explosionsbelastung wird dabei zur Hälfte auf die innere und zur Hälfte auf die äußere Glasscheibe der Zweischeiben-Isolierverglasung aufgebracht.

7.7 Zusammenfassung

Im Kapitel 7 wurde der grundlegende Aufbau des entwickelten Modellansatzes vorgestellt, der im nachfolgenden Kapitel 8 für die Simulationen von Kunststofffenstern unter Explosionsbelastung verwendet wird. Zunächst lag der Fokus auf der umgesetzten modularen Eingabeorganisation des numerischen Modells. Anschließend wurden die verwendeten Elementtypen (Abschnitt 7.2), die Werkstoffformulierungen (Abschnitt 7.3) sowie die geometrische Modellierung der Komponenten wie Verglasung, Fensterrahmen, Beschläge, GFK-Patches und Prüfrahmen vorgestellt (Abschnitt 7.5.1 - Abschnitt 7.5.6). Zudem wurden die verwendeten Kontaktformulierungen zur Abbildung der mechanischen Wechselwirkung der Komponenten (Abschnitt 7.4) und die Implementierung der Explosionsbelastung (Abschnitt 7.6) dargelegt. Die Modellierung und Simulation erfolgt in der Software LS-DYNA.

Das entwickelte 3D Gesamt-Modell wurde in verschiedene Sub-Modelle (Flügelrahmen, Blendrahmen und Verglasung) unterteilt. Dank der modularen Eingabeorganisation sind Anpassungen und Variationen in der Fensterkonfigurationen einfach durchführbar (z. B. Hinzufügen oder Entfernen von Komponenten zum 3D Gesamt-Modell).

Zur Diskretisierung wurden Schalen-, Volumen- und Balkenelemente eingesetzt und die folgende mechanische Wechselwirkung zur Darstellung der Lastübertragung im Gesamtsystem berücksichtigt:

- Die Verglasung mit Splitterschutzfolien wurde durch ein kombiniertes Volumen-Schalen-Modell abgebildet, wobei die Knoten der Schalen-Elemente (Glasscheiben) mit den Volumen-Elementen (Splitterschutzfolie) gekoppelt wurden. Auf eine explizite Modellierung des Haftverbunds zwischen den Splitterschutzfolien und den Glasscheiben wurde aufgrund unzureichender Werkstoffkennwerte verzichtet.
- Der Flügel- und Blendrahmen mit Profilverstärkungen basierte auf extrudierten CAD-Geometrien und wurde mit Schalen-Elementen vernetzt. Das Beschlagsystem, bestehend aus Schiene, Pilzkopfzapfen und Schließblechen, wurde ebenfalls vollständig mit Schalen-Elementen abgebildet. Die Kontakte zwischen den Komponenten, beispielsweise zwischen Pilzkopfzapfen und Schließblechen, wurden durch penalty-basierte Kontaktformulierungen beschrieben.
- Die GFK-Patches wurden mit mehrschichtigen Schalen-Elementen modelliert, um die mehrlagige Struktur der Komponenten abzubilden. Das entwickelte numerische Modell diente dazu, die experimentellen Ergebnisse mit der Probekörperkonfiguration P1 nachzubilden. In dieser Konfiguration, bei der die Patches sowohl aufgeklebt als auch verschraubt wurden, trat kein Schälversagen auf. Die Klebeverbindung der Patches wurde daher in der Modellierung als vollflächig angenommen, ohne Berücksichtigung möglicher Versagensmechanismen. Für zukünftige Simulationen mit der Probekörperkonfiguration P2 wird eine explizite Modellierung der bislang unbekannten Grenzflächeneigenschaften erforderlich sein, um das beobachtete Schälversagen abzubilden.
- Die Gewindestangen zur Verankerung der Fenster im Prüfrahmen wurden mit Balken-Elementen modelliert. Die Wechselwirkung mit dem Rahmen wurde ebenfalls durch penalty-basierte Kontaktformulierungen beschrieben.

Die dazugehörige Werkstoffmodellierung umfasst die folgenden Werkstoffe:

- **Glas**: Die Modellierung der Verglasung erfolgte mit der Werkstoffformulierung `*MAT_GLASS`, die sowohl den Sprödbruch als auch die Verzerrungsratenabhängigkeit berücksichtigt. Rissbildung und Riss-Schließungseffekte wurden durch eine Druck-Zug-Asymmetrie abgebildet.
- **PVC-U**: Die Beschreibung des Rahmenmaterials erfolgte mit der Werkstoffformulierung `*MAT_PLASTICITY_POLYMER`, einer elasto-plastischen Modellierung, die die Verzerrungsratenabhängigkeit des Werkstoffes einbezieht. Die Schwachstelle des Kunststoffrahmens an den verschweißten Rahmenecke wurde durch reduzierte Festigkeitswerte in Fugen-Elementen abgebildet.
- **BO-PET**: Die Splitterschutzfolien wurden mit der Werkstoffformulierung `*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY` modelliert. Es wurde ein isotropes Werkstoffverhalten der Folien angenommen, während die Verzerrungsratenabhängigkeit von PET vernachlässigt wurde.
- **TPE-S**: Zur Modellierung der Dichtungsprofile kam die Werkstoffformulierung `*MAT_ELASTIC` zum Einsatz. Hierbei wurde auf bekannte Materialeigenschaften für TPE-S zurückgegriffen.
- **GFK**: Die Patches aus glasfaserverstärktem Kunststoff wurden mit der Werkstoffformulierung `*ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE` beschrieben. Die Modellierung bildet einen mehrschichtigen, quasi-isotropen Lagenaufbau ab, wobei Schädigungseffekte unberücksichtigt blieben.
- **Klebstoff**: Die Klebverbindung der Verglasung zum Flügelrahmen wurde mit der Werkstoffformulierung `*MAT_ELASTIC` modelliert.
- **Edelstahl**: Für Edelstahlkomponenten des Beschlagsystems und der Verankerungen wurde die Werkstoffformulierung `*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY` verwendet.

Die Explosionsbelastung wurde in der numerischen Simulation als Flächenbelastung modelliert. Dabei kam der gemittelte Überdruck-Zeit-Verlauf aus experimentellen Messungen zur Anwendung. Die Belastung wurde senkrecht auf die Verglasung sowie auf die Rahmenkomponenten (Blend- und Flügelrahmen) aufgebracht. Für die Zweischeiben-Isolierverglasung wurde der Koppeleffekt berücksichtigt, wobei die Last gleichmäßig zwischen der inneren und der äußeren Glasscheibe aufgeteilt wurde.

Im nachfolgenden Kapitel erfolgt die Validierung des Modellierungsansatzes durch Vergleich mit den experimentellen Daten aus den Stoßrohrversuchen. Dabei kommt der vorgestellte modulare Modellierungsansatz zum Einsatz, um die spezifischen Eigenschaften der Probekörperkonfigurationen P1 und OE2 im numerischen Modell abzubilden. Anschließend werden die Simulationsergebnisse diskutiert und eine Parameterstudie durchgeführt.

8 Validierung und Diskussion der Simulationsergebnisse

Der folgende Abschnitt widmet sich der Validierung der numerischen Simulationen und der anschließenden Diskussion der Simulationsergebnisse. Zur Validierung werden die während der Stoßrohrversuche mittels DIC gemessenen Verschiebungs-Zeit-Verläufe an den Messpunkten auf der Verglasung und auf den Fensterrahmen herangezogen. Zudem werden die beobachteten und simulierten Bruchzeitpunkte der Verglasung und der Rahmenecken gegenübergestellt.

Der Schwerpunkt der Untersuchungen liegt auf der Simulation der folgenden Versuche in der Belastungsstufe I:

- Zunächst wird die Simulation der *Probekörperkonfiguration OE2* (ohne Explosionsschutzmaßnahmen) behandelt. In dieser Konfiguration ist das Kunststofffenster mit einem einbruchhemmenden Beschlagsystem ausgestattet und der Flügelrahmen ist durch metallische Falz-Eckwinkel verstärkt worden. Das im Kapitel 7 vorgestellte, modulare numerische Modell wird entsprechend modifiziert, um das ungeschützte Fenster abzubilden. Zur Validierung steht ein Versuchsergebnis aus dem Versuch OE2-I bereit.
- Anschließend erfolgt die numerische Simulation der *Probekörperkonfiguration P1.* Das Kunststofffenster ist mit einem einbruchhemmenden Beschlagsystem ausgestattet und der Flügelrahmen ist durch metallische Falz-Eckwinkel verstärkt worden. Auf der Verglasung sind Splitterschutzfolien appliziert worden und die Verglasung wurde in den Flügelrahmen eingeklebt. An den Rahmenecken des Flügel- und Blendrahmens sind aufgeklebte und verschraubte GFK-Patches angebracht (Patchkonfiguration P1). Zur Validierung stehen drei Versuchsergebnisse aus den Versuchen P1-I-1 bis -3 zur Verfügung.

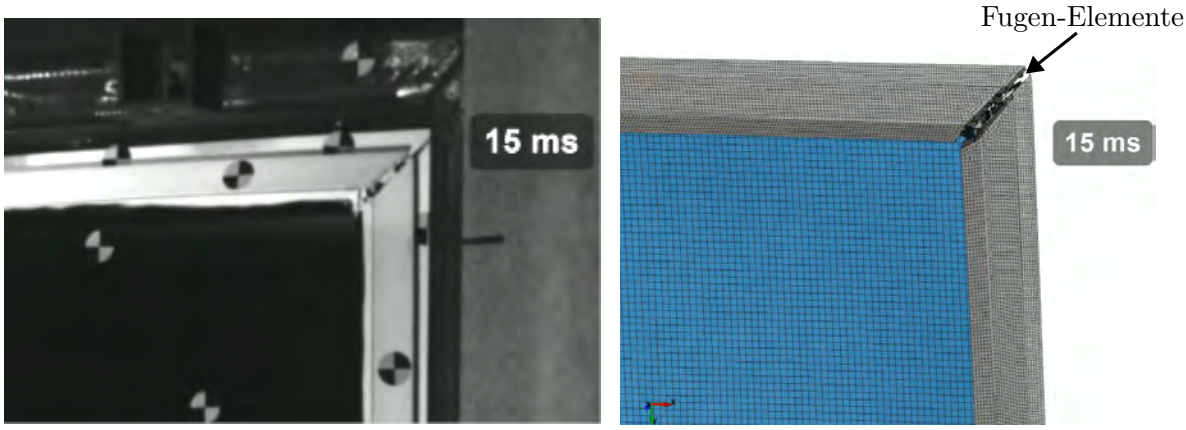
Zuletzt wird auf Basis des validierten numerischen Modells der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2 eine umfassende Parameterstudie durchgeführt. Ziel dieser Studie ist es, Explosionsbelastungen zu ermitteln, bei denen das Versagen des Kunststofffensters eintritt. Auf Basis der Simulationsergebnisse wird eine Schädigungskurve im Druck-Impuls-Diagramm abgeleitet, die den Übergang zwischen dem intakten und dem zerstörten Zustand des Fensters beschreibt. Diese Methodik ermöglicht eine Aussage zur Belastbarkeit des ungeschützten Fensters und bietet eine erweiterte Grundlage für die Bewertung der erzielten Wirksamkeit mit Schutzmaßnahmen.

8.1 Validierung und Diskussion der Simulationen mit der Probekörperkonfiguration OE2

Eine detaillierte Beschreibung der Versuchsergebnisse mit der *Probekörperkonfiguration OE2* ist im Abschnitt 5.5.3 dargelegt. Im realen Stoßrohrversuch OE2-I traten nach etwa 5 ms Trennrisse an den Rahmeneckverbindungen von Flügel- und Blendrahmen auf (Tabelle 5.9). Die Verglasung zerbrach nach etwa 23 ms. Der Flügelrahmen blieb am Blendrahmen fixiert und wurde durch den ersten Luftstoß um maximal 23 mm ausgelenkt. Nachfolgend wird auf die Validierung der numerischen Simulation anhand dieser Versuchsergebnisse eingegangen.

8.1.1 Bruchzeitpunkte der Rahmenecken und der Verglasung

In der Abbildung 8.1 sind eine Aufnahme aus dem Hochgeschwindigkeitsvideo und ein entsprechender Auszug aus der numerischen Simulation 15 ms nach dem Eintreffen der Luftstoßwelle einander gegenübergestellt. Sowohl in der numerischen Simulation als auch im Stoßrohrversuch ist die Verglasung zu diesem Zeitpunkt noch intakt. An allen acht Rahmeneckverbindungen sind hingegen bereits Trennrisse aufgetreten.



a) b)

Abbildung 8.1: Probekörperkonfiguration OE2 - Bruch der Rahmenecken a) im Sprengversuch OE2-I und b) in der der numerischen Simulation.

Im Folgenden wird überprüft, ob das numerische Modell die Versuchsergebnisse qualitativ realitätsnah abbilden kann. Dazu werden die Bruchzeitpunkte der Rahmenecken und der Verglasung aus der Simulation mit den im Versuch ermittelten Ergebnissen verglichen.

Bruchzeitpunkt der Rahmenecken

Der Vergleich der Simulation mit den Ergebnissen des Versuches OE2-I zeigt eine gute Übereinstimmung der Bruchzeitpunkte der Rahmenecken. In der Simulation tritt der Rahmenbruch ab 4 ms ein. Der im Hochgeschwindigkeitsvideo beobachteten Bruchzeitpunkt beträgt 5 ms (Tabelle 5.9). Die geringe zeitliche Abweichung bestätigt die Genauigkeit des numerischen Modells. Der implementierte Modellierungsansatz mit Fugen-Elementen und dem umgesetzten Bruchkriterium (Abschnitt 7.5.2) erweist sich als geeignet, den im Versuch beobachteten Versagensmechanismus der Rahmenecken realitätsnah abzubilden.

Bruchzeitpunkt der Verglasung

Ein komplexes Werkstoffmodell für Glas, das Riss-Schließungseffekte berücksichtigt (Abschnitt 7.3.1), ist für die Verglasung ohne Splitterschutzfolie nicht notwendig. In der Modellierungsstrategie für die ungeschützte Probekörperkonfiguration OE2 wird der Glasbruch deshalb durch die Methode der Element-Erosion abgebildet. Dabei werden Glaselemente, die eine kritische Hauptnormalspannung überschreiten, aus dem Modell gelöscht, um somit das Zerbrechen der Verglasung in Bruchstücke zu simulieren.

In einer initialen Studie wurde die in der DIN EN 572-1:2016-06 festgelegte charakteristische Bruchfestigkeit von 45 MPa als Versagenskriterium herangezogen (Tabelle 2.1). Die Analyse der Simulationsergebnisse zeigte jedoch, dass mit dieser normativen Bruchfestigkeit die reale Zeitspanne von 23 ms bis zum Glasbruch deutlich unterschätzt wird.

Um die mögliche probabilistische Streuung der Festigkeit [232] zu berücksichtigen, wurde eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt. In der gewählten Methodik wurde die Bruchfestigkeit schrittweise erhöht und mit dem im Stoßrohrversuch beobachteten Bruchzeitpunkt der Verglasung verglichen. Dabei zeigte sich, dass eine Bruchfestigkeit von 85 MPa den Bruchzeitpunkt korrekt wiedergibt. Alle weiteren Simulationen wurden daher mit dieser kalibrierten Bruchfestigkeit von 85 MPa durchgeführt.

Simulationsergebnisse mit kalibrierter Bruchfestigkeit

Abbildung 8.2 zeigt die Simulationsergebnisse der Probekörperkonfiguration OE2 in zeitlicher Abfolge. Die entstehenden Risse breiten sich rasch über die gesamte Glasoberfläche aus.

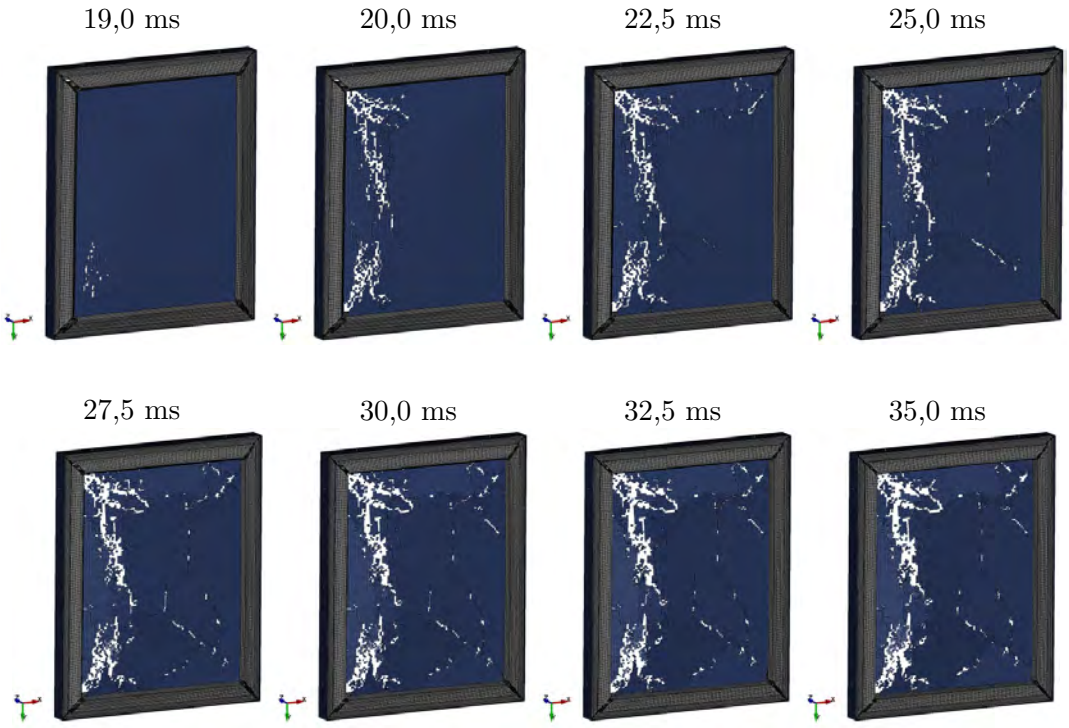


Abbildung 8.2: Zeitliche Abfolge des simulierten Glasbruches bei der Probekörperkonfiguration OE2.

Aus den Hochgeschwindigkeits-Videos ist zu erkennen, dass der Glasbruch auf der Schutzseite der Zweischeiben-Isolierverglasung nach etwa 23 ms auftritt. Der simulierte Bruchzeitpunkt von 19 ms stimmt gut mit diesem erfassten Bruchzeitpunkt überein. Für die Angriffsseite der Verglasung

konnte den Videoaufnahmen kein eindeutiger Bruchzeitpunkt entnommen werden. Die durchgeführte numerische Simulation ergab einen Bruchzeitpunkt von etwa 10,5 ms.

Zusammenfassend konnte durch den Vergleich der Bruchzeitpunkte gezeigt werden, dass die numerischen Simulationen qualitativ gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen. Die entwickelte Modellierungsstrategie, insbesondere der Einsatz von Fugen-Elementen, ist dazu geeignet, das im Versuch beobachtete Bruchverhalten abzubilden.

8.1.2 Verschiebungen an der Verglasung und am Flügelrahmen

Zum quantitativen Vergleich der numerischen Simulation mit dem Versuch OE2-I werden die mit DIC gemessenen Verschiebungen an der Verglasung und den Fensterrahmen herangezogen.

Verschiebungen an der Verglasung

In der Abbildung 8.3 sind die gemessenen und simulierten Verschiebungen in der Mitte der Verglasung dargestellt. Bis zum Eintreten des Glasbruches nach etwa 19 ms stimmen die numerischen Ergebnisse gut mit den Messdaten überein.

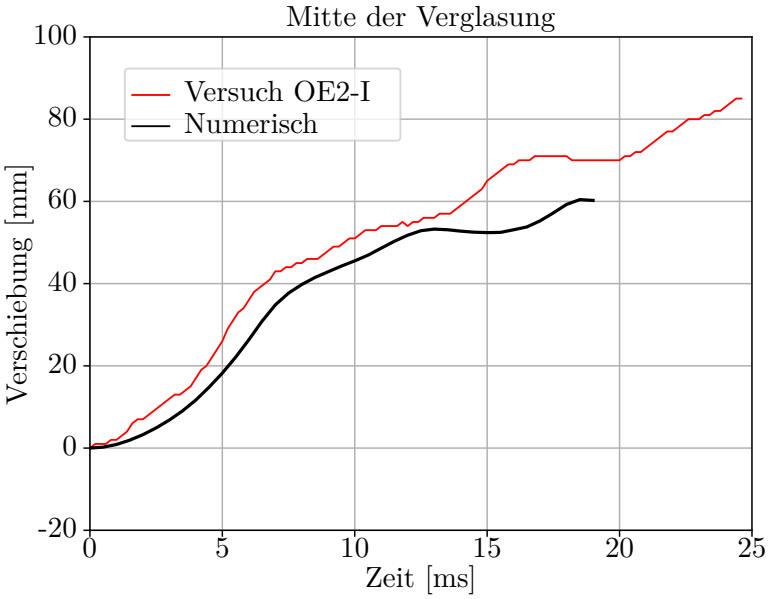


Abbildung 8.3: Probekörperkonfiguration OE2 - Vergleich der gemessenen (Versuch OEI-1) und simulierten Verschiebungen in der Mitte der Verglasung.

Verschiebungen am Flügelrahmen

Die Validierung des numerischen Modells an den Fensterrahmen erfolgt anhand der gemessenen Verschiebungen am Flügelrahmen. Abbildung 8.3 zeigt die entsprechenden simulierten und gemessenen Verschiebungs-Zeit-Verläufe für die Messpunkte links am Fenstersturz und links an der Fensterbrüstung.

Die Zeitpunkte der ersten maximalen Auslenkungen zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuchsergebnissen, mit einer absoluten Abweichung von lediglich ca. 2 ms. Die simulierten Verschiebungen überschreiten am Fenstersturz die maximal gemessenen Werte um etwa 10 mm (Abbildung 8.4). An der Fensterbrüstung ist die Abweichung geringer. Hier liegt die absolute

Differenz bei ca. 5 mm.

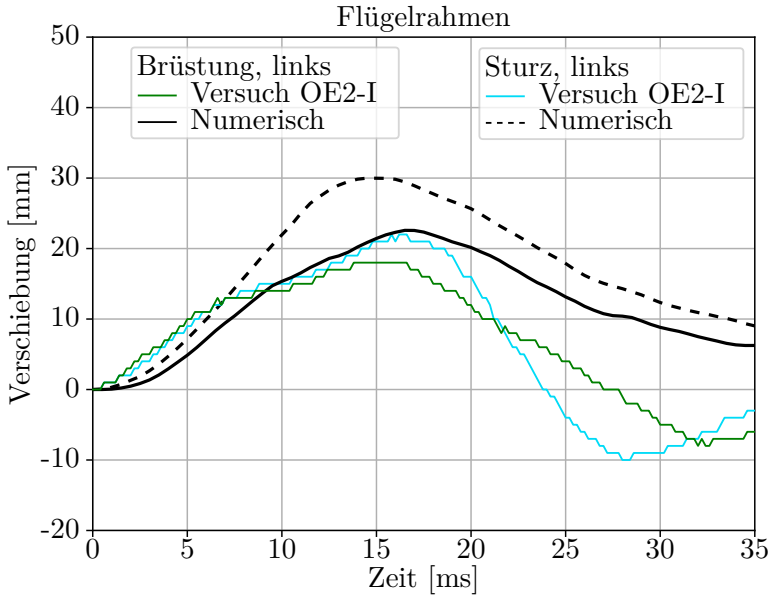


Abbildung 8.4: Probekörperkonfiguration OE2 - Vergleich der gemessenen und simulierten Verschiebungen am Flügelrahmen.

Das anschließende Rückschwingverhalten zeigt eine insgesamt gute qualitative Übereinstimmung mit den Messdaten, wobei sich kleinere Abweichungen in der Dynamik beobachten lassen. In der Simulation erfolgt die Rückschwingbewegung des Flügelrahmens deutlich langsamer als im Versuch. Zudem ergeben sich Differenzen in der Amplitude der erreichten Verschiebung. Zusammenfassend ist das Rückschwingen in der Simulation weniger stark gedämpft, was auf eine Unterschätzung der elastischen Rückstellkräfte oder eine unzureichende Berücksichtigung dissipativer Effekte (z. B. Material- oder Kontaktreibung) hinweisen könnte.

8.1.3 Fazit

Die durchgeführte Validierung der Simulation mit der Probekörperkonfiguration OE2 verdeutlicht, dass das eingesetzte numerische Modell sowohl qualitativ als auch quantitativ weitgehend gut mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmt. Geringfügige Abweichungen zwischen Simulation und Experiment, beispielsweise bei der Abbildung der Rückstellung des Flügelrahmens, liegen im tolerierbaren Bereich. Insgesamt erweist sich das numerische Modell als geeignet, um den Stoßrohrversuch mit der Probekörperkonfiguration OE2 in der Belastungsstufe I abzubilden.

8.2 Validierung und Diskussion der Simulationen mit der Probekörperkonfiguration P1

Zur Validierung der numerischen Simulation der Probekörperkonfiguration P1 werden die Ergebnisse der Versuche P1-I-1, P1-I-2 und P1-I-3 in der Belastungsstufe I herangezogen. Eine umfassende Beschreibung der Versuchsergebnisse erfolgte im Abschnitt 5.5.5.1. Die Schadenzeitpunkte und gemessenen Verschiebungen der Fenster können Tabelle 5.16 entnommen werden.

Zusammenfassend wurden in den Stoßrohrversuchen die folgenden Reaktionen der ertüchtigten Kunststofffenster unter der Einwirkung der ersten Luftstoßwelle beobachtet:

- Im Versuch P1-I-1 brach die Verglasung nach 14 ms. Der Fensterflügel wurde unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes um maximal 19 mm ausgelenkt.
- Im Versuch P1-I-2 brach die Verglasung erst unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes nach mehr als 300 ms. Der Fensterflügel wurde unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes um maximal 61 mm ausgelenkt.
- Im Versuch P1-I-3 trat kein Glasbruch ein. Der Fensterflügel wurde unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes um maximal 50 mm ausgelenkt.

Die nachfolgend vorgestellte numerische Simulation der Probekörperkonfiguration P1 erfolgt gemäß der im Kapitel 7 beschriebenen Modellierungsstrategie. Im Rahmen des modularen Modellierungsansatzes werden dabei sämtliche vorgestellten Komponenten des ertüchtigten Fensters berücksichtigt.

8.2.1 Bruchzeitpunkte der Verglasung

Abbildung 8.5 zeigt eine Hochgeschwindigkeitsaufnahme aus dem Versuch P1-I-1 mit aufgetretenem Glasbruch sowie das simulierte Bruchbild der Verglasung nach 16 ms. Im Simulationsmodell wird die Rissbildung durch spezifische Kennzeichnungen (History Variable) hervorgehoben: Elemente mit der Markierung „1“ (grün) zeigen die Entstehung eines einzelnen Risses in einer lokalen Richtung, während Elemente mit der Markierung „2“ (rot) das Auftreten von zwei Rissen in unterschiedlichen lokalen Richtungen kennzeichnen (siehe Beschreibung der Werkstoffformulierung im Abschnitt 7.3.1).

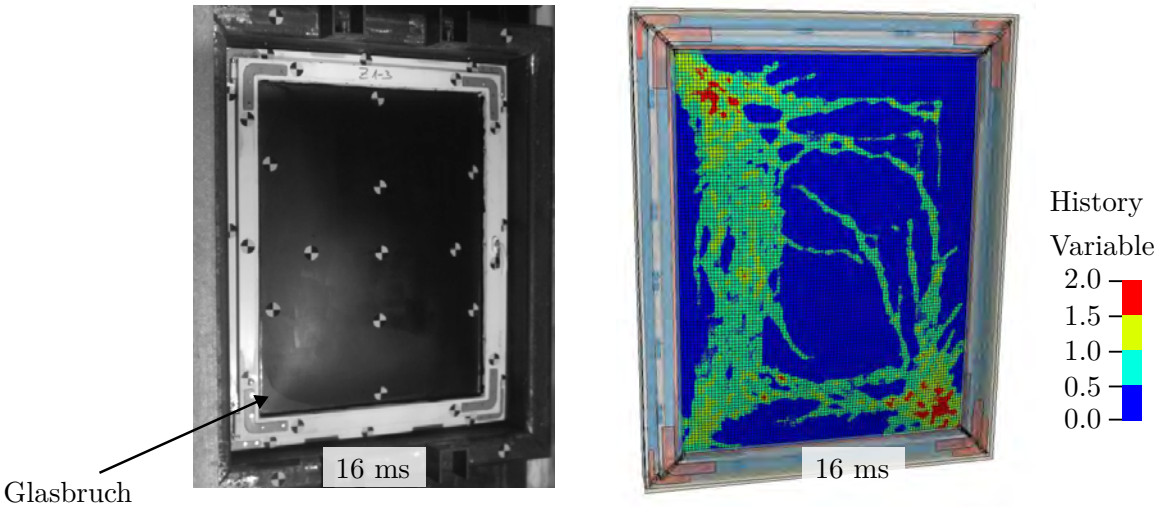


Abbildung 8.5: a) Versuch P1-I-1 und b) simulierten Bruchbildes nach 16 ms.

In der numerischen Simulation trat der Glasbruch nach etwa 8,5 ms auf, was zeitlich relativ nahe am im Versuch P1-I-1 beobachteten Bruchzeitpunkt von 14 ms liegt. Die numerische Simulation zeigt somit eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit dem Bruchzeitpunkt des Versuches P1-I-1. Die Bruchzeitpunkte der weiteren Versuche P1-I-2 und P1-I-3 konnten hingegen nicht zufriedenstellend wiedergegeben werden, da in beiden Stoßrohrversuchen die Verglasungen unter der Einwirkung des

ersten Luftstoßes intakt blieben.

Die beobachteten Unterschiede in den Bruchzeitpunkten während der Versuche deuten auf eine mögliche Varianz in den tatsächlichen Bruchbedingungen sowie in den strukturmechanischen Eigenschaften des Fensters hin. Diese Variabilität verdeutlicht, dass die Widerstandsfähigkeit der Fensterkonstruktion in numerischen Simulationen mit rein deterministischen Ansätzen nur eingeschränkt abgebildet werden kann. Stattdessen wird deutlich, dass probabilistische Methodiken in zukünftigen Simulationen eine zentrale Rolle spielen sollten. Durch solche Ansätze können Unsicherheiten und Streuungen in Material- und Strukturparametern systematisch berücksichtigt werden, um eine umfassende Bewertung der Widerstandsfähigkeit zu ermöglichen.

8.2.2 Verschiebungen an der Verglasung und am Flügelrahmen

Zum quantitativen Vergleich der numerischen Simulation mit den Versuchen P1-I-1, P1-I-2 und P1-I-3 werden die mit DIC gemessenen Verschiebungen an der Verglasung und den Fensterrahmen herangezogen.

Verschiebungen an der Verglasung

In der Abbildung 8.6 sind die gemessenen und simulierten Verschiebungs-Zeit-Verläufe an der Mitte der Verglasung dargestellt. Ergänzend dazu zeigt Abbildung 8.7 die maximalen Verschiebungen, die während der ersten Auslenkung auftraten sowie die minimalen Verschiebungen, die während des Rückschwingens gemessen wurden.

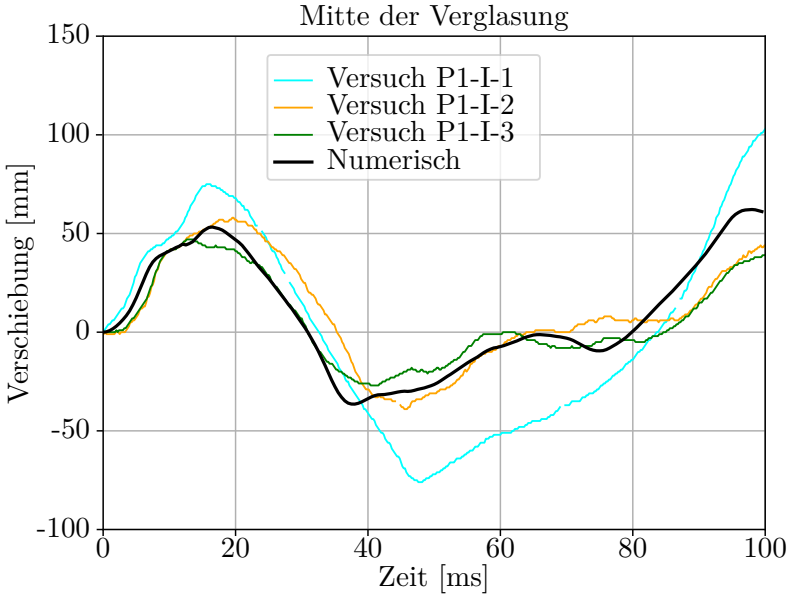


Abbildung 8.6: Probekörperkonfiguration P1 - Vergleich der gemessenen und simulierten Verschiebungen in der Mitte der Verglasung.

Für die Versuche P1-I-2 und P1-I-3 stimmen die Simulationsergebnisse und die Versuchsergebnisse sehr gut überein (Abbildung 8.6 und Abbildung 8.7), sowohl während der ersten Auslenkung als auch beim Rückschwingen. Die simulierten und gemessenen Verschiebungs-Zeit-Verläufe sind nahezu deckungsgleich, wobei die maximalen absoluten Abweichungen der maximalen Verschiebung während der ersten Auslenkung lediglich 6 mm betragen (13 % relative Abweichung). Während

der Rückschwingphase wird die Verschiebung um maximal 8 mm überschätzt (29 % relative Abweichung). Die absoluten Differenzen liegen im Millimeterbereich und werden als akzeptabel bewertet.

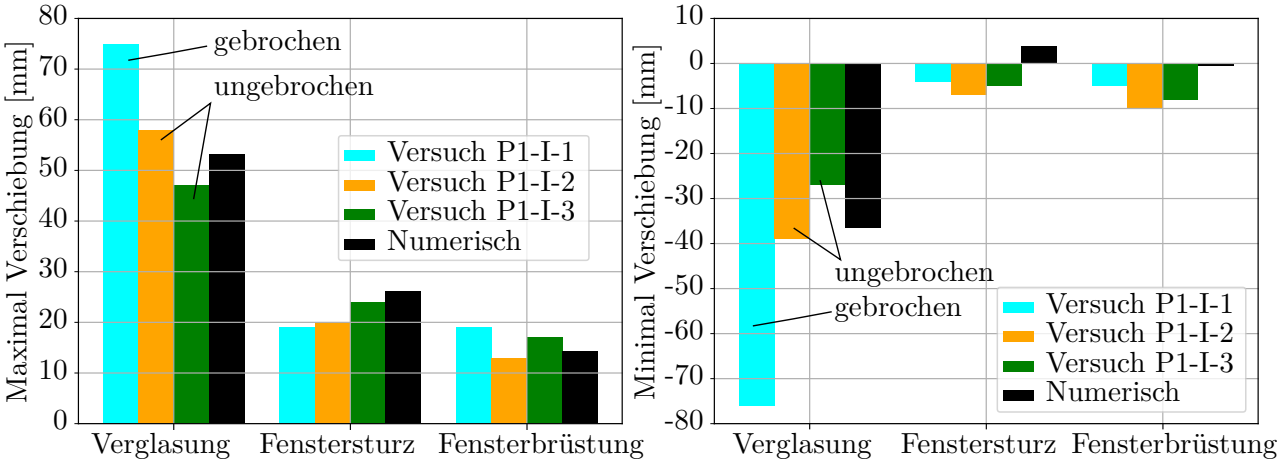


Abbildung 8.7: Probekörperkonfiguration P1 – Vergleich von Versuch und Simulation – a) Maximalverformung und b) Minimalverformung der Verglasung und des Flügelrahmens.

Im Gegensatz zur sehr guten Übereinstimmung mit den Versuchen P1-I-2 und P1-I-3 werden die Verschiebungen der gebrochenen Verglasung im Versuch P1-I-1 von der Simulation deutlich unterschätzt (Abbildung 8.6 und Abbildung 8.7). Während der ersten Auslenkung beträgt die maximale Abweichung bis zu 22 mm (30 % relative Abweichung). Während der Rückschwingphase unter dem Einfluss des zweiten Luftstoßes liegt die Abweichung zur gemessenen Verschiebung bei bis zu 40 mm (70 % relative Abweichung).

Verschiebungen am Flügelrahmens

Abbildung 8.8 zeigt die gemessenen und die simulierten Verschiebungen des Flügelrahmens (a) an der Fensterbrüstung und (b) am Fenstersturz der Probekörperkonfiguration P1. Die entsprechenden maximalen Verschiebungen während des ersten und zweiten Luftstoßes sind zur Übersicht in der Abbildung 8.7 angegeben.

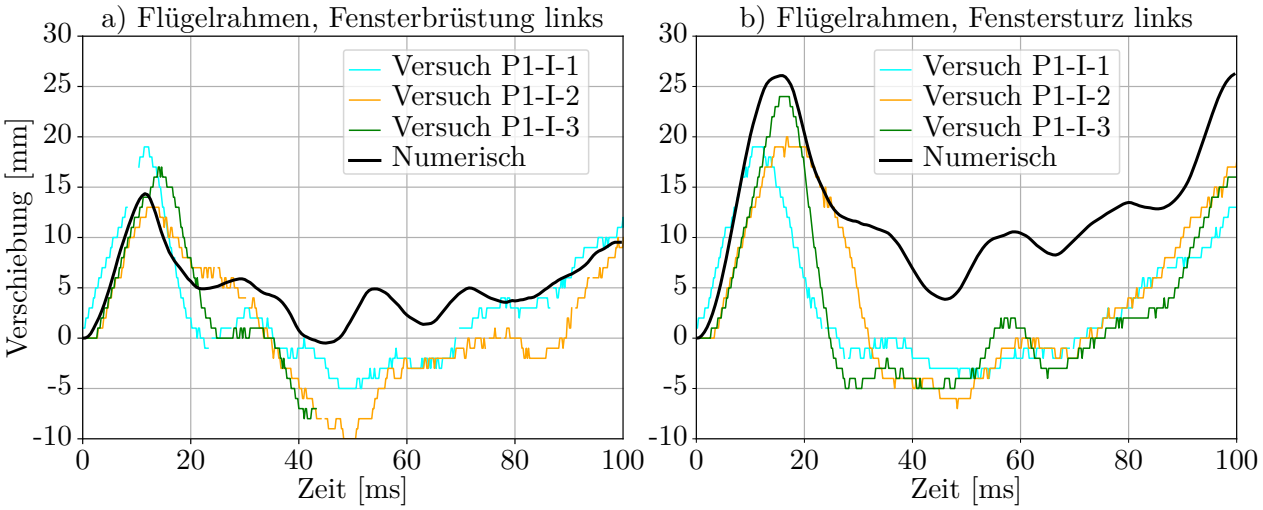


Abbildung 8.8: Probekörperkonfiguration P1 - Vergleich der gemessenen und simulierten Verschiebungen am Flügelrahmen a) Fensterbrüstung links, b) Fenstersturz links.

In den drei Versuchen werden maximale Verschiebungen in vergleichbaren Größenordnungen erreicht, die weitgehend mit den Ergebnissen der numerischen Simulation übereinstimmen (Abbildung 8.8). Die maximale absolute Abweichung zwischen Simulation und Messung beträgt dabei 6 mm an der Fensterbrüstung und 10 mm am Fenstersturz.

In der Rückschwingphase wurden deutlich größere Abweichungen zwischen der Simulation und den Messungen festgestellt als während der ersten Auslenkung. Die numerische Simulation überschätzt sowohl an der Fensterbrüstung als auch am Fenstersturz die Amplitude des Rückschwingens. Die absoluten Abweichungen betragen dabei bis zu etwa 10 mm.

8.2.3 Fazit

Zusammenfassend zeigt sich in der numerischen Simulation ein ähnliches Bruchverhalten der Verglasung wie im Versuch P1-I-1. Der Bruch tritt in beiden Fällen nach wenigen Millisekunden unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes auf. Allerdings werden die nach dem Glasbruch im Versuch beobachteten Verformungen des weichen Systems, bestehend aus der Splitterschutzfolie mit anhaftenden Glasbruchstücken, in der Simulation deutlich unterschätzt. Stattdessen ähneln die simulierten Verschiebungen eher denen eines steiferen Systems, wie es für die ungebrochene Verglasung in den Versuchen P1-I-2 und P1-I-3 charakteristisch ist.

Zusammenfassend zeigt die numerische Simulation ein vergleichbares Bruchverhalten der Verglasung wie im Versuch P1-I-1, wobei der Glasbruch in beiden Fällen nach wenigen Millisekunden infolge des ersten Luftstoßes eintritt. Nach dem Glasbruch geht das System in einen weichen Nachbruchzustand über, der durch die Splitterschutzfolie mit anhaftenden Glasbruchstücken geprägt ist. Dabei ist ein deutlich verändertes Verformungsverhalten im Vergleich zum ungebrochenen Zustand zu erwarten. Die Simulation zeigt jedoch, dass die nach dem Glasbruch im Versuch beobachteten Verformungen dieses weichen Systems deutlich unterschätzt werden. Stattdessen ähneln die simulierten Verschiebungen eher denen eines steiferen Systems, wie es für die ungebrochene Verglasung in den Versuchen P1-I-2 und P1-I-3 charakteristisch ist.

Die Analyse der Simulationsergebnisse legt demnach nahe, dass die verwendete Werkstoffformulierung für das Glas die Steifigkeit der gebrochenen Verglasung im Nachbruchzustand überschätzt. Dies könnte durch die in der Werkstoffformulierung definierten Riss-Schließungseffekte bedingt sein, die zu einer übermäßigen Versteifung des simulierten Systems führen und damit das reale Verhalten der gebrochenen Verglasung nicht ausreichend widerspiegeln. Die Reduktion der Kontaktsteifigkeit nach der Rissschließung müsste in Betracht gezogen werden.

