Beitrag zu einem Berechnungsmodell für Dickschichtklebungen unter großen Deformationen

Tom Reisewitz

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.

Promotionskommission:

1. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Geralt Siebert

2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Christian Schuler, Hochschule München

Die Dissertation wurde am 10.06.2026 bei der Universität der Bundeswehr München eingereicht und durch die Fakultät für Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften am 29.09.2026 angenommen. Die mündliche Prüfung fand am 29.09.2026 statt.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als militärischer wissenschaftlicher Mitarbeiter von April 2023 bis September 2026 am Institut für Konstruktiven Ingenieurbau der Fakultät für Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften an der Universität der Bundeswehr München.

Zunächst möchte ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Geralt Siebert meinen besonderen Dank aussprechen. Er hat es mir ermöglicht, nach meinem Masterabschluss zeitnah an die Universität der Bundeswehr München zurückzukehren und dort als wissenschaftlicher Mitarbeiter tätig zu sein. Besonders dankbar bin ich für seine wertvollen Anregungen, die großen Freiheiten in meiner Forschungsarbeit sowie das damit verbundene Vertrauen. Ebenso danke ich ihm dafür, dass er mir die Teilnahme an verschiedenen nationalen und internationalen Konferenzen sowie Exkursionen ermöglicht hat. Dadurch konnte ich bereichernde Einblicke gewinnen und einen inspirierenden internationalen Austausch erleben.

Mein Dank gilt ebenso Herrn Prof. Dr.-Ing. Christian Schuler für die Übernahme des Zweitgutachtens. Die hilfreichen und weiterführenden Gespräche sowie die anregenden Diskussionen, die über unser gemeinsames Forschungsprojekt RISIKO hinausgingen, habe ich sehr geschätzt.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Braml danke ich herzlich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission und seine Unterstützung während des Prüfungsverfahrens.

Bei meinen Kolleginnen und Kollegen sowie Freunden des Instituts für Konstruktiven Ingenieurbau möchte ich mich herzlich für das ausgezeichnete Arbeitsklima bedanken. Dieses war nicht nur durch viele anregende fachliche Diskussionen geprägt, sondern auch durch einen freundschaftlichen Umgang, der weit über die dienstliche Zusammenarbeit hinausging.

Ein ganz besonderer Dank gilt dabei Herrn Dr.-Ing. Alexander Pauli. Bereits während meines Studiums an der UniBw M stand er mir mit Rat und Tat zur Seite und hat mich sowohl fachlich als auch persönlich nachhaltig geprägt. Seine stets offene Tür, seine Geduld sowie seine ermutigenden Worte habe ich sehr geschätzt. Darüber hinaus danke ich Herrn Dominik Offereins, M.Sc., herzlich für die sehr gute Zusammenarbeit, seine Unterstützung bei experimentellen und messtechnischen Fragestellungen sowie den wertvollen fachlichen Austausch, insbesondere zur Materialmodellierung.

Abschließend gilt mein besonderer Dank meiner Partnerin. Insbesondere danke ich ihr für ihre Unterstützung während der dreieinhalb Jahre, in denen die wöchentlichen Heimfahrten zwischen München und Niedersachsen ein fester Bestandteil unseres gemeinsamen Lebens waren.

Langenhagen, im Oktober 2026

Tom Reisewitz

Kurzfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit war die Entwicklung eines experimentell und numerisch gestützten Vorgehens zur konsistenten Modellierung polymerer Klebstoffe für große Deformationen und zeitabhängige Beanspruchungen im konstruktiven Glasbau. Im Fokus standen Silikone für Structural-Sealant-Glazing-Anwendungen sowie ein vergleichbares Polyurethan. Hierzu wurden uniaxiale und äquibiaxiale Materialversuche durchgeführt, um die elastische Grundantwort, viskoelastische Effekte und schädigungsbedingte Phänomene der untersuchten Werkstoffe zu erfassen.

Auf Grundlage experimenteller Daten von Materialversuchen wurde eine systematische Methodik zur Identifikation geeigneter Materialmodelle entwickelt. Dabei zeigte sich, dass einfache Modellansätze die wesentlichen Materialeffekte nur eingeschränkt abbilden können. Deutlich bessere Ergebnisse wurden mit finit viskoelastischen Modellen erzielt, die eine konsistente Beschreibung der nichtlinearen, zeitabhängigen Materialantwort unter unterschiedlichen Spannungszuständen ermöglichen. Die Validierung mit nicht zur Materialparameteroptimierung verwendeten Versuchsdaten bestätigte, dass diese Modelle das Materialverhalten der untersuchten Klebstoffe insgesamt zuverlässig erfassen.

Ergänzend wurden Großbauteilversuche an Structural-Sealant-Glazing verklebten Fassadenkonstruktionen durchgeführt, um das Tragverhalten gekoppelter Glasscheiben unter zyklischer Scherbeanspruchung zu untersuchen. Die Versuche zeigten über weite Belastungsbereiche hinweg ein stabiles und elastisches Systemverhalten. Erst bei hohen Verformungsniveaus traten schädigungsinduzierte Veränderungen auf, insbesondere in Form sägezahnartiger Risse in den Horizontalfugen. Ein plötzliches Versagen wurde nicht beobachtet. Das Versagen einer kompletten Fuge kündigte sich vielmehr durch fortschreitendes Risswachstum und einen zunehmenden Kraftabfall an.

Die identifizierten Materialmodelle wurden anschließend als User-Materialien in ANSYS überführt und anhand von Material- und Bauteilsimulationen überprüft. Dabei ergaben sich weitestgehend numerisch stabile und konsistente Lösungen sowie eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Die Arbeit zeigt damit einen durchgängigen Ansatz zur experimentell gestützten Identifikation, Optimierung, Validierung sowie Finite-Elemente Implementierung geeigneter Materialmodelle für polymere Klebstoffe im konstruktiven Glasbau. Durch die genauere Beschreibung des Materialverhaltens unter großen Deformationen sowie unter Berücksichtigung hyperelastischer und viskoelastischer Effekte wird darüber hinaus eine wichtige Grundlage für eine realitätsnähere rechnerische Bewertung geklebter Fassadenelemente geschaffen. Insbesondere können materialbezogene Unsicherheiten, die in bestehenden Bemessungsansätzen teilweise pauschal über Sicherheitsfaktoren berücksichtigt werden, durch validierte Materialmodelle künftig differenzierter erfasst werden. Die Arbeit leistet damit einen Beitrag zur Weiterentwicklung numerischer Nachweisformate und bildet eine Grundlage für die perspektivische Überprüfung und mögliche Anpassung bestehender Sicherheitskonzepte im konstruktiven Glasbau.

Abstract

The aim of this thesis was to develop an experimental and numerical approach for the consistent modelling of polymer adhesives under large deformations and time-dependent loading in structural glass construction. The focus was on silicones used in structural sealant glazing applications and on a comparable polyurethane. For this purpose, uniaxial and equibiaxial material tests were carried out in order to describe the basic elastic response, viscoelastic effects, and damage-related phenomena of the investigated materials.

Based on experimental data from material tests, a systematic method for identifying suitable material models was developed. It was shown that simple modelling approaches can describe the main material effects only to a limited extent. Significantly better results were obtained with finite viscoelastic models, which allow a consistent description of the nonlinear, time-dependent material response under different stress states. The validation with test data that were not used for the optimization of the material parameters confirmed that these models can describe the material behaviour of the investigated adhesives with overall reliability.

In addition, large-scale component tests were carried out on facade constructions bonded with structural sealant glazing in order to investigate the load-bearing behaviour of coupled glass panes under cyclic shear loading. The tests showed stable and elastic system behaviour over wide loading ranges. Damage-induced changes occurred only at high deformation levels, especially in the form of saw-tooth-like cracks in the horizontal joints. Sudden failure was not observed. Instead, the failure of a complete joint was indicated by progressive crack growth and an increasing drop in force.

The identified material models were then transferred to ANSYS as user materials and verified by means of material and component simulations. The simulations resulted in largely numerically stable and consistent solutions and showed good agreement with the experimental results. Thus, this thesis presents a continuous approach for the experimentally supported identification, optimization, validation, and finite element implementation of suitable material models for polymer adhesives in structural glass construction. Furthermore, the more accurate description of the material behaviour under large deformations, including hyperelastic and viscoelastic effects, provides an important basis for a more realistic numerical assessment of bonded facade elements. In particular, material-related uncertainties that are partly considered in existing design approaches by means of general safety factors may be described in a more differentiated way in the future through validated material models. Therefore, this thesis contributes to the further development of numerical verification methods and provides a basis for the future review and possible adaptation of existing safety concepts in structural glass construction.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung iii

Abstract iv

1. Einleitung 1
1.1. Problemstellung und Forschungsbedarf . . . 3
1.1.1. Normativer und bauaufsichtlicher Rahmen . . . 3
1.1.2. Defizite aktueller Bemessungsansätze . . . 4
1.2. Experimentelle und materialspezifische Grundlagen . . . 5
1.2.1. Werkstoffuntersuchungen und fugennahe Versuche . . . 5
1.2.2. Biaxiale Versuche . . . 7
1.2.3. Bauteilversuche . . . 8
1.2.4. Mullins Effekt . . . 8
1.3. Modellbildung und Simulation . . . 9
1.4. Ziel der Arbeit . . . 11
1.5. Aufbau der Arbeit . . . 12

2. Methoden 13
2.1. Mechanische Grundlagen . . . 13
2.1.1. Kinematik . . . 13
2.1.2. Verzerrungen . . . 16
2.1.3. Spannungen . . . 19
2.2. Materialgesetze . . . 25
2.2.1. Elastizität . . . 25
2.2.2. Hyperelastizität . . . 26
2.2.3. Viskosität . . . 29
2.2.4. Lineare Viskoelastizität . . . 30
2.2.5. Nichtlineare Viskoelastizität bei großen Deformationen . . . 32
2.2.6. Mullins-Effekt . . . 36
2.2.7. Hysteresen . . . 38
2.3. Materialmodellierung . . . 39
2.3.1. MCalibration . . . 40
2.3.2. PolyUMod . . . 41
2.4. Finite Elemente Methode . . . 42
2.4.1. Mechanisches Randwertproblem und Prinzip der virtuellen Verschiebungen 42
2.4.2. Diskretisierung und globales Gleichungssystem . . . 43
2.4.3. Nichtlinearitäten . . . 44
2.4.4. Inkrementell-iterative Lösung . . . 44
2.4.5. Bedeutung des Materialmodells für die numerische Simulation . . . 44
2.5. Werkstoffe . . . 45
2.5.1. Polymere . . . 45
2.5.2. Silikone . . . 46
2.5.3. Polyurethan . . . 47

2.5.4. Fügematerialien . . . 48
2.6. Versuchseinrichtungen . . . 49
2.6.1. Universalprüfmaschine . . . 49
2.6.2. Digitale Bildkorrelation . . . 50
2.6.3. Bulge-Test . . . 51
2.6.4. Elektromechanischer Prüfzylinder . . . 52
2.6.5. Induktive Standard-Wegaufnehmer . . . 53
2.6.6. Randbedingungen . . . 53
2.7. Probekörperfertigung . . . 55
2.7.1. Stanzmaschine . . . 55
2.7.2. Uniaxiale Probekörper . . . 55
2.7.3. Bulge-Test Probekörper . . . 56
2.7.4. Konditionierung . . . 56

3. Materialversuche **57**
3.1. Uniaxiale Versuche . . . 57
3.1.1. Versuchsdurchführung . . . 57
3.1.2. Versuchsauswertung . . . 59
3.2. Äquibiaxiale Versuche . . . 66
3.2.1. Äquibiaxiale Zugversuche . . . 67
3.2.2. Äquibiaxiale Kriechversuche . . . 73
3.3. Vergleich uni- und biaxiale Zugversuche . . . 75

4. Großbauteilversuche **77**
4.1. Versuchsaufbau . . . 77
4.1.1. Fußpunkt . . . 78
4.1.2. Kopfpunkt . . . 78
4.1.3. Scheibenstöße . . . 79
4.1.4. Lasteinleitung . . . 80
4.1.5. Fugendimensionierung . . . 81
4.1.6. Probekörperfertigung . . . 83
4.1.7. Erstellung der Stoßfugen . . . 84
4.1.8. Messtechnik . . . 85
4.2. Durchführung . . . 87
4.3. Beobachtungen zur Kinematik . . . 90
4.4. Auswertung . . . 91
4.4.1. Auswertung Wegaufnehmer . . . 91
4.4.2. 10 mm Stoßfugenvariante . . . 93
4.4.3. 20 mm Stoßfugenvariante . . . 99
4.4.4. 30 mm Stoßfugenvariante . . . 104
4.4.5. Vergleich Stoßfugenvarianten . . . 109
4.5. Zusammenfassung Großbauteilversuche . . . 113

5. Modellbildung und Optimierung der Materialparameter **115**
5.1. Grundlagen der Modellbildung . . . 115
5.1.1. Verwendete Versuchsdaten . . . 115
5.1.2. Untersuchte Modellansätze . . . 116
5.1.3. Bewertung der Modellgüte . . . 118
5.2. Dowsil 993 . . . 118
5.2.1. Bergström-Boyce Modell . . . 119

5.2.2. Parallel Network Modell A . . . 121
5.2.3. Parallel Network Modell B . . . 124
5.2.4. Zwischenfazit Dowsil 993 . . . 126
5.3. Ködiglaze S . . . 126
5.3.1. Bergström-Boyce Modell . . . 126
5.3.2. Parallel Network Modell C . . . 129
5.3.3. Parallel Network Modell D . . . 132
5.3.4. Zwischenfazit Ködiglaze S . . . 134
5.4. Sikaflex 668 . . . 135
5.4.1. Bergström-Boyce Modell . . . 135
5.4.2. Parallel Network Modell E . . . 137
5.4.3. Parallel Network Modell F . . . 139
5.4.4. Zwischenfazit Sikaflex 668 . . . 141
5.5. Zusammenfassung Modellbildung und Optimierung . . . 141

6. Validierung der Materialmodelle 142
6.1. Verwendete Versuchsdaten . . . 142
6.2. Dowsil 993 . . . 143
6.2.1. Parallel Network Modell A . . . 143
6.2.2. Parallel Network Modell B . . . 144
6.3. Ködiglaze S . . . 146
6.3.1. Parallel Network Modell C . . . 146
6.3.2. Parallel Network Modell D . . . 147
6.4. Sikaflex 668 . . . 149
6.4.1. Parallel Network Modell E . . . 149
6.4.2. Parallel Network Modell F . . . 150
6.5. Zusammenfassung Validierung der Materialmodelle . . . 152

7. Überführung und Nachrechnung in ANSYS 153
7.1. Nachrechnung Materialversuche . . . 153
7.2. Nachrechnung Großbauteilversuche . . . 157
7.2.1. Numerisches Modell . . . 157
7.2.2. Ergebnisse Nachrechnung Großbauteilversuche . . . 158
7.3. Zusammenfassung Nachrechnung . . . 161

8. Zusammenfassung und Ausblick 162
8.1. Zusammenfassung . . . 162
8.2. Ausblick . . . 164

Literaturverzeichnis 166

Hilfsmittelverzeichnis 180

Abbildungsverzeichnis 181

Tabellenverzeichnis 185

Veröffentlichungen und Präsentationen 187

A. Anhang: Herleitungen 188
A.1. Abweichungen Kreisringfläche Bulge Test . . . 188

A.2. Abweichungen Spannungsberechnung Kesselformel 189
A.3. Abweichung lichte Höhe Großbauteilversuche 190
A.4. Parameterstudie Fugendimensionierung Großbauteilversuche 191
A.5. Herleitung der Scherungsbestimmung Großbauteilversuche 192

B. Anhang: Versuchsergebnisse **194**
B.1. Großbauteilversuche 194
B.2. Uniaxiale Versuche 198
B.3. Äquibiaxiale Versuche 199

C. Anhang: Materialmodelle **202**
C.1. Dowsil 993 - Parallel Network Modell A 202
C.2. Ködiglaze S - Parallel Network Modell D 203
C.3. Sikaflex 668 - Parallel Network Modell E 204

1. Einleitung

Die Klebetechnik hat sich in den vergangenen Jahrzehnten als leistungsfähige Alternative zu klassischen Fügeverfahren wie Schrauben oder Schweißen etabliert. Insbesondere in Bereichen wie der Automobilindustrie und dem Bauwesen ist die Nachfrage nach leistungsfähigen Klebstoffsystemen für unterschiedlichste Anwendungen stark gestiegen. Auch im konstruktiven Glasbau hat das Kleben heute einen festen Platz eingenommen [158]. Ursache hierfür sind die wesentlichen Vorteile geklebter Verbindungen. Durch die flächige Kraftübertragung können Spannungsspitzen reduziert, Toleranzen ausgeglichen und unterschiedliche thermische Verformungen der Fügepartner aufgenommen werden. Gerade elastische Klebungen eignen sich daher in besonderem Maße für den Fassadenbau, in dem schlanke, hochbeanspruchte und zugleich dauerhaft dichte Verbindungen gefordert sind. Gleichzeitig sind bei polymerbasierten Klebstoffen zeit-, temperatur- und alterungsabhängige Materialeigenschaften zu berücksichtigen [158].

Eine besonders bedeutende Anwendung des Klebens im Glasbau stellt das *Structural Sealant Glazing* (SSG), auch *Structural Glazing*, dar. Darunter wird eine Konstruktionsart verstanden, bei der Verglasungen über eine tragende Silikonklebung direkt mit der Unterkonstruktion aus beispielsweise Edelstahl oder eloxiertem Aluminium verbunden werden. Alternativ kann die Verglasung auch direkt mit Glasschwertern als Aussteifungselemente senkrecht zur Ebene verbunden werden, um somit noch mehr Transparenz zu bieten [63] (siehe Abbildung 1.1 (a) und (b)). Der Klebstoff übernimmt dabei sowohl eine lastabtragende als auch eine abdichtende Funktion. Im Unterschied zu konventionellen Fassadensystemen mit Klemmleisten oder anderen sichtbaren mechanischen Halterungen entstehen dadurch glatte und homogene Gebäudehüllen mit einem besonders hohen Maß an Transparenz [42]. SSG-Fassaden entsprechen damit in besonderer Weise den architektonischen Anforderungen an eine moderne, elegante und reduzierte Formensprache. Die Fassade erscheint "wie aus einem Guss", da sichtbare Befestigungselemente im transparenten Bereich weitgehend entfallen (siehe Abbildung 1.1). Gerade der Fassade kommt im Bauwesen eine besondere Bedeutung zu. Als Außenhaut übernimmt sie nicht nur schützende und bauphysikalische Funktionen, sondern prägt wesentlich die Gestaltung und Wahrnehmung eines Gebäudes. Zugleich ist sie das Bauteil, das Innen und Außen voneinander trennt und doch miteinander verbindet. Besonders bei großen Bauwerken im öffentlichen Raum ist daher der Wunsch nach maximaler Transparenz und einer hochwertigen architektonischen Erscheinung ausgeprägt [37]. SSG-Verglasungen werden diesem Anspruch in besonderem Maße gerecht, da sie äußerst transparente Lösungen mit schlanken Verklebungen ermöglichen [42]. Große Glasflächen fördern Tageslichteintrag und eine visuelle Offenheit, was das subjektive Wohlbefinden und das Wirken der Architektur positiv beeinflussen kann.

Neben den gestalterischen Vorzügen bietet SSG auch konstruktive und bauphysikalische Vorteile. Im Vergleich zu breiten Klemmleisten oder mechanischen Punkthaltern können Wärmebrücken, Bohrungen in der Glasscheibe und damit verbundene Spannungsspitzen vermieden werden [168]. Zwar stellen Punkthaltersysteme nach DIN 18008-3 [8] eine etablierte Alternative dar, sie weisen jedoch gegenüber strukturell geklebten Systemen sowohl bauphysikalische als auch wirtschaftliche Nachteile auf. So wird bei punktgehaltenen Isolierverglasungen der Scheibenzwischenraum verletzt, zusätzliche Wärmebrücken entstehen und die Glasbohrungen führen

zu lokalen Spannungserhöhungen [168]. Untersuchungen zum Verkleben von Punkthaltern zeigen zwar Wege auf, einzelne dieser Nachteile zu reduzieren [67, 177, 127, 168], dennoch verbleibt eine mechanische Halterung mit zahlreichen Einzelteilen im transparenten Fassadenbereich.

Strukturelle Verklebungen erlauben demgegenüber eine deutlich reduzierte und einheitlichere Bauweise, ohne Abstriche bei den architektonischen und optischen Anforderungen machen zu müssen. Besonders verbreitet sind SSG-Systeme bei Hochhäusern und anderen repräsentativen Gebäuden, bei denen große, ungestörte Glasflächen gewünscht sind. So werden SSG-Systeme beispielsweise bei Wolkenkratzern wie dem rund 200 m hohen „The Henderson“ Tower in Hongkong eingesetzt [107]. Darüber hinaus ermöglichen sie Ganzglaskonstruktionen, wie sie etwa in den Apple Retail Stores weltweit realisiert wurden [169]. Auch im Rahmen von Forschungs- und Demonstrationsprojekten wurden neuartige Klebdetails jenseits etablierter Regelwerke praktisch umgesetzt, um die Leistungsfähigkeit dieser Bauweise zu demonstrieren [160, 124]. Ebenso eignet sich das strukturelle Verkleben für gebogene Scheiben, kaltgebogene Verglasungen und Freiformkonstruktionen, bei denen konventionelle mechanische Befestigungen gestalterisch oder konstruktiv an ihre Grenzen stoßen [62]. Die hohe gestalterische Freiheit, die Kombination aus Trag- und Dichtfunktion sowie die Möglichkeit, sehr filigrane und transparente Konstruktionen zu realisieren, machen SSG zu einer modernen Art des Glasfassadenbaus. Zugleich leisten SSG-Systeme einen Beitrag zur Gesamtsteifigkeit von Fassadenkonstruktionen, indem sie Schubkräfte zwischen Glas und Rahmen übertragen. Zudem werden Potenziale zur Verbesserung des seismischen Verhaltens diskutiert, wenngleich hierfür noch weiterführende Untersuchungen erforderlich sind [125]. Vor diesem Hintergrund ist SSG nicht nur aus architektonischer, sondern auch aus konstruktiver und baupraktischer Sicht von besonderem Interesse. Die Bemessung und Berechnung solcher Verklebungen erfolgt in der Praxis unter anderem auf Grundlage von ETAG 002 beziehungsweise EAD 090010-00-0404 sowie ASTM C1401 [75, 76, 43].



(a) **(b)** **(c)**

Abbildung 1.1.: Beispiel SSG-Fassaden Tokio, Japan

1.1. Problemstellung und Forschungsbedarf

1.1.1. Normativer und bauaufsichtlicher Rahmen

Die Planung, Bemessung und Berechnung geklebter Glaskonstruktionen befindet sich derzeit in einem normativen und bauaufsichtlichen Spannungsfeld, das sich in den vergangenen Jahren grundlegend verändert hat. Bis einschließlich der Ausgabe der Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MVV TB) aus dem Jahr 2017 sowie zuvor in den Listen der Technischen Baubestimmungen waren für SSG-Systeme konkrete Randbedingungen vorgegeben. Hierzu zählten insbesondere ein globaler Sicherheitsfaktor von sechs für die Bemessung der Klebfugen sowie eine maximale Einbauhöhe von acht Metern für Systeme des Typs II (gem. [76, 75]) ohne zusätzliche mechanische Sicherung [58]. Diese Vorgaben bildeten einen klar definierten Bemessungsrahmen und ermöglichten zumindest eine einheitliche und nachvollziehbare ingenieurtechnische Anwendung. Mit Einführung der MVV TB 2019 [59] wurden sowohl der Sicherheitsfaktor als auch die Höhenbegrenzung gestrichen. An ihre Stelle trat der Hinweis, dass für geklebte Glaskonstruktionen bei Verwendung von Bauprodukten mit Europäischer Technischer Bewertung (ETA) auf Grundlage der ETAG 002 [75] oder der EAD 090010-00-0404 [76] aufgrund des Fehlens allgemein anerkannter Regeln der Technik ein Nachweis nach § 16a MBO [25] erforderlich ist.

Damit wird deutlich, dass SSG-Konstruktionen bauordnungsrechtlich heute als nicht geregelte Bauart zu behandeln sind. Ein eingeführtes technisches Regelwerk, das die Bemessung verbindlich vorgibt und konsistente sicherheitstechnische Parameter bereitstellt, existiert derzeit nicht. Die Folge ist, dass für SSG-Konstruktionen weiterhin objektspezifische Verwendbarkeits- oder Anwendbarkeitsnachweise erforderlich sind. Die gegenwärtige Situation wird zusätzlich dadurch erschwert, dass mehrere Dokumentenarten parallel existieren, die jeweils unterschiedliche fachliche und normative Funktionen erfüllen. Die Normenreihe DIN EN 13022, Teile 1 und 2, beschreibt Anforderungen an Glasprodukte für SSG-Anwendungen sowie an Herstellung und Qualitätssicherung von SSG-Einheiten [6, 7]. Diese Normen enthalten jedoch keine Bemessungsansätze und liefern keine sicherheitsrelevanten Parameter für die statische Berechnung der Klebfugen. Für die Leistungsbewertung der Klebstoffsysteme wurden die früheren Europäischen Technischen Zulassungsrichtlinien, insbesondere ETAG 002, im Zuge der Umstellung auf die Bauproduktenverordnung in Europäische Bewertungsdokumente überführt [20]. Heute stellt die EAD 090010-00-0404 das maßgebliche Bewertungsdokument für SSG-Klebstoffe dar [60]. Gleichwohl behalten ETAs, die noch auf Grundlage der ETAG 002 ausgestellt wurden, während einer Übergangszeit ihre Gültigkeit, sodass auch ETAG 002 in der Praxis weiterhin herangezogen wird [61]. Sowohl ETAG 002 als auch EAD 090010-00-0404 enthalten Prüfverfahren und charakteristische Materialkennwerte, liefern jedoch kein durchgängiges Bemessungskonzept im Sinne eines konsistenten Sicherheits- und Tragfähigkeitsmodells. Für weitere Informationen zum normativen und rechtlichen Hintergrund sowie zur aktuellen Bemessung und Berechnung sei an dieser Stelle auf Baitinger et al. [24], Fachverband Konstruktiver Glasbau e.V. [77], Schuler et al. [161] verwiesen.

Ein an die Eurocode-Systematik angelehntes Teilsicherheitskonzept ist für SSG-Konstruktionen ebenfalls nicht ohne Weiteres übertragbar, da die spezifischen Materialeigenschaften von Silikonklebstoffen grundlegenden Annahmen der klassischen Bemessungskonzepte widersprechen [4, 5]. Das stark nichtlineare und viskoelastische Materialverhalten lässt sich durch linear-elastische Modelle nur unzureichend erfassen. Hinzu kommt, dass bauaufsichtlich eingeführte Teilsicherheitsbeiwerte und Bemessungsfestigkeiten für tragende Silikonklebungen derzeit nicht vorliegen. Damit fehlt ein konsistentes und allgemein anerkanntes Bemessungsmodell, das die Sicherheit

solcher Systeme normativ abbilden könnte.

1.1.2. Defizite aktueller Bemessungsansätze

Vor diesem Hintergrund wurden von Drass und Kraus Ansätze für ein Eurocode-orientiertes, semi-probabilistisches Bemessungskonzept für tragende Silikonverklebungen vorgeschlagen und exemplarisch auf das Silikon DOWSIL 993 angewendet [109, 68, 74]. Grundlage hierfür bildeten ETAG-002-konforme Zug- und Schubversuche an ungealterten und gealterten Proben bei unterschiedlichen Temperaturen, aus denen charakteristische Festigkeiten abgeleitet und Material-Teilsicherheitsbeiwerte kalibriert wurden. Der dabei ermittelte Teilsicherheitsbeiwert von etwa $\gamma \approx 3.1$ liegt deutlich unter dem in der Praxis häufig verwendeten globalen Sicherheitsfaktor von $\gamma = 6$. In weiteren Arbeiten wurde dieses Konzept zu einem allgemeineren Nachweisansatz weiterentwickelt, der unter anderem eine Klassifikation von Klebfugen hinsichtlich ihrer Kavitationsanfälligkeit, Hinweise zur Wahl geeigneter Materialmodelle sowie die Einbindung kalibrierter Teilsicherheitsbeiwerte in Finite-Elemente-Berechnungen umfasst [69, 70].

In der ingenieurpraktischen Anwendung wird mangels allgemein anerkannter Bemessungsregeln häufig weiterhin auf den historisch eingeführten globalen Sicherheitsfaktor von sechs zurückgegriffen. Dieser Faktor berücksichtigt konservativ unter anderem die Zeitabhängigkeit des Materialverhaltens, Alterungseinflüsse, Temperatureffekte sowie die statistische Streuung der Materialkennwerte. Trotz seiner langjährigen praktischen Bewährung ist seine unveränderte Fortschreibung jedoch zunehmend kritisch zu bewerten, da sie dem heutigen Kenntnisstand zu Werkstoffverhalten, numerischer Simulation und materialgerechter Auslegung nur noch eingeschränkt entspricht. Der hohe globale Sicherheitsfaktor ist damit weniger Ausdruck eines aktuellen wissenschaftlich abgesicherten Bemessungskonzeptes als vielmehr ein pragmatischer Ersatz für fehlende normative Grundlagen.

Hinzu kommt, dass die derzeitige Bemessung tragender Silikonverklebungen in der Praxis häufig auf stark vereinfachten Nennspannungsnachweisen beruht. Dabei wird für den Klebstoff ein homogener und konstanter Spannungszustand angenommen, sodass die Nachweise auf Basis von Ingenieurspannung und Ingenieurdehnung geführt werden können. Diese vereinfachte Vorgehensweise führt zu handhabbaren Bemessungsansätzen, beruht jedoch auf idealisierenden Annahmen, die das reale Trag- und Verformungsverhalten der Klebfuge nur näherungsweise erfassen. Ein solcher Ansatz kann für einfache Standardbeanspruchungen zwar zweckmäßig sein, er wird jedoch weder der realen Spannungsverteilung in der Klebfuge noch dem ausgeprägt nichtlinearen und zeitabhängigen Werkstoffverhalten von Silikonen gerecht. Besonders deutlich treten diese Defizite bei großen Verformungen und außergewöhnlichen Einwirkungssituationen zutage. Die derzeitigen Nachweiskonzepte orientieren sich im Wesentlichen an vergleichsweise kleinen Verzerrungen im Bereich von etwa 10 %, obwohl gerade polymere Silikonklebstoffe ein erheblich größeres Verformungsvermögen von mehreren 100% technischer Verzerrung aufweisen [162]. Damit bleibt ein wesentlicher Teil des tatsächlich verfügbaren mechanischen Potenzials in der Bemessung unberücksichtigt. Insbesondere für Katastrophen- und Ausnahmeszenarien, etwa bei Erdbeben oder extremen windinduzierten Verformungen, bei denen relevante Relativverschiebungen zwischen Bauteilen auftreten können, fehlen derzeit weitgehend belastbare Bemessungsansätze und wissenschaftlich abgesicherte Grundlagen [118, 119, 120]. Gerade in solchen Fällen sind realitätsnahe Materialmodelle erforderlich, die große Deformationen ebenso wie zeitabhängige Effekte, etwa Relaxation, Kriechen und Belastungsgeschwindigkeiten, angemessen erfassen. Für die Materialmodellierung des Silikonklebstoffs wird bislang in vielen Fällen ein linearelastischer Ansatz nach Hooke verwendet, der jedoch nur für kleine Dehnungsberei-

che Gültigkeit besitzt. Hyperelastische Modelle ermöglichen demgegenüber eine verbesserte Beschreibung des Last-Verformungs-Verhaltens bei größeren Dehnungen, zeigen für sich allein jedoch ebenfalls noch zum Teil erhebliche Abweichungen gegenüber dem realen Verhalten der Klebfuge. Für eine präzisere Beschreibung sind daher zusätzlich viskoelastische und gegebenenfalls schädigungsmechanische Effekte zu berücksichtigen. Ein geeignetes Materialmodell zu konstruieren, das große Deformationen und zeitabhängige Effekte gleichermaßen berücksichtigt und damit die Grundlage für ein rechnerisches, materialgerechtes und zugleich baupraktisch anwendbares Bemessungsmodell bildet, ist zwingend notwendig um eine wirtschaftliche, nachhaltige und zeitgemäße Bemessung im konstruktiven Glasbaus zu gewährleisten.

1.2. Experimentelle und materialspezifische Grundlagen

Um den Beitrag der vorliegenden Arbeit in den bestehenden Forschungskontext einzuordnen, wird im Folgenden der Stand der Forschung zu tragenden Silikonklebstoffen im konstruktiven Glasbau aufgearbeitet. Dazu werden zunächst Untersuchungen an Probekörpern unter uniaxialer und biaxialer Beanspruchung sowie Bauteilversuche dargestellt, bevor anschließend Studien zur numerischen Simulation und Materialmodellierung betrachtet werden. Auf diese Weise lässt sich systematisch herausarbeiten, welche Erkenntnisse bereits vorliegen, welche methodischen Grenzen bestehen und an welchen Stellen weiterhin Forschungsbedarf für die Entwicklung belastbarer Materialmodelle besteht.

1.2.1. Werkstoffuntersuchungen und fugennahe Versuche

Die experimentelle Charakterisierung von Structural-Glazing-Silikonen beginnt in der Regel mit grundlegenden Werkstoffversuchen unter Zugbeanspruchung. Solche Versuche dienen der Ermittlung von Spannungs-Verzerrungs-Beziehungen, Steifigkeitskennwerten, Versagensspannungen und Versagensverzerrungen und bilden damit die Grundlage für die werkstoffmechanische Beschreibung elastomerer Klebstoffe [39, 91, 92, 94, 152, 154]. Gleichzeitig wird in der Literatur übereinstimmend darauf hingewiesen, dass Silikone aufgrund ihrer großen Verformbarkeit, ihrer ausgeprägt nichtlinearen Materialantwort und ihrer nahezu inkompressiblen Werkstoffcharakteristik nicht mit einfachen linearen Materialgesetzen beschrieben werden können [94, 152, 154]. Bues untersuchte unter anderem die Silikonklebstoffe Dowsil 993 und Sikasil SG-550 und zeigte, dass sowohl Versagensspannung als auch Versagensverzerrung von der Belastungsgeschwindigkeit beeinflusst werden [40]. Giese-Hinz und Weller stellten bei vergleichenden uniaxialen Zugversuchen an verschiedenen Klebstoffen fest, dass die untersuchten Silikone über einen Temperaturbereich von $-20\,^{\circ}\mathrm{C}$ bis $+80\,^{\circ}\mathrm{C}$ ein vergleichsweise konstantes Materialverhalten aufweisen und damit gegenüber thermischen Einflüssen robuster reagieren als steifere Klebstoffsysteme [81]. Ergänzend weisen Langzeituntersuchungen an silikongeklebten Glas-Holz-Konstruktionen darauf hin, dass unter Dauerlast zwar Kriechverformungen auftreten, die Verformungszunahme jedoch insbesondere nach der Anfangsphase deutlich abnimmt und auch bei längerer Belastungsdauer ein stabiles Tragverhalten erreicht werden kann [126].

Mehrere Arbeiten zeigen jedoch, dass einfache Zugversuche allein nicht ausreichen, um das Verhalten realer Silikonfugen zu beschreiben. Ursache hierfür ist die nahezu inkompressible Werkstoffantwort der Silikone. Während Schulterproben im Messbereich näherungsweise ohne Querdehnbehinderung beansprucht werden und daher große Verformungen bei vergleichsweise geringer Steifigkeit zulassen, entstehen in realen Klebfugen infolge der Behinderung der Querkontraktion mehrachsige Spannungszustände und deutlich erhöhte Strukturseifigkeiten [39, 91, 92, 94]. Bereits Hagl zeigte, dass eine äußerlich einachsige Zugbeanspruchung in

Structural-Glazing-Fugen nicht mit einem einachsigen Spannungszustand im Klebstoff gleichgesetzt werden kann, da Geometrie, Klebschichtdicke, freie Ränder und Lasteinleitung die Spannungsverteilung maßgeblich beeinflusst [91, 92, 93, 94]. Auch Bues kam zu dem Ergebnis, dass die Tragfähigkeit zugbeanspruchter 2-Flankenklebungen u.a. stark von Fugengeometrie und Belastungsgeschwindigkeit abhängt [40]. Vor diesem Hintergrund wurden in zahlreichen Arbeiten fugennahe Prüfgeometrien untersucht, um das Verhalten realer SG-Fugen unter praxisnäheren Randbedingungen zu erfassen. Eine zentrale Rolle spielen dabei H-Proben bzw. modifizierte H-Proben, da sie die Querbehinderung und den geometrisch bedingten Spannungszustand realer Klebfugen wesentlich besser abbilden als freie Zugproben [91, 94, 40, 155]. Müller et al. zeigten darüber hinaus, dass bereits Herstellung, Aushärtung und Probenalter das Trag- und Steifigkeitsverhalten solcher H-Proben beeinflussen können und daher bei der Versuchsauswertung systematisch berücksichtigt werden müssen [117]. Auch Silvestru untersuchte mit Dowsil 993 zweischnittige zug-scherbeanspruchte Klebverbindungen auf für Fassadenprofile typischen Metalloberflächen und stellte für alle geprüften Substrate kohäsives Versagen fest. Zudem zeigte sich, dass bei größeren Klebfugengeometrien höhere Spannungen erreicht werden, was auf einen geringeren Einfluss des Randbereichs zurückgeführt wurde [165]. Auch Van Lancker et al. untersuchten mehrere strukturelle Silikone an H-Proben nach ETAG 002 unter Zug-, Druck- und Schubbeanspruchung bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten und bestätigten dabei sowohl die geschwindigkeitsabhängige Materialantwort als auch das Auftreten des Mullins-Effekts in allen betrachteten Deformationszuständen [175]. Ein weiterer wichtiger Befund aus zugbeanspruchten Werkstoff- und Fugenversuchen betrifft das schädigungs- und vorbelastungsabhängige Materialverhalten. Der Mullins-Effekt sowie geringe bleibende Verzerrungen infolge viskoelastischer Anteile wurden in zyklischen Zugversuchen bereits festgestellt [152, 154]. Darüber hinaus wurde bei querdehnbehinderten Kopfzug- und H-Proben ein markanter Steifigkeitsabfall beobachtet, der auf die Bildung von Kavitäten im Klebstoff infolge hydrostatischer Zugspannungen zurückgeführt wurde [155]. Vergleichbare Beobachtungen beschreibt auch Bues für gedrungene zugbeanspruchte Klebfugengeometrien, bei denen ein deutlicher Steifigkeitsverlust mit kavitätsbedingter innerer Schädigung in Verbindung gebracht wird [40]. Für die Interpretation zugbeanspruchter Silikonfugen folgt daraus, dass nominale Spannungen allein nicht ausreichen, sondern der lokale Spannungszustand sowie volumetrische Schädigungsmechanismen zu berücksichtigen sind.

Neben diesen Untersuchungen wurden in jüngerer Zeit auch zyklische und seismisch motivierte Belastungsszenarien gezielt betrachtet. Müller et al. untersuchten Structural-Glazing-Fugen aus Dowsil 993 unter niederzyklischer Beanspruchung an modifizierten H-Proben und ordnen Erdbebenbelastungen als wenige, aber intensive Lastzyklen ein [118, 119, 120, 121]. Dabei wird zwischen verschiebungsgeregelten Prüfungen zur Abbildung sekundärer Fassadenkonstruktionen und kraftgesteuerten Prüfungen für primärtragende Glaskonstruktionen unterschieden. Die Ergebnisse zeigen, dass insbesondere die Art der Lasteinleitung, die Prüffrequenz und der Mittelspannungseinfluss das zyklische Trag- und Versagensverhalten beeinflussen. Für die untersuchten SG-Fugen (unter identifizierten typischen Belastungsfrequenzen) erwies sich eine Frequenz von 0.5 Hz als kritisch, da bei niedrigeren Frequenzen geringere Lastspielzahlen bis zum Versagen erreicht wurden [119]. Gleichzeitig bestätigen diese Arbeiten, dass SG-Fugen unter zyklischer Beanspruchung ein grundsätzlich vorhersagbares niederzyklisches Ermüdungsverhalten mit kohäsivem Schädigungsmechanismus aufweisen und sich daraus u.a. Ausfallkriterien und Ansätze zur Beschreibung äquivalenter Lastzyklen ableiten lassen [118, 119, 120, 121].

Insgesamt zeigt der bisherige Kenntnisstand, dass Werkstoffuntersuchungen unter Zugbeanspruchung eine unverzichtbare Grundlage für die Beschreibung von SG-Silikonen darstellen,

ihre Aussagekraft für reale Klebfugen jedoch durch fugennahe Versuche (an H-Proben), zyklische Untersuchungen und die Berücksichtigung von Geometrie-, Rand- und Schädigungseinflüssen sinnvoll ergänzt wird. Für die Ableitung belastbarer Material- und Bemessungsmodelle ist daher eine Betrachtung erforderlich, die u.a. Werkstoffversuche und anwendungsnahe Belastungsszenarien miteinander verknüpft.

1.2.2. Biaxiale Versuche

Ein geeignetes Verfahren zur experimentellen Charakterisierung polymerer Werkstoffe unter äquibiaxialer Zugbeanspruchung ist der sogenannte Bulge-Test. Im Vergleich zu konventionellen biaxialen Zugversuchen mit kreuzförmigen Probekörpern bietet dieses Verfahren den Vorteil einer gleichmäßigeren Belastung bei weitgehender Reduktion von Randeinflüssen, sodass im Bereich des Kuppenpols ein nahezu rein biaxialer Spannungszustand bis zum Versagen erreicht werden kann. Für Polymere ist dieses Prüfverfahren bislang nicht normativ geregelt. Für Metallbleche existiert jedoch mit der DIN EN ISO 16808 eine etablierte Prüfmethodik, an der sich Bulge-Versuche für andere Materialien orientieren können [9]. Grundlage des Verfahrens ist die optische Erfassung der Verzerrungen im Bereich des Kuppenpols sowie die gleichzeitige Messung des Innendrucks. Unter Annahme eines dünnwandigen Membranspannungszustands kann daraus der äquibiaxiale Spannungszustand zu jedem Zeitpunkt bestimmt werden. Aufgrund der axialen Symmetrie des Systems und unter Berücksichtigung der grundlegenden Prinzipien der Membrantheorie stellt sich an der Spitze der aufgeblasenen Probe ein näherungsweise äquibiaxialer Spannungszustand ein. Neben Anwendungen an metallischen Werkstoffen wurde der Bulge-Test bereits in verschiedenen Forschungsarbeiten zur Charakterisierung elastomerer Materialien eingesetzt. Drass führte Bulge-Versuche an TSSA durch und zeigte, dass sich transparente Struktursilikone unter Druckbelastung gleichmäßig und ohne erkennbare Anisotropie verformen [67, 73, 71]. Sasso et al. kombinierten Bulge-, uniaxiale und planare Zugversuche an Elastomeren zur Identifikation hyperelastischer Materialmodelle und zeigten, dass insbesondere Mooney-Rivlin- und Ogden-Ansätze eine gute Beschreibung des Materialverhaltens liefern können [151]. Machado et al. erweiterten die Auswertung von Bulge-Versuchen durch den Einsatz von 3D-DIC und zeigten, dass sich damit Spannungs-Verzerrungs-Felder auch ohne Annahme einer idealisierten Symmetrie der Membranoberfläche bestimmen lassen [111]. Darüber hinaus wurde dort durch vorgelagerte zyklische Belastungen auch der Einfluss des Mullins-Effekts berücksichtigt. Selvadurai und Shi verwendeten Membranversuche ergänzend zu uniaxialen Untersuchungen, um die Eignung verschiedener hyperelastischer Materialmodelle für Naturkautschuk zu bewerten [163]. Ihre Ergebnisse verdeutlichen, dass die Auswahl eines geeigneten Materialmodells nicht allein auf Grundlage uniaxialer Versuche erfolgen sollte, sondern durch komplexere Deformationszustände abgesichert werden muss. Neben Untersuchungen an reinen Grundwerkstoffen wurde der Bulge-Test auch bereits für Verbundmaterialien eingesetzt, beispielsweise für gebrochenes Verbundsicherheitsglas [181, 182]. Dies unterstreicht die grundsätzliche Vielseitigkeit des Prüfverfahrens für unterschiedliche Materialsysteme und Anwendungsfelder.

Die bisherigen Untersuchungen zeigen insgesamt, dass der Bulge-Test ein geeignetes Verfahren zur Charakterisierung isotroper, nahezu inkompressibler Materialien unter äquibiaxialer Zugbeanspruchung darstellt. Gleichzeitig wird deutlich, dass die experimentelle Erfassung biaxialer Materialdaten eine wesentliche Voraussetzung für die Parametrisierung und Validierung hyperelastischer bzw. visko-hyperelastischer Materialmodelle ist. Für polymere Klebstoffe im konstruktiven Glasbau liegen jedoch bislang nur wenige systematische Untersuchungen vor, insbesondere in Verbindung mit einer konsistenten Weiterverwendung der biaxialen Versuchsdaten für die Materialmodellierung und die nachfolgende FE-Simulation.