Zukünftige Untersuchungen sollten daher eine präzisere Charakterisierung der Verglasung mit Splitterschutzfolie im gebrochenen Zustand anstreben. Hierfür könnten Biegeversuche an folienverstärkten Verglasungen herangezogen werden, während das Augenmerk auf die mechanischen Eigenschaften des Verbundes zwischen den Glasbruchstücken und der Folie gelegt werden sollte. Zusätzlich sollte das potenzielle Schälversagen der Glasbruchstücke adressiert werden, das bislang nicht in der Modellierungsstrategie berücksichtigt wurde. Hierzu ist eine experimentelle Analyse der Klebeanbindung unter Schälbeanspruchung notwendig. Das Ablösen von Glasbruchstücken von der Folie kann die Gesamtsteifigkeit im Nachbruchzustand erheblich verringern.

Obwohl die Simulationsergebnisse und die Messdaten zur Verglasung deutliche Abweichungen aufweisen, konnte die numerische Simulation die Verschiebungen des Flügelrahmens deutlich präziser abbilden. Dies gilt insbesondere für die Phase der ersten Auslenkung. Die bestehenden Differenzen bei der Abbildung der Rückschwingung könnten zukünftig durch eine Kalibrierung der Annahmen in der nicht-linearen Werkstoffformulierung der Rahmenkonstruktion (PVC-U) reduziert werden.

8.2.4 Entwicklungspotentiale für das numerische Modell

Nachfolgend werden Entwicklungspotentiale für das numerische Modell diskutiert.

Detaillierung der Randanbindung der Splitterschutzfolie
Zur Veranschaulichung der bisherigen Implementierung der Randanbindung zeigt Abbildung 8.9 einen Schnitt durch das verformte Kunststofffenster. Zum dargestellten Zeitpunkt ist die Verglasung gebrochen und die Glasbruchstücke haften an der Splitterschutzfolie. Diese ist über den Randverbund der Verglasung sowie die Verklebung mit dem Flügelrahmen verbunden. Aktuell erfolgt die Anbindung durch Knotenkontakte, jedoch ohne Berücksichtigung eines Versagenskriteriums.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe verdeutlichen, dass die Randanbindung der Splitterschutzfolie unter höheren Belastungen, wie etwa im Versuch P1-VI in der Belastungsstufe VI (Tabelle 6.1), eine Schwachstelle darstellt. Ein Versagen des Verbundes führt dazu, dass die Splitterschutzfolie mitsamt den anhaftenden Glasbruchstücken in den Schutzbereich geschleudert wird, was die Schutzwirkung erheblich beeinträchtigt.

Um das im Versuch beobachtete Abreißen der Splitterschutzfolie numerisch abzubilden, ist es erforderlich, ein geeignetes Versagenskriterium für den Randverbund in die Simulation zu integrieren. Für die Entwicklung und Kalibrierung eines solchen Modells sind Bauteilversuche an der Verglasung notwendig, um das mechanische Verhalten der Randanbindung besser beschreiben zu können.

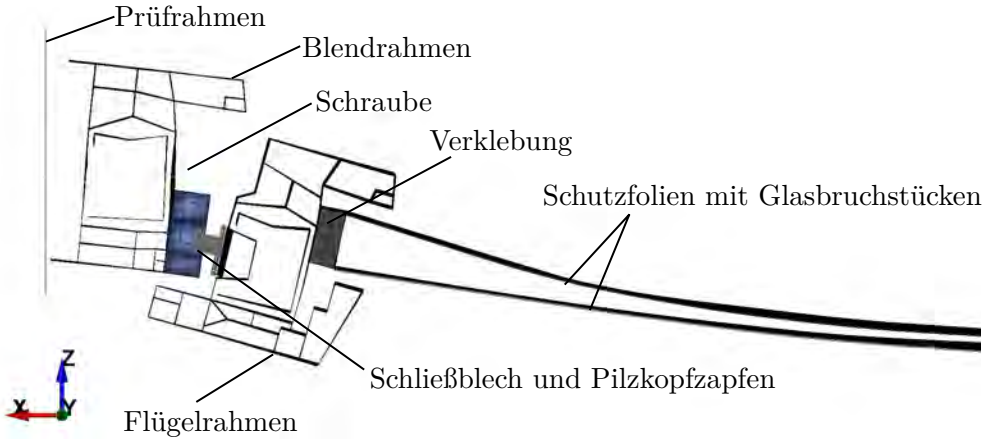


Abbildung 8.9: Probekörperkonfiguration P1 zu einem Zeitpunkt von 23 ms, Verglasung gebrochen.

Detaillierung des Beschlagsystems
Ein weiteres Potenzial zur Weiterentwicklung des numerischen Modells liegt in der detaillierteren Modellierung des Beschlagsystems. In der aktuellen Modellierungsstrategie ist die Schiene des Beschlagsystems unverschieblich am Flügelrahmen fixiert. Die Versuche P2V-I und P1-II (Tabelle 6.1) haben jedoch gezeigt, dass das Herauslösen des Fensterflügels aus dem Blendrahmen durch eine

Verschiebung der Schiene unter Explosionsbelastung ausgelöst werden kann.

Um ein solches Entriegeln des Fensters zukünftig abbilden zu können, sollte die Verschieblichkeit der Schiene im Modell berücksichtigt werden. Dies kann durch die Implementierung geeigneter Kontaktbedingungen erfolgen, die die mechanischen Wechselwirkungen zwischen Schiene und Flügelrahmen unter dynamischen Belastungen abbilden. Diese Erweiterung würde die Vorhersagegenauigkeit des Modells weiter verbessern und dessen Anwendbarkeit für Szenarien mit hohen Belastungen erhöhen.

Detaillierung der Anbindung der Patches
Ein weiterer Ansatzpunkt für die Weiterentwicklung des numerischen Modells betrifft die Anbindung der Patches aus faserverstärktem Kunststoff an den Fensterrahmen. In der aktuellen Modellierungsstrategie wurden die aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches (Probekörperkonfiguration P1) mittels starrer Knotenverbindungen simuliert. Diese Vereinfachung ist insofern gerechtfertigt, als in den Versuchen mit der abgebildeten Probekörperkonfiguration P1 keine Schädigungen am Verbund festgestellt wurden. Für andere Belastungsszenarien oder den Einsatz von Patches ohne Verschraubungen ist hingegen eine explizite Modellierung des Haftverbunds zwischen den GFK-Patches und dem Fensterrahmen erforderlich.

Zur Weiterentwicklung des Modells sind umfassende Werkstoffprüfungen nötig, wobei die Verbundfestigkeit der Klebstoffverbindungen zu charakterisieren ist. Hierbei sollte auch untersucht werden, inwiefern Umgebungsbedingungen wie Feuchtigkeit und Temperatur die mechanischen Eigenschaften beeinflussen. Eine solche Erweiterung würde die Aussagekraft der Simulationen insbesondere für variierende Einsatzbedingungen verbessern.

8.3 Prognose der Bruchlast für die ungeschützte Probekörperkonfiguration OE2

Nachfolgend wird eine Parameterstudie vorgestellt, die auf dem validierten numerischen Modell der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2 basiert. Ziel der Studie ist es, Explosionsbelastungen zu ermitteln, bei denen das Versagen des ungeschützten Kunststofffensters eintritt.

Die angewandte Methodik orientiert sich an den im Abschnitt 4.2.3 vorgestellten Prinzipien eines Druck-Impuls-Diagramms. Es wird eine Schädigungskurve für die Probekörperkonfiguration OE2 bestimmt, indem der einwirkende reflektierte Spitzenüberdruck p_r und der reflektierte maximale Impuls i_r in der Explosionsbelastung variiert wird. Der dazugehörige Druck-Zeit-Verlauf wird mithilfe eines Friedlander-Impulses gemäß Abbildung 4.3 berechnet. Die entsprechenden Eingangsparameter für die Belastung in den insgesamt 38 durchgeführten Simulationen sind im Anhang F.2 angegeben. Der Formparameter des Friedlander-Impulses wird in der Studie konstant mit $\alpha = 1{,}0$ festgelegt, um einen möglichst gleichförmigen Belastungsverlauf zu gewährleisten.

In der Abbildung 8.10 sind die Einzel-Ergebnisse der Parameterstudie in einem Druck-Impuls-Diagramm dargestellt. In den Simulationen wurde ausschließlich der Glasbruch als Versagensmechanismus beobachtet.

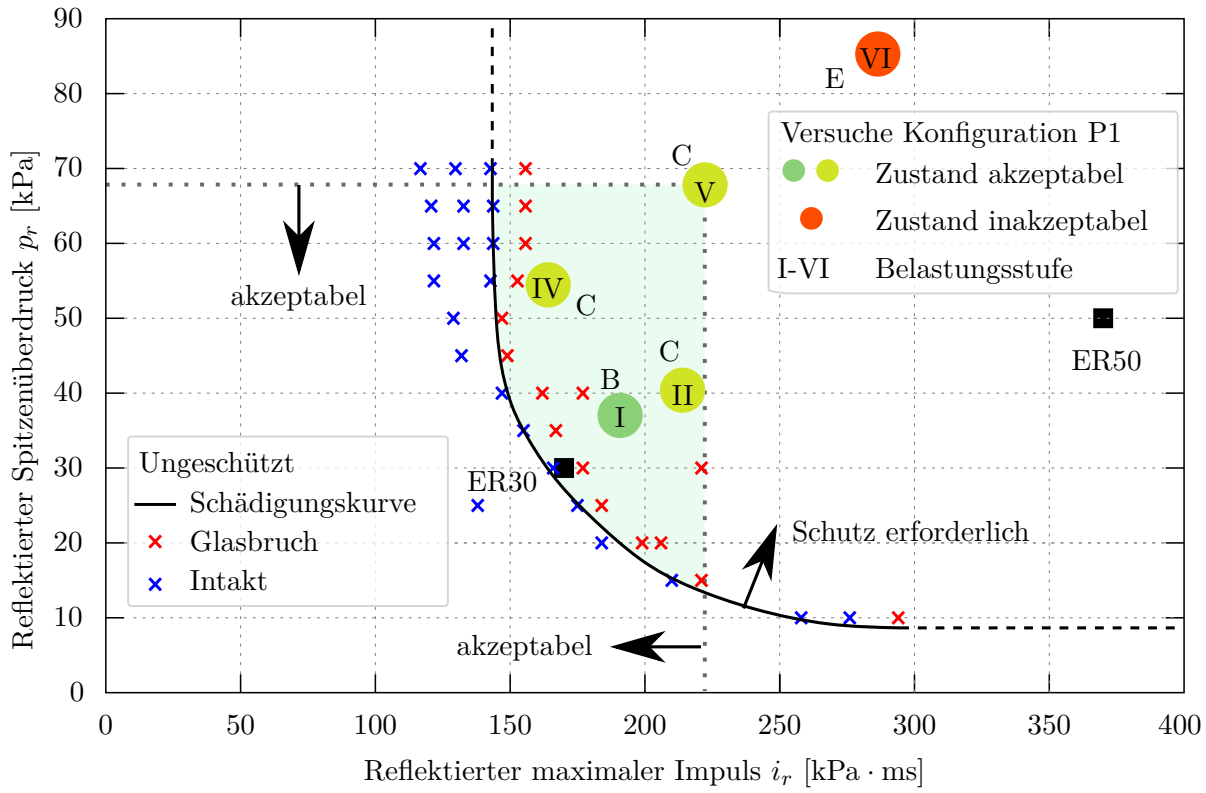


Abbildung 8.10: Ergebnisse der Parameterstudie im Druck-Impuls-Diagramm.

Aus den Simulationsergebnissen kann eine Schädigungskurve abgeleitet werden (Abbildung 8.10), die den Bereich eines intakten (sicheren) Zustands von dem Zustand mit Glasbruch (unsicher) abgrenzt. Die Schädigungskurve nähert sich sowohl einer quasi-statischen als auch einer impulsiven Asymptote an. Zudem zeigt sich, dass die in der Belastungsstufe I betrachtete Explosionsbelastung im Übergangsbereich zwischen diesen beiden Asymptoten liegt und daher als dynamisch eingestuft werden kann.

Analog zur Logik der Druck-Impuls-Diagramme (Abschnitt 4.2.3) erfordert jede Explosionsbelastung oberhalb der Schädigungskurve bauliche Schutzmaßnahmen, um potenzielle Gefährdungen zu reduzieren. Wie im Abschnitt 6.6 dargelegt, erreicht die ertüchtigte Konfiguration P1 die Akzeptanzgrenze (Zustand C) bei einem reflektierten Spitzenüberdruck von bis zu 67,7 kPa und einem reflektierten maximalen Impuls von bis zu 222,2 kPa · ms (Belastungsstufe V). Die durch die Ertüchtigungsmaßnahmen erzielte Widerstandsfähigkeit liegt somit deutlich oberhalb der Schädigungskurve der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2 (Abbildung 8.10) und unterstreicht die Wirksamkeit der gewählten Maßnahmen.

Abschließend sei darauf hingewiesen, dass die durchgeführte Parameterstudie die erheblichen Vorteile numerischer Simulationen verdeutlicht, insbesondere für die Bewertung des Systemverhaltens und die Ableitung notwendiger Schutzmaßnahmen. Die Möglichkeit, Belastungsvariationen systematisch zu untersuchen, ermöglicht eine umfassende Analyse, die in experimentellen Studien nur mit erheblichem zeitlichen und finanziellen Aufwand durchführbar wäre.

8.4 Zusammenfassung

Durch die Validierung der numerischen Modelle der Probekörperkonfigurationen OE2 und P1 in der Belastungsstufe I sollte gezeigt werden, inwiefern die im Kapitel 7 vorgestellte Modellierungsstrategie dazu geeignet ist, das komplexe Verhalten der Kunststofffenster unter einer Explosionsbelastung abzubilden. Zum quantitativen Vergleich der numerischen Simulation mit den Versuchen wurden die mit DIC gemessenen Verschiebungen an der Verglasung und den Fensterrahmen herangezogen. Der qualitative Vergleich erfolgt anhand der beobachteten Bruchzeitpunkte.

Probekörperkonfiguration OE2 (ungeschütztes Kunststofffenster)
Die Validierung zeigt, dass die Simulation der Probekörperkonfiguration OE2 sowohl qualitativ als auch quantitativ gut mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmt. Der Einsatz von Element-Erosion zur Abbildung des Glasbruches, die Anpassung der Bruchfestigkeit der Verglasung und die Verwendung von Fugen-Elementen für die Rahmeneckverbindung ermöglichen eine realitätsnahe Abbildung des beobachteten Bruchverhaltens aus dem Stoßrohrversuch. Geringfügige Abweichungen, etwa bei der Rückschwingung des Flügelrahmens, sind minimal und akzeptabel. Insgesamt erweist sich das numerische Modell als geeignet, den Sprengversuch in der Belastungsstufe I abzubilden.

Probekörperkonfiguration P1 (ertüchtigtes Kunststofffenster)
Zur Validierung der Probekörperkonfigurationen P1 lässt sich feststellen, dass das numerische Modell in der Phase der ersten Auslenkung eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten liefert. Um auch die Bewegung beim Rückschwingen des Flügelrahmens realitätsnah abzubilden, besteht Verbesserungsbedarf an der umgesetzten Modellierungsstrategie. Dieser könnte in der Kalibrierung der getroffenen Annahmen in der Werkstoffformulierung der Rahmenkonstruktion liegen, insbesondere hinsichtlich der Adaptierung der nichtlinearen Materialeigenschaften

Es konnte zudem beobachtet werden, dass die verwendete Werkstoffformulierung für das Glas die Steifigkeit der gebrochenen Verglasung überschätzt. Ursache hierfür könnte der in der Werkstoffformulierung definierte Rissschließungs-Effekt sein, der das simulierte System bestehend aus Glasbruchstücken mit Splitterschutzfolie zu steif abbildet und das reale Nachbruchverhalten nur unzureichend erfasst. Zukünftig sollte daher eine Reduzierung der Kontaktsteifigkeit nach der Rissschließung in Betracht gezogen werden. Weiterhin sollten in Bauteilversuchen die mechanischen Eigenschaften der Splitterschutzfolie mit Glasbruchstücken erfasst werden.

Parameterstudie
Die abschließend durchgeführte Parameterstudie basiert auf dem zuvor validierten numerischen Modell der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2. Durch Simulation verschiedener Luftstoßeinwirkungen wurde eine Schädigungskurve ermittelt, die intakte Zustände von dem Zustand mit gebrochener Verglasung unterscheidet. Die erzielten Untersuchungsergebnisse ähneln dem eines typischen theoretischen Verlaufes einer Schädigungskurve im Druck-Impuls-Diagramm. Es wurde gezeigt, dass die ertüchtigte Probekörperkonfiguration P1 eine Schutzwirkung erreicht, die deutlich oberhalb der ermittelten Schädigungskurve der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2 liegt.

Abschließend ist festzuhalten, dass die Studien den Nutzen der numerischen Simulation bei der Bewertung und Ableitung von Schutzmaßnahmen hervorheben. Numerische Simulationen erlauben eine systematische Untersuchung von Einflussgrößen, die experimentell schwer zugänglich wären

und eine Grundlage für die Weiterentwicklung von Schutzkonzepten liefern.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorgestellte wissenschaftliche Arbeit adressierte die bisher unzureichend behandelte Problematik des Explosionsschutzes bei herkömmlichen einflügeligen Kunststofffenstern und untersuchte, ob und in welchem Maße der Explosionsschutz durch die Installation zusätzlicher Ertüchtigungsmaßnahmen erhöht werden kann.

Die Methodik umfasste eine Kombination aus theoretischen Analysen, experimentellen Untersuchungen in Stoßrohrversuchen und numerischen Simulationen. Während bisherige Maßnahmen sich primär auf die Ertüchtigung der Verglasung, etwa durch Splitterschutzfolien, konzentrierten, blieben andere kritische Bereiche wie die Rahmenkonstruktion und das Beschlagsystem weitgehend unberücksichtigt. Die Arbeit zielte darauf ab, diese Schwachstellen zu identifizieren und durch spezifische Ertüchtigungen zu adressieren.

Die Ergebnisse der Studie zeigen, dass die entwickelten Ertüchtigungsmaßnahmen und -konzepte eine deutliche Verbesserung der Widerstandsfähigkeit gegen Explosionen bewirken. Insbesondere wurde nachgewiesen, dass die Maßnahmen nicht nur die strukturelle Integrität erheblich stärken, sondern auch die entstehenden Gefährdungen signifikant mindern. Die erreichten Ergebnisse unterstreichen das enorme Potenzial der Ertüchtigung von Kunststofffenstern für die praktische Einsatz im Explosionsschutz.

9.1 Zusammenfassung der Arbeit

Die gewonnenen Ergebnisse zu den verschiedenen Teilaspekten der Dissertation werden im Folgenden zusammengefasst. Die Reihenfolge orientiert sich am Aufbau der Arbeit.

Mechanisches Werkstoffverhalten
Kapitel 2 beleuchtete die mechanischen Eigenschaften wesentlicher Werkstoffe, die in der Konstruktion von Fenstersystemen und Ertüchtigungsmaßnahmen Anwendung finden. Hierzu zählen thermisch entspanntes Flachglas, PVC-U für Fensterrahmen, BO-PET für Splitterschutzfolien und faserverstärkte Kunststoffe für Ertüchtigungs-Patches. Ein besonderer Schwerpunkt lag dabei auf der Abhängigkeit der Materialeigenschaften von der Verzerrungsrate sowie der Temperatur.

Zur Beschreibung des Verhaltens von Glas unter dynamischer Belastung wurde ein Verzerrungsratenmodell kalibriert. Dieses basiert auf experimentellen Daten aus der Literatur. Für die Verifizierung des Modells wurde das sogenannte Risikointegral, auch bekannt als BROWN'sches Integral, herangezogen. Dabei wurden lineare Spannungs-Zeit-Verläufe mit konstanten Spannungsraten angenommen, die den Glasbruch hervorrufen können. Die im Rahmen der Untersuchungen ermittelte Verzerrungsratenabhängigkeit des Glases diente als Grundlage für die numerischen Simulationen, die in den Kapiteln 7 und 8 beschrieben wurden.

Mechanische Beschreibung der Strukturantwort

Um Ertüchtigungsmaßnahmen zielgerichtet entwickeln zu können und eine Basis für die Modellbildung in der numerischen Simulation zu schaffen, lag im Kapitel 3 der Schwerpunkt auf der Analyse der Tragmechanismen der Verglasung, der Fensterrahmen und ihrer Verbindungen. Die Untersuchungen zur Strukturantwort beschränkten sich auf ein einflügeliges Kunststofffenster mit einer Zweischeiben-Isolierverglasung und einem Drehkippflügel unter gleichmäßigen Flächenbelastungen. Sie umfassten die folgenden Hauptaspekte:

1. **Tragverhalten einzelner Glasscheiben:** Das Tragverhalten einer einzelnen Glasscheibe unter Flächenlasten wird maßgeblich durch geometrisch nichtlineare Effekte geprägt, die bei großen Verformungen des schlanken Plattentragwerkes auftreten. Die Kombination aus Biege- und Membrantragwirkung führt zu nichtlinearen Beziehungen zwischen Verformung, Last und Spannung. Ergänzend zu den analytischen Überlegungen durchgeführte numerische Simulationen an Einscheibenverglasungen zeigen erwartungsgemäß, dass die Wahl der Auflagerbedingungen diese geometrisch nichtlinearen Effekte erheblich beeinflussen. Für eine zutreffende Modellierung der Verglasung ist demnach eine möglichst präzise Abbildung der Einbindung in den Glasfalz erforderlich. Bei Mehrscheibenverglasungen ist insbesondere die Anbindung der Glasscheiben an den Randverbund von Bedeutung.
2. **Tragverhalten von Zweischeiben-Isolierverglasungen:** Bei Mehrscheiben-Isolierverglasungen kann das im Scheibenzwischenraum eingeschlossene Luftvolumen einen sogenannten Koppeleffekt bewirken, sodass einwirkende äußere Lasten auf mehrere Scheiben verteilt werden. Die durchgeführten numerischen Simulationen unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion haben gezeigt, dass dieses für statische Beanspruchungen bekannte Prinzip sich auch auf dynamische Lastfälle übertragen lässt. Der vorgeschlagene Ersatzlastansatz für dynamische Beanspruchungen ermöglicht eine anteilige Verteilung der Explosionslast auf die Glasscheiben und vermeidet somit die Notwendigkeit einer aufwendigen Simulation der Fluid-Struktur-Interaktion zwischen dem eingeschlossenen Gas und den Glasscheiben.
3. **Splitterschutzfolien als Ertüchtigungsmaßnahme:** Folienverstärkte Verglasungen weisen - ähnlich wie Verbundsicherheitsgläser - im Nachbruchzustand Resttragfähigkeiten auf, die von den im Kontakt stehenden Glasbruchstücken, dem Tension-Stiffening-Effekt sowie der Randanbindung der Folie abhängen. Theoretische Überlegungen zeigen, dass zudem die Lage der Folie auf der Scheibe in Bezug auf die Lastrichtung eine wichtige Rolle spielt. Eine Folie auf der lastabgewandten Seite führt im Nachbruchzustand zu einem steiferen Tragsystem als eine Folie auf der lastzugewandten Seite.
4. **Lastabtrag vom Flügel- zum Blendrahmen:** Neben dem Tragverhalten der Verglasung spielt die Rahmenkonstruktion eine entscheidende Rolle für die Widerstandfähigkeit des Fenstersystems gegen flächige Belastungen. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten numerischen Simulationen am Fenstersystem haben verdeutlicht, dass die aufgebrachten Flächenlasten Torsionsbeanspruchungen in den Rahmenprofilen des Fensters verursachen. Aufgrund der fehlenden Wölbfreiheit tritt Wölbkrafttorsion auf, wobei besonders hohe Spannungen an den Rahmeneckverbindungen auftreten, welche als potenzielle Schwachstellen gelten.

Eigenschaften von Detonationen und Auswirkungen auf Fenster und Verglasungen
Kapitel 4 befasste sich mit den grundlegenden Eigenschaften von Detonationen und deren spezifischen Auswirkungen auf Fenster und Verglasungen. Es bildet die Basis für die Planung, Durchführung und Bewertung der experimentellen Untersuchungen in Kapitel 5. Der Schwerpunkt lag auf Szenarien von Ferndetonationen, die häufig in urbanen oder sicherheitskritischen Umgebungen relevant werden. Ein besonderes Augenmerk galt der Reflexion von Luftstoßwellen an Gebäudefassaden. Es wurde aufgezeigt, dass die Abmessungen und die Anordnung umliegender Bauwerke die Reflexionen, insbesondere in dicht bebauten Gebieten, erheblich beeinflussen.

Die durchgeführten Untersuchungen zur Schadensanfälligkeit von Fenstern und Verglasungen basierten auf einer Analyse historischer und aktueller Studien. Es wurde die Sensibilität der Widerstandsfähigkeit gegenüber Faktoren wie der Größe, dem Seitenverhältnis, der Scheibendicke und den Eigenschaften der Rahmenkonstruktion erörtert. Experimentelle Versuche an kompletten Fensterkonstruktionen zeigten, dass nicht nur die Verglasung selbst, sondern auch die Fensterrahmen, das Beschlagsystem und die Wandverankerung als potenzielle Schwachstellen betrachtet werden müssen. Diese Erkenntnisse verdeutlichen die Notwendigkeit, Ertüchtigungsmaßnahmen zu entwickeln, die das gesamte Fenstersystem umfassen.

Ein zentraler Aspekt des Kapitels 4 war zudem die Diskussion über die Eigenschaften von Stoßrohrversuchen zur Prüfung des Luftstoßwiderstands. Stoßrohrversuche weisen im Vergleich zu realen Detonationen und Freifeldprüfungen besondere Herausforderungen auf. Während in Freifeldprüfungen meist nur eine einfache Luftstoßbelastung erzeugt wird, sind die Stoßrohrbedingungen komplexer und können zusätzliche Belastungen hervorrufen. Ein bedeutender Unterschied besteht in den auftretenden sekundären Belastungen, die durch Mehrfachreflexionen von Luftstoßwellen im Stoßrohr entstehen können. In realen Szenarien sind stark ausgeprägte sekundäre Luftstöße tendenziell selten und treten nur in urbanen Umgebungen mit extrem dicht angeordneten Gebäuden auf.

Die beschriebenen Besonderheiten bei Stoßrohrversuchen unterstreichen die Notwendigkeit einer kritischen Betrachtung der Versuchsergebnisse. Es ist essenziell, die spezifischen Bedingungen eines Stoßrohrversuches mit den Gegebenheiten eines realen Explosionsszenarios zu vergleichen. Nur durch diesen Abgleich können verlässliche Aussagen über die Widerstandsfähigkeit von Fensterkonstruktionen getroffen werden.

Experimentelle Methodik
Die experimentelle Methodik dieser Forschungsarbeit umfasste die systematische Untersuchung verschiedener Maßnahmenkombinationen zur Identifizierung optimaler Ansätze für die Ertüchtigung von Kunststofffenstern gegen Explosionsbelastungen (siehe Kapitel 5). Die Wirksamkeit dieser Maßnahmen wurde anhand von insgesamt 19 Stoßrohrversuchen unter sechs verschiedenen Belastungsszenarien (I bis VI) einer Ferndetonation überprüft. Die Versuche fanden in einer realitätsnah gestalteten Einbausituation am Gesamtfenster statt, um das Zusammenwirken der Trag- und Versagensmechanismen von Verglasung, Fensterrahmen und deren Verbindungen realitätsnah nachzubilden.

Im Grundaufbau handelte es sich bei den untersuchten Probekörpern um einflügelige Kunststofffenster mit einer Zweischeiben-Isolierverglasung und einem Drehkippflügel. Die Außenabmessungen

betrugen 1115 mm (Breite) und 1365 mm (Höhe). Der untersuchte Fenstertyp ist insbesondere im Wohn- und Gewerbebau in Deutschland weit vertreten.

In der Versuchsreihe wurden die Kunststofffenster sowohl ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE) als auch in ertüchtigten Ausführungen untersucht. Es kamen die folgenden grundlegenden Ertüchtigungsstrategien zum Einsatz:

- **Ertüchtigung der Verglasung und deren Anbindung an den Flügelrahmen:** Beidseitig auf der Zweischeiben-Isolierverglasung wurden Splitterschutzfolien aufgebracht, um Glasbruchstücke im Nachbruchzustand zu binden. Eine Membrantragwirkung der Splitterschutzfolien im Nachbruchzustand wurde sichergestellt, indem die Verglasung in den Flügelrahmen eingeklebt wurde. Die Glashalteleisten wurden zur Sicherung als Auflager für die Verglasung mit dem Flügelrahmen verschraubt.
- **Ertüchtigung der Anbindung zwischen Flügelrahmen und Blendrahmen:** Es wurde ein einbruchhemmendes Beschlagsystem installiert, um die Verbindung zwischen Flügel- und Blendrahmen zu verstärken. Die eingesetzten Schließbleche erfüllen die Anforderungen der Widerstandsklasse RC3 gemäß DIN EN 1627:2011 gegen Einbruch.
- **Ertüchtigung der Blend- und Flügelrahmen:** Die Rahmenecken wurden mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff ausgestattet, um nach dem Bruch der Rahmenecken den kraftschlüssigen Verbund des Fensterrahmens zu gewährleisten. Im Rahmen der Untersuchungen wurden fünf verschiedene Patchkonfigurationen erprobt. Die Patches bestanden entweder aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) mit verschiedenen Lagenaufbauten oder aramidfaserverstärktem Kunststoff (AFK) und wurden entweder auf die Rahmen aufgeklebt oder zusätzlich verschraubt. Zur weiteren Ertüchtigung der Rahmenecken des Flügelrahmens wurden in der Glasfalz metallische Falz-Eckwinkel installiert.

Die Probekörperkonfigurationen für die ertüchtigten Kunststofffenster wurden wie folgt zusammengestellt:

- **Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters (GK):** Die Verglasung war mit Splitterschutzfolien ausgestattet, wurde in den Flügelrahmen eingeklebt und mit verschraubten Glashalteleisten gesichert. Zusätzlich war das Fenster mit einem einbruchhemmenden Beschlagsystem und Falz-Eckwinkeln ausgestattet. Es wurden drei Stoßrohrversuche durchgeführt.
- **Ertüchtigte Kunststofffenster mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff (P):** Die Fenster hatten die gleiche Ausstattung wie die ertüchtigte Grundkonfiguration (GK), waren jedoch zusätzlich mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff ausgestattet. Es wurden fünf verschiedene Patchkonfigurationen untersucht:
  - P1: GFK, quasi-isotroper Lagenaufbau, geklebt und verschraubt,
  - P2: GFK, quasi-isotroper Lagenaufbau, geklebt,
  - P2V: GFK, quasi-isotroper Lagenaufbau, geklebt (vereinfachtes Verfahren),
  - P2O: GFK, orthotroper Lagenaufbau, geklebt und
  - P3: AFK, additiv gefertigt, geklebt.

Messtechnische Erfassung der Stoßrohrversuche

Um aus der verwendeten Untersuchungsmethodik im Stoßrohrversuch Erkenntnisse für Freifeldszenarien zu gewinnen, wurde der Zustand der Fenster unter zwei Bedingungen bewertet: (1) während der Einwirkung des ersten Luftstoßes, wobei Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und digitale Bildkorrelation (DIC) zur Analyse potenzieller Schäden (Zustandsbewertung) herangezogen wurden und (2) nach Abschluss des gesamten Versuches, wobei eine Gefährdungsbewertung gemäß ISO 16934:2007 durchgeführt wurde. Die angewandten Methodiken zur Zustands- und Gefährdungsbewertung boten eine umfassende Grundlage für die abschließende Beurteilung der erreichten Schutzwirkung der Fenster. Dazu ergänzende Messungen erfassten die Umgebungstemperatur, Luftdruck, Oberflächentemperatur und relative Luftfeuchtigkeit. Zudem wurden während der Sprengversuche Druckmessungen vorgenommen, um die in unmittelbarer Nähe des Probekörpers reflektierte Luftstoßbelastung zu erfassen.

Versuchsergebnisse

Die nachfolgend zusammengefassten Ergebnisse der Versuche verdeutlichen die potenziell erreichbare Gefährdungsminderung durch den Einsatz der erprobten Ertüchtigungsmaßnahmen für herkömmliche Kunststofffenster.

Fenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE):

Die untersuchten Fenster ohne Explosionsschutzmaßnahmen (OE) versagten bereits in der niedrigsten erprobten Belastungsstufe I mit einem reflektierten Spitzenüberdruck von 37,1 kPa und einem reflektierten maximalen Impuls von 185,9 kPa · ms. Das katastrophale Versagen von Fensterrahmen und Verglasung trat bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes auf, wobei große Bruchstücke der Verglasung und des Fensterrahmens mit einer Geschwindigkeit von ca. 4 m/s in den Schutzbereich geschleudert wurden. Die durchgeführte Gefährdungsbewertung gemäß ISO 16934:2007 ergab, dass in den Versuchen eine hohe und nicht akzeptable Gefährdung aufgetreten ist.

Die Versuchsergebnisse verdeutlichen somit, dass die ungeschützten Kunststofffenster in der geprüften Ausstattung und Dimensionierung keinen ausreichenden Widerstand gegen die Explosionsbelastung in der Belastungsstufe I aufweisen.

Ertüchtigtes Fenster in der Grundkonfiguration (GK):

Das ertüchtigte Fenster in der Grundkonfiguration (GK) erreichte in der Belastungsstufe I unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes eine deutlich höhere Widerstandsfähigkeit im Vergleich zu Kunststofffenstern ohne Explosionsschutzmaßnahmen, versagte jedoch unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes.

Unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes sorgte die Ertüchtigung der Verglasung und deren Anbindung an den Flügelrahmen dafür, dass die Verglasung auch nach einem Glasbruch mit dem Flügelrahmen verbunden blieb und kein Abreißen der Splitterschutzfolien auftrat. Darüber hinaus trug die Verbindung zwischen Flügel- und Blendrahmen durch ein einbruchhemmendes Beschlagsystem maßgeblich zur Widerstandsfähigkeit des Fenstersystems bei.

Als eine wesentliche Schwachstelle der Grundkonfiguration konnten die Rahmeneckverbindungen der Kunststoffrahmen identifiziert werden, die während des ersten Luftstoßes sowohl am Blendrahmen als auch am Flügelrahmen brachen.

- Am Flügelrahmen wurde die Beweglichkeit der gebrochenen Rahmenbruchstücke durch eingebaute Falz-Eckwinkel weitgehend eingeschränkt. Diese hielten die gebrochenen Rahmenteile kraftschlüssig miteinander verbunden.
- Im Gegensatz dazu führten die Brüche der Blendrahmenecken zu einem vollständigen Verlust der mechanischen Verbindung zwischen den gebrochenen Rahmenecken, was größere Rahmen-Verschiebungen ermöglichte.

Der Verlust der Steifigkeit des Rahmens begünstigte schließlich das aufgetretene Entriegeln des Beschlagsystems während des zweiten Luftstoßes. Der Fensterflügel wurde vom Blendrahmen abgerissen und in den Schutzbereich geschleudert.

In der erprobten Belastungsstufe III trat das Versagen des Beschlagsystems und das Abreißen des Fensterflügels bereits unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes auf. Die Grundkonfiguration erwies sich hierbei unter der einwirkenden Explosionslast mit einem reflektierten Spitzenüberdruck von 44,7 kPa und einem reflektierten maximalen Impuls von 242,1 kPa · ms als nicht ausreichend widerstandsfähig.

Die Versuchsergebnisse verdeutlichen, dass zur Erhöhung der Belastbarkeit des Fenstersystems zusätzliche Maßnahmen zur Ertüchtigung des Blendrahmens erforderlich sind. Diese Verstärkungen sollen insbesondere übermäßige Verformungen des Rahmens verhindern, die ein Entriegeln des Beschlagsystems begünstigen könnten.

Ertüchtigte Fenster mit FVK-Patches (P):
Die mit FVK-Patches (P) ausgestatteten ertüchtigten Kunststofffenster erreichten sowohl unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes als auch unter der Einwirkung des zweiten Luftstoßes eine hohe Widerstandsfähigkeit gegen die Explosionsbelastung.

Die höchste Widerstandsfähigkeit konnte mit der Patchkonfiguration P1 mit geklebten und verschraubten GFK-Patches erreicht werden, wobei selbst bei höheren Belastungsstufen (bis Belastungsstufe VI) das Abreißen des Fensterflügels verhindert werden konnte. Die applizierten Patches hielten nach dem Rahmenbruch den Kraftschluss zwischen den Rahmenbruchstücken aufrecht, wodurch übermäßige Bewegungen des Blendrahmens und das damit einhergehenden Entriegeln des Fensters verhindert wurde. Als Schwachstelle der Probekörperkonfiguration P1 stellte sich die Anbindung der Splitterschutzfolie am Fensterflügel heraus, die insbesondere bei höheren Explosionsbelastungen, beispielsweise in der Belastungsstufe VI, zum Abreißen der Splitterschutzfolien führte.

Die Fenster mit aufgeklebten Patches in den Patchkonfigurationen P2, P2O, P2V und P3 erreichten unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes eine vergleichbare Wirksamkeit wie die Fenster mit der Patchkonfiguration P1. Das Applikationsverfahren der Patches durch Aufkleben erwies sich jedoch als anfällig gegenüber Adhäsionsbrüche. Das Versagen trat in der Haftschicht unter Querbelastung auf, wobei das Abschälen der Patches beobachtet wurde. Die Folge des Versagens, das stets unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes auftrat, war der Verlust der angestrebten kraftschlüssigen Verbindung zwischen den Rahmenbruchstücken an der gebrochenen Rahmenecke. Die Steifigkeit des Fensterrahmens wird folglich in ähnlicher Weise wie bei der Grundkonfiguration GK herabgesetzt, so dass größere Verschiebungen möglich waren. Schließlich trat in 42,8 % der Versuche mit geklebten Patches nach der Patchablösung eine Entriegelung des Beschlagsystems auf.

In einem durchgeführten Tastversuch wurde eine Applikationsvariante der geklebten Patches untersucht, die ein vereinfachtes Applikationsverfahren vorsieht, bei dem der Klebstoff (Epoxidharz) ohne Druck- oder Vakuumbehandlung aushärtet. Die Patches mit dem vereinfachten Applikationsverfahren zeigten eine vergleichbare Wirksamkeit wie die aufwendig ausgehärteten Patches. Dieses Ergebnis ist vielversprechend für die Umsetzung vereinfachter Verfahren in der praktischen Anwendung der Ertüchtigungsmaßnahme, insbesondere bei der Nachrüstung am eingebauten Fenster vor Ort.

Zusammenfassend zeigen die Ergebnisse, dass die ertüchtigten Kunststofffenster mit Patches aus faserverstärktem Kunststoff in Kombination mit der Ausstattung der Grundkonfiguration eines ertüchtigten Kunststofffensters einen deutlichen Beitrag zum baulichen Schutz bieten können. Die Probekörperkonfiguration P1 konnte unter der Einwirkung des ersten Luftstoßes eine akzeptable Widerstandsfähigkeit in der Belastungsstufe V bis zu einem reflektierten Spitzenüberdruck von 67,7 kPa und einem maximalen Impuls von 222,2 kPa · ms erreichen. Unter der mehrfachen Einwirkung des Luftstoßes ist die Widerstandsfähigkeit etwas geringer und liegt bei einem reflektierten Spitzenüberdruck von 54,9 kPa (Belastungsstufe IV) und einem maximalen Impuls von 185,9 kPa · ms (Belastungsstufe I). Die Ergebnisse bestätigen eine erreichbare Schutzwirkung der Konfiguration bei mittlerer bis niedriger Intensität der Explosionsbelastung, die im Bereich zwischen einer ER30- und ER50-Klassifizierung gemäß ISO 16934:2007 liegt.

Numerische Methodik (Modellbildung):
Ergänzend zu den experimentellen Studien wurden numerische Simulationen an den erprobten Kunststofffenstern einschließlich der Ertüchtigungsmaßnahmen durchgeführt. Im Kapitel 7 wurde hierzu der grundlegende Aufbau des entwickelten Modellansatzes vorgestellt, der für die numerischen Simulationen im Kapitel 8 verwendet wurde. Die Modellierung des Kunststofffensters erfolgte als 3D-Gesamtsystem mit modularer Eingabeorganisation. Durch den modularen Ansatz konnten Anpassungen und Variationen der Fensterkonfiguration komfortabel durchgeführt werden (z. B. Hinzufügen oder Entfernen von Komponenten zum 3D-Gesamtmodell).

Die Modellbildung umfasste die Abbildung der Verglasung, des Blend- und Flügelrahmens, des Beschlagsystems, der GFK-Patches und des Prüfrahmens, in den das Fenster im Versuchsaufbau eingebaut wurde (Randbedingung). Die einzelnen Komponenten des Fensters wurden durch geeignete Schalen-, Volumen- und Balkenelemente diskretisiert. Mechanische Wechselwirkungen wurden mit Kontaktbedingungen abgebildet, um beispielsweise die Anbindung der Verglasung in den Flügelrahmen zu simulieren. Die einwirkende Explosionsbelastung wurde basierend auf den in den Versuchen gemessenen Überdruck-Zeit-Verläufen als Flächenlast implementiert. Für die Zweischeiben-Isolierverglasung wurde der Koppeleffekt berücksichtigt, indem die Lastverteilung auf beide Glasscheiben gemäß dem im Kapitel 3 vorgeschlagenen Ersatzlastansatz vorgenommen wurde.

Die Verglasung mit den Splitterschutzfolien wurde durch ein kombiniertes Volumen-Schalen-Modell abgebildet, wobei die Knoten der Schalen-Elemente (Glasscheiben) mit den Volumenelementen (Splitterschutzfolien) gekoppelt wurden. Auf eine explizite Modellierung des Haftverbundes zwischen Splitterschutzfolie und Glasscheibe wurde aufgrund unzureichender Werkstoffkennwerte verzichtet. Das Glas wurde mit einer Werkstoffformulierung modelliert, die Sprödbruch sowie die in Kapitel 2 ermittelte Verzerrungsratenabhängigkeit berücksichtigt. Darüber hinaus bildet die Werkstofformulierung die Rissbildung sowie Riss-Schließungseffekte durch eine Druck-Zug-Asymmetrie ab.

Die Splitterschutzfolien aus BO-PET wurden unter der Annahme eines isotropen Werkstoffverhaltens modelliert. Mit der gewählten Modellierungsstrategie sollte das im Kapitel 3 beschriebene Tragverhalten der Splitterschutzfolie mit anhaftenden Glasbruchstücken nachgebildet werden.

Der Flügel- und Blendrahmen mit Profilverstärkungen basierte auf extrudierten CAD-Geometrien und wurde mit Schalen-Elementen vernetzt. Der Rahmenwerkstoff aus PVC-U wurde mit einer elasto-plastischen Werkstoffformulierung unter Berücksichtigung der Verzerrungsratenabhängigkeit des Kunststoffes beschrieben. Potenzielle Schwachstellen an den verschweißten Rahmenecken wurden durch kalibrierte, reduzierte Festigkeitswerte in Fugen-Elementen berücksichtigt. Für die Dichtungsprofile des Fensters aus TPE-S und der Klebstoffanbindung der Verglasung zum Flügelrahmen wurden elastische Werkstoffformulierungen verwendet.

Das Beschlagsystem des Fensters, bestehend aus Schiene, Pilzkopfzapfen und Schließblechen, wurde vollständig mit Schalen-Elementen abgebildet. Die Kontakte zwischen den Komponenten, wie etwa zwischen Pilzkopfzapfen und Schließblechen, wurden mit penalty-basierten Kontaktformulierungen beschrieben. Die Gewindestangen zur Verankerung der Fenster im Prüfrahmen wurden mit Balken-Elementen modelliert. Die Wechselwirkung der Gewindestangen mit dem Fensterrahmen wurde ebenfalls mit penalty-basierten Kontaktformulierungen beschrieben. Für die Edelstahlkomponenten des Beschlagsystems und der Verankerungen wurde eine elasto-plastische Werkstoffformulierung herangezogen.

In der Modellbildung wurden die applizierten GFK-Patches in der Probekörperkonfiguration P1 nachgebildet. Die GFK-Patches wurden mit mehrschichtigen Schalen-Elementen modelliert, deren Werkstoffformulierung einen quasi-isotropen Lagenaufbau abbildet. Da in den Versuchen keine Schädigung der Patches auftrat, wurden Schädigungseffekte unberücksichtigt gelassen. In der Probekörperkonfiguration waren die GFK-Patches sowohl mit den Fensterrahmen verklebt als auch verschraubt. Da in den Versuchen keine Schädigung an diesem Verbund beobachtet wurden, wurde die Klebeverbindung der Patches in der Modellierung als vollflächig angenommen, ohne explizite Abbildung der Schrauben und ohne mögliche Versagensmechanismen zu berücksichtigen.

Simulationsergebnisse

Anhand eines qualitativen und quantitativen Vergleiches der Versuchsergebnisse mit den Simulationsergebnissen wurde gezeigt, inwieweit die gewählte Modellierungsstrategie mit einem 3D-Gesamtmodell dazu geeignet ist, das komplexe Verhalten von Kunststofffenstern unter einer Explosionsbelastung abzubilden. Der qualitative Vergleich wurde anhand der Hochgeschwindigkeits-Videoaufnahmen und der daraus ermittelten Bruchzeitpunkte durchgeführt. Zur Validierung wurden die mittels DIC gemessenen Verschiebungen des Fensters unter der Explosionsbelastung herangezogen. Der Vergleich zwischen den Simulationen und Versuchen erfolgte in der Belastungsstufe I anhand der Simulation der Probekörperkonfiguration OE2 (ungeschütztes Kunststofffenster) und der Probekörperkonfiguration P1 (ertüchtigtes Kunststofffenster).

Bei der Probekörperkonfiguration OE2 zeigten die Simulationsergebnisse eine sowohl qualitativ als auch quantitativ hohe Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Bei diesem ungeschützten Fenster wurde der Glasbruch durch Element-Erosion nachgebildet. Initial führte die Simulation unter der Annahme einer normativ vorgegebenen Bruchfestigkeit von Glas von 45 MPa zu einem verfrühten Glasbruch. Die Kalibrierung der Bruchfestigkeit erfolgte basierend auf dem im

Versuch beobachteten Bruchzeitpunkt. Um die Ergebnisse mit den Versuchsdaten in Einklang zu bringen, wurde die Bruchfestigkeit des Flachglases auf 85 MPa angepasst. Minimale Abweichungen zwischen den Simulationsergebnissen und den Versuchsdaten wurden in der Rückschwingphase des Flügelrahmens festgestellt. Diese Abweichungen äußerten sich in absoluten Verschiebungsdifferenzen von weniger als 10 mm und wurden als akzeptabel bewertet.

Für die Probekörperkonfiguration P1 lieferte das numerische Modell eine sehr gute Übereinstimmung in der Abbildung der ersten Auslenkungsphase. Das numerische Modell zeigte jedoch Verbesserungsbedarf bei der Abbildung der Rückschwingphase. Signifikante Abweichungen zwischen Simulation und Versuch traten bei der Beschreibung des Verhaltens der gebrochenen Verglasung mit Splitterschutzfolie auf. Die Analyse der Simulationsergebnisse deutet darauf hin, dass die verwendete Werkstoffformulierung für das Glas die Steifigkeit der gebrochenen Verglasung im Nachbruchzustand überschätzt. Dies könnte auf die in der Werkstoffformulierung definierten Riss-Schließungseffekte zurückzuführen sein, die zu einer übermäßigen Versteifung des simulierten Systems führen und somit das reale Verhalten der gebrochenen Verglasung nur unzureichend wiedergeben. Für zukünftige Untersuchungen wird empfohlen, die Kontaktsteifigkeit nach der Rissschließung zu reduzieren, um das Nachbruchverhalten korrekt zu erfassen. Zur Quantifizierung der Steifigkeitsänderung sind Bauteiluntersuchungen an gebrochenen Verglasungen notwendig.

Abschließend wurde eine Parameterstudie am zuvor validierten numerischen Modell der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2 durchgeführt. In der Studie wurde das Verhalten des ungeschützten Fensters unter 38 Explosionsszenarien simuliert, um anhand der Simulationsergebnisse eine Schädigungskurve für die untersuchte Fensterkonfiguration zu ermitteln. Die Schädigungskurve beschreibt den Übergang vom intakten (sicheren) Zustand zum zerstörten (unsicheren) Zustand des Fensters in verschiedenen Explosionsszenarien. Die Ergebnisse der Untersuchungen entsprachen qualitativ dem typischen theoretischen Verlauf einer Schädigungskurve im Druck-Impuls-Diagramm. Die abschließende Verknüpfung der experimentellen Untersuchungen mit den Simulationsergebnissen verdeutlicht das erreichte Schutzpotential der ertüchtigten Probekörperkonfiguration P1. Dieses liegt deutlich oberhalb der ermittelten Schädigungskurve der ungeschützten Probekörperkonfiguration OE2.

Die Studie demonstrierte das Potenzial numerischer Simulationen bei der Bewertung und Ableitung von baulichen Schutzmaßnahmen. Durch die systematische Untersuchung von Einflussgrößen, die experimentell nur mit hohem Aufwand zugänglich sind, kann die Notwendigkeit von Schutzmaßnahmen abgeleitet werden.

9.2 Ausblick

Die durchgeführten experimentellen und numerischen Studien bieten einen wesentlichen Beitrag zur Entwicklung von Ertüchtigungsmaßnahmen für herkömmliche Kunststofffenster. Sie liefern dabei insbesondere methodische Grundlagen, die eine gezielte Weiterentwicklung ermöglichen. Die gewonnenen Erkenntnisse eröffnen zahlreiche Ansätze für zukünftige Forschung und Entwicklung. Ein Schwerpunkt sollte dabei auf der Detaillierung numerischer Modelle liegen, die das mechanische Verhalten von Fenstern unter Explosionslasten simulieren können.

Zur Weiterentwicklung numerischer Modelle sind die folgenden Ansätze denkbar:

- **Modellierung der Randanbindung der Splitterschutzfolien:**
  Die im Kapitel 5 vorgestellten experimentellen Untersuchungen verdeutlichen, dass die Randanbindung der Splitterschutzfolie mit dem Randverbund der Verglasung unter hoher Belastung eine Schwachstelle darstellen kann. Die derzeitige Modellierungsstrategie bildet diese Anbindung noch ohne entsprechendes Versagenskriterium ab. Zukünftig könnte ein geeignetes Versagenskriterium für den Randbereich implementiert werden. Hierzu sind Bauteilversuche notwendig, die den Verbund von Splitterschutzfolie zum Fensterrahmen charakterisieren.
- **Analyse des Nachbruchverhaltens von folienverstärkten Verglasungen:**
  Bisher wurden nur wenige Studien zum Tragverhalten von folienverstärkten Verglasungen auf Bauteilebene unternommen. Besonders der Nachbruchzustand, bei dem das Ablösen der Glasbruchstücke von der Splitterschutzfolie eintreten kann, ist bislang unzureichend erforscht. Um die mechanischen Eigenschaften von folienverstärkten Verglasungen zu charakterisieren, sind umfassende experimentelle Untersuchungen erforderlich. Diese Studien werden dazu beitragen, die mechanischen Eigenschaften und insbesondere die Steifigkeit der Verglasungen im Nachbruchzustand präziser zu bestimmen und somit die Modellierungsansätze weiter zu verbessern.
- **Weiterentwicklung der Werkstoffformulierung für Glas:**
  Zur Erweiterung der aktuell begrenzten Datenlage sollte ein modifizierter Versuchsaufbau für Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB)-Versuche an Glas entwickelt werden. Ziel sollte die Weiterentwicklung des vorgeschlagenen Verzerrungsratenmodells sein, um das Werkstoffverhalten von Glas unter dynamischen Belastungen zu beschreiben.
- **Detaillierung des Beschlagsystems:**
  Die Ergebnisse aus den Stoßrohrversuchen im Kapitel 5 verdeutlichen, dass die Verschieblichkeit der Schiene des Beschlagsystems zu einem Entriegeln des Fensters führen kann. Die bisherige Modellierungsstrategie sieht hingegen eine unverschiebliche Fixierung der Schiene vor. Zukünftig sollten Kontaktbedingungen eingeführt werden, um den beobachteten Versagensmechanismus abzubilden.
- **Anbindung von GFK-Patches:**
  Die aufgeklebten und verschraubten GFK-Patches wurden bislang durch starre Knotenverbindungen modelliert. Da in der Probekörperkonfiguration P2 ein Abschälen der aufgeklebten GFK-Patches beobachtet wurde, wäre für zukünftige Simulationen eine explizite Modellierung des Haftverbunds erforderlich. Um dies zu erreichen, sind detaillierte Bauteilversuche notwendig, insbesondere zur Charakterisierung der Klebstoffverbindungen unter verschiedenen Umgebungsbedingungen.
- **Probabilistische Ansätze für numerische Simulationen:**
  Die Unterschiede in den beobachteten Bruchzeitpunkten der Versuche deuten auf eine Streuung in den Material- und Strukturparametern des Fensters hin. Um diese Variabilität besser zu berücksichtigen, könnten probabilistische Methodiken mit numerischen Simulationen kombiniert werden. Diese Ansätze ermöglichen es, Unsicherheiten in den Werkstoffeigenschaften und der Konstruktion systematisch zu erfassen.

Perspektiven für die Weiterentwicklung der Ertüchtigungsmaßnahmen

Der Bedarf an Schutzmaßnahmen für Bestandsfenster gegen Explosionsbelastungen bleibt nach wie vor erheblich. Angesichts der zunehmenden Sicherheitsrisiken und der begrenzten Verfügbarkeit alternativer baulicher Schutzsysteme ist die Entwicklung effektiver und anpassungsfähiger Lösungen von entscheidender Bedeutung. Die große Vielfalt an Bestandsfenstern erfordert dabei maßgeschneiderte Ansätze und flexible Ertüchtigungsmaßnahmen, um den spezifischen Anforderungen gerecht zu werden.

Es ergeben sich die folgenden Perspektiven für die Weiterentwicklung von Ertüchtigungsmaßnahmen:

- **Einsatz abschließbarer Beschlagsysteme:**
  Der Einsatz eines einbruchhemmenden Beschlagsystems hat in den durchgeführten Versuchen eine robuste Verbindung zwischen Flügel- und Blendrahmen geschaffen. Eine mögliche Steigerung der Robustheit könnte durch die Integration eines Schlosses (z. B. Schließzylinder) erreicht werden. Dies würde ein mögliches Verschieben der Pilzkopfzapfen unter Belastung verhindern und das Entriegeln des Fensterflügels vermeiden.
- **Weiterentwicklung der Randanbindung von Splitterschutzfolien:**
  Die Optimierung der Randanbindung der Splitterschutzfolie an den Flügelrahmen bietet Potenzial zur Erhöhung der Widerstandsfähigkeit unter hoher Explosionsbelastung.
- **Weiterentwicklung vereinfachter Applikationsverfahren für Patches:**
  Die Entwicklung vereinfachter Verfahren zur Applikation von FVK-Patches könnte die praktische Anwendung der Ertüchtigungsmaßnahme erleichtern. Zukünftige Studien sollten die Grenzen und Möglichkeiten solcher Verfahren evaluieren und hierbei die Erkenntnisse aus dem durchgeführten Tastversuch aus dieser Arbeit aufgreifen.
- **Einsatz alternativer Patchvarianten:**
  Eine Untersuchung des Einflusses verschiedener Patchsteifigkeiten auf die Schutzwirkung sollte durchgeführt werden. Zukünftige Untersuchungen könnten Schädigungen an den Patches zulassen, um mögliche energiedissipierende Effekte auszunutzen.
- **Untersuchung zu Umwelteinflüssen:**
  Der Initalzustand von Fenstern, der durch Alterung, UV-Strahlung und andere Witterungseinflüsse beeinflusst werden kann, sollte zukünftig in die Bewertung einbezogen werden. Ebenso ist die Dauerhaftigkeit der entwickelten Schutzmaßnahmen ein essenzieller Faktor. Ein wichtiges Ziel sollte es daher sein, ein Schutzsystem zu entwickeln, das über die verbleibende Nutzungsdauer hinweg zuverlässig und wirksam bleibt.
- **Entwicklung modularer Ertüchtigungsmaßnahmen:**
  Die aktuellen Forschungsansätze fokussieren sich auf einen bestimmten Fenstertyp. Zukünftig könnten modulare Ertüchtigungsmaßnahmen entwickelt werden, die flexibel an verschiedene Fenstertypen angepasst werden können, ohne dabei an Schutzwirkung einzubüßen.
- **Analyse der Wechselwirkungen zwischen Fenster und Bauwerk:**
  Der in dieser Studie gewählte Versuchsaufbau untersuchte das Verhalten von Kunststofffenstern unter Explosionsbelastung in einer idealisierten Einbausituation in einen starren Stahlrahmen. Zukünftige Studien könnten den Einfluss realer Bauwerksstrukturen, wie Mauerwerk oder

Stahlbeton, auf das Tragverhalten und mögliche lokale Ausbruchsversagen an der Verankerung analysieren. Dies könnte zu einem tieferen Verständnis der Wechselwirkungen zwischen Fenster und Bauwerk beitragen und die Entwicklung effektiver Schutzmaßnahmen fördern.

Zusammenfassend zeigt die vorliegende Arbeit, dass gezielte Ertüchtigungsmaßnahmen, wie die Verstärkung von Rahmenkonstruktionen und des Beschlagsystems, die erreichbare Explosionswiderstandsfähigkeit von Kunststofffenstern erheblich verbessern können. Die Ergebnisse eröffnen neue Perspektiven für die Entwicklung effektiver Schutzsysteme, die auf bestehende Fenster nachrüstbar sind, um den steigenden Sicherheitsanforderungen gerecht zu werden.

Literaturverzeichnis

[3] Altenbach, H.; Altenbach, J. und Kissing, W.: *Mechanics of Composite Structural Elements*. 2. Aufl. Springer Singapore, 2018. doi: 10.1007/978-981-10-8935-0.

[4] Amorim, F. C.; Souza, J. F. B.; da Costa Mattos, H. S. und Reis, J. M. L.: *Temperature Effect on the Tensile Properties of Unplasticized Polyvinyl Chloride.* SPE Polymers, Vol. 3, Num. 2, S. 99–104, 2022. doi: 10.1002/pls2.10067.

[5] Andrae, M.: *Security by Design and Blast Protection Principles - Hardening Conventional uPVC Windows against Blast Loads*. In: EU Digital Autumn School on Protection of Public Spaces 2021. Online, 30. Sep. 2021.

[6] Andrae, M.; Kastenmeier, A.; Gebhardt, J.; Ehrlich, I. und Gebbeken, N.: *Shock-Tube Tests on Conventional Windows: Exploring Retrofit Concepts for Enhanced Blast Protection.* International Journal of Protective Structures, Vol. 16, Num. 1, S. 202–221, 2025. doi: 10.1177/20414196241284297.

[7] Andrae, M.; Van Der Woerd, J. D.; Wagner, M.; Pietzsch, A. und Gebbeken, N.: *Mitigating Blast Hazards: Experimental Evaluation of Anti-Shatter Films and Catcher-Cable Systems on Conventional Windows.* Buildings, Vol. 14, Num. 3, S. 767, 2024. doi: 10.3390/buildings14030767.

[8] Arkhireyeva, A. und Hashemi, S.: *Effect of Temperature on Fracture Properties of an Amorphous Polyethylene Terephthalate (PET) Film.* Journal of Materials Science, Vol. 37, S. 3675–3683, 2002. doi: 10.1023/A:1016561225281.

[11] Ataei, H. und Anderson, J. C.: *Effect of Window Sizes and Glazing Panel Aspect Ratios on Mitigating the Injuries from Flying Glass Due to Air Blast*. In: Structures Congress 2013. Pittsburgh, Pennsylvania, American Society of Civil Engineers, 2013, S. 125–136. doi: 10.1061/9780784412848.012.

[13] Baker, W.; Cox, P. A.; Westine, P. S.; Kulesz, J. J. und Strehlow, R. A.: *Explosion Hazards and Evaluation*. Fundamental Studies in Engineering 5. Elsevier Science, 1983.

[14] Bargel, H.-J. und Schulze, G.: *Werkstoffkunde*. 10. Aufl. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2008. doi: 10.1007/978-3-540-79297-0.

[15] Baudrit, B.: *Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von PVC-U mittels DMA Die dynamische mechanische Analyse (DMA) von Polyvinylchlorid-hart (PVC-U)*. Dissertation. Universität Osnabrück. 2007.

[16] Bedon, C. und Amadio, C.: *Mechanical Analysis and Characterization of IGUs with Different Silicone Sealed Spacer Connections - Part 2: Modelling.* Glass Structures & Engineering, Vol. 5, Num. 3, S. 327–346, 2020. doi: 10.1007/s40940-020-00123-9.

[17] Bedon, C.; Kevin, C.; Doormaal, A.; Haberacker, C.; Hüsken, G.; Larcher, M.; Saarenheimo, A.; Solomos, G.; Stolz, A.; Thamie, L. und Valsamos, G.: *JRC94930*

- *A Comparison of Existing Standards for Testing Blast Resistant Glazing and Windows*. Technischer Bericht. Publications Office of the European Union. 2014. DOI: doi/10.2788/361383.

[18] Bedon, C.; Larcher, M.; Bez, A. und Amadio, C.: *Numerical Analysis of TGU Windows Under Blast – GLASS-SHARD Outlook*. In: Challenging Glass Conference Proceedings. Bd. 8. Ghent, Belgien, 23. Juni 2022. DOI: 10.47982/cgc.8.450.

[19] Bedon, C.; Markovic, D.; Karlos, V. und Larcher, M.: *Numerical Investigation of Glass Windows under Near-Field Blast.* Coupled systems mechanics, Vol. 12, Num. 2, S. 167–181, 2023. DOI: 10.12989/CSM.2023.12.2.167.

[20] Bedon, C. und Mattei, S.: *Multistep Experimental Calibration of Mechanical Parameters for Modelling Multilayer Antishatter Safety Films in Structural Glass Protection.* Mathematical Problems in Engineering, Vol. 1, S. 1–14, 2021. DOI: 10.1155/2021/6714418.

[21] Bedon, C.; Zhang, X.; Santos, F.; Honfi, D.; Kozłowski, M.; Arrigoni, M.; Figuli, L. und Lange, D.: *Performance of Structural Glass Facades under Extreme Loads – Design Methods, Existing Research, Current Issues and Trends.* Construction and Building Materials, Vol. 163, S. 921–937, 2018. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.12.153.

[22] Ben-Dor, G.: *Shock Wave Reflection Phenomena*. 2. Aufl. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.

[23] Bergström, J. S.: *Mechanics of Solid Polymers - Theory and Computational Modeling*. Plastics Design Library Series. London, Elsevier, 2015.

[24] Bermbach, T.: *Zum Resttragverhalten von Verbundsicherheitsglas unter kombinierter Luftstoß-Temperatur-Belastung*. Dissertation. Universität der Bundeswehr München. 2017.

[25] Bikerman, J. J.: *Causes of Poor Adhesion: Weak Boundary Layers.* Industrial & Engineering Chemistry, Vol. 59, Num. 9, S. 40–44, 1967.

[27] Blank, K.: *Dickenbemessung von vierseitig gelagerten rechteckigen Glasscheiben unter gleichförmiger Flächenlast*. Forschungsbericht. Institut für konstruktiven Glasbau. 1993.

[28] Bogosian, D. und Avanessian, H. D.: *To Film or Not to Film: Effects of Anti-Shatter Film on Blunt Trauma Lethality from Tempered Glass*. In: 17th International Symposium on the Military Aspects of Blast and Shock. Las Vegas, Nevada, 2002.

[29] Bønding, C. K. T. und Meyland, M. J.: *Properties of Float Glass at High Strain Rates - Experimental and Numerical Investigation of Strength and Stiffness*. Masterarbeit. Technical University of Denmark. 2017.

[30] Bonnet, M.: *Kunststofftechnik - Grundlagen, Verarbeitung, Werkstoffauswahl und Fallbeispiele*. 2. Aufl. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014. DOI: 10.1007/978-3-658-03139-8.

[31] Bowles, R. und Sugarman, B.: *The Strength and Deflection Characteristics of Large Rectangular Glass Panels under Uniform Pressure.* Glass Technology, Vol. 3, Num. 5, S. 156–170, 1962.

[32] Brown, W. G.: *A Practicable Formulation for the Strength of Glass and Its Special Application to Large Plates*. No . NRC 14372. National Research Council Canada. Institute for Research in Construction. 1974. DOI: 10.4224/23002290.

[33] Bryant, L. M.; Erekson, J. M. und Herrle, K. W.: *Are You Positive about Negative Phase?* In: *Structures Congress 2013: Bridging Your Passion with Your Profession*. 2013, S. 103–114.

[34] Bucak, Ö. und Schuler, C.: Glas im Konstruktiven Ingenieurbau. In: *2008 Stahlbau Kalender*. Hrsg. von Kuhlmann, U. Stahlbau-Kalender. Berlin, Ernst & Sohn, 2008.

[36] Chamis, C. C.: *Simplified Composite Micromechanics Equations for Hygral, Thermal and Mechanical Properties*. In: Conference of the Society of the Plastics Industry (SPI). Houston, Texas, 1983. URL: https://api.semanticscholar.org/CorpusID:135594419.

[37] Charles, R. J.: *Static Fatigue of Glass. II.* Journal of Applied Physics, Vol. 29, Num. 11, S. 1554–1560, 1958.

[38] Chavan, N.; Walame, M. V. und Ponkshe, M.: *Material Modelling of PVC for Change in Tensile Properties with Variation in Strain Rate.* International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET), Vol. 4, Num. 7, 2017.

[39] Chen, S.; Chen, X.; Li, G.-Q. und Lu, Y.: *Development of Pressure-Impulse Diagrams for Framed PVB-laminated Glass Windows.* Journal of Structural Engineering, Vol. 145, Num. 3, 2019. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002258.

[40] Ciccotti, M.: *Stress-Corrosion Mechanisms in Silicate Glasses.* Journal of physics D: Applied physics, Vol. 42, Num. 21, 2009. DOI: 10.1088/0022-3727/42/21/214006.

[41] Claber, K. J.: *Designing Window Glazing for Explosive Loading*. In: IEEE 32nd Annual 1998 International Carnahan Conference on Security Technology. Alexandria, Virginia, USA, IEEE, 1998, S. 65–72. DOI: 10.1109/CCST.1998.723768.

[42] Clark, W.: *Window and Glass Hazards under Wartime Conditions and Recommended Protective Measures*. Forschungsbericht AECU-3037. 1954. DOI: 10.2172/4378199.

[43] *ConWep*. USAE Engineer Research & Development Center. 2010.

[44] Cormie, D.; Mays, G. und Smith, P.: *Blast Effects on Buildings*. 3. Aufl. London, ICE Publishing, 2019. DOI: 10.1680/beob.61477.

[48] Cranz, C.: *Lehrbuch Der Ballistik*. 2. Aufl. Berlin, 1926.

[49] De Pauw, S.: *Experimental and Numerical Study of Impact on Window Glass Fitted with Safety Window Film*. Dissertation. Ghent University. 2010.

[50] Department of Homeland Security: *Shatter-Resistant Window Film Market Survey Report: System Assessment and Validation for Emergency Responders*. Handbuch. 2015.

[51] *Die Klotzfibel - Grundlagen Für Eine Fachgerechte Verglasung*. Handbuch. Roto Frank AG - Fenster- und Türtechnologie. 2017.

[67] Döge, T.: *Zur Refexion von Luftstoßwellen an nachgiebigen Materialien und Baustrukturen*. Dissertation. Universität der Bundeswehr München. 2012.

[68] Dogruel, S. und Field, C.: *Design and Testing of Cable Catchment Systems for Historic Window Blast Protection*. In: Structures Congress 2011. Las Vegas, Nevada, United States, American Society of Civil Engineers, 14.–16. Apr. 2011, S. 1359–1374. DOI: 10.1061/41171(401)120.

[69] Domininghaus, H.; Elsner, P.; Eyerer, P. und Hirth, T.: *Kunststoffe: Eigenschaften und Anwendungen*. 7. Aufl. VDI-Buch. Berlin, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2008.

[70] Dorafshan, S.; Maguire, M. und Qi, X.: *Automatic Surface Crack Detection in Concrete Structures Using OTSU Thresholding and Morphological Operations*. Technischer Bericht UTC Report 01-2016. Utah State University. 2016. doi: 10.13140/RG.2.2.34024.47363.

[71] Drazin, W.: *Blast Propagation and Damage in Urban Topographies*. Dissertation. University of Cambridge. 2018.

[73] Ehrenstein, G. W.: *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*. 2. Aufl. Carl Hanser Verlag, 2006. 297 S.

[74] Ehrenstein, G. W.: *Polymer-Werkstoffe: Struktur - Eigenschaften - Anwendung*. 3. Aufl. Carl Hanser Verlag, 2011. 348 S.

[76] Feldmeier, F.: *Klimabelastung und Lastverteilung bei Mehrscheiben-Isolierglas*. Stahlbau, Vol. 75, Num. 6, S. 467–478, 2006. doi: 10.1002/stab.200610050.

[78] Flanagan, D. P. und Belytschko, T.: *A Uniform Strain Hexahedron and Quadrilateral with Orthogonal Hourglass Control*. International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 17, Num. 5, S. 679–706, 1981. doi: 10.1002/nme.1620170504.

[79] Flemming, M. und Roth, S.: *Faserverbundbauweisen: Eigenschaften - mechanische, konstruktive, thermische, elektrische, ökologische, wirtschaftliche Aspekte*. 1. Aufl. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2003.

[80] Flemming, M.; Ziegmann, G. und Roth, S.: *Faserverbundbauweisen: Fasern und Matrices*. 1. Aufl. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1995.

[81] Flemming, M.; Ziegmann, G. und Roth, S.: *Faserverbundbauweisen: Halbzeuge und Bauweisen*. 1. Aufl. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1996.

[82] Flemming, M.; Ziegmann, G. und Roth, S.: *Faserverbundbauweisen: Fertigungsverfahren mit duroplastischer Matrix*. 1. Aufl. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1999.

[83] Fletcher, E. R.; Richmond, D. R. und Jones, R. K.: *Air Blast Effects on Windows in Buildings and Automobiles on the Eskimo II Event*. In: *Minutes of 15th Explosives Safety Seminar*. Hrsg. von Department of Defense Explosives Safety Board. San Francisco, 18.–20. Sep. 1973.

[84] Fletcher, E. R.; Richmond, D. R. und Richmond, D. W.: *Air Blast Effects on Windows in Buildings and Automobiles on the Eskimo III Event*. In: *Minutes of 16th Explosives Safety Seminar*. Hrsg. von Department of Defense Explosives Safety Board. Hollywood, 1974.

[85] Fletcher, E. R.; Richmond, D. R. und Yelverton, J. T.: *Glass Fragment Hazard from Windows Broken by Airblast*. Forschungsbericht. Lovelace Biomedical and Enviromental Research Inst. 1980.

[86] Förch, M.: *Analysis of Glass Panels Subjected to Blast Load*. Dissertation. HafenCity Universität Hamburg. 2019. doi: 10.1007/978-3-662-59087-4.

[87] Friedlander, F. G.: *Note on the Diffraction of Blast Waves by a Wall*. UK Home Office ARP Dept, RC(A), 1939.

[88] Froelich, H.; Hepp, B.; Löffel, G. und Schmidt, J.: *Konstruktionsmerkmale für Fenster: Zusammenstellung der konstruktiven Merkmale unter Beachtung der Entscheidungskriterien zur Auswahl von Fenstern*. Forschungsbericht BI6-800182-106. Fraunhofer IRB Verlag. 1986.

[89] Ge, J.; Li, G.-Q. und Chen, S.-W.: *Theoretical and Experimental Investigation on Fragment Behavior of Architectural Glass Panel under Blast Loading.* Engineering Failure Analysis, Vol. 26, S. 293–303, 2012. doi: 10.1016/j.engfailanal.2012.07.022.

[90] Gebbeken, N.; Teich, M.; Larcher, M. und Pietzsch, A.: *Fassaden und Retrofit.* In: *4. Workshop bau-Protect: Tagungsband.* Hrsg. von Thoma, K. und Gebbeken, N. Freiburg, Fraunhofer IRB Verlag, 2010, S. 177–182.

[91] Gebbeken, N. und Döge, T.: *Der Reflexionsfaktor bei der senkrechten Reflexion von Luftstoßwellen an starren und nachgiebigen Materialien.* Bauingenieur, Vol. 81, Num. 11, S. 496–503, 2006.

[92] Gebbeken, N. und Döge, T.: *Vom Explosionsszenario zur Bemessungslast.* Der Prüfingenieur, Vol. 29, S. 42–52, 2006.

[93] Gebbeken, N.; Döge, T. und Larcher, M.: *Sicherheit bei terroristischen Bedrohungen im öffentlichen Raum durch spezielle bauliche Lösungen*, Vol. Volume 88, S. 668–676, 2011. doi: 10.1002/bate.201101510.

[94] Gebbeken, N.; Hübner, M.; Larcher, M.; Michaloudis, G. und Pietzsch, A.: *Beton und Stahlbetonkonstruktionen unter Explosion und Impakt.* Beton- und Stahlbetonbau, Vol. 108, Num. 8, S. 515–527, 2013. doi: 10.1002/best.201300029.

[95] Gebhardt, J.; Schlamp, M.; Ehrlich, I. und Hiermaier, S.: *Low-Velocity Impact Behavior of Elliptic Curved Composite Structures.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 180, S. 104663, 2023. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104663.

[96] Gehrke, E.; Ullner, C. und Hähnert, M.: *Fatigue Limit and Crack Arrest in Alkali-Containing Silicate Glasses.* Journal of Materials Science, Vol. 26, Num. 20, S. 5445–5455, 1991. doi: 10.1007/BF02403942.

[97] Gibson, R. F.: *Principles of Composite Material Mechanics.* 4. Aufl. Boca Raton, Florida, CRC Press, Taylor & Francis Group, 2016.

[98] Glasstone, S. und Dolan, P.: *The Effects of Nuclear Weapons.* 3. Aufl. Washington, D.C., US Department of Defence, 1977.

[99] Gy, R.: *Stress Corrosion of Silicate Glass: A Review.* Journal of Non-Crystalline Solids, Vol. 316, Num. 1, S. 1–11, 2003. doi: 10.1016/S0022-3093(02)01931-2.

[100] Habenicht, G.: *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen.* Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2009. doi: 10.1007/978-3-540-85266-7.

[102] Harris, R. J.; Marshall und Moppett, D. J.: *The Response of Glass Windows to Explosion Pressures.* In: *International Chemical Engineering Series No. 49.* Hrsg. von British Gas Corporation, Midlands Research Station. 1977.

[103] Hartmann, T.; Pietzsch, A. und Gebbeken, N.: *A Hydrocode Material Model for Concrete.* International Journal of Protective Structures, Vol. 4, S. 443–468, 2010. doi: 10.1260/2041-4196.1.4.443.

[104] Haufe, A.; Schweizerhof, K. und Dubois, P.: *Properties and Limits - Review of Shell Element Formulations.* In: LS-DYNA Developer Forum 2013. Filderstadt, Deutschland, 2013. doi: 10.13140/RG.2.2.28097.35688.

[105] Henderson, L. F.: *Exact Expressions for Shock Reflexion Transition Criteria in a Perfect Gas.* Journal of Applied Mathematics and Mechanics, Vol. 62, Num. 6, S. 258–261, 1982. doi: 10.1002/zamm.19820620608.

[106] Henrych, J.: *The Dynamics of Explosion and Its Use.* Bd. 1. Developments in Civil Engineering. Amsterdam, Elsevier, 1979.

[107] Hiermaier, S. J.: *Structures Under Crash and Impact - Continuum Mechanics, Discretization and Experimental Characterization.* New York, NY, Springer, 2008. doi: 10.1007/978-0-387-73863-5.

[108] Holmquist, T. J.; Johnson, G. R.; Lopatin, C. M.; Grady, D. E. und Hertel JR., E. S.: *High Strain Rate Properties and Constitutive Modeling of Glass.* In: 15th International Symposium on Ballistics. Jerusalem, Israel, Mai 1995. doi: 10.2172/41367.

[109] Hopkinson, B.: *British Ordnance Board Minutes.* Forschungsbericht Report 13565. British Ordnance Office. 1915.

[110] Hryciów, Z.; Borkowski, W.; Rybak, P. und Wysocki, Z.: *Influence of the Shape of the Explosive Charge on Blast Profile.* Journal of KONES. Powertrain and Transport, Vol. 21, Num. 4, 2014. doi: 10.5604/12314005.1130466.

[111] Huang, S.; Fu, Q.; Yan, L. und Kasal, B.: *Characterization of Interfacial Properties between Fibre and Polymer Matrix in Composite Materials – A Critical Review.* Journal of Materials Research and Technology, Vol. 13, S. 1441–1484, 2021. doi: 10.1016/j.jmrt.2021.05.076.

[112] Hupfauf, M. und Gebbeken, N.: *Secondary Debris Resulting from Concrete Slabs Subjected to Contact Detonations.* Advances in Structural Engineering, Vol. 25, Num. 7, S. 1373–1385, 2022. doi: 10.1177/13694332221080614.

[113] Irwin, G. R.: *Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate.* Journal of Applied Mechanics-Transactions of the ASME, S. 351–369, 1957.

[114] Ishizaki, H.: *On the Large Deflections of Rectangular Glass Panes under Uniform Pressure.* Bulletin of the Disaster Prevention Research Institute, Vol. 22, Num. 1, 1972.

[115] Ismail, M. M. und Murray, S. G.: *Study of the Blast Waves from the Explosion of Nonspherical Charges.* Propellants, Explosives, Pyrotechnics, Vol. 18, Num. 3, S. 132–138, 1993.

[117] Jones, R. M.: *Mechanics of Composite Materials.* 2. Aufl. CRC Press, 2018. doi: 10.1201/9781498711067.

[118] Jordan, J. L.; Siviour, C. R. und Woodworth, B.: *High Strain Rate Mechanical Properties of Glassy Polymers.* In: *AIP Conference Proceedings.* Bd. 1426. American Institute of Physics, 2012, S. 191–194. doi: 10.1063/1.3686252.

[119] Jordan, J. L.; Siviour, C. R. und Woodworth, B.: *High Strain Rate Tensile and Compressive Effects in Glassy Polymers.* In: *EPJ Web of Conferences.* Bd. 26. EDP Sciences, 2012. doi: 10.1051/epjconf/20122601001.

[120] Kaiser, R.: *Rechnerische und experimentelle Ermittlung der Durchbiegungen und Spannungen von quadratischen Platten bei freier Auflagerung an den Rändern, gleichmäßig verteilter Last und großen Ausbiegungen.* Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik (ZAMM), Vol. 16, Num. 2, S. 73–98, 1936. doi: 10.1002/zamm.19360160203.

[121] Kármán, Th. V.: Festigkeitsprobleme im Maschinenbau. In: *Mechanik*. Bd. 4. 4 Bde. Encyklopädie der Mathematischen Wissenschaften. Springer Fachmedien Wiesbaden, 1907. DOI: 10.1007/978-3-663-16028-1.

[122] Kastenmeier, A.: *Biegeverhalten faserverstärkter Kunststoffrohre unter Berücksichtigung einer mehrreihigen Bolzenverbindung*. Dissertation. Universität der Bundeswehr München. 2020.

[123] Kawai, T. und Yoshimura, N.: *Analysis of Large Deflection of Plates by the Finite Element Method.* International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 1, Num. 1, S. 123–133, 1969. DOI: 10.1002/nme.1620010109.

[124] Kerkhof, F.; Richter, H. und Stahn, D.: *Festigkeit von Glas. Zur Abhaengigkeit von Belastungsdauer Und -Verlauf.* Glastechnische Berichte, Vol. 54, Num. 8, S. 265–277, 1981.

[125] Kingery, C. N. und Bulmash, G.: *Airblast Parameters for TNT Spherical Air Burst and Hemispherical Surface Burst - Characteristics of the Blast Wave in Air*. Technischer Bericht. Ballistic Research Laboratory. 1984.

[126] Kinney, G. F. und Graham, K. J.: *Explosive Shocks in Air*. 2. Aufl. Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 1985. DOI: 10.1007/978-3-642-86682-1.

[127] Knoll, B. und Sewald, F.: *Mechanische und thermische Eigenschaften von Fensterprofilen aus PVC-U.* Glaswelt, Num. 2, S. 36–43, 1998.

[128] Kojima, T.; Suzuki, M. und Notomi, M.: *Numerical Simulation on Dynamic Fracture of Glass Plate Fitted with Polymeric Film.* Advanced Materials Research, Vol. 1166, S. 57–64, 2021. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.1166.57.

[129] Kolling, S.; Alter, C.; Schneider, J.; Kuntsche, J.; Gebbeken, N. und Larcher, M.: *Deformations- und Bruchverhalten von Verbundsicherheitsglas unter dynamischer Beanspruchung.* Stahlbau, Vol. 81, Num. 3, S. 219–225, 2012. DOI: 10.1002/stab.201201536.

[130] König, C.: *Dehnratenabhängigkeit mechanischer Werkstoffkennwerte von Kalk-Natronsilicatglas*. Dissertation. Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig. 2011.

[131] Kraft, D.: *Untersuchungen zur Detektion und Kontrolle der Schweißnahtqualität beim Heizelementstumpfschweißen von Thermoplasten unter Berücksichtigung der Wärmestrombilanzierung*. Dissertation. Technische Universität Ilmenau. 2016.

[132] Krauthammer, T. und Altenberg, A.: *Negative Phase Blast Effects on Glass Panels.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 24, Num. 1, S. 1–17, 2000. DOI: 10.1016/S0734-743X(99)00043-3.

[133] Krauthammer, T.; Astarlioglu, S.; Blasko, J.; Soh, T. und Ng, P.: *Pressure–Impulse Diagrams for the Behavior Assessment of Structural Components.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 35, Num. 8, S. 771–783, 2008. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.12.004.

[134] Krauthammer, T.: *Modern Protective Structures*. Bd. 22. Civil and Environmental Engineering. Boca Raton, Florida, USA, CRC Press, 2008.

[136] Kuntsche, J. K.: *Mechanisches Verhalten von Verbundglas unter zeitabhängiger Belastung und Explosionsbeanspruchung*. Dissertation. TU Darmstadt. 2015.

[137] Lawn, B.: *Fracture of Brittle Solids*. 2. Aufl. Cambridge University Press, 1993.

[138] Le Clerc, C.; Bunsell, A. R. und Piant, A.: *Influence of Temperature on the Mechanical Behaviour of Polyester Fibres.* Journal of Materials Science, Vol. 41, Num. 22, S. 7509–7523, 2006. doi: 10.1007/s10853-006-0835-8.

[139] Levy, S. und Greenman, S.: *Bending with Large Deflection of a Clamped Rectangular Plate with Length-Width Ratio of 1.5 under Normal Pressure.* Technische Hinweise No. 853. National Advisory Committee for Aeronautics. 1942.

[140] Lin, L. H.; Hinman, E.; Stone, H. F. und Roberts, A. M.: *Survey of Window Retrofit Solutions for Blast Mitigation.* Journal of Performance of Constructed Facilities, Vol. 18, Num. 2, S. 86–94, 2004. doi: 10.1061/(ASCE)0887-3828(2004)18:2(86).

[142] *LS-DYNA® Keyword User's Manual Volume I.* Handbuch r:14186. Livermore Software Technology Corporation. 2021.

[143] *LS-DYNA® Keyword User's Manual Volume II - Material Models.* Handbuch. Livermore Software Technology Corporation. 2021.

[144] *LS-DYNA® Theory Manual.* Handbuch. Livermore Software Technology Corporation. 2019.

[146] Marchand, K. A.; Conrath, E. J.; Stevens, D. J. und Meyer, S. B.: *Blast Induced Glass Hazards: A Comparison of Design Approaches and Recent Research.* In: Structures Under Shock and Impact IX. Bd. 87. The New Forest, UK, 26. Juni 2006, S. 259–268. doi: 10.2495/SU060261.

[147] Maspoch, M.; Hénault, V.; Ferrer-Balas, D.; Velasco, J. und Santana, O.: *Essential Work of Fracture on PET Films: Influence of the Thickness and the Orientation.* Polymer Testing, Vol. 19, Num. 5, S. 559–568, 2000. doi: 10.1016/S0142-9418(99)00026-4.