1.2.3. Bauteilversuche

Zur experimentellen Bewertung des Tragverhaltens von Fassadensystemen unter seismischer Beanspruchung hat sich insbesondere der sogenannte Crescendo-Test etabliert. Dieses ursprünglich von der American Architectural Manufacturers Association (AAMA) entwickelte Prüfverfahren dient der Untersuchung der horizontalen Verformbarkeit von Fassadensystemen unter zyklischer Beanspruchung und der Bestimmung der Verformungsamplitude, bei der Glasversagen oder ein Ausfall des Fassadensystems eintritt [12]. Obwohl das Verfahren ursprünglich für Pfosten-Riegel-Konstruktionen entwickelt wurde, zeigen frühere Untersuchungen, dass es mit geeigneten Anpassungen auch für SSG-Fassaden anwendbar ist [26]. Aufgrund der stufenweise ansteigenden zyklischen Verschiebungsbeanspruchung eignet sich der Crescendo-Test insbesondere dazu, das Hystereseverhalten, die Steifigkeitsentwicklung sowie mögliche Schädigungs- und Versagensmechanismen von Fassadensystemen unter seismisch orientierten Driftbeanspruchungen zu untersuchen. Zahlreiche experimentelle Arbeiten befassen sich mit der Anwendung dieses Prüfkonzepts auf unterschiedliche Fassadensysteme. Dabei wurde gezeigt, dass die seismische Beanspruchbarkeit nicht nur von der Tragstruktur, sondern in erheblichem Maße auch von der Ausbildung und dem Verhalten der Klebfugen abhängt [14, 49, 45]. Insbesondere für SSG-Systeme konnte nachgewiesen werden, dass strukturelle Silikonfugen einen wesentlichen Beitrag zum Verformungsverhalten leisten und das globale Systemverhalten unter zyklischer Beanspruchung maßgeblich beeinflussen [114, 115]. Gleichzeitig zeigen diese Untersuchungen, dass bei zunehmender Beanspruchung sowohl Schädigungsprozesse in den Dicht- und Klebfugen als auch Wechselwirkungen zwischen Rahmen, Glaseinheit und Klebstoff für das Systemverhalten entscheidend werden. Dabei wird deutlich, dass das Tragverhalten nicht allein vom Klebstoff selbst, sondern wesentlich vom Zusammenspiel zwischen Rahmensteifigkeit, Fugensteifigkeit und Glaseinheit geprägt ist. Ein weiterer Aspekt betrifft die Gebrauchstauglichkeit und Restfunktionalität solcher Systeme nach zyklischer Beanspruchung. So konnte gezeigt werden, dass bereits vergleichsweise geringe Driftbeanspruchungen zu einer Beeinträchtigung der Luft- und Wasserundurchlässigkeit führen können [35]. Darüber hinaus wird aktuell untersucht, inwieweit der Crescendo-Test beziehungsweise verwandte Prüfverfahren durch zusätzliche Out-of-Plane-Beanspruchungen erweitert werden können, um die reale Beanspruchung von Fassaden unter seismischen Einwirkungen noch umfassender abzubilden [36].

Insgesamt zeigt der bisherige Kenntnisstand, dass experimentelle und numerische Untersuchungen an Fassadensystemen unter zyklischer Verformungsbeanspruchung bereits wertvolle Erkenntnisse zum globalen Systemverhalten, zu Schädigungsmechanismen und zur seismischen Leistungsfähigkeit geliefert haben. Weniger systematisch untersucht ist bislang jedoch die Frage, wie sich das Materialverhalten struktureller Silikonfugen auf Grundlage geeigneter uni- und biaxialer Materialversuche so abbilden lässt, dass das Verhalten gekoppelter Fassadenelemente unter großen zyklischen Scherverformungen konsistent numerisch beschrieben werden kann. An dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an.

1.2.4. Mullins Effekt

Elastomere zeigen unter zyklischer mechanischer Belastung charakteristische schädigungsbehaftete Materialeffekte, von denen der Mullins-Effekt einer der bedeutendsten ist. Er tritt insbesondere bei gefüllten Elastomeren auf und beschreibt eine spannungsinduzierte Erweichung des Materials nach der Erstbelastung [122, 123]. Die größte Reduktion der Spannungsantwort zeigt sich typischerweise im ersten Belastungszyklus, während sich die Materialantwort in den nachfolgenden Zyklen zunehmend stabilisiert. Der Effekt ist richtungsabhängig und wirkt sich vor allem in der Hauptdehnungsrichtung aus. Für das makroskopische Werkstoffverhalten bedeu-

tet dies, dass Elastomere nach einer Erstbelastung bei erneuter Beanspruchung eine geringere Steifigkeit aufweisen als im unbelasteten Ausgangszustand. Obwohl der Mullins-Effekt häufig als irreversibel beschrieben wird, wurde experimentell gezeigt, dass eine teilweise Rückbildung durch zeitliche Erholung oder Wärmebehandlung möglich ist. Dies deutet darauf hin, dass dem Effekt sowohl irreversible als auch teilweise reversible mikroskopische Veränderungen zugrunde liegen. Für die physikalische Erklärung werden in der Literatur unterschiedliche Mechanismen diskutiert. Dazu zählen insbesondere das Brechen von Bindungen zwischen Polymerketten und Füllstoffpartikeln, ein Verschieben beziehungsweise Umlagern von Polymerketten entlang der Füllstoffoberflächen, der Abbau von Füllstoff-Clustern sowie Entflechtungsprozesse im Polymernetzwerk. Eine einheitliche, allgemein akzeptierte physikalische Erklärung liegt bislang jedoch nicht vor. Entsprechend vielfältig sind auch die Modellierungsansätze zur Beschreibung des Mullins-Effekts. Häufig werden phänomenologische Schädigungsmodelle verwendet, bei denen die Materialsteifigkeit in Abhängigkeit von der bisher erfahrenen Belastung reduziert wird. Dabei kann zwischen diskreten Ansätzen, bei denen Schädigung erst bei Überschreitung eines bisherigen Maximalzustands aktiviert wird, und kontinuierlichen Ansätzen unterschieden werden, bei denen sich der Schädigungszustand fortlaufend mit der Verformung entwickelt. Daneben existieren mikromechanisch motivierte Modelle, die den Effekt auf Veränderungen im Polymernetzwerk oder auf Schädigungsprozesse an Füllstoffstrukturen zurückführen [86, 106, 113, 46].

Für die vorliegende Arbeit ist der Mullins-Effekt insbesondere deshalb relevant, weil er in den zyklischen Materialversuchen der untersuchten Silikone und des Polyurethans deutlich hervortritt und folglich bei der Materialmodellierung berücksichtigt werden muss. Weiterführende Übersichten zu experimentellen Beobachtungen, physikalischen Erklärungsansätzen und Modellierungsstrategien geben die Reviews von Diani et al. [56] sowie Denora und Marano [54].

1.3. Modellbildung und Simulation

Die numerische Beschreibung geklebter Verbindungen im konstruktiven Glasbau stellt aufgrund des nichtlinearen, nahezu inkompressiblen und zeitabhängigen Materialverhaltens polymerer Klebstoffe eine besondere Herausforderung dar. Während für einfache Bemessungsansätze häufig linearisierte Steifigkeiten oder vereinfachte Spannungsgrößen verwendet werden, zeigen experimentelle Untersuchungen, dass das Tragverhalten elastischer Klebfugen maßgeblich vom jeweiligen Spannungszustand, der Beanspruchungsart und der Verformungshöhe abhängt. Insbesondere bei großen Deformationen und mehrachsigen Spannungszuständen ist daher eine geeignete nichtlineare Materialmodellierung erforderlich. Frühere Arbeiten belegen, dass hyperelastische Materialmodelle grundsätzlich geeignet sind, das Trag- und Verformungsverhalten elastischer Klebfugen und geklebter Glasbauteile realitätsnah abzubilden [142, 157, 156]. Auch Kießlich et al. verglichen verschiedene hyperelastische Materialmodelle für die Simulation von H-Proben und identifizierten insbesondere die Ansätze nach Yeoh und Ogden als geeignet [105]. Gleichzeitig wird deutlich, dass solche rein hyperelastischen Ansätze zeitabhängige Materialeffekte nicht erfassen können. Bereits frühere Arbeiten weisen darauf hin, dass bereits bei kleinen Deformationen ein ausgeprägt nichtlineares Verhalten, eine geringe Kompressibilität sowie lastzyklusabhängige Steifigkeitsänderungen auftreten und daher durch erweiterte hyperelastische Materialgesetze beschrieben werden müssen [57]. Neben der Wahl eines geeigneten Materialmodells ist die Beschreibung des Spannungszustands in der Klebfuge von zentraler Bedeutung. Sonntag et al. untersuchten hierzu Schubversuche an TSSA-Klebungen mithilfe von FE-Berechnungen in ANSYS auf Grundlage eines quasi inkompressiblen hyperelastischen Mooney-Rivlin-Modells. Die Ergebnisse zeigten, dass bestehende Bemessungskonzepte unter bestimmten Randbedingungen näherungsweise auf weitere Geometrien übertragbar sind,

bei größeren Schichtdicken und komplexeren Spannungszuständen jedoch an ihre Grenzen stoßen. Insbesondere wurde deutlich, dass die von-Mises-Vergleichsspannung für dünne, nahezu inkompressible Klebschichten nur bedingt geeignet ist [168]. Auch Richter zeigte mit einem vereinfachten rechnerischen Ansatz auf Grundlage von FEM-Einheitszellenberechnungen, dass die Mehrachsigkeit des Spannungszustands eine wesentliche Einflussgröße für die rechnerische Beschreibung geklebter Bauteile darstellt [144, 143].

Neben der nichtlinearen Grundantwort ist für polymere Klebstoffe auch das zeitabhängige Materialverhalten von zentraler Bedeutung. In eigenen Vorarbeiten wurde versucht, DMTA-Daten mithilfe des Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzips und der GUSTL-Methode nach Kraus und Niederwald mit uniaxialen Versuchen bei großen Deformationen zu kombinieren [108, 136, 137]. Dabei wurde der Ansatz der finit linearen Viskoelastizität von Simo und Holzapfel verwendet [166, 98, 96]. In weiterführenden Untersuchungen zeigte sich jedoch, dass dieses Vorgehen für die hier betrachteten Anwendungen nicht die erforderliche Prognosequalität erreichte. Deshalb wurden DMTA-Daten der untersuchten Materialien im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter für die Materialmodellierung innerhalb von Parallel Network Modellen verwendet. Vor diesem Hintergrund wurden in jüngeren Arbeiten vermehrt hyper-viskoelastische Materialansätze entwickelt, um große nichtlineare Deformationen und zeitabhängige Effekte in einem konsistenten Modellrahmen zu verknüpfen. So wurden für Polyurethane unter unterschiedlichen Dehnraten hyper-viskoelastische Modelle vorgeschlagen, die hyperelastische Grundmodelle mit viskosen bzw. viskoplastischen Anteilen kombinieren [167, 131]. Parallel dazu wurden auch mehrnetzwerkbasierte Modellansätze untersucht, bei denen mehrere parallele Netzwerke unterschiedliche elastische, viskoelastische oder viskoplastische Beiträge zur Gesamtantwort liefern. Hierzu zählen insbesondere das Three-Network-Modell, das Three-Network-Viscoplasticity-Modell sowie das Parallel-Network-Modell aus der Materialbibliothek PolyUMod, die bereits erfolgreich zur Beschreibung komplexer zeit- und temperaturabhängiger Polymerantworten eingesetzt wurden [28, 15]. Diese Arbeiten zeigen das Potenzial solcher Netzwerkmodelle für polymere Werkstoffe deutlich.

Neben diesen eher allgemein werkstoffbezogenen Modellansätzen wurden in den vergangenen Jahren auch mehrere Dissertationen veröffentlicht, die sich gezielt mit strukturellen Silikonklebstoffen im konstruktiven Glasbau befassen. Rosendahl untersuchte das Konstitutiv- und Versagensverhalten nahezu inkompressibler hyperelastischer Silikone am Beispiel von Dowsil 993 und TSSA und entwickelte unter anderem verzerrungsbasierte Kriterien für das mehrachsige Versagen sowie ein gekoppeltes Dehnungs- und Energiekriterium zur Beschreibung kerbinduzierter Rissbildung [148, 149, 146, 147]. Drass befasste sich schwerpunktmäßig mit der konstitutiven Modellierung des transparenten Struktursilikons TSSA und entwickelte hyperelastische Materialmodelle, die auch volumetrische Effekte wie Kavitation berücksichtigen und in FE-Berechnungen eingesetzt werden können [67]. Schaaf untersuchte demgegenüber zugelassene Silikonklebstoffe des konstruktiven Glasbaus mit besonderem Fokus auf das zeitabhängige Last-Verformungsverhalten, leitete ein viskoelastisches Materialmodell zur Beschreibung der dehnratenabhängigen Steifigkeit ab und identifizierte mit Kavitation und deviatorischem Zugversagen zwei maßgebende Versagensmechanismen hyperelastischer Klebfugen [153]. Insgesamt zeigen diese Arbeiten, dass das Verhalten struktureller Silikonklebstoffe weder durch einfache lineare Werkstoffansätze noch allein durch rein hyperelastische Modelle vollständig beschrieben werden kann, sondern eine konsistente Berücksichtigung von Mehrachsigkeit, volumetrischen Effekten, Schädigung und Zeitabhängigkeit erforderlich ist.

Mit der Materialmodellierung eng verbunden ist zudem die Beschreibung von Schädigung und Versagen. Drass et al. entwickelten hierzu ein mikromechanisch motiviertes Materialmodell zur Abbildung von Kavitation in strukturellen Silikonen, während Staudt et al. das Versagensverhalten von Dowsil 993 unter quasi-statischer Belastung untersuchten und die wahre Verzerrungsgröße als geeignetes ingenieurmäßiges Versagenskriterium für lineare Fugen mit kohäsivem Versagen vorschlugen [171, 66, 170].

Die bisherigen Untersuchungen zeigen insgesamt, dass für die numerische Beschreibung polymerer Klebstoffe im konstruktiven Glasbau bereits leistungsfähige Teilansätze vorliegen. Gut belegt ist insbesondere, dass hyperelastische Materialmodelle die nichtlineare Grundantwort elastischer Klebstoffe grundsätzlich erfassen können und dass die Einbeziehung unterschiedlicher Spannungszustände für die Parametrisierung wesentlich ist. Weniger konsistent gelöst ist bislang jedoch die gleichzeitige Beschreibung großer Deformationen, zeitabhängiger Effekte, mehrachsiger Beanspruchung sowie schädigungsbehafteter Materialphänomene in einem durchgängig ingenieurmäßig anwendbaren Vorgehen. Genau an dieser Stelle setzt die vorliegende Arbeit an. Sie verbindet uniaxiale und äquibiaxiale Materialversuche mit einer systematischen Modellidentifikation, Optimierung, Validierung und FE-Überführung und untersucht anschließend die Übertragbarkeit der entwickelten Materialmodelle auf Bauteilebene.

1.4. Ziel der Arbeit

Vor diesem Hintergrund ist eine experimentell und numerisch gestützte Weiterentwicklung der Berechnungsgrundlagen erforderlich. Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, ein konsistentes Vorgehen zur Materialmodellierung polymerer Klebstoffe für große Deformationen und zeitabhängige Beanspruchungen zu entwickeln und dieses Vorgehen zugleich in konkrete, numerisch einsetzbare Materialmodelle für ausgewählte Klebstoffe des konstruktiven Glasbaus zu überführen. Hierzu sollen auf Basis geeigneter uni- und biaxialer Materialversuche sowie ergänzender Bauteilversuche geeignete Materialmodelle identifiziert, parametrisiert, optimiert und validiert werden. Die Materialmodelle sollen verschiedene Spannungszustände, viskoelastische Effekte und schädigungsbehaftete Phänomene wie den Mullins-Effekt realitätsnah erfassen können.

Im Mittelpunkt steht dabei eine übertragbare Methodik, die von der Auswahl geeigneter Versuche über die Ableitung einer passenden Netzwerkstruktur bis hin zur Optimierung und Validierung der Materialparameter reicht. Gleichzeitig werden auf dieser Grundlage konkrete Materialmodelle für drei polymere Klebstoffe des konstruktiven Glasbaus vorgestellt. Durch die ergänzende Untersuchung eines Polyurethans neben den für SSG-Anwendungen relevanten Silikonen soll gezeigt werden, dass das entwickelte Vorgehen nicht auf einen einzelnen Werkstoff beschränkt ist, sondern auch auf vergleichbare polymere Materialien angewendet werden kann.

1.5. Aufbau der Arbeit

Diese Dissertation behandelt einen neuen Ansatz zur Auswahl, Optimierung und Validierung von Materialmodellen für strukturelle Silikonklebungen, wobei der Schwerpunkt auf großen Deformationen liegt und nicht ausschließlich auf einem einzelnen Spannungszustand. Zum besseren Verständnis ist im Folgenden eine tabellarische Übersicht über den Aufbau der Arbeit dargestellt:

1	**Einleitung**			
	1.1	1.2	1.3	1.4
	Motivation	Experimente	Simulation	Ziel der Arbeit

2	**Methoden - Grundlagen**			
	2.1	2.2–2.4	2.5	2.6–2.7
	Mechanik	Simulation	Werkstoffe	Versuche

3	**Materialversuche**	
	3.1	3.2
	Uniaxiale Versuche	Äquibiaxiale Versuche

4	**Großbauteilversuche**			
	4.1	4.2	4.3–4.4	4.5
	Versuchsaufbau	Durchführung	Auswertung	Zusammenfassung

5	**Modellbildung und Optimierung**		
	5.1	5.2–5.4	5.5
	Vorgehen	Ergebnisse	Zusammenfassung

6	**Validierung der Materialmodelle**		
	6.1	6.2–6.4	6.5
	Vorgehen	Ergebnisse	Zusammenfassung

7	**Überführung und Nachrechnung in ANSYS**		
	7.1	7.2	7.3
	Materialversuche	Großbauteilversuche	Zusammenfassung

8	**Zusammenfassung und Ausblick**	
	8.1	8.2
	Zusammenfassung	Ausblick

2. Methoden

Dieses Kapitel umfasst die wesentlichen Bausteine, die für die Modellierung und Analyse des Materialverhaltens erforderlich sind. Neben den mechanischen Grundlagen zu Deformationen, Spannungen und Materialgesetzen, wird die Finite-Elemente-Methode vorgestellt, die als numerisches Werkzeug zur Lösung der Modellgleichungen dient. Darüber hinaus wird die für die Materialmodellierung verwendete Software kurz beschrieben.

Im Anschluss werden die in dieser Arbeit untersuchten Materialien sowie die zur experimentellen Charakterisierung eingesetzten Versuchseinrichtungen und Randbedingungen erläutert. Schließlich wird die Fertigung der unterschiedlichen Probekörper beschrieben. Damit bildet dieses Kapitel die methodische Grundlage sowohl für die theoretische Modellierung als auch für die experimentelle Untersuchung des Materialverhaltens.

2.1. Mechanische Grundlagen

Die mechanischen Grundlagen sollen das grundlegende theoretische Verständnis für das Materialverhaltens und die Einordnung der in dieser Arbeit durchgeführten Versuche bilden. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Verhalten von Werkstoffen mithilfe der Konzepte der Kontinuumsmechanik beschrieben, welche die relevanten physikalischen Größen wie Verschiebungen, Verzerrungen und Spannungen durch stetig differenzierbare Felder darstellt. Dabei wird die Mikrostruktur des Materials vernachlässigt und durch ein homogenisiertes Modell ersetzt, sodass das makroskopische Werkstoffverhalten mit Hilfe von Tensoren beschrieben werden kann.

Im Folgenden werden zunächst die Kinematik und der Deformationsgradient eingeführt, die als Grundlage für die Definition von Verzerrungen dienen. Anschließend werden unterschiedliche Verzerrungsmaße sowie die verschiedenen Spannungsgrößen und Spannungszustände vorgestellt. Darauf aufbauend werden grundlegende Materialgesetze diskutiert, die den Zusammenhang zwischen Spannung und Verzerrung herstellen. Abschließend wird auf den Mullins-Effekt eingegangen, ein für gummielastische Materialien typisches Phänomen, das in den Experimenten eine zentrale Rolle spielt.

Eine vollständige Darstellung der mechanischen Grundlagen und der Kontinuumsmechanik würde den Rahmen dieser Arbeit übersteigen. Die folgenden Ausführungen orientieren sich daher an den etablierten Darstellungen in der Literatur, insbesondere an den Arbeiten: [88, 30, 110, 141, 112, 78, 21], hervorgehoben seinen hierbei explizit folgende Arbeiten: [16, 130, 97, 38, 89].

2.1.1. Kinematik

Die Kinematik beschreibt die Bewegung und Deformation eines Körpers, ohne dabei auf die zugrunde liegenden Ursachen wie Kräfte oder Materialeigenschaften einzugehen. Sie bildet die Grundlage für die Definition von Verzerrungen und Spannungen und ist damit ein zentrales Element der Kontinuumsmechanik. Zur Beschreibung der Bewegung werden zwei Konfigurationen unterschieden. In der Referenzkonfiguration (Ausgangszustand) wird jeder Materialpunkt

durch einen Ortsvektor $\boldsymbol{X}$ beschrieben, dessen Koordinaten als Materialkoordinaten bezeichnet werden. In der Momentankonfiguration (deformierter Zustand) nimmt derselbe Punkt zur Zeit $t > 0$ den Ortsvektor $\boldsymbol{x}$ ein, dessen Koordinaten als räumliche Koordinaten bezeichnet werden (siehe Abbildung 2.1). Damit lassen sich zwei eindeutige, umkehrbare und im Allgemeinen nichtlineare Abbildungen formulieren:

$$\boldsymbol{x} = \boldsymbol{x}(\boldsymbol{X}, t); \qquad \boldsymbol{X} = \boldsymbol{X}(\boldsymbol{x}, t) \tag{2.1}$$

Die erste Darstellung wird als Lagrangesche Betrachtung bezeichnet, da sie die Bewegung

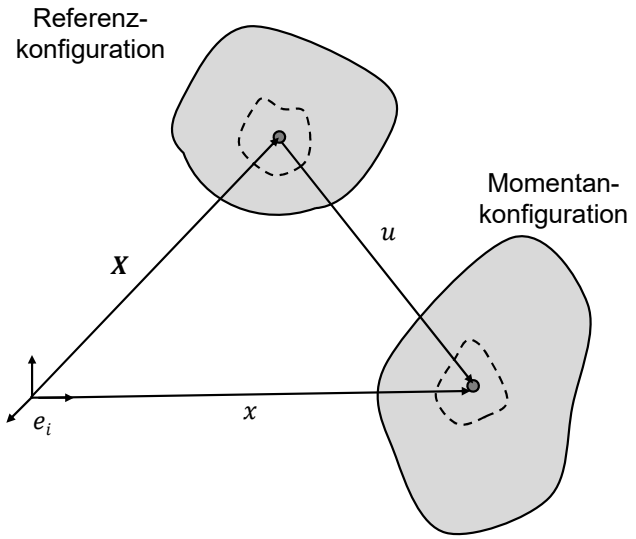


Abbildung 2.1.: Referenz- und Momentankonfiguration

einzelner Materialpunkte im Zeitverlauf verfolgt (Materielle Betrachtung). Die zweite Darstellung wird als Eulersche Beschreibung bezeichnet, da sie beschreibt, welche Materialpunkte im Zeitverlauf einen festen Ort im Raum durchlaufen (Räumliche Betrachtung). Unter der Voraussetzung, dass die Referenzkonfiguration zum Zeitpunkt $t = t_0$ mit dem Körper übereinstimmt, kann die Bewegung auch über das Verschiebungsfeld $\boldsymbol{u}$ beschrieben werden:

$$\boldsymbol{x}(\boldsymbol{X}, t) = \boldsymbol{X} + \boldsymbol{u}(\boldsymbol{X}, t) \tag{2.2}$$

Zur Charakterisierung lokaler Deformationen wird der Deformationsgradient eingeführt. Er ergibt sich als Gradient der Bewegungsgleichung:

$$\mathbf{F} = \frac{\partial \boldsymbol{x}}{\partial \boldsymbol{X}} = \frac{\partial \boldsymbol{u}(\boldsymbol{X}, t)}{\partial \boldsymbol{X}} + \mathbf{I} = \operatorname{Grad} \mathbf{u} + \mathbf{I}, = \operatorname{Grad} \mathbf{x} \tag{2.3}$$

wobei $\operatorname{Grad} \mathbf{u}$ der Verschiebungsgradient und $\mathbf{I}$ die Einheitsmatrix bezeichnet. Der Deformationsgradient $\mathbf{F}$ ist ein invertierbarer Tensor zweiter Stufe, der als Zweifeld-Tensor die Referenz- mit der Momentankonfiguration verknüpft. Dieser erfüllt die grundlegende Transformationsvorschrift für infinitesimale Linienelemente:

$$d\boldsymbol{x} = \mathbf{F}\, d\boldsymbol{X}; \qquad d\boldsymbol{X} = \mathbf{F}^{-1}\, d\boldsymbol{x} \tag{2.4}$$

Neben Linienelementen lassen sich auch Flächen- und Volumenelemente mit Hilfe des Deformationsgradienten transformieren. Für ein differentielles Volumenelement ergibt sich:

$$d\mathrm{v} = J\ d\mathbf{V}, \tag{2.5}$$

wobei $d\mathbf{V}$ das Volumen in der Referenz- und $d\mathbf{v}$ das Volumen in der Momentankonfiguration ist. Hierbei bezeichnet:

$$J = \det \mathbf{F} \tag{2.6}$$

die lokale Volumenänderung, auch bekannt als Jakobideterminante. Die Bedingung $J > 0$ stellt sicher, dass die Abbildung stetig, orientierungserhaltend und umkehrbar ist. Für Flächenelemente gilt:

$$d\boldsymbol{a} = J\,\mathbf{F}^{-T}\,d\boldsymbol{A} \tag{2.7}$$

wobei $d\boldsymbol{A}$ das Flächenelement in der Referenz- und $d\boldsymbol{a}$ das entsprechende Flächenelement in der Momentankonfiguration beschreibt. Der Deformationsgradient ist im Allgemeinen unsymmetrisch, da er sowohl Verzerrungen (Streckungen, Stauchungen, Scherungen) als auch Starrkörperbewegungen (Rotationen) umfasst. Für homogene Deformationen ist $\mathbf{F}$ konstant, für inhomogene Deformationen hängt er vom Ort ab. Ein Beispiel für eine inhomogene Deformation ist eine Torsion eines Zylinders, da hier die Deformation vom Abstand zur Achse abhängt, wodurch sich $\mathbf{F}$ hierbei von Punkt zu Punkt ändert.

Im unverformten Zustand gilt $\mathbf{F} = \mathbf{I}$. Zur Beschreibung der Deformationen werden die sogenannten Streckungen λ_i eingeführt. Sie beschreiben die relative Längenänderung einer Materialfaser in Richtung i und sind definiert als:

$$\lambda_i = \frac{L_i}{L_{0,i}}, \quad i \in \{x, y, z\} \tag{2.8}$$

wobei $L_{0,i}$ die ursprüngliche Länge und L_i die aktuelle Länge in Richtung i bezeichnet. Damit gilt $\lambda_i = 1$ im unverformten Zustand, $\lambda_i > 1$ bei Verlängerung und $\lambda_i < 1$ bei Stauchung.

Auf Basis der Streckungen lassen sich verschiedene Verzerrungsmaße definieren. Für die technischen (Engineering-) Dehnungen ergibt sich:

$$\varepsilon_{\text{tech},i} = \lambda_i - 1 \qquad \Leftrightarrow \qquad \lambda_i = 1 + \varepsilon_{\text{tech},i} \tag{2.9}$$

während die wahren Dehnungen, auch als logarithmische oder Hencky-Dehnungen bezeichnet, definiert sind als:

$$\varepsilon_{\text{wahr},i} = \ln \lambda_i \qquad \Leftrightarrow \qquad \lambda_i = \exp(\varepsilon_{\text{wahr},i}) \tag{2.10}$$

Zwischen beiden Verzerrungsmaßen besteht damit die direkte Umrechnung

$$\varepsilon_{\text{wahr},i} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{tech},i}) \qquad \varepsilon_{\text{tech},i} = \exp(\varepsilon_{\text{wahr},i}) - 1 \tag{2.11}$$

Die technischen Dehnungen liefern für kleine Verformungen eine gute Näherung, während für große Verformungen die wahren (Hencky-) Dehnungen eine konsistente und exakte Beschreibung darstellen.

Beispiele für einfache Deformationen (inkompressibles Materialverhalten vorausgesetzt mit $J = \det \mathbf{F} = 1$) sind die uni- und äquibiaxiale Streckung mit dem Streckungsverhältnis λ:

Uniaxial:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & 1/\sqrt{\lambda} & 0 \\ 0 & 0 & 1/\sqrt{\lambda} \end{bmatrix} \tag{2.12}$$

Äquibiaxial:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda & 0 \\ 0 & 0 & 1/\lambda^2 \end{bmatrix} \tag{2.13}$$

sowie die einfache Scherung mit Scherparameter γ:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} 1 & \gamma & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{2.14}$$

Um zwischen reiner Verzerrung und Starrkörperbewegung unterscheiden zu können, wird der Deformationsgradient $\mathbf{F}$ mithilfe der polaren Zerlegung in einen Rotations- und einen Strecktensor aufgeteilt:

$$\mathbf{F} = \mathbf{RU} = \mathbf{VR} \tag{2.15}$$

Hierbei bezeichnet $\mathbf{R}$ den orthogonalen Rotationstensor, während $\mathbf{U}$ und $\mathbf{V}$ die symmetrischen Strecktensoren darstellen. Der rechte Strecktensor $\mathbf{U}$ wirkt auf die Referenzkonfiguration und erfüllt die Beziehung:

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^{\mathrm{T}}\mathbf{F} = \mathbf{U}^2 \tag{2.16}$$

während der linke Strecktensor $\mathbf{V}$ auf die aktuelle Konfiguration bezogen ist und mit:

$$\mathbf{b} = \mathbf{F}\mathbf{F}^{\mathrm{T}} = \mathbf{V}^2 \tag{2.17}$$

in Zusammenhang steht. Diese Tensoren sind symmetrisch und frei von Starrkörperrotationen und bilden die Grundlage für die Definition von Verzerrungsmaßen, welche im folgenden Abschnitt eingeführt werden.

2.1.2. Verzerrungen

Um reine Formänderungen von Starrkörperbewegungen zu trennen, werden symmetrische Tensoren aus dem Deformationsgradienten $\mathbf{F}$ abgeleitet, die keine Rotationen enthalten. Grundlage bilden dabei die beiden Cauchy-Green Tensoren. Der rechte Cauchy-Green Tensor $\mathbf{C}$ bezieht sich auf die Referenzkonfiguration und ergibt sich über:

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^{\mathrm{T}}\mathbf{F} = \mathbf{U}^2 \tag{2.18}$$

während der linke Cauchy-Green Tensor $\mathbf{b}$ auf die aktuelle Konfiguration wirkt und definiert ist als:

$$\mathbf{b} = \mathbf{F}\mathbf{F}^{\mathrm{T}} = \mathbf{V}^2 \tag{2.19}$$

Beide Tensoren sind symmetrisch und invariant gegenüber Starrkörperrotationen und bilden die Grundlage für die Definition verschiedener Verzerrungsmaße. Mit Bezug auf die Referenzkonfiguration erhält man den Green-Lagrangeschen Verzerrungstensor:

$$\mathbf{E} = \tfrac{1}{2}(\mathbf{C} - \mathbf{I}) \tag{2.20}$$

der sich direkt auch mit dem Deformationsgradienten schreiben lässt als:

$$\mathbf{E} = \tfrac{1}{2}(\mathbf{F}^{\mathrm{T}}\mathbf{F} - \mathbf{I}) \tag{2.21}$$

Analog erhält man mit Bezug auf die aktuelle Konfiguration den Euler-Almansi Verzerrungstensor:

$$\mathbf{e} = \tfrac{1}{2}(\mathbf{I} - \mathbf{b}^{-1}) \tag{2.22}$$

der in Abhängigkeit vom Deformationsgradienten folgende Form annimmt:

$$\mathbf{e} = \tfrac{1}{2}\Big(\mathbf{I} - (\mathbf{F}\mathbf{F}^{\mathrm{T}})^{-1}\Big) \tag{2.23}$$

Zwischen beiden Darstellungen besteht eine enge Beziehung, die über die sogenannten Push-Forward und Pull-Back Operationen beschrieben wird:

$$\mathbf{e} = \mathbf{F}^{-\mathrm{T}}\,\mathbf{E}\,\mathbf{F}^{-1} \qquad \mathbf{E} = \mathbf{F}^{\mathrm{T}}\,\mathbf{e}\,\mathbf{F} \tag{2.24}$$

Darüber hinaus existieren weitere Verzerrungsmaße, die nicht eindeutig auf eine Konfiguration bezogen sind. Ein Beispiel ist die Biot-Verzerrung, die direkt aus dem rechten Strecktensor $\mathbf{U}$ gewonnen wird:

$$\mathbf{B} = \mathbf{U} - \mathbf{I} \tag{2.25}$$

In den Hauptstreckungsrichtungen reduziert sich die Biot-Verzerrung auf $B_i = \lambda_i - 1$ und stimmt damit formal mit der technischen Dehnung überein. Im Unterschied zum klassischen linearen Verzerrungstensor ist die Biot-Verzerrung jedoch ein exaktes Verzerrungsmaß, das auch für endliche Verformungen definiert ist, da es unmittelbar aus der polaren Zerlegung $\mathbf{F} = \mathbf{R}\mathbf{U}$ folgt.

Besonders gebräuchlich ist außerdem die logarithmische Dehnung, welche auch wahre oder Hencky- Dehnung genannt wird, die auf dem Logarithmus des Strecktensors beruht:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{wahr}} = \ln \mathbf{U} \tag{2.26}$$

wobei die Komponenten in den Hauptstreckungsrichtungen unmittelbar gegeben sind durch:

$$\varepsilon_{\mathrm{wahr},i} = \ln \lambda_i \tag{2.27}$$

Für kleine Deformationen stimmen alle Verzerrungsmaße überein. Sie konvergieren gegen den klassischen linearen Verzerrungstensor, der auf dem Verschiebungsgradienten basiert:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{tech}} = \tfrac{1}{2}\Big(\mathrm{Grad}\,\mathbf{u} + (\mathrm{Grad}\,\mathbf{u})^{\mathrm{T}}\Big) \tag{2.28}$$

Dieser Tensor liefert in erster Näherung die technischen Dehnungen, welche bereits mit Gleichung 2.9 eingeführt wurden. Er ist jedoch nur für kleine Verzerrungen gültig, da er eine Linearisation darstellt. Im Unterschied dazu bleibt die Biot-Verzerrung auch für endliche Formänderungen wohldefiniert, während die logarithmische Dehnung zusätzlich eine konsistente, objektive Beschreibung liefert.

2.1.2.1. Invarianten des rechten Cauchy-Green Tensors

Für die Beschreibung hyperelastischer Materialmodelle werden häufig skalare Verzerrungsmaße verwendet, die unabhängig von der gewählten Koordinatendarstellung sind. Diese sogenannten Invarianten des rechten Cauchy-Green Tensors $\mathbf{C}$ stellen objektive Größen dar und sind gegenüber Starrkörperrotationen invariant. Sie liefern somit unabhängig vom gewählten Koordinatensystem identische Werte und eignen sich daher besonders zur Definition konstitutiver Materialmodelle. Die Invarianten des rechten Cauchy-Green Tensors beruhen auf den Hauptstreckungen des Materials (vgl. Gleichung (2.8)). Mit diesen lassen sich die drei Invarianten von $\mathbf{C}$ definieren:

$$I_1(\mathbf{C}) = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \tag{2.29}$$
$$I_2(\mathbf{C}) = \lambda_1^2\lambda_2^2 + \lambda_2^2\lambda_3^2 + \lambda_3^2\lambda_1^2 \tag{2.30}$$
$$I_3(\mathbf{C}) = \lambda_1^2\lambda_2^2\lambda_3^2 \tag{2.31}$$

In tensorialer Form ergeben sich die Invarianten zu:

$$I_1 = \mathrm{tr}(\mathbf{C}) \tag{2.32}$$
$$I_2 = \tfrac{1}{2}\Big[(\mathrm{tr}\,\mathbf{C})^2 - \mathrm{tr}(\mathbf{C}^2)\Big] \tag{2.33}$$
$$I_3 = \det(\mathbf{C}) \tag{2.34}$$

Für die dritte Invariante gilt mit der Determinanten des Deformationsgradienten $J = \det(\mathbf{F})$ die Beziehung

$$I_3 = J^2. \tag{2.35}$$

Die Invarianten besitzen eine anschauliche geometrische Interpretation. Die erste Invariante I_1 beschreibt die gesamte Deformation in Form einer richtungsunabhängigen Maßzahl und steht mit der Änderung der Längen im Material in Zusammenhang. Die zweite Invariante I_2 trägt ebenfalls zur Beschreibung der Formänderung bei, während die dritte Invariante I_3 mit der Volumenänderung verknüpft ist. Aufgrund ihrer Objektivität und ihres direkten Bezugs zur Referenzkonfiguration bilden die Invarianten des rechten Cauchy-Green-Tensors die Grundlage vieler hyperelastischer Materialmodelle. Die im weiteren Verlauf dieser Arbeit betrachteten konstitutiven Ansätze werden daher in Abhängigkeit dieser Invarianten bzw. daraus abgeleiteter Größen formuliert. Für inkompressible Materialien ist die Volumenänderung unterdrückt, sodass $J = 1$ gilt und die dritte Invariante konstant den Wert $I_3 = 1$ annimmt. In diesem Fall vereinfacht sich die Formulierung hyperelastischer Materialmodelle in vielen Anwendungen erheblich.

Zur getrennten Beschreibung von Formänderung und Volumenänderung werden in hyperelastischen Materialmodellen häufig die modifizierten Invarianten $\bar{I}_1$ und $\bar{I}_2$ verwendet. Diese ergeben sich aus den Invarianten I_1 und I_2 durch Herausrechnung des volumetrischen Anteils:

$$\bar{I}_1 = J^{-2/3} I_1, \qquad \bar{I}_2 = J^{-4/3} I_2. \tag{2.36}$$

Die modifizierten Invarianten beschreiben somit ausschließlich den isochoren, d. h. volumenunabhängigen Anteil der Deformation, während J die Volumenänderung separat erfasst. Diese Aufspaltung ist insbesondere für die Formulierung hyperelastischer Materialmodelle für nahezu inkompressible Werkstoffe von Bedeutung.

2.1.3. Spannungen

Um die Wirkung innerer Kräfte im Kontinuum zu beschreiben, wird ein Körper mit äußeren Kräften betrachtet, der durch eine gedachte Schnittfläche geteilt wird (siehe Abbildung 2.2). Auf dieser Fläche mit der Flächennormalen $\mathbf{n}$ wirken Schnittkräfte ΔF, die auf die Flächengröße A bezogen einen Spannungsvektor ergeben:

$$\mathbf{t}(\mathbf{n}) = \lim_{A \to 0} \frac{\Delta F}{A} \tag{2.37}$$

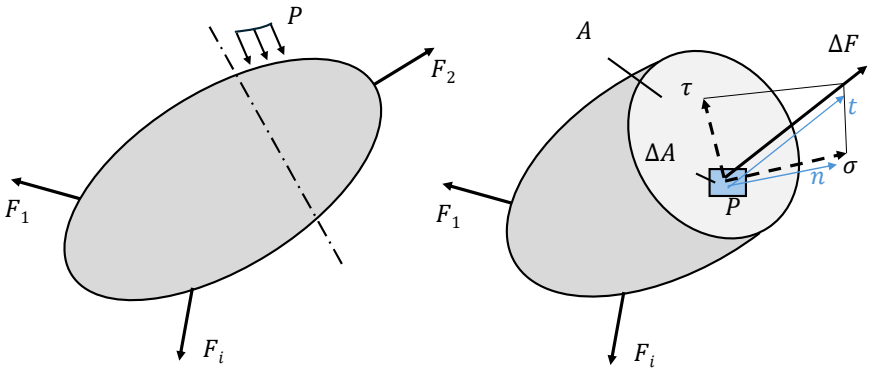


Abbildung 2.2.: Spannungsvektor

Nach dem Cauchyschen Theorem steht dieser Spannungsvektor in linearem Zusammenhang mit dem Cauchy-Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}$:

$$\mathbf{t}(\mathbf{n}) = \boldsymbol{\sigma}\,\mathbf{n} \tag{2.38}$$

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \tag{2.39}$$

Die neun Komponenten des Tensors $\boldsymbol{\sigma}$ beschreiben somit den vollständigen Spannungszustand in einem Materialpunkt (siehe Abbildung 2.3). Der Cauchy-Spannungstensor bezieht sich dabei auf die aktuelle Konfiguration, wirkt auf die deformierte Fläche und stellt das physikalisch messbare Spannungsmaß dar. Er ist ein symmetrischer Tensor und stellt das thermodynamisch konjugierte Paar zum Euler–Almansi Verzerrungstensor $\mathbf{e}$ dar.

Um Spannungen auf die Referenzkonfiguration zu beziehen, werden Transformationsbeziehungen mit dem Deformationsgradienten $\mathbf{F}$ genutzt. Der 1. Piola–Kirchhoff Spannungstensor $\mathbf{P}$ ist definiert als:

$$\mathbf{P} = J\,\boldsymbol{\sigma}\,\mathbf{F}^{-\mathrm{T}} = \det\mathbf{F}\,\mathbf{F}^{-1}\,\boldsymbol{\sigma} \tag{2.40}$$

$\mathbf{P}$ ist im Allgemeinen unsymmetrisch und verknüpft Kräfte in der aktuellen Konfiguration mit Flächen in der Referenzkonfiguration. Durch Multiplikation mit der Inversen von $\mathbf{F}$ ergibt sich der 2. Piola–Kirchhoff Spannungstensor $\mathbf{S}$:

$$\mathbf{S} = \mathbf{F}^{-1}\mathbf{P} = \mathbf{F}^{-1} J\,\boldsymbol{\sigma}\,\mathbf{F}^{-\mathrm{T}} \tag{2.41}$$

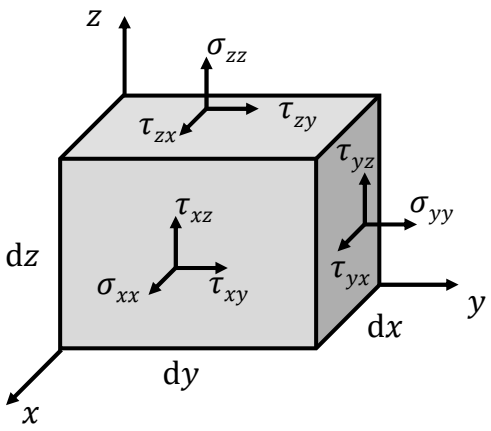


Abbildung 2.3.: Komponenten des Spannungstensors

Dieser Tensor ist symmetrisch, auf die Referenzkonfiguration bezogen und wird insbesondere in Materialgesetzen verwendet, da er direkt zu dem Green–Lagrange Verzerrungstensor **E** das thermodynamisch konjugierte Paar darstellt.

Darüber hinaus wird in der deutschsprachigen Literatur (u. a. in [16] und [130]) die sogenannte Jaumann-Spannung eingeführt, die aus einer Transformation der Cauchy-Spannung mit Hilfe des Deformationsgradienten und des Rotationsanteils der polaren Zerlegung entsteht:

$$\mathbf{J} = J\,\mathbf{F}^{-1}\,\boldsymbol{\sigma}\,\mathbf{R} \tag{2.42}$$

hierbei ist **R** der Rotationstensor aus der polaren Zerlegung $\mathbf{F} = \mathbf{RU}$. Dieses Spannungsmaß filtert rotationsbedingte Anteile heraus und transformiert die Spannungen auf die Referenzkonfiguration. Zur Klarstellung sei erwähnt, dass in der internationalen Literatur unter „Jaumann-Spannung“ oft die Jaumann-Rate der Cauchy-Spannung verstanden wird, also eine objektive Spannungsrate (unabhängig von Starrkörperbewegungen), die vor allem in inkrementellen Materialmodellen verwendet wird.

Zusammenfassend stehen mit der Cauchy-Spannung $\boldsymbol{\sigma}$, dem 1. und 2. Piola–Kirchhoff Spannungstensor **P** und **S** sowie der Jaumann-Spannung **J** verschiedene Spannungsmaße zur Verfügung, die je nach Bezugskonfiguration und Anwendung eingesetzt werden. Diese Spannungsgrößen bilden die Grundlage für die im Folgenden betrachteten speziellen Spannungszustände, insbesondere den uniaxialen und den ebenen Spannungszustand.