[148] Mathews, Z. R. und Koyfman, A.: *Blast Injuries.* The Journal of Emergency Medicine, Vol. 49, Num. 4, S. 573–587, 2015. doi: 10.1016/j.jemermed.2015.03.013.

[149] Mattei, S.; Cozzarini, L. und Bedon, C.: *Pre- and Post-Failure Experimental Bending Analysis of Glass Elements Coated by Aged Anti-Shatter Safety Films.* In: Challenging Glass Conference. Bd. 8. Ghent, Belgium, 20. Juni 2022. doi: 10.47982/cgc.8.401.

[150] Mayrhofer, C.: *Methoden der dynamischen Grenztragfähigkeitsberechnung.* In: *1. Workshop Bau-Protect: Tagungsband.* Hrsg. von Thoma, K.; Gebbeken, N. und Thünemann, H. Freiburg, Fraunhofer IRB Verlag, 2004.

[151] Merah, N.; Irfan-ul-Haq, M. und Khan, Z.: *Temperature and Weld-Line Effects on Mechanical Properties of CPVC.* Journal of Materials Processing Technology, Vol. 142, Num. 1, S. 247–255, 2003. doi: 10.1016/S0924-0136(03)00567-3.

[152] *Methods for the Determination of Possible Damage to People and Objects Resulting from Releases of Hazardous Materials (Green Book).* Handbuch CPR 16-E. Committee for the Prevention of Disasters. 1989.

[153] Meyers, G. E.; Baldwin, D. und Mlakar, P.: *State of the Art of Blast Resistant Windows.* Technischer Bericht. Department of Energy. 1994.

[154] Meyers, G. E.: *Design Criteria and Preliminary Acceptance Test.* In: *Minutes of the Explosives Safety Seminar (21st).* Bd. 1. Houston, Texas, 1984, S. 153–214.

[155] Meyers, M. A.: *Dynamic Behavior of Materials.* John Wiley & Sons, 1994.

[156] Meyland, M. J.; Bønding, C. K. T.; Eriksen, R. N. W. und Nielsen, J. H.: *An Experimental Investigation of the Flexural Strength of Soda–Lime–Silica Glass at High Loading Rates.*

Glass Structures & Engineering, Vol. 4, Num. 2, S. 175–183, 2018. DOI: 10.1007/s40940-018-0089-2.

[157] Michaloudis, G. und Gebbeken, N.: *Modeling Masonry Walls under Far-Field and Contact Detonations.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 123, S. 84–97, 2019. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.09.019.

[158] Millon, O. und Haberacker, C.: *Analyse und Vergleich von Prüfnormen und Prüfverfahren für Glasfassaden unter extremer Einwirkung.* In: *7. Workshop bau-protect: Tagungsband.* Hrsg. von Hiermaier, S.; Gebbeken, N.; Klaus, M. und Stolz, A. Freiburg, Fraunhofer Verlag, 2017, S. 301–316.

[159] Mittelstedt, C.: *Flächentragwerke: Scheiben, Platten, Schalen, geschichtete Strukturen.* Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 2022. DOI: 10.1007/978-3-662-65613-6.

[160] Monk, S.: *Breakage Response of Glass Panels Subject to Long-Duration Blast.* Dissertation. University of Southampton. 2018.

[161] Moore, D. M.: *Proposed Method for Determining the Thickness of Glass in Solar Collector Panels.* Technischer Bericht DOE/JPL-1012-41. California Institute of Technology. 1980. DOI: 10.2172/5446519.

[162] Morison, C.: *The Resistance of Laminated Glass to Blast Pressure Loading and the Coefficients for Single Degree of Freedom Analysis of Laminated Glass.* Dissertation. Cranfield University. 2007.

[163] Morse, S. M. und Norville, H. S.: *Comparison of Methods to Determine Load Sharing of Insulating Glass Units for Environmental Loads.* Glass Structures & Engineering, Vol. 1, Num. 1, S. 315–329, 2016. DOI: 10.1007/s40940-016-0030-5.

[164] Moser, K.: *Faser-Kunststoff-Verbund.* Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1992. DOI: 10.1007/978-3-642-58092-5.

[165] Moura, R. T.; Clausen, A. H.; Fagerholt, E.; Alves, M. und Langseth, M.: *Impact on HDPE and PVC Plates – Experimental Tests and Numerical Simulations.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 37, Num. 6, S. 580–598, 2010. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.12.004.

[166] Nádai, A.: *Die elastischen Platten: Die Grundlagen und Verfahren zur Berechnung ihrer Formänderungen und Spannungen, sowie die Anwendungen der Theorie der ebenen zweidimensionalen elastichen Systeme auf praktische Aufgaben.* Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, 1925. DOI: 10.1007/978-3-642-99170-7.

[167] Neumann, D.; Hestermann, U. und Rongen, L.: *Frick/Knöll Baukonstruktionslehre 2: Kapitel 5: Fenster.* 33. Aufl. Wiesbaden, Vieweg+Teubner Verlag, 2008.

[168] Norville, H. S.; Harvill, N.; Conrath, E. J.; Shariat, S. und Mallonee, S.: *Glass-Related Injuries in Oklahoma City Bombing.* Journal of Performance of Constructed Facilities, Vol. 13, Num. 2, S. 50–56, 1999. DOI: 10.1061/(ASCE)0887-3828(1999)13:2(5.

[169] Omang, M.; Christensen, S.; Børve, S. und Trulsen, J.: *Height of Burst Explosions: A Comparative Study of Numerical and Experimental Results.* Shock Waves, Vol. 19, S. 135–143, 2009. DOI: 10.1007/s00193-009-0196-8.

[170] Osnes, K.; Børvik, T. und Hopperstad, O. S.: *Testing and Modelling of Annealed Float Glass under Quasi-Static and Dynamic Loading.* Engineering Fracture Mechanics, Vol. 201, S. 107–129, 2018. doi: 10.1016/j.engfracmech.2018.05.031.

[171] Osnes, K.; Børvik, T. und Sture Hopperstad, O.: *Shock Tube Testing and Modelling of Annealed Float Glass.* EPJ Web of Conferences, Vol. 183, 2018. doi: 10.1051/epjconf/201818301035.

[172] Overend, M. und Zammit, K.: *A Computer Algorithm for Determining the Tensile Strength of Float Glass.* Engineering Structures, Vol. 45, S. 68–77, 2012. doi: 10.1016/j.engstruct.2012.05.039.

[173] Peroni, M.; Solomos, G.; Pizzinato, V. und Larcher, M.: *Experimental Investigation of High Strain-Rate Behaviour of Glass.* Applied Mechanics and Materials, Vol. 82, S. 63–68, 2011. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.82.63.

[174] Philip, E. B.: *Effect of Blast on Rectangular Panels of Glass or Other Elastic Material.* Forschungsbericht RC163. Ministry of Home Security. 1941.

[175] Plooster, M.: *Blast Effects from Cylindrical Explosive Charges: Experimental Measurements.* Forschungsbericht NWC TP 6382. Naval Weapons Center. 1982, S. 229.

[176] Postawa, P.; Stachowiak, T. und Gnatowski, A.: *Strength Analysis of Welded Corners of PVC Window Profiles.* IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, Vol. 225, S. 012003, 2017. doi: 10.1088/1757-899X/225/1/012003.

[177] Potente, H.: *Fügen von Kunststoffen: Grundlagen, Verfahren, Anwendung.* 1. Aufl. Hanser Fachbuch, 2004.

[178] Pritchard, D. K.: *Breakage of Glass Windows by Explosions.* Journal of Occupational Accidents, Vol. 3, Num. 2, S. 69–85, 1981. doi: 10.1016/0376-6349(81)90001-8.

[179] Proctor, B. A.; Whitney, I. und Johnson, J. W.: *The Strength of Fused Silica.* Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, Vol. 297, Num. 1451, S. 534–557, 1967. doi: 10.1098/rspa.1967.0085.

[181] Profine Group: *Allgemeine Verarbeitungsrichtlinien.* Handbuch. 2014.

[182] Remennikov, A. und Brodie, L. S.: *Experimental Investigation of Cable Catcher Systems for Office Building Blast Protection.* In: *Australasian Structural Engineering Conference (ASEC2012).* Hrsg. von Engineers Australia. Perth, Australia, 28. Nov.–2. Dez. 2012, S. 1–8.

[183] Remennikov, A. und Carolan, D.: *High Performance Retrofit Solutions for Blast Protection of Facades in Office Buildings.* In: Recent Advances in Security Technology Conference. Melbourne, Australia, Research Network Secure Australia, 28. Sep. 2007, S. 44–54.

[184] Remennikov, A.; Chipperfield, L. und McInerney, N.: *Experimental Investigation of Load-Deformation Response for Blast-Resistant Facade Glazing Solutions.* In: *The Meeting Planners.* Australasian Structural Engineering Conference (ASEC 2008). Melbourne, Australia, 2008.

[185] Rose, T. und Smith, P.: *Influence of the Principal Geometrical Parameters of Straight City Streets on Positive and Negative Phase Blast Wave Impulses.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 27, Num. 4, S. 359–376, 2002. doi: 10.1016/S0734-743X(01)00060-4.

[186] Rösler, J.; Harders, H. und Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 6. Aufl. Springer Vieweg, 2006. DOI: 10.1007/978-3-658-26802-2.

[187] Schneider, J.; Schula, S. und Weinhold, W. P.: *Characterisation of the Scratch Resistance of Annealed and Tempered Architectural Glass.* Thin Solid Films, Vol. 520, Num. 12, S. 4190–4198, 2012. DOI: 10.1016/j.tsf.2011.04.104.

[188] Schneider, J.; Kuntsche, J.; Schula, S.; Schneider, F. und Wörner, J.-D.: *Glasbau*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2016. DOI: 10.1007/978-3-540-68927-0.

[189] Schula, S.: *Charakterisierung der Kratzanfälligkeit von Gläsern im Bauwesen*. Technische Universität Darmstadt. 2015. DOI: 10.1007/978-3-662-47782-3.

[190] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2. Aufl. VDI-Buch. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2007.

[191] Schwarzl, F. R.: *Polymermechanik: Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1990. DOI: doi.org/10.1007/978-3-642-61506-1.

[192] Schweizerhof, K.; Weimar, K.; Munz, T. und Rottner, T.: *Crashworthiness Analysis with Enhanced Composite Material Models in LS-DYNA–Merits and Limits*. In: *LS-DYNA World Conference*. 1998, S. 1–17.

[193] Seaman, L.: *Response of Windows to Sonic Booms*. Technischer Bericht ETU-5897. Stanford Research Institute. 1967.

[194] Sherkar, P.; Shin, J.; Whittaker, A. und Aref, A.: *Influence of Charge Shape and Point of Detonation on Blast-Resistant Design.* Journal of Structural Engineering, Vol. 142, Num. 2, 2015. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001371.

[195] Sherkar, P.; Whittaker, A. und Aref, A.: *Modeling the Effects of Detonations of High Explosives to Inform Blast-Resistant Design*, 2010. DOI: 10.13140/RG.2.1.3978.4565.

[196] Siebert, G. und Maniatis, I.: *Tragende Bauteile aus Glas: Grundlagen, Konstruktion, Bemessung, Beispiele*. 2. Aufl. Bauingenieurpraxis BiP. Wilhelm Ernst & Sohn, 2012. DOI: 10.1002/9783433602782.

[197] Simoens, B., Lefebvre, M. H., Arrigoni, M., Kerampran, S.: Effect of Charge Shape: Pressure Field around a Cylindrical Explosive Charge. In: *22nd Military Aspects of Blast and Shock (MABS)*. Bourges, France, 2012.

[198] Siviour, C. R. und Jordan, J. L.: *High Strain Rate Mechanics of Polymers: A Review.* Journal of Dynamic Behavior of Materials, Vol. 2, S. 15–32, 2016. DOI: 10.1007/s40870-016-0052-8.

[199] Smith, J. L. und Brokaw, J. T.: *Explosive Tests for the Evaluation of the Glass Fragment Mitigation Characteristics of MSC Specialty Films Inc. Security Window Film.* Technischer Bericht ARA-TR-00-0041.1-3. Applied Research Associates, Inc. 2000.

[200] Smith, P. D.; Whalen, G. P.; Feng, L. J. und Rose, T. A.: *Blast Loading on Buildings from Explosions in City Streets.* Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings, Vol. 146, Num. 1, S. 47–55, 2001. DOI: 10.1680/stbu.2001.146.1.47.

[201] Smith, P. D. und Rose, T. A.: *Blast Wave Propagation in City Streets—an Overview.* Progress in Structural Engineering and Materials, Vol. 8, Num. 1, S. 16–28, 2006. DOI: 10.1002/pse.209.

[202] Solomos, G.; Larcher, M.; Valsamos, G.; Karlos, V. und Casadei, F.: *JRC119310 - A Survey of Computational Models for Blast Induced Human Injuries for Security and Defence Applications.* Technischer Bericht. European Commission. Joint Research Centre. 2020.

[203] Spiller, K.; Packer, J. A.; Seica, M. V. und Yankelevsky, D. Z.: *Prediction of Annealed Glass Window Response to Blast Loading.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 88, S. 189–200, 2016. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2015.10.010.

[204] Stoner, R. G. und Bleakney, W.: *The Attenuation of Spherical Shock Waves in Air.* Journal of applied physics, Vol. 19, Num. 7, S. 670–678, 1948. doi: 10.1063/1.1698189.

[205] Szilard, R.: *Theories and Applications of Plate Analysis: Classical, Numerical, and Engineering Methods.* Hoboken, New Jersey, USA, John Wiley & Sons, 2004. doi: 10.1002/9780470172872.

[206] Task Committee on Blast-Resistant Design of the Petrochemical: *Design of Blast-Resistant Buildings in Petrochemical Facilities.* 2. Aufl. Reston, VA, American Society of Civil Engineers, 2010. doi: 10.1061/9780784410882.

[207] Teich, M.: *Interaktionen von Explosionen mit flexiblen Strukturen.* Dissertation. Universität der Bundeswehr München. 2012.

[208] Teich, M.; Warnstedt, P. und Gebbeken, N.: *Influence of Negative Phase Loading on Cable Net Facade Response.* Journal of Architectural Engineering, Vol. 18, Num. 4, S. 276–284, 2012. doi: 10.1061/(ASCE)AE.1943-5568.0000083.

[209] Tham, C. Y.: *Numerical Simulation on the Interaction of Blast Waves with a Series of Aluminum Cylinders at Near-Field.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 36, Num. 1, S. 122–131, 2009. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2007.12.011.

[210] Thomason, J.: *The Influence of Fibre Length and Concentration on the Properties of Glass Fibre Reinforced Polypropylene: 5. Injection Moulded Long and Short Fibre PP.* Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Vol. 33, Num. 12, S. 1641–1652, 2002. doi: 10.1016/S1359-835X(02)00179-3.

[212] Tsai, C. R. und Stewart, R. A.: *Stress Analysis of Large Deflection of Glass Plates by the Finite-Element Method.* Journal of the American Ceramic Society, Vol. 59, Num. 9–10, S. 445–448, 1976. doi: 10.1111/j.1151-2916.1976.tb09515.x.

[215] Valsamos, G.; Larcher, M. und Casadei, F.: *Beirut Explosion 2020: A Case Study for a Large-Scale Urban Blast Simulation.* Safety Science, Vol. 137, 2021. doi: 10.1016/j.ssci.2021.105190.

[216] Van der Woerd, J. D.; Wagner, M.; Pietzsch, A.; Andrae, M. und Gebbeken, N.: *Design Methods of Blast Resistant Façades, Windows, and Doors in Germany: A Review.* Glass Structures & Engineering, Vol. 7, Num. 4, S. 693–710, 2022. doi: 10.1007/s40940-022-00213-w.

[219] Ward, S. P. und Jordan, B.: *Anchoring Blast-Resistant Windows.* The construction specifier, Vol. 59, S. 40–50, 2006.

[220] Warnstedt, P.: *Experimentelle und numerische Untersuchung der explosionshemmenden Wirkung von Heckenpflanzen.* Dissertation. Universität der Bundeswehr München. 2021.

[221] Weissbach, W.; Dahms, M. und Jaroschek, C.: *Werkstoffkunde: Strukturen, Eigenschaften, Prüfung.* 19. Aufl. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015. doi: 10.1007/978-3-658-03919-6.

[222] Wharton, R. K.; Formby, S. A. und Merrifield, R.: *Airblast TNT Equivalence for a Range of Commercial Blasting Explosives.* Journal of Hazardous Materials, Vol. 79, Num. 1–2, S. 31–39, 2000. doi: 10.1016/S0304-3894(00)00168-0.

[223] Wiederhorn, S. M.: *Influence of Water Vapor on Crack Propagation in Soda-Lime Glass.* Journal of the American Ceramic Society, Vol. 50, Num. 8, S. 407–414, 1967. doi: 10.1111/j.1151-2916.1967.tb15145.x.

[224] Wu, C.; Oehlers, D. J.; Rebentrost, M.; Leach, J. und Whittaker, A. S.: *Blast Testing of Ultra-High Performance Fibre and FRP-retrofitted Concrete Slabs.* Engineering Structures, Vol. 31, Num. 9, S. 2060–2069, 2009. doi: 10.1016/j.engstruct.2009.03.020.

[225] Xiao, W.; Andrae, M. und Gebbeken, N.: *Development of a New Empirical Formula for Prediction of Triple Point Path.* Shock Waves, Vol. 30, Num. 6, S. 677–686, 2020. doi: 10.1007/s00193-020-00968-7.

[226] Xiao, W.: *Experimental and Numerical Investigations on the Effectiveness of Protective Barriers against Air Blast.* Dissertation. Universität der Bundeswehr München. 2019.

[227] Xiao, W.; Andrae, M. und Gebbeken, N.: *Air Blast TNT Equivalence Factors of High Explosive Material PETN for Bare Charges.* Journal of Hazardous Materials, Vol. 377, S. 152–162, 2019. doi: 10.1016/j.jhazmat.2019.05.078.

[228] Xiao, W.; Andrae, M. und Gebbeken, N.: *Experimental and Numerical Investigations on the Shock Wave Attenuation Performance of Blast Walls with a Canopy on Top.* International Journal of Impact Engineering, Vol. 131, S. 123–139, 2019. doi: 10.1016/j.ijimpeng.2019.05.009.

[229] Xiao, W.; Andrae, M. und Gebbeken, N.: *Effect of Charge Shape and Initiation Configuration of Explosive Cylinders Detonating in Free Air on Blast-Resistant Design.* Journal of Structural Engineering, Vol. 146, Num. 8, 2020. doi: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002694.

[230] Xiao, W.; Andrae, M. und Gebbeken, N.: *Untersuchung der Schutzwirkung von auf Gabionenwänden montierten Leitblechen gegen Explosionen.* Bautechnik, Vol. 98, Num. 5, S. 365–378, 2021. doi: 10.1002/bate.202000065.

[231] Xiao, W.; Andrae, M.; Steyerer, M. und Gebbeken, N.: *Investigations of Blast Loads on a Two-Storeyed Building with a Gable Roof: Full-scale Experiments and Numerical Study.* Journal of Building Engineering, Vol. 43, S. 103111, 2021. doi: 10.1016/j.jobe.2021.103111.

[232] Yankelevsky, D. Z.: *Strength Prediction of Annealed Glass Plates – A New Model.* Engineering Structures, Vol. 79, S. 244–255, 2014. doi: 10.1016/j.engstruct.2014.08.017.

[233] Zaroulis, J. und Boyce, M.: *Temperature, Strain Rate, and Strain State Dependence of the Evolution in Mechanical Behaviour and Structure of Poly(Ethylene Terephthalate) with Finite Strain Deformation.* Polymer, Vol. 38, Num. 6, S. 1303–1315, 1997. doi: 10.1016/S0032-3861(96)00632-5.

[234] Zhang, X. und Bedon, C.: *Vulnerability and Protection of Glass Windows and Facades under Blast: Experiments, Methods and Current Trends.* International Journal of Structural

Glass and Advanced Materials Research, Vol. 1, Num. 2, S. 10–23, 2017. DOI: 10.3844/sgamrsp.2017.10.23.

[235] Zhang, X. und Hao, H.: *Experimental and Numerical Study of Boundary and Anchorage Effect on Laminated Glass Windows under Blast Loading.* Engineering Structures, Vol. 90, S. 96–116, 2015. DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.02.022.

[236] Zhang, X. und Hao, H.: *The Response of Glass Window Systems to Blast Loadings: An Overview.* International Journal of Protective Structures, Vol. 7, Num. 1, S. 123–154, 2016. DOI: 10.1177/2041419615626061.

[237] Zhang, X.; Hao, H. und Wang, Z.: *Experimental Investigation on Monolithic Tempered Glass Window Responses to Blast Loads.* International Journal of Protective Structures, Vol. 6, Num. 2, S. 287–309, 2015. DOI: 10.1260/2041-4196.6.2.287.

[238] Zhang, X.; Zou, Y.; Hao, H.; Li, X.; Ma, G. und Liu, K.: *Laboratory Test on Dynamic Material Properties of Annealed Float Glass.* International Journal of Protective Structures, Vol. 3, Num. 4, S. 407–430, 2012. DOI: 10.1260/2041-4196.3.4.407.

[239] Zilch, K.; Niedermeier, R. und Finckh, W.: Geklebte Verstärkung mit Cfk-Lamellen und Stahllaschen. In: *Beton-Kalender 2013: Lebensdauer und Instandsetzung – Brandschutz.* Ernst & Sohn, 2013, S. 471–552. DOI: 10.1002/9783433602591.ch6.

Normen und Richtlinien

[9] AS 1288—2006: *Glass in Buildings—Selection and Installation*. Australian Standard. Standards Australia. 2006.

[10] ASTM E1300-16: *Standard Practice for Determining Load Resistance of Glass in Buildings*. American Standard. ASTM International. 2016.

[45] CPNI EBP 08/13: *Guidance Note: Use of Anti-Shatter Film (ASF) and Bomb Blast Net Curtains (BBNC)*. Sicherheitsleitfaden. Centre for the Protection of National Infrastructure. 2013.

[46] CPNI EBP 09/13: *Guidance Note: Specifying Anti Shatter Film as a Blast Mitigation Measure (Daylight Application)*. Sicherheitsleitfaden. Centre for the Protection of National Infrastructure. 2013.

[47] CPNI EBP 10/13: *Guidance Note: Peel Adhesion Testing and Assessment of Anti-Shatter Film (ASF)*. Sicherheitsleitfaden. Centre for the Protection of National Infrastructure. 2013.

[52] DIN 18104-1:2017-08: *Einbruchhemmende Nachrüstprodukte - Teil 1: Aufschraubbare Nachrüstprodukte für Fenster und Türen-, Anforderungen und Prüfverfahren*. Deutsche Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2017.

[53] DIN 18104-2:2021-12: *Einbruchhemmende Nachrüstprodukte - Teil 2: Im Falz eingelassene Nachrüstprodukte für Fenster und Türen-, Anforderungen und Prüfverfahren*. Deutsche Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2021.

[54] DIN EN 1288-1:2000-09: *Glas im Bauwesen - Bestimmung der Biegefestigkeit von Glas - Teil 1: Grundlagen*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2000.

[55] DIN EN 13123-1:2022-02 - Entwurf: *Fenster, Türen, Abschlüsse und Vorhangfassaden - Sprengwirkungshemmung - Anforderungen und Klassifizierung - Teil 1: Stoßrohr*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2022.

[56] DIN EN 13124-1:2022-02 - Entwurf: *Fenster, Türen, Abschlüsse und Vorhangfassaden - Sprengwirkungshemmung - Prüfverfahren - Teil 1: Stoßrohr*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2022.

[57] DIN EN 13541:2012-06: *Glas im Bauwesen - Sicherheitssonderverglasung - Prüfverfahren und Klasseneinteilung des Widerstandes gegen Sprengwirkung*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2012.

[58] DIN EN 15752-1:2014-10: *Glas Im Bauwesen - Selbstklebende Polymerfolie - Teil 1: Begriffe Und Anforderungen*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2014.

[59] DIN EN 15755-1:2014-10: *Glas im Bauwesen - Glas mit selbstklebender Polymerfolie - Teil 1: Begriffe und Anforderungen*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2014.

[60] DIN EN 1627:2021-11: *Türen, Fenster, Vorhangfassaden, Gitterelemente und Abschlüsse - Einbruchhemmung - Anforderungen und Klassifizierung*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2021.

[61] DIN EN 16612:2019-12: *Glas im Bauwesen - Bestimmung des Belastungswiderstandes von Glasscheiben durch Berechnung*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2019.

[62] DIN EN 1993-1-4:2015-10: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-4: Allgemeine Bemessungsregeln - Ergänzende Regeln zur Anwendung von nichtrostenden Stählen*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2015.

[63] DIN EN 514:2018-04: *Kunststoffe - Profile auf Basis von Polyvinylchlorid (PVC) - Bestimmung der Festigkeit verschweißter Ecken und T-Verbindungen*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2018.

[64] DIN EN 572-1:2016-06: *Glas im Bauwesen - Basiserzeugnisse aus Kalk-Natronsilicatglas - Teil 1: Definitionen und allgemeine physikalische und mechanische Eigenschaften*. Deutsche und Europäische Norm. Deutsches Institut für Normung e.V. 2016.

[65] DIN EN ISO 1163-1:1999-10: *Kunststoffe - Weichmacherfreie Polyvinylchlorid (PVC-U)-Formmassen - Teil 1: Bezeichnungssystem und Basis für Spezifikationen*. Deutsche, Europäische und Internationale Norm. International Organization for Standardization. 1999.

[66] DIN EN ISO 3506-1:2020-08: *Mechanische Verbindungselemente - Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus korrosionsbeständigen nichtrostenden Stählen - Teil 1: Schrauben mit festgelegten Stahlsorten und Festigkeitsklassen*. Deutsche, Europäische und Internationale Norm. International Organization for Standardization. 2020.

[72] DVS 2207: *Schweißen von thermoplastischen Kunststoffen – Heizelementschweißen von Rohren, Rohrleitungsteilen und Tafeln aus PE*. Technische Richtlinie. DVS – Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V. 2015.

[116] ISO 16934:2007: *Glass in Building — Explosion-resistant Security Glazing — Test and Classification by Shock-Tube Loading*. Internationale Norm. International Organization for Standardization. 2007.

[211] TM 5-855-1: *Design and Analysis of Hardened Structures to Conventional Weapons Effects*. Technische Richtlinie. The Defence Special Weapons Agency and the Departments of the Army, Air Force, and Navy. 1997.

[213] UFC 3-340-01: *Design and Analysis of Hardened Structures to Conventional Weapons Effects*. Unified Facilities Criteria. DoD USA. 1994.

[214] UFC 3-340-02: *Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions*. Unified Facilities Criteria. DoD USA. 2008.

[217] VDI 4700 Blatt 1:2015-10: *Begriffe der Bau- und Gebäudetechnik*. Technische Richtlinie. Verein Deutscher Ingenieure. 2015.

Onlinequellen

[1] *3M Safety Security Film ULTRA S600*. 2023. URL: https://multimedia.3m.com/mws/media/6462700/ultra-s600-data-sheet.pdf (besucht am 20. 03. 2023).

[2] *3M Safety Security Film ULTRA S800*. 2023. URL: https://multimedia.3m.com/mws/media/1511872O/product-bulletin-ultra-s800-window-film.pdf (besucht am 20. 03. 2023).

[12] *Austrotherm - Dämmstoffe, XPS, Bauplatte*. URL: https://www.austrotherm.de/produkte/austrotherm-xps (besucht am 21. 03. 2025).

[26] *Bilateral Filtering for Gray and Color Images*. 2021. URL: https://homepages.inf.ed.ac.uk/rbf/CVonline/LOCAL_COPIES/MANDUCHI1/Bilateral_Filtering.html (besucht am 02. 06. 2021).

[35] *Canny Edge Detection*. 2021. URL: https://docs.opencv.org/master/da/d22/tutorial_py_canny.html (besucht am 02. 06. 2021).

[75] *Eroding and Dilating*. 2021. URL: https://docs.opencv.org/3.4/db/df6/tutorial_erosion_dilatation.html (besucht am 02. 06. 2021).

[77] *Fischer Sicherheitssysteme*. URL: https://fischer-sicherheitssysteme.de/produkte/sicherheit (besucht am 21. 03. 2025).

[101] *Hanita Coatings - Architectural Window Film*. 2023. URL: https://hanitacoatings.com/films/images/pdf_clear_pr/12_mil_Clear_R32303T.pdf (besucht am 20. 03. 2023).

[135] KULITE: *XT-190(M) - Miniature Ruggedized Pressure Transducer*. URL: https://kulite.com/products/product-advisor/product-catalog/miniature-ruggedized-pressure-transducer-xt-190m/ (besucht am 17. 03. 2024).

[141] *LLumar - When It Comes to Protection, the Choice Is cLear*. 2023. URL: https://thewindowfilmspecialists.com/pdf/L1810-LLumarProtectiveFilm.pdf (besucht am 20. 03. 2023).

[145] *Mae West: Pipe Dream in Munich*. 16. Aug. 2024. URL: https://www.compositesworld.com/articles/mae-west-pipe-dream-in-munich (besucht am 19. 08. 2024).

[180] *Produktkatalog Winkhaus - activPilot Concept*. 2019. URL: https://www.winkhaus.com/de-de/fenstertechnik/drehkippbeschlaege/activpilot/activpilot-concept (besucht am 03. 03. 2022).

[218] VFF: *Produktion von Fenstern in Deutschland nach Rahmenmaterial im Jahr 2016: Statista*. 2017. URL: https://de.statista.com/statistik/daten/studie/291348/umfrage/produktion-von-fenstern-in-deutschland-nach-rahmenmaterial/ (besucht am 24. 07. 2020).

A Konstruktionszeichnungen

A.1 Patchkonfigurationen

Abbildung A.1: Geometrien der GFK-Patches der Probekörperkonfigurationen P1, P2, P2V und P2O.

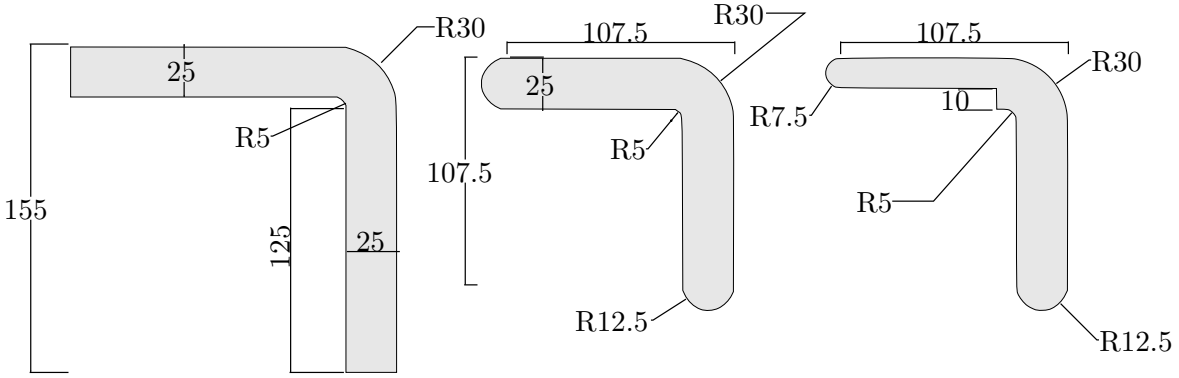
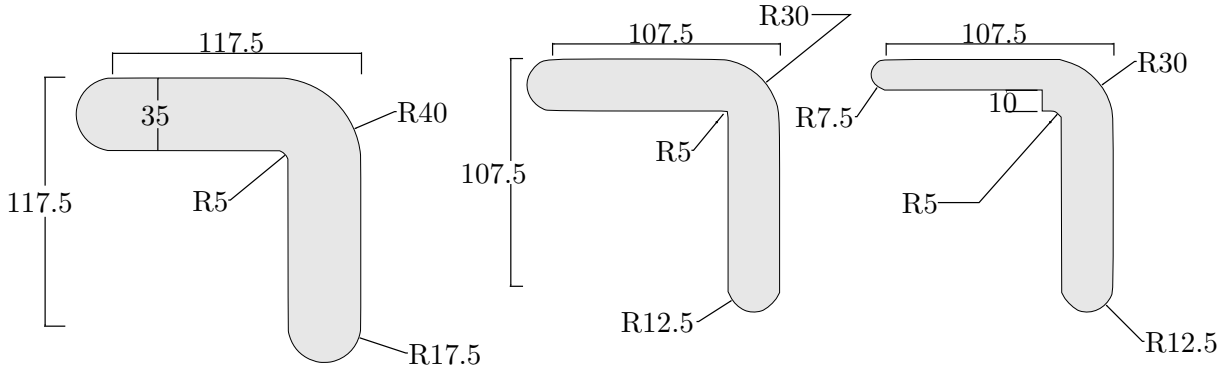


Abbildung A.2: Geometrien der AFK-Patches der Probekörperkonfiguration P3.



B Datenblätter

B.1 Sicherheitsfolien



Fraunhofer
EMI

Fraunhofer-Institut für Kurzzeitdynamik,
Ernst-Mach-Institut, EMI

Institutsleiter
Prof. Dr.-Ing. habil. Stefan Hiermaier

Am Klingelberg 1
79588 Efringen-Kirchen

Prüfzeugnis – Certificate – *Certificat d'essai*

03-2017-GS110

- nach DIN EN 13541 Glas im Bauwesen – Sicherheitssonderverglasung – Prüfverfahren und Klasseneinteilung des Widerstandes gegen Sprengwirkung mit Verweis auf den Bericht I-08/17, März 2017
- according to EN 13541 Glass in building – Security glazing – Testing and classification of resistance against explosion pressure in reference to report I-08/17, issue date March 2017
- *selon la norme européenne EN 13541 "verre dans la construction – vitrage de sécurité – procédé de vérification et classification de la résistance à la pression d'explosion" en référence au rapport d'essai I- 08/17 du mois de mars 2017*

Antragsteller: / Proposer: / *Nom du requérant:*
Fischer Sicherheitssysteme GmbH
Werdauer Weg 27
10829 Berlin

Hersteller: / Manufacturer's name: / *Nom du fabricant:*
Fischer Sicherheitssysteme GmbH
Werdauer Weg 27
10829 Berlin

Name des Erzeugnisses und Typbezeichnung: / Product name and type: / *Nom et modèle du produit:*
Fischer Sicherheitsfolie ExProtection ER1 – Iso 4/16/4
Der Aufbau des Erzeugnisses und Kennzeichnung der Angriffsseite ist Bestandteil des Prüfberichts I-08/17. Versuch-Nr. BS300, BS301, BS3xx.
The construction of the product and reference marking is part of report I-08/17. Test no. BS300, BS301, BS3xx.
La constitution du produit et la désignation sur la face exposée à la pression font partie du rapport d'essai I- 08/17. Numéro d'essai BS300, BS301, BS3xx.

Widerstandsklasse gegen Sprengwirkung: / Class of resistance against explosive blasts: / *Classe de résistance au souffle d'explosion*
EN 13541 – ER1 (NS)
geprüft mit refl. Blastdruck p_r = 57 kPa; Impuls i_r = 379 kPa*ms; pos. Druckdauer τ_r = 20 ms
positive maximum overpressure of the reflected blast wave p_r; positive specific impulse i_r; duration of the positive pressure phase τ_r
expression positive maximale de l'onde de souffle réfléchie p_r; impulsion positive spécifique i_r; durée de la période de pression positive τ_r

(NS) Kein Splitterabgang auf der Rückseite (geschützten Seite) der sprengwirkungshemmenden Verglasung, d.h. kein Glasbruch auf der Rückseite
(NS) No splinters ejected from rear face (protected side) of the glass
(NS) no éclats de verre saillants sur la face arrière (protégée) du vitrage

Prüfzeugnisse ohne Unterschrift und Stempel haben keine Gültigkeit. Dieses Prüfzeugnis darf nur vollständig und unverändert weiterverbreitet werden. Auszüge oder Änderungen bedürfen der Genehmigung des Fraunhofer EMI.
Certificates which are not signed and stamped are not valid. This certificate may only be copied or transmitted in its entirety and without modifications. The use of parts of this certificate or modifications are only allowed with the express consent of Fraunhofer EMI.
Les rapports d'essai non signés et sans cachet de l'institut ne sont pas valables. Ce rapport d'essai ne peut être reproduit que dans son intégralité et sans modification. Toute modification ou utilisation d'extraits font l'objet d'approbation de Fraunhofer EMI.

Efringen-Kirchen, den 14.02.2017

Dr.-Ing. A. Stolz
(Abteilungsleiter – Sicherheitstechnologie & Baulicher Schutz)
(Head of Department – Safety Technology and Protective Structures)
(Chef de la division «Protection de bâtiments»)

M.Sc. M.Eng. Dipl.-Ing.(FH) Ch. Rolle
(Projektleitung)
(Project management)
(Directeur du projet)

Abbildung B.1: Prüfzeugnis - Fischer Sicherheitsfolien [77].

B.2 Witness-Paneele aus Styrofoam (XPS)

AUSTROTHERM
Dämmstoffe

Produktdatenblatt

Austrotherm XPS® TOP P



Druckfeste Wärmedämmplatte aus extrudiertem Polystyrolhartschaum mit **geprägter Oberfläche.**

- Hervorragende Kleber- und Putzhaftung
- Beste ökologische Eigenschaften
- Ausgezeichnete Wärmedämmung
- Für geförderten Wohnbau geeignet

Anwendung:	Wärmedämmung im Sockelbereich, Wärmebrückendämmung und an der Wand Innenseite.		
nach DIN 4108-10	**DI, WAB, WAS, WZ, WI** Druckbelastbarkeit: **dh**		
Lieferform:	Plattenabmessungen:	1250 x 600 mm	
	Lieferdicken:	**30 - 200 mm**	
	Kantenausbildungen:	Gerade Kante	
	Oberfläche:	Geprägt	
Produktart:	Extrudierter Polystyrol Hartschaum nach EN 13164	XPS	
Bezeichnungs-Schlüssel:	XPS-EN13164-T1-DS(TH)-CS(10/Y)300-DLT(2)5-WD (V)5-TR200-FTCD2		
Qualität:	Fremdüberwacht durch das FIW München, keymark und DIN Certco		
Techn. Daten:	Belastbarkeitsgruppe:	BG 30	
	Wärmeleitfähigkeit [W/mK]:	*Nennwert*	*Bemessungswert gem. DIN 4108-10*
	30-60mm	**0,033**	**0,034**
	70-80mm	**0,035**	**0,036**
	100-160mm	**0,036**	**0,037**
	180-200mm	**0,038**	**0,039**
	Mindestrohdichte:	≥ 30 kg/m³	
	Druckspannung bei 10% :	CS(10/Y) 300 kPa	= 30 t/m²
	Bei Plattendicken von 30 – 40 mm	CS(10/Y) 200 kPa	= 20 t/m²
	Geschlossenzelligkeit :	≥ 95 %	
	Elastizitätsmodul :	12 N/mm²	= 12000 kPa
	Wasseraufnahme Kapillar:	0	
	Wasseraufnahme durch Diffusion:	WD(V)5 Vol.%	
	Frost-Tau-Wechselbeständigkeit:	FTCD 2	
	Brandverhalten EN 13501-1:	E	
Verarbeitung:	Max. Anwendungsgrenztemperatur:	70°C	

Austrotherm XPS®TOP P enthält keine Fluorchlorkohlenwasserstoffe (FCKWs), HFCKWs bzw. HFKWs. HBCD.

Entwicklung und Anwendungstechnik
Bearbeitung : 10/2021 DBA

Unsere anwendungstechnischen Empfehlungen in Wort und Schrift, die wir zur Unterstützung des Käufers/Verarbeiters aufgrund unserer Erfahrungen, entsprechend dem derzeitigen Erkenntnisstand in Wissenschaft und Praxis geben, sind unverbindlich und begründen kein vertragliches Rechtsverhältnis und keine Nebenverpflichtungen aus dem Kaufvertrag. Sie entbinden den Käufer nicht davon, unsere Produkte auf ihre Eignung für den vorgesehenen Verwendungszweck selbst zu prüfen.

Austrotherm Dämmstoffe GmbH Handelsreg.: HRB 9701 NP • Amtsgericht Neuruppin UID: DE815392924 • Steuer-Nr.: 052/105/05689 **austrotherm.de**
Geschäftsführer: Lars Peter, Alexander Sinner
19322 Wittenberge, Hirtenweg 15, Deutschland
Tel.: +49 3877 5650–610, Fax: +49 3877 5650-911
info@austrotherm.de
Bankverbindungen:
HypoVereinsbank IBAN: DE47733200730018833514 BIC: HYVEDEMM428
Oberbank IBAN: DE19701207001501148744 BIC: OBKLDEMX

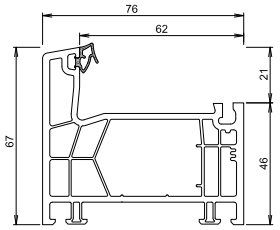
Abbildung B.2: Produktangaben zu den Witness-Paneelen aus Styrofoam (XPS) [12].

B.3 Auszug Blendrahmenprofil mit Profilverstärkung V306

System 76 Anschlagdichtung

2.1 Systemübersicht
2.1.2 Hauptprofile und Zubehör

76101 Blendrahmen 67 mm / *Outer frame*



76101 mit schwarzer bzw. lichtgrauer Dichtung
with black or light grey gasket

Zubehör *Ancillaries*	A066	195	M137	M175
Bezeichnung *Name*	Trittschutz *Schlitzkappe*	Schlitzkappe *Water slot cap*	Glasfalzeinlage *Rebate insert*	Windstop *Wind-Stop*
Zeichnung *Drawing*				
Values				

Zubehör *Ancillaries*	T021	T022	G067	M136
Bezeichnung *Name*	Bohrlehre zu A076/A077 *Drilling jig for door threshold*	Bohrlehre zu A075 *Drilling jig for door threshold*	Dichtblock *Sealing block*	Dübelkammer-adapter *Dowel chamber adapter*
Zeichnung *Drawing*				
Values				

Zubehör *Ancillaries*	A030	M151	M170	S041
Bezeichnung *Name*	Aluschale *Aluminium cover*	Schwellen-verbinder-Set *conector for threshold-set*	Füllkern *Filling block*	Einschlaganker *Wall anchor*
Zeichnung *Drawing*				
Values	E: mm S: mm			

Zubehör *Ancillaries*	V300	V327	V303	V328
Bezeichnung *Name*	Verstärkung 1,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 1,25 mm *Reinforcement*	Verstärkung 1,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 1,25 mm *Reinforcement*
Zeichnung *Drawing*				
Values	I_G = 0,7 cm⁴ I_W = 1,0 cm⁴	I_G = 0,9 cm⁴ I_W = 1,8 cm⁴	I_G = 1,0 cm⁴ I_W = 2,2 cm⁴	I_G = 1,1 cm⁴ I_W = 2,0 cm⁴

Zubehör *Ancillaries*	V306	V307	V308	V329
Bezeichnung *Name*	Verstärkung 1,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 2,0 mm *Reinforcement*	Verstärkung 2,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 1,25 mm *Reinforcement*
Zeichnung *Drawing*				
Values	I_G = 1,3 cm⁴ I_W = 2,3 cm⁴	I_G = 1,6 cm⁴ I_W = 2,9 cm⁴	I_G = 1,9 cm⁴ I_W = 3,4 cm⁴	I_G = 1,7 cm⁴ I_W = 2,2 cm⁴

Zubehör *Ancillaries*	V309	V310
Bezeichnung *Name*	Verstärkung 1,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 2,0 mm *Reinforcement*
Zeichnung *Drawing*		
Values	I_G = 2,0 cm⁴ I_W = 2,5 cm⁴	I_G = 2,5 cm⁴ I_W = 3,2 cm⁴

Zubehör *Ancillaries*	A076	A077	A075	A065
Bezeichnung *Name*	Bodenschwelle *Door threshold*	Bodenschwelle *Door threshold*	Bodenschwelle *Door threshold*	Aluprofil für außenöffnende Tür
Zeichnung *Drawing*				
Values				

Zubehör *Ancillaries*	M150	J061	199	S048
Bezeichnung *Name*	Schwellenverbinder zu A075 *conector for threshold*	Dichtkissen *Sealing pad*	Auflaufbock *Sliding support*	Montagehülse *Mounting sleeve*
Zeichnung *Drawing*				
Values				

Auslegung April 2014 Technische Änderungen vorbehalten!	Abbildungen nicht maßstabgerecht	Register **2.1.2**	Seite **2**

Abbildung B.3: Auszug Blendrahmenprofil mit Profilverstärkung V306 [181].

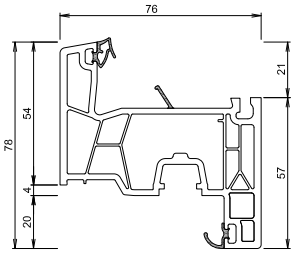
B.4 Auszug Flügelrahmenprofil mit Profilverstärkung V306

profine
INTERNATIONAL PROFILE GROUP

System 76 Anschlagdichtung

2.1 Systemübersicht
2.1.2 Hauptprofile und Zubehör

76201 Flügel 78 mm / *Sash*



76201 mit schwarzer bzw. lichtgrauer Dichtung
with black or light grey gasket

Zubehör *Ancillaries*	V300	V327	V303	V328
Bezeichnung *Name*	Verstärkung 1,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 1,25 mm *Reinforcement*	Verstärkung 1,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 1,25 mm *Reinforcement*
Zeichnung *Drawing*				
Values	I_G = 0,7 cm⁴ I_W = 1,0 cm⁴	I_G = 0,9 cm⁴ I_W = 1,8 cm⁴	I_G = 1,0 cm⁴ I_W = 2,2 cm⁴	I_G = 1,1 cm⁴ I_W = 2,0 cm⁴

Zubehör *Ancillaries*	V306	V307	V308	A037
Bezeichnung *Name*	Verstärkung 1,5 mm *Reinforcement*	Verstärkung 2,0 mm *Reinforcement*	Verstärkung 2,5 mm *Reinforcement*	Aluschale *Aluminium cover*
Zeichnung *Drawing*				
Values	I_G = 1,3 cm⁴ I_W = 2,3 cm⁴	I_G = 1,6 cm⁴ I_W = 2,9 cm⁴	I_G = 1,9 cm⁴ I_W = 3,4 cm⁴	E: mm S: mm

Zubehör *Ancillaries*	A071	A061	G060	M162
Bezeichnung *Name*	Aluschale *Aluminium cover*	Alu-Wetterschenkel *Aluminium weather bar*	Dichtung für Alu-Wetterschenkel *Seal for ALU-Weather bar*	Endkappe zu A063 *End cap*
Zeichnung *Drawing*				
Values	E: mm S: mm	E: mm S: mm		

Zubehör *Ancillaries*	M261	A063	G056	M137
Bezeichnung *Name*	Windstop *Wind-Stop*	Alu-Wetterschenkel zu A075 *Aluminium weather bar*	Dichtung für Wetterschenkel A063 *Seal for ALU-Weather bar*	Glasfalzeinlage *Rebate insert*
Zeichnung *Drawing*				
Values		E: mm S: mm		

Zubehör *Ancillaries*	M165
Bezeichnung *Name*	Dichtteil Euronut *Sealing part Euronut*
Zeichnung *Drawing*	
Values	

Abbildung B.4: Auszug Flügelrahmenprofil mit Profilverstärkung V306 [181].

C Überdruck-Zeit-Verläufe und Impuls-Zeit-Verläufe an den Druckmessgeräten

C.1 Gemessene Explosionsbelastungen

Tabelle C.1: Belastungsstufe I - Mittelwerte der gemessenen reflektierten Explosionsbelastungen.

Versuch	Reflektierter Spitzenüberdruck p_r $[kPa]$	Reflektierter maximaler Impuls $i_{r,1,max}$ $[kPa \cdot ms]$	Positive Druckdauer $t_{d,p}$ $[ms]$	Gesamtdauer des ersten Luftstoßes $t_{g,1}$ [ms]
OE1-I	37,1	182,8	25,4	63,3
OE2-I	37,0	184,4	26,0	65,5
GK-I	37,7	187,8	26,1	65,3
P1-I-1	36,8	184,0	27,5	66,2
P1-I-2	36,6	184,1	26,5	65,6
P1-I-3	36,8	183,3	26,1	66,0
P2-I-1	37,2	187,6	26,3	65,5
P2-I-2	36,8	187,4	25,0	66,2
P2-I-3	37,4	188,6	25,6	64,2
P2O-I	37,6	189,7	27,3	64,5
P2V-I	37,1	185,3	27,7	66,3
Mittelwert	37,1	185,9	26,3	65,3
Standardabweichung	0,33	2,27	0,83	0,9

Tabelle C.2: Belastungsstufe II - Mittelwerte der gemessenen reflektierten Explosionsbelastungen.

Versuch	Reflektierter Spitzenüberdruck p_r $[kPa]$	Reflektierter maximaler Impuls $i_{r,1,max}$ $[kPa \cdot ms]$	Positive Druckdauer $t_{d,p}$ $[ms]$	Gesamtdauer des ersten Luftstoßes $t_{g,1}$ [ms]
P1-II	40,2	215,3	25,9	64,0
P2-II	40,3	213,8	25,2	66,3
P2O-II	40,5	212,4	27,3	66,1
Mittelwert	40,3	213,9	26,1	65,5
Standardabweichung	0,1	1,2	0,9	1,1

Tabelle C.3: Belastungsstufe III - Mittelwerte der gemessenen reflektierten Explosionsbelastungen.

Versuch	Reflektierter Spitzenüberdruck p_r $[kPa]$	Reflektierter maximaler Impuls $i_{r,1,max}$ $[kPa \cdot ms]$	Positive Druckdauer $t_{d,p}$ $[ms]$	Gesamtdauer des ersten Luftstoßes $t_{g,1}$ [ms]
GK-III-1	47,6	252,8	27,0	63,5
GK-III-2	43,2	234,5	26,1	66,0
P3-III	43,2	239,0	27,1	62,9
Mittelwert	44,7	242,1	26,7	64,1
Standardabweichung	2,10	7,78	0,46	1,3

Tabelle C.4: Belastungsstufe IV bis VI - Mittelwerte der gemessenen reflektierten Explosionsbelastungen.

Belastungsstufe	Versuch	Reflektierter Spitzenüberdruck p_r $[kPa]$	Reflektierter maximaler Impuls $i_{r,1,max}$ $[kPa \cdot ms]$	Positive Druckdauer $t_{d,p}$ $[ms]$	Gesamtdauer des ersten Luftstoßes $t_{g,1}$ [ms]
IV	P1-IV	54,9	163,5	8,7	62,8
V	P1-V	67,7	222,2	10,8	65,6
VI	P1-VI	85,8	285,2	11,8	66,3

C.2 Belastungsstufe I

Abbildung C.1: Explosionsbelastung Versuch OE1-I.

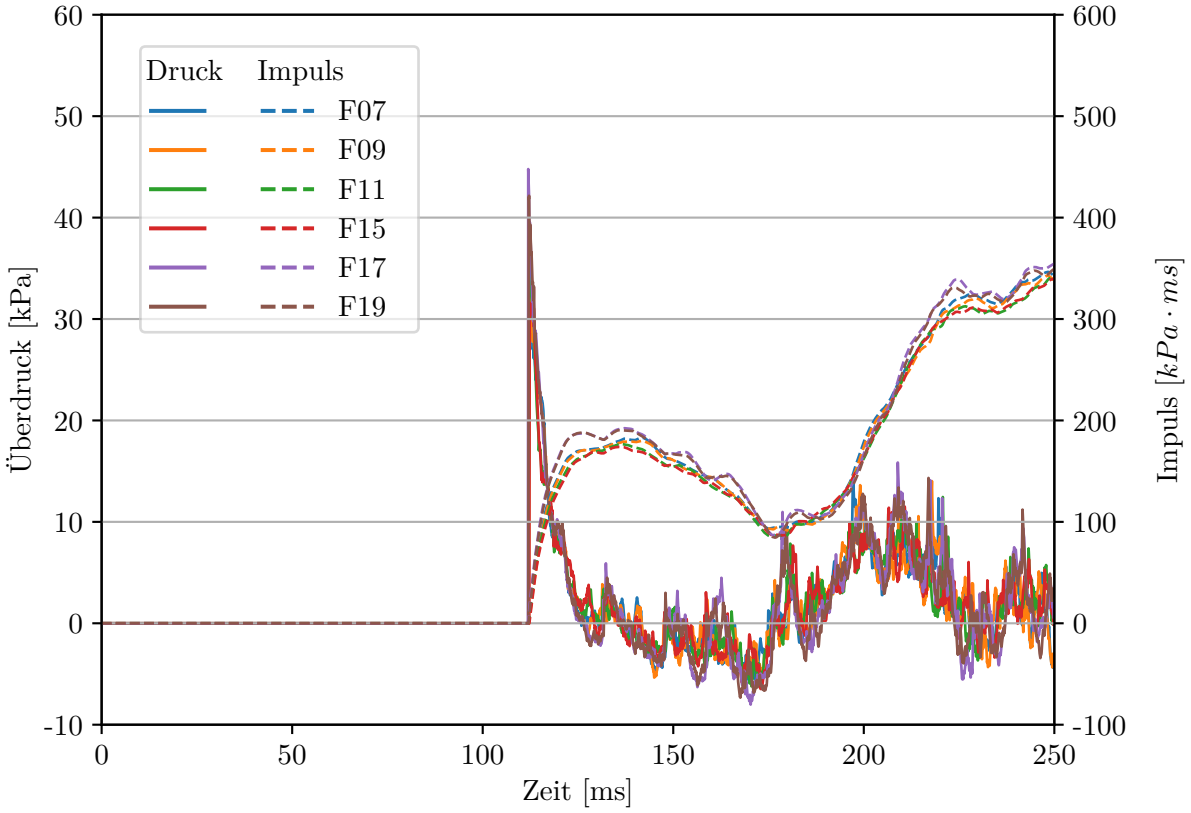


Abbildung C.2: Explosionsbelastung Versuch OE2-I.

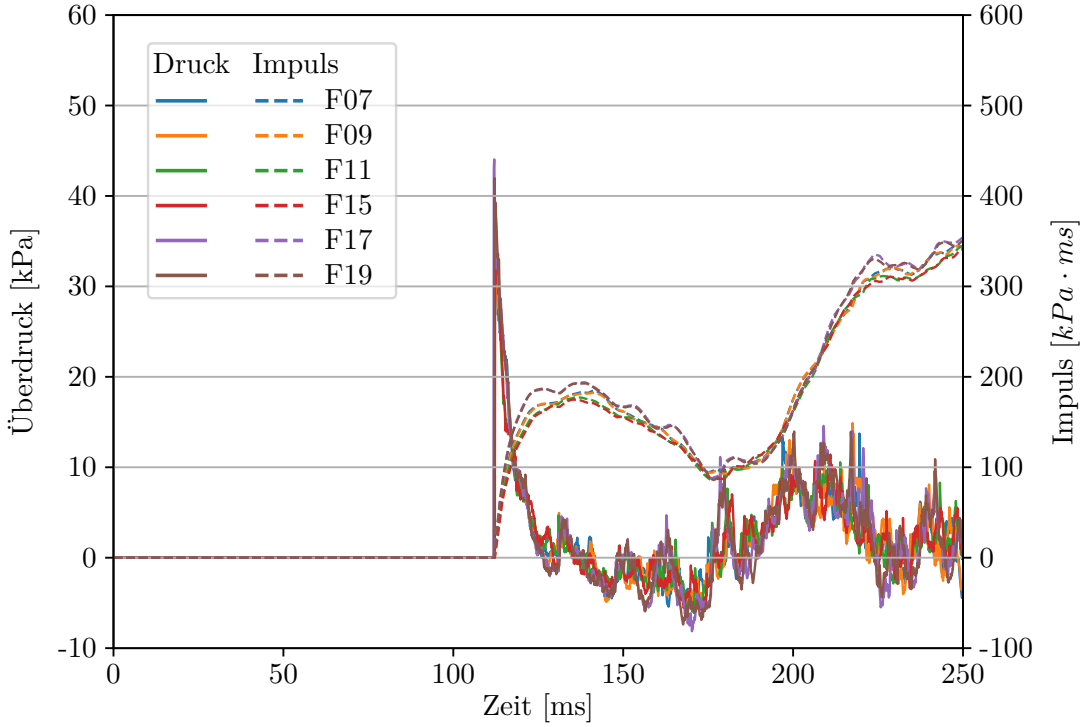


Abbildung C.3: Explosionsbelastung Versuch GK-I.

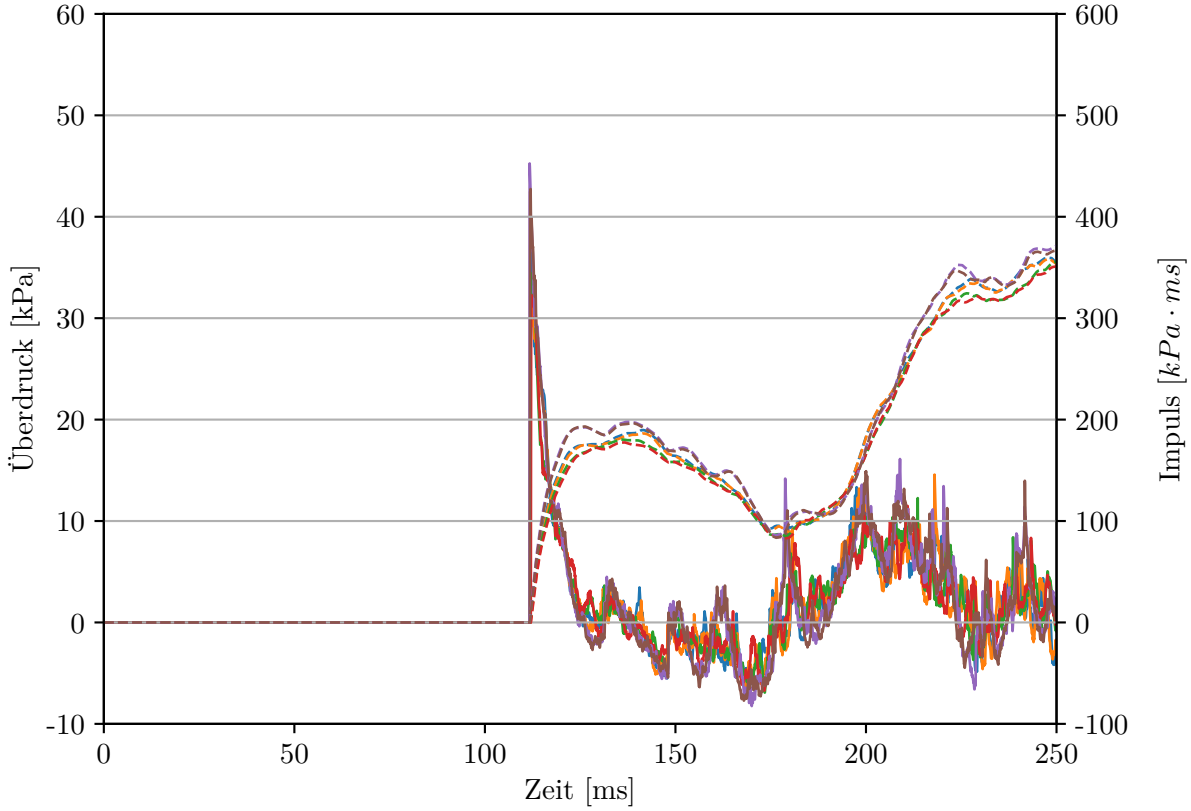


Abbildung C.4: Explosionsbelastung Versuch P1-I-1.

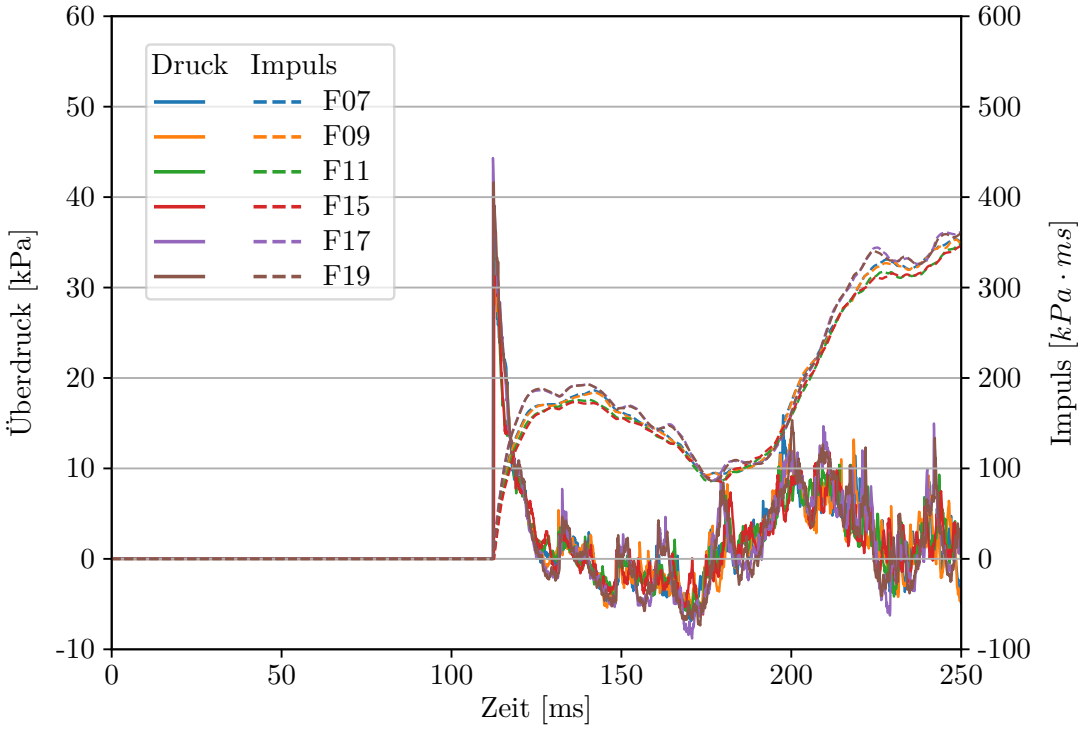


Abbildung C.5: Explosionsbelastung Versuch P1-I-2.

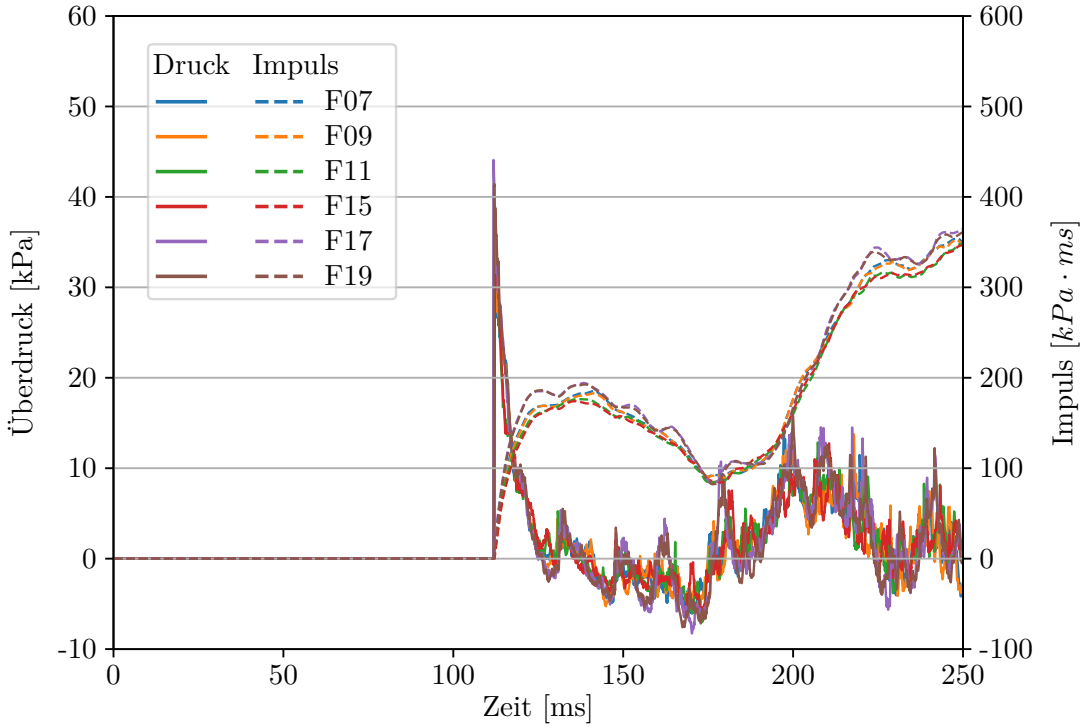


Abbildung C.6: Explosionsbelastung Versuch P1-I-3.

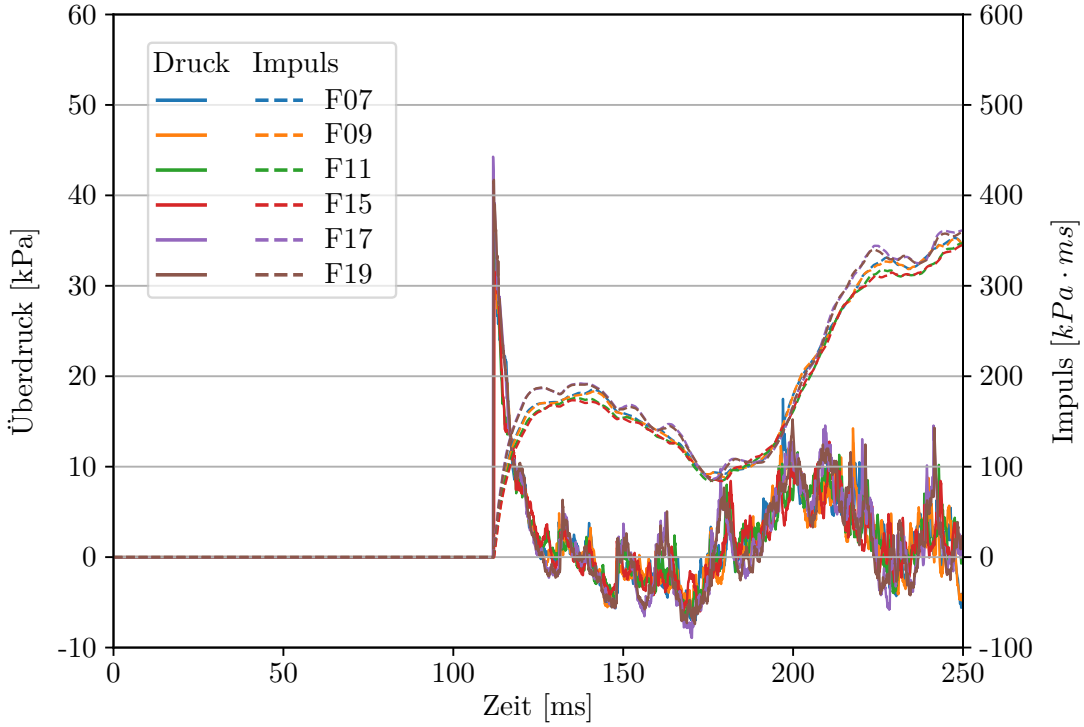


Abbildung C.7: Explosionsbelastung Versuch P2-I-1.

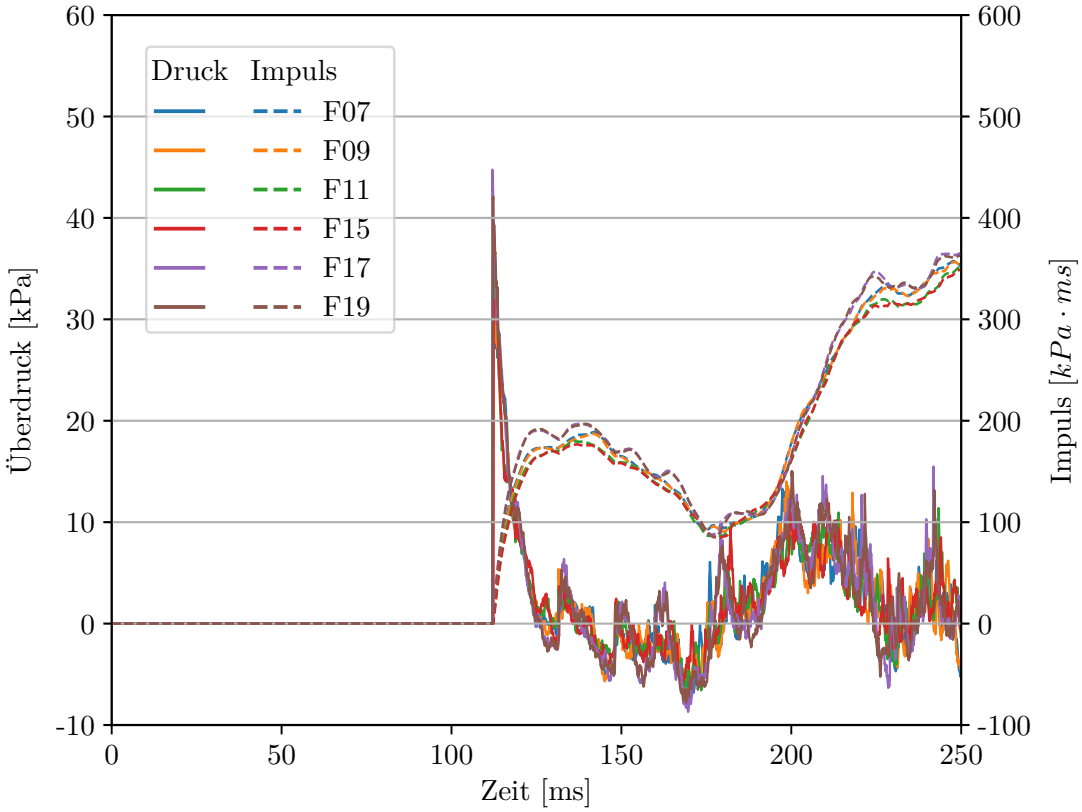


Abbildung C.8: Explosionsbelastung Versuch P2-I-2.

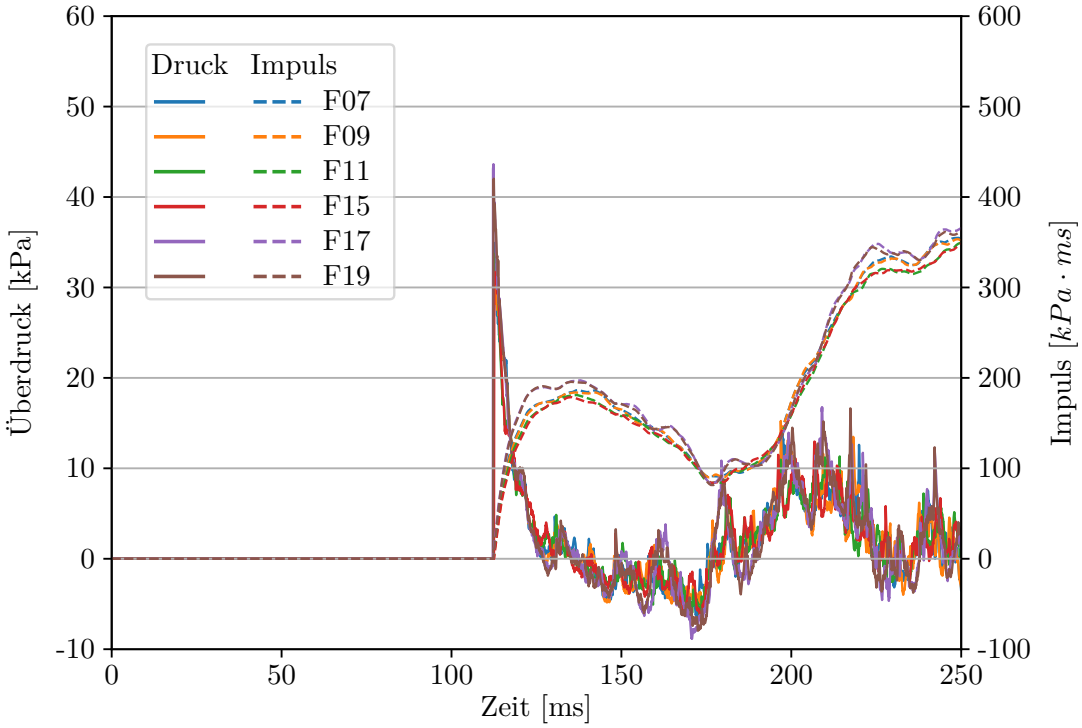


Abbildung C.9: Explosionsbelastung Versuch P2-I-3.

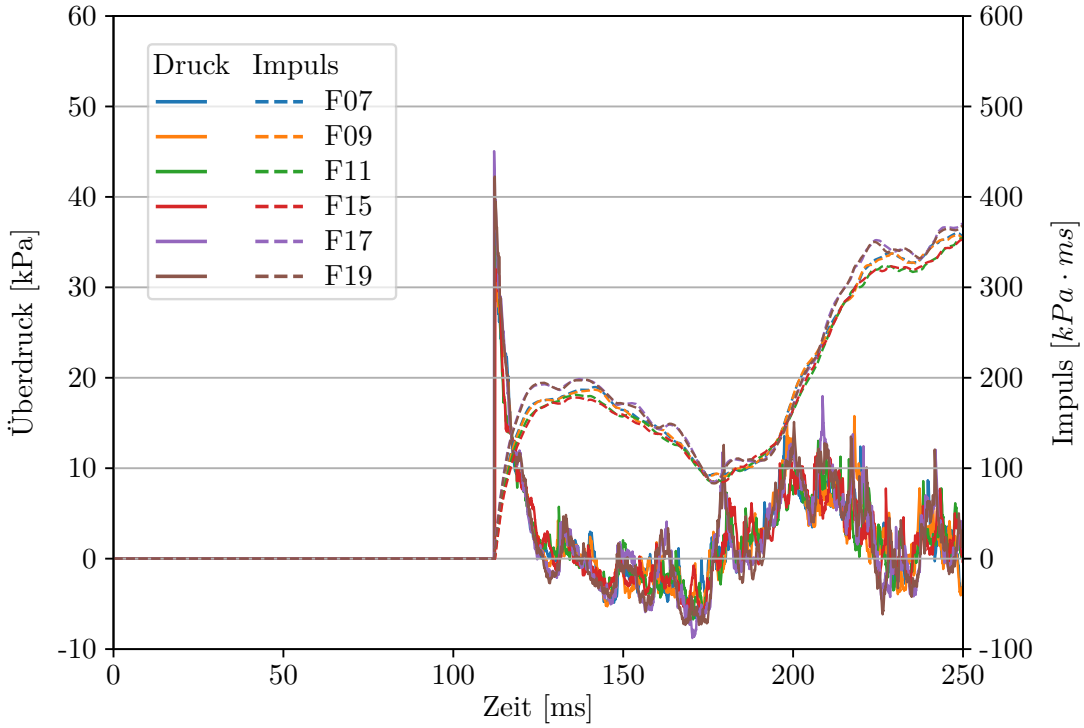


Abbildung C.10: Explosionsbelastung Versuch P2O-I.

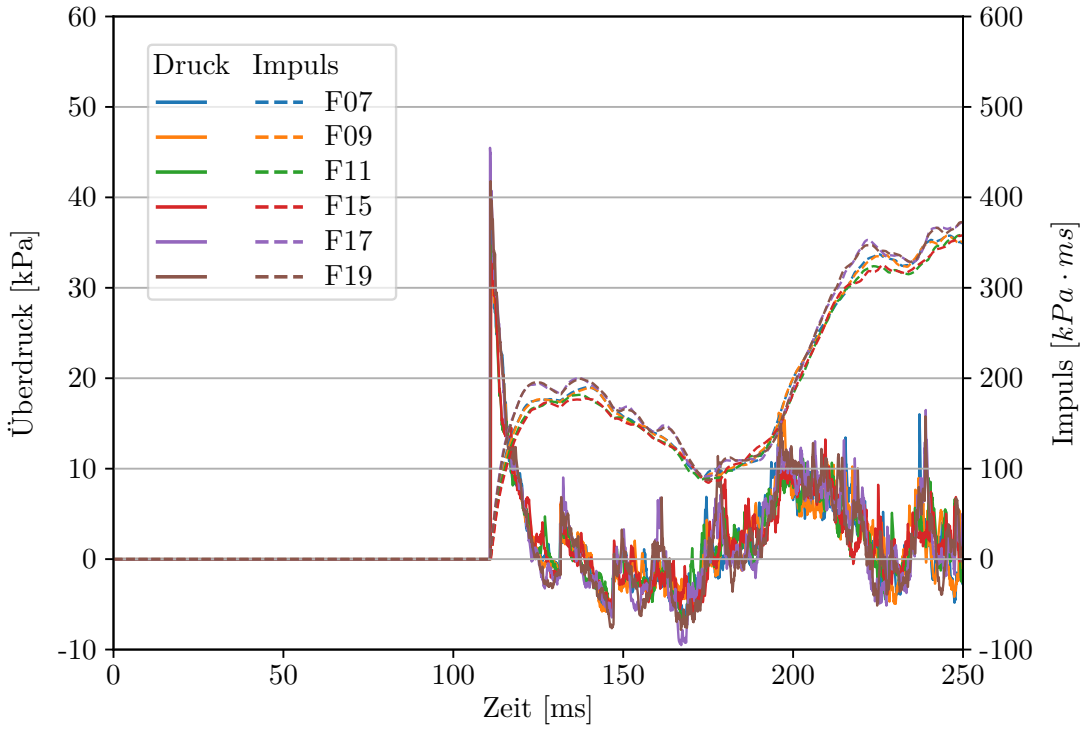
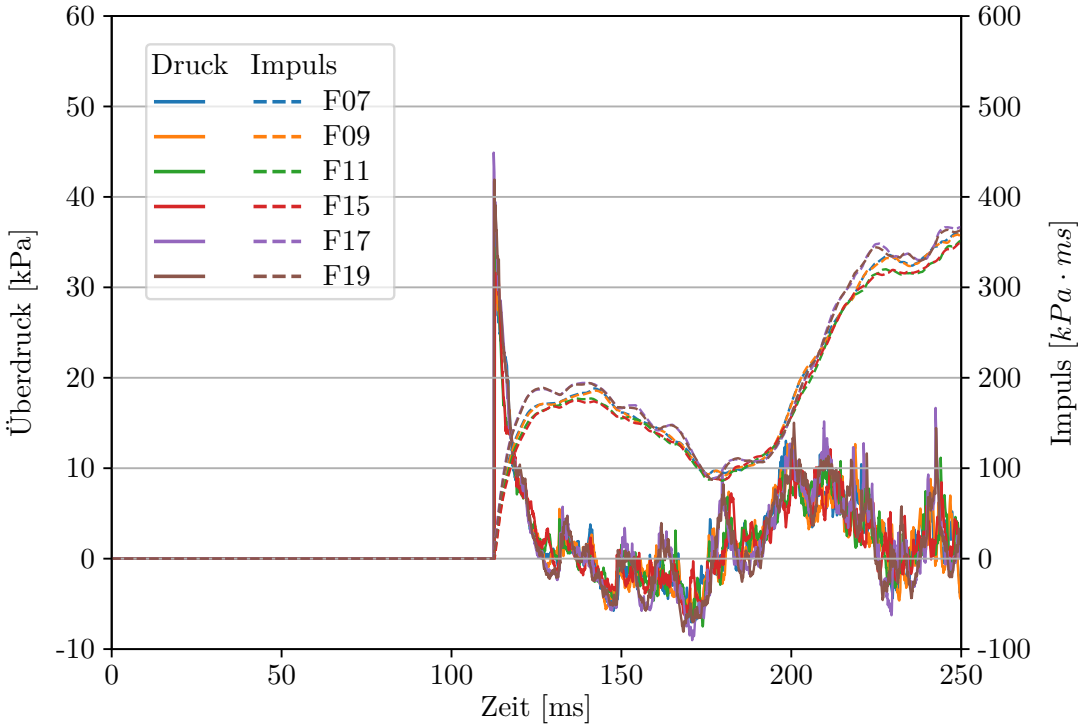


Abbildung C.11: Explosionsbelastung Versuch P2V-I.



C.3 Belastungsstufe II

Abbildung C.12: Explosionsbelastung Versuch P2O-II.

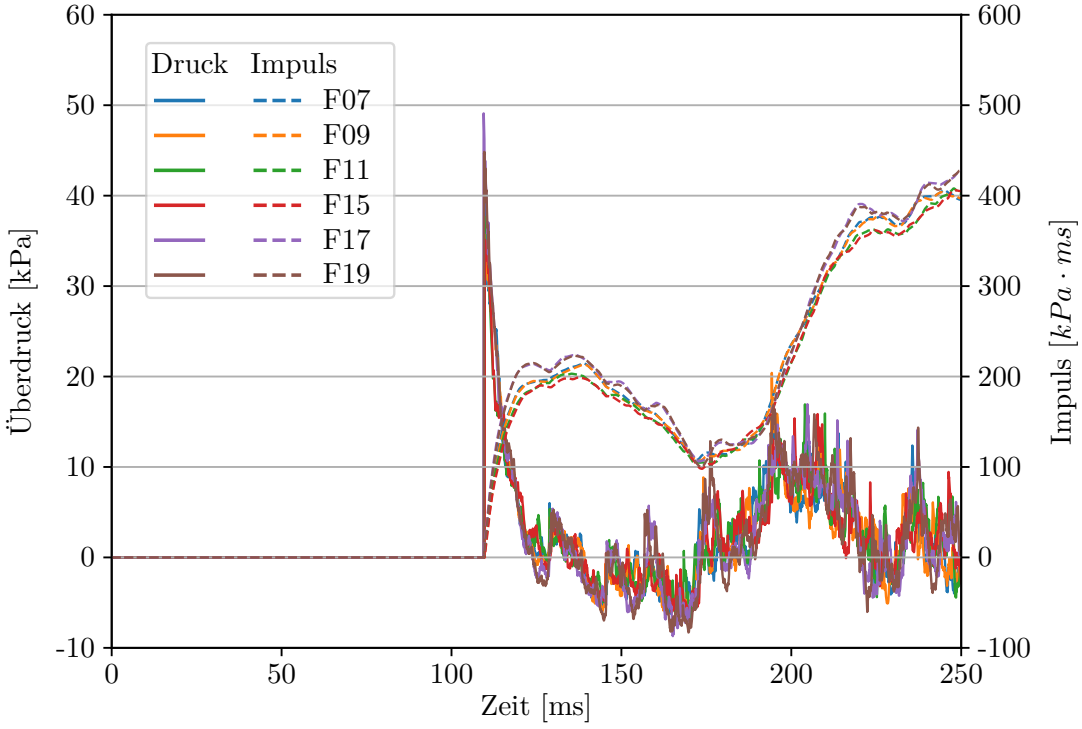


Abbildung C.13: Explosionsbelastung P1-II.