2.1.3.1. Uniaxialer Spannungszustand

Der uniaxiale Spannungszustand beschreibt die Situation, dass eine Probe ausschließlich entlang einer einzigen Richtung belastet wird. Dieser Zustand stellt sich beispielsweise im Zugversuch einer Schulterprobe ein. Dabei wirkt eine Kraft F auf den Querschnitt A senkrecht zur Belastungsachse. Die resultierende Normalspannung in Belastungsrichtung ergibt sich aus dem Quotienten von Kraft F und Querschnittsfläche A (siehe 2.37). Je nachdem ob die zugrunde gelegte Querschnittsfläche A auf die Momentan- oder Referenzkonfiguration bezogen wird, kann direkt der 1. Piola-Kirchhoff- oder der Cauchy-Spannungstensor bestimmt werden. In beiden Fällen ist nur der erste Eintrag des Spannungstensors besetzt. Alle übrigen Normal- und Schubspannungen können mit hinreichender Genauigkeit vernachlässigt werden. Damit reduziert sich

der Spannungstensor im uniaxialen Fall zu:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{2.43}$$

Ein solcher Spannungszustand bildet die Grundlage für viele Werkstoffprüfungen, da Materialparameter wie Zugfestigkeit oder Elastizitätsmodul direkt aus dem einachsigen Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang bestimmt werden können. In Versuchen mit Schulterproben ist zudem sichergestellt, dass im Messbereich ein nahezu homogener einachsiger Spannungszustand vorliegt, während alle anderen Effekte (wie z.B. Randspannungen) in die Übergangsbereiche der Probengeometrie verlagert werden.

2.1.3.2. Ebener Spannungszustand

Der ebene Spannungszustand beschreibt die Spannungen für ein ebenes Flächentragwerk, dessen Dicke e im Vergleich zu den beiden Seitenlängen vernachlässigbar klein ist und das ausschließlich in seiner Ebene belastet wird (siehe Abbildung 2.4). Die Ober- und Unterseite der Scheibe bleiben dabei unbelastet. Da keine Kräfte in z-Richtung wirken, kann mit hinreichender Genauigkeit angenommen werde, dass auch die Spannungen in dieser Richtung verschwinden, daraus folgt:

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = \sigma_z = 0 \tag{2.44}$$

Aufgrund der geringen Dicke der Scheibe kann weiter davon ausgegangen werden, dass die Spannungen $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \tau_{xy}$ und τ_{yx} über die gesamte Dicke konstant sind. Ein solcher Spannungszustand wird als ebener oder zweiachsiger Spannungszustand bezeichnet. Dabei entfallen die letzte Zeile und die letzte Spalte des Spannungstensors. Es verbleibt:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} \end{bmatrix}$$

Im Allgemeinen sind die Spannungen von den Koordinaten x und y abhängig. Falls die Spannungen jedoch ortsunabhängig sind, spricht man von einem homogenen Spannungszustand.[88]

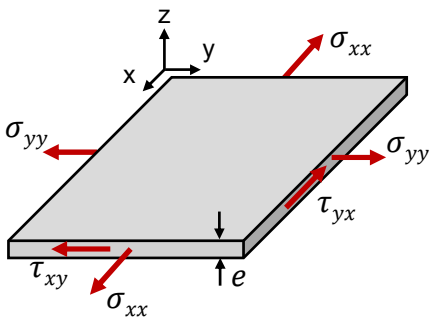


Abbildung 2.4.: Ebener Spannungszustand

2.1.3.3. Kesselformel

Ein Anwendungsbeispiel für einen ebenen homogenen Spannungszustand (2.1.3.2) ist ein dünnwandiger kugelförmiger oder zylindrischer Druckbehälter, dessen Wanddicke e deutlich kleiner ist als sein Radius R. Ein Behälter kann dann als dünnwandig angenommen werden, wenn das Verhältnis von Außenradius R zu Innenradius R_i kleiner als 1.2 ist. Im folgenden wird nur auf den Fall eines kugelförmigen Kessels eingegangen, für weitere Informationen sei auf [88, 179] verwiesen. Wird der kugelförmige Kessel mit einem Innendruck p $[\frac{N}{mm^2}]$ belastet, so wirken in der

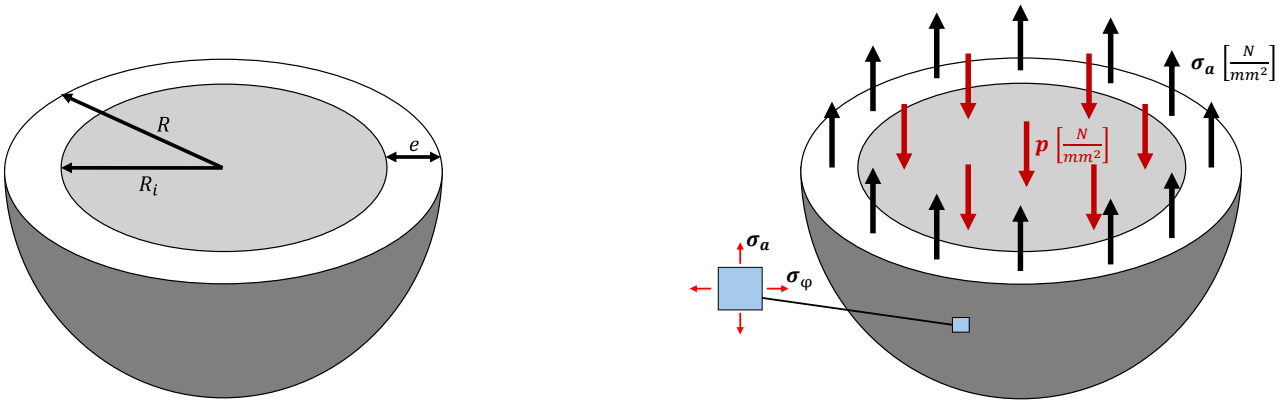


Abbildung 2.5.: Schnitt dünnwandinger kugelförmiger Kessel

Wand des Kessels Axial- und Tangentialspannungen. Die Radialspannungen können aufgrund von $e \ll R$ vernachlässigt werden. Die Axialspannungen σ_a und Tangentialspannungen σ_φ in der Mantelfläche lassen sich durch einen beliebigen Schnitt durch die Kugelmitte bestimmen (siehe 2.5). Da der Innendruck überall gleichmäßig wirkt, lastet auf der gesamten Schnittfläche πR_i^2 der Druck p. Unter der Annahme, dass die Axialspannungen σ_a aufgrund der geringen Wandstärke $e \ll R$ über die gesamte Dicke konstant ist, ergibt das Kräftegleichgewicht:

$$\sigma_a 2\pi R_i e - p\pi R_i^2 = 0 \tag{2.45}$$

umgestellt nach σ_a folgt:

$$\sigma_a = \frac{pR_i}{2e} \tag{2.46}$$

Aufgrund der Voraussetzung $e \ll R$ gilt nach 2.46, dass:

$$\sigma_a[\frac{N}{mm^2}] \gg p\frac{N}{mm^2} \tag{2.47}$$

Aufgrund der absoluten Symmetrie einer Kugel sind die Axial- und Tangentialspannungen σ_a und σ_φ an einem beliebigen Ort in der Mantelfläche in jeder beliebigen Richtung identisch.

$$\sigma_a = \sigma_\varphi$$

Für ein beliebiges infinitesimal kleines Flächenelement der Mantelfläche kann die Krümmung vernachlässigt werden und der Spannungstensor in kartesischen Koordinaten ergibt sich zu:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \text{ mit } \sigma_{xx} = \sigma_{yy}$$

Sind wie in diesem Fall die beiden Hauptspannung identisch, wird dies als äquibiaxialer Spannungszustand bezeichnet. Die Formel ist auch für Außendrücke (z. B. Vakuumkessel) anwendbar, wodurch Druckspannungen in der Mantelfläche entstehen. Diese vereinfachte Berechnung der äquibiaxialen Spannung in einer Membranoberfläche ist auch als Kesselformel bekannt.[88, 179]

2.1.3.4. Modifizierte Kesselformel

Bei Materialien, die unter Innendruck eine deutliche Volumenzunahme erfahren, reicht die klassische Herleitung der Kesselformel nicht mehr aus. Ein zentraler Aspekt ist, dass die Annahme einer konstanten Wanddicke e nicht mehr gültig ist, da diese sich mit der Volumenzunahme verändert. Außerdem wird in der klassischen Kesselformel (2.46) für die Spannungsberechnung eine vereinfachte Kreisringfläche von $2R_i\pi e$ angesetzt. Die stellt jedoch nur den abgerollten Innenumfang multipliziert mit der Wanddicke e dar. Die korrekte Kreisringfläche die zu je-

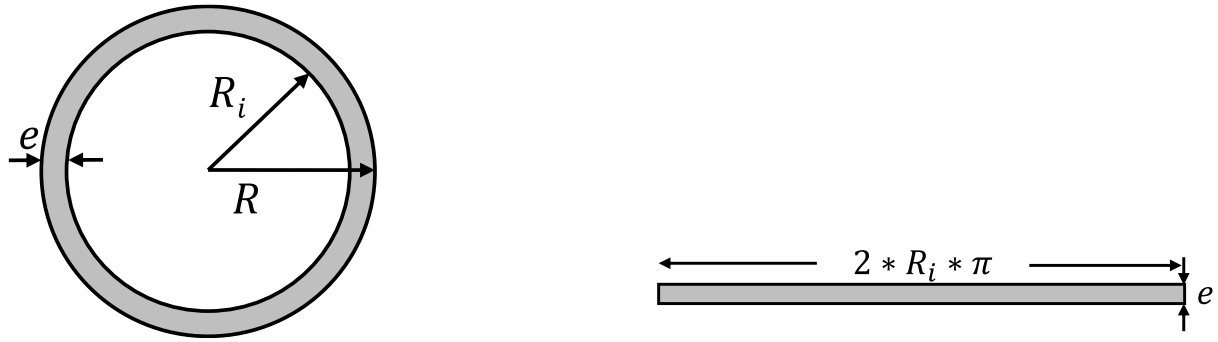


Abbildung 2.6.: Dünnwandinger kugelförmiger Kessel Schnitt

dem Zeitpunkt der Spannungsberechnung zugrunde gelegt werden muss, ergibt sich aus der Subtraktion des Innenkreises von dem Außenkreis:

$$Kreisringfläche = \pi R^2 - \pi R_i^2 \tag{2.48}$$

Mit der Beziehung $R_i = (R - e)$ kann die Abweichung der beiden zugrunde gelegten Kreisringflächen berechnetet werden:

$$\Delta_{Kreisring} = (\pi R^2 - \pi(R - e)^2) - (2(R - e)\pi e) \tag{2.49}$$

Dies führt Schlussendlich zu:

$$\Delta_{Kreisring} = \pi e^2 \tag{2.50}$$

Mit Gleichung 2.48 für die tatsächliche Kreisringfläche und $\pi * R_i^2$ für die Fläche des Innenkreises, kann das genaue Kräftegleichgewicht zwischen Innendruck und Mantelspannung aufgestellt werden:

$$\sigma(\pi R^2 - \pi R_i^2) = p\pi R_i^2 \tag{2.51}$$

Einsetzen der Beziehung $R_i = (R - e)$ und umstellen nach σ führt zu:

$$\sigma = \frac{p(R - e)^2}{e(2R - e)} \tag{2.52}$$

Die modifizierte Kesselformel nach Gleichung 2.52 sollte für eine genauere Berechnung der Spannungen in einem kugelförmigen Druckkessel verwendet werden, insbesondere wenn mit einer großen Volumenzunahme und einer veränderlichen Wandstärke zu rechnen ist[138, 139, 140].

Der Fehler der zwischen der modifizierten Kesselformel nach Gleichung 2.52 und der ursprünglichen Kesselformel nach Gleichung 2.46 ergibt sich zu:

$$\Delta_{Spannungen} = \frac{p(e-R)}{2(2R-e)} \tag{2.53}$$

Die komplette Herleitung für die Abweichung in der Flächen- und Spannungsberechnung ist im Anhang unter A.1 und A.2 zu finden.

Sind die Verzerrungen auf der Manteloberfläche bekannt und wird ein inkompressibles Materialverhalten angenommen, kann die aktuelle Wanddicke e aufgrund des Volumenerhalts berechnet werden. Für den inkompressiblen Fall muss erfüllt sein, dass:

$$J = \det(\mathbf{F}) = 1 \tag{2.54}$$

Wird der Zusammenhang $\mathbf{F} = \mathbf{I} + \operatorname{Grad}\mathbf{u}$ verwendet (siehe 2.3), ergibt sich für den biaxialen Fall in technischer Formulierung die Darstellung:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} 1+\varepsilon_{\mathrm{tech},x} & 0 & 0 \\ 0 & 1+\varepsilon_{\mathrm{tech},y} & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1}{(1+\varepsilon_{\mathrm{tech},x})(1+\varepsilon_{\mathrm{tech},y})} \end{bmatrix} \tag{2.55}$$

Damit kann nach der technischen Verzerrung in z-Richtung aufgelöst werden:

$$\varepsilon_{\mathrm{tech},z} = \frac{1}{(1+\varepsilon_{\mathrm{tech},x})(1+\varepsilon_{\mathrm{tech},y})} - 1 \tag{2.56}$$

Unter Verwendung von (2.56), der Ausgangsdicke e_0 und den beiden Beziehungen aus Gleichung 2.8 und 2.9 folgt für die aktuelle Dicke im linearen Ansatz:

$$e = e_0 + e_0\,\varepsilon_{\mathrm{tech},z} \tag{2.57}$$

Dieser Zusammenhang ist jedoch nur für kleine Verformungen konsistent, da er auf der linearen Näherung $\mathbf{F} = \mathbf{I} + \operatorname{Grad}\mathbf{u}$ basiert. Für größere Dehnungen muss eine exakte Beschreibung über die Streckungen erfolgen.

Um auch große Verformungen konsistent zu erfassen, wird die Berechnung über die Streckungen nach Definition (2.8) durchgeführt. Für den allgemeinen biaxialen Fall lautet der Deformationsgradient:

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} \lambda_x & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_y & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_z \end{bmatrix} \tag{2.58}$$

Die Inkompressibilitätsbedingung (2.54) liefert:

$$\lambda_z = \frac{1}{\lambda_x\,\lambda_y} \tag{2.59}$$

Mit der Beziehung zwischen Streckungen und wahren (Hencky-) Dehnungen (2.10) folgt:

$$\varepsilon_{\text{wahr},z} = \ln \lambda_z = \ln\left(\frac{1}{\lambda_x \lambda_y}\right) = -(\ln \lambda_x + \ln \lambda_y) = -(\varepsilon_{\text{wahr},x} + \varepsilon_{\text{wahr},y}) \tag{2.60}$$

Die aktuelle Dicke ergibt sich somit zusammen mit den beiden Gleichungen 2.8 und 2.10 zu:

$$e = e_0 \, \lambda_z = e_0 \, \exp(\varepsilon_{\text{wahr},z}) \tag{2.61}$$

Die Gleichungen (2.55) - (2.57) beschreiben die Dicke nur im Grenzfall kleiner technischer Dehnungen. Für größere Verformungen muss hingegen die Herleitung über die Streckungen mit den Gleichungen (2.58) – (2.61) erfolgen und die wahren (Hencky-) Dehnungen müssen verwendet werden, um konsistente und physikalisch plausible Ergebnisse zu erhalten. Über die Umrechnung nach Gleichung 2.11 können gegebene technische Werte in wahre Werte überführt werden, sodass die korrekte Berechnung der aktuellen Dicke auch für große Dehnungen möglich ist.

2.2. Materialgesetze

Materialgesetze beschreiben den Zusammenhang zwischen der Verformung eines Werkstoffs und der daraus resultierenden mechanischen Beanspruchung. Sie stellen somit die Verknüpfung zwischen Verzerrungen und Spannungen her und bilden die Grundlage für die mathematische Beschreibung des Materialverhaltens. Dadurch ermöglichen sie sowohl die Interpretation experimenteller Ergebnisse als auch deren Übertragung auf numerische Simulationen komplexer Bauteilstrukturen. In der Kontinuumsmechanik verknüpfen Materialgesetze die kinematischen Größen mit den zugehörigen Beanspruchungsgrößen und erlauben so die Formulierung charakteristischer Materialeigenschaften, beispielsweise elastischer, viskoelastischer oder plastischer Anteile der Materialantwort. Für die Beschreibung elastomerer Werkstoffe kommt der Wahl eines geeigneten Materialgesetzes eine besondere Bedeutung zu, da diese Materialien in der Regel ein ausgeprägt nichtlineares und zeitabhängiges Verhalten aufweisen. Im Folgenden werden die für diese Arbeit relevanten Materialgesetze und Materialmodelle vorgestellt und im Hinblick auf ihre Eignung zur Beschreibung elastomerer Werkstoffe eingeordnet. Die nachstehenden Ausführungen orientieren sich an [134, 110, 30, 130, 38, 97, 16, 185, 162]. Für weiterführende Darstellungen und vollständige Herleitungen wird auf die in diesem Abschnitt zitierte Literatur verwiesen (insbesondere auf das Werk von Jörgen Bergström [30]).

2.2.1. Elastizität

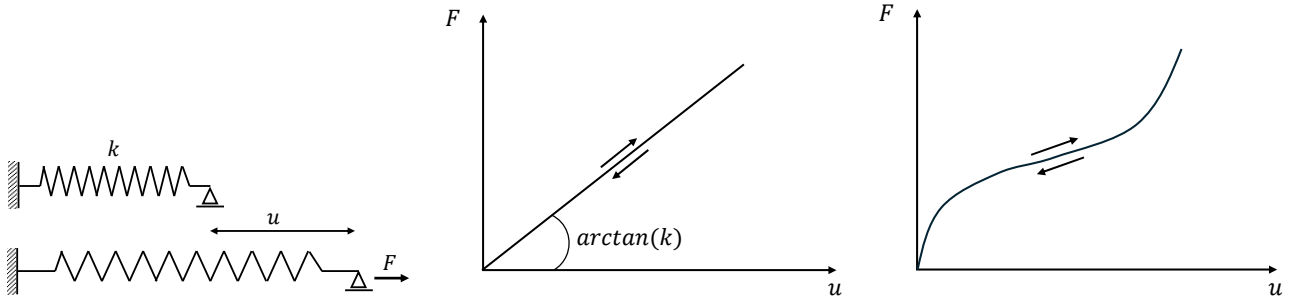
Elastisches Materialverhalten ist dadurch gekennzeichnet, dass ein Werkstoff nach Entlastung in seinen Ausgangszustand zurückkehrt. Die auftretenden Verzerrungen sind somit vollständig reversibel. Jedem Verzerrungszustand ist dabei eindeutig ein Spannungszustand zugeordnet, sodass die Spannungen weder von der Belastungsgeschichte noch von der Zeit abhängen. Daraus folgt, dass Be- und Entlastungspfad identisch sind. Den einfachsten Fall stellt die lineare Elastizität dar. Sie beschreibt einen linearen Zusammenhang zwischen Spannung und Verzerrung und kann im uniaxialen Fall durch ein ideales Federelement (Hooke-Element) veranschaulicht werden. Bei diesem ist die Verformung vollständig reversibel und die aufgebrachte Kraft proportional zur Verschiebung (Abbildung 2.7 (a-b):

$$F = k \cdot u \tag{2.62}$$

Unter Verwendung eines uniaxialen Spannungszustands ergibt sich daraus das Hooke'sche Gesetz:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \tag{2.63}$$

wobei E den Elastizitätsmodul beschreibt. Im dreidimensionalen Fall wird das elastische Verhalten zusätzlich durch die Querkontraktion charakterisiert, die üblicherweise über die Poisson-Zahl ν erfasst wird. Das Modell der linearen Elastizität eignet sich jedoch nur für kleine Deformationen. Für elastomere Werkstoffe, die große reversible Verzerrungen sowie ein ausgeprägt nichtlineares Materialverhalten aufweisen, ist dieser Ansatz nicht ausreichend. Zur Beschreibung solcher Materialien sind daher hyperelastische Materialgesetze erforderlich.



(a) Federelement **(b)** Linear-elastisch **(c)** Hyperelastisch

Abbildung 2.7.: Schematische Darstellung elastischer und hyperelastischer Materialantworten

2.2.2. Hyperelastizität

Abbildung 2.7 (c) zeigt ein nichtlineares elastisches Materialverhalten. Auch in diesem Fall ist das Materialverhalten vollständig reversibel, sodass jedem Deformationszustand eindeutig ein Spannungszustand zugeordnet werden kann. Be- und Entlastungspfad fallen daher weiterhin zusammen, auch wenn der Zusammenhang zwischen Spannung und Verzerrung nicht mehr linear ist. Zur Beschreibung eines solchen Materialverhaltens werden hyperelastische Materialgesetze verwendet. Deren Grundlage ist die Annahme, dass die im Material gespeicherte elastische Energie durch eine Verzerrungsenergiedichtefunktion beschrieben werden kann. Diese hängt ausschließlich vom aktuellen Deformationszustand ab und ist damit unabhängig vom Belastungspfad. Die bei der Verformung gespeicherte Energie wird bei vollständiger Entlastung vollständig zurückgewonnen. Materialien, für die eine solche Potentialfunktion existiert, werden als hyperelastische bzw. Green-elastische Materialien bezeichnet.

Für isotrope hyperelastische Materialien wird die freie Energie in der Regel in Abhängigkeit objektiver Verzerrungsmaße formuliert. Häufig erfolgt dies auf Basis der modifizierten Invarianten $\bar{I}_1$ und $\bar{I}_2$ sowie der Volumenänderung J (siehe Abschnitt 2.1.2.1). Allgemein kann die freie Energie daher in der Form:

$$\Psi = \Psi(\bar{I}_1, \bar{I}_2, J) \tag{2.64}$$

geschrieben werden. Dabei beschreiben $\bar{I}_1$ und $\bar{I}_2$ den isochoren Anteil der Deformation, während $J = \det(\mathbf{F})$ die Volumenänderung erfasst. Für die in dieser Arbeit betrachteten Elastomere wird von einem nahezu inkompressiblen Materialverhalten ausgegangen. Damit wird die mechanische Antwort im Wesentlichen durch die isochore Deformation beschrieben, während der

volumetrische Anteil lediglich die geringe Volumenänderung abbildet und zugleich eine numerisch stabile Modellformulierung ermöglicht. Die freie Energie wird daher zweckmäßig in einen isochoren und einen volumetrischen Anteil zerlegt:

$$\Psi = \Psi_{\text{iso}}(\bar{I}_1, \bar{I}_2) + \Psi_{\text{vol}}(J) \tag{2.65}$$

Für streng inkompressible Materialien gilt $J = 1$, sodass keine Volumenänderung auftritt. In diesem Fall entfallen die volumetrischen Anteile der freien Energie, und die modifizierten Invarianten gehen in die klassischen Invarianten über, d. h.

$$\bar{I}_1 = I_1, \qquad \bar{I}_2 = I_2 \tag{2.66}$$

Die hyperelastischen Materialmodelle vereinfachen sich damit auf ihre rein isochoren Anteile. Aus Gründen der Vollständigkeit und da die in dieser Arbeit betrachteten Elastomere als nahezu inkompressibel modelliert werden, wird im Folgenden die allgemeine Formulierung mit separatem volumetrischem Anteil beibehalten.

Die zugehörigen Spannungsgrößen ergeben sich konsistent aus der Ableitung der freien Energie nach dem jeweils gewählten Verzerrungsmaß. Für den ersten und zweiten Piola-Kirchhoff-Spannungstensor gelten somit beispielsweise:

$$\mathbf{P}^T = \frac{\partial \Psi}{\partial \mathbf{F}} \tag{2.67}$$

und

$$\mathbf{S} = 2\,\frac{\partial \Psi}{\partial \mathbf{C}} \tag{2.68}$$

wobei $\mathbf{F}$ den Deformationsgradienten und $\mathbf{C}$ den rechten Cauchy-Green-Tensor bezeichnet.

Im Folgenden werden die für diese Arbeit relevanten hyperelastischen Materialmodelle vorgestellt. Sie unterscheiden sich im Wesentlichen durch die Wahl der Verzerrungsenergiedichtefunktion. Die Gemeinsamkeit aller Modelle besteht darin, dass diese große reversible Deformationen beschreiben können, ohne dissipative Effekte zu berücksichtigen. In den nachfolgenden Modellgleichungen beschreibt der Parameter μ den Schubmodul, während κ den Kompressionsmodul kennzeichnet. Bei auf Hauptstreckungen basierenden Formulierungen bezeichnen λ_i die Hauptstreckungen und $\bar{\lambda}_i$ die zugehörigen isochoren Hauptstreckungen.

2.2.2.1. Neo-Hooke-Modell

Das Neo-Hooke-Modell [145] stellt den einfachsten hyperelastischen Ansatz dar. In kompressibler Form kann die freie Energie geschrieben werden als:

$$\Psi = \frac{\mu}{2}\,(\bar{I}_1 - 3) + \frac{\kappa}{2}\,(J-1)^2 \tag{2.69}$$

Aufgrund seiner einfachen Struktur ist das Modell numerisch robust, bildet das Materialverhalten vieler Elastomere bei größeren Deformationen jedoch nur eingeschränkt ab.

2.2.2.2. Mooney-Rivlin-Modell

Das Mooney-Rivlin-Modell [145, 116] erweitert den Neo-Hooke-Ansatz um eine Abhängigkeit von der zweiten modifizierten Invariante. Die freie Energie wird üblicherweise in der Form:

$$\Psi = C_{10}(\bar{I}_1 - 3) + C_{01}(\bar{I}_2 - 3) + \frac{\kappa}{2}\,(J-1)^2 \tag{2.70}$$

angegeben. Dabei sind C_{10} und C_{01} Materialparameter, welche den Beitrag der ersten bzw. zweiten modifizierten Invariante zur freien Energie beschreiben. Durch die zusätzliche Berücksichtigung von $\bar{I}_2$ kann das Modell das Verhalten unter unterschiedlichen Spannungszuständen in vielen Fällen besser erfassen als das Neo-Hooke-Modell. In der vorliegenden Arbeit dient das Mooney-Rivlin-Modell als grundlegender Ausgangspunkt für die Materialmodellierung und das Nachrechnen der Großbauteilversuche.

2.2.2.3. Yeoh-Modell

Das Yeoh-Modell [183, 184] basiert ausschließlich auf der ersten modifizierten Invariante und wird meist als Polynom höherer Ordnung formuliert:

$$\Psi = \sum_{i=1}^{N} C_{i0}(\bar{I}_1 - 3)^i + \frac{\kappa}{2}(J-1)^2 \tag{2.71}$$

In der Praxis wird häufig eine Entwicklung bis zur dritten Ordnung verwendet. Die Parameter C_{i0} stellen Materialkonstanten dar, die aus der Anpassung an experimentelle Daten bestimmt werden. Die Anzahl der verwendeten Terme N legt dabei die Ordnung des Modells fest. Der Vorteil dieses Modells liegt in seiner vergleichsweise einfachen Parametrisierung bei gleichzeitig guter Eignung zur Beschreibung großer Deformationen. Darüber hinaus existieren erweiterte Varianten, bei denen zusätzlich eine Abhängigkeit von $\bar{I}_2$ berücksichtigt wird.

2.2.2.4. Ogden-Modell

Im Gegensatz zu den zuvor genannten Modellen wird das Ogden-Modell [129] nicht über Invarianten, sondern über die Hauptstreckungen formuliert. Eine häufig verwendete kompressible Darstellung lautet

$$\Psi = \sum_{p=1}^{N} \frac{2\mu_p}{\alpha_p^2}\left(\bar{\lambda}_1^{\alpha_p} + \bar{\lambda}_2^{\alpha_p} + \bar{\lambda}_3^{\alpha_p} - 3\right) + \sum_{p=1}^{N} \frac{1}{D_p}(J-1)^{2p} \tag{2.72}$$

wobei

$$\bar{\lambda}_i = J^{-1/3}\lambda_i \tag{2.73}$$

die isochoren Hauptstreckungen sind. Hierbei sind μ_p, α_p und D_p Materialparameter. Die Parameter μ_p und α_p steuern die Form und Nichtlinearität der isochoren Materialantwort, während D_p den volumetrischen Anteil und damit die Kompressibilität des Materials beschreibt. Die Anzahl der Terme N bestimmt die Flexibilität des Modells. Das Ogden-Modell ist sehr flexibel und kann mit geeigneter Parameterwahl auch komplexe nichtlineare Materialantworten gut abbilden. Mit steigender Termzahl nimmt jedoch auch der Kalibrierungsaufwand zu.

2.2.2.5. Arruda-Boyce-Modell

Das Arruda-Boyce- oder Eight-Chain-Modell [19] ist mikromechanisch motiviert und berücksichtigt die endliche Dehnbarkeit der Polymerketten. Eine häufig verwendete Reihenentwicklung der freien Energie lautet:

$$\begin{aligned}\Psi = \mu\Bigg[&\frac{1}{2}(\bar{I}_1 - 3) + \frac{1}{20\lambda_L^2}(\bar{I}_1^2 - 9) + \frac{11}{1050\lambda_L^4}(\bar{I}_1^3 - 27) \\ &+ \frac{19}{7000\lambda_L^6}(\bar{I}_1^4 - 81) + \frac{519}{673750\lambda_L^8}(\bar{I}_1^5 - 243)\Bigg] + \frac{\kappa}{2}(J-1)^2\end{aligned} \tag{2.74}$$

Der Parameter μ beschreibt den Schubmodul des Netzwerks, während λ_L die Grenzstreckung der Polymerketten charakterisiert und damit die endliche Dehnbarkeit des Materials erfasst. Das Modell eignet sich insbesondere zur Beschreibung elastomerer Werkstoffe bei großen Deformationen und stellt eine physikalisch motivierte Erweiterung des Neo-Hooke-Modells dar.

Weitere verbreitete hyperelastische Ansätze sind beispielsweise das Gent-Modell [80] oder das Extended-Tube-Modelle [101]. Da diese in der vorliegenden Arbeit nicht im Mittelpunkt der späteren Materialmodellierung stehen, wird auf eine vertiefte Darstellung an dieser Stelle verzichtet.

Mit hyperelastischen Materialmodellen kann das nichtlineare elastische Verhalten von Elastomeren auch bei großen Deformationen beschrieben werden. Die wesentliche Einschränkung rein hyperelastischer Ansätze besteht jedoch darin, dass Be- und Entlastungspfad stets identisch sind. Schädigungseffekte sowie zeitabhängige Phänomene wie Relaxation, Kriechen oder Dehnratenabhängigkeit können mit diesen Modellen daher nicht erfasst werden. Für die Beschreibung solcher Effekte sind erweiterte viskoelastische bzw. hyperviskoelastische Materialmodelle erforderlich.

2.2.3. Viskosität

Im Gegensatz zum elastischen Materialverhalten beschreibt Viskosität eine zeitabhängige und dissipative Materialantwort. Die Spannungen hängen in diesem Fall nicht allein vom aktuellen Deformationszustand ab, sondern wesentlich von der Deformationsgeschwindigkeit. Viskose Materialanteile führen somit dazu, dass mechanische Energie während der Verformung dissipiert und nicht in Form elastischer Energie gespeichert wird. Der einfachste Fall eines rein viskosen Materialverhaltens kann im uniaxialen Fall durch ein ideales Dämpferelement, auch Newton-Element genannt, beschrieben werden (Abbildung 2.8 (a)). Bei diesem ist die aufgebrachte Kraft proportional zur Verschiebungsgeschwindigkeit:

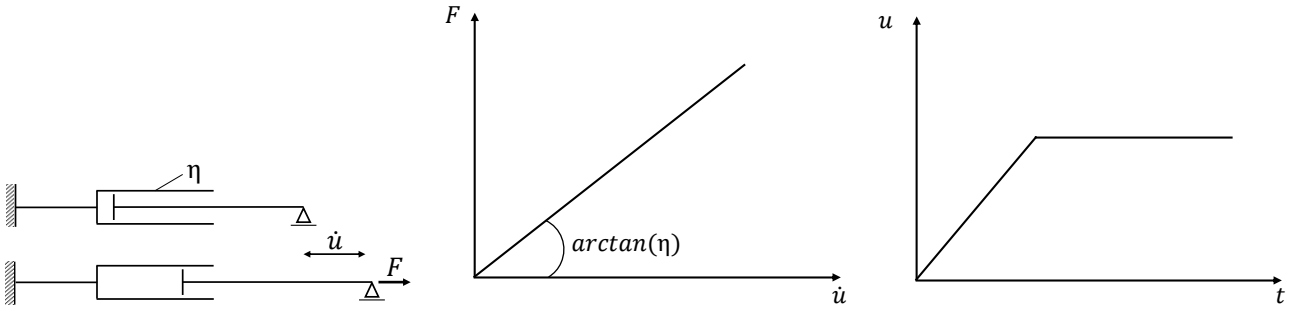
$$F = \eta \cdot \dot{u} \tag{2.75}$$

wobei η die Viskosität des Dämpfers bezeichnet. Im Gegensatz zum elastischen Federelement ist die Verformung eines idealen Dämpfers nicht speicherfähig, sondern vollständig dissipativ. Für den uniaxialen Spannungszustand ergibt sich entsprechend ein linear-viskoser Zusammenhang zwischen Spannung und Verzerrungsrate:

$$\sigma = \eta \cdot \dot{\varepsilon}. \tag{2.76}$$

Die Reaktion des Dämpferelements ist somit unmittelbar von der Belastungsgeschwindigkeit abhängig (Abbildung 2.8 (b)). Ein wesentliches Merkmal ideal viskosen Materialverhaltens besteht darin, dass bei konstanter Belastung die Deformation mit der Zeit kontinuierlich zunimmt. Nach einer Entlastung bleibt die erzeugte Deformation bestehen, da kein elastisches Rückstellvermögen vorliegt (Abbildung 2.8 (c)). Ein ideales Dämpferelement beschreibt daher ein rein dissipatives und nicht speicherfähiges Materialverhalten.

Für polymere Werkstoffe ist ein rein viskoser Ansatz allein in der Regel nicht ausreichend, da diese neben zeitabhängigen auch reversible elastische Anteile aufweisen. Zur Beschreibung des tatsächlichen Materialverhaltens werden daher kombinierte Modelle benötigt, in denen elastische und viskose Elemente miteinander verknüpft werden. Dies führt zu viskoelastischen beziehungsweise bei großen Deformationen zu hyperviskoelastischen Materialmodellen.



(a) Dämpferelement **(b)** Viskosität **(c)** Viskosität Zeitbereich

Abbildung 2.8.: Schematische Darstellung des ideal viskosen Materialverhaltens

2.2.4. Lineare Viskoelastizität

Reale Elastomere zeigen sowohl elastische als auch viskose Materialanteile. Ihr mechanisches Verhalten ist somit weder rein elastisch noch rein viskos, sondern zeitabhängig und zugleich reversibel. Dieses Verhalten kann rheologisch durch die Kombination von Feder- und Dämpferelementen beschrieben werden. Die einfachsten linearen viskoelastischen Grundmodelle sind das Maxwell-Modell und das Kelvin-Voigt-Modell.

2.2.4.1. Maxwell-Modell

Das Maxwell-Modell besteht aus einer Reihenschaltung von Feder und Dämpferelement (Abbildung 2.9 (a)). Aufgrund der Reihenschaltung ist die Spannung in beiden Elementen identisch, während sich die Gesamtverzerrung aus der Summe des elastischen und des viskosen Anteils ergibt:

$$\varepsilon = \varepsilon_\mathrm{e} + \varepsilon_\mathrm{v} \tag{2.77}$$

Durch Zeitableitung folgt

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_\mathrm{e} + \dot{\varepsilon}_\mathrm{v} \tag{2.78}$$

Unter Verwendung des Hooke'schen Gesetzes für die Feder und des Newton'schen Fließgesetzes für den Dämpfer ergibt sich die konstitutive Gleichung des Maxwell-Modells zu

$$\dot{\sigma} + \frac{E}{\eta}\,\sigma = E\,\dot{\varepsilon} \tag{2.79}$$

Das Maxwell-Modell kann Relaxationsvorgänge beschreiben, da bei vorgegebener konstanter Verzerrung die Spannung mit der Zeit abnimmt. Für Kriechvorgänge ist das Modell hingegen nur eingeschränkt geeignet, da unter konstanter Spannung die Verzerrung unbegrenzt anwächst. Nach Entlastung bleibt zudem ein bleibender Verformungsanteil zurück, da die viskose Deformation nicht zurückgewonnen wird.

2.2.4.2. Kelvin-Voigt-Modell

Beim Kelvin-Voigt-Modell werden Feder und Dämpferelement parallel geschaltet (Abbildung 2.9 (b)). Aufgrund dieser Anordnung ist die Verzerrung in beiden Elementen identisch:

$$\varepsilon = \varepsilon_\mathrm{e} = \varepsilon_\mathrm{v} \tag{2.80}$$

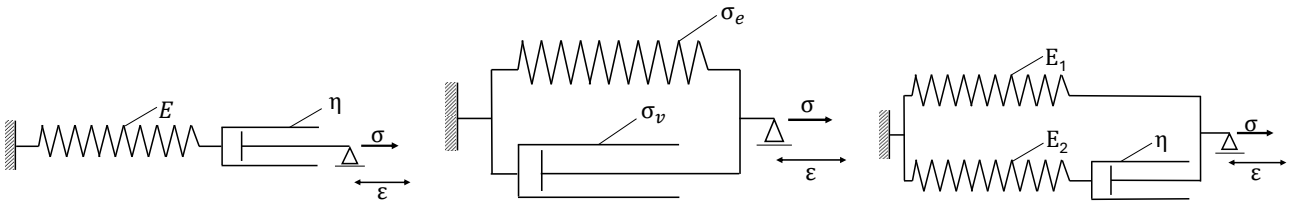
Die Gesamtspannung ergibt sich aus der Summe der Spannungsanteile in Feder und Dämpfer:

$$\sigma = \sigma_\mathrm{e} + \sigma_\mathrm{v} \tag{2.81}$$

Mit dem Hooke'schen Gesetz für die Feder und dem Newton'schen Fließgesetz für den Dämpfer folgt

$$\sigma = E\,\varepsilon + \eta\,\dot{\varepsilon} \tag{2.82}$$

Das Kelvin-Voigt-Modell kann Kriechvorgänge beschreiben, da sich unter konstanter Spannung eine zeitabhängige Annäherung an eine Endverzerrung ergibt. Relaxationsvorgänge bei sprunghaft aufgeprägter Verzerrung können mit diesem Modell jedoch nicht konsistent beschrieben werden, da hierfür eine unendlich große Anfangsspannung erforderlich wäre.



(a) Maxwell **(b)** Kelvin-Voigt **(c)** Dreiparameter

Abbildung 2.9.: Skizzen von Modellen der linearen Viskoelastizität

2.2.4.3. Dreiparameter-Modell

Mit den beiden zuvor beschriebenen Grundmodellen kann das viskoelastische Verhalten realer Werkstoffe in der Regel nicht hinreichend genau erfasst werden. Allgemein lassen sich durch geeignete Kombination mehrerer Feder- und Dämpferelemente höherwertige viskoelastische Materialmodelle formulieren. Das einfachste dieser erweiterten Modelle ist das Dreiparameter-Modell. Es besteht aus einem Maxwell-Element, das parallel zu einer zusätzlichen Feder angeordnet ist (Abbildung 2.9 (c)). Durch diese Anordnung kann das Dreiparameter-Modell sowohl Kriech- als auch Relaxationsvorgänge beschreiben und bildet im Gegensatz zum Maxwell-Modell langfristig vollständig rückgewinnbare Deformationen ab. Es eignet sich damit zur Beschreibung eines linearen viskoelastischen Materialverhaltens mit endlicher Gleichgewichtssteifigkeit. Die konstitutive Gleichung für das Dreiparameter-Modells lautet:

$$\dot{\sigma} + \frac{E_2}{\eta}\,\sigma = (E_1 + E_2)\,\dot{\varepsilon} + \frac{E_1 E_2}{\eta}\,\varepsilon \tag{2.83}$$

wobei E_1 und E_2 die Steifigkeiten der beiden Federelemente und η die Viskosität des Dämpferelements bezeichnen. Mit dem Dreiparameter-Modell kann sowohl das zeitliche Abklingen der Spannung bei aufgeprägter und anschließend gehaltener Verzerrung als auch das zeitabhängige Anwachsen der Verzerrung unter konstanter Spannung beschrieben werden. Da beide Phänomene durch dasselbe Materialmodell erfasst werden, sind Relaxations- und Kriechverhalten in diesem Modell nicht unabhängig voneinander. Trotz seiner erweiterten Beschreibungsmöglichkeiten bleibt auch das Dreiparameter-Modell ein lineares viskoelastisches Modell und ist damit insbesondere für große Deformationen sowie für ausgeprägt nichtlineare und dehnratenabhängige Materialantworten nur eingeschränkt geeignet. Für die Beschreibung des Verhaltens elastomerer Werkstoffe unter großen Deformationen sind daher weiterführende viskoelastische Modelle mit großen Verzerrungen bzw. hyperviskoelastische Materialmodelle erforderlich.

2.2.5. Nichtlineare Viskoelastizität bei großen Deformationen

In der Literatur werden für die Beschreibung zeitabhängiger Materialmodelle bei großen Deformationen unterschiedliche Bezeichnungen verwendet. Im englischsprachigen Raum sind insbesondere die Begriffe *finite viscoelasticity*, *large-strain viscoelasticity*, *nonlinear viscoelasticity* und *hyperviscoelasticity* gebräuchlich. Im deutschsprachigen Kontext finden sich hierfür unter anderem die Bezeichnungen *Hyperviskoelastizität* sowie *Viskoelastizität bei großen Deformationen*. Im Folgenden werden diese Begriffe im Sinne einer nichtlinearen viskoelastischen Materialbeschreibung bei großen Deformationen als inhaltlich gleichbedeutend verwendet.

Die zuvor vorgestellten Modelle der linearen Viskoelastizität liefern ein anschauliches Verständnis für das Zusammenwirken elastischer und viskoser Materialanteile. Ihre Anwendbarkeit ist jedoch auf kleine Deformationen und linear-viskoelastische Materialantworten beschränkt. Für elastomere Werkstoffe ist diese Beschreibung in der Regel nicht ausreichend, da diese Materialien große reversible Deformationen, ein ausgeprägt nichtlineares Spannungs-Verzerrungs-Verhalten sowie zeitabhängige Effekte wie Relaxation, Kriechen und Verzerrungsratenabhängigkeit aufweisen. Zur Beschreibung eines solchen Materialverhaltens sind daher erweiterte Materialmodelle erforderlich, in denen die Konzepte der Hyperelastizität und der Viskoelastizität miteinander kombiniert werden. Charakteristisch ist dabei, dass die reversible Gleichgewichtsantwort durch hyperelastische Netzwerke beschrieben wird, während die zeitabhängigen und dissipativen Anteile durch geeignete viskose Anteile (bzw. Flow-Elemente) erfasst werden. Die Formulierung nichtlinearer viskoelastischer Materialmodelle bei großen Deformationen ermöglicht damit die konsistente Beschreibung zeitabhängiger Materialantworten auch unter großen Verzerrungen. Sie bildet die Grundlage für die im weiteren Verlauf dieser Arbeit verwendeten erweiterten Netzwerkmodelle zur Simulation des mechanischen Verhaltens der untersuchten Elastomere.

2.2.5.1. Netzwerkmodelle und nichtlineare Flow-Elemente

Ein leistungsfähiger Ansatz zur Beschreibung des nichtlinearen viskoelastischen Verhaltens von Polymeren und Elastomeren bei großen Deformationen besteht in der Verwendung von Netzwerkmodellen. Die Grundidee dieser Modelle besteht darin, die Materialantwort als Überlagerung mehrerer parallel wirkender Netzwerke zu formulieren. Die Gesamtspannung ergibt sich dabei aus der Summe der Beiträge der einzelnen Netzwerke. In der Regel enthält jedes Netzwerk einen elastischen Anteil zur Beschreibung der reversiblen Materialantwort und gegebenenfalls zusätzlich einen viskosen Anteil zur Erfassung zeitabhängiger und dissipativer Effekte. Die Gleichgewichtsantwort wird dabei häufig durch hyperelastische Netzwerke beschrieben, während für die nichtlinearen viskosen bzw. viskoplastischen Anteile geeignete *Flow-Elemente* verwendet werden. Mit dem Begriff *Flow-Elemente* sind Modellkomponenten zur Beschreibung der zeitabhängigen dissipativen beziehungsweise viskosen Entwicklung innerhalb eines Netzwerks gemeint. Auf diese Weise können Relaxation, Kriechen, Hysterese, Dehnratenabhängigkeit sowie gegebenenfalls auch Schädigungs- und Mullins-Effekte wesentlich besser erfasst werden als mit linearen viskoelastischen Grundmodellen. Ein wesentlicher Vorteil solcher Modellansätze liegt in ihrer hohen Flexibilität. Durch die Wahl der Anzahl der Netzwerke sowie durch die Kombination unterschiedlicher elastischer und dissipativer Komponenten kann die Modellstruktur gezielt an das experimentell beobachtete Materialverhalten angepasst werden. Im Folgenden werden die in dieser Arbeit verwendeten Netzwerkmodelle und nichtlinearen Flow-Elemente vorgestellt. Insbesondere werden das Bergström-Boyce-Modell (BB-Modell), das Parallel Network Modell (PN-Modell) sowie das Three Network Viscoplastic Modell (TNV-Modell) betrachtet. Diese Modelle sind u.a. in der Materialbibliothek PolyUMod (2.3.2) implementiert und ermöglichen

die Beschreibung nichtlinearer, zeitabhängiger Materialantworten bei großen Deformationen. Sie unterscheiden sich vor allem hinsichtlich ihrer Netzwerkstruktur, der verwendeten hyperelastischen Basisansätze sowie der Formulierung der Flow-Elemente.