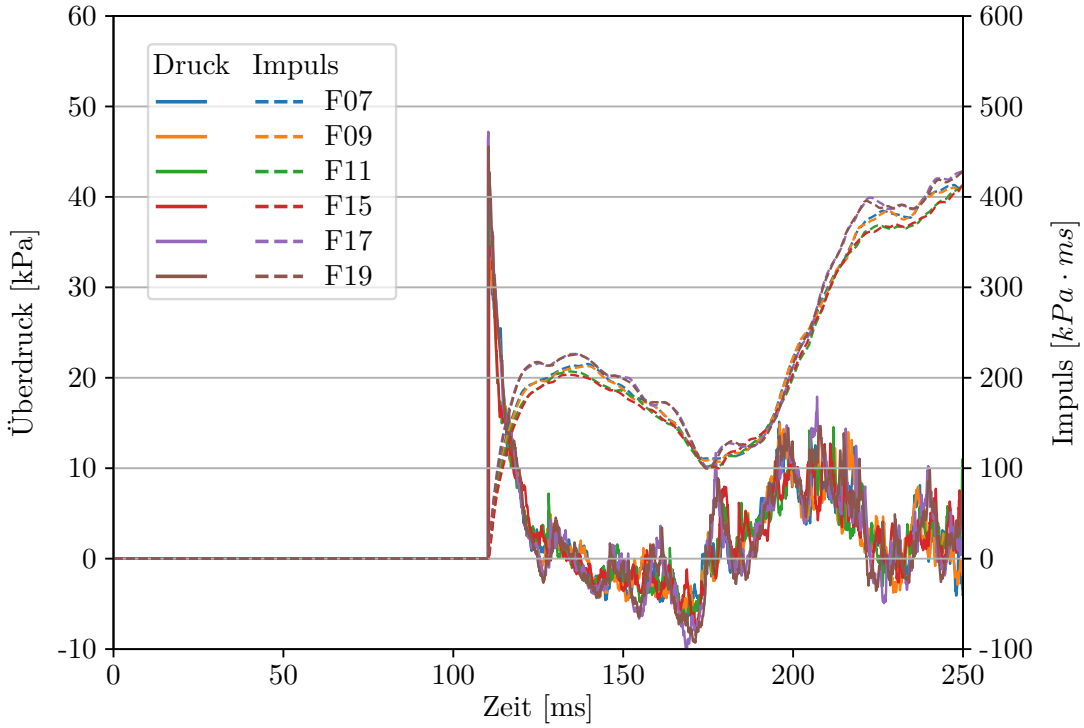
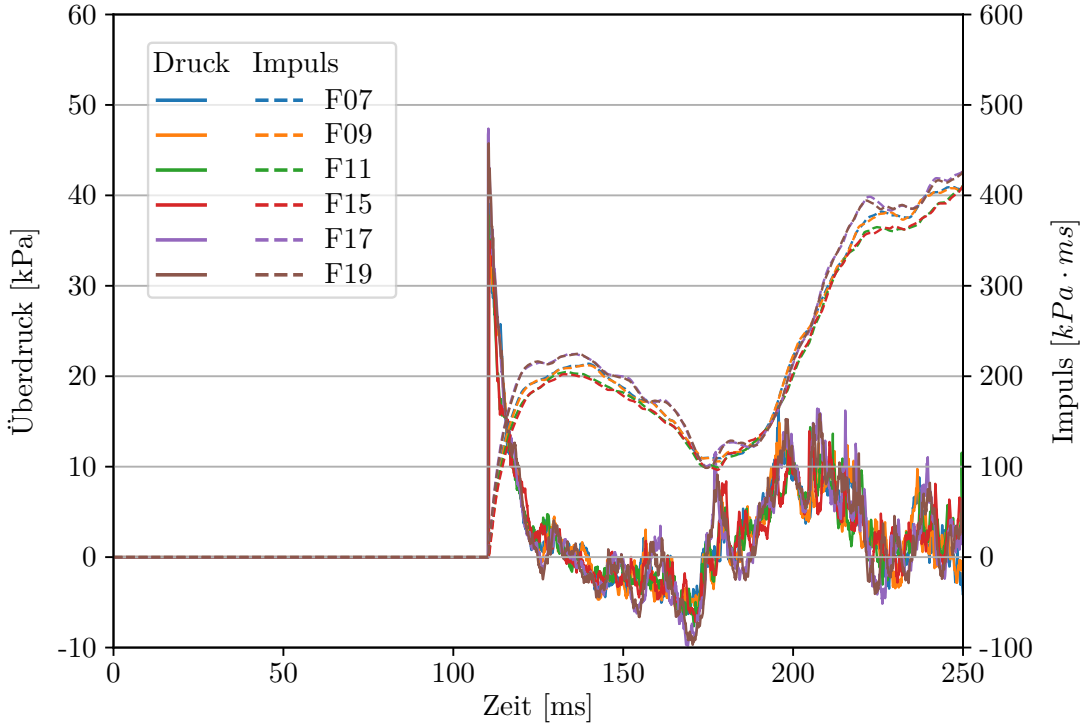


Abbildung C.14: Explosionsbelastung Versuch P2-II.



C.4 Belastungsstufe III

Abbildung C.15: Explosionsbelastung Versuch GK-III-1.

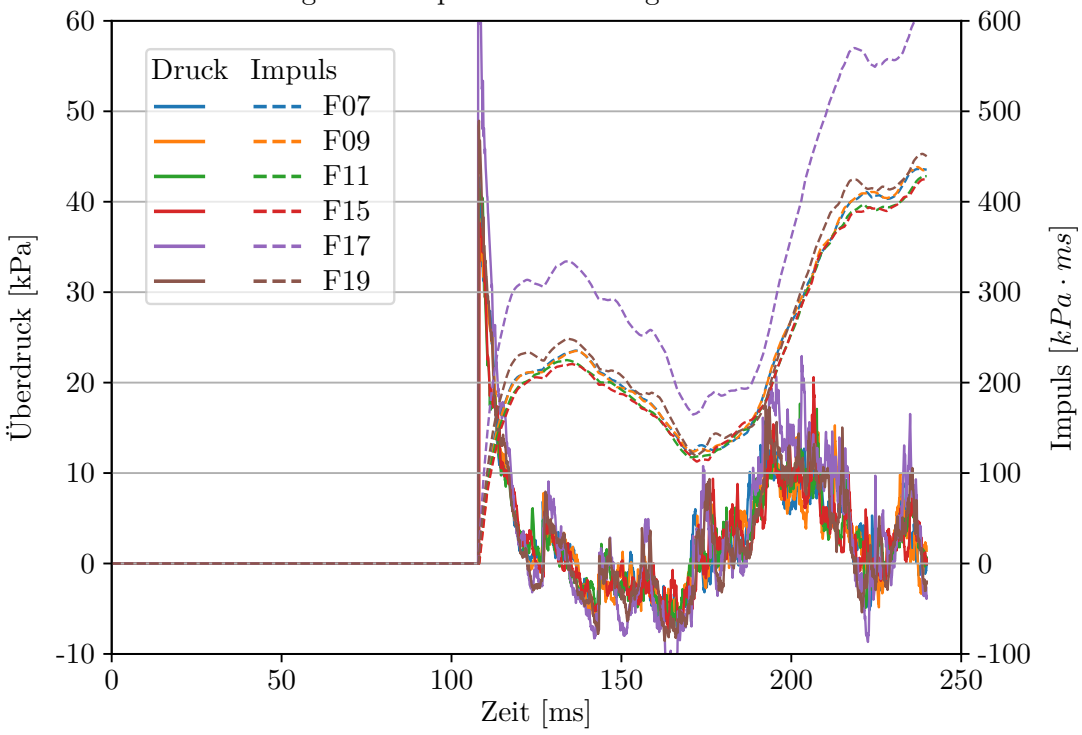


Abbildung C.16: Explosionsbelastung Versuch GK-III-2.

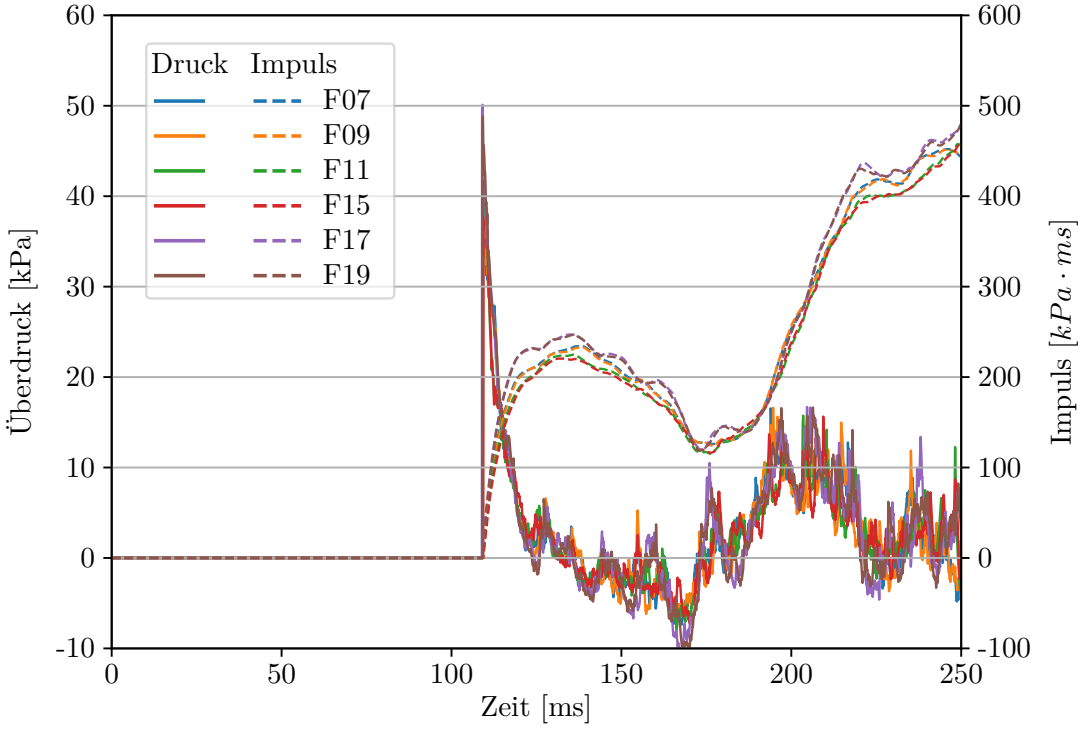
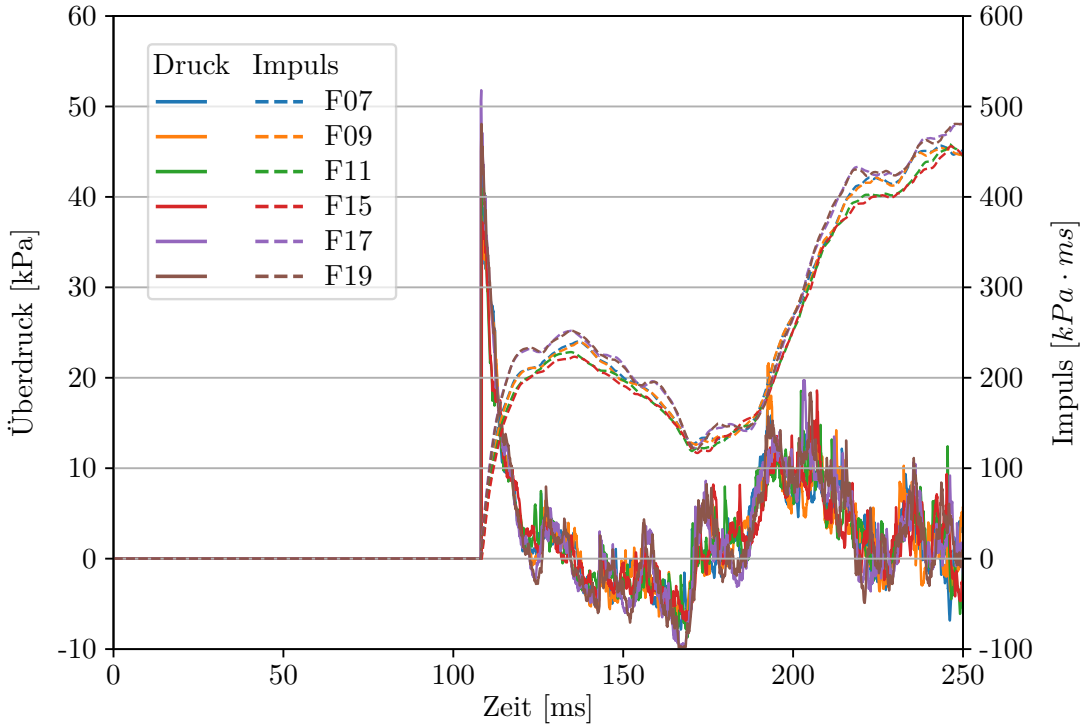
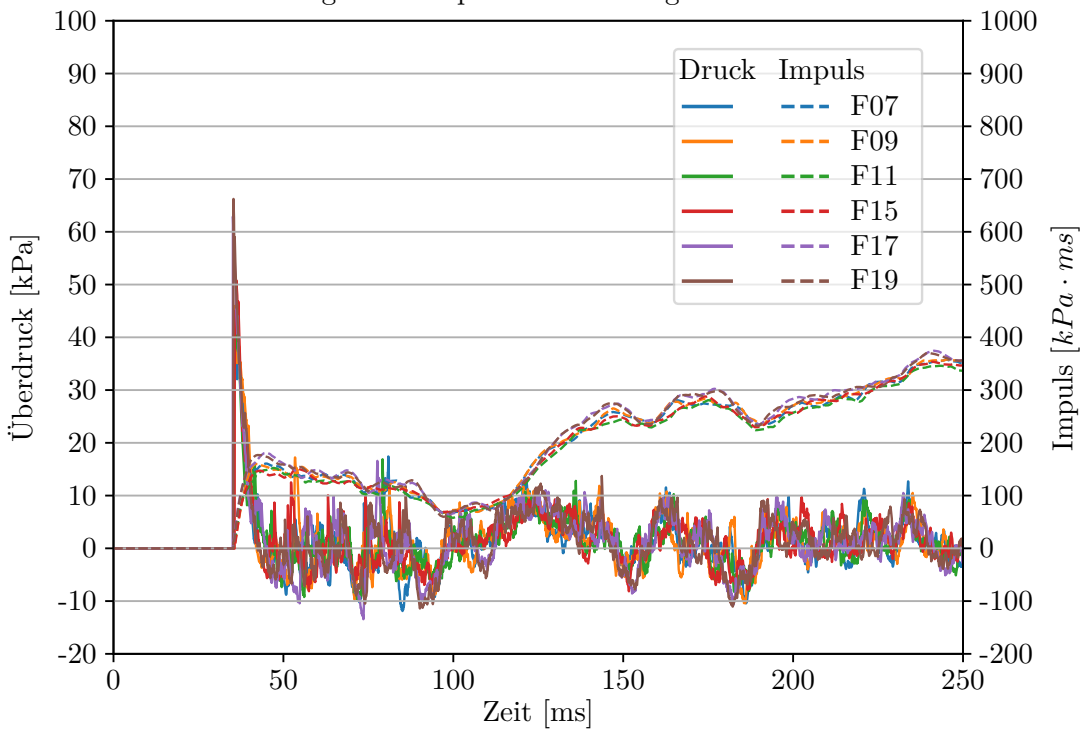


Abbildung C.17: Explosionsbelastung Versuch P3-III.



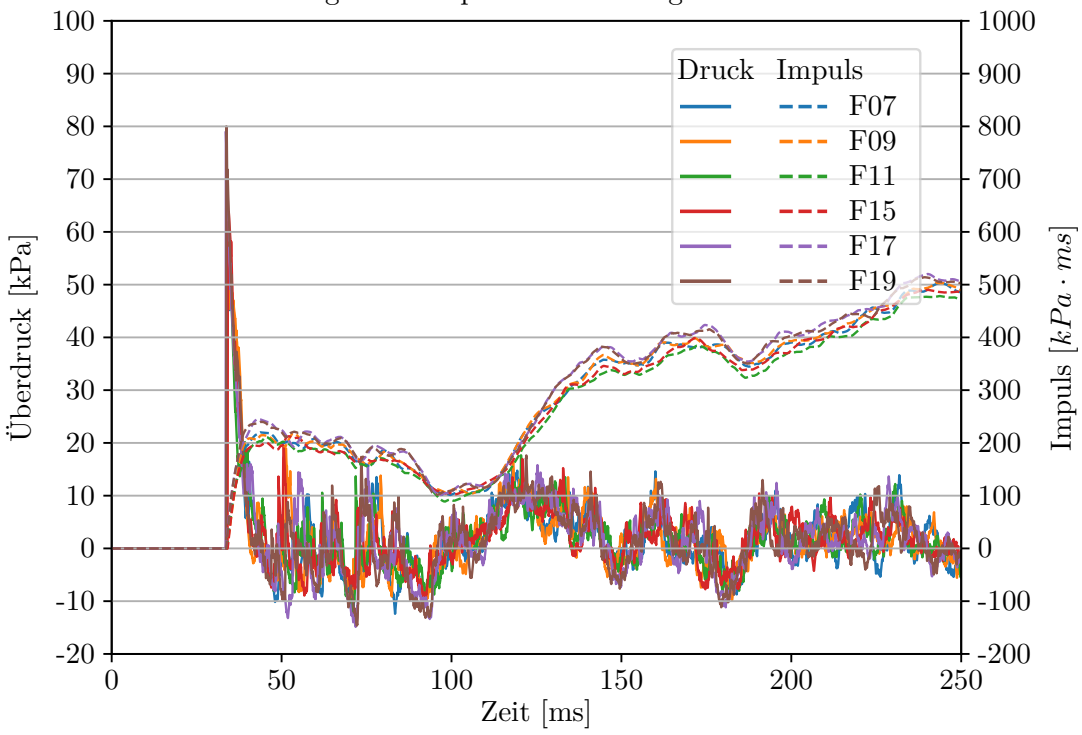
C.5 Belastungsstufe IV

Abbildung C.18: Explosionsbelastung Versuch P1-IV.



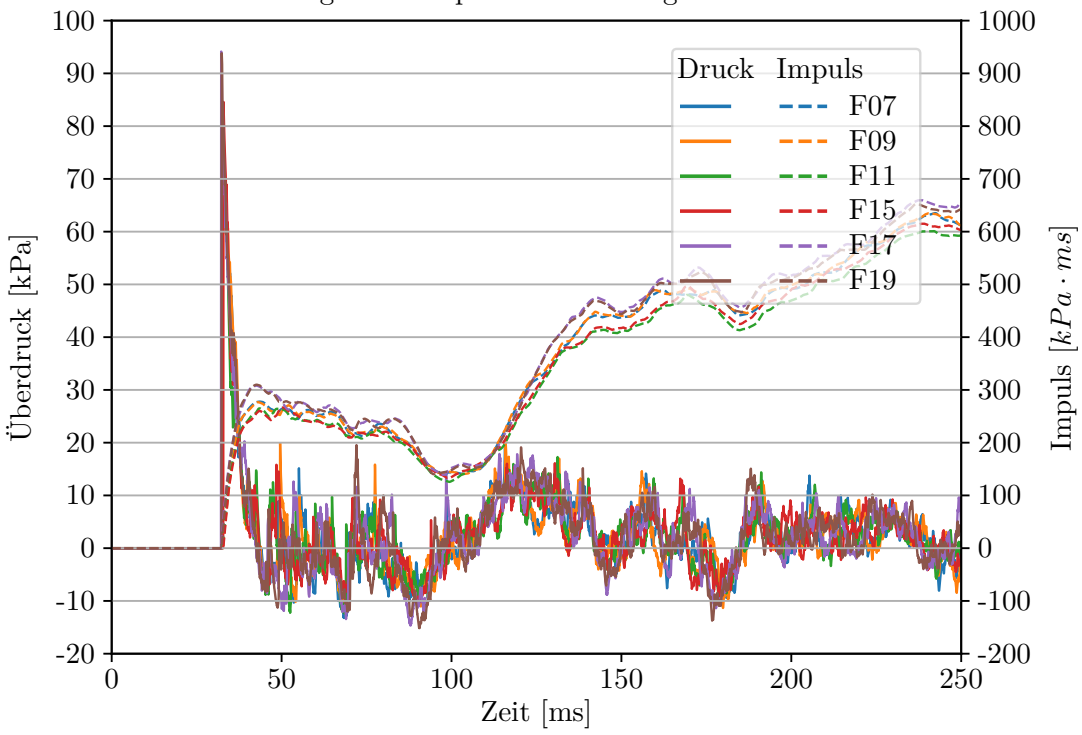
C.6 Belastungsstufe V

Abbildung C.19: Explosionsbelastung Versuch P1-V.



C.7 Belastungsstufe VI

Abbildung C.20: Explosionsbelastung Versuch P1-VI.



C.8 Gemittelte Explosionsbelastungen

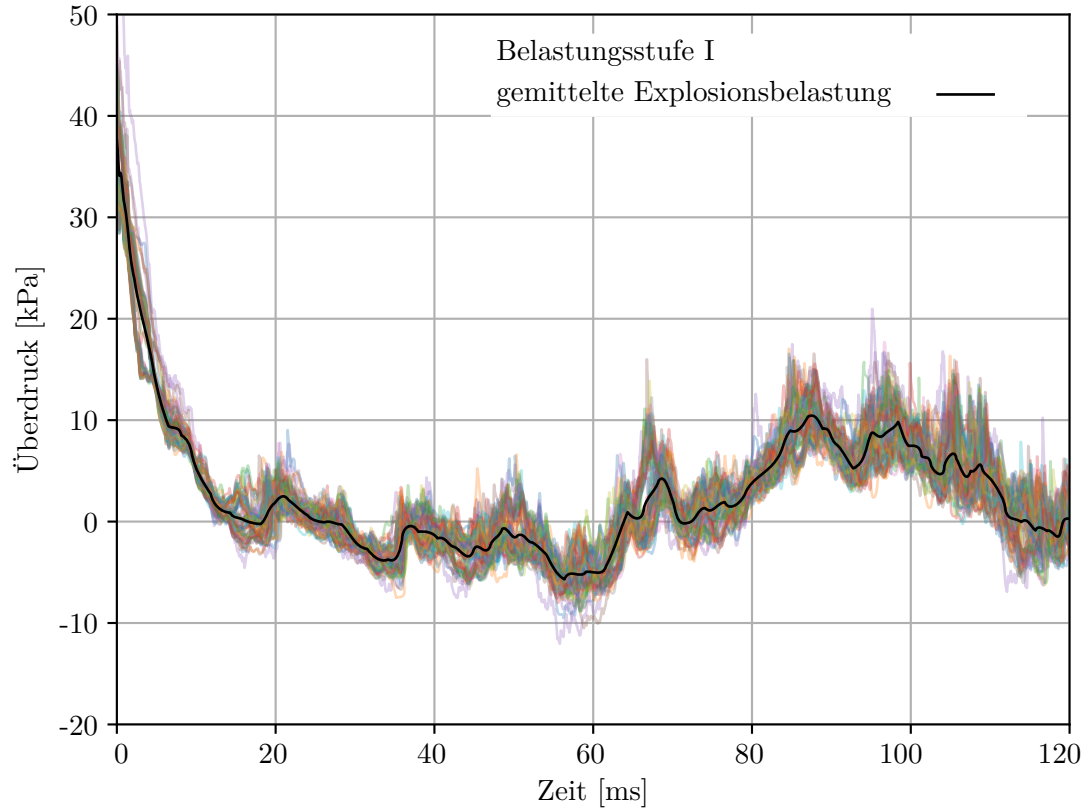


Abbildung C.21: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe I.

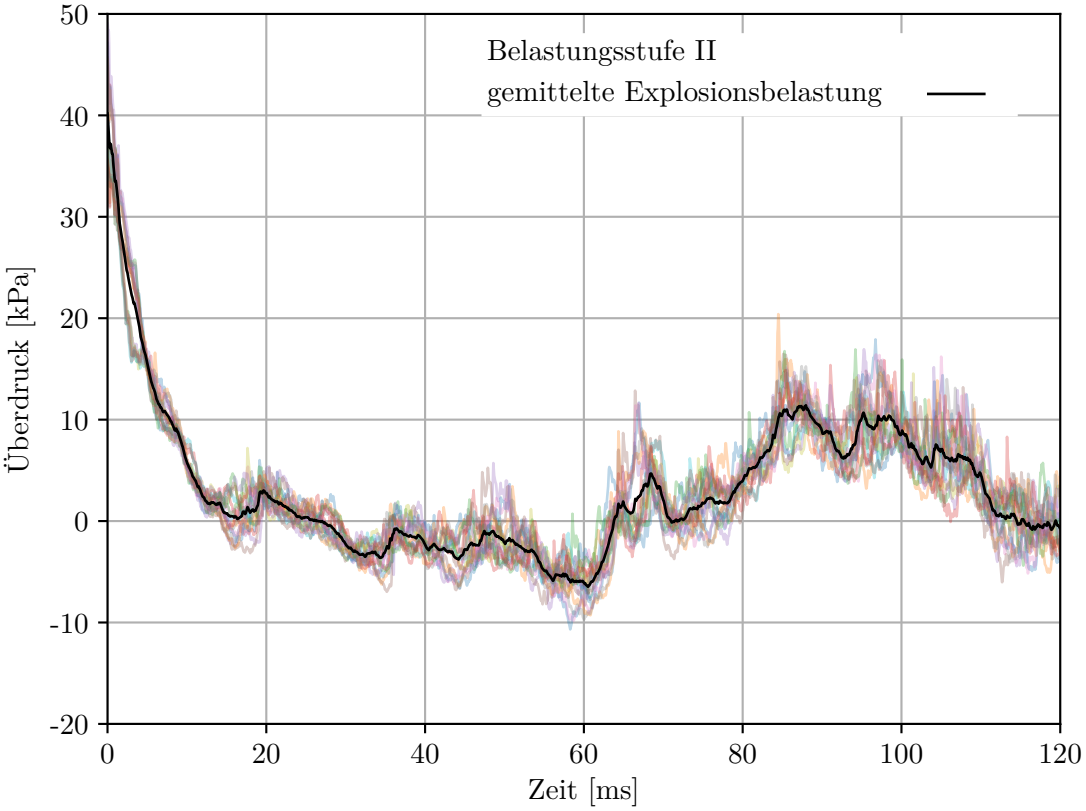


Abbildung C.22: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe II.

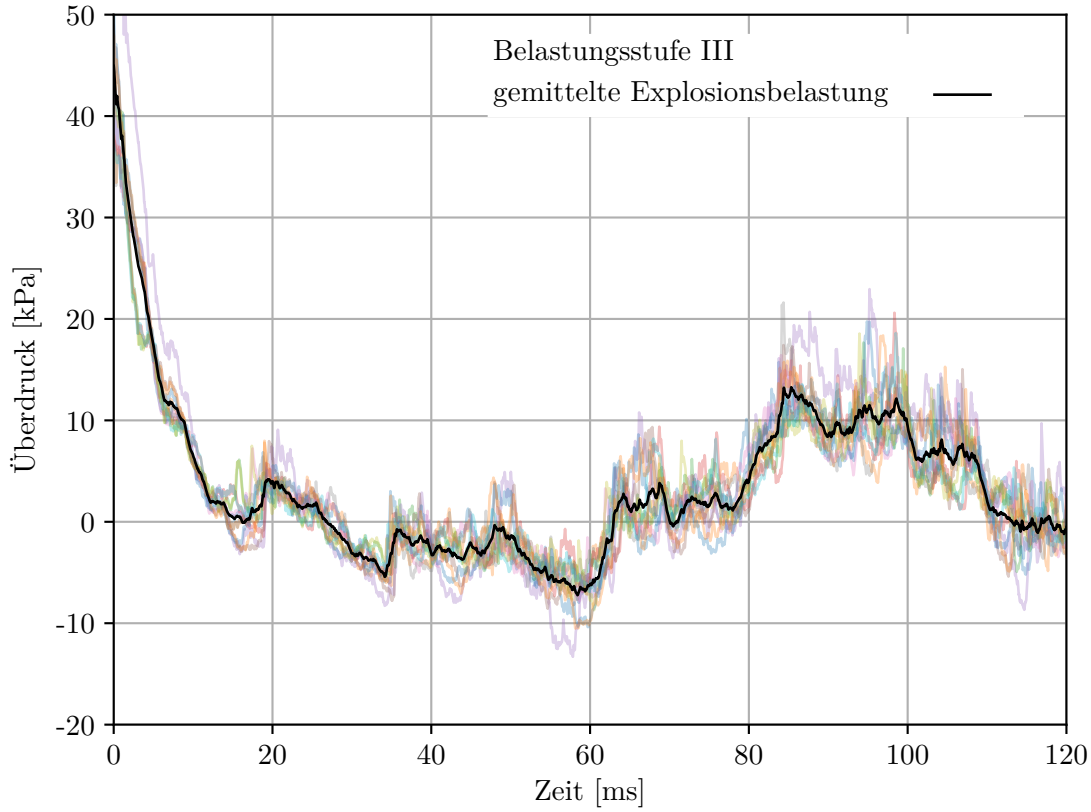


Abbildung C.23: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe III.

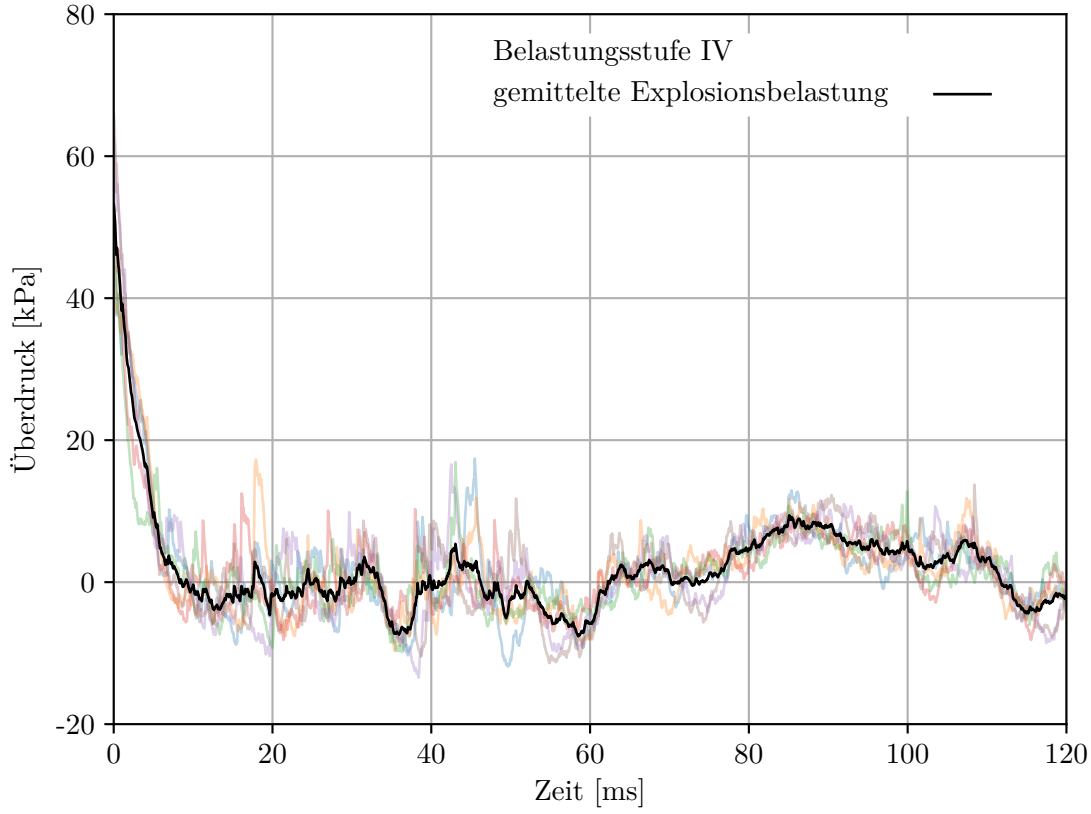


Abbildung C.24: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe IV.

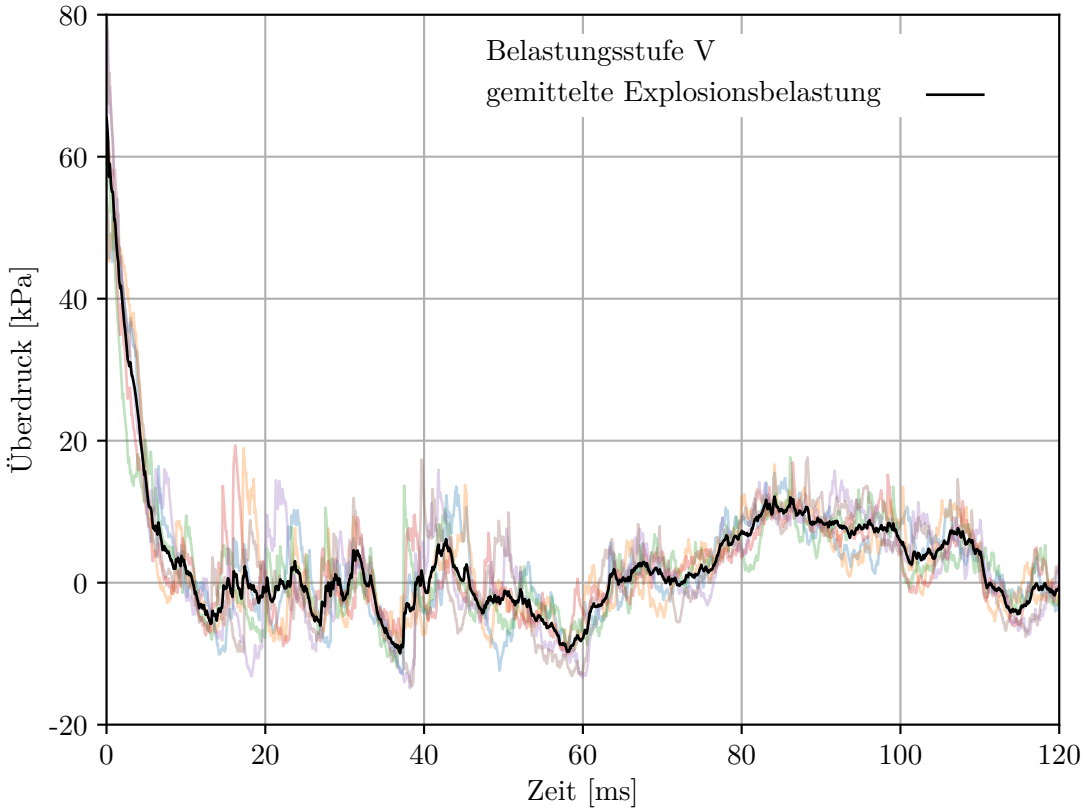


Abbildung C.25: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe V.

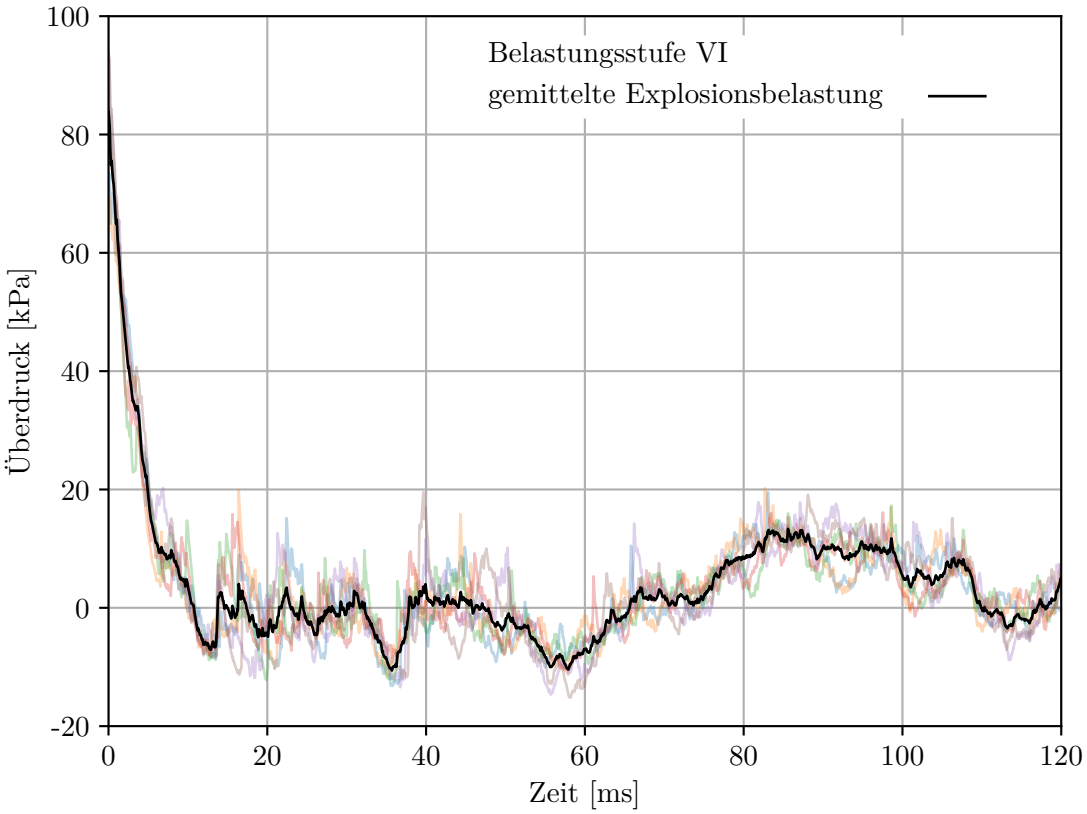


Abbildung C.26: Gemittelte Explosionsbelastung in der Belastungsstufe VI.

D Umgebungsbedingungen während der Versuche

D.1 Umgebungslufttemperatur und relative Luftfeuchte

Tabelle D.1: Umgebungslufttemperatur und relative Luftfeuchte der Versuche im Sommer.

Versuch	GK-III-1	P3-III	P2O-I
Umgebungstemperatur [°C]	18,4	15	10,5
Relative Luftfeuchte [%]	72,4	78,4	91,9

Tabelle D.2: Umgebungslufttemperatur und relative Luftfeuchte der Versuche im Winter.

Versuch	OE1-I	OE2-I
Umgebungslufttemperatur [°C]	6,5	6,5
Relative Luftfeuchte [%]	63,2	48,1
Oberflächentemperatur [°C]	7,0	7,9

Versuch	GK-I	GK-III-2
Umgebungslufttemperatur [°C]	12,4	5,5
Relative Luftfeuchte [%]	46,4	62,8
Oberflächentemperatur [°C]	8,5	5,0

Versuch	P1-I-1	P1-I-2	P1-I-3	P1-II	P1-IV	P1-V	P1-VI
Umgebungslufttemperatur [°C]	6,0	6,0	6,0	5,5	5,5	6,0	6,0
Relative Luftfeuchte [%]	64,3	70,3	70,6	66,3	45,5	67,0	63,0
Oberflächentemperatur [°C]	6,4	7,8	6,5	5,6	7,6	6,6	6,8

Versuch	P2-I-1	P2-I-2	P2-I-3	P2V-I	P2-II
Umgebungslufttemperatur [°C]	5,5	6,5	7,4	5,5	6,0
Relative Luftfeuchte [%]	66,1	53,9	70,8	53,5	65,1
Oberflächentemperatur [°C]	6,2	6,8	6,6	5,4	7,2

E Gemessene Verschiebungs-Zeit-Verläufe

E.1 Ohne Explosionsschutzmaßnahmen

Versuch OE1-I - Probekörperkonfiguration OE1 - Belastungsstufe I

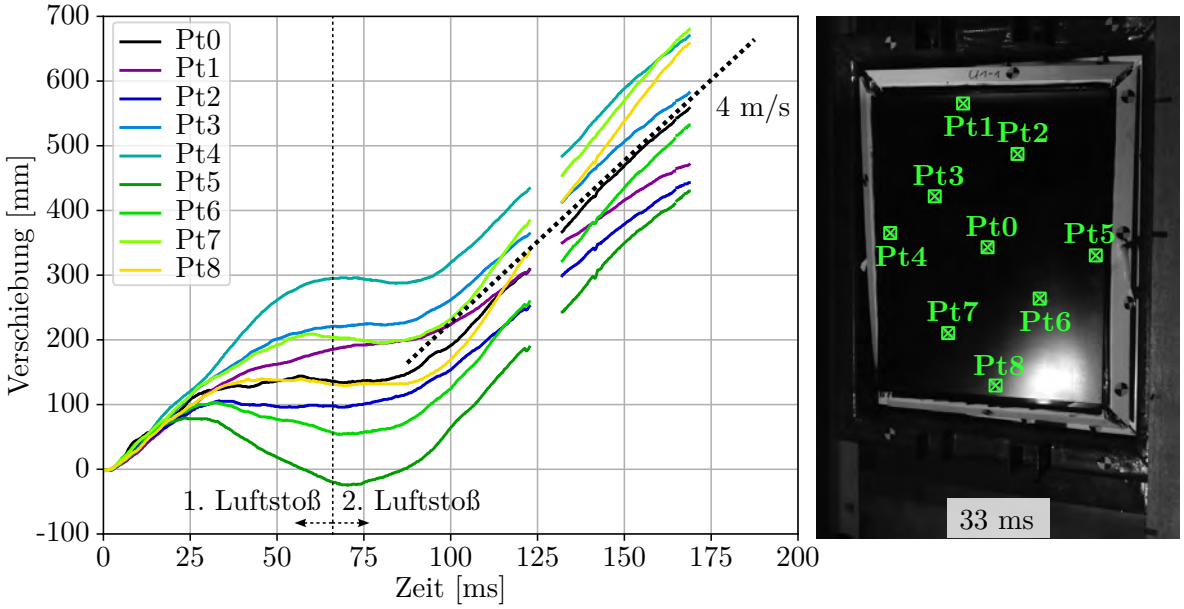


Abbildung E.1: Versuch OE1-I - gemessene Verschiebungen an der Verglasung.

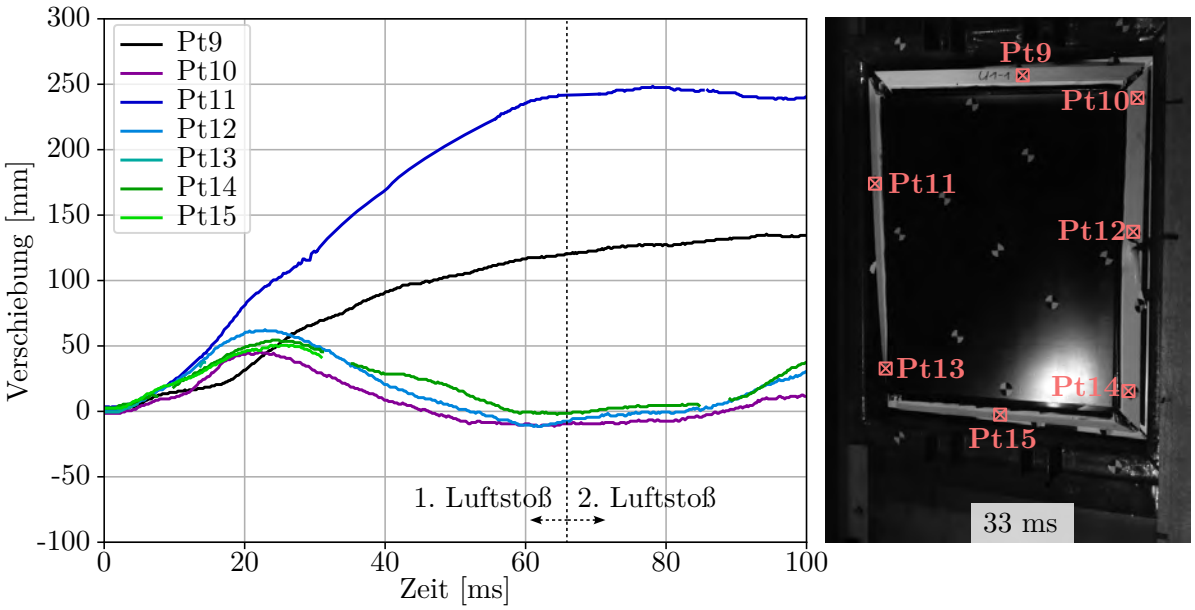


Abbildung E.2: Versuch OE2-I - gemessene Verschiebungen am Flügelrahmen.

Versuch OE2-I - Probekörperkonfiguration OE2 - Belastungsstufe I

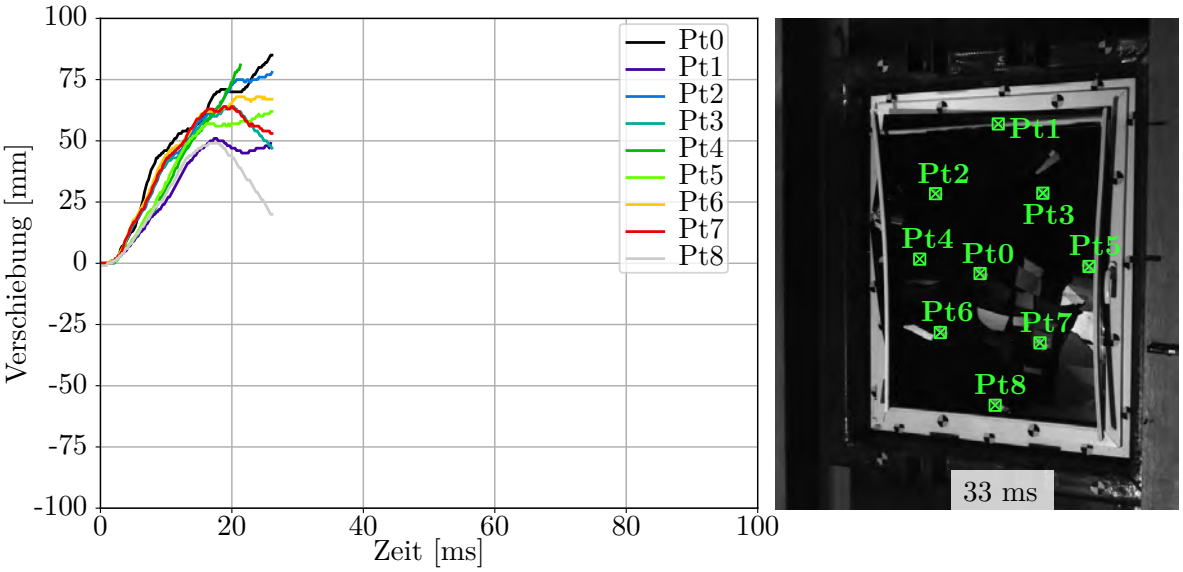


Abbildung E.3: Versuch OE2-I - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

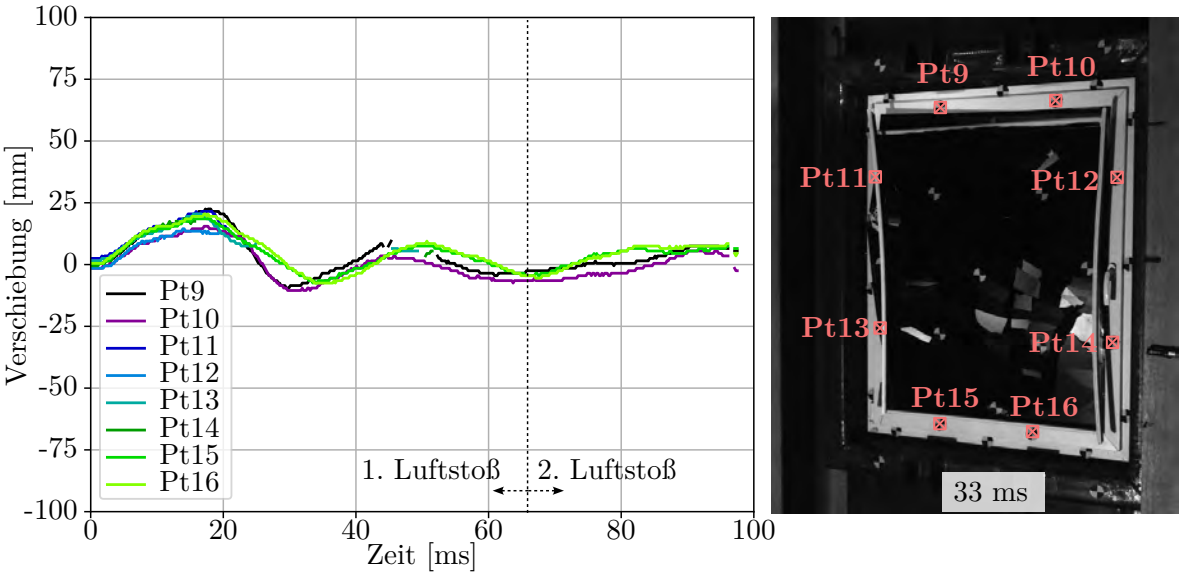


Abbildung E.4: Versuch OE2-I - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

E.2 Grundkonfiguration des Explosionsschutzes

Versuch GK-I - Probekörperkonfiguration GK - Belastungsstufe I

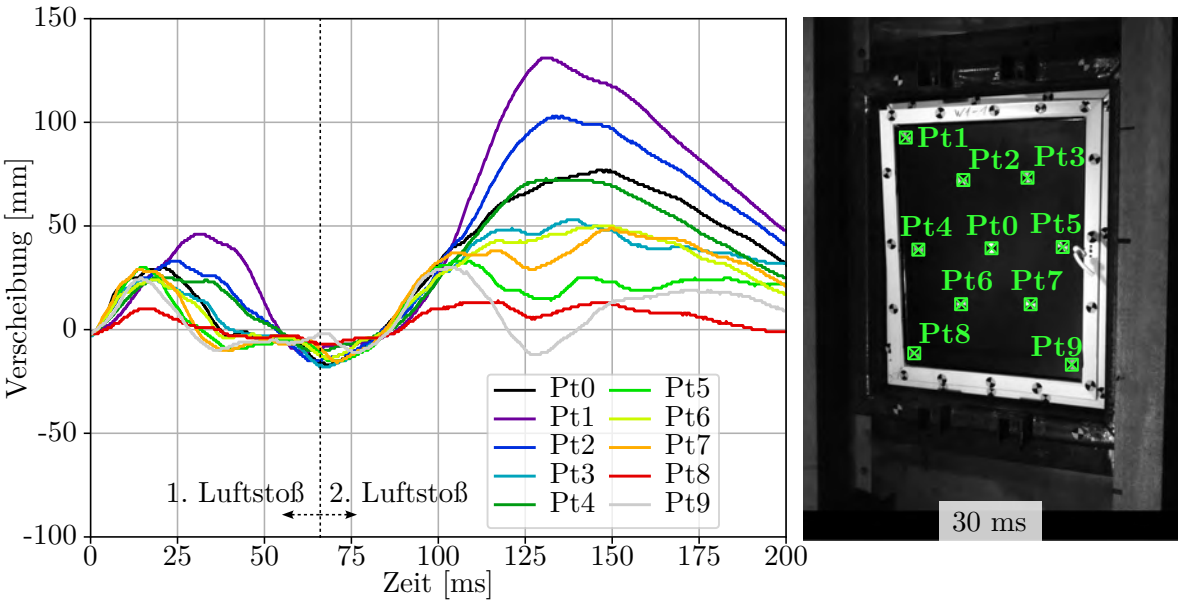


Abbildung E.5: Versuch GK-I - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

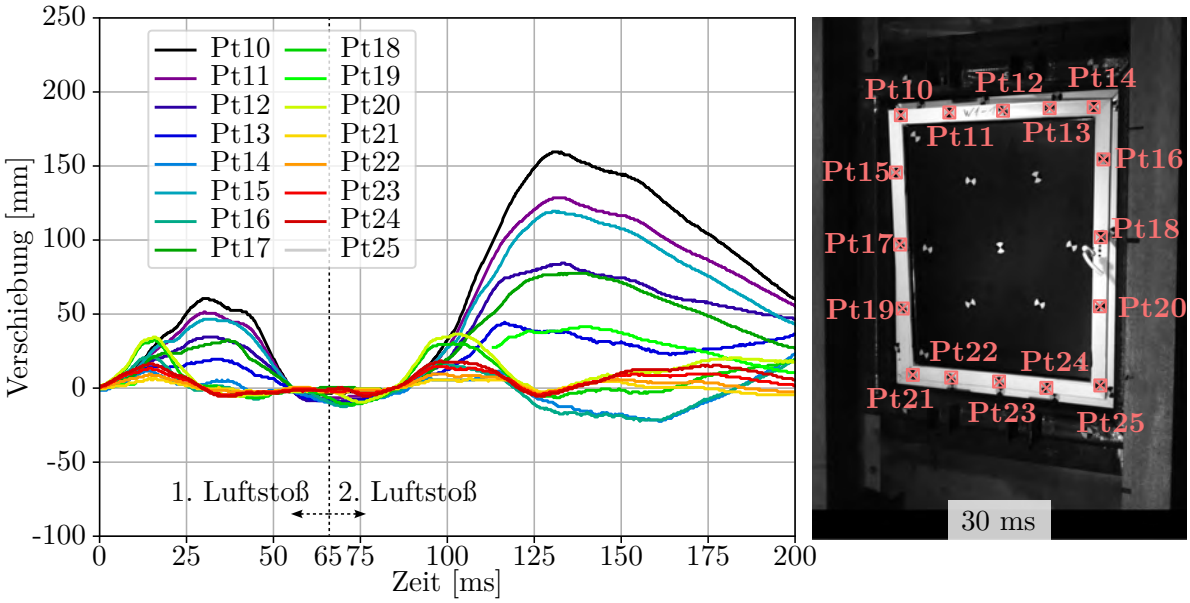


Abbildung E.6: Versuch GK-I - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch GK-III-1 - Probekörperkonfiguration GK - Belastungsstufe III

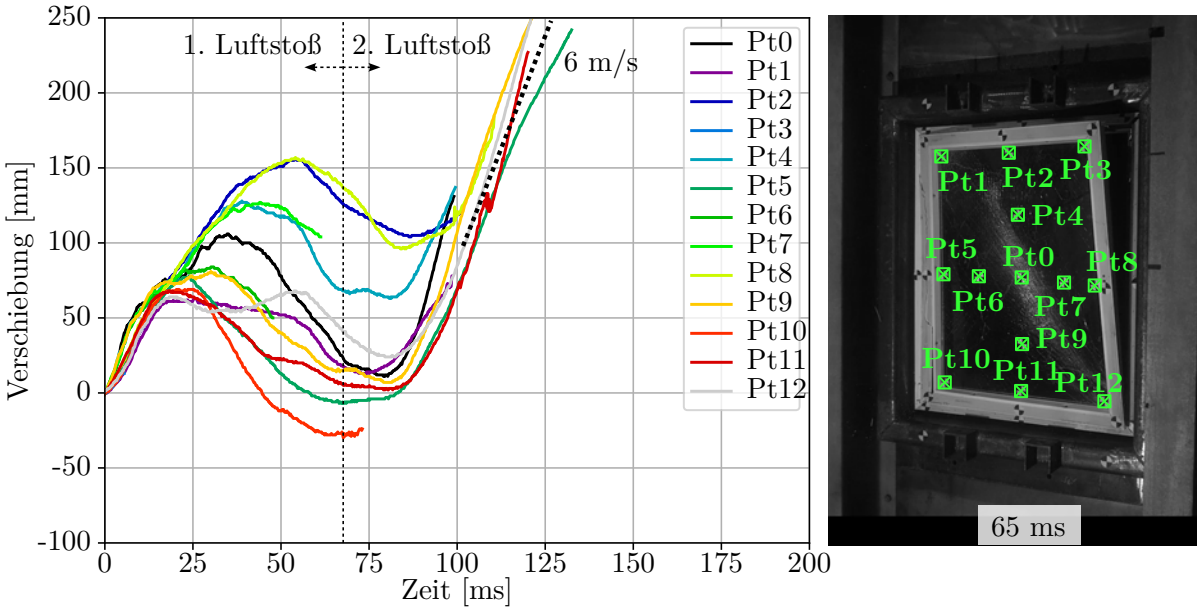


Abbildung E.7: Versuch GK-III-1 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

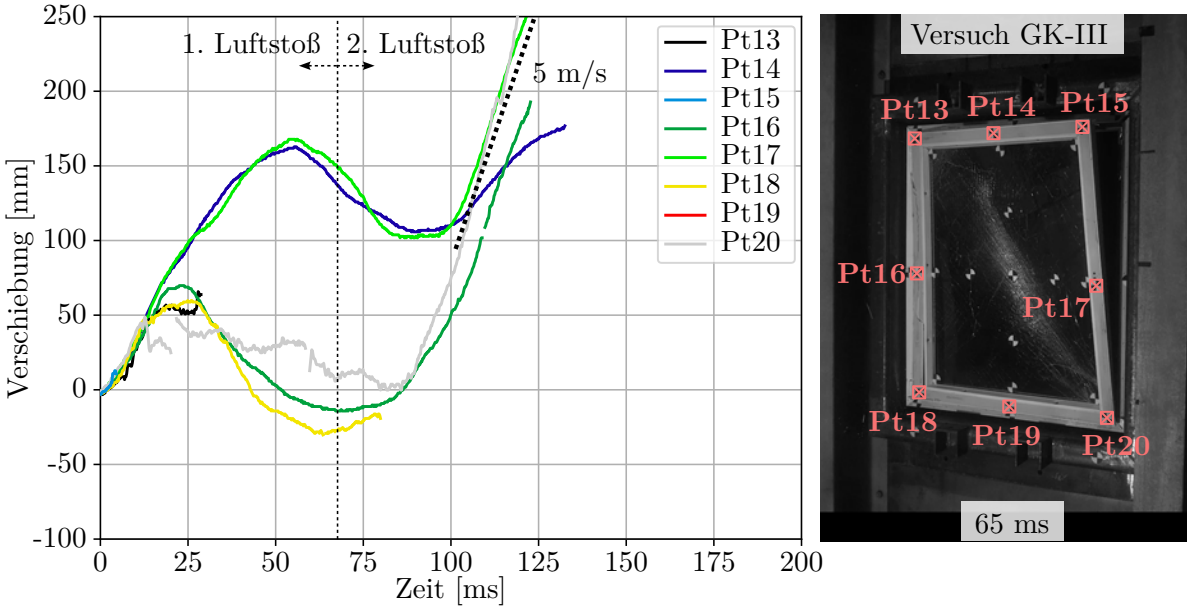


Abbildung E.8: Versuch GK-III-1 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch GK-III-2 - Probekörperkonfiguration GK-CC - Belastungsstufe III

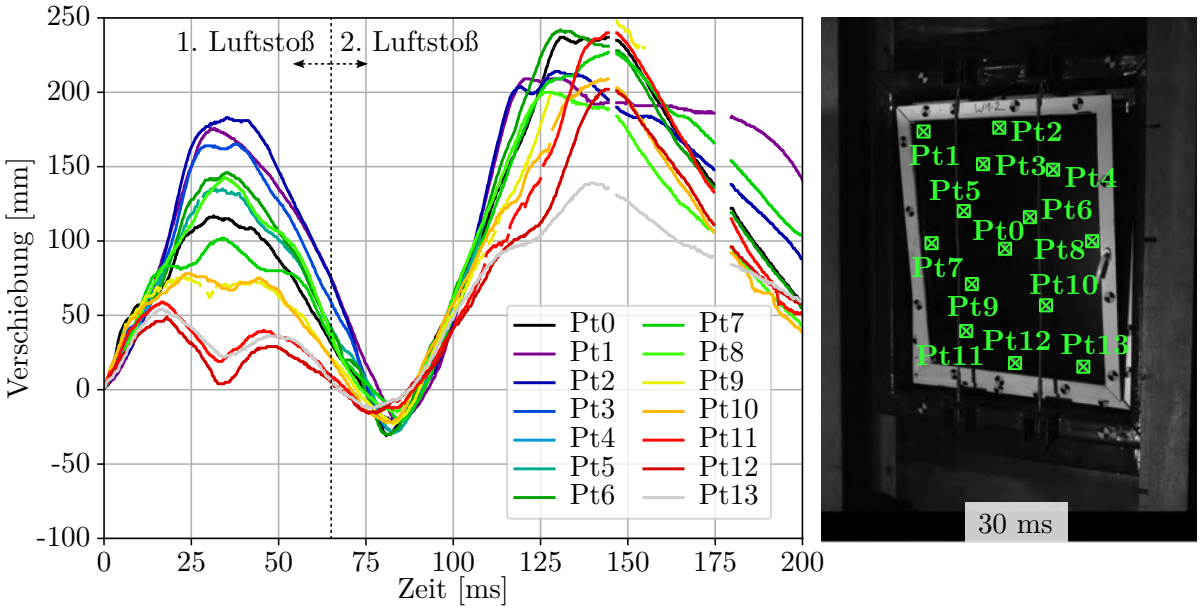


Abbildung E.9: Versuch GK-III-2 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

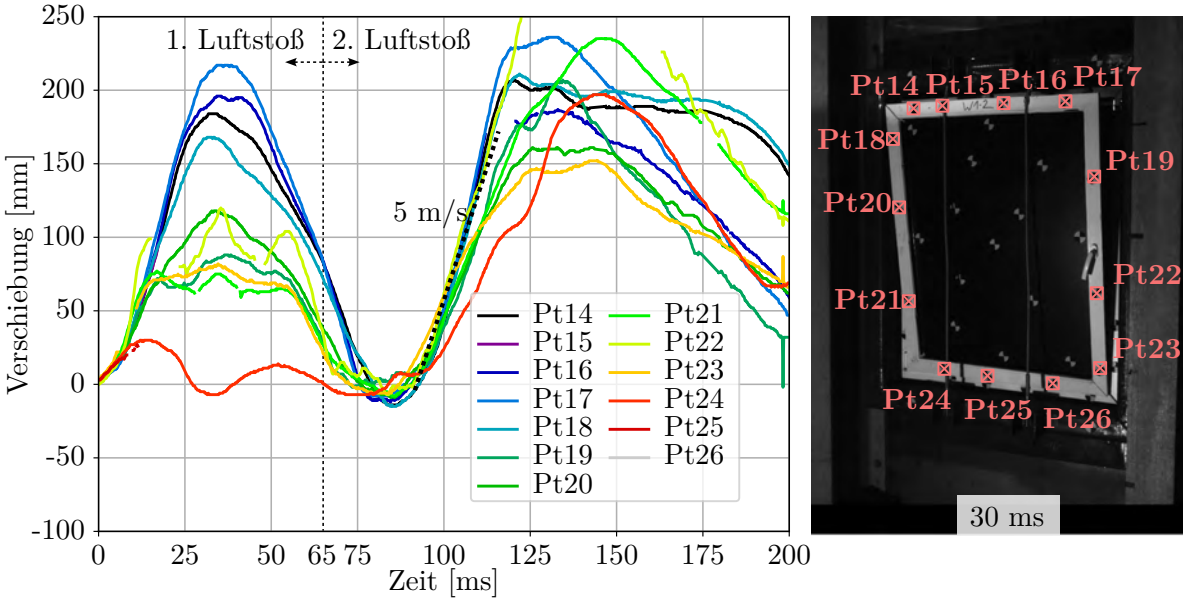


Abbildung E.10: Versuch GK-III-2 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

E.3 Verschraubte und aufgeklebte GFK-Patches

Versuch P1-I-1 - Probekörperkonfiguration P1 - Belastungsstufe I

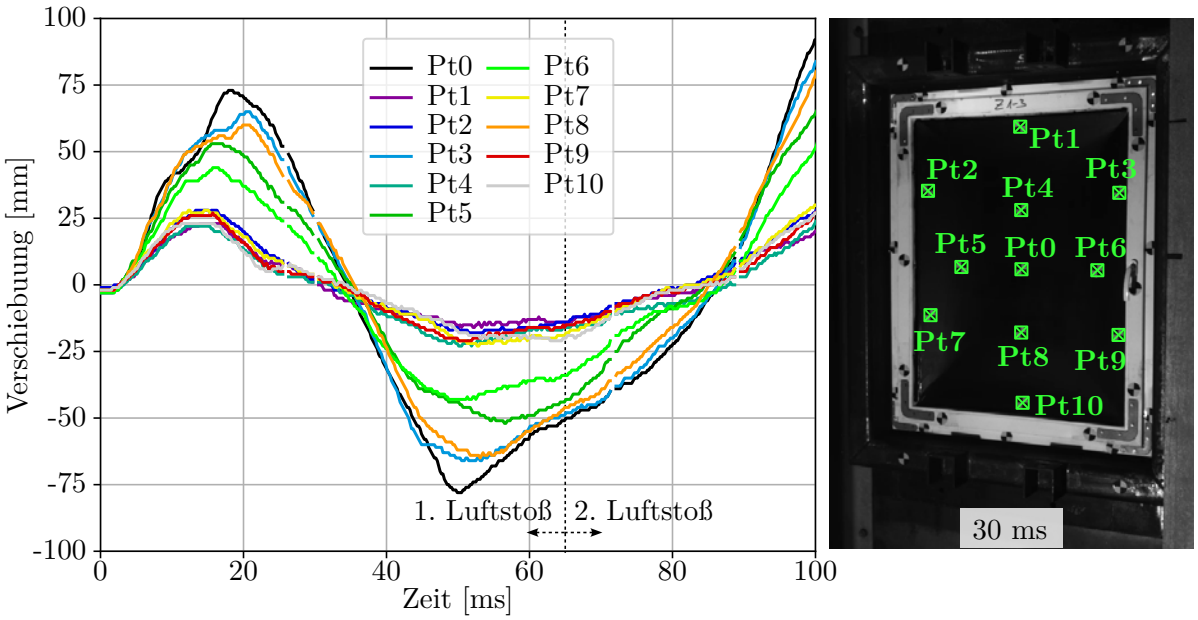


Abbildung E.11: Versuch P1-I-1 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

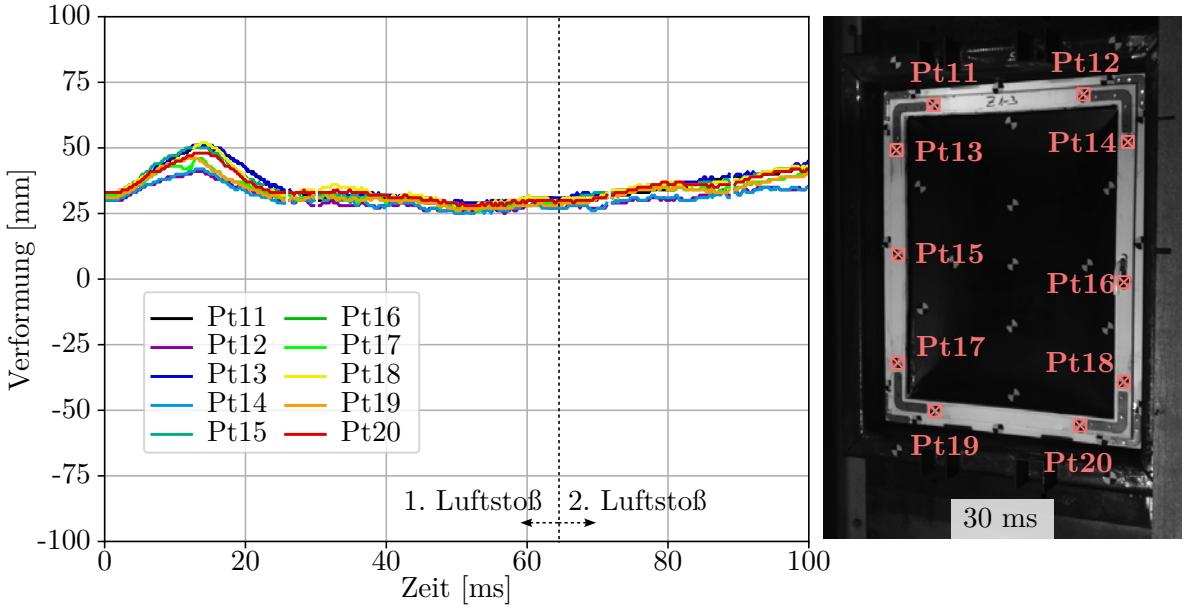


Abbildung E.12: Versuch P1-I-1 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P1-I-2 - Probekörperkonfiguration P1 - Belastungsstufe I

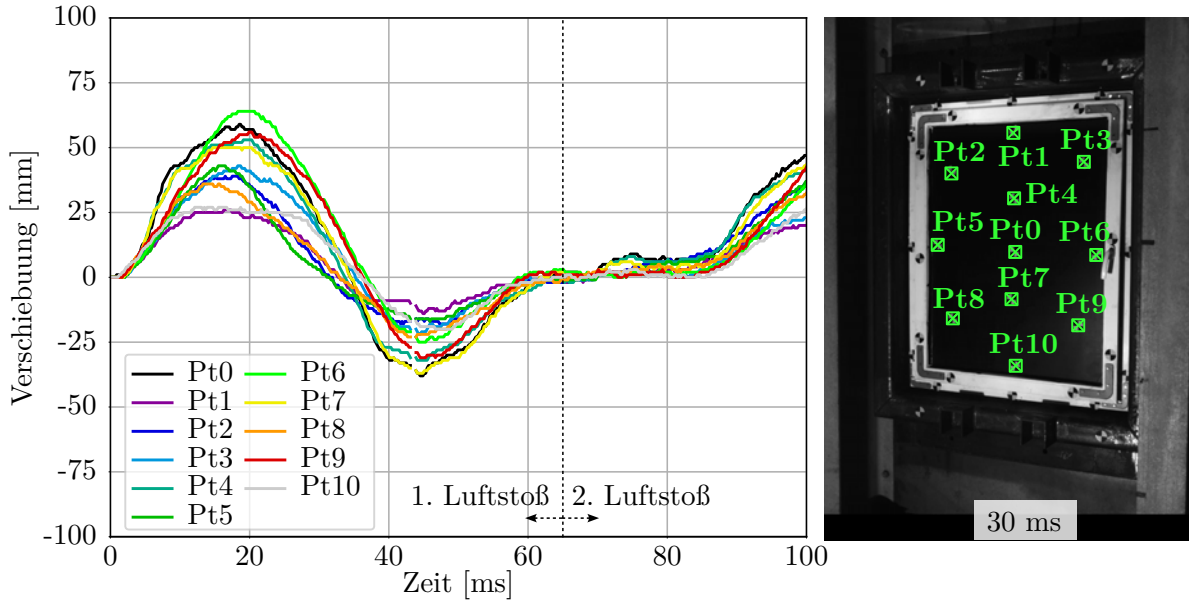


Abbildung E.13: Versuch P1-I-2 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

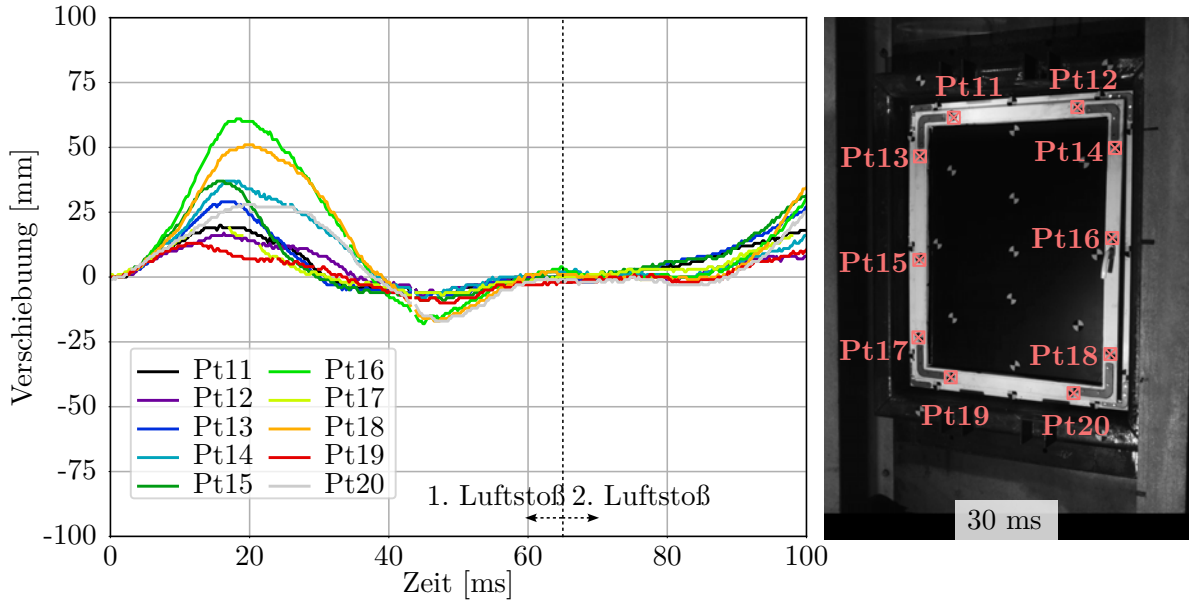


Abbildung E.14: Versuch P1-I-2 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P1-I-3 - Probekörperkonfiguration P1 - Belastungsstufe I

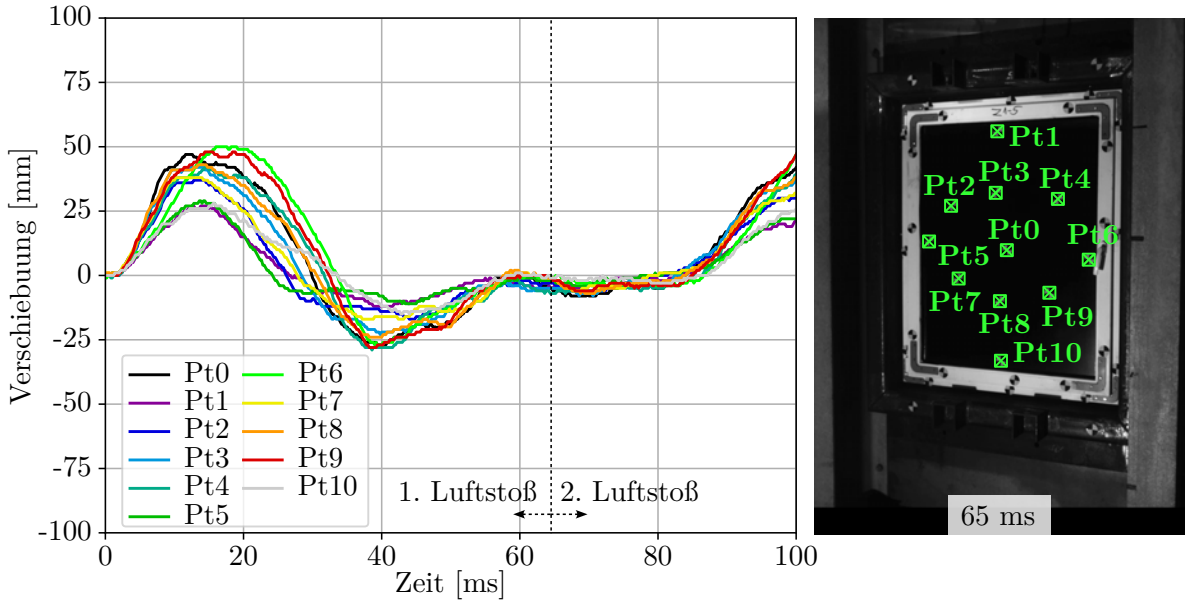


Abbildung E.15: Versuch P1-I-3 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

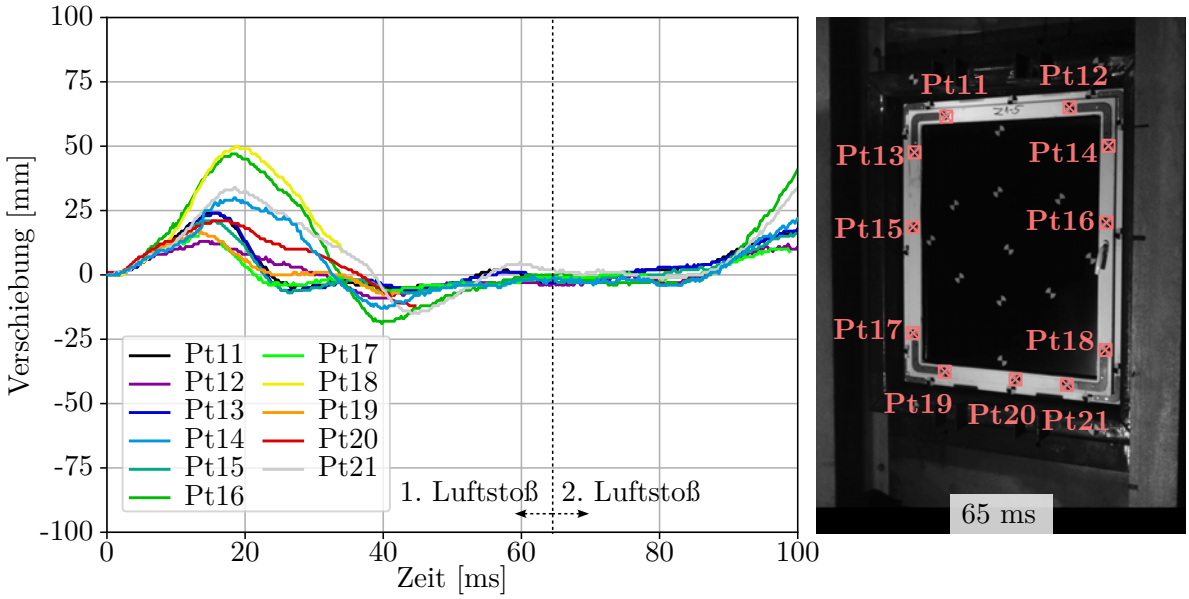


Abbildung E.16: Versuch P1-I-3 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P1-II - Probekörperkonfiguration P1 - Belastungsstufe II

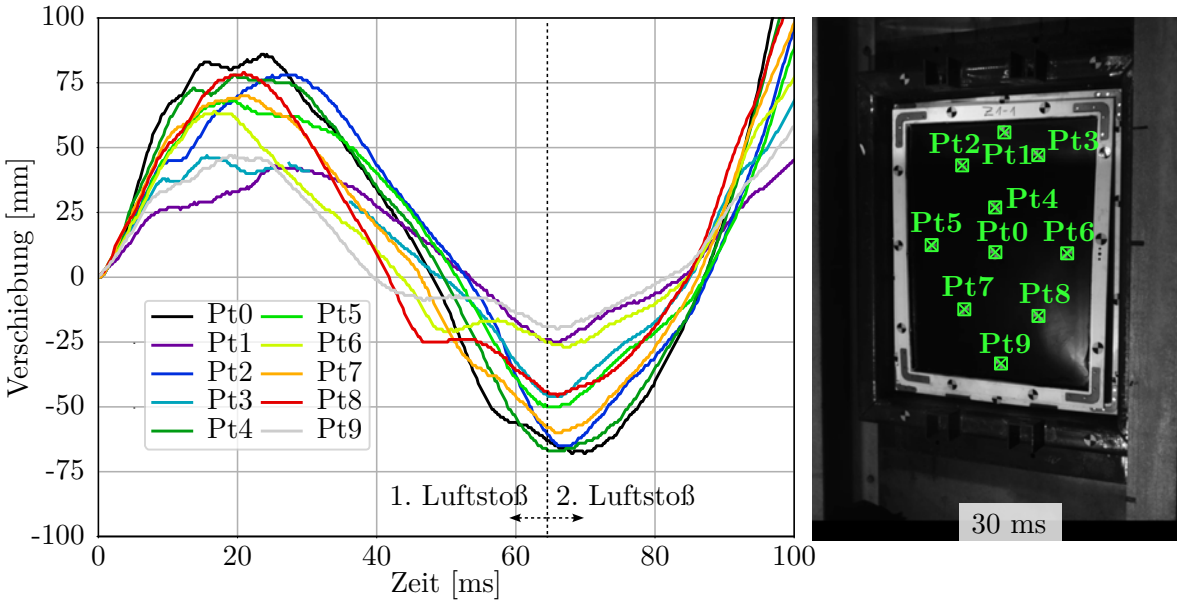


Abbildung E.17: Versuch P1-II - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

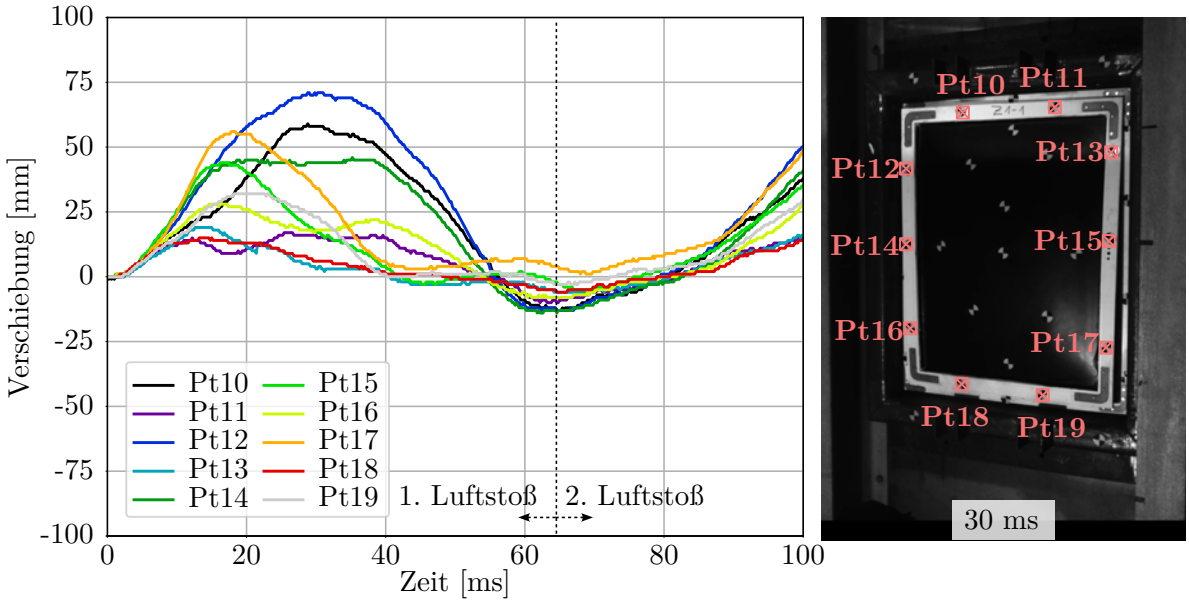


Abbildung E.18: Versuch P1-II - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P1-IV - Probekörperkonfiguration P1 - Belastungsstufe IV

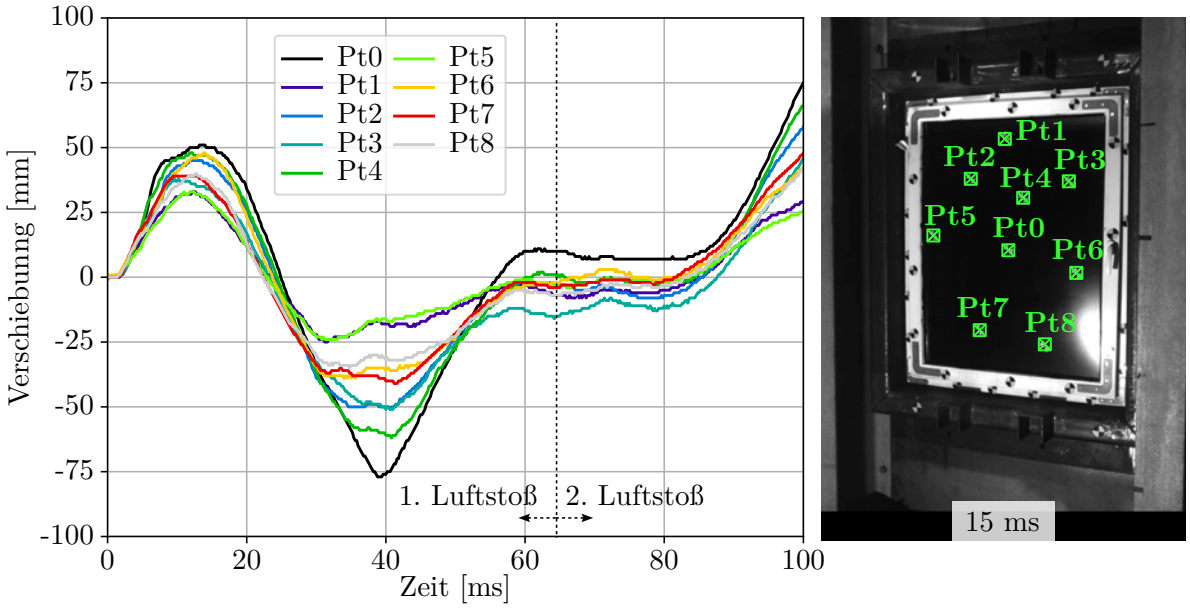


Abbildung E.19: Versuch P1-IV - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