2.2.5.2. Bergström-Boyce-Modell

Das Bergström-Boyce-Modell (BB-Modell) stellt ein nichtlineares viskoelastisches Materialmodell für große Deformationen dar und wurde zur Beschreibung des zeitabhängigen Verhaltens elastomerartiger Werkstoffe entwickelt. Es kombiniert eine hyperelastische Gleichgewichtsantwort mit einem zusätzlichen zeitabhängigen Netzwerk und eignet sich damit insbesondere zur Erfassung von Relaxation, Hysterese und Verzerrungsratenabhängigkeit und stellt eine Spezialform des Parallel Network Modells dar. Für weitergehende Informationen und die kontinuumsmechanischen Hintergründe des Modell, sei auf [32, 34, 33, 29, 31] verwiesen. Die Grundidee des Modells besteht darin, die Materialantwort durch zwei parallel wirkende makromolekulare Netzwerke zu beschreiben. Beide Netzwerke erfahren denselben äußeren Deformationsgradienten:

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_A = \mathbf{F}_B \tag{2.84}$$

Netzwerk A beschreibt die Gleichgewichtsantwort des Materials und wird rein hyperelastisch formuliert. Netzwerk B erfasst die zeitabhängigen und dissipativen Materialanteile. Hierzu wird der Deformationsgradient dieses Netzwerks multiplikativ in einen elastischen und einen viskosen Anteil zerlegt:

$$\mathbf{F}_B = \mathbf{F}_B^{\mathrm{e}}\mathbf{F}_B^{\mathrm{v}} \tag{2.85}$$

In der ursprünglichen Formulierung des BB-Modells werden beide Netzwerke durch ein Eight-Chain-Modell (siehe 2.2.2.5) beschrieben, wobei das zweite Netzwerk eine im Vergleich zum Gleichgewichtsnetzwerk skalierte Steifigkeit besitzt. Die Gesamtspannung ergibt sich als Summe der Beiträge beider Netzwerke:

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}_A + \boldsymbol{\sigma}_B \tag{2.86}$$

Der Spannungsbeitrag von Netzwerk A beschreibt die reversible Gleichgewichtsantwort des Materials. Der Beitrag von Netzwerk B hängt zusätzlich von der zeitabhängigen Entwicklung des viskosen Anteils $\mathbf{F}_B^{\mathrm{v}}$ ab. Die viskose Deformation in Netzwerk B wird über eine nichtlineare Fließregel beschrieben, deren Fließrate mit zunehmender effektiver Spannung ansteigt. Auf diese Weise kann das Modell die für Elastomere typische Kombination aus großer reversibler Deformation und zeitabhängiger Dissipation erfassen. In der in PolyUMod implementierten Form verwendet das Modell die Materialparameter μ, λ_L, κ, s, ξ, C, τ_{Base} und m. Dabei bezeichnen μ den Schubmodul des Gleichgewichtsnetzwerks, λ_L die Grenzstreckung der Ketten, κ den Kompressionsmodul sowie s die relative Steifigkeit des zweiten Netzwerks. Die Parameter ξ, C, τ_{Base} und m steuern das nichtlineare viskose Verhalten des dissipativen Netzwerks. Zusätzlich kann ein Grenzwert $\hat{\tau}_{\mathrm{cut}}$ zur numerischen Begrenzung des dissipativen Anteils verwendet werden. Das BB-Modell kann damit als Übergang von einfachen linearen rheologischen Modellen zu mikromechanisch motivierten, nichtlinearen Netzwerkmodellen eingeordnet werden. Seine qualitative Struktur erinnert an viskoelastische Parallelmodelle, da eine reversible Gleichgewichtsantwort mit einem zeitabhängigen dissipativen Anteil kombiniert wird. Es handelt sich jedoch nicht um eine direkte mathematische Erweiterung des linearen Dreiparametermodells, sondern um ein eigenständiges Netzwerkmodell, welches für große Deformationen geeignet ist. Aufgrund seines vergleichsweise klaren Netzwerkaufbaus bildet das BB-Modell zugleich die konzeptionelle Grundlage für weiterführende und flexiblere Modellansätze, wie sie beispielsweise im Parallel Network Modell oder im Three Network Viscoplastic Model realisiert sind.

2.2.5.3. Parallel Network Modell

Das Parallel Network Model (PN-Modell)[132, 30] stellt eine Verallgemeinerung nichtlinearer Netzwerkmodelle für polymere Werkstoffe dar und gehört zu den vielseitigsten Materialmodellansätzen innerhalb der PolyUMod-Bibliothek. Es ermöglicht die Beschreibung des mechanischen Verhaltens durch eine beliebige Anzahl parallel wirkender Netzwerke, wobei jedes Netzwerk aus einer elastischen Komponente und optional zusätzlich aus einem viskosen Anteil bestehen kann. Die Grundidee des Modells besteht darin, die Gesamtspannung als Überlagerung der Spannungsbeiträge aller aktiven Netzwerke zu formulieren. Für N parallele Netzwerke ergibt sich somit allgemein:

$$\boldsymbol{\sigma} = \sum_{i=1}^{N} \boldsymbol{\sigma}_i \tag{2.87}$$

Jedes Netzwerk trägt damit einen spezifischen Anteil zur Gesamtantwort des Materials bei. Auf diese Weise können unterschiedliche mechanische Mechanismen, beispielsweise eine Gleichgewichtsantwort, zeitabhängige Deformationsprozesse oder schädigungsbedingte Veränderungen, innerhalb eines gemeinsamen Modellrahmens zusammengefasst werden. Ein wesentliches Merkmal des PN-Modells besteht darin, dass die elastischen und viskosen Bestandteile der einzelnen Netzwerke, wie in einem Baukasten, frei kombiniert werden können. Für die elastischen Komponenten stehen unterschiedliche Federelemente zur Verfügung, darunter linearelastische, Neo-Hooke-, Mooney-Rivlin-, Yeoh-, Eight-Chain- und Ogden-Ansätze. Ergänzend können die einzelnen Netzwerke mit verschiedenen viskosen Anteilen ausgestattet werden, beispielsweise mit linearen viskoelastischen, Power-Law- oder Bergström-Boyce-artigen Dämpferelementen. Darüber hinaus lassen sich Temperaturabhängigkeiten, Druckabhängigkeiten, Schädigungsmodelle und Versagenskriterien in den Modellrahmen integrieren. Durch diese modulare Struktur kann das PN-Model an sehr unterschiedliche Polymerwerkstoffe angepasst werden. Ein einfaches Einnetzwerkmodell mit ausschließlich hyperelastischer Komponente beschreibt beispielsweise eine rein reversible Materialantwort. Durch Ergänzung einer Fließkomponente entsteht ein viskoelastisches Netzwerk. Werden mehrere Netzwerke parallel kombiniert, lassen sich zusätzlich komplexere Effekte wie ausgeprägte Hysterese, Relaxation oder eine verbesserte Abbildung des Verhaltens bei verschiedenen Verzerrungsraten erfassen. Im Vergleich zum BB-Modell (2.2.5.2) stellt das PN-Modell somit keinen einzelnen speziellen Materialansatz dar, sondern einen allgemeinen Modellrahmen. Das BB-Modell kann in diesem Zusammenhang als ein spezieller Fall eines Parallelmodells mit zwei geeigneten Netzwerken interpretiert werden. Die Stärke des PN-Modells liegt folglich in seiner hohen Flexibilität, während der damit verbundene Nachteil in der größeren Anzahl möglicher Modellparameter und der anspruchsvolleren Optimierung besteht. Aufgrund dieser Eigenschaften bildet das PN-Modell in der vorliegenden Arbeit eine zentrale Grundlage für die weiterführende Materialmodellierung. Es erlaubt, die aus den experimentellen Untersuchungen beobachteten nichtlinearen, zeitabhängigen und belastungsabhängigen Materialeffekte in einem einheitlichen Materialmodell zusammenzuführen.

2.2.5.4. Flow-Elemente

Für die Beschreibung der zeitabhängigen Materialanteile stehen in PolyUMod unterschiedliche Flow-Elemente zur Verfügung, die innerhalb der einzelnen Netzwerke mit den jeweiligen hyperelastischen Grundansätzen kombiniert werden können [132]. Im Rahmen der Optimierung mit MCalibration wurden in der vorliegenden Arbeit insbesondere das *Power-Law Flow*-Element, das *Double Power-Law Flow*-Element, das *Bergstrom-Boyce Flow with Strain-Dependent m*-Element, das *Bergstrom-Boyce Network-Dependent Flow*-Element sowie das *Power-Law Flow*

with Strain-Dependence-Element verwendet. Diese Ansätze unterscheiden sich vor allem hinsichtlich der Spannungsabhängigkeit der Entwicklungsrate sowie durch zusätzliche Abhängigkeiten vom Deformationszustand oder vom aktuellen Netzwerkzustand. In allen Flow-Elementen bezeichnet $\dot{\gamma}^{\mathrm{p}}$ eine *flow rate* welche als skalare Maßgröße für die Geschwindigkeit der zeitabhängigen inelastischen Entwicklung verwendet wird. Diese skalare Größe geht als Vorfaktor in die Evolutionsgleichung des viskosen Deformationsgradienten ein und bestimmt damit, wie schnell sich der zeitabhängige Netzwerkzustand fortentwickelt. Allgemein kann dieser Zusammenhang in der Form:

$$\dot{\mathbf{F}}^{\mathrm{v}} = \dot{\gamma}^{\mathrm{p}}\, \mathbf{G}(\mathbf{F}, \boldsymbol{\sigma}, \ldots) \tag{2.88}$$

geschrieben werden, wobei $\mathbf{G}(\mathbf{F}, \boldsymbol{\sigma}, \ldots)$ die jeweilige richtungs- und spannungsabhängige Entwicklungsvorschrift des betrachteten Modells beschreibt. Anschaulich kann $\dot{\gamma}^{\mathrm{p}}$ somit als Skalierung der Geschwindigkeit verstanden werden, mit der sich das jeweilige viskose Netzwerk an den aktuellen Spannungs- und Deformationszustand anpasst.

Power-Law Flow Das Power-Law-Flow-Element stellt einen grundlegenden nichtlinearen Ansatz zur Beschreibung zeitabhängiger Materialanteile dar. Die effektive Entwicklungsrate wird dabei in potenzgesetzartiger Form von der treibenden Spannung abhängig gemacht:

$$\dot{\gamma}^{\mathrm{p}} = \left(\frac{\tau}{f_p f_{\dot{\varepsilon}}^{\mathrm{p}} f_\theta \hat{\tau}} \right)^m \tag{2.89}$$

Hierbei bezeichnet τ die effektive Spannung, $\hat{\tau}$ den Fließwiderstand und m den Spannungsexponenten. Die Faktoren f_p, $f_{\dot{\varepsilon}}^{\mathrm{p}}$ und f_θ berücksichtigen gegebenenfalls Druck-, Deformations- und Temperatureinflüsse. Mit wachsendem Exponenten m reagiert die Entwicklungsrate zunehmend empfindlich auf Änderungen der Spannung. Das Element eignet sich damit zur Beschreibung einer ausgeprägt nichtlinearen Verzerrungsratenabhängigkeit.

Double Power-Law Flow Das Double-Power-Law-Flow-Element erweitert den einfachen Power-Law-Ansatz um zwei überlagerte Potenzterme:

$$\dot{\gamma}^{\mathrm{p}} = \left(\frac{\tau}{f_p f_{\dot{\varepsilon}}^{\mathrm{p}} f_\theta \hat{\tau}_1} \right)^{m_1} + \left(\frac{\tau}{f_p f_{\dot{\varepsilon}}^{\mathrm{p}} f_\theta \hat{\tau}_2} \right)^{m_2} \tag{2.90}$$

Die Parameter $\hat{\tau}_1$, m_1, $\hat{\tau}_2$ und m_2 beschreiben zwei unterschiedliche Spannungsniveaus beziehungsweise zwei unterschiedlich stark spannungsabhängige zeitabhängige Mechanismen. Dadurch kann das Element komplexere Verzerrungsratenabhängigkeiten erfassen als ein einfaches Power-Law-Flow-Element. Es eignet sich insbesondere dann, wenn zwei verschiedene zeitabhängige Mechanismen mit identischer elastischer Grundantwort beschrieben werden sollen.

Bergstrom-Boyce Flow with Strain-Dependent m Dieses Flow-Element stellt eine Erweiterung des klassischen Bergstrom-Boyce-Ansatzes dar, bei der der Spannungsexponent nicht konstant ist, sondern in Abhängigkeit von der Deformation variiert. Die Entwicklungsrate wird beschrieben durch:

$$\dot{\gamma}^{\mathrm{p}} = [\lambda_L - 1 + \xi]^C \left(\frac{\tau}{f_p f_{\dot{\varepsilon}}^{\mathrm{p}} f_\theta \hat{\tau}} \right)^{m_{\mathrm{eff}}} \tag{2.91}$$

wobei der effektive Exponent:

$$m_{\mathrm{eff}} = (m_i - m_f) \exp\left(-\frac{\varepsilon}{\hat{\varepsilon}} \right) + m_f \tag{2.92}$$

von der Mises-Dehnung ε abhängt. Die Parameter m_i und m_f beschreiben dabei den Exponenten bei kleinen beziehungsweise großen Verzerrungen, während $\hat{\varepsilon}$ die Übergangsdehnung festlegt. Dieses Flow-Element ist insbesondere dafür vorgesehen, Elastomere sowohl im kleinen als auch im großen Deformationsbereich mit höherer Genauigkeit zu beschreiben.

Bergstrom-Boyce Network-Dependent Flow Das Bergstrom-Boyce Network-Dependent Flow-Element stellt ebenfalls eine Modifikation des klassischen Bergstrom-Boyce-Ansatzes dar. Dabei wird der Fließwiderstand zusätzlich vom aktuellen Zustand des Netzwerks abhängig gemacht. Die Entwicklungsrate lautet:

$$\dot{\gamma}^{\mathrm{p}} = [\lambda_L - 1 + \xi]^C \left(\frac{\tau}{f_v f_p f_{\dot{\varepsilon}}^{\mathrm{p}} f_\theta \hat{\tau}} \right)^m \tag{2.93}$$

wobei der Faktor f_v den Netzwerkzustand berücksichtigt. Dieser Ansatz ist insbesondere dafür geeignet, Materialien zu beschreiben, die experimentell während der Entlastung eine geringere Verzerrungsratenabhängigkeit zeigen als während der Belastung. Durch die zusätzliche Netzwerkabhängigkeit kann dieses Verhalten besser erfasst werden.

Power-Law Flow with Strain-Dependence Das Power-Law-Flow-Element mit Verzerrungsabhängigkeit erweitert den einfachen Potenzansatz dadurch, dass der Spannungsexponent von der plastischen beziehungsweise inelastischen Deformation abhängt:

$$\dot{\gamma}^{\mathrm{p}} = \left(\frac{\tau}{f_p f_{\dot{\varepsilon}}^{\mathrm{p}} f_\theta \hat{\tau}} \right)^{m_{\mathrm{eff}}} \tag{2.94}$$

mit

$$m_{\mathrm{eff}} = (m_i - m_f) \exp\left(-\frac{\varepsilon^{\mathrm{p}}}{\hat{\varepsilon}} \right) + m_f \tag{2.95}$$

Hierbei bezeichnen m_i und m_f die Exponenten bei kleinen beziehungsweise großen Verzerrungen, während $\hat{\varepsilon}$ die charakteristische Übergangsdehnung beschreibt. Dieses Flow-Element dient dazu, Elastomere sowohl im Bereich kleiner als auch großer Verzerrungen genauer abzubilden, da die Spannungsabhängigkeit der zeitabhängigen Entwicklung nicht über den gesamten Deformationsbereich konstant bleibt.

Die in dieser Arbeit verwendeten Flow-Elemente unterscheiden sich somit vor allem in der Form der Spannungsabhängigkeit sowie in zusätzlichen Abhängigkeiten von Deformation oder Netzwerkzustand. Dadurch kann im Rahmen der Optimierung mit MCalibration gezielt untersucht werden, welcher Ansatz die experimentell beobachtete zeit- und dehnratenabhängige Materialantwort am besten erfasst.

2.2.6. Mullins-Effekt

Wie bereits im Stand der Forschung (vgl. Abschnitt 1.2.4) beschrieben, zeigen insbesondere gefüllte Elastomere unter zyklischer Belastung eine charakteristische spannungsinduzierte Steifigkeitsreduktion, die als Mullins-Effekt bezeichnet wird [122, 123]. Dieses Phänomen äußert sich in einer deutlichen Abweichung des Spannungs-Verzerrungs-Verhaltens zwischen der Erstbelastung und nachfolgenden Lastzyklen. Das grundlegende mechanische Verhalten eines Werkstoffs mit Mullins-Effekt ist schematisch in Abbildung 2.10 dargestellt. Während der Erstbelastung folgt die Spannungs-Verzerrungs-Kurve dem Pfad a–b. Wird der Werkstoff ausgehend von Punkt B entlastet, verläuft die Entlastung entlang eines abweichenden Pfades a–b',

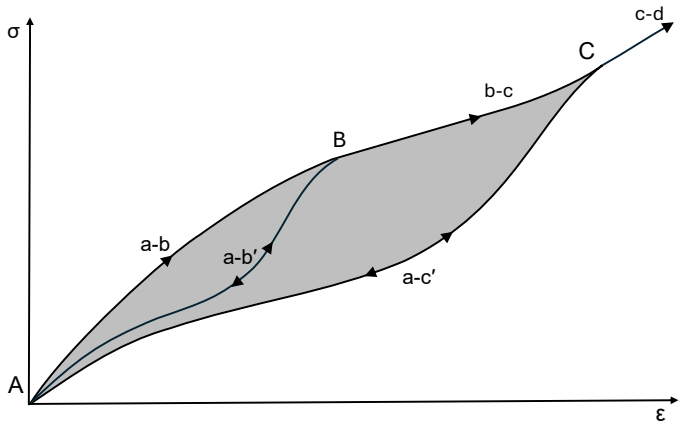


Abbildung 2.10.: Mullins Effekt, Skizze (vgl. [157])

der unterhalb der ursprünglichen Belastungskurve liegt. Bei einer erneuten Belastung folgt das Material zunächst diesem entfestigten Pfad. Erst wenn die zuvor erreichte maximale Verzerrung überschritten wird (Punkt B), geht der Spannungs-Verzerrungs-Verlauf wieder in die ursprüngliche Kurve über. Dieses Verhalten wird als sogenannte *strain history dependence* (von Deformationsgeschichte abhängig) bezeichnet, da die Materialantwort von der zuvor erreichten Maximalverzerrung abhängt. Wird die Belastung weiter erhöht, entsteht bei jeder neuen maximalen Verzerrung ein entsprechend angepasster Entlastungspfad. Der in Abbildung 2.10 grau hinterlegte Bereich entspricht der dissipierten Energie, die durch mikrostrukturelle Veränderungen im Material verursacht wird. In der Praxis zeigt sich, dass der größte Anteil der Steifigkeitsreduktion bereits im ersten Lastzyklus auftritt, während sich der Effekt in den folgenden Zyklen deutlich abschwächt. Dennoch verbleibt auch bei wiederholter zyklischer Belastung typischerweise eine geringe Hysterese, sodass Be- und Entlastungspfad nicht vollständig identisch sind. Der Mullins-Effekt führt damit dazu, dass Elastomere kein rein hyperelastisches Verhalten zeigen, sondern eine von der Deformationsgeschichte abhängige Materialantwort aufweisen, die in konventionellen hyperelastischen Materialmodellen nicht erfasst werden kann. Zur numerischen Beschreibung dieses Effekts werden phänomenologische Modelle eingesetzt, die den Steifigkeitsverlust durch eine Erweiterung hyperelastischer Materialgesetze abbilden. Ein weit verbreiteter Ansatz ist das pseudo-elastische Modell nach Ogden und Roxburgh [128]. Erweiterungen dieses Ansatzes wurden unter anderem von Dorfmann und Ogden [65] vorgeschlagen sowie in modernen Materialbibliotheken (z. B. PolyUMod) implementiert [132]. Das Ogden–Roxburgh-Modell basiert auf einer modifizierten Deformationsenergie, die zusätzlich von der maximal zuvor erreichten Deformation abhängt. Für inkompressible Materialien wird die pseudo-elastische Deformationsenergie üblicherweise in der Form:

$$W_{\mathrm{dev}}(\lambda_i, \eta) = \eta\, \tilde{W}_{\mathrm{dev}}(\lambda_i) + \Phi(\eta) \tag{2.96}$$

formuliert. Dabei beschreibt $\tilde{W}_{\mathrm{dev}}$ die deviatorische Deformationsenergie des ungeschädigten Materials in Abhängigkeit der Hauptdehnungen λ_i. Der dimensionslose Schädigungsparameter η mit $0 < \eta \leq 1$ reduziert die effektive Materialsteifigkeit, während die Funktion $\Phi(\eta)$ die dissipierte Energie infolge der Schädigungsentwicklung repräsentiert. Die Entwicklung des Schädigungsparameters erfolgt in Abhängigkeit der maximal zuvor erreichten deviatorischen Deformationsenergie und kann beispielsweise durch:

$$\eta = 1 - \frac{1}{r}\,\mathrm{erf}\left(\frac{W_{\mathrm{dev}}^{\max} - \tilde{W}_{\mathrm{dev}}}{m + \beta W_{\mathrm{dev}}^{\max}}\right) \tag{2.97}$$

beschrieben werden. Hierbei stellt $W_{\text{dev}}^{\max}$ eine interne Zustandsgröße dar, welche die Belastungsgeschichte des Materials erfasst. Die Materialparameter r, m und β steuern die Ausprägung der Entfestigung. Das Modell ermöglicht somit eine Erweiterung klassischer hyperelastischer Ansätze um belastungsgeschichtsabhängige und dissipative Effekte [30]. In der vorliegenden Arbeit wird das Ogden–Roxburgh-Modell verwendet, um den Einfluss des Mullins-Effekts auf das Materialverhalten der untersuchten Elastomere abzubilden. Die Parametrisierung erfolgt auf Basis der experimentellen uniaxialen und biaxialen Versuche und wird in Kapitel 5 detailliert beschrieben.

2.2.7. Hysteresen

Eine Hysterese beschreibt den nichtlinearen Zusammenhang zwischen Belastung und Verformung eines Werkstoffs, bei dem der Entlastungspfad nicht dem Belastungspfad folgt. Wird ein Material zyklisch beansprucht, so entsteht im Kraft–Weg- oder Spannungs–Dehnungs-Diagramm eine Hystereseschleife, die die Energiedissipation pro Zyklus visualisiert. Dieser Energieverlust resultiert aus viskoelastischen, plastischen oder reibungsbedingten Prozessen, bei denen mechanische Arbeit in Wärme bzw. innere Reibung umgesetzt wird. Eine große Schleifenfläche steht dabei für eine hohe Energieaufnahme und Dämpfungsfähigkeit, während eine kleine Schleifenfläche auf ein überwiegend elastisches oder bereits vorgeschädigtes Materialverhalten hinweist. Die dissipierte Energie pro Zyklus E_{loop} ergibt sich aus der Integration der Kraft über den Weg innerhalb eines vollständigen Be- und Entlastungsvorgangs:

$$E_{\text{loop}} = \oint F \, \mathrm{d}x \tag{2.98}$$

Hierbei beschreibt F die wirkende Kraft und x die resultierende Verformung. Das Integral wird numerisch über die gesamte Hystereseschleife gebildet, sodass E_{loop} die pro Zyklus umgesetzte Energie in J liefert. Die Steigung der Schleifen entspricht der Steifigkeit des Werkstoffs. Änderungen dieser Steigung über mehrere Zyklen geben Aufschluss über Materialdegradation, Schädigung oder Veränderungen der inneren Struktur. Zur quantitativen Beschreibung der Steifigkeit wird die Sekantensteifigkeit k_{sec} herangezogen, die das Verhältnis der Kraftänderung zur entsprechenden Wegänderung im Ladeast beschreibt:

$$k_{\text{sec}} = \frac{\Delta F}{\Delta x} \tag{2.99}$$

wobei ΔF die Differenz zwischen maximaler und minimaler Kraft und Δx die zugehörige Wegänderung bezeichnet. Ein Rückgang der Sekantensteifigkeit über die Zyklen weist auf fortschreitende Schädigung oder Degradation hin, während ein konstantes Niveau auf ein stabiles, wiederholbar elastisches Verhalten schließen lässt.

Für genauere Erläuterungen der Berechnungsansätze für E_{loop} und k_{sec} sowie vertiefende Informationen zu Hysteresen und deren Auswertung sei auf die folgende Literatur verwiesen: [47, 41, 99, 79].

2.3. Materialmodellierung

Die realitätsnahe Simulation polymerer Werkstoffe im Rahmen der Finite-Elemente-Methode stellt hohe Anforderungen an die zugrunde liegenden Materialmodelle sowie an deren Parametrisierung. Insbesondere nichtlineares, viskoelastisches und hyperelastisches Materialverhalten kann nur dann zuverlässig beschrieben werden, wenn sowohl die Modellstruktur als auch die zugehörigen Materialparameter konsistent und auf einer hinreichend breiten experimentellen Basis bestimmt werden. Wie in den vorhergehenden Abschnitten gezeigt, lassen sich die Deformationszustände inkompressibler Materialien vollständig durch die ersten beiden Invarianten des rechten Cauchy-Green-Tensors beschreiben, da die dritte Invariante infolge der Inkompressibilitätsbedingung den Wert Eins annimmt (vgl. Abschnitt 2.1.2.1). Hyperelastische Materialmodelle können daher allgemein in Abhängigkeit dieser Invarianten formuliert werden. Für die Anforderungen an die Kalibrierung ist jedoch entscheidend, ob die jeweilige freie Energiefunktion ausschließlich von der ersten Invariante oder zusätzlich auch von weiteren Invarianten beziehungsweise Hauptstreckungen abhängt. Modelle, deren freie Energiefunktion ausschließlich von der ersten Invariante abhängt, wie etwa Neo-Hooke-, Yeoh-, Arruda-Boyce- oder Gent-Modelle, können im Grundsatz bereits auf Basis uniaxialer Versuchsdaten kalibriert werden. Demgegenüber erfordern Modelle, die nicht ausschließlich von der ersten Invariante abhängen, wie beispielsweise das Mooney-Rivlin-, Ogden- oder Extended-Tube-Modell, experimentelle Daten aus mindestens zwei unterschiedlichen Belastungsmodi, da ein einzelner uniaxialer Versuch in diesem Fall keine eindeutige Identifikation aller Modellparameter erlaubt. Für solche Modelle ist die gleichzeitige Berücksichtigung mehrerer Spannungszustände daher zwingend erforderlich. Dieser Zusammenhang lässt sich anschaulich in der sogenannten Invariantenebene darstellen, in der die erste Invariante I_1 über die zweite Invariante I_2 für verschiedene Deformationszustände aufgetragen wird (vgl. Treloar [89]). Abbildung 2.11 zeigt die charakteristischen Verläufe ausgewählter Belastungszustände in dieser Ebene. Die uniaxiale Belastung bildet dabei die untere Grenze des erreichbaren Materialverhaltens, während die äquibiaxiale Belastung die obere Grenze definiert. Die planare Belastung verläuft zwischen diesen beiden Grenzfällen und stellt eine Symmetrieachse dar. Sämtliche weiteren Deformationszustände müssen innerhalb des durch uniaxiale und äquibiaxiale Belastung aufgespannten Bereichs liegen [89, 22, 21]. In

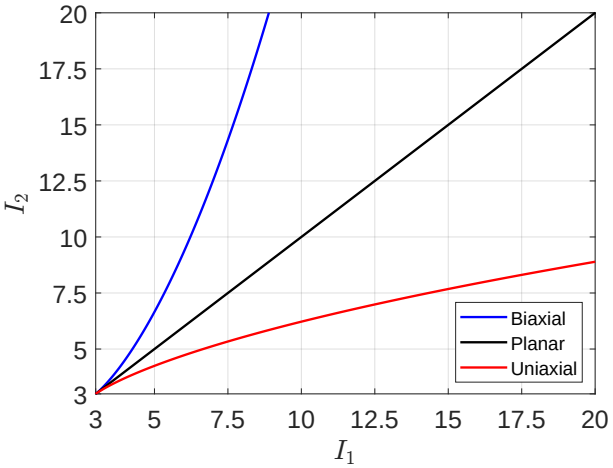


Abbildung 2.11.: Invariantenebene für inkompressible Materialien

der Praxis wird die Materialcharakterisierung häufig ausschließlich auf Grundlage uniaxialer Zugversuche durchgeführt [43, 44, 75, 76]. Für rein I_1-basierte hyperelastische Modelle kann dieses Vorgehen evtl. ausreichend sein. Für allgemeiner formulierte Materialmodelle stellt eine

solche Kalibrierung jedoch lediglich eine Anpassung an einen einzelnen Grenzfall des Deformationszustands dar und entspricht damit einem reinen *Curve Fitting* entlang eines einzelnen Pfades im Invariantenraum. Ein auf diese Weise bestimmtes Materialmodell ist nicht in der Lage, das Materialverhalten unter allgemeinen mehrachsigen Belastungszuständen zuverlässig vorherzusagen. Insbesondere für Materialmodelle mit Abhängigkeit von mehreren Invarianten oder von den Hauptstreckungen ist daher die gleichzeitige Berücksichtigung mehrerer Versuchsarten und Spannungszustände erforderlich. Der äquibiaxiale Zugversuch liefert hierbei eine wesentliche zusätzliche Information, da er die obere Grenze des Materialverhaltens beschreibt und gemeinsam mit dem uniaxialen Zugversuch einen großen Bereich des relevanten Invariantenraums aufspannt. Die Kombination dieser beiden Belastungsmodi ist daher besonders geeignet, um Materialmodelle zu kalibrieren, die nicht ausschließlich von der ersten Invariante abhängen. Erst durch die Berücksichtigung mehrerer Spannungszustände kann in solchen Fällen die Form der Formänderungsenergie zuverlässig bestimmt und ein allgemeingültiges, physikalisch konsistentes Materialmodell erhalten werden [21, 72, 89]. Zur Durchführung einer solchen mehrdimensionalen und versuchsübergreifenden Materialparameteridentifikation stehen spezialisierte Softwareanwendungen zur Verfügung. In der vorliegenden Arbeit werden hierzu die Programme *MCalibration* und *PolyUMod* verwendet. Sie ermöglichen es, Materialmodelle auf Grundlage mehrerer experimenteller Datensätze und unterschiedlicher Spannungszustände konsistent zu kalibrieren und anschließend in numerischen Simulationen einzusetzen. Die beiden Softwarelösungen werden im Folgenden vorgestellt und hinsichtlich ihres Einsatzes zur Materialmodellierung polymerer Werkstoffe eingeordnet.

2.3.1. MCalibration

MCalibration ist eine eigenständige grafische Softwareanwendung zur Auswahl und Kalibrierung von Materialmodellen für die Finite-Elemente-Simulation. Ziel der Software ist es, die Bestimmung geeigneter Materialparameter auf Grundlage experimenteller Versuchsdaten zu erleichtern und zugleich die Qualität der Parametrisierung insbesondere für nichtlineare Materialmodelle zu verbessern. Die Kalibrierung solcher Modelle stellt in der Praxis eine anspruchsvolle Aufgabe dar, da das simulierte Bauteilverhalten häufig sehr sensitiv auf die Wahl der Materialparameter reagiert. Zur Bewältigung dieser Herausforderung nutzt MCalibration numerische Optimierungs- und Suchalgorithmen, mit deren Hilfe Materialparameter semi-automatisch aus experimentellen Messdaten identifiziert werden können. Hierzu werden reale Versuchskonfigurationen, beispielsweise Zug-, Druck-, Scher- oder biaxiale Versuche, in die Software eingelesen und simulativ nachgebildet. Die Materialparameter werden iterativ so angepasst, dass eine möglichst gute Übereinstimmung zwischen den experimentell ermittelten und den numerisch berechneten Spannungs-Verzerrungs-Kurven erreicht wird. Die Bewertung der Übereinstimmung zwischen Experiment und Modell erfolgt in MCalibration über eine sogenannte Fitness- bzw. Fehlerfunktion, die einen skalaren Fehlerwert liefert und während der Optimierung minimiert wird. Für jeden Lastfall wird dabei zunächst ein eigener Fitnesswert berechnet. Der zur Optimierung herangezogene Gesamtfehler ergibt sich aus dem Mittelwert aller berücksichtigten Lastfälle. Bei verzerrungsgesteuerten Versuchen basiert die Fehlerbewertung auf den Spannungen, bei spannungsgesteuerten Versuchen entsprechend auf den Verzerrungen. Dadurch können unterschiedliche Versuchsarten und Belastungszustände innerhalb eines einheitlichen Kalibrierungsprozesses gemeinsam berücksichtigt werden. Die in MCalibration implementierten Fehlermaße umfassen unter anderem den Mean Square Difference (MSD), den Relative Error (RE) sowie den Coefficient of Determination (R^2), die in dieser Arbeit zur Beurteilung der Kalibrierung

herangezogen werden. Der Mean Square Difference ist definiert als:

$$\mathrm{MSD} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}(e_i - p_i)^2 \tag{2.100}$$

wobei e_i den experimentellen und p_i den zugehörigen vorhergesagten Wert bezeichnen. Der Relative Error wird als mittlere relative Abweichung zwischen experimentellen und vorhergesagten Werten bestimmt und kann geschrieben werden als:

$$\mathrm{RE} = \frac{100}{n}\sum_{i=1}^{n}\left|\frac{e_i - p_i}{e_i}\right| \tag{2.101}$$

Dabei bleiben Datenpunkte mit $e_i = p_i = 0$ unberücksichtigt. Der Coefficient of Determination ergibt sich zu:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_i (e_i - p_i)^2}{\sum_i (e_i - e_m)^2} \tag{2.102}$$

wobei:

$$e_m = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} e_i \tag{2.103}$$

den Mittelwert der experimentellen Daten beschreibt. Der Kennwert R^2 wird in dieser Arbeit nur ergänzend zur Beurteilung der Modellgüte herangezogen, da er insbesondere für monotone Zugversuche nur eingeschränkt aussagekräftig ist. Bereits bei qualitativ ähnlichem Kurvenverlauf können hohe R^2-Werte erreicht werden, da der Nenner des Ausdrucks bei monotonen Datensätzen, wie sie etwa bei uni- und biaxialen Zugversuchen, aber auch bei zyklischen Versuchen auftreten, vergleichsweise groß wird. Dadurch kann selbst bei merklichen lokalen Modellabweichungen noch ein hoher R^2-Wert resultieren. Die Bewertung der Kalibrierung erfolgt daher nicht ausschließlich auf Grundlage von R^2, sondern unter zusätzlicher Berücksichtigung der übrigen Fehlermaße.

Ein wesentlicher Vorteil von MCalibration besteht in der Möglichkeit, mehrere experimentelle Datensätze gleichzeitig in die Kalibrierung einzubeziehen. Auf diese Weise können unterschiedliche Spannungszustände, Verzerrungsraten und Versuchsarten, beispielsweise monotone Zugversuche, zyklische Belastungen oder Relaxationsversuche, gemeinsam berücksichtigt werden. Dadurch wird eine konsistente Parametrisierung von Materialmodellen über einen breiten Bereich des Invarianten- und Belastungsraums hinweg ermöglicht, was die Prognosefähigkeit der resultierenden Materialmodelle deutlich erhöht [17, 176].

2.3.2. PolyUMod

PolyUMod stellt eine spezialisierte Bibliothek von Benutzermaterialmodellen für die Finite-Elemente-Methode dar und ergänzt den Kalibrierungsansatz von MCalibration um eine Sammlung fortgeschrittener Materialmodelle für Polymere, Biomaterialien und andere nichtlineare Werkstoffe. Die implementierten Modelle ermöglichen eine realitätsnahe Beschreibung komplexer Materialeffekte wie ausgeprägter Nichtlinearität, Viskoelastizität, Viskoplastizität, Hysterese sowie einer Abhängigkeit von Temperatur und Verzerrungsrate, die mit den in kommerziellen FE-Programmen standardmäßig verfügbaren Materialmodellen häufig nur eingeschränkt erfasst werden können. Zu den in dieser Arbeit verwendeten Modellen aus PolyUMod gehören insbesondere das Bergström-Boyce-Modell (2.2.5.2) und das Parallel Network Modell (2.2.5.3).

Darüber hinaus stehen in PolyUMod die in Abschnitt 2.2.5.4 beschriebenen Flow-Elemente zur Verfügung, die innerhalb der Netzwerkmodelle zur Beschreibung der zeitabhängigen dissipativen Materialanteile eingesetzt werden. Die Modelle sind so konzipiert, dass sie sich in gängige Finite-Elemente-Programme integrieren lassen und dort eine konsistente Beschreibung des Materialverhaltens unter unterschiedlichen Spannungszuständen, Temperaturen und Verzerrungsraten ermöglichen [18, 176].

Im Zusammenspiel mit MCalibration bildet PolyUMod damit die Grundlage für die in dieser Arbeit durchgeführte Materialmodellierung. Während MCalibration der Identifikation geeigneter Materialparameter auf Basis experimenteller Daten dient, stellt PolyUMod die entsprechenden Materialmodelle für die numerische Nachrechnung und Simulation bereit. Es ist zu beachten, dass auch bei sorgfältiger Materialparameteridentifikation jedes Materialmodell lediglich eine Näherung des realen Materialverhaltens darstellt. Die Gültigkeit der verwendeten Modelle ist auf den Deformations- und Spannungsbereich beschränkt, der durch die herangezogenen experimentellen Daten abgedeckt wird. Eine Extrapolation außerhalb dieses Bereichs kann zu physikalisch nicht realistischen Vorhersagen führen, selbst wenn die numerische Stabilität des Modells gewährleistet ist.

2.4. Finite Elemente Methode

Viele Probleme der Kontinuumsmechanik lassen sich durch Differentialgleichungen und zugehörige Randbedingungen beschreiben. Für einfache Geometrien, lineare Materialgesetze und idealisierte Belastungen können diese Randwertprobleme in Einzelfällen analytisch gelöst werden. Bei komplexen Geometrien, nichtlinearem Materialverhalten, großen Deformationen oder zeitabhängigen Effekten ist eine geschlossene analytische Lösung jedoch in der Regel nicht mehr möglich. In solchen Fällen stellt die Finite Elemente Methode (FEM) ein leistungsfähiges numerisches Verfahren zur näherungsweisen Lösung dar. ANSYS basiert auf der Standardformulierung der FEM, der sogenannten FE-Verschiebungsmethode. Dabei stellen die Verschiebungen die primären Unbekannten dar. Die Grundidee der Methode besteht darin, ein kontinuierliches Bauteil in eine endliche Anzahl kleiner Teilgebiete, die finiten Elemente, zu zerlegen. Innerhalb dieser Elemente wird das unbekannte Verschiebungsfeld mithilfe geeigneter Ansatzfunktionen approximiert. Durch die Verknüpfung der Elementgleichungen entsteht ein globales Gleichungssystem, aus dessen Lösung die Verschiebungen und daraus abgeleitet die Verzerrungen und Spannungen im gesamten Bauteil bestimmt werden können. Die verschiebungsbasierte Formulierung ist insbesondere für viele Anwendungen mit nichtlinearen Stoffgesetzen günstig, da sie eine vergleichsweise einfache und direkte Implementierung konstitutiver Modelle erlaubt. Im Folgenden werden einzelne Grundlagen, Schritte und Abläufe der FEM sowie die Bedeutung des Materialmodells näher betrachtet. Für weiterführende Informationen sei an dieser Stelle auf die verwendete Literatur dieses Abschnitts verwiesen [150, 185, 53, 133].

2.4.1. Mechanisches Randwertproblem und Prinzip der virtuellen Verschiebungen

Die Grundlage jeder Finite Elemente Berechnung in der Festkörpermechanik bildet das mechanische Randwertproblem. Dieses wird durch die Gleichgewichtsbedingungen, die kinematischen Beziehungen, das Stoffgesetz sowie die zugehörigen Randbedingungen definiert. Die Verschiebungen sind in der FE-Verschiebungsmethode die primären Unbekannten. Aus ihnen werden über die Kinematik die Verzerrungen bestimmt, die über das Stoffgesetz in Spannungen überführt werden. Diese Spannungen gehen wiederum in die Gleichgewichtsbedingungen ein. Das

Stoffgesetz nimmt somit eine zentrale Rolle innerhalb der gesamten Berechnung ein, da es die konstitutive Verknüpfung zwischen Deformation und inneren Kräften des Körpers herstellt. Dieser Zusammenhang wird durch das Tonti-Diagramm in Abbildung 2.12 veranschaulicht, in dem die Beziehungen zwischen Randbedingungen, Verschiebungen, Verzerrungen, Spannungen und Gleichgewicht schematisch zusammengefasst sind. Dabei sind die Randbedingungen (RB) in Form von Neumann und Dirichlet Randbedingungen dargestellt. Die Neumann Randbedingungen stehen für vorgegebene Kraft- beziehungsweise Spannungsgrößen, während die Dirichlet Randbedingungen vorgegebene Verschiebungen beziehungsweise kinematische Zwangsbedingungen beschreiben. Ausgangspunkt der Formulierung des mechanischen Randwertproblems ist die Impulsbilanz eines Körpers in der Momentankonfiguration. Durch Multiplikation mit zulässigen virtuellen Verschiebungen und Anwendung des Gaußschen Integralsatzes ergibt sich die schwache Form des Gleichgewichts, also das Prinzip der virtuellen Verschiebungen. Danach befindet sich ein Körper genau dann im Gleichgewicht, wenn für alle zulässigen virtuellen Verschiebungen die virtuelle innere Arbeit und die virtuelle äußere Arbeit einander entsprechen. In allgemeiner Form kann dies geschrieben werden als:

$$\delta W_{\text{int}} - \delta W_{\text{ext}} = 0 \tag{2.104}$$

Diese Formulierung bildet die Grundlage der FEM und ist sowohl für lineares als auch für nichtlineares Materialverhalten sowie für große Deformationen anwendbar.

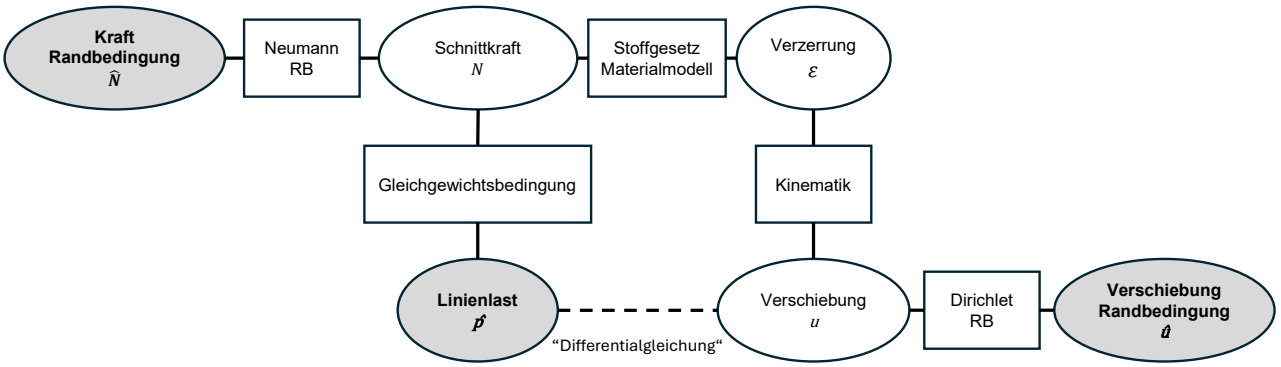


Abbildung 2.12.: Randwertproblem FEM, Tonti Diagramm (vgl. [133])

2.4.2. Diskretisierung und globales Gleichungssystem

Im Rahmen der Diskretisierung wird der Kontinuumskörper in eine endliche Anzahl finiter Elemente zerlegt. Innerhalb jedes Elements wird das Verschiebungsfeld mit geeigneten Ansatzfunktionen interpoliert. Die Genauigkeit der Näherung hängt dabei im Wesentlichen von der Netzfeinheit und von der Ordnung der gewählten Ansatzfunktionen ab. Nach der Formulierung der Elementgleichungen werden diese durch Assemblierung zu einem globalen Gleichungssystem zusammengeführt. Die Lösung dieses Gleichungssystems liefert die Knotenverschiebungen als primäre Unbekannte. Anschließend können daraus die zugehörigen Verzerrungen und Spannungen berechnet werden. Für lineare Problemstellungen ergibt sich dabei ein lineares Gleichungssystem. Bei nichtlinearen Problemen hängt die innere Kraftantwort hingegen vom aktuellen Verformungszustand, von der Materialantwort und gegebenenfalls auch von der Belastungsgeschichte ab. Das Gleichgewicht kann dann nicht mehr in einem einzigen Lösungsschritt bestimmt werden, sondern muss inkrementell und iterativ gelöst werden.

2.4.3. Nichtlinearitäten

Auch wenn die grundlegende Vorgehensweise der FEM für lineare und nichtlineare Probleme identisch bleibt, müssen die Quellen möglicher Nichtlinearität in der Formulierung und Lösung explizit berücksichtigt werden. Ursachen nichtlinearen Verhaltens können in der Geometrie, im Materialverhalten oder in den Randbedingungen liegen. Geometrische Nichtlinearitäten treten insbesondere bei großen Deformationen auf, wenn sich Ausgangs- und Momentankonfiguration deutlich voneinander unterscheiden. Materielle Nichtlinearitäten entstehen durch nichtlineare Stoffgesetze, beispielsweise infolge hyperelastischen, viskoelastischen, viskoplastischen oder schädigungsbehafteten Materialverhaltens. Darüber hinaus können Nichtlinearitäten auch durch Kontaktbedingungen oder verformungsabhängige Lasten hervorgerufen werden. Für die in dieser Arbeit untersuchten polymeren Werkstoffe sind insbesondere geometrische und materielle Nichtlinearitäten von Bedeutung. Einerseits treten große Deformationen auf, andererseits wird das Materialverhalten durch ausgeprägte Nichtlinearität sowie zeitabhängige Effekte geprägt. Die numerische Nachrechnung der Versuche erfordert daher eine nichtlineare FE Formulierung, in der sowohl die aktuelle Geometrie als auch das verwendete Stoffgesetz konsistent berücksichtigt werden.

2.4.4. Inkrementell-iterative Lösung

Zur Lösung des resultierenden nichtlinearen Gleichungssystems werden inkrementell-iterative Verfahren eingesetzt. Dabei wird die Belastung nicht in einem einzigen Schritt, sondern in Lastinkrementen aufgebracht. In ANSYS Workbench wird das Lastniveau dabei über Lastschritte und sogenannte Substeps gesteuert. Lastschritte definieren die übergeordneten Belastungsabschnitte, während Substeps die zugehörigen Zeit- bzw. Lastinkremente innerhalb dieser Abschnitte darstellen. Eine geeignete Wahl der Inkrementgröße ist wesentlich für die Konvergenz der Berechnung, da sich die iterative Lösung nur dann effizient einstellt, wenn die Startlösung hinreichend nah an der gesuchten Gleichgewichtslösung liegt. In der linearen FEM kann das entstehende Gleichungssystem direkt gelöst werden. Bei nichtlinearen Problemen kommt hingegen in der Regel das Newton-Raphson-Verfahren zum Einsatz. Dabei wird in jedem Iterationsschritt ein linearisiertes Gleichungssystem gelöst, dessen Systemmatrix die Tangentensteifigkeitsmatrix ist. Diese beschreibt die linearisierte Änderung des inneren Kraftvektors in Abhängigkeit von den Knotenverschiebungen. Die iterative Lösung zielt darauf ab, das Residuum, also das momentane Ungleichgewicht zwischen äußerem und innerem Kraftvektor, schrittweise zu minimieren, bis das Gleichgewicht innerhalb einer vorgegebenen Toleranz erreicht ist. In allgemeiner Form kann ein Newton-Schritt innerhalb eines Lastinkrements durch:

$$\mathbf{K}_{\mathrm{T}}(\mathbf{u}^{(i)})\,\Delta\mathbf{u}^{(i)} = \mathbf{r}^{(i)} = \mathbf{f}_{\mathrm{ext}}^{t+\Delta t} - \mathbf{f}_{\mathrm{int}}(\mathbf{u}^{(i)}) \tag{2.105}$$

beschrieben werden. Dabei bezeichnet $\mathbf{K}_{\mathrm{T}}(\mathbf{u}^{(i)})$ die Tangentensteifigkeitsmatrix im aktuellen Iterationszustand, $\Delta\mathbf{u}^{(i)}$ den zu bestimmenden Verschiebungskorrekturvektor und $\mathbf{r}^{(i)}$ den Residualvektor. Der äußere Kraftvektor $\mathbf{f}_{\mathrm{ext}}^{t+\Delta t}$ gibt das Lastniveau des aktuellen Inkrements vor, während der innere Kraftvektor $\mathbf{f}_{\mathrm{int}}(\mathbf{u}^{(i)})$ aus dem aktuellen Verformungs- und Spannungszustand resultiert. Nach jedem Iterationsschritt werden die Verschiebungen aktualisiert und daraus erneut Verzerrungen, Spannungen, innere Kräfte sowie die Tangentensteifigkeitsmatrix bestimmt. Dieser Ablauf wird solange wiederholt, bis das Gleichgewicht erreicht ist.

2.4.5. Bedeutung des Materialmodells für die numerische Simulation

Aus der Struktur des mechanischen Randwertproblems wird deutlich, dass das Materialmodell eine zentrale Rolle innerhalb der FEM einnimmt. Während Geometrie, Lasten und Randbedin-

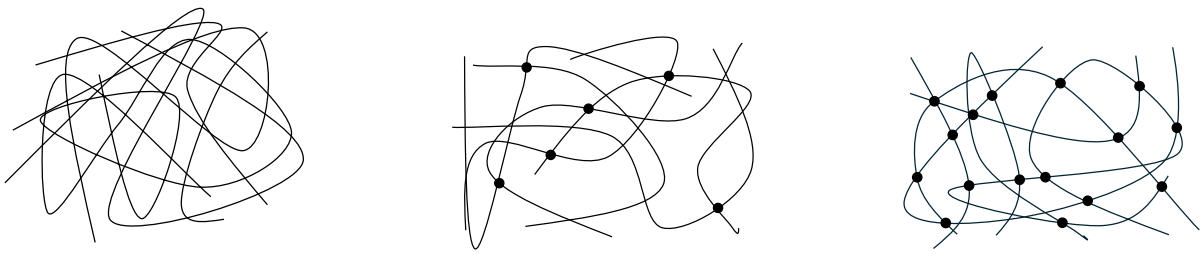
gungen die äußeren Rahmenbedingungen der Berechnung festlegen, bestimmt das Stoffgesetz die lokale Beziehung zwischen Verzerrungen und Spannungen. Die Qualität der numerischen Simulation hängt daher entscheidend von der Eignung und der Parametrisierung des verwendeten Materialmodells ab. Für polymerbasierte Werkstoffe gilt dies in besonderem Maße, da deren Verhalten häufig durch große Deformationen, ausgeprägte Nichtlinearität, Dehnratenabhängigkeit, Relaxation und Hysteresen geprägt ist. Vereinfachte Materialansätze können diese Effekte nur unzureichend erfassen und führen daher unter Umständen zu erheblichen Abweichungen zwischen experimenteller Beobachtung und numerischer Vorhersage. Die Identifikation geeigneter Materialmodelle und deren konsistente Kalibrierung bilden daher eine zentrale Rolle dieser Arbeit.

2.5. Werkstoffe

In diesem Abschnitt werden die Werkstoffe vorgestellt, die im experimentellen Teil dieser Arbeit zum Einsatz kommen. Zunächst werden die Grundlagen polymerer Werkstoffe erläutert, wobei auf deren allgemeine Eigenschaften, Besonderheiten und Klassifizierungen eingegangen wird. Darauf aufbauend folgen vertiefende Abschnitte zu den beiden im experimentellen Teil untersuchten Materialien Silikon und Polyurethan. Abschließend werden die verwendeten Fügematerialien kurz beschrieben.

2.5.1. Polymere

Polymere bestehen aus zahlreichen Polymerketten, die durch Polymerisation, Polyaddition oder Polykondensation entstehen können. Die Eigenschaften des Werkstoffs werden wesentlich durch die Struktur und den Vernetzungsgrad der Polymerketten auf makromolekularer Ebene bestimmt. In Abhängigkeit von Struktur und thermomechanischem Verhalten lassen sich Polymere in die drei Hauptgruppen Thermoplaste, Elastomere und Duroplaste einteilen. Thermoplaste bestehen aus unvernetzten oder nur schwach verzweigten Makromolekülen und sind bei Erwärmung schmelz- und umformbar. Elastomere sind weitmaschig vernetzte, amorphe Polymere mit gummielastischem Verhalten. Die Elastizität beruht im Wesentlichen auf der Entfaltung und erneuten Rückordnung der statistisch verknäulten Polymerketten unter Belastung bzw. Entlastung. Aufgrund ihrer weitmaschigen Vernetzung können Elastomere große Dehnungen aufnehmen, ohne dass ein bleibendes Fließen wie bei Thermoplasten eintritt. Duroplaste sind engmaschig dreidimensional vernetzt, nicht schmelzbar und nach der Aushärtung nicht mehr umformbar. Schematische Darstellungen der drei Polymergruppen sind in Abbildung 2.13 dargestellt. Für die vorliegende Arbeit sind insbesondere Elastomere von Bedeutung, da die unter-



(a) Thermoplast **(b)** Elastomer **(c)** Duroplast

Abbildung 2.13.: Verglich Polymere, Schematische Darstellung (vgl. [64])

suchten Silikone und das betrachtete Polyurethan dieser Werkstoffklasse zuzuordnen sind. Das

mechanische Verhalten von Polymeren ist stark temperaturabhängig. Von besonderer Bedeutung ist dabei die Glasübergangstemperatur T_g, in deren Bereich sich das Werkstoffverhalten grundlegend ändert. Unterhalb des Glasübergangs verhalten sich Elastomere im Allgemeinen steifer und energieelastisch bzw. glasartig. Oberhalb von T_g liegt eine deutlich höhere molekulare Beweglichkeit vor und das Materialverhalten ist durch entropieelastische Effekte geprägt, welche große reversible Deformationen ermöglichen. Bei Elastomeren liegt der Gebrauchsbereich typischerweise oberhalb der Glasübergangstemperatur, sodass das mechanische Verhalten maßgeblich durch entropieelastische Effekte bestimmt wird. Bei den in dieser Arbeit verwendeten Materialien liegt die Glasübergangstemperatur oft zwischen -50°C und -120°C und damit deutlich unter dem baupraktischen Bereich. Die Materialien wurden somit während der Versuche stets im entropieelastischen Zustand untersucht, was auch den realen Einbausituationen entspricht. Ein schematischer Verlauf des temperaturabhängigen Steifigkeitsverhaltens eines Polymers mit dem Bereich des Glasübergangs ist in Abbildung 2.14 dargestellt. Für weiterführende Informationen, insbesondere zu chemischen Grundlagen und polymerphysikalischen Zusammenhängen, sei auf die verwendete Literatur verwiesen [64, 51, 162, 90, 100].

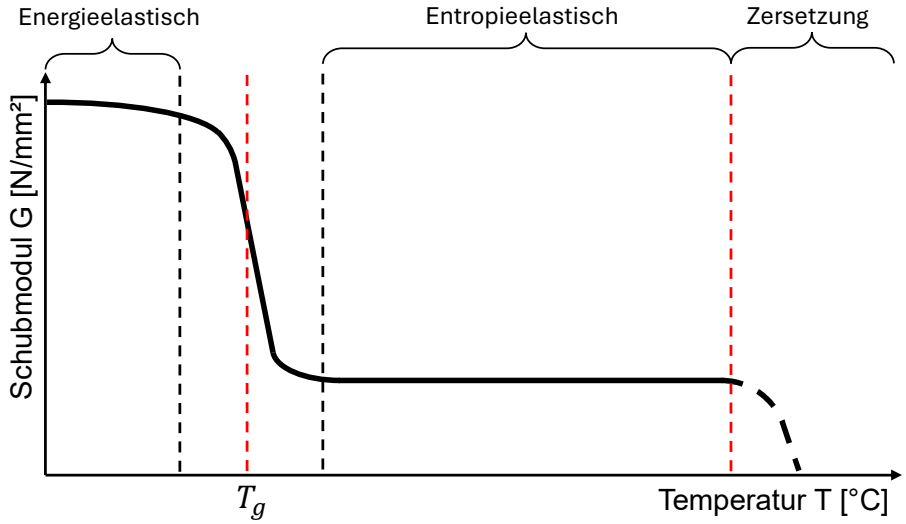


Abbildung 2.14.: Schematische Schubmodul-Temperatur-Kurve Elastomere (vgl. [100])

2.5.2. Silikone

Unter den im Bauwesen eingesetzten polymeren Kleb- und Dichtstoffen nehmen Silikone eine besondere Stellung ein. Im Gegensatz zu vielen organischen Polymeren, deren Hauptketten auf Kohlenstoffbindungen beruhen, sind Silikone durch Silicium-Sauerstoff-Bindungen der Polymerketten gekennzeichnet. Chemisch werden sie den Polysiloxanen zugeordnet. Die Siloxankette verleiht dem Werkstoff eine hohe Flexibilität und ist zugleich Grundlage für die ausgeprägte Temperatur- und Witterungsbeständigkeit dieser Werkstoffgruppe. Die für den konstruktiven Glasbau eingesetzten Silikone weisen weitmaschig vernetzte Polymerstrukturen auf und sind den Elastomeren zuzuordnen. Im Bauwesen kommen überwiegend raumtemperaturvernetzende Systeme (*Room Temperature Vulcanizing*, RTV) zum Einsatz. Diese werden je nach Produkttyp als Ein- oder Zweikomponentensysteme verarbeitet und härten durch Kondensations- oder Additionsreaktionen aus. Silikone werden im Fassaden- und Glasbau sowohl als Dichtstoffe als auch als tragende Klebstoffe eingesetzt. Von besonderer Bedeutung sind dabei Structural Sealant Glazing (SSG) Anwendungen, bei denen die Silikonfuge nicht nur eine abdichtende Funktion

übernimmt, sondern zugleich Teil des lastabtragenden Systems ist. Die Silikone dienen dabei zur Verbindung von Glas und Unterkonstruktion und verhindern somit das Herausfallen der Verglasung. Darüber hinaus sind die SSG Fugen an der Lastweiterleitung zwischen den gefügten Bauteilen beteiligt und müssen den auftretenden klimatischen, thermischen und mechanischen Beanspruchungen dauerhaft standhalten. Der Einsatz solcher Silikone ist im Bauwesen nur für speziell geprüfte und zugelassene Systeme zulässig. Für SSG-Anwendungen dürfen (in Europa) daher ausschließlich Produkte verwendet werden, die über eine entsprechende Zulassung in Form einer ETA (European Technical Assessment) verfügen. Führende Hersteller und Produkte von SSG Silikonen sind u.a. Dowsil 993 (Dow) [174], Ködiglaze S [50] und Sikasil 500 (Sika) [55]. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden hierzu die beiden SSG-Silikone Dowsil 993 und Ködiglaze S betrachtet.

2.5.2.1. Dowsil 993

Dowsil 993 ist ein neutral vernetzender zweikomponentiger Silikonkautschuk, der speziell für SSG Anwendungen entwickelt wurde. Nach Herstellerangaben weist Dowsil 993 eine hohe Beständigkeit gegenüber Witterung, UV-Strahlung, Hitze und Feuchtigkeit auf. Der Gebrauchstemperaturbereich liegt zwischen -50 °C und +150 °C. Im ausgehärteten Zustand weist Dowsil 993, laut Herstellerdatenblatt, eine Zugfestigkeit von 0.95 MPa und eine Bruchdehnung von 130 % auf. Für den Einsatz im Bauwesen liegt für Dowsil 993 die Europäische Technische Bewertung ETA 01/0005, Version 03, vor. Die ETA weist für Dowsil 993 eine Designspannung in Zug von 0.14 MPa aus [48, 174].

2.5.2.2. Ködiglaze S

Ködiglaze S ist ein zweikomponentig aushärtender Silikonkautschuk, der ebenfalls speziell für SSG Anwendungen und als Sekundärdichtstoff für Isolierglas eingesetzt wird und gute Hafteigenschaften sowie eine hohe UV Beständigkeit aufweist. Der Gebrauchstemperaturbereich liegt zwischen -40 °C und +140 °C. Für den Einsatz im Bauwesen liegt für Ködiglaze S die Europäische Technische Bewertung ETA-08/0286, Version 2 vor. In der ETA ist für Ködiglaze S eine Designspannung in Zug von 0.14 MPa angegeben [50, 85].

2.5.3. Polyurethan

Polyurethane stellen eine weitere wichtige Gruppe polymerer Kleb- und Dichtstoffe dar. Sie umfassen eine große Bandbreite an Varianten, deren Eigenschaften in hohem Maß über die Wahl der Ausgangsstoffe und den Vernetzungsgrad eingestellt werden können. Chemisch entstehen Polyurethane durch eine Polyadditionsreaktion zwischen Isocyanatgruppen und Hydroxylgruppen. Abhängig von der Funktionalität und Struktur dieser Reaktionspartner können sowohl eher steife, hochvernetzte als auch vergleichsweise flexible und hochverformbare Werkstoffe erzeugt werden. Im Bereich der Fügetechnik und des konstruktiven Klebens kommen insbesondere reaktive ein- und zweikomponentige Polyurethansysteme zum Einsatz. Über die Zusammensetzung der Komponenten lassen sich sowohl die Verarbeitungsbedingungen, als auch die Eigenschaften des ausgehärteten Werkstoffs gezielt beeinflussen. Hierzu zählen insbesondere Festigkeit, Steifigkeit, Dehnfähigkeit sowie die Beständigkeit gegenüber chemischen und klimatischen Einwirkungen. Je nach Auslegung können Polyurethane daher Werkstoffverhalten aufweisen, die von eher duroplastisch geprägten bis hin zu elastomeren Materialantworten reichen. Im Vergleich zu Silikonen weisen Polyurethane in vielen Fällen höhere Festigkeiten bei weiterhin guter Verarbeitbarkeit auf. Gleichzeitig können sie, abhängig von der Formulierung, ebenfalls erhebliche Dehnungen aufnehmen. Im Bauwesen sowie im Schienenfahrzeugbau, werden Polyurethane

insbesondere dort eingesetzt, wo eine hohe Festigkeit, gute Haftung auf unterschiedlichen Substraten und eine vergleichsweise flexible Materialantwort gefordert sind. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass Polyurethane im Vergleich zu Silikonen in der Regel eine geringere Beständigkeit gegenüber langzeitiger UV-Belastung aufweisen. Unter dauerhafter Bewitterung kann dies zu einer Veränderung der Materialeigenschaften bis hin zu Versprödungserscheinungen führen. Für Anwendungen mit direkter und langfristiger Exposition gegenüber Sonnenstrahlung ist dieser Aspekt daher von besonderer Bedeutung. In Bereichen, in denen eine solche UV-Belastung nicht oder nur in begrenztem Umfang auftritt, stellen Polyurethane hingegen eine leistungsfähige Alternative zu Silikonen dar. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird als Vergleich zu den Silikonklebstoffen der Polyurethan Klebstoff Sikaflex 668 untersucht.

2.5.3.1. Sikaflex 668

Das Polyurethan Sikaflex 668 ist ein einkomponentiges, feuchtigkeitshärtendes Klebstoffsystem. Das Produkt wurde für Anwendungen im Schienenfahrzeugbau entwickelt und eignet sich für Montageverklebungen sowie für die Direktverglasung. Darüber hinaus wird es auch im Nutzfahrzeugbau eingesetzt. Neben der guten Verarbeitbarkeit weist der Klebstoff eine hohe Witterungsbeständigkeit sowie eine Beständigkeit gegenüber einer Vielzahl von Reinigungsmitteln auf, sodass er sich auch für Außenfugen eignet. Die Aushärtung erfolgt durch Reaktion mit Luftfeuchtigkeit. Bei niedrigen Temperaturen verläuft die Vernetzungsreaktion aufgrund des geringeren Feuchtigkeitsgehalts der Luft langsamer. Die Haftflächen müssen sauber, trocken und frei von Fett, Öl, Staub und sonstigen Verunreinigungen sein. Laut Datenblatt weist Sikaflex 668 eine Zugfestigkeit von 8 MPa und eine Reißdehnung von 500 % auf. Der Einsatztemperaturbereich wird mit -50 bis 90 °C angegeben. Damit zeigt der Werkstoff im Vergleich zu den untersuchten Silikonen ein deutlich höheres Festigkeitsniveau bei weiterhin hoher Verformbarkeit [102, 103].

2.5.4. Fügematerialien

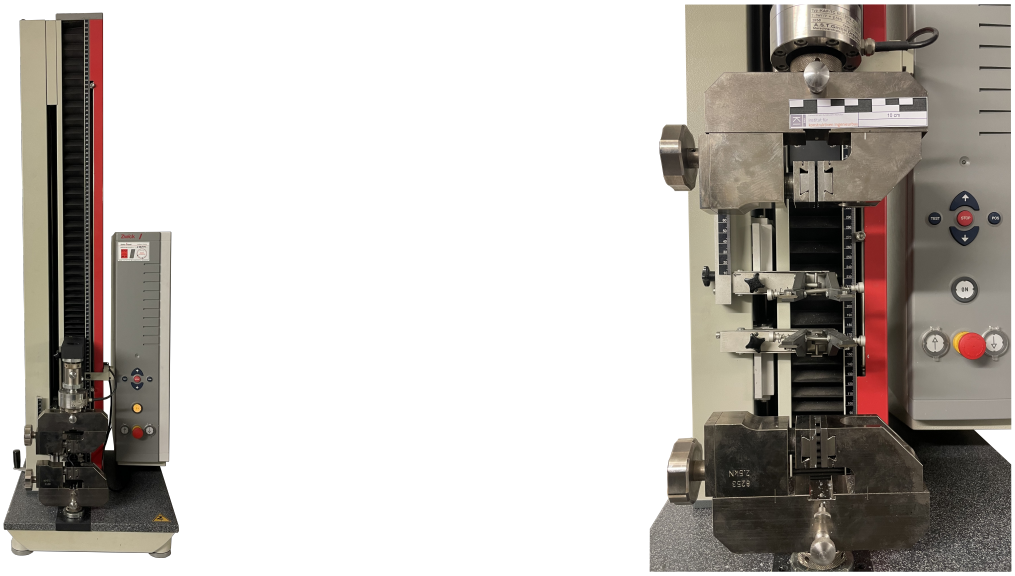
Neben den untersuchten polymeren Werkstoffen kamen in den Großbauteilversuchen auch Edelstahl und Glas als Fügematerialien zum Einsatz. Als Edelstahlsubstrat wurde nichtrostender austenitischer Stahl der Werkstoffnummer 1.4301 in Form von 10 mm dicken Flacherzeugnissen verwendet. Die Werkstoffbezeichnung und Kategorisierung richtet sich nach DIN EN 10088-1 und DIN EN 10088-2 [1, 2]. Als weiterer Fügepartner wurden Glasscheiben aus teilvorgespanntem Glas (TVG) verwendet, welches nach DIN EN 1863-1 geregelt ist [3]. Weiterführende Grundlagen zum Werkstoff Glas, zu dessen mechanischem Verhalten sowie zur konstruktiven Anwendung im Glasbau können der Literatur entnommen werden [164, 159]. Für eine Zusammenfassung der Fügetechnik im konstruktiven Glasbau mit einer Übersicht zu Strukturklebstoffen, Fügematerialien und Qualitätsanforderungen sei auf [161] und [180] verwiesen.

2.6. Versuchseinrichtungen

Im Folgenden werden die Versuchseinrichtungen beschrieben, welche im experimentellen Teil dieser Arbeit verwendet werden.

2.6.1. Universalprüfmaschine

Für die uniaxialen Versuche wurde eine Einsäulen-Universalprüfmaschine vom Typ Z2.5 zwickiLine der Firma ZwickRoell verwendet (siehe Abbildung 2.15). Sie ist für maximale Kräfte bis 2.5 kN und Prüfgeschwindigkeiten zwischen 0.001 mm/min und 800 mm/min ausgelegt. [104]



(a) **(b)**

Abbildung 2.15.: Universalprüfmaschine zwickiLine Z2.5 (ZwickRoell)

2.6.1.1. Mechanische Klemmen

Die Proben werden zwischen zwei symmetrisch schließenden Schraubklemmen eingespannt, die einseitig betätigt werden (siehe Abbildung 2.16 (a)). Sie ermöglichen Prüflasten bis 2.5 kN für Probekörper mit einer Mindestanfangslänge L_0 von 5 mm.

2.6.1.2. Kraftaufnehmer

Zur Erfassung der wirkenden Kräfte wird eine Kraftmessdose der Firma A.S.T GmbH eingesetzt, welche die mechanische Größe „Kraft“ in eine elektrische Spannung umwandelt. Sie besteht aus einem Verformungskörper, auf den Dehnungsmessstreifen aufgebracht sind (siehe Abbildung 2.16 (b)). Diese bilden gemeinsam eine Messbrücke, deren Ausgangsspannung proportional zur angreifenden Kraft ist und mit der Belastungsrichtung das Vorzeichen wechselt. Die verwendete Kraftmessdose besitzt eine Nennkraft von 2.5 kN.

2.6.1.3. Langwegaufnehmer (Extensometer)

Die Dehnungsmessung und Steuerung erfolgt mit Langwegaufnehmern (siehe Abbildung 2.16 (c)), welche die Längenänderung zwischen zwei definierten Punkten am Probekörper erfassen.

Das System basiert auf einer Präzisionsführung mit zwei messenden Schlitten, die über Gegengewichte ausbalanciert und nahezu reibungsfrei gelagert sind. Dadurch wird die Probenbewegung mit minimaler Zusatzkraft aufgenommen, was Messfehler reduziert.



(a) Klemmen **(b)** Kraftaufnehmer **(c)** Extensometer

Abbildung 2.16.: Extensometer, Kraftaufnehmer und mechanische Klemmen zwickiLine Z2.5

2.6.2. Digitale Bildkorrelation

Die digitale Bildkorrelation (Digital Image Correlation, DIC) ist eine optische Messmethode zur präzisen Erfassung von Deformationen und Verschiebungen auf der Oberfläche von Proben oder Bauteilen. Sie basiert auf der Triangulation, bei der die Position eines Punktes durch gleichzeitige Aufnahmen aus mindestens zwei Blickwinkeln bestimmt wird. Die Methode ermöglicht 2D- und 3D-Analysen und eignet sich für statische sowie dynamische Belastungen. Durch das Tracking zufällig verteilter Musterpunkte (Facetten) auf der Objektoberfläche kann die Verschiebung jedes Punktes berechnet werden. Dadurch lassen sich Verzerrungen und Oberflächenveränderungen detailliert analysieren. Werden Bilder über einen Zeitraum aufgenommen, können Verschiebungen, Geschwindigkeiten und Beschleunigungen in 2D oder 3D ermittelt werden. Die Analyse lokaler Verschiebungen ermöglicht zudem die Berechnung von Verzerrungswerten und Verzerrungsraten. Die resultierenden Messdaten bestehen aus Tausenden von 2D- oder 3D-Koordinaten und erlauben eine detaillierte Charakterisierung des Materialverhaltens. Für die Anwendung der DIC-Methode wird die Oberfläche des Messobjekts zunächst mit einem zufälligen Muster (z. B. Specklemuster) versehen, das sich synchron zur Probenoberfläche bewegt. Nach der Kalibrierung des Systems und der Aufnahme von Referenzbildern wird das Messfeld definiert. Die aufgenommenen Bilder werden in eine Matrix aus Facetten unterteilt, deren Grauwertverteilung zur Identifikation und Berechnung exakter 3D-Koordinaten genutzt wird. Durch Triangulation der korrespondierenden Punkte entstehen hochpräzise Messdaten im Subpixelbereich, aus denen sich Verschiebungen, Geschwindigkeiten und Beschleunigungen über den Zeitverlauf berechnen lassen. Ein lokaler Verzerrungstensor ermöglicht die Bestimmung von Verzerrungen in X- und Y-Richtung sowie deren zeitlichen Ableitungen. [82]
Im Rahmen dieser Arbeit wurden die modular erweiterbaren Kamerasysteme ARAMIS Adjustable 12M und 24M von Carl Zeiss IQS Deutschland GmbH mit jeweils zwei Kameras zur digitalen Bildkorrelation genutzt. Mit der zugehörigen Software können Messungen live oder nachträglich ausgewertet und technische sowie wahre Verzerrungen auf der Oberfläche analy-

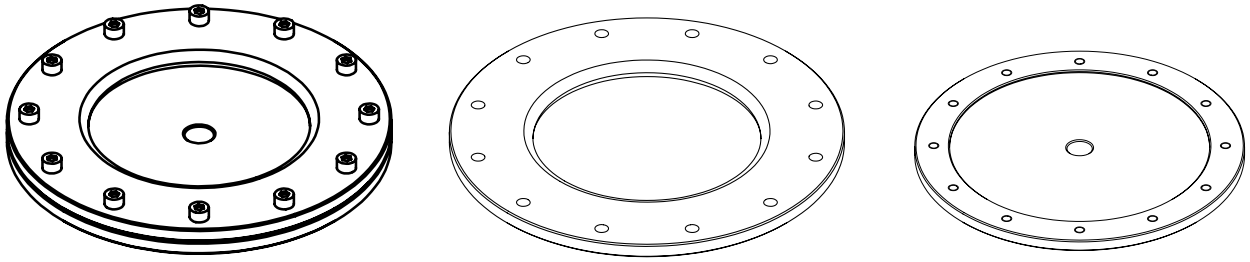


Abbildung 2.17.: ARAMIS Adjustable

siert werden. Zudem lassen sich geometrische Formen definieren und konstruieren, beispielsweise eine $Fitting - Kugel$, die den gleichen Radius wie eine gekrümmte Oberfläche besitzt.

2.6.3. Bulge-Test

Der in dieser Arbeit verwendete Bulge-Test ist eine Prüfmaschine, die dazu dient, kreisrunde Probekörperfelle aufzublasen, um einen äquibiaxialen Spannungszustand zu erzeugen, der bei Bedarf bis zum Versagen gesteigert werden kann. Abweichend von der DIN EN ISO 16808 [9] erfolgt das Aufblasen der Probekörper nicht mittels Flüssigkeit, sondern durch Luftdruck. Da für Polymere keine normativen Vorgaben für den Bulge-Test existieren, werden im Folgenden der Aufbau und die Funktionsweise der verwendeten Prüfeinrichtung erläutert. Ein Vergleich zu anderen äquibiaxialen Prüfständen kann [23] entnommen werden.



(a) Druckkammer **(b)** Klemmring **(c)** Grundplatte

Abbildung 2.18.: Bulge-Test Ansichten, Gewo Feinmechanik GmbH

Das zentrale Element des Bulge-Tests bildet die Druckkammer, die aus einer Grundplatte und einem Klemmring besteht. Zwischen diesen beiden Komponenten können Probekörperfelle mit einem Durchmesser von 205 mm eingespannt werden. Die Fixierung erfolgt über 12 M8-Schrauben, die durch den Klemmring in die Grundplatte verschraubt werden. Der innere Durchmesser des Klemmrings, innerhalb dessen der Probekörper aufgeblasen wird, beträgt 150 mm.
Zur Optimierung der Einspannung verfügt der Klemmring an seiner Unterseite über eine Verzahnung, die den Anpressdruck erhöht und ein Herausrutschen des Probekörpers während des Versuchs verhindert. Zudem besitzt die Innenkante des Klemmrings einen Abrundungsradius von 6 mm, um mechanische Beschädigungen des Probekörpers durch die Einspannung zu vermeiden.

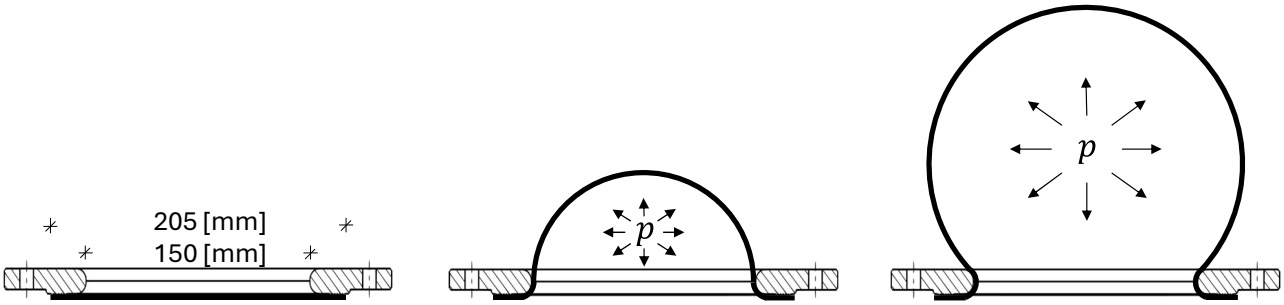


Abbildung 2.19.: Bulge-Test Querschnitt Druckkammer

In der Mitte der Grundplatte befindet sich ein 20 mm großer Durchlass, über den die Druckluft zum Aufblasen der Probekörper eingeleitet wird. Die Druckkammer ist über einen angeschlossenen Druckluftschlauch mit der Steuereinheit sowie weiteren Komponenten verbunden und für Drucke bis zu 10 bar ausgelegt. Der Druck wird mit einer Abtastrate von 10 Hz erfasst und als Analogsignal ausgegeben, das direkt ins DIC-System eingespeist werden kann. Die Versuchsparameter sind flexibel einstellbar und ermöglichen unterschiedliche Belastungsszenarien, darunter:

- Biaxiale Zugversuche mit variablen Drucksteigerungsraten
- Kriechversuche mit individuell wählbaren Haltedrücken und Haltezeiten

Es ist jedoch nicht möglich, negative Drücke zu erzeugen. Der Bulge-Test wurde auf Bestellung von der der Firma Gewo Feinmechanik GmbH hergestellt. Bilder vom aufgebauten Versuchsstand sind in Abbildung 2.20 dargestellt.

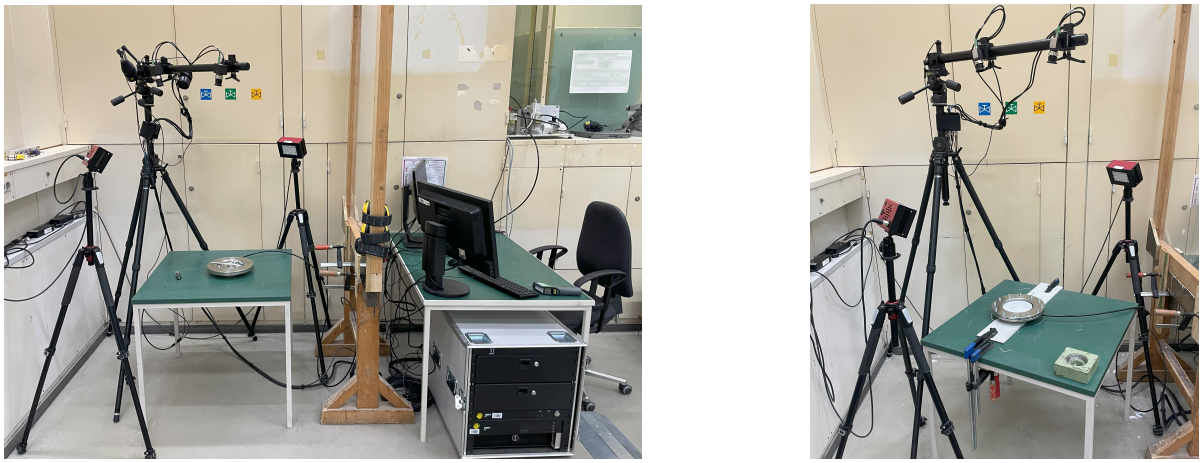


Abbildung 2.20.: Versuchsstand Bulge-Test

2.6.4. Elektromechanischer Prüfzylinder

Für die Bauteilversuche wurde eine Elektromechanischer Prüfzylinder vom Typ Z020 der Firma ZwickRoell verwendet (siehe Abbildung 2.21). Dieser ist für maximale Kräfte bis 20 kN, Prüfgeschwindigkeiten zwischen 0.001 mm/min und 7500 mm/min und einem maximalen Hub von 400 mm ausgelegt. Der Einsatz ist für Umgebungstemperaturen von +10 °C bis +35 °C ausgelegt.



Abbildung 2.21.: 20 kN Prüfzylinder 400 mm (ZwickRoell)

2.6.4.1. Kraftaufnehmer 20 kN

Zusammen mit dem elektromechanischen Prüfzylinder (siehe: 2.6.4) wird eine 20 kN Kraftmessdose für die Bauteilversuche verwendet (siehe Abbildung 2.22 (a)). Die Funktionsweise dieses Kraftaufnehmers ist identisch zu der des Kraftaufnehmers für die uniaxialen Versuche (siehe: 2.6.1.2), mit dem Unterschied, dass diese von der Firma ZwickRoell hergestellt wurde und eine Nennkraft von 20 kN aufweist.



(a) Kraftmessdose 20 kN Xforce K **(b)** Induktiver Wegaufnehmer

Abbildung 2.22.: 20 kN Kraftmessdose (ZwickRoell) und Induktiver Wegaufnehmer

2.6.5. Induktive Standard-Wegaufnehmer

Die in dieser Arbeit bei den Bauteilversuchen eingesetzten induktiven Wegaufnehmer mit Tastspitze (Typ WA/50mm) des Herstellers Hottinger Brüel & Kjaer GmbH (HBM) (Siehe Abbildung 2.22 (b)) dienen der präzisen Messung linearer Wegstrecken. Sie basieren auf dem Prinzip der Induktion. Im Inneren des Sensors befindet sich ein Spulensystem, bestehend aus einer Primärspule und mindestens zwei Sekundärspulen, in deren Zentrum sich ein beweglicher ferromagnetischer Kern befindet. Dieser ist in Form einer Schubstange ausgeführt und überträgt die Bewegung des Messobjekts auf das Spulensystem. Durch eine innenliegende Feder werden die benötigten Rückstellkräfte erzeugt. Die durch die Kernverschiebung verursachte Änderung der Induktivität wird in ein elektrisches Messsignal umgesetzt. Dieses Signal wird in einem HBM-Messmodul verstärkt, demoduliert und digitalisiert, bevor es in der Datenerfassungssoftware catman aufgezeichnet, angezeigt und ausgewertet wird. [172, 95, 84]

2.6.6. Randbedingungen

Temperatur und relative Luftfeuchtigkeit können das mechanische Verhalten der Probekörper beeinflussen und mussten daher sowohl während der Konditionierung als auch während der

Versuche genau geregelt und überwacht werden. Hierfür wurden ein Klimaschrank, ein Klimacontainer sowie ein Multi-Datenlogger eingesetzt.

2.6.6.1. Klimaschrank

Zur Konditionierung und gegebenenfalls kontrollierten Aushärtung der Probekörper wurde der Klimaschrank MKF 720 der Firma Binder GmbH verwendet. Dieses Gerät ermöglicht eine präzise Einstellung der Temperatur im Bereich von -40 °C bis 180 °C sowie der relativen Luftfeuchtigkeit zwischen 10 % und 98 %.

2.6.6.2. Klimacontainer

Die uniaxialen Versuche wurden in einem 40-Fuß-Seecontainer durchgeführt, welcher mit einem Klimaaggregat ausgestattet ist. Der Container kann auf Temperaturen von 10 bis 50 °C eingestellt werden. Die Genauigkeit des Klimacontainers ist mit ±1 °C angegeben.

2.6.6.3. Multi-Datenlogger

Die Temperatur und relative Luftfeuchtigkeit wurden während der Versuche kontinuierlich mit dem Datenlogger DL-210TH von Voltcraft aufgezeichnet. Der Datenlogger deckt einen Temperaturbereich von -30 bis 60 °C und eine rel. Luftfeuchtigkeit von 0 bis 100 % mit einer Abtastrate zwischen 60 Sekunden und 24 Stunden mit einer Auflösung von jeweils 0.1 °C bzw. % ab. Die Genauigkeit der Messung beträgt für die Temperatur ±0.5 °C und für die rel. Luftfeuchtigkeit ±3.5 %.



(a) Binder Klimaofen **(b)** Klimacontainer **(c)** Voltcraft DL-210TH

Abbildung 2.23.: Klimaofen, Klimacontainer und Multi-Datenlogger

2.7. Probekörperfertigung

Zur Herstellung der uniaxialen und Bulge-Test-Probekörper für diese Arbeit wurden zunächst 2–3 mm dicke Felle aus den verschiedenen Klebstoffen angefertigt [87]. Vor der Fertigung wurde das Mischungsverhältnis der beider Komponenten mithilfe eines sogenannten Butterfly-Tests überprüft (vgl. [13]). Zur Fertigung wurde eine mind. 10 mm starke Glasscheibe mit einer Polyethylen-(PE)-Folie bedeckt und anschließend der Klebstoff mittig auf die PE-Folie aufgetragen. Danach wurden Abstandshalter in den Ecken der PE-Folie platziert, bevor eine zweite, ebenfalls mit PE-Folie bedeckte mind. 10 mm starke Glasscheibe daraufgelegt wurde. Die beiden Glasscheiben wurden so weit zusammengepresst und mit Schraubzwingen fixiert, bis der Abstand zwischen ihnen den durch die Abstandshalter vorgegebenen Wert erreicht hatte. Während dieses Vorgangs verteilte sich der Klebstoff gleichmäßig entlang der PE-Folie zwischen den Glasscheiben. Durch die definierte Schichtdicke und den Druck der Glasscheiben entstand ein nahezu planparalleles, rundliches Klebstoff-Fell. Nach dem Anziehen des Klebstoffs konnten die Glasscheiben entfernt werden, sodass die Felle weiter aushärten konnten. Die Herstellung der Felle wurde teils vom jeweiligen Hersteller, teils in Eigenregie durchgeführt. Da das Verfahren in beiden Fällen identisch war, sind keine Qualitätsunterschiede zu erwarten.



(a) Auftragen von Klebstoff **(b)** Zusammenpressen **(c)** Fixieren

Abbildung 2.24.: Fertigungsprozess Probekörperfelle

2.7.1. Stanzmaschine

Zur Herstellung der Probekörper wurde eine mechanische Stanzmaschine der Firma STAR Cutting Technology verwendet. Mithilfe von entsprechenden Schablonen wurden die benötigten Proben präzise aus den Fellen gestanzt (siehe Abbildung 2.25(a)). Die Dicke der Probekörper ist fertigungsbedingt durch die Dicke der Probekörperfelle vorgegeben und ist kleinen Variationen unterworfen (Dicken zwischen 2 - 3 mm). Die genaue Dicke wurde vor den Versuchen mit einem digitalen Messschieber an mehreren Stellen der Probekörper ausgemessen.

2.7.2. Uniaxiale Probekörper

Für die uniaxialen Versuche wurden Schulterproben des Probekörpertyps 5 A gemäß DIN EN ISO 527-2 [10] verwendet. Diese Proben haben eine Breite von 4 mm und eine Länge von 20 mm im verjüngten Bereich. Die Gesamtlänge der Schulterproben beträgt 75 mm inkl. der Schultern für die Einspannung (siehe Abbildung 2.25(b)).



(a) Stanzmaschine **(b)** Uniaxiale Proben **(c)** Bulge-Test Schablone

Abbildung 2.25.: Stanzmaschine und Probekörper

2.7.3. Bulge-Test Probekörper

Die Probekörper für den Bulge-Test sind kreisförmig und haben einen Durchmesser von 205 mm (siehe Abbildung 2.25(c)).

2.7.4. Konditionierung

Alle Probekörper der Materialversuche (Uniaxial- und Biaxialversuche) wurden mindestens 28 Tage ausgehärtet und anschließend für mindestens 48 Stunden vor der Versuchsdurchführung bei 20 °C und 50 % relativer Luftfeuchtigkeit im Klimaschrank (2.6.6.1) konditioniert. Die geklebten Probekörper der Großbauteilversuche wurden ebenfalls für mindestens 28 Tage abgelüftet und ausgehärtet, jedoch war hierbei eine Konditionierung im Klimaschrank aufgrund der Probekörperabmessungen nicht möglich.

3. Materialversuche

Die experimentellen Untersuchungen umfassen verschiedene uniaxiale Versuche sowie Bulge-Tests (die einen äquibiaxialen Spannungszustand erzeugen). Ziel dieser Versuche ist nicht in erster Linie die detaillierte Beschreibung einzelner Spannungs-Verzerrungs-Kurven, sondern die Ermittlung repräsentativer Materialkennwerte. Hierzu werden die Ergebnisse mehrerer Probekörper ausgewertet und in Form von Mittelwerten sowie den zugehörigen Standardabweichungen zusammengeführt. Die auf diese Weise bestimmten Mittelwertkurven der unterschiedlichen Versuchsarten dienen gemeinsam als Grundlage für die Kalibrierung eines numerischen Materialmodells. Auf diese Weise wird eine möglichst umfassende Charakterisierung des Polymerverhaltens unter verschiedenen Spannungszuständen ermöglicht. Durch die Wahl von uniaxialen und biaxialen Versuchen mit großen Deformationen wird ein möglichst breiter Bereich der Invariantenebene abgedeckt (siehe Abschnitt 2.3). Alle Materialversuche wurde für beide untersuchten Silikone (Dowsil 993 und Ködiglaze S) sowie für das Polyurethan (Sikaflex 668) durchgeführt (siehe Abschnitte 2.5.2 und 2.5.3).

3.1. Uniaxiale Versuche

Die uniaxialen Materialversuche umfassen Zugversuche bis zum Versagen, zyklische Versuche sowie Relaxationsversuche. Zunächst werden die den Untersuchungen zugrunde liegenden Versuchsvorschriften sowie die Versuchsdurchführung beschrieben. Daran anschließend erfolgt die Darstellung und Auswertung der Ergebnisse, getrennt nach Versuchsart und unter vergleichender Betrachtung der untersuchten Materialien. Sämtliche uniaxialen Versuche wurden an Schulterproben durchgeführt (siehe Abschnitt 2.7.2). Die Messung der Deformation sowie die Regelung der Beanspruchung erfolgten mithilfe von Langwegaufnehmern (siehe Abschnitt 2.6.1.3) bei einer Einspannlänge von 12 mm. Die Versuche wurden weggeregelt durchgeführt, wobei sich sowohl die Regelung als auch die Messwerterfassung auf den homogenen Bereich der Schulterproben bezogen.

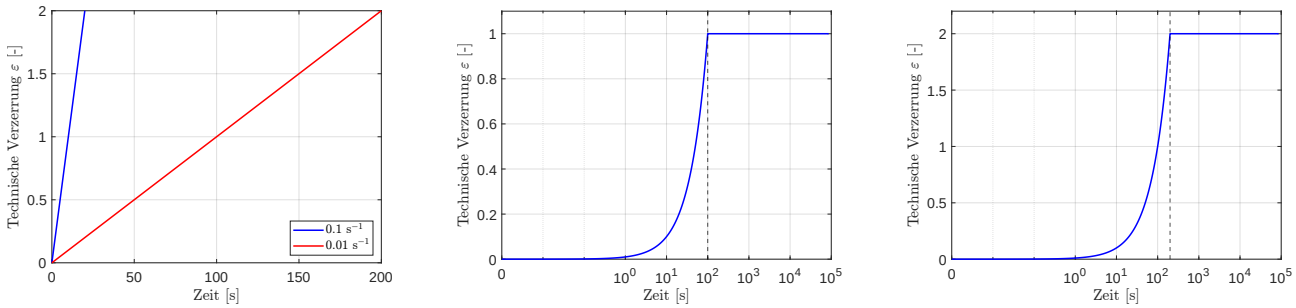
3.1.1. Versuchsdurchführung

Tabelle 3.1 enthält die Anzahl der Probekörper, die für die jeweiligen uniaxialen Versuchsreihen zur Bestimmung von Mittelwerten und Standardabweichungen herangezogen wurden. Darüber hinaus sind die für die einzelnen Versuche vorgegebenen technischen Verzerrungsraten aufgeführt. Die Zugversuche wurden mit zwei konstanten technischen Verzerrungsraten bis zum Versagen durchgeführt (siehe Abbildung 3.1 (a)). Die zyklischen Versuche wurden ebenfalls bei zwei technischen Verzerrungsraten durchgeführt, wobei die jeweils vorgegebene Verzerrungsrate sowohl während der Belastung als auch während der Entlastung eingehalten wurde. Bei den beiden Silikonen wurden die Schulterproben innerhalb eines Zyklus bis zu einer Verzerrung von 150 % belastet und anschließend vollständig entlastet (siehe Abbildung 3.2 (a) und (b)). Beim Polyurethan erfolgte die Belastung, aufgrund der wesentlich höheren Verformbarkeit, bis zu einer maximalen Verzerrung von 300 %, gefolgt von einer vollständigen Entlastung (siehe Abbildung 3.3 (a) und (b)). Für alle Materialien und beide Verzerrungsraten wurden jeweils vier Zyklen durchgeführt. Die Relaxationsversuche wurden zunächst mit der jeweils vorgegebenen

Verzerrungsrate bis zum Haltepunkt gefahren. Für die beiden Silikone wurde dabei eine Verzerrung von 100 % eingestellt, für das Polyurethan eine Verzerrung von 200 %. Nach Erreichen dieses Verzerrungsniveaus wurde die Verzerrung über einen Zeitraum von 24 Stunden konstant gehalten (siehe Abbildung 3.1 (b) und (c)).

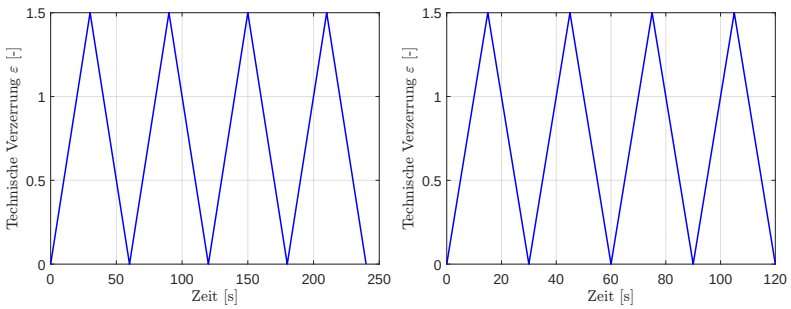
Tabelle 3.1.: Anzahl Probekörper uniaxiale Versuche

Versuch	**Verzerrungsrate s^{-1}**	**Dowsil 993**	**Ködiglaze S**	**Sikaflex 668**
Zug	0.1	12	27	12
Zug	0.01	12	12	10
Zyklen 4x	0.1	10	17	14
Zyklen 4x	0.05	12	18	13
Relaxation 24h	0.01	7	7	7



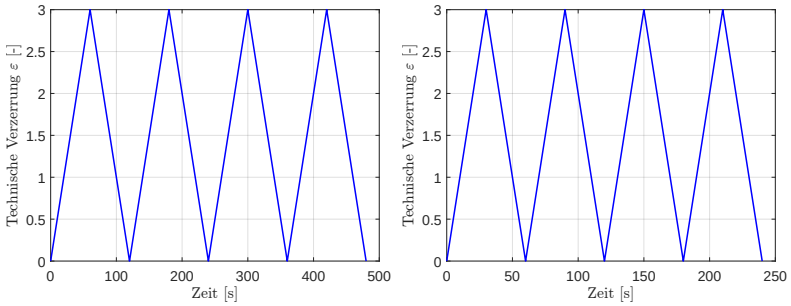
(a) Zugversuche **(b)** Relaxation Silikone **(c)** Relaxation Polyurethan

Abbildung 3.1.: Prüfvorschriften Zug- und Relaxationsversuche, Uniaxial



(a) Zyklen 0.05 s^{-1} **(b)** Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 3.2.: Prüfvorschriften zyklische Versuche Silikone, Uniaxial



(a) Zyklen 0.05 s^{-1} **(b)** Zyklen 0.1 s^{-1}

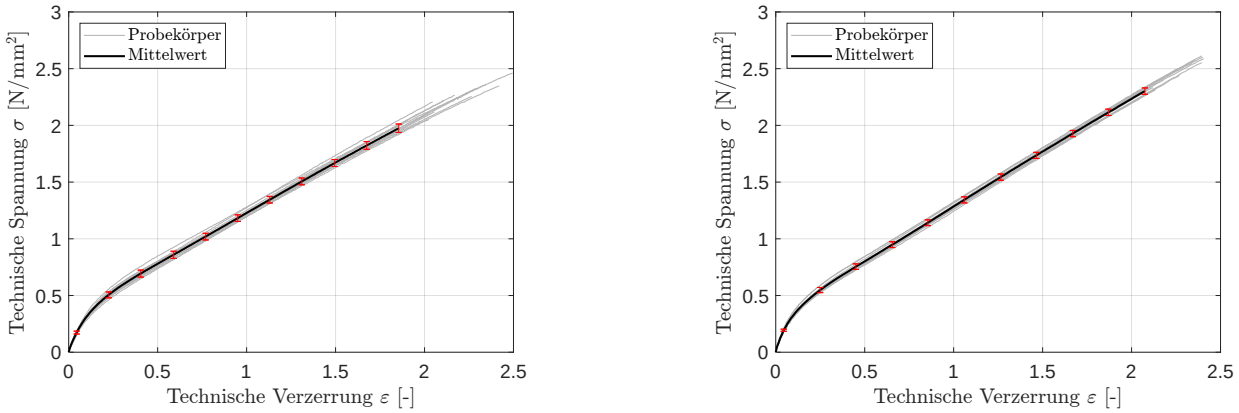
Abbildung 3.3.: Prüfvorschriften zyklische Versuche Polyurethan, Uniaxial

3.1.2. Versuchsauswertung

Im Folgenden werden die verschiedenen uniaxialen Versuche getrennt nach Versuchsart ausgewertet und dargestellt. Alle Ergebnisse werden als technische Werte angegeben, also technische Spannung und technische Verzerrung.

3.1.2.1. Zugversuche

Die Ergebnisse der uniaxialen Zugversuche sind in den Abbildungen 3.4 bis 3.8 dargestellt. Gezeigt sind jeweils die Spannungs-Verzerrungs-Kurven der Einzelversuche, die daraus ermittelten Mittelwertkurven sowie die zugehörigen Standardabweichungen und Versagenspunkte. Die Auswertung erfolgt nachfolgend zunächst materialbezogen und anschließend vergleichend.



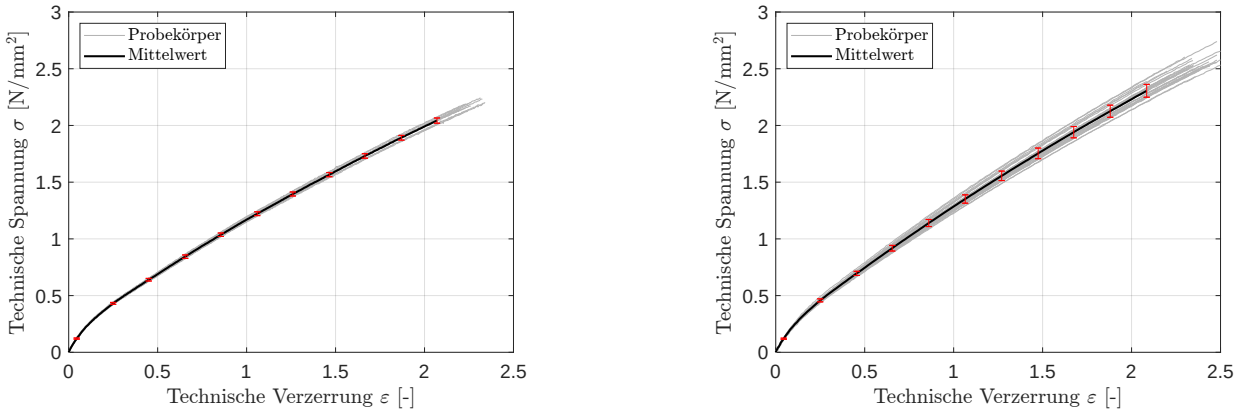
(a) Verzerrungsrate 0.01 s^{-1} **(b)** Verzerrungsrate 0.1 s^{-1}

Abbildung 3.4.: Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch, Dowsil 993

Dowsil 993 Die Ergebnisse der Zugversuche an Dowsil 993 sind in Abbildung 3.4 dargestellt. Beide Verzerrungsraten weisen einen sehr ähnlichen Kurvenverlauf auf. Charakteristisch ist eine hohe Anfangssteifigkeit bis zu einer Verzerrung von etwa $\varepsilon = 0.2$. Anschließend nimmt die Steifigkeit deutlich ab, bevor ab etwa $\varepsilon = 0.5$ wieder ein annähernd linearer Spannungsanstieg mit zunehmender Verzerrung zu beobachten ist. Ein Einfluss der Verzerrungsrate ist nur schwach ausgeprägt. Die höhere Verzerrungsrate führt über weite Bereiche zu einem geringfügig erhöhten Spannungsniveau und damit zu einer etwas steiferen Materialantwort, was auch im Vergleichsdiagramm in Abbildung 3.6 (a) erkennbar ist. Die Einzelkurven weisen insgesamt nur eine geringe Streuung auf. Lediglich im Bereich des Versagens zeigt sich eine leicht

erhöhte Streuung der Messwerte ($SD_{max} = 0.046$). Auch aus den Versagenspunkten wird die nur schwach ausgeprägte Verzerrungsratenabhängigkeit deutlich (Abbildung 3.6 (b)). Die technischen Versagensspannungen liegen im Bereich zwischen 2.0 und 2.6 $\mathrm{N/mm^2}$, die technischen Versagensverzerrungen zwischen $\varepsilon = 1.9$ und $\varepsilon = 2.5$.

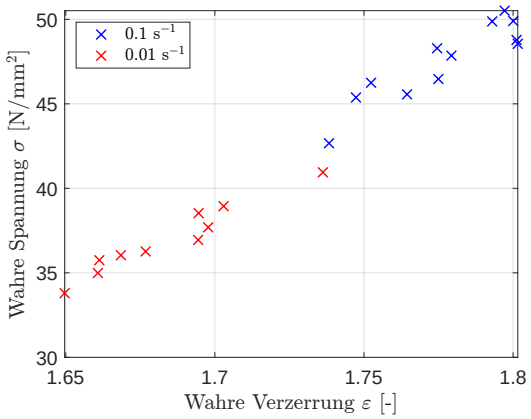
Ködiglaze S Ein qualitativ ähnliches Verhalten zeigt auch das zweite Silikon Ködiglaze S (Abbildung 3.5). Im Vergleich zu Dowsil 993 fällt die Materialantwort zu Beginn der Belastung etwas weicher aus. Gleichzeitig ist die Abnahme der Steifigkeit bei kleinen Verzerrungen deutlich weniger ausgeprägt, sodass die Spannungs-Verzerrungs-Kurven insgesamt einen annähernd gleichmäßigeren, über weite Bereiche nahezu linearen Verlauf zeigen. Auch bei Ködiglaze S ist die Streuung zwischen den einzelnen Probekörpern gering ($SD_{max} = 0.078$). Dies gilt ebenfalls für die Versuchsreihe mit einer Verzerrungsrate von 0.1 $\mathrm{s^{-1}}$, bei der insgesamt 27 Probekörper untersucht wurden. Trotz der großen Anzahl an Versuchen ist keine nennenswerte Zunahme der Streuung zu erkennen. Eine Verzerrungsratenabhängigkeit ist auch bei diesem Material nur in geringem Umfang vorhanden, fällt jedoch etwas deutlicher aus als bei Dowsil 993. Dies wird insbesondere anhand der Versagenspunkte in Abbildung 3.6 (b) sichtbar. Für die Verzerrungsrate von 0.01 $\mathrm{s^{-1}}$ liegen die technischen Versagensverzerrungen zwischen $\varepsilon = 2.1$ und $\varepsilon = 2.4$, während die zugehörigen Versagensspannungen Werte zwischen 2.0 und 2.3 $\mathrm{N/mm^2}$ erreichen. Bei einer Verzerrungsrate von 0.1 $\mathrm{s^{-1}}$ liegen die Versagensverzerrungen zwischen $\varepsilon = 2.1$ und $\varepsilon = 2.6$ und die technischen Versagensspannungen zwischen 2.3 und 2.7 $\mathrm{N/mm^2}$.



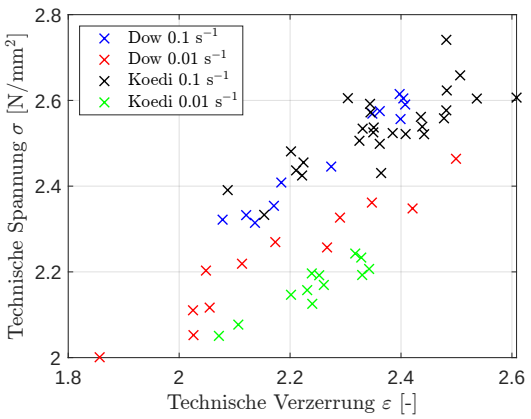
(a) Verzerrungsrate 0.01 s^{-1} **(b)** Verzerrungsrate 0.1 s^{-1}

Abbildung 3.5.: Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch, Ködiglaze S

Vergleich der Silikone Insgesamt liegen die Ergebnisse beider Silikone bei beiden Verzerrungsraten in einem vergleichsweise engen Bereich. Insbesondere bei der höheren Verzerrungsrate von 0.1 $\mathrm{s^{-1}}$ sind abgesehen vom Anfangsbereich nur geringe Unterschiede im Kurvenverlauf sowie in den Versagenspunkten festzustellen (Abbildung 3.6). Beide Materialien zeigen damit ein insgesamt ähnliches Zugverhalten, unterscheiden sich jedoch in der Ausprägung des Anfangsbereichs und in der Stärke der Verzerrungsratenabhängigkeit.



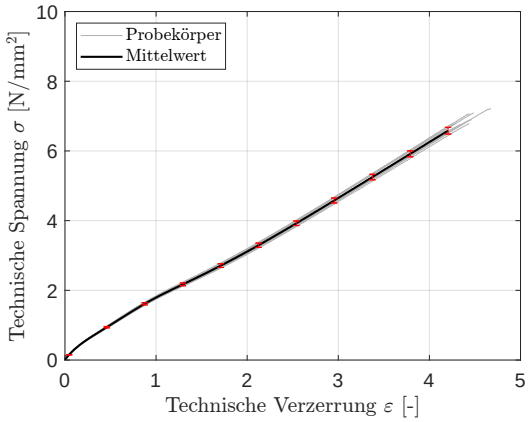
(a) Vergleich Silikone und Verzerrungsraten



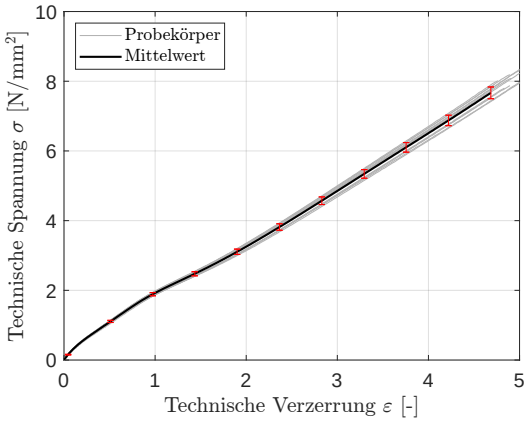
(b) Versagenspunkte

Abbildung 3.6.: Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch Vergleich Silikone

Sikaflex 668 Die Ergebnisse des Polyurethans Sikaflex 668 unterscheiden sich deutlich von denen der beiden Silikone. Die Spannungs-Verzerrungs-Kurven zeigen in technischer Darstellung einen annähernd linearen Verlauf, jedoch auf einem deutlich höheren Steifigkeitsniveau (Abbildung 3.7). Neben der höheren Steifigkeit weist Sikaflex 668 auch deutlich höhere maximal erreichte Spannungen und Verzerrungen auf als die beiden Silikone (Abbildung 3.8 (b)). Im Vergleich zu den Silikonen liegen die erreichbaren Verzerrungen etwa um den Faktor zwei und die Spannungen etwa um den Faktor drei höher. Trotz der deutlich weiter ausgedehnten Materialantwort ist auch bei Sikaflex 668 nur eine geringe Streuung zwischen den einzelnen Probekörpern zu erkennen ($SD_{max} = 0.189$). Ein ausgeprägter Einfluss der Verzerrungsrate ist im Kurvenverlauf nicht unmittelbar ersichtlich (Abbildung 3.8 (a)). Unterschiede zeigen sich jedoch im Bereich des Versagens. Die Probekörper der niedrigeren Verzerrungsrate von 0.01 s^{-1} versagen tendenziell bei geringeren Verzerrungen und Spannungen, verbleiben dabei jedoch auf demselben Kurvenast wie die Versuche bei 0.1 s^{-1}. Für die Verzerrungsrate von 0.01 s^{-1} liegen die technischen Versagensverzerrungen zwischen $\varepsilon = 4.2$ und $\varepsilon = 4.7$, die technischen Versagensspannungen zwischen 6.5 und 7.2 N/mm^2. Bei einer Verzerrungsrate von 0.1 s^{-1} werden Versagensverzerrungen zwischen $\varepsilon = 4.7$ und $\varepsilon = 5.1$ sowie Versagensspannungen zwischen 7.5 und 8.4 N/mm^2 erreicht.

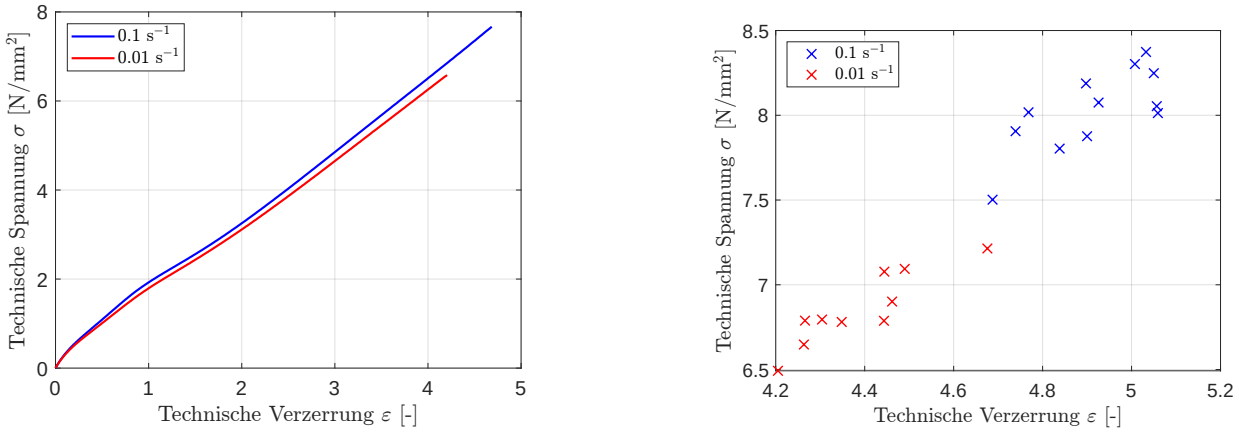


(a) Verzerrungsrate 0.01 s^{-1}



(b) Verzerrungsrate 0.1 s^{-1}

Abbildung 3.7.: Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch Sikaflex 668



(a) Vergleich Verzerrungsraten **(b)** Versagenspunkte

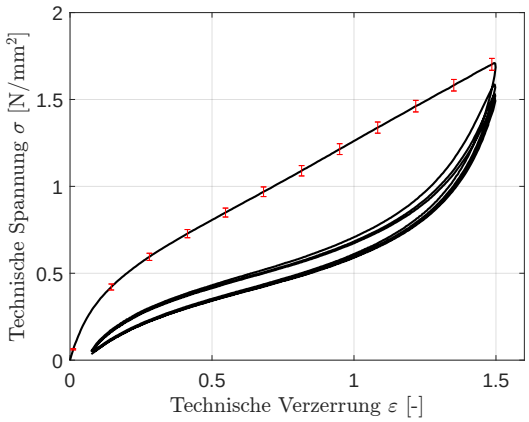
Abbildung 3.8.: Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch Sikaflex 668, Vergleich Dehnraten

Vergleich mit Literatur Die in den vorliegenden Zugversuchen ermittelten Materialantworten stehen insgesamt in guter Übereinstimmung mit den in der Literatur berichteten Ergebnissen. Für das Polyurethan Sikaflex 668 zeigen die in [102, 103] veröffentlichten Daten sowohl hinsichtlich des Kurvenverlaufs als auch bezüglich des erreichten Spannungs- und Verzerrungsniveaus eine sehr gute Übereinstimmung mit den hier bestimmten Mittelwertkurven. Auch für das Silikon Ködiglaze S ergibt der Vergleich mit [27, 105, 153] eine insgesamt gute Übereinstimmung. Sowohl die charakteristische Form der Spannungs-Verzerrungs-Kurven als auch die Größenordnung der Versagenswerte werden durch die Literatur gestützt. Für Dowsil 993 zeigt sich ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit den herangezogenen Literaturdaten. Der grundlegende Kurvenverlauf sowie das Spannungsniveau stimmen weitgehend mit den in [153] berichteten Ergebnissen überein. Abweichungen treten vor allem im Bereich des Versagens auf, das dort auf demselben Kurvenast etwas früher einsetzt. In [40] wurden ebenfalls uniaxiale Zugversuche an Dowsil 993 durchgeführt. Da dort jedoch keine Langwegaufnehmer verwendet wurden, basiert die Auswertung auf nominalen Spannungen und Verzerrungen. Die absoluten Werte sind daher nur eingeschränkt mit den im Rahmen dieser Arbeit bestimmten technischen Spannungen und Verzerrungen vergleichbar. Der qualitative Kurvenverlauf stimmt jedoch auch in diesem Fall gut mit den vorliegenden Ergebnissen überein. Insgesamt stützen die herangezogenen Literaturdaten die Plausibilität und Reproduzierbarkeit der im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Versuchsergebnisse.

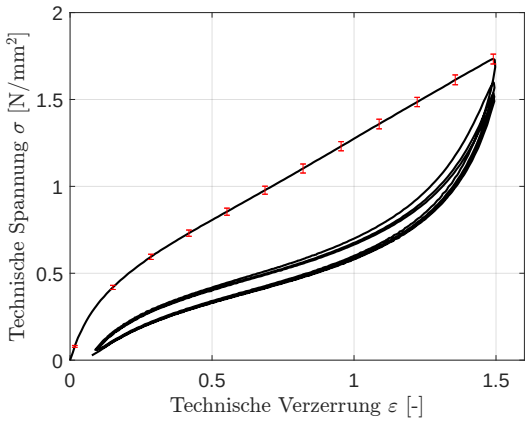
Zusammenfassung Alle drei Materialien zeigen eine geringe Streuung der Versuchsergebnisse, sodass die Mittelwertkurven als repräsentativ für das jeweilige Materialverhalten angesehen werden können. Die charakteristische Form der Spannungs-Verzerrungs-Kurven bleibt für alle Materialien auch bei Variation der Verzerrungsrate erhalten. Die beiden Silikone weisen, abgesehen vom Bereich kleiner Verzerrungen, ein sehr ähnliches Verhalten und vergleichbare Versagenswerte auf. Sikaflex 668 hebt sich demgegenüber durch ein deutlich höheres Steifigkeitsniveau, größere erreichbare Spannungen und größere Versagensverzerrungen ab. Gleichzeitig ist die Verzerrungsratenabhängigkeit im Kurvenverlauf weniger ausgeprägt als bei den Silikonen. Es ist darauf hinzuweisen, dass die hier dargestellten Zugversuche am ungeschädigten Material durchgeführt wurden. Die Probekörper waren somit vor der Prüfung keiner Vorbelastung ausgesetzt. Schädigungsbedingte Einflüsse infolge des Mullins-Effekts sind in den dargestellten Kurvenverläufen daher nicht enthalten.

3.1.2.2. Zyklische Versuche

Die Ergebnisse der zyklischen Versuche sind in den Abbildungen 3.9 bis 3.11 dargestellt. Gezeigt sind für jedes Material und beide technischen Verzerrungsraten die Mittelwertkurven der insgesamt vier Lastzyklen sowie die zugehörigen Standardabweichungen. Auf die Darstellung der den Mittelwerten zugrunde liegenden Spannungs-Verzerrungs-Kurven der einzelnen Probekörper wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit im Haupttext verzichtet. Diese sind für die jeweiligen Materialien und technischen Verzerrungsraten im Anhang B.2 in den Abbildungen B.8 und B.9 dargestellt. Die zyklischen Versuche dienen insbesondere der Untersuchung des Hystereseverhaltens, der spannungsabhängigen Schädigung infolge der Erstbelastung sowie der Entwicklung der Materialantwort in den nachfolgenden Lastzyklen. Da die Versuche am ungeschädigten Material durchgeführt wurden, stimmt der erste Belastungspfad bei allen Materialien sehr gut mit den Ergebnissen der monotonen Zugversuche überein. Bei allen Materialien zeigt sich auf dem Entlastungspfad eine deutlich weichere Materialantwort als während der Erstbelastung. Insbesondere bei den beiden Silikonen weist der Entlastungspfad eine ausgeprägt zweifach gekrümmte Charakteristik auf. Die Wiederbelastung verläuft geringfügig oberhalb des Entlastungspfads, sodass sich bei allen Materialien eine schmale aber stark gekrümmte Hysterese ausbildet. In den nachfolgenden Zyklen ist keine grundlegende Änderung des Kurvenverlaufs mehr zu erkennen. Be- und Entlastung folgen näherungsweise den Pfaden der ersten Ent- und Wiederbelastung. Gleichzeitig ist am oberen Umkehrpunkt ein leichter zyklusweiser Rückgang der Spannungen festzustellen. Sowohl die deutliche Änderung der Materialantwort nach der Erstbelastung als auch die Abnahme der Spannungen im Bereich des oberen Umkehrpunkts sind charakteristische Merkmale des Mullins-Effekts und typisch für elastomere Werkstoffe (siehe Abschnitt 2.2.6). Die Streuung der Versuchsergebnisse ist während der Erstbelastung, ähnlich wie bei den Zugversuchen, insgesamt gering. Im Bereich der Entlastung und in den nachfolgenden Zyklen nimmt sie zu, da sich Unterschiede zwischen den einzelnen Probekörpern über die Zyklen hinweg aufsummieren. Dennoch liegen die Kurvenverläufe für jedes Material und jede Verzerrungsrate insgesamt eng beieinander ($SD_{max,Dow} = 0.034$, $SD_{max,Ködi} = 0.054$, $SD_{max,Sika} = 0.111$).

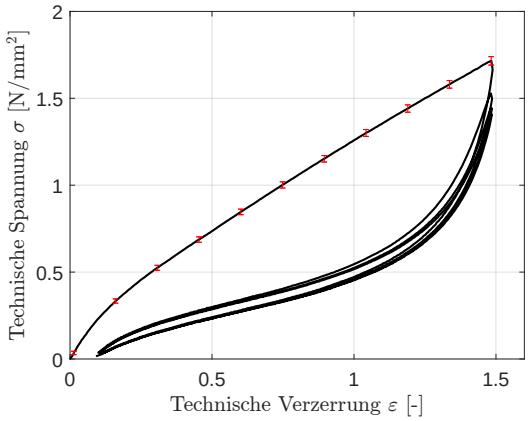


(a) Verzerrungsrate 0.05 s^{-1}

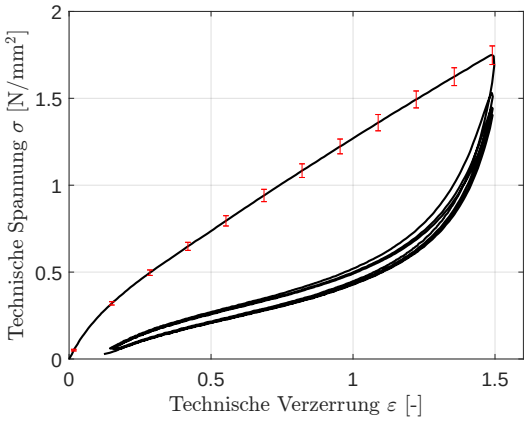


(b) Verzerrungsrate 0.1 s^{-1}

Abbildung 3.9.: Versuchsergebnisse Zyklische Versuche Dowsil 993

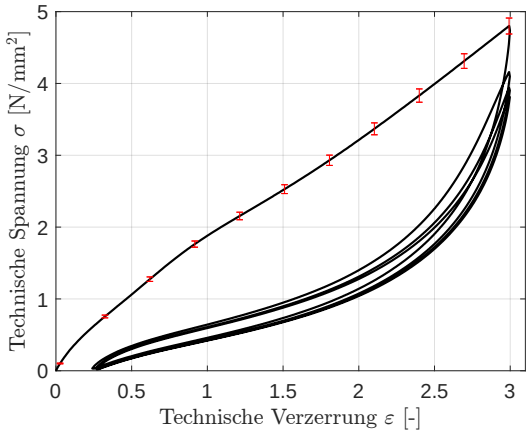


(a) Verzerrungsrate 0.05 s^{-1}

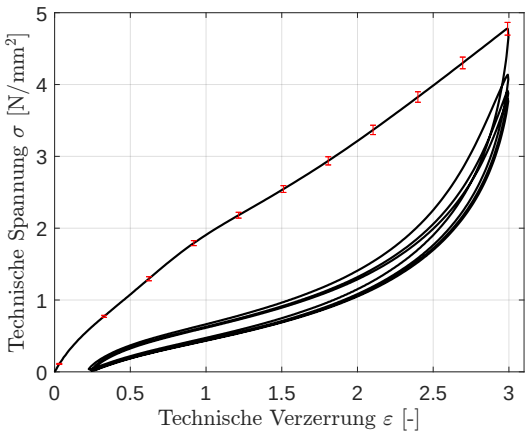


(b) Verzerrungsrate 0.1 s^{-1}

Abbildung 3.10.: Versuchsergebnisse Zyklische Versuche Ködiglaze S



(a) Verzerrungsrate 0.05 s^{-1}



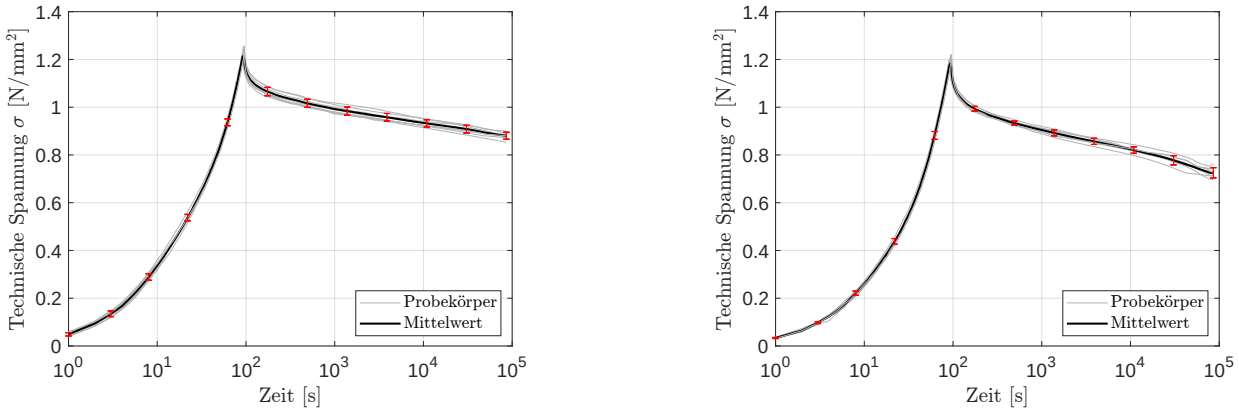
(b) Verzerrungsrate 0.1 s^{-1}

Abbildung 3.11.: Versuchsergebnisse Zyklische Versuche Sikaflex 668

3.1.2.3. Relaxationsversuche

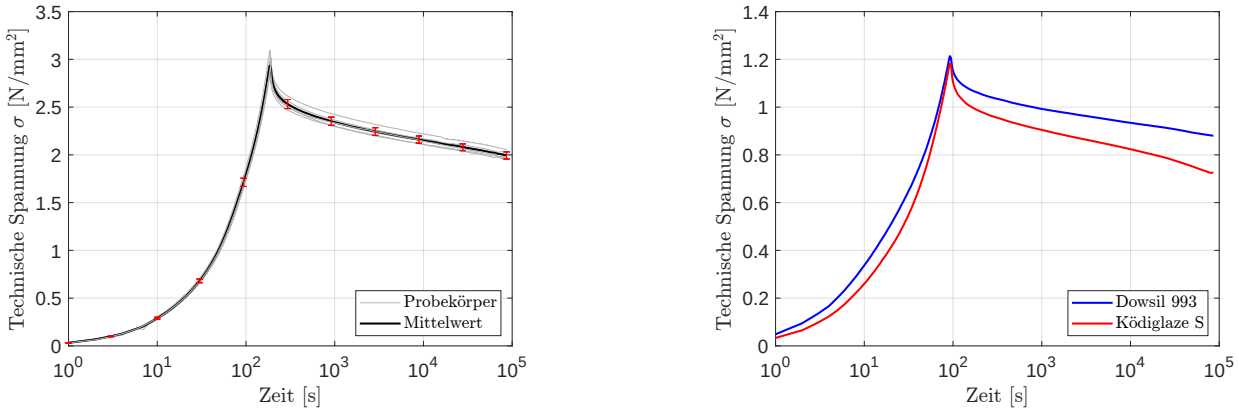
Die Ergebnisse der Relaxationsversuche über einen Zeitraum von 24 Stunden sind in den Abbildungen 3.12 und 3.13 dargestellt. Alle Relaxationsversuche wurden am ungeschädigten und unbelasteten Material durchgeführt, sodass die Ergebnisse das Materialverhalten unter Erstbelastung wiedergeben. Ziel dieser Versuche ist die Untersuchung der zeitabhängigen Spannungsabnahme bei konstanter Deformation und damit insbesondere der viskosen Anteile der Materialantwort. Dargestellt sind für jedes Material die Mittelwertkurven, die zugehörigen Standardabweichungen sowie die Einzelkurven der geprüften Probekörper. Die technischen Spannungen sind über einer logarithmischen Zeitskala aufgetragen, um insbesondere den ausgeprägten Spannungsabfall im Anfangsbereich der Relaxation differenziert darstellen zu können. Alle drei Materialien zeigen einen qualitativ ähnlichen Verlauf. Nachdem das vorgegebene Verzerrungsniveau erreicht und anschließend konstant gehalten wird, nimmt die zur Aufrechterhaltung dieses Verzerrungszustands erforderliche Spannung deutlich ab. Für die beiden Silikone wurde ein Verzerrungsniveau von 100 % vorgegeben, während das Polyurethan bei 200 % gehalten wurde. Aufgrund des höheren Verzerrungsniveaus und der im Vergleich zu den Silikonen deutlich größeren Steifigkeit des Polyurethans (vgl. Abschnitt 3.1.2.1) werden zu Beginn der Relaxation erheblich höhere Spannungen erreicht. Während die Anfangsspannungen bei den Silikonen bei etwa 1.2 N/mm^2 liegen, beträgt die Spannung zu Relaxationsbeginn bei Sikaflex 668 etwa 2.9 N/mm^2. Das jeweilige Verzerrungsniveau wurde bei allen Materialien mit einer Ver-

zerrungsrate von $0.01\,\mathrm{s}^{-1}$ angefahren und entspricht damit der langsameren Dehnrate der Zugversuche (vgl. Abschnitt 3.1.2.1). Die Spannungswerte zu Beginn der Relaxation stimmen gut mit den Spannungsniveaus aus den Zugversuchen überein. Dies bestätigt die Konsistenz der Versuchsdurchführung und Auswertung. Die Streuung der Versuchsergebnisse ist während der Erstbelastungsphase, ähnlich wie bei den Zugversuchen, insgesamt gering. Im Verlauf der Relaxation nimmt sie leicht zu. Dennoch liegen die Kurvenverläufe der einzelnen Probekörper für jedes Material auch nach 24 Stunden noch eng beieinander. Bei allen Materialien erfolgt der größte Anteil der Spannungsabnahme innerhalb der ersten 200 Sekunden nach Erreichen des Haltepunkts. Spätestens ab etwa 1000 Sekunden zeigt sich bei allen Materialien auf der logarithmischen Zeitachse ein näherungsweise linearer Verlauf. Ein Gleichgewichtszustand wird innerhalb des betrachteten Zeitraums von 24 Stunden bei keinem der untersuchten Materialien erreicht. Auch ergänzend durchgeführte Relaxationsversuche über 48 Stunden auf den selben Verzerrungsniveaus ließen kein erkennbares Erreichen eines Gleichgewichtszustands erkennen. Für Dowsil 993 ergibt sich bei einem Verzerrungsniveau von 100 % innerhalb von 24 Stunden eine Spannungsabnahme von etwa 27 % auf rund $0.88\,\mathrm{N/mm^2}$. Für Ködiglaze S beträgt die Spannungsabnahme auf demselben Verzerrungsniveau etwa 38 %, wobei nach 24 Stunden ein Spannungsniveau von ca. $0.73\,\mathrm{N/mm^2}$ erreicht wird (Vergleich Silikone siehe Abbildung 3.13 (b)). Beim Polyurethan Sikaflex 668 sinkt die Spannung bei einem Verzerrungsniveau von 200 % innerhalb von 24 Stunden um etwa 32 % auf rund $2.0\,\mathrm{N/mm^2}$. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass bei allen untersuchten Materialien auch über lange Haltezeiten hinweg eine ausgeprägte zeitabhängige Spannungsabnahme vorliegt.



(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S

Abbildung 3.12.: Versuchsergebnisse Relaxationsversuche Silikone



(a) Sikaflex 668 **(b)** Vergleich Silikone

Abbildung 3.13.: Versuchsergebnisse Relaxationsversuche PU und Vergleich Silikone

3.2. Äquibiaxiale Versuche

Materialien erfahren in den seltensten Fällen eine rein uniaxiale Zug- oder Druckbelastung. Insbesondere Folien, Polymermembranen und Klebstoffe sind häufig biaxialen Spannungszuständen ausgesetzt. Dabei weicht ihr Materialverhalten in der Regel deutlich von dem unter uniaxialer Belastung ab. Mithilfe des Bulge-Test-Versuchsstands (siehe 2.6.3) wurden für die untersuchten Materialien biaxiale Zug- und Kriechversuche unter identischen Versuchsbedingungen und Abläufen durchgeführt. Relaxationsversuche sind mit dem Bulge-Test hingegen nicht möglich, da hierfür das Volumen des aufgeblasenen Probekörpers konstant gehalten werden müsste. Dieses Volumen bzw. der Radius des aufgeblasenen Probekörpers kann jedoch erst nachträglich durch Auswerten der Daten der digitalen Bildkorrelation bestimmt werden.



(a) Specklemuster **(b)** Zugversuch **(c)** Kriechversuch

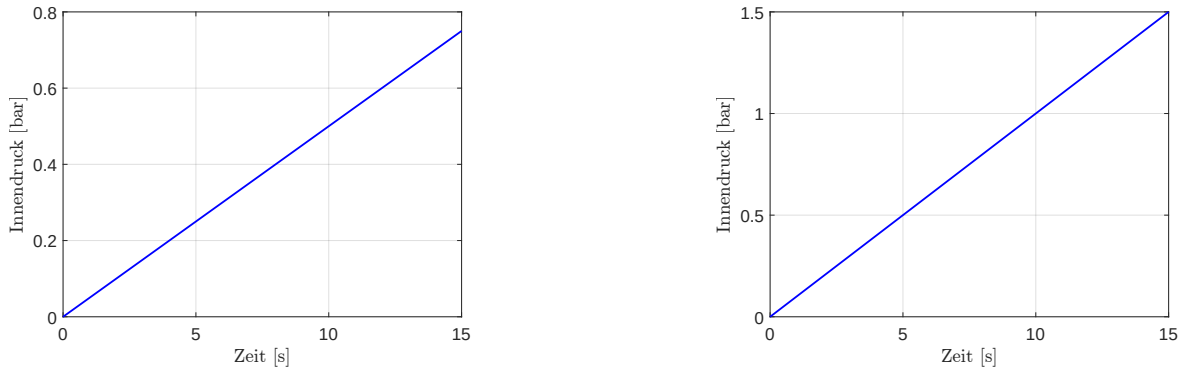
Abbildung 3.14.: Specklemuster und Versuchsdurchführung Bulge-Test

Für beide Versuchsarten wurde vor der Versuchsdurchführung ein Specklemuster auf die Probekörper aufgetragen (Abbildung 3.14 (a)), um die Oberflächendeformationen mittels DIC erfassen zu können. Dazu wurden die Proben zunächst weiß grundiert und anschließend schwarz besprenkelt. Obwohl alle Probekörper der drei Materialien schwarz sind, reicht es nicht aus, sie lediglich weiß zu besprenkeln. Beim Aufblasen würde das ursprünglich schwarze Material zunehmend grau erscheinen, wodurch es ab einem gewissen Punkt zu Problemen bei der Grauwertunterscheidung in der DIC-Analyse kommen könnte. Alle Versuche wurden mittels DIC

(2.6.2) aufgezeichnet. Dabei wurde das DIC-System zunächst gestartet, jedoch erst durch ein Triggersignal (Analogsignal) aus dem Bulge-Test aktiviert. Das Triggersignal wurde ausgelöst, sobald der Versuchsablauf im Bulge-Test begann. Nach Abschluss der Versuche wurde aus den erkannten Facettenflächen der aufgenommenen Bilder eine Fitting-Kugel an die Oberfläche des aufgeblasenen Probekörpers angepasst. Auf diese Weise konnte für jede einzelne Bildaufnahme der Radius der Kugel bestimmt werden. Gleichzeitig wurden die technischen Verzerrungen in den beiden Hauptrichtungen berechnet. Parallel dazu speiste ein Analogsignal aus dem Bulge-Test den aktuellen Innendruck direkt in das DIC-System ein, sodass dieser für jedes Bild bekannt war. Anhand des Radius r in mm, des Innendrucks p in $\frac{N}{mm^2}$ und der tatsächlichen Wanddicke e in mm des Probekörpers konnte anschließend die Spannung zu jedem Zeitpunkt mit der modifizierten Kesselformel (siehe 2.1.3.4) berechnet werden. Die tatsächliche Wanddicke wurde dabei aus den gemessenen technischen Verzerrungen in den beiden Hauptrichtungen unter der Annahme eines inkompressiblen Materialverhaltens bestimmt (siehe 2.1.3.4).

3.2.1. Äquibiaxiale Zugversuche

Das Ziel der biaxialen Zugversuche mittels Bulge-Test bestand darin, das Materialverhalten (insbesondere das Spannungs-Verzerrungs-Verhalten) sowie die Versagenspunkte unter einem äquibiaxialen Spannungszustand zu untersuchen. Hierzu wurde der Innendruck innerhalb der durch das Probekörperfell abgedichteten Druckkammer kontinuierlich mit einer Druckanstiegsrate von 0.05 bar/s bzw. 0.005 MPa/s und 0.1 bar/s bzw. 0.01 MPa/s bis zum Versagen des Probekörpers erhöht (siehe Abbildung 3.15). Während der gesamten Versuchsdurchführung wurde das DIC-System mit einer Messfrequenz von 20 Hz betrieben. Für alle Materialien werden die Spannungs-Verzerrungs-Diagramme für beide Hauptrichtungen als Mittelwerte über sämtliche Probekörper dargestellt. Den Auswertungen liegen die wahren Spannungs- und Verzerrungswerte zugrunde, da diese unmittelbar aus der modifizierten Kesselformel 2.1.3.4 resultieren. Zusätzlich sind die Standardabweichungen in Form von Fehlerbalken angegeben. Die Mittelwertkurven wurden bis zum Versagen des jeweils ersten Probekörpers gebildet. In allen Fällen zeigen die Einzelkurven einen charakteristischen nichtlinearen Verlauf über den gesamten untersuchten Verzerrungsbereich. Ergänzende Ergebnisdarstellungen, insbesondere die Umrechnung in technische Größen sowie die zeitlichen Verläufe von Dehnung und Spannung, sind in Anhang B.3 enthalten.

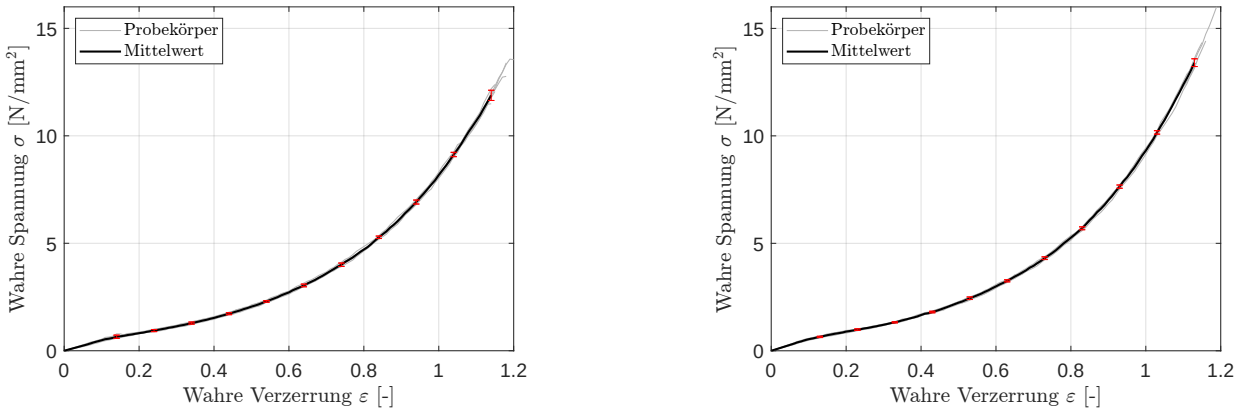


(a) Druckrate 0.05 bar/s **(b)** Druckrate 0.1 bar/s

Abbildung 3.15.: Versuchsvorschrift: Aufblasen bis zum Versagen

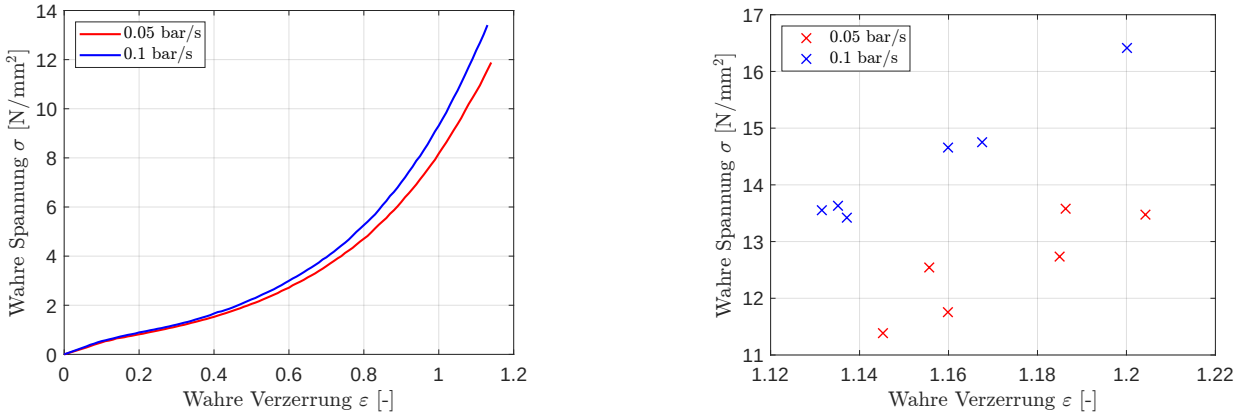
3.2.1.1. Ergebnisse Dowsil 993

Mit dem Silikon Dowsil 993 wurden jeweils sechs äquibiaxiale Zugversuche bei einer Druckrate von 0.05 bar/s und 0.10 bar/s durchgeführt. Abbildung 3.17 zeigt die Mittelwertkurven sowie die zugehörigen Versagenspunkte. Bis etwa $\varepsilon = 0.35$ stimmen die Verläufe beider Druckraten nahezu überein. Bei höheren Verzerrungen zeigt sich eine zunehmende Spannungsdifferenz, wobei bei 0.10 bar/s höhere Spannungen erreicht werden. Die wahren Versagensverzerrungen liegen in einem vergleichbaren Bereich ($\varepsilon = 1.13$ bis $\varepsilon = 1.21$). Demgegenüber unterscheiden sich die Versagensspannungen deutlicher. Bei 0.05 bar/s liegen sie zwischen $\sigma = 11.5\,\mathrm{N/mm^2}$ und $\sigma = 13.5\,\mathrm{N/mm^2}$, während bei 0.10 bar/s Werte zwischen $\sigma = 13.5\,\mathrm{N/mm^2}$ und $\sigma = 16.5\,\mathrm{N/mm^2}$ erreicht werden. Dies weist auf ein ratenabhängiges Materialverhalten hin. Die maximale Standardabweichung beträgt $SD_{max} = 0.237$.



(a) Druckrate 0.05 bar/s **(b)** Druckrate 0.1 bar/s

Abbildung 3.16.: Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Dowsil 993



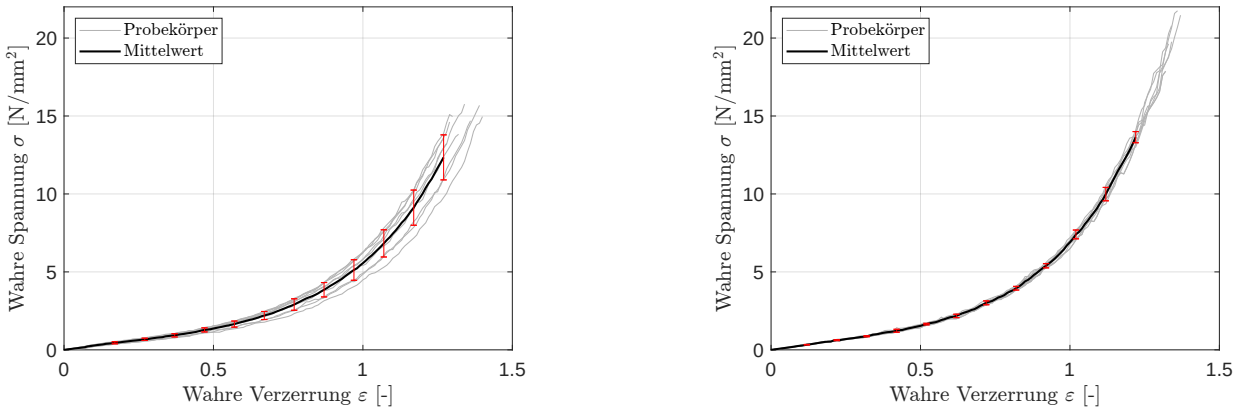
(a) Spannungs-Verzerrungs-Diagramm **(b)** Vergleich Versagenspunkte

Abbildung 3.17.: Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Dowsil 993 Vergleich

3.2.1.2. Ergebnisse Ködiglaze S

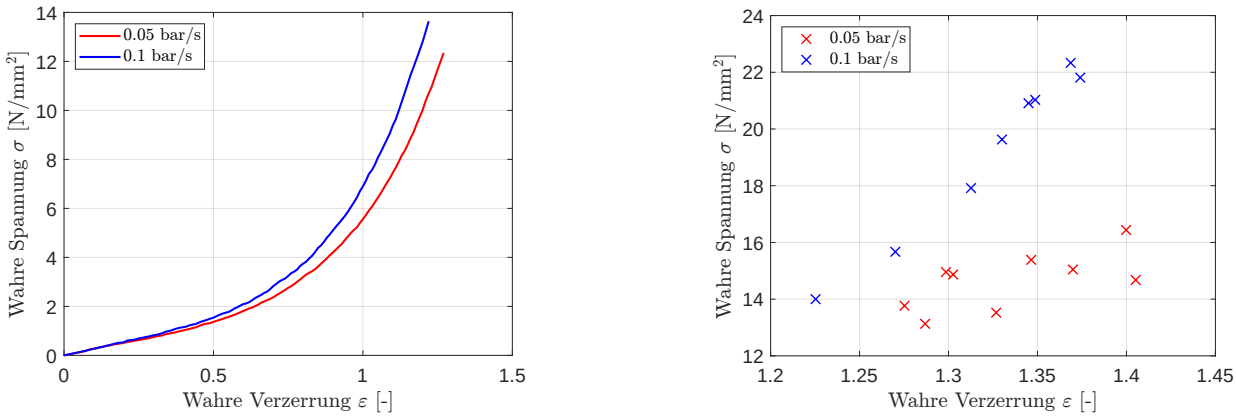
Mit dem Silikon Ködiglaze S wurden neun äquibiaxiale Zugversuche bei einer Druckrate von 0.05 bar/s und acht bei einer Druckrate von 0.1 bar/s durchgeführt. Wie aus Abbildung 3.19 hervorgeht, verlaufen die Mittelwertkurven beider Druckraten bis etwa $\varepsilon = 0.30$ nahezu deckungsgleich. Mit zunehmender Verzerrung zeigt sich jedoch eine deutliche Ratenabhängigkeit, wobei

bei 0.10 bar/s höhere Spannungen erreicht werden. Die wahren Versagensverzerrungen liegen in einem vergleichbaren Bereich ($\varepsilon = 1.23$ bis $\varepsilon = 1.40$) und liegen damit etwa 15% über denen von Dowsil 993. Hingegen differieren die Versagensspannungen deutlich zwischen den Druckraten. Bei 0.05 bar/s betragen sie $\sigma = 13$ bis 16.5 N/mm^2, bei 0.10 bar/s hingegen $\sigma = 14$ bis 22.5 N/mm^2. Zudem ist die Streuung der Einzelversuche bei Ködiglaze S $SD_{max} = 1.697$, insbesondere bei 0.05 bar/s, deutlich größer als bei Dowsil 993. Die Streuung der Versagensspannungen fällt bei 0.10 bar/s höher aus als bei 0.05 bar/s.



(a) Druckrate 0.05 bar/s **(b)** Druckrate 0.1 bar/s

Abbildung 3.18.: Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Ködiglaze S

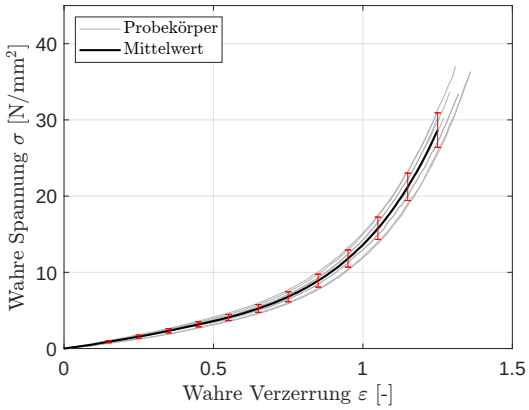


(a) Spannungs-Verzerrungs-Diagramm **(b)** Vergleich Versagenspunkte

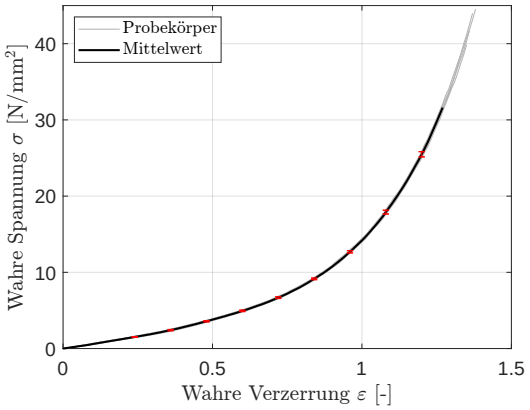
Abbildung 3.19.: Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Ködiglaze S Vergleich

3.2.1.3. Ergebnisse SikaFlex-668

Mit dem Polyurethan Sikaflex 668 wurden acht äquibiaxiale Zugversuche bei einer Druckrate von 0.05 bar/s und sechs bei einer Druckrate von 0.1 bar/s durchgeführt. Wie aus Abbildung 3.21 hervorgeht, verlaufen die Mittelwertkurven beider Druckraten über den gesamten Verzerrungsbereich nahezu deckungsgleich. Im Gegensatz zu den untersuchten Silikonen zeigt Sikaflex 668 somit keine ausgeprägte Ratenabhängigkeit. Die wahren Versagensverzerrungen liegen in einem Bereich von $\varepsilon = 1.25$ bis $\varepsilon = 1.39$ und damit in einem vergleichbaren Bereich wie bei Ködiglaze S. Die zugehörigen Spannungen liegen deutlich über denen der untersuchten Silikone und betragen $\sigma = 30$ N/mm^2 bis $\sigma = 44$ N/mm^2. Zudem ist die Streuung der Einzelversuche, ähnlich wie bei Ködiglaze S, bei einer Druckrate von 0.05 bar/s mit $SD_{max} = 2.586$ deutlich größer als bei 0.10 bar/s mit $SD_{max} = 0.619$.

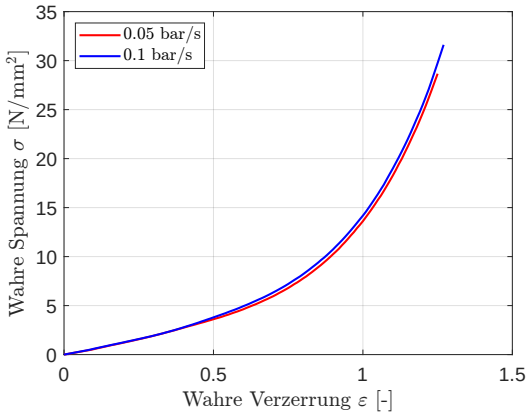


(a) Druckrate 0.05 bar/s

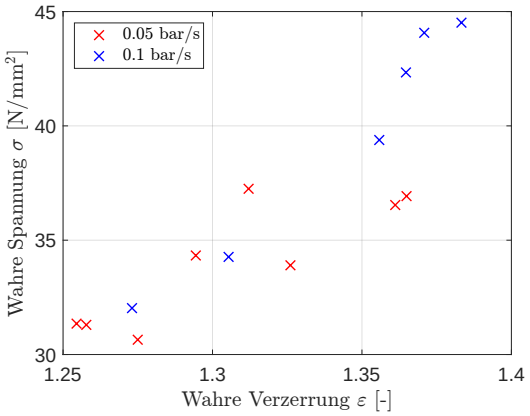


(b) Druckrate 0.1 bar/s

Abbildung 3.20.: Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Sikaflex 668



(a) Spannungs-Verzerrungs-Diagramm

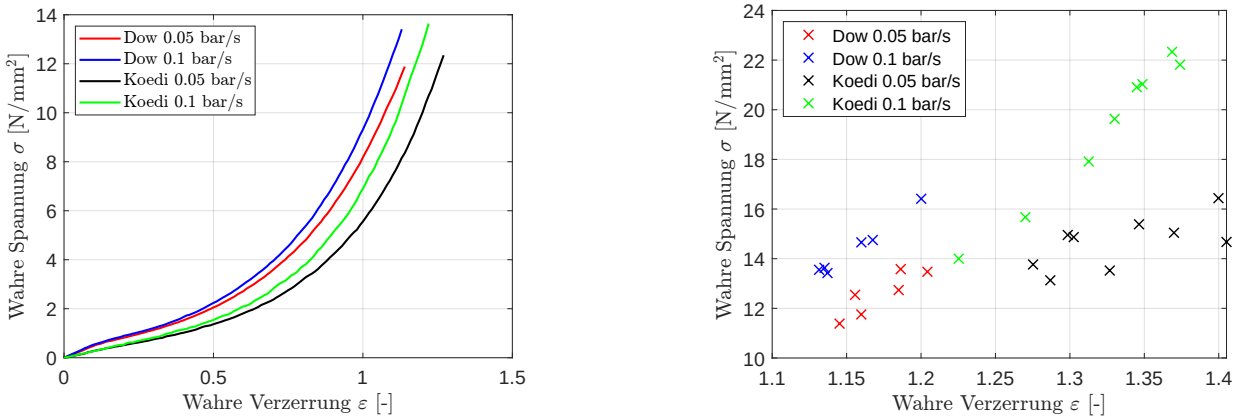


(b) Vergleich Versagenspunkte

Abbildung 3.21.: Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Sikaflex 668 Vergleich

3.2.1.4. Vergleichende Betrachtung

Zur direkten Gegenüberstellung der beiden untersuchten Silikone sind in Abbildung 3.22 die jeweiligen Mittelwertkurven beider Druckraten gemeinsam dargestellt. Die zugehörigen Versagenspunkte sind ebenfalls zusammengefasst. Sikaflex 668 wird aufgrund des deutlich höheren Spannungsniveaus nicht berücksichtigt, da eine gemeinsame Skalierung die Unterschiede zwischen den Silikonen visuell überdecken würde. Aus der gemeinsamen Darstellung wird deutlich, dass Dowsil 993 über den gesamten untersuchten Verzerrungsbereich ein höheres Spannungsniveau aufweist und somit ein geringfügig steiferes Materialverhalten zeigt. Beide Druckraten von Dowsil 993 liegen oberhalb der Kurven von Ködiglaze S, selbst für die höhere Druckrate. Dieses Verhalten spiegelt sich auch in den Versagenspunkten wider. Die Versagensverzerrungen von Ködiglaze S liegen etwa 15% über denen von Dowsil 993 und sind im Diagramm entsprechend nach rechts verschoben. Gleichzeitig wird die ausgeprägte Ratenabhängigkeit beider Materialien sichtbar. Eine höhere Druckrate führt jeweils zu höheren Versagensspannungen. Darüber hinaus zeigt Ködiglaze S eine größere Streuung der Versagenswerte als Dowsil 993, was auf eine höhere Variabilität des Materialverhaltens hinweist.



(a) Spannungs-Verzerrungs-Diagramm **(b)** Vergleich Versagenspunkte

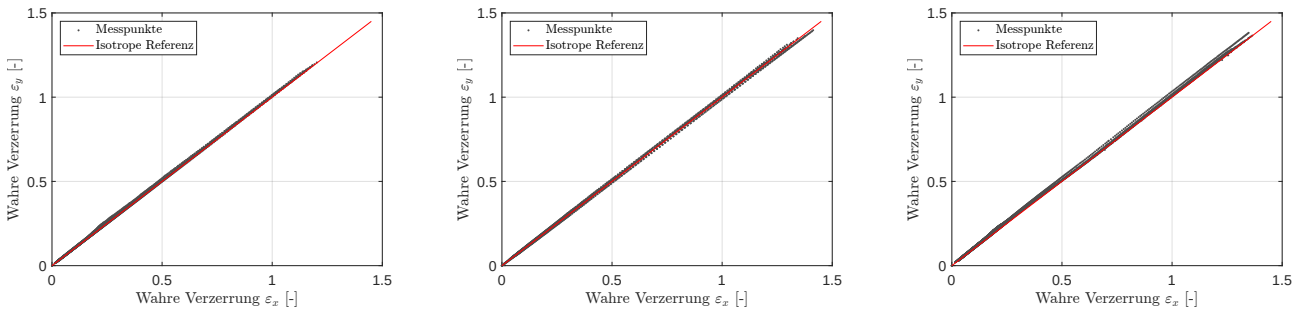
Abbildung 3.22.: Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Silikone Vergleich

3.2.1.5. Kontrolle der Isotropie und des äquibiaxialen Spannungszustands

Bei der Berechnung der Spannungen mittels der modifizierten Kesselformel (2.1.3.4) wird ein isotropes Materialverhalten sowie ein äquibiaxialer Spannungszustand vorausgesetzt. Daraus folgt, dass die während des Bulge-Tests auf der Probenoberfläche auftretenden Verzerrungen in beiden Hauptrichtungen übereinstimmen. Für technische wie auch wahre Verzerrungen gilt somit:

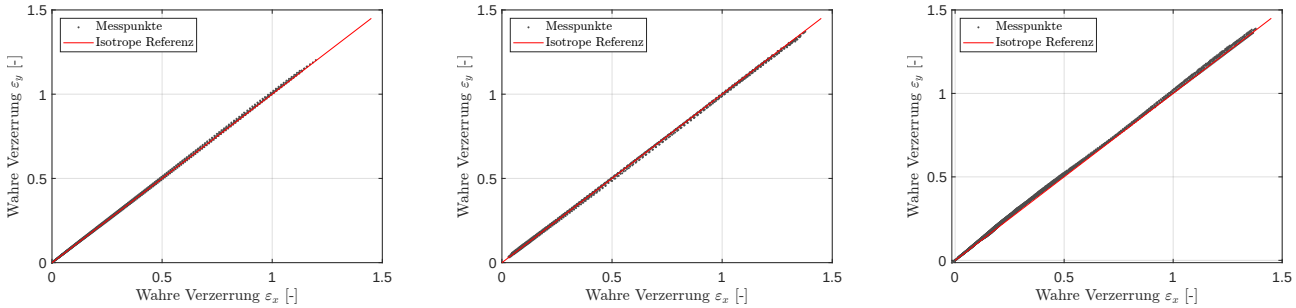
$$\varepsilon_x = \varepsilon_y \tag{3.1}$$

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden die Verzerrungen in beiden Hauptrichtungen mittels DIC erfasst. Zur weiteren Auswertung wurden die gemessenen Hauptverzerrungen gemittelt und auf dieser Basis die aktuelle Wanddicke sowie die wahren Spannungen bestimmt. Die Abbildungen 3.23 und 3.24 zeigen die gemessenen wahren Hauptverzerrungen aller Probekörper in Form eines Fehlerdiagramms. Die rote Linie stellt die Referenz eines ideal isotropen und äquibiaxialen Verhaltens dar. Die Messwerte liegen für alle drei Materialien überwiegend auf bzw. nahe dieser Referenz. Lediglich vereinzelte Punkte zeigen geringfügige Abweichungen. Insgesamt bestätigen die Ergebnisse mit hinreichender Genauigkeit die Annahme eines isotropen Verformungsverhaltens sowie eines äquibiaxialen Spannungszustands. Die beobachteten Abweichungen sind auf messtechnische Einflüsse, insbesondere DIC-Unsicherheiten, lokale Dickeninhomogenitäten sowie Variationen im Specklemuster, zurückzuführen.



(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung 3.23.: Kontrolle Isotropie äquibiaxialer Zugversuch Druckrate 0.05 bar/s



(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

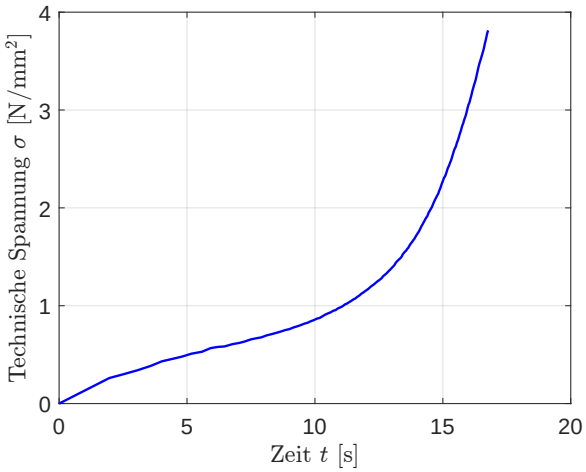
Abbildung 3.24.: Kontrolle Isotropie äquibiaxialer Zugversuch Druckrate 0.1 bar/s

3.2.1.6. Ermittlung der zeitlichen Verzerrungs- und Spannungszunahme

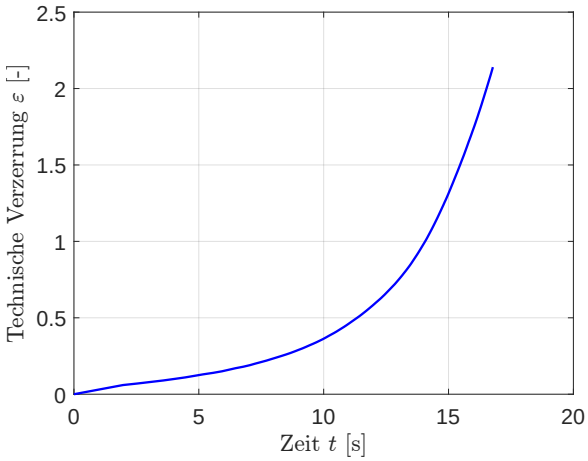
Abbildung 3.25 zeigt exemplarisch für Dowsil 993 bei einer Druckrate von 0.05 bar/s die zeitliche Entwicklung der technischen Spannung sowie der technischen Verzerrung. In beiden Fällen ist ein stark nichtlinearer, annähernd exponentieller Verlauf erkennbar. Insbesondere aus dem Verlauf der Verzerrung wird deutlich, dass keine konstante Verzerrungszunahme vorliegt. Die Verzerrungsrate ergibt sich aus der zeitlichen Ableitung der Verzerrung,

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\mathrm{d}\varepsilon}{\mathrm{d}t} \tag{3.2}$$

Eine konstante Verzerrungsrate würde sich in einer linearen Zunahme der Verzerrung über der Zeit äußern. Wie in Abbildung 3.26 dargestellt, nimmt die Verzerrungsrate jedoch ebenfalls nichtlinear zu. Ab etwa $t = 10\,\mathrm{s}$ ist ein deutlicher Anstieg zu beobachten. Die Verzerrungsrate steigt von etwa $\dot{\varepsilon} \approx 0.1\,\mathrm{s}^{-1}$ innerhalb weniger Sekunden auf Werte von etwa $0.4\,\mathrm{s}^{-1}$ und wächst im weiteren Verlauf weiter an. Die dargestellten Verläufe beziehen sich exemplarisch auf Dowsil 993 bei 0.05 bar/s. Für die höhere Druckrate sowie für die beiden weiteren untersuchten Materialien zeigen sich qualitativ vergleichbare Verläufe der Spannungs-Zeit-, Verzerrungs-Zeit- und Verzerrungsraten-Zeit-Darstellungen. Die entsprechenden Diagramme sind im Anhang B.3 aufgeführt. Für die Bewertung der Ergebnisse sowie den Vergleich mit Versuchen unter konstanter Verzerrungsrate, beispielsweise uniaxialen Zugversuchen, ist dieser nichtlineare Verlauf zu berücksichtigen. Eine direkte Vergleichbarkeit ist nur eingeschränkt gegeben. In der aktuellen Konfiguration des Bulge-Tests ist eine konstante Verzerrungsrate konstruktionsbedingt nicht ohne Weiteres realisierbar, da die Belastung über eine konstante Druckanstiegsrate gesteuert wird. Eine mögliche Optimierung bestünde in einer geschlossenen Regelung, bei der die mittels DIC gemessene aktuelle Verzerrung in Echtzeit als Rückführsignal verwendet wird, um die Druckanstiegsrate kontinuierlich anzupassen. Hierfür wäre jedoch eine Modifikation der Prüfstandssteuerung mit fortlaufender Aktualisierung der Druckrate erforderlich.

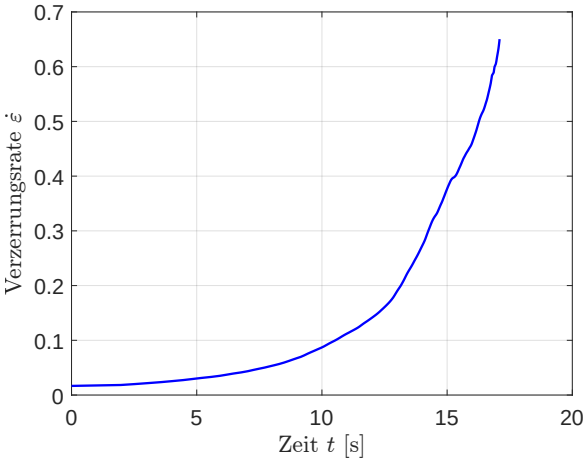


(a) Spannungs-Zeit-Diagramm



(b) Verzerrungs-Zeit-Diagramm

Abbildung 3.25.: Zeitdiagramme äquibiaxialer Zugversuch, Dowsil 993, 0.05 bar/s



(a) Verzerrungsrate, Dowsil 993, 0.05 bar/s

(b) QR-Code Bulge-Test Videos

Abbildung 3.26.: Verzerrungsrate äquibiaxialer Zugversuch und QR-Code

3.2.2. Äquibiaxiale Kriechversuche

Äquibiaxiale Kriechversuche wurden bei 50 % des zuvor im äquibiaxialen Zugversuch ermittelten mittleren Versagensinnendrucks für die Silikone Dowsil 993 und Ködiglaze S durchgeführt. Der jeweilige Versagensdruck wurde als Mittelwert der maximal erreichten Innendrücke der Einzelproben bestimmt. Der Zielinnendruck wurde mit einer Drucksteigerungsrate von 0.05 bar/s angefahren und anschließend über eine Dauer von 60 Minuten konstant gehalten. Während der Versuche wurden die Verzerrungen mittels DIC erfasst. Die ersten 10 Sekunden wurden mit einer Frequenz von 20 Hz aufgezeichnet, anschließend erfolgte die Messung mit 0.2 Hz bis zum Versuchsende.

Ergebnisse Dowsil 993

Für Dowsil 993 wurden fünf Kriechversuche durchgeführt. Der im Zugversuch ermittelte mittlere Versagensinnendruck betrug 0.70 bar, sodass der Kriechversuch bei einem konstanten Innendruck von 0.35 bar durchgeführt wurde. Die Verzerrungsverläufe zeigen qualitativ ein typisches viskoelastisches Kriechverhalten mit initialer schneller Deformationszunahme und anschließend abnehmender Steigerungsrate. Allerdings ist eine deutliche vertikale Verschiebung der einzelnen

Kurven erkennbar, was auf unterschiedliche effektive Spannungsniveaus zwischen den Probekörpern hinweist. Gegen Ende der Haltezeit ist auf linearer Zeitskala nur noch eine geringe zusätzliche Verzerrungszunahme zu beobachten.

Ergebnisse Ködiglaze S

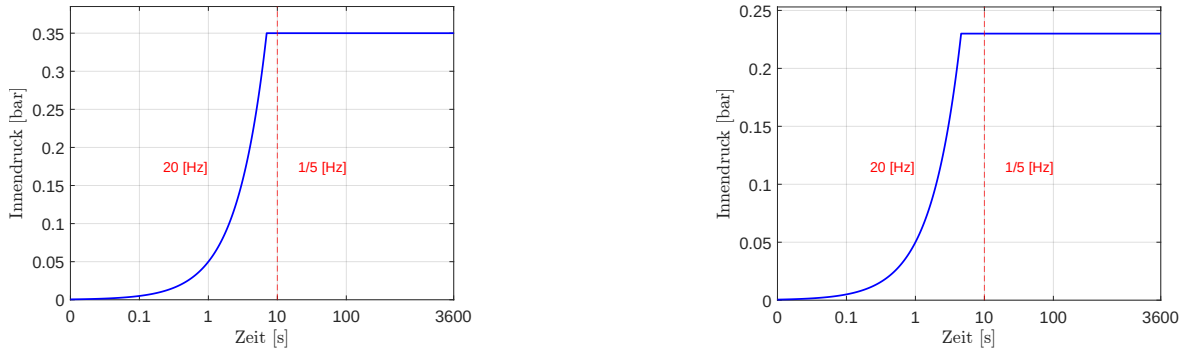
Für Ködiglaze S wurden ebenfalls fünf Kriechversuche durchgeführt. Der mittlere Versagensinnendruck aus den Zugversuchen betrug 0.46 bar, woraus sich ein Haltedruck von 0.23 bar ergab. Auch hier zeigt sich das typische zeitabhängige Kriechverhalten. Im Vergleich zu Dowsil 993 werden jedoch höhere Verzerrungsniveaus erreicht, obwohl ein geringerer Innendruck anliegt.

Analyse der Streuungsursachen

Die beobachtete Streuung übersteigt die Streuung der äquibiaxialen Zugversuche deutlich und ist nicht ausschließlich materialbedingt zu erklären. Als maßgebliche Einflussfaktoren sind insbesondere geometrische und regelungstechnische Effekte zu betrachten. Die Kriechversuche wurden druckgeregelt durchgeführt. Bereits geringe Abweichungen in der Probekörperdicke führen bei konstantem Innendruck unmittelbar zu unterschiedlichen Spannungsniveaus. Da keine spannungsgeregelte Versuchsdurchführung vorliegt, erfährt jeder Probekörper ein individuelles effektives Spannungsniveau. Eine direkte Vergleichbarkeit der Kriechverformungen ist dadurch eingeschränkt. Zusätzlich liegen die für die Kriechversuche erforderlichen Innendrücke am unteren Ende des Regelbereichs der Druckluftsteuerung. Kleine Volumenänderungen infolge der Kriechverformung erfordern sehr geringe Nachregelungen, die in diesem Druckbereich nur begrenzt präzise realisierbar sind. Dadurch entstehen zusätzliche Schwankungen des effektiven Spannungszustands. Externe Einflüsse wie Temperatur- oder Feuchtigkeitsschwankungen können als maßgebliche Ursache ausgeschlossen werden, da diese während der Versuche konstant gehalten wurden.

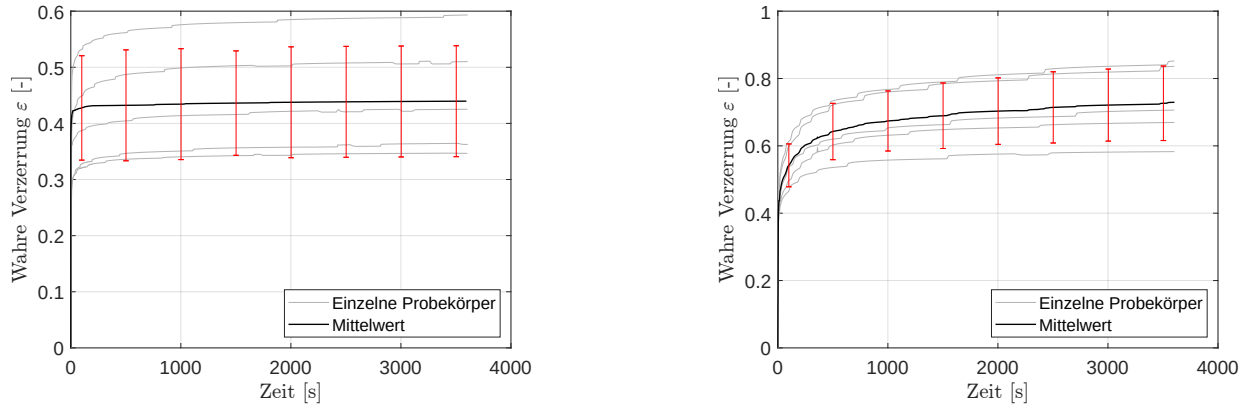
Methodische Bewertung und Optimierungspotenzial

Die Ergebnisse zeigen, dass äquibiaxiale Kriechversuche mit dem vorliegenden Bulge-Prüfstand nur eingeschränkt reproduzierbar sind. Insbesondere die druckgeregelte Belastung in Kombination mit Dickenvariationen führt zu signifikanten Streuungen. Zur Verbesserung der Vergleichbarkeit wäre eine spannungsbezogene Anpassung der Haltedrücke sinnvoll. Hierzu könnte vor Versuchsbeginn die tatsächliche Probekörperdicke erfasst und der erforderliche Haltedruck entsprechend korrigiert werden, sodass ein vergleichbares Spannungsniveau pro Dickeneinheit erreicht wird. Darüber hinaus wäre eine präzisere Druckregelung im Niederdruckbereich erforderlich, beispielsweise durch den Einsatz eines geeigneten Druckminderers oder einer feinauflösenden elektronischen Drucksteuerung. Langfristig wäre eine geschlossene Regelung denkbar, bei der die mittels DIC bestimmte aktuelle Deformation oder Spannung als Rückführsignal zur kontinuierlichen Anpassung des Innendrucks verwendet wird (Closed-Loop bzw. real-time DIC). Aufgrund der beschriebenen systematischen Unsicherheiten wird auf eine quantitative Kalibrierung zeitabhängiger Materialmodelle auf Basis der vorliegenden Bulge-Kriechversuche verzichtet. Die weitere viskoelastische Charakterisierung der Materialien erfolgt daher mittels uniaxialer Versuche, bei denen eine kontrollierte Beanspruchungsführung gewährleistet ist.



(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S

Abbildung 3.27.: Versuchsvorschrift: Äquibiaxialer Kriechversuch



(a) Verzerrungs-Zeit-Diagramm Dowsil 993 **(b)** Verzerrungs-Zeit-Diagramm Ködiglaze S

Abbildung 3.28.: Äquibiaxialer Kriechversuch 1 h bei 50% Versagensdruck

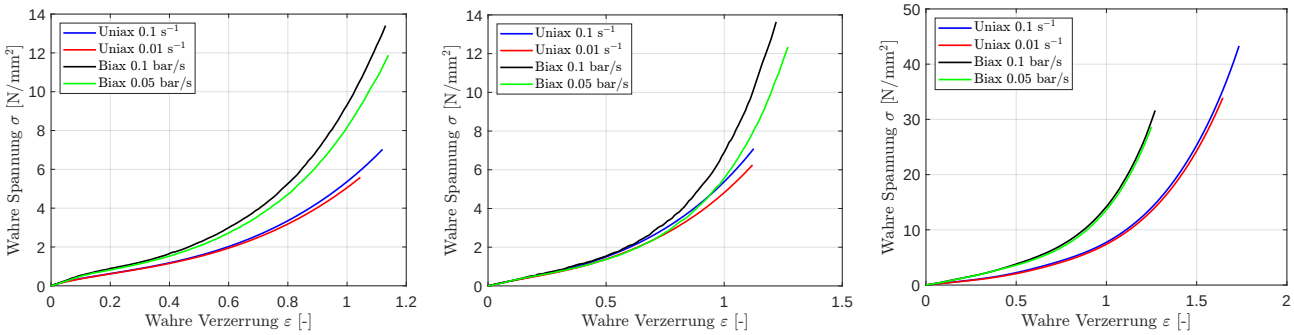
Mullins Effekt

Neben den viskosen Eigenschaften wird auch der Mullins-Effekt ausschließlich mittels uniaxialer Versuche untersucht. Der Bulge-Test ist für die gezielte Charakterisierung von Entspannungs- und Erweichungseffekten unter zyklischer Belastung nur eingeschränkt geeignet. Zum einen erfolgt die Belastung im Bulge-Test druckgeregelt. Eine exakt reproduzierbare zyklische Beanspruchung mit definierten Maximaldehnungen oder Spannungsniveaus ist damit nur eingeschränkt realisierbar. Zum anderen führt das wiederholte Aufblasen und Entlasten der Probekörper zu einer mechanischen Beeinträchtigung des applizierten Specklemusters, das für die DIC-basierte Deformationsmessung erforderlich ist. Über mehrere Lastzyklen hinweg kann dadurch keine hinreichend zuverlässige optische Erfassung der lokalen Verzerrungen gewährleistet werden. Uniaxiale Zugversuche ermöglichen hingegen eine klar definierte, richtungsbezogene zyklische Beanspruchung mit präziser Steuerung von Dehnung oder Spannung. Die Dehnung kann dabei über Langwegaufnehmer direkt erfasst werden, ohne dass eine optische Oberflächenstruktur erforderlich ist. Aus diesen Gründen wurde die Untersuchung des Mullins-Effekts in dieser Arbeit ausschließlich auf uniaxiale Versuche beschränkt.

3.3. Vergleich uni- und biaxiale Zugversuche

Der Vergleich der uni- und biaxialen Zugversuche in Abbildung 3.29 zeigt, dass alle untersuchten Materialien unter biaxialer Belastung eine deutlich steifere Spannungs-Verzerrungs-Antwort aufweisen als unter uniaxialer Beanspruchung. In der Abbildung sind jeweils die Mittelwertkur-

ven der Zugversuche bis zum Versagen der für die Auswertung herangezogenen Probekörper dargestellt. Für die vorliegende Betrachtung ist daher insbesondere der qualitative Kurvenverlauf von Interesse, während die absoluten Endwerte der Kurven eine untergeordnete Rolle spielen. Bei der Auswertung ist zu beachten, dass die gegenübergestellten Versuchsergebnisse auf unterschiedlichen Regelgrößen beruhen. Während die Bulge-Versuche druckgesteuert mit konstanter Druckzunahmerate durchgeführt wurden, erfolgten die uniaxialen Versuche dehnungsgesteuert über eine technische Dehnrate, bezogen auf den homogenen Bereich der Schulterproben. Vor diesem Hintergrund ist die Vergleichbarkeit der Ergebnisse eingeschränkt, sodass die Gegenüberstellung nicht im Sinne eines unmittelbaren 1:1-Vergleichs, sondern als qualitative Einordnung des Materialverhaltens unter unterschiedlichen Spannungszuständen zu verstehen ist. Bei den beiden Silikonen stimmen die Kurvenverläufe im Anfangsbereich zunächst noch vergleichsweise gut überein. Für Ködiglaze S gilt dies näherungsweise bis zu einer Verzerrung von etwa $\varepsilon = 0.5$. Mit zunehmender Verzerrung tritt jedoch auch hier eine deutlich höhere Steifigkeit unter biaxialer Beanspruchung hervor. Im Gegensatz dazu zeigen sich bei Sikaflex 668 Unterschiede zwischen uniaxialer und biaxialer Belastung bereits ab Beginn der Beanspruchung, sodass die entsprechenden Kurven frühzeitig auseinanderlaufen. Insgesamt weisen die Vergleiche für alle Materialien, Belastungsarten und Dehnraten ein qualitativ ähnliches Materialverhalten auf. Die charakteristischen Kurvenverläufe bleiben grundsätzlich erhalten, unterscheiden sich jedoch in ihrer Steigung und damit in der ausgeprägten Steifigkeitsantwort in Abhängigkeit vom vorliegenden Spannungszustand.



(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung 3.29.: Vergleich uni- und biaxiale Zugversuche

4. Großbauteilversuche

Mittels Großbauteilversuchen wird das Werkstoffverhalten und die Energiedissipation für typische geklebte Glas Konstruktionen im Großmaßstab betrachtet. Zeitgleich dienen diese als Referenz für die Materialversuche und ein zu erarbeitendes Material- bzw. Berechnungsmodell für strukturelle Dickschichtklebungen. Um die Ergebnisse der Großbauteilversuche möglichst vielseitig nutzen zu können, bedarf es einer detaillierten Planung des grundsätzlichen Versuchsaufbaus, der Geometrie und Dimensionierung der Glasscheiben und Klebfugen. Außerdem sind weitere Punkte wie die Lasteinleitung, die Ausbildung der Unterkonstruktion und die Prüfvorschriften von entscheidender Bedeutung. Ebenso wie eine geeignete Wahl und Positionierung von Messmitteln. Auszüge der Konzeption, Planung, Paramterstudie und Aufbau dieser Versuche wurde bereits in [135] veröffentlicht.

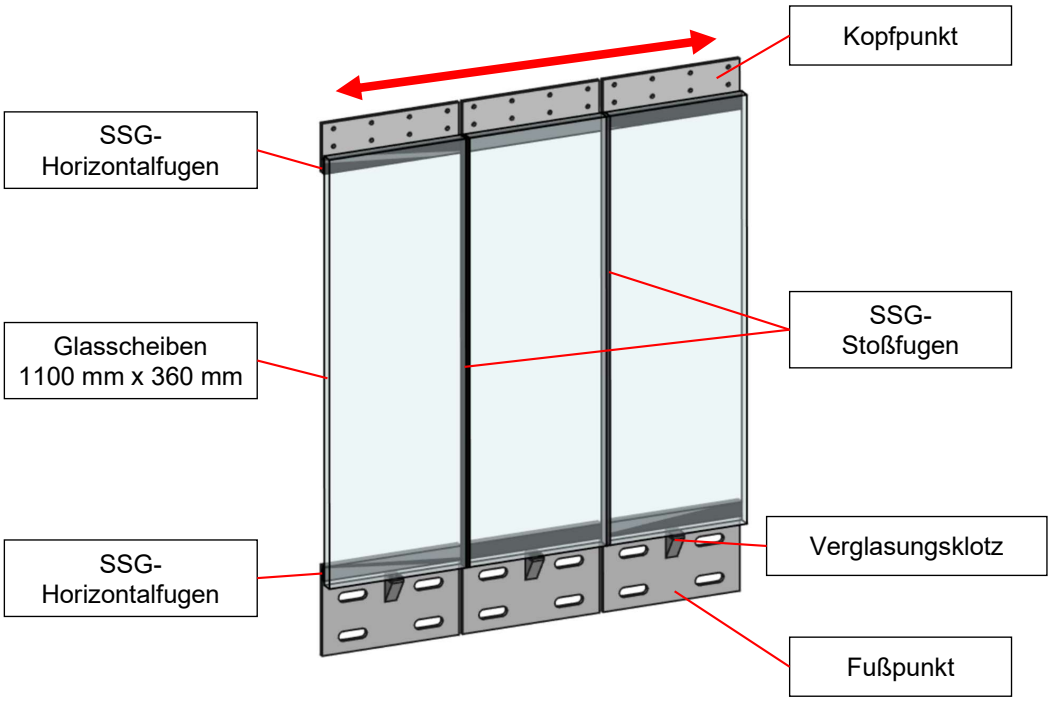


Abbildung 4.1.: Skizze verklebte Probekörper Großbauteilversuche

4.1. Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau sieht jeweils drei Scheiben nebeneinander vor, welche jeweils zusammen getestet werden. Durch die Aneinanderreihung der Scheiben kann der Einfluss der Stoßfugen zwischen den Scheiben und die Lastweiterleitung durch die Elemente untersucht werden. Die Lasteinleitung erfolgt dabei über eine Auslenkung des Kopfpunktes, um somit eine Stockwerksverschiebung zu simulieren (welche aus einer Erdbeben- oder Hurricanebelastung entstehen kann). Die drei Elemente sind jeweils am Kopf- und Fußpunkt linienförmig an der Unterkonstruktion

mittels structural glazing (SSG) versehen. Zusätzlich sind die Scheibenstöße zwischen den Elementen ebenfalls mit SSG versehen. Somit ist die Konstruktion abweichend von der ETAG 002 [75] bzw. EAD 090010-00-0404 [76] nicht vierseitig auf der Rückseite verklebt, sondern nur zweifach. Die zweiseitige Verklebung mit zusätzlicher Konstruktion der Stoßfugen wird den modernen Ansprüchen an möglichst viel Transparenz und schlankem Design am besten gerecht. Eine Skizze des Versuchsaufbaus ist in Abbildung 4.1 zu sehen. Verwendet werden Glasscheiben mit Abmessungen von 1100 mm auf 360 mm (identisch zum 4-Punkt-Biegeversuch). Insgesamt wird der Versuch mit drei unterschiedlich dicken Glasscheiben durchgeführt, um den Einfluss unterschiedlicher Stoßfugenabmessungen zu untersuchen. Die gewählten Versuchsvarianten können der Tabelle 4.1 entnommen werden. Im Folgenden werden die einzelnen Details des Versuchsaufbaus näher beschrieben. Die Details umfassen dabei die Fuß- und Kopfpunktkonstruktion, die Ausbildung der Scheibenstöße, die Lasteinleitung, Fugendimensionierung, Probekörperfertigung und die Messtechnik.

Tabelle 4.1.: Varianten Großbauteilversuche

Variante	**Scheibenaufbau**	**Klebstoff**
Mono 10 mm	10 mm TVG	Dowsil 993
VSG 2 x 10 mm	10 mm TVG / 1.52 mm PVB / 10 mm TVG	Dowsil 993
VSG 3 x 10mm	10 mm TVG /1.52 mm PVB / 10 mm TVG / 1.52 mm PVB / 10 mm TVG	Dowsil 993

4.1.1. Fußpunkt

Die einzelnen Scheiben sind nur am Fußpunkt jeweils mittig geklotzt und an einem 10 mm Flachprofil aus Edelstahl (1.4301) einseitig linienförmig SSG verklebt. Als Tragklotz wird ein auf 30 mm Länge zugeschnittener Verglasungsklotz GL-UK Glas-Tec der Firma Roto Frank Professional Service GmbH verwendet, um das Eigengewicht der Glasscheiben abzutragen. Der Verglasungsklotz ist 5 mm stark und deckt mit einer Breite von 38 mm in jedem Fall die gesamte Glasdicke ab. Der Verglasungsklotz liegt wiederum auf einem Sockel aus Edelstahl (1.4301) auf, welcher mit zwei 6 mm Kehlnähten am 10 mm Flachprofil angeschweißt wurde, um somit die Last aus dem Eigengewicht in die Unterkonstruktion abtragen zu können (siehe Abbildung 4.2). Die Unterkonstruktion am Fußpunkt ist unverschieblich gelagert. Hierbei wurde beachtet, dass die Scheiben nach unten heraus genügend Bewegungsspielraum haben, um ungewollten Kontakt mit Teilen der Unterkonstruktion zu vermeiden. Durch die Wahl von jeweils nur einem mittig angeordneten Tragklotz wird den Horizontalen Fugen möglichst viel Bewegungsspielraum ermöglicht. Zusätzlich ist somit gewährleistet, dass das structural glazing maßgeblich am Lastabtrag beteiligt ist. Der Fußpunkt mit nur einem mittig angeordneten Verglasungsklotz je Scheibe wurde bereits in Projekten wie bspw. dem *The Henderson* in Hong Kong [107] oder dem *Pérez Art Museum Miami* umgesetzt [173].

4.1.2. Kopfpunkt

Am Kopfpunkt sind die Scheiben ebenfalls linienförmig von einer Seite an einem Flachprofil aus 10 mm Edelstahl (1.4301) strukturell verklebt. Auch hier wurde wieder auf die Wetterversiegelung auf der anderen Seite für eine bessere Sichtbarkeit der Klebung während und nach den Versuchen verzichtet. Die Unterkonstruktion ist am Kopfpunkt an einem in horizontaler

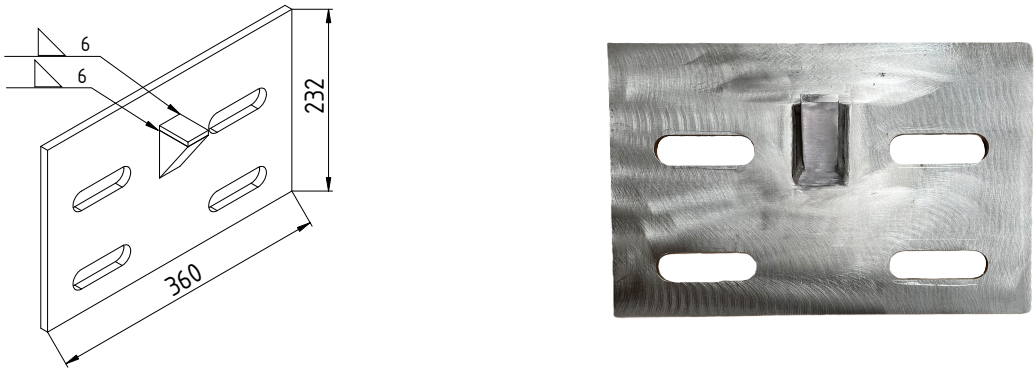


Abbildung 4.2.: Fußpunktkonstruktion, Skizze und Substrat

Richtung verschieblich gelagerten Strangpressprofil aus Aluminium biegesteif durch jeweils acht M8 Schrauben befestigt. Das Strangpressprofil aus Aluminium ist wiederum am Prüfzylinder angeschlossen und auf PTFE-Platten gelagert um somit ein möglichst reibungsfreies Gleiten in horizontaler Richtung zu ermöglichen. Das Substrat des Kopfpunktes ist in Abbildung 4.3 und der Prüfrahmen mit PTFE Lagerung in Abbildung 4.4 dargestellt.



Abbildung 4.3.: Kopfpunktkonstruktion, Skizze und Substrat

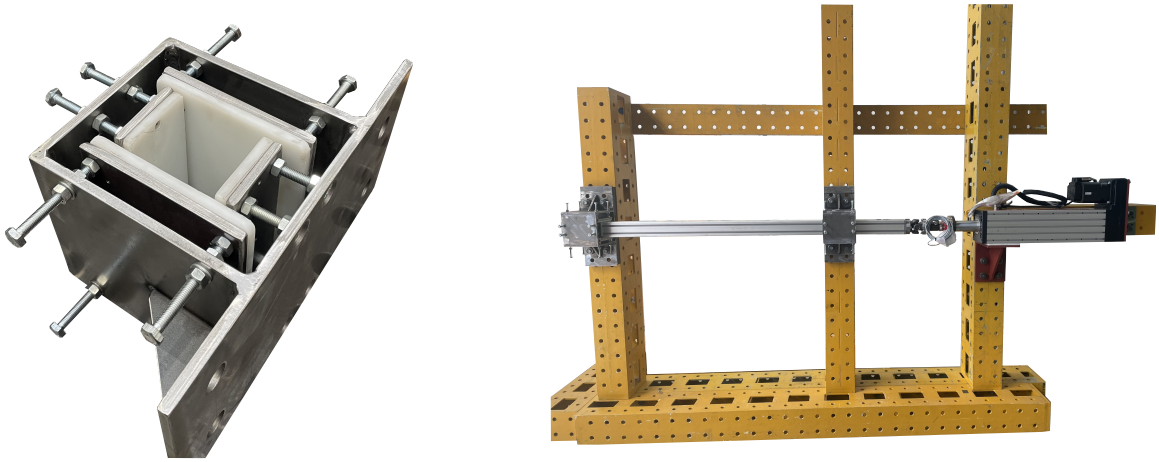


Abbildung 4.4.: Lagerung Strangpressprofil und Prüfrahmen

4.1.3. Scheibenstöße

Zusätzlich zur Kopf- und Fußpunkt Verklebung werden auch die Scheibenstöße verklebt, da es sich hierbei um eine konstruktive Fuge handelt, welche horizontale Kräfte bzw. Verschiebungen

von einem Scheibenelement ins nächste leitet. Durch die Wahl von nur einem am Fußpunkt mittig angeordneten Tragklotz wird die Rotation der Scheibe um den Tragklotz als Auflagerpunkt vorgegeben (siehe Abbildung 4.5). Bei einer Auslenkung des Kopfpunktes und einer sich daraus einstellenden Rotation der Scheibe wird die Stoßfuge durch Scherspannungen beansprucht und trägt somit maßgeblich zum Lastabtrag und zur Aussteifung des Systems bei. Auf einen Einbau von Tragklötzen in die Stoßfugen wurde bewusst verzichtet, da diese die genaue Lasteinleitung von einem Scheibenelement zum nächsten vorgeben würden und die Charakteristik des Klebstoffs vernachlässigt werden würde.

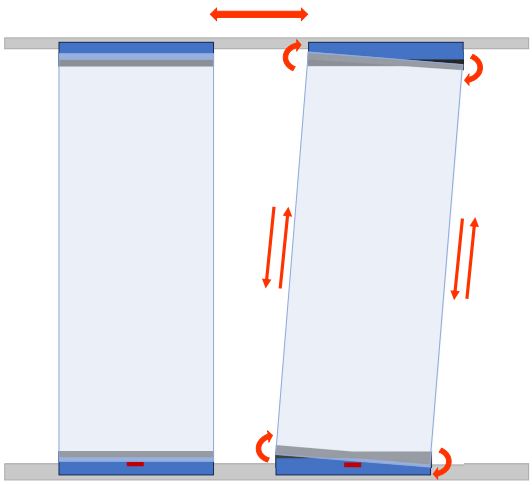


Abbildung 4.5.: Kinematik einer einzelnen Scheibe

4.1.4. Lasteinleitung

Die Lasteinleitung erfolgt am Kopfpunkt über das horizontal verschiebliche Strangpressprofil aus Aluminium durch einen elektromechanischen Prüfzylinder Z020 (siehe Abschnitt 2.6.4). Eine Auslenkung über den Fußpunkt oder eine Verschiebung der beiden Anschlusspunkte gegeneinander wäre eine Alternative, wie es bereits in anderen Experimenten durchgeführt wurde (siehe [14, 49, 45]). Da die drei geklebten Elemente am Kopfpunkt jeweils an demselben Aluminiumprofil als Unterkonstruktion befestigt sind, wird die Last auch über den Kopfpunkt in alle drei Elemente identisch eingeleitet. Dies bildet die realen Bedingungen, wie sie bei einer Stockwerksverschiebung auftreten, am besten ab. Aufgrund der Geometrie und der Auslenkung in Scheibenebene stellen sich hauptsächlich Schubspannungszustände am Kopf- und Fußpunkt sowie in den Scheibenstößen ein. Die Kinematik für eine einzelne Scheibe bei einer Auslenkung des Kopfpunktes ist in Abbildung 4.5 zu sehen. Die Schubverformung der Stoßfugen sind dabei um 90° zu den horizontalen Fugen gedreht, da diese auf einer anderen Außenfläche der Scheibe angeordnet sind. Die Schubspannungszustände sind genau die gewollten Belastungen, da sich diese in der Beanspruchungsanalyse als maßgebend herausgestellt haben [118]. Aufgrund einer in der Regel geringen Schichtdicke der Klebstoffe werden schon bei kleinen Verschiebungen große Scherwinkel und somit große Schubspannungen erzeugt. Bei einer realen Stockwerksverschiebung führt die Rotation der vertikalen Komponenten zu einer Veränderung der lichten Höhe. Diese Änderung, bezeichnet als x, hängt ausschließlich von der aufgebrachten horizontalen Verschiebung u und der ursprünglichen Länge der vertikalen Komponenten L (bzw. der ursprünglichen lichten Höhe) ab. Geometrisch lässt sich die Änderung der lichten Höhe durch

folgende Gleichung beschreiben:

$$x = L - \sqrt{L^2 - u^2} \tag{4.1}$$

Diese Veränderung entspricht einem Kreisbogen mit dem Radius L. In dieser Konstruktion kann eine horizontale Verschiebung von $u = 150$ mm aufgebracht werden, ohne dass die Abweichung 1% übersteigt (siehe Abbildung 4.6). Die Versuchsdurchführung mit reiner horizontaler Auslenkung bei gleichbleibender Höhe stellt somit eine ausreichend genaue Vereinfachung dar. Die Herleitung und Auswirkung dieser Vereinfachung ist im Anhang A.3 dargestellt.

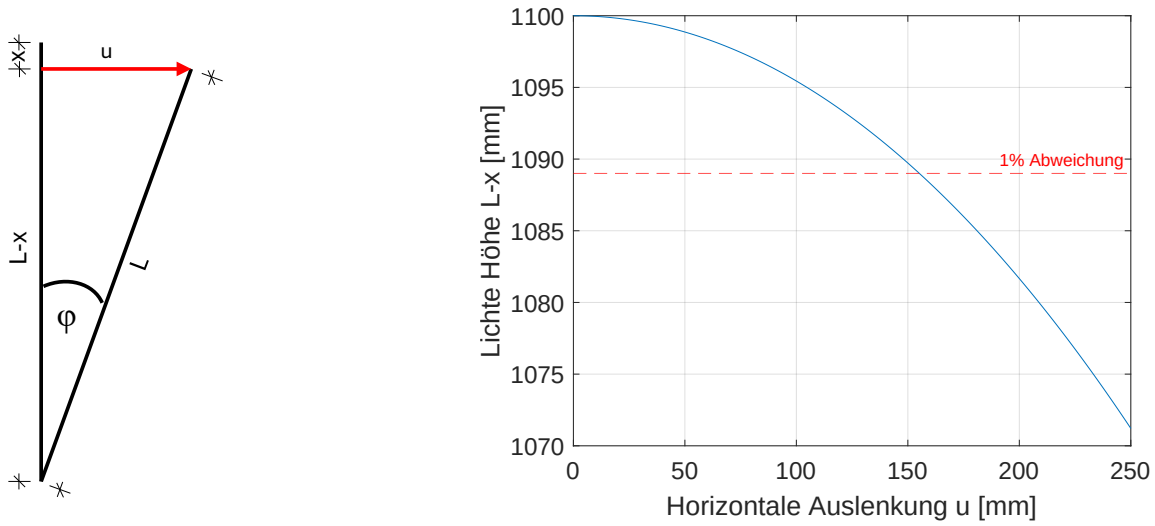


Abbildung 4.6.: Abweichung lichte Höhe

4.1.5. Fugendimensionierung

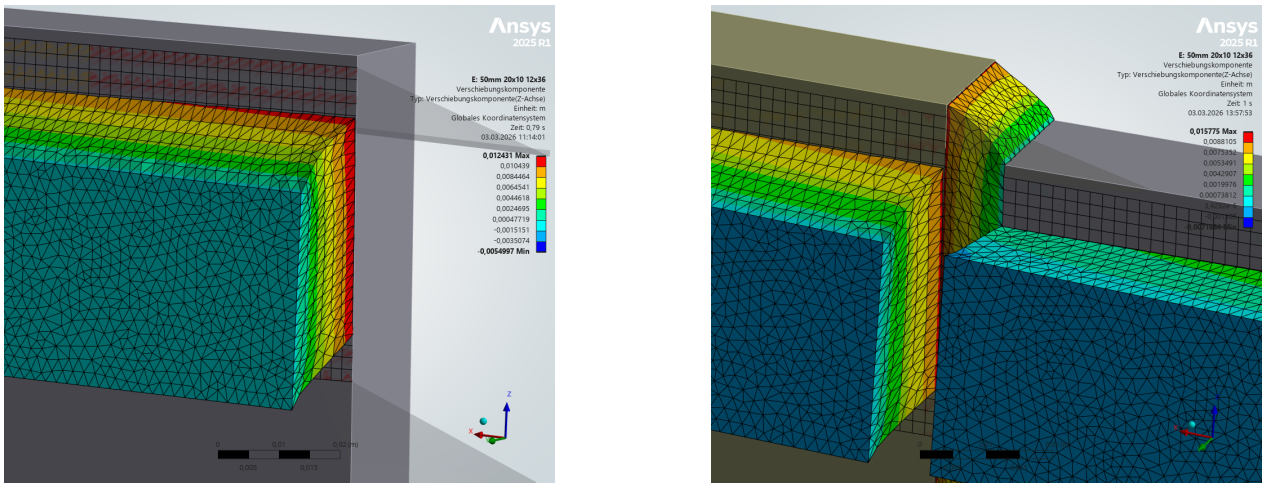
Ziel bei der Fugendimensionierung war es die Abmessungen der Stoßfuge und der Horizontalfuge so auszubilden, dass beide Querschnitte, bei einer vorgegebenen Stockwerksverschiebung, möglichst gleich ausgenutzt werden.

4.1.5.1. Stoßfugen

Bei den Stoßfugen wurden die jeweils max. Scheibenbreite gewählt, also 10 mm, 20 mm und 30 mm, da der Einfluss einer unterschiedlichen Breite der Stoßfuge untersucht werden soll. Die Dicke der beiden Stoßfugen beträgt in allen Fällen 10 mm. Somit werden die Verhältnisse von 1:1 bis 1:3, die nach ETAG oder EAD zulässig sind, abgedeckt [75, 76]. Die Stoßfugen werden über die komplette Scheibenhöhe von 1100 mm ausgeführt. Die Scheiben werden dafür zuvor in die Konstruktion eingebaut.

4.1.5.2. Horizontalfugen

Die Horizontalfugen werden so ausgebildet, dass sie im Verhältnis zu den Stoßfugen möglichst identisch ausgenutzt werden. Sie werden über die gesamte Scheibenbreite von 360 mm ausgeführt. Um den Einfluss der unterschiedlichen Stoßfugen zu untersuchen muss die Geometrie der Horizontalfuge für die drei Scheibendicken beibehalten werden. Dazu wurde eine Parameterstudie durchgeführt, welche im Folgenden näher beschrieben wird.



(a) Horizontalfuge **(b)** Stoßfuge

Abbildung 4.7.: FE-Modell Parameterstudie Fugenabmessung

4.1.5.3. Parameterstudie

Die Parameterstudie wurde mit der FE Software ANSYS und der Annahme eines hyperelastischen und nahezu inkompressiblen Materialverhaltens durchgeführt. Gewählt wurde das Mooney-Rivilin Modell mit den Materialparametern aus Herstellerangaben vom Silikon 993 [83]. Die Materialparameter sind in Tabelle 4.2 zu finden. Als Elemente wurden Solid285 Elemente verwendet, da diese sehr robust sind und hyperelastisches und inkompressibles Materialverhalten am besten abbilden können.

Tabelle 4.2.: Materialparameter Mooney Rivilin

C10 MPa	C01 MPa	D1 1/MPa	Dichte g/cm^3
0.33	0.005	0.005	1.3

Das FE-Modell umfasst nur die Klebstofffugen und die drei Glasscheiben welche als Starrkörper definiert wurden. Die Klebstofffugen wurden jeweils mit einer Elementgröße von 2 mm definiert. Anstelle der Edelstahlbleche wurden entsprechende Randbedingungen direkt auf die entsprechende Fläche der Klebefuge aufgebracht. Bei der Parameterstudie kam es nicht auf exakte Spannungs- und Verzerrungswerte an, sondern zum einen auf die Kinematik des Gesamtsystems und zum anderen auf das Verhältnis der Schubspannungen zwischen Horizontal- und Stoßfuge. Ziel war es eine Abmessung zu identifizieren bei der für alle drei Stoßfugenbreiten (10, 20 und 30 mm) das Verhältnis der Schubspannungen aus Horizontal- und Stoßfuge ungefähr eins ist:

$$\frac{\tau_{horizontal}}{\tau_{vertikal}} \approx 1 \tag{4.2}$$

Da für alle Klebefugen das gleiche Materialmodell mit identischen Parametern hinterlegt wurde und die Glasscheiben als Starrkörper definiert wurden, ist keine weitere Einflussgröße auf Kinematik, Spannungen und Verzerrungen in den Fugen vorhanden. Die Breite der Horizontalfuge wurde zwischen 12 mm und 36 mm und die Dicke zwischen 8 mm und 24 mm variiert und mit jeder der drei Stoßfugen kombiniert. Als Belastung wurde eine Verschiebung von 50 mm als Randbedingung auf die Rückseiten der drei Horizontalfugen am Kopfpunkt aufgebracht. Dies bildet die Einwirkung aus einer Stockwerksverschiebung ab.

Die einzelnen Ergebnisse der verschiedenen Kombinationen innerhalb der Parameterstudie sind im Anhang A.4 beschrieben. Abschließend wurde eine 36 mm x 12 mm Horizontalfuge gewählt. 12 mm Dicke haben sich als Optimum herausgestellt und mit einer 36 mm Breite wird das Seitenverhältnis von 1:3 eingehalten. Hierbei sind die Verhältnisse über die Stoßfugenbreiten am ausgeglichensten (siehe Tabelle 4.3). Bei der 10 mm Stoßfugenvariante ergibt sich sogar ein umgekehrtes Verhältnis, bei dem die Stoßfuge mehr ausgelastet ist. Wodurch bei dieser Kombination von einem beginnenden Versagen in der Stoßfuge auszugehen ist. Bei den anderen beiden Kombinationen ist von einem beginnenden Versagen in der Horizontalfuge zu rechnen. Diese Horizontalfugenabmessung erfüllt somit die Anforderung bei einer vorgegebenen Stockwerksverschiebung möglichst identisch zur Stoßfuge ausgenutzt zu werden (bei allen drei Stoßfugenbreiten). Die Simulationsergebnisse wurden außerdem genutzt, um eine erste Abschätzung der Auftretenden Kräfte auf das System zu erhalten, um dementsprechend den Zylinder und die Kraftmessdose auszuwählen.

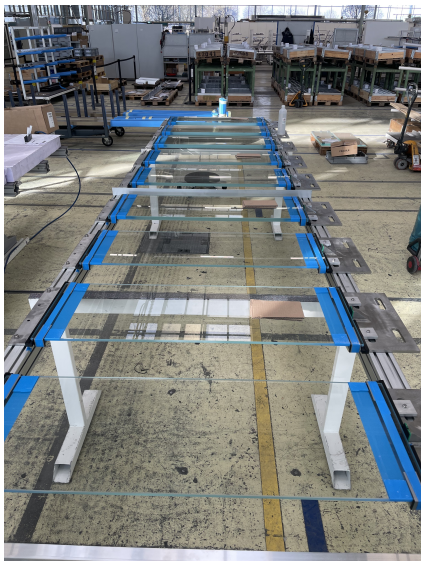
Tabelle 4.3.: Verhältnisse max. Schubspannung für 36 mm x 12 mm Horizontalfuge

Stoßfugenvariante	10 mm	20 mm	30 mm
Verhältnisse max. Schubspannung Horizontalfuge/Stoßfuge	0.82	1.39	2.12

4.1.6. Probekörperfertigung



(a) 2K-Dosier- und Mischanlage

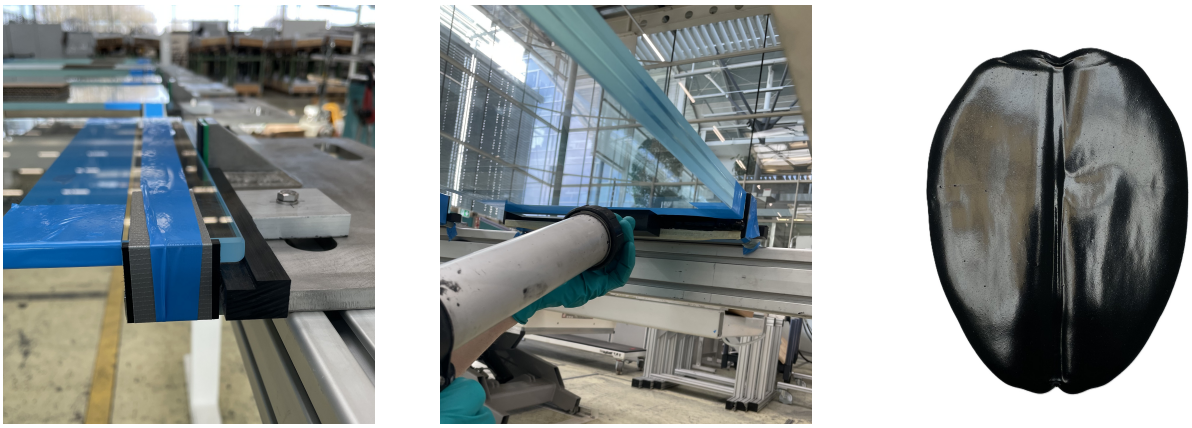


(b) Substratvorbereitung

Abbildung 4.8.: Probekörperfertigung (Vorbereitung)

Das Fügen der Edelstahlsubstrate mit den verschiedenen Glasscheiben (siehe Tabelle 4.1) wurde bei der seele GmbH in Gersthofen durchgeführt. Die hierfür benötigten Glasscheiben wurden von der sedak GmbH & Co. KG bereitgestellt. Das Zweikomponenten-Silikon Dowsil 993 (2.5.2) wurde mit einer 2K-Dosier- und Mischanlage in Kartuschen für Handgeräte abgefüllt, mit denen

anschließend die Fugenschalungen ausgespritzt wurden (siehe Abbildung 4.8). Für die Herstellung wurden die Edelstahlsubstrate plan auf einer Vorrichtung fixiert. Anschließend wurden die Glasscheiben mit Abstandshaltern aus PE-Klötzen in der vorgesehenen Position aufgebracht und fixiert. Dadurch war die zu erstellende Horizontalfuge, mit Ausnahme einer Seite, durch die PE-Klötze, das Edelstahlsubstrat und die Glasscheibe vollständig abgeschlossen. Über die verbleibende offene Seite wurde das fertig gemischte 2K-Silikon mit einer Druckluftkartuschenpresse in die Fuge eingebracht (Abbildung 4.9). Im Anschluss wurde der überschüssige Klebstoff abgezogen. Nach 24 Stunden zur Aushärtung wurde die Schalung entfernt. Vor der Fertigung der Horizontalfugen wurde das Mischungsverhältnis der beiden Silikonkomponenten mithilfe eines sogenannten Butterfly-Tests überprüft (vgl. [13], siehe Abbildung 4.9 (c)). Dabei konnten keine Schlieren oder andere Merkmale festgestellt werden, die auf eine unzureichende Durchmischung schließen lassen. Ein exemplarisches Ergebnis dieses Tests ist in Abbildung 4.9(c) dargestellt. Die Herstellung der Horizontalfugen erfolgte bei allen Scheibenvarianten (10 mm, 20 mm, 30 mm) identisch, da die Abmessungen der Fuge (36 mm × 12 mm) konstant blieben und sich lediglich die Glasdicke unterschied. Parallel zur Fertigung wurden mit demselben Silikongemisch Referenz-Probekörper gemäß Abschnitt 2.7 für uniaxiale und biaxiale Untersuchungen hergestellt.



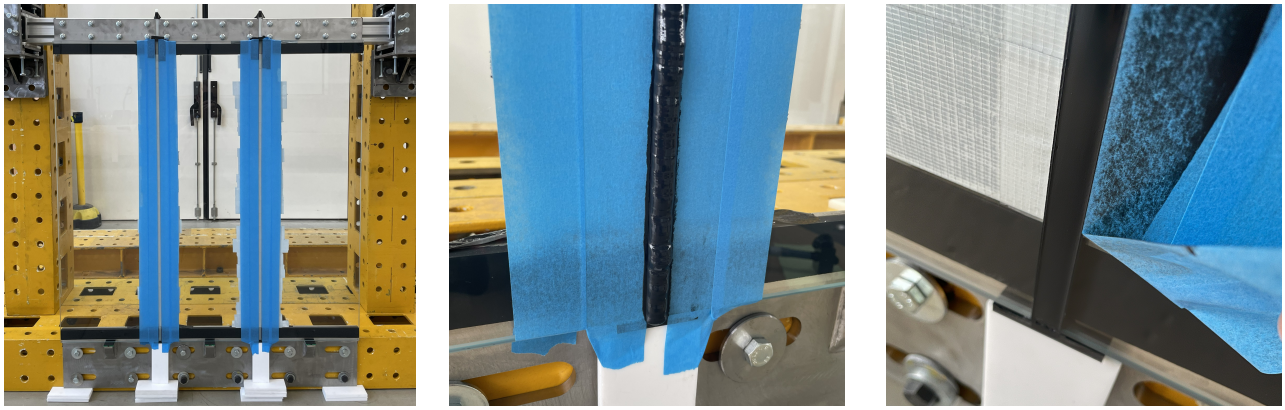
(a) Fugenschalung **(b)** Ausspritzen **(c)** Butterfly Test

Abbildung 4.9.: Herstellung Horizontalfuge

4.1.7. Erstellung der Stoßfugen

Nach der Fertigung der Horizontalfugen wurden die Einzelscheiben in den Prüfrahmen eingesetzt (siehe Abbildung 4.4), ausgerichtet und der erforderliche Abstand von 10 mm mithilfe von PE-Klötzen eingestellt. Anschließend wurden die Glaskanten der zu erstellenden Stoßfuge mit Isopropanol gereinigt. Die Rückseite der Fuge wurde mit einer PE-Folie abgeklebt, während die Eckbereiche am Kopf- und Fußpunkt mit PE-Klötzen eingeschalt und die verbleibende offene Seite mit Kreppband abgedeckt wurden. Das Ausspritzen der Stoßfugen erfolgte mit dem Silikon Dowsil 993 in Dualkartuschen, verarbeitet mit einer PowerPush 700 Akkupistole. Zur Qualitätskontrolle des Mischungsverhältnisses wurden für jede Versuchsvariante (10 mm, 20 mm, 30 mm) Butterfly-Tests durchgeführt. Die entsprechenden Ergebnisse der Tests sind im Anhang in der Abbildung B.1 dargestellt. Unmittelbar nach dem Ausspritzen wurde der überschüssige Klebstoff entfernt und das Kreppband abgezogen, um ein sauberes Fugenbild zu gewährleisten. Nach einer Aushärtungszeit von 24 Stunden wurden die Stoßfugen ausgeschalt. Anschließend wurde eine Wartezeit von mindestens 28 Tagen eingehalten, um ein vollständiges Ablüften

und Aushärten der Silikonfugen gemäß den Herstellerangaben von DOW sicherzustellen. Der Herstellungsprozess ist in Abbildung 4.10 dokumentiert. Aus den verbleibenden Resten des verwendeten Silikons wurden zudem Referenz-Probekörper gemäß Abschnitt 2.7 hergestellt. Der gesamte Ablauf der Stoßfugenerstellung war für alle Scheibenvarianten identisch. Unterschiede ergaben sich lediglich aus der jeweiligen Glasdicke und der damit verbundenen Fugentiefe. Dadurch konnte bei allen Varianten derselbe Scheibenabstand eingestellt werden, während bei dickeren Glasscheiben lediglich eine größere Menge an Klebstoff eingebracht werden musste.

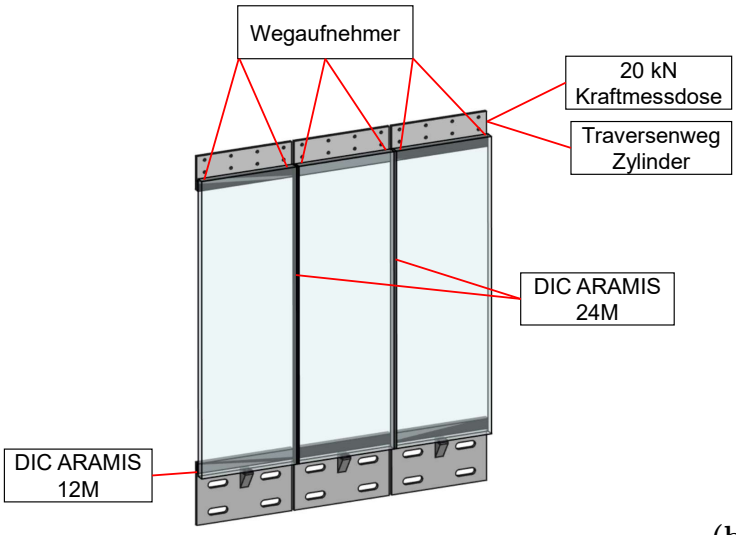


(a) Abgeklebt und eingeschalt **(b)** Ausgespritzt **(c)** Abgezogen und ausgeschalt

Abbildung 4.10.: Erstellung Stoßfuge

4.1.8. Messtechnik

Für die Gewinnung aussagekräftiger Versuchsergebnisse war eine geeignete Auswahl und Positionierung der Messtechnik erforderlich. Eine schematische Darstellung des Versuchsaufbaus mit der Anordnung der Messsysteme ist in Abbildung 4.11(a) dargestellt. Zwischen dem Prüfzylinder (siehe Abschnitt 2.6.4) und dem Anschlusspunkt an der Unterkonstruktion am Kopfpunkt wurde eine Kraftmessdose (siehe Abschnitt 2.6.4.1) installiert, um die während der Auslenkung auftretenden Kräfte direkt zu erfassen. Zusätzlich wurde der Zylinderweg aufgezeichnet, der gleichzeitig die Auslenkung des Systems am Kopfpunkt beschreibt und zudem als Steuergröße für die Versuchsabläufe diente. Die Stirnseite der linken unteren Horizontalfuge wurde mit dem DIC-System ARAMIS 12M (siehe Abschnitt 2.6.2) erfasst. Ergänzend wurde das DIC-System ARAMIS 24M frontal vor dem Versuchsaufbau positioniert, um die beiden vertikalen Stoßfugen aufzuzeichnen. Für die Messung mittels DIC wurden neben den zu erfassenden Silikonfugen Messpunkte auf die Glasoberflächen bzw. die Edelstahlsubstrate appliziert (siehe Abbildung 4.11(b)). Bei der Horizontalfuge wurden Messpunkte mit 1.5 mm und bei den Stoßfugen mit 3 mm Durchmesser verwendet. Zur zusätzlichen Erfassung der Verformungen wurden am Kopfpunkt jeweils am linken und rechten Rand jeder Scheibe induktive Wegaufnehmer installiert (siehe Abschnitt 2.6.5). Diese dienten der Aufzeichnung der Kinematik der Glasscheiben während der Versuche und ermöglichten die Identifikation möglicher Abweichungen im Bewegungsablauf. Mit den Wegaufnehmern konnte überprüft werden, ob die Kinematik des Systems über mehrere Zyklen hinweg konstant blieb oder sich im Verlauf der Versuchsreihe veränderte. Eine Gesamtübersicht des vollständig aufgebauten Prüfrahmens mit eingesetzten Probekörpern, hergestellten Stoßfugen und installierter Messtechnik ist in Abbildung 4.12 dargestellt. Darüber hinaus wurden während der Versuchsdurchläufe stationäre und bewegte Videoaufnahmen erstellt.



(a) Messtechnik-Skizze



(b) Messpunkte für die DIC-Aufnahme

Abbildung 4.11.: Versuchsaufbau mit Messtechnik-Konzept

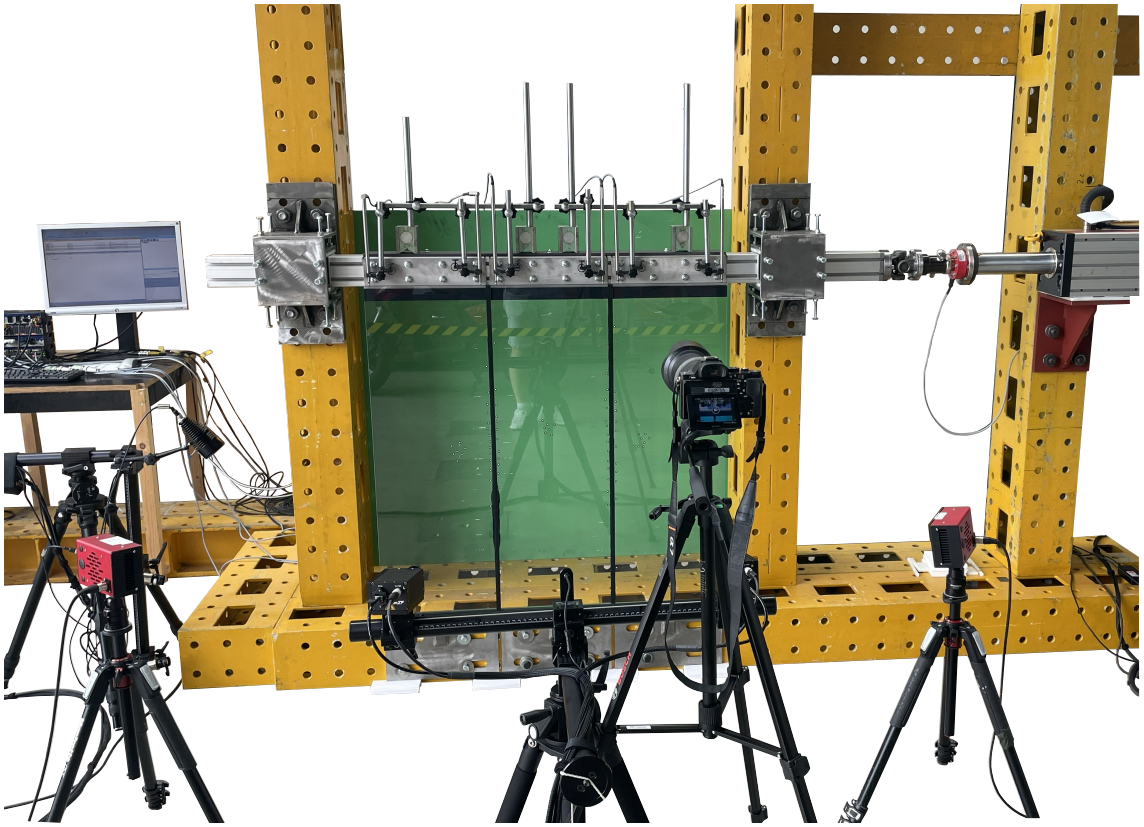


Abbildung 4.12.: Vollständiger Versuchsaufbau mit installierter Messtechnik

4.2. Durchführung

Die Versuchsdurchführung orientierte sich am sogenannten Crescendo-Test [11, 12], welcher in modifizierter Form angewendet wurde. Der Crescendo-Test stellt ein geeignetes Verfahren zur Untersuchung von Pfosten-Riegel-Fassaden dar (siehe Abschnitt 1.2.3). Dabei wurden mit dem am Kopfpunkt angeschlossenen Zylinder wiederholte Sinuszyklen gefahren. Im Gegensatz zum klassischen Crescendo-Test wurde die Amplitude jedoch nicht innerhalb eines Versuchs gesteigert, sondern für jeden Durchlauf konstant gehalten. In separaten Versuchsreihen wurde die Amplitude anschließend schrittweise erhöht, wobei sie innerhalb jedes einzelnen Durchlaufs konstant blieb. Ziel dieser Vorgehensweise war es, die drei verschiedenen Konstruktionen nicht mit einer identischen Amplitude am Kopfpunkt zu prüfen, sondern ein gleiches Scherungsniveau in der Horizontalfuge zu erreichen. Hierfür wurden zunächst mehrere quasistatische Einzyklus-Referenzversuche mit einer Geschwindigkeit von 100 mm/min (Dreiecksignal) durchgeführt. Um den Einfluss des Mullins-Effekts [123, 122] zu minimieren, wurden mindestens vier dieser quasistatischen Referenzversuche nacheinander gefahren. Die verwendeten Amplituden und Wiederholungen der Referenzversuche sind in Tabelle 4.4 dargestellt. Die Referenzversuche stellen jeweils die Erstbelastung der jeweiligen Konstruktionen dar.

Tabelle 4.4.: Quasistatische Referenzversuche Großbauteilversuche

	Geschwindigkeit mm/min	**Amplitude mm**	**Wiederholungen**
10 mm	100	30	9
20 mm	100	20	4
30 mm	100	10	4

Anhand der Referenzversuche wurde für die verschiedenen Varianten ein Amplituden-Scherungsfaktor bestimmt, mit dem sich die erforderlichen Zylinderamplituden berechnen ließen. Dieser Faktor ergab sich aus dem Verhältnis der Amplitude des Referenzversuchs zur maximalen Scherung in der Horizontalfuge. Die Ergebnisse der Berechnung sind in Tabelle 4.5 aufgeführt.

Tabelle 4.5.: Amplituden-Scherung Faktor Großbauteilversuche

	max. Auslenkung mm	**Scherung tan(γ)**	**Faktor mm/tan(γ)**
10 mm	8.25	0.68	44.11
20 mm	7.22	0.60	33.23
30 mm	4.34	0.36	27.60

Mit dem ermittelten Amplituden-Scherungsfaktor wurden anschließend die für die Versuche benötigten Amplituden berechnet, indem die gewählten Scherungsniveaus mit dem jeweiligen Faktor multipliziert wurden. Als Scherungsniveaus wurden 0.25 tan(γ), 0.50 tan(γ), 1.00 tan(γ), 1.20 tan(γ) und 2.00 tan(γ) gewählt. Dabei entspricht das Scherungsniveau von 0.25 tan(γ) dem aktuellen Bemessungswert des Klebstoffs und 1.00 tan(γ) dem charakteristischen Wert laut Herstellerangaben [83]. Mit dem Scherungsniveau von 1.20 tan(γ) wurde das Systemverhalten bei 20% oberhalb der charakteristischen Festigkeit untersucht und das Scherungsniveau von 2.00 tan(γ) wurde genutzt um ein Versagen der Konstruktion zu bewirken. Die zugehörigen Amplituden der einzelnen Scheibenvarianten sind in Tabelle