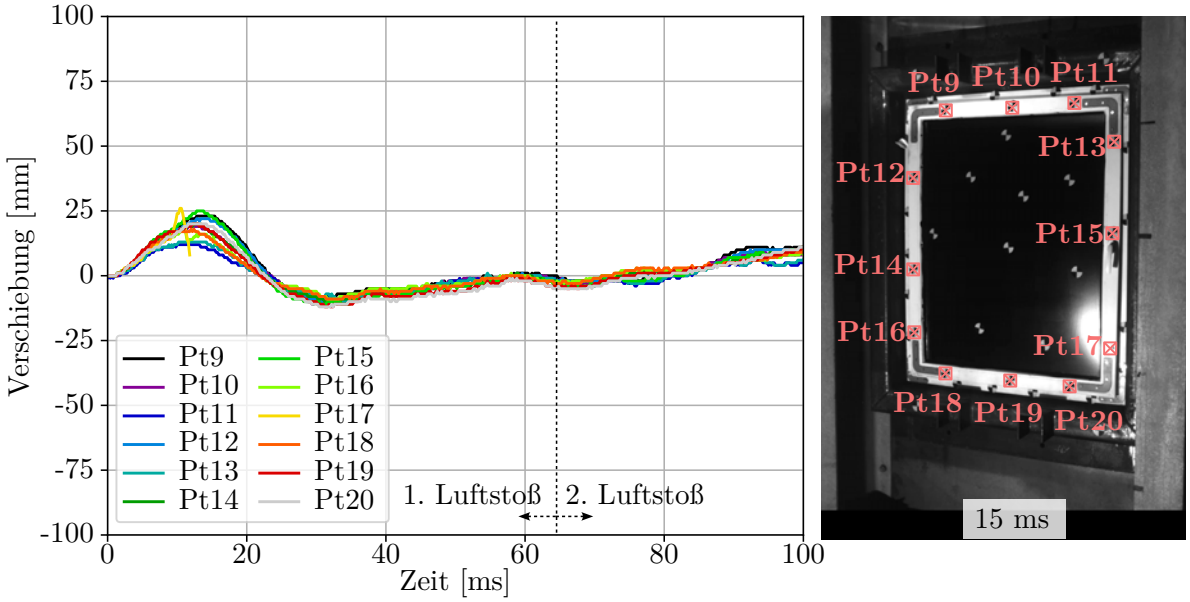


Abbildung E.20: Versuch P1-IV - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P1-V - Probekörperkonfiguration P1 - Belastungsstufe V

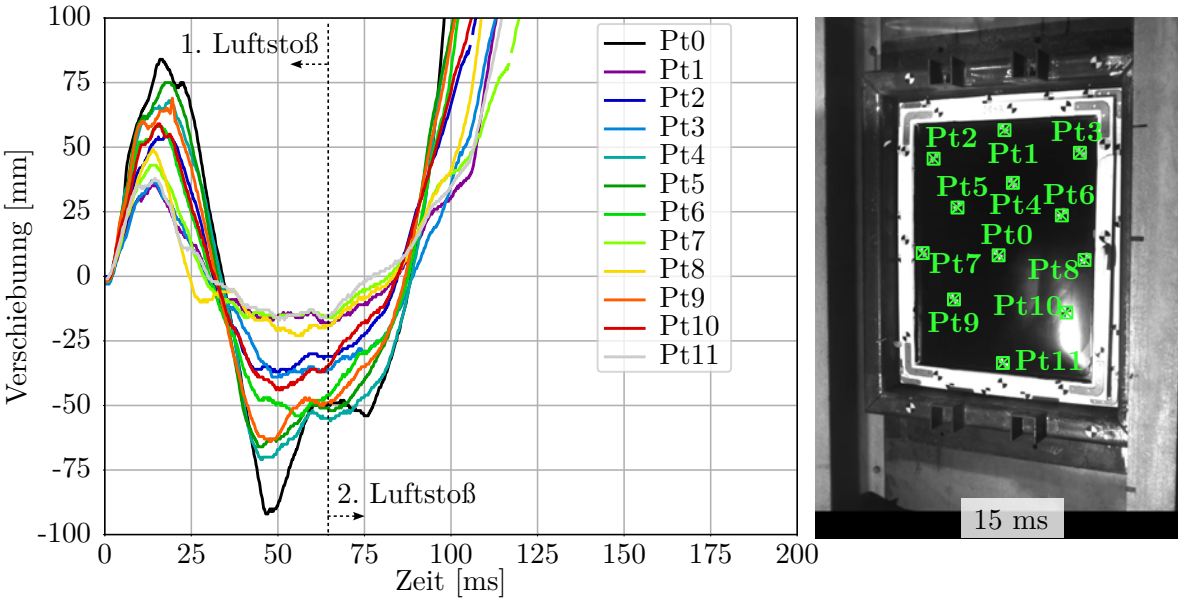


Abbildung E.21: Versuch P1-V - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

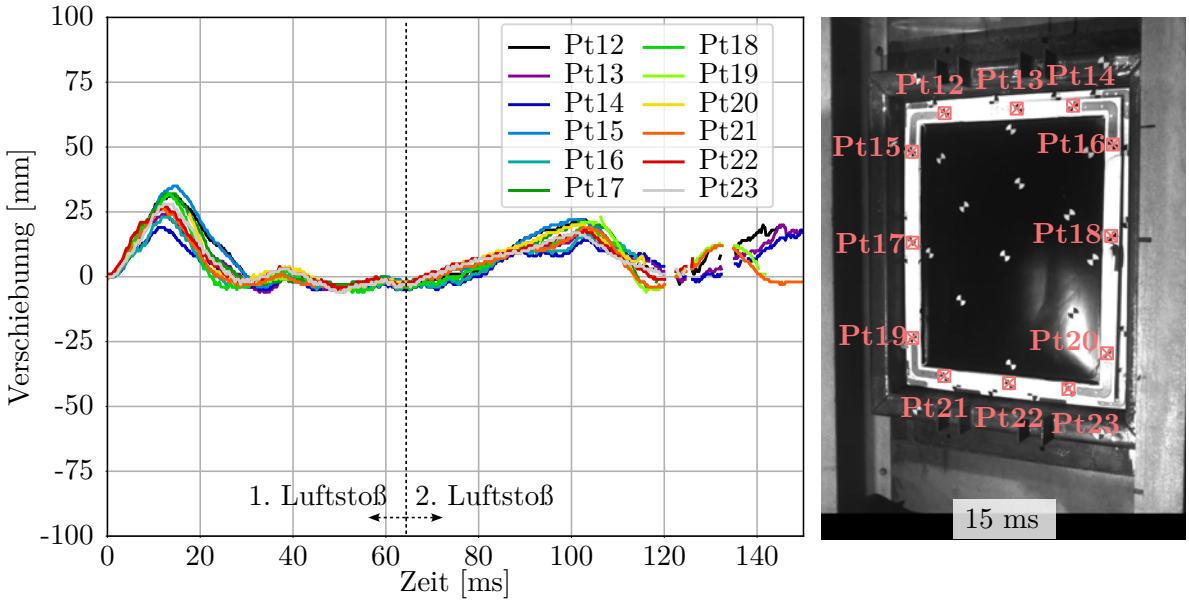


Abbildung E.22: Versuch P1-V - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P1-VI - Probekörperkonfiguration P1-CC - Belastungsstufe VI

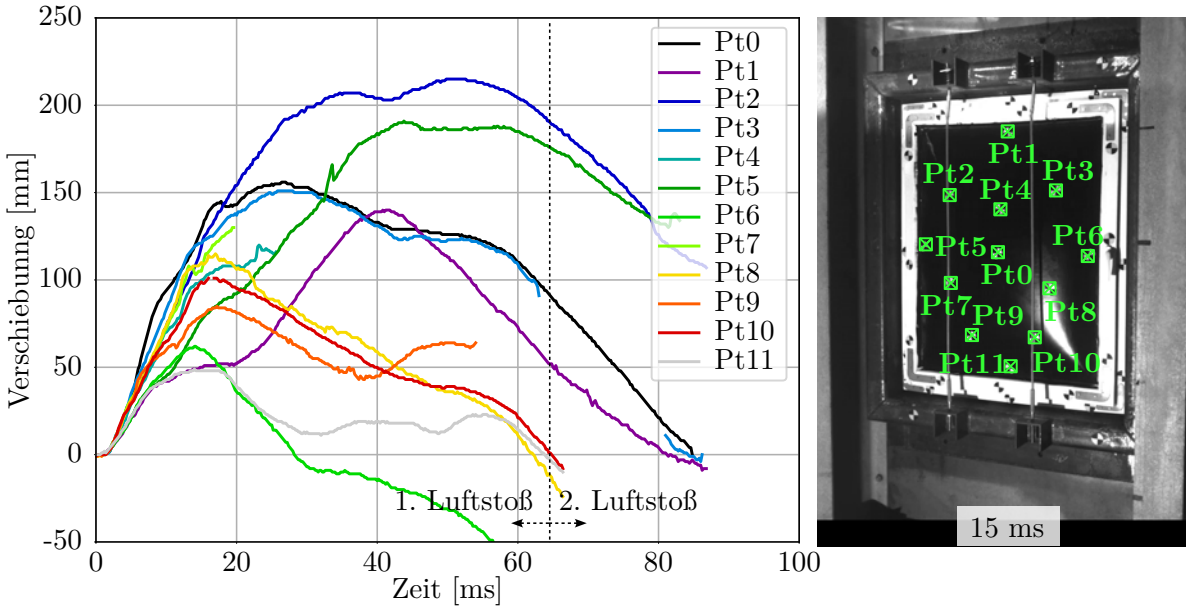


Abbildung E.23: Versuch P1-VI - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

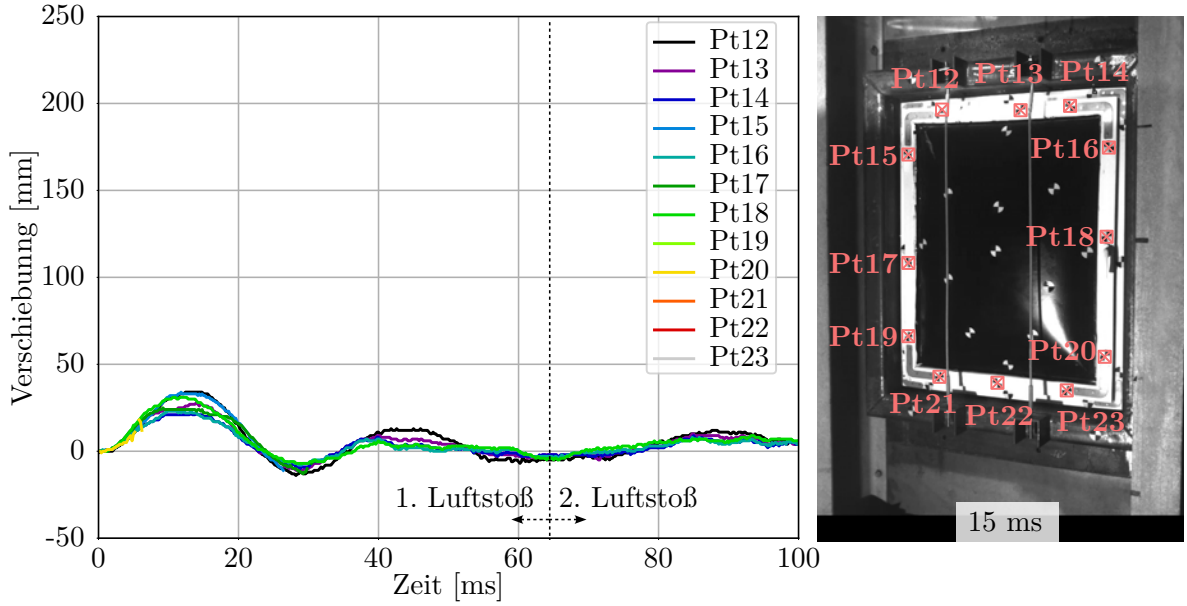


Abbildung E.24: Versuch P1-VI - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

E.4 Aufgeklebte Patches

Versuch P2-I-2 - Probekörperkonfiguration P2 - Belastungsstufe I

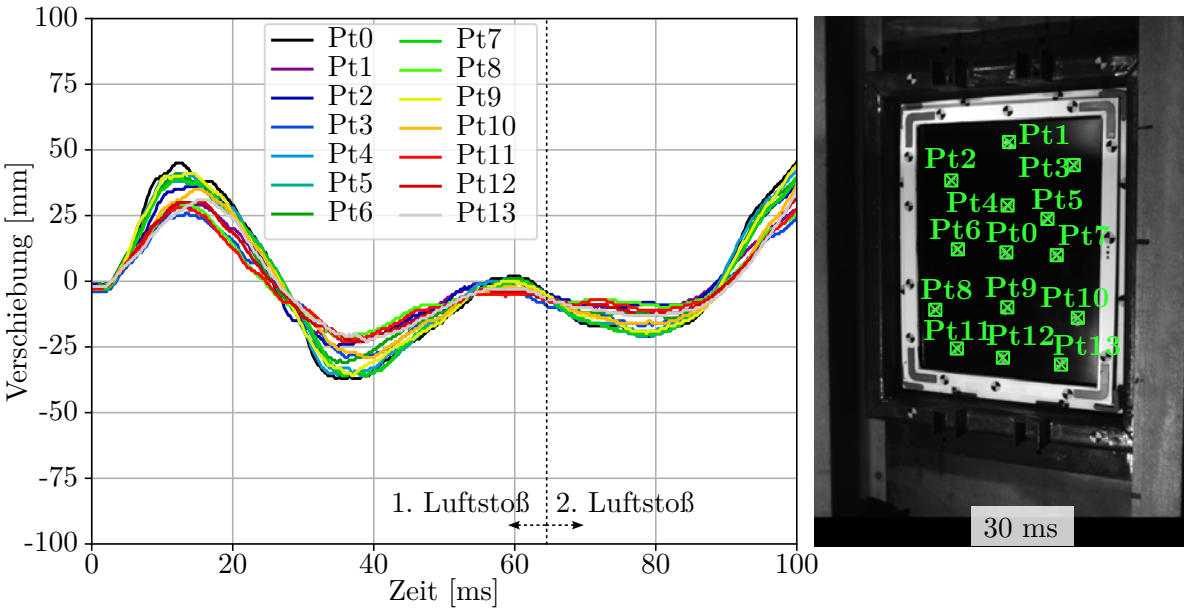


Abbildung E.25: Versuch P2-I-2 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

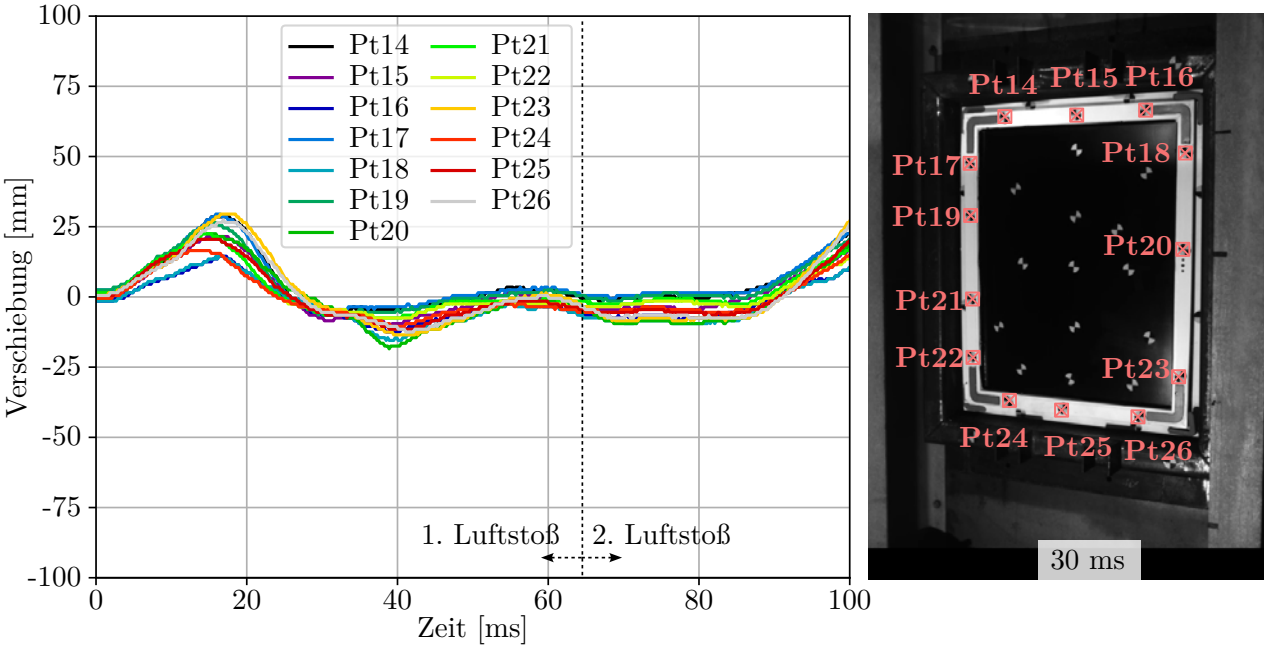


Abbildung E.26: Versuch P2-I-2 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P2-I-3 - Probekörperkonfiguration P2 - Belastungsstufe I

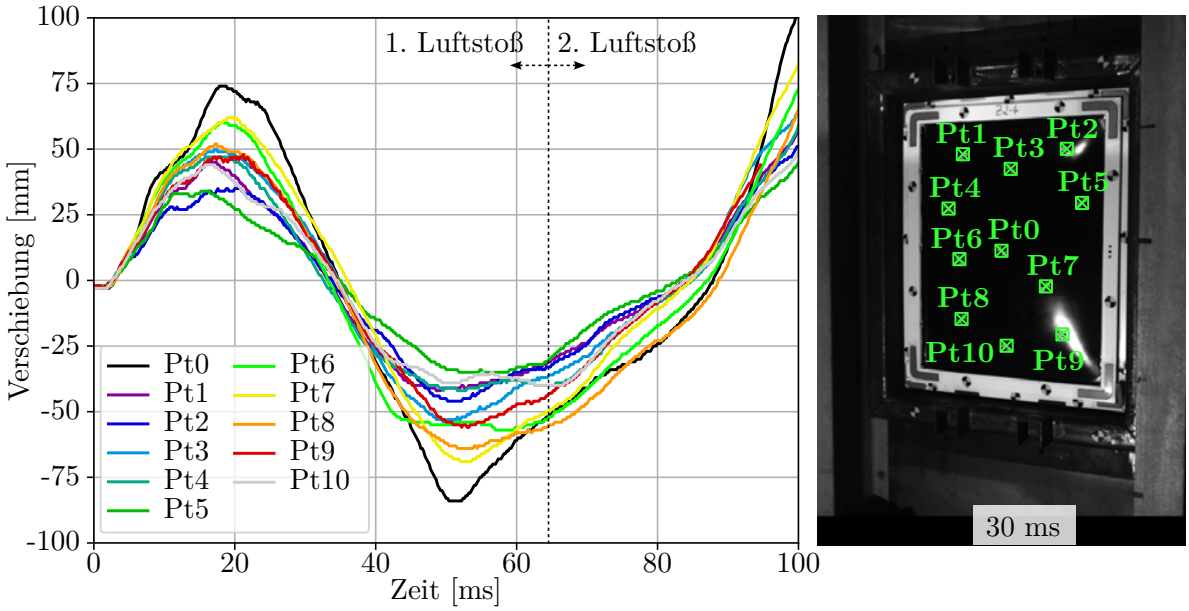


Abbildung E.27: Versuch P2-I-3 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

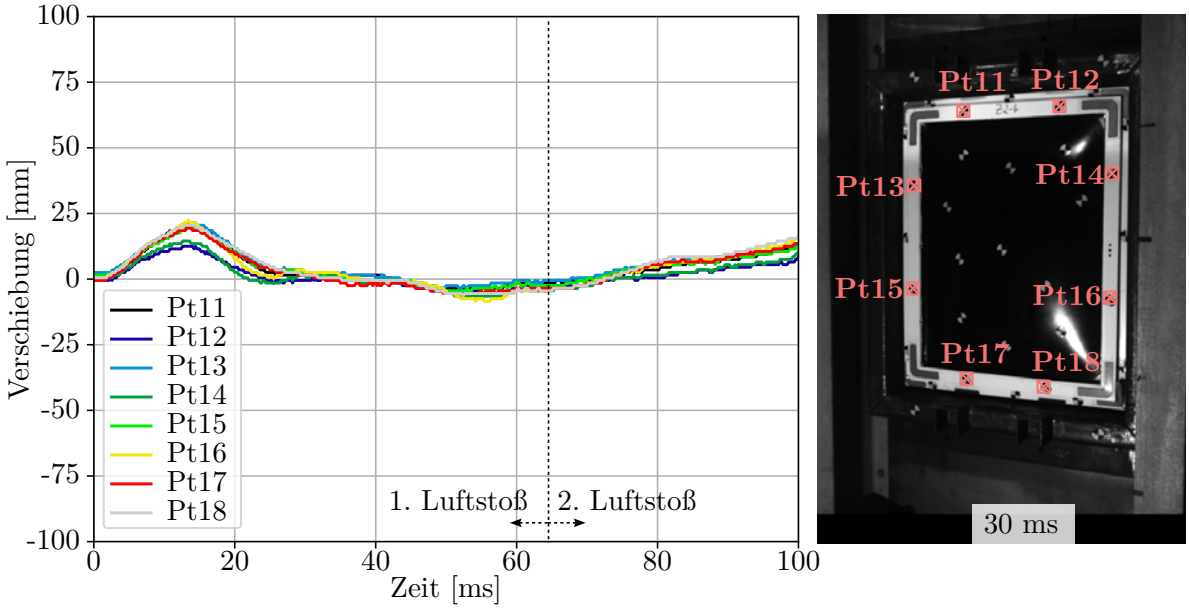


Abbildung E.28: Versuch P2-I-3 - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P2V-I - Probekörperkonfiguration P2V - Belastungsstufe I

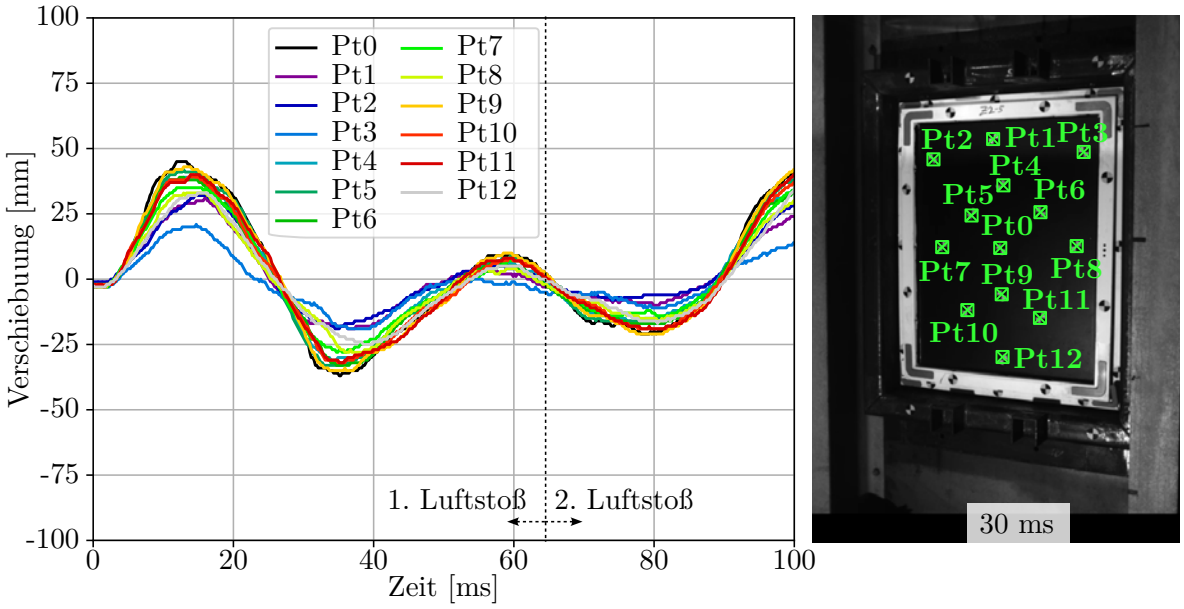


Abbildung E.29: Versuch P2V-I - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

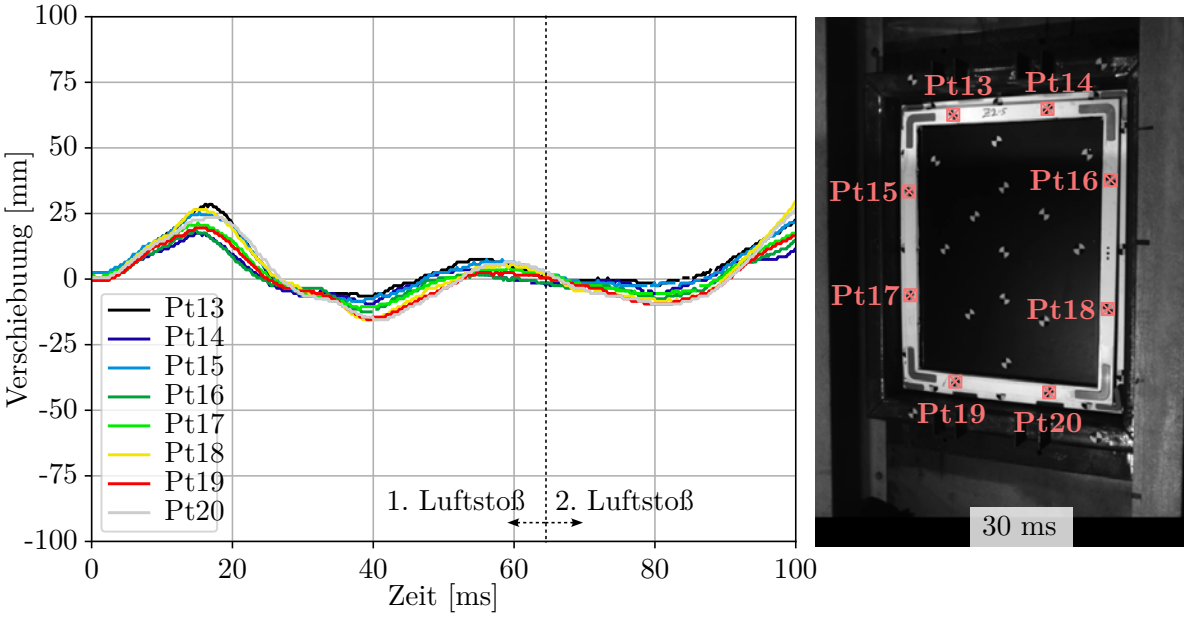


Abbildung E.30: Versuch P2V-I - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P2-II - Probekörperkonfiguration P2 - Belastungsstufe II

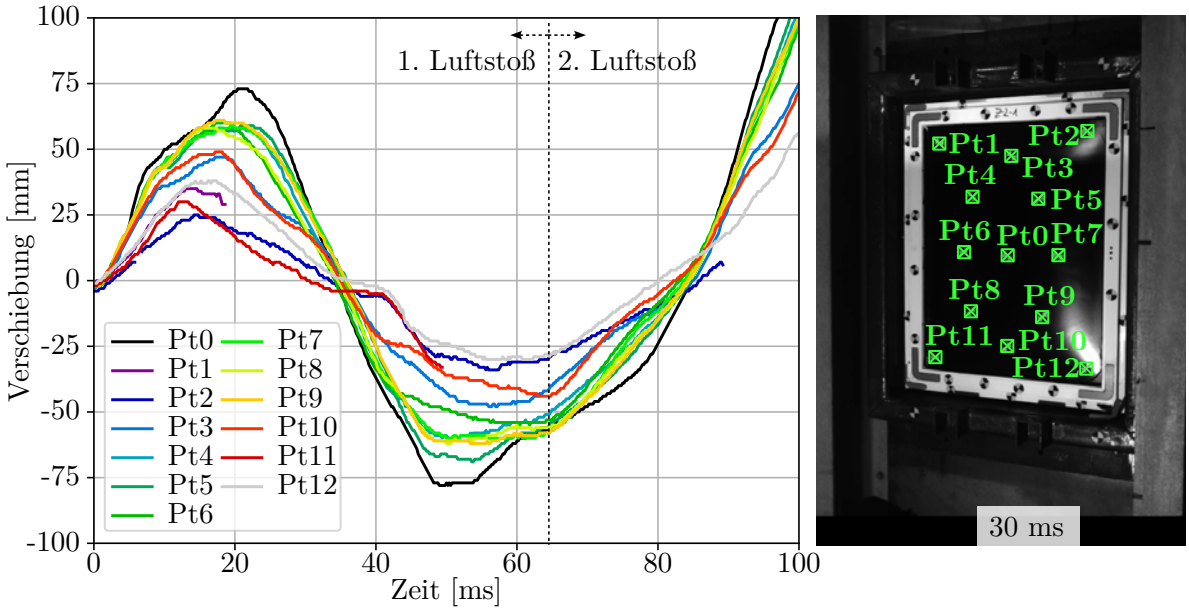


Abbildung E.31: Versuch P2-II - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

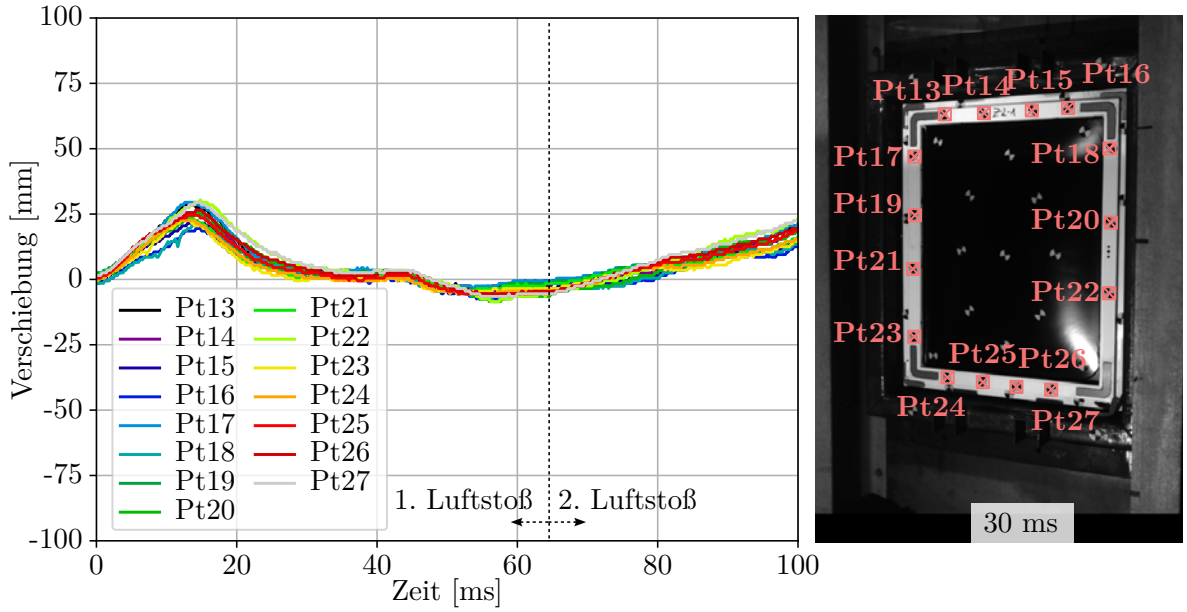


Abbildung E.32: Versuch P2-II - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

Versuch P3-III - Probekörperkonfiguration P3 - Belastungsstufe III

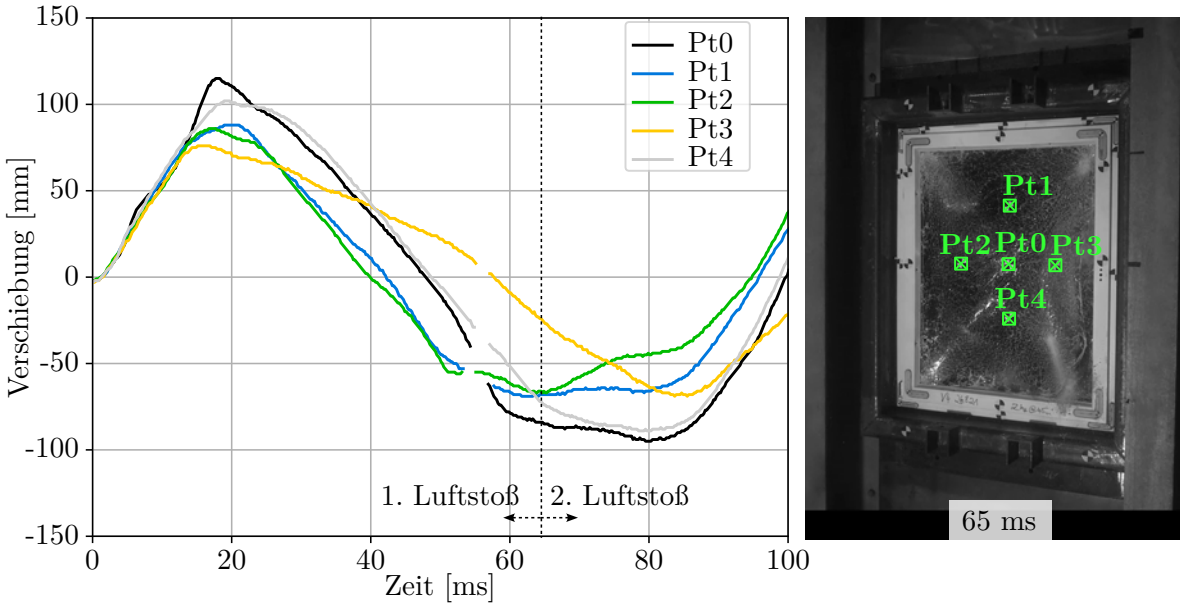


Abbildung E.33: Versuch P3-III - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten der Verglasung.

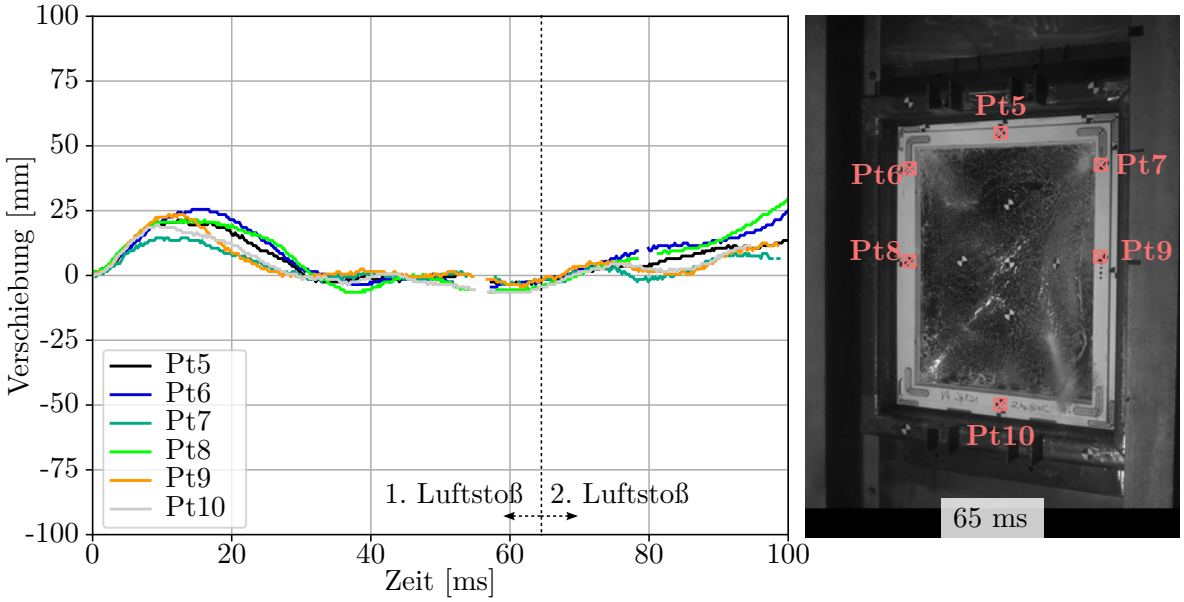


Abbildung E.34: Versuch P3-III - gemessene Verschiebungen an den Messpunkten am Flügelrahmen.

F Numerische Simulation

F.1 Quasi-statische Spannungs-Dehnungs-Beziehung von PVC-U

Tabelle F.1: Eingabegrößen für die Werkstoffformulierung von PVC-U aus [165].

Dehnung ε [-]	**Spannung σ [MPa]**
0	0
0,00316	3,4
0,00416	9,6
0,00515	15,8
0,00839	21,1
0,0101	26,4
0,012	34,9
0,0167	39,6
0,0221	43,3
0,029	44,6
0,0449	42,7
0,0615	40,8
0,0896	39,5
0,127	38,5
0,163	37,6
0,209	37
0,25	37,1
0,289	37,1
0,329	37,6
0,383	38,3
0,441	39,3
0,487	40,4
0,548	41,6
0,585	43,4
0,628	44,3
0,659	45,7
0,68	47,1

F.2 Eingangsgrößen und Ergebnisse der Parameterstudie

Tabelle F.2: Eingangsgrößen für den Friedlander-Impuls in der Parameterstudie und Ergebnisse der Simulationen.

ID	ir	pr	td	Glasbruch	ID	ir	pr	td	Glasbruch
E10_294	294	10	80,0	**Ja**	E45_149	149	45	9,0	**Ja**
E10_276	276	10	75,0	Nein	E45_132	132	45	8,0	Nein
E10_258	258	10	70,0	Nein	E50_147	147	50	8,0	**Ja**
E15_221	221	15	40,0	**Ja**	E50_129	129	50	7,0	Nein
E15_210	210	15	38,0	Nein	E55_152	152	55	7,5	**Ja**
E20_206	206	20	28,0	**Ja**	E55_121	121	55	6,0	Nein
E20_199	199	20	27,0	Nein	E55_142	142	55	7,0	Nein
E20_184	184	20	25,0	Nein	E60_155	155	60	7,0	**Ja**
E25_184	184	25	20,0	**Ja**	E60_121	121	60	5,5	Nein
E25_138	138	25	15,0	Nein	E60_132	132	60	6,0	Nein
E25_175	175	25	19,0	Nein	E60_143	143	60	6,5	Nein
E30_221	221	30	20,0	**Ja**	E65_155	155	65	6,5	**Ja**
E30_177	177	30	16,0	**Ja**	E65_132	132	65	5,5	Nein
E30_166	166	30	15,0	Nein	E65_120	120	65	5,0	Nein
E35_167	167	35	13,0	**Ja**	E65_143	143	65	6,0	Nein
E35_155	155	35	12,0	Nein	E70_155	155	70	6,0	**Ja**
E40_177	177	40	12,0	**Ja**	E70_129	129	70	5,0	Nein
E40_162	162	40	11,0	**Ja**	E70_116	116	70	4,5	Nein
E40_147	147	40	10,0	Nein	E70_142	142	70	5,5	Nein

F.3 Konvergenzstudie zur Vernetzung der Fensterrahmen

Im Rahmen der Konvergenzstudie wurde ein FEM-Modell des Flügelrahmens mit einer Länge von 1,0 m untersucht. Der Flügelrahmen wurde an seinen Enden eingespannt und einer Linienlast von 1,0 kN/m ausgesetzt. Zur Untersuchung der Netzkonvergenz wurden sechs verschiedene nominelle Netzweiten verwendet: 20 mm, 15 mm, 10 mm, 7,5 mm, 5 mm und 3,5 mm.

Zur Bewertung der Konvergenz wurde die maximale Vergleichsspannung in der Feldmitte des Modells analysiert. Die schrittweise Verfeinerung der Netzweite diente dazu, die Stabilität der Lösung und den Einfluss der Diskretisierung auf die ermittelten Spannungswerte zu überprüfen. Konvergenz wurde ab einer Netzweite von 10 mm beobachtet.

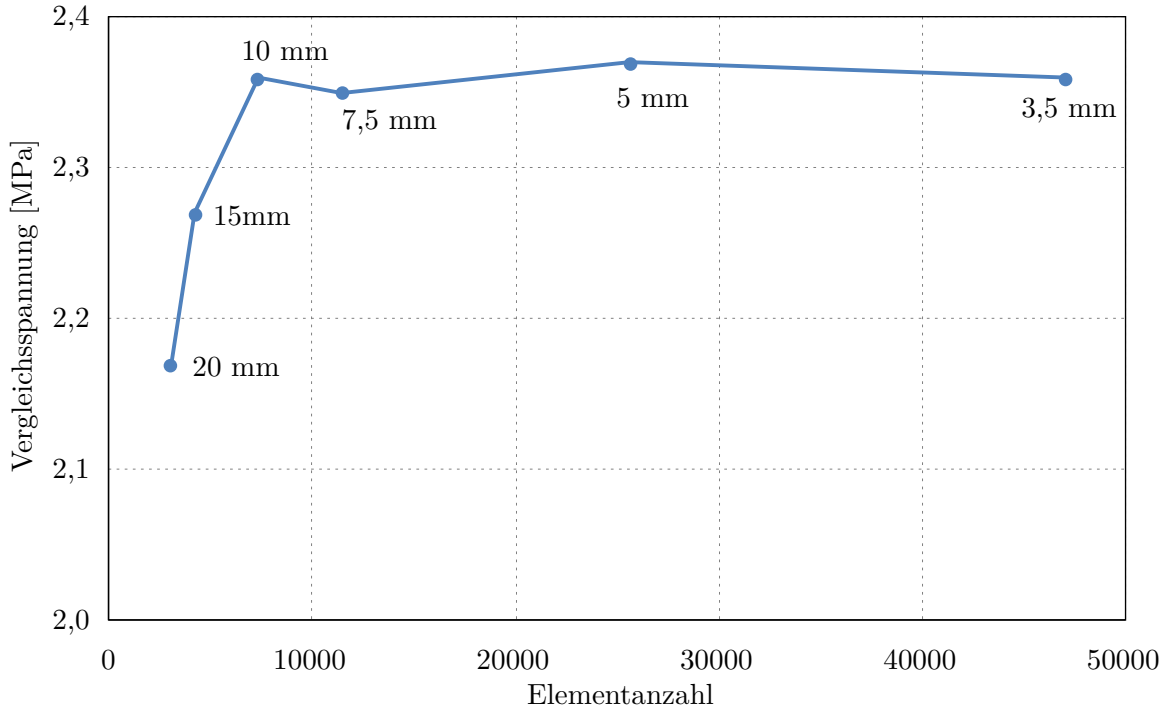


Abbildung F.1: Konvergenzstudie am Rahmenprofil des Flügelrahmens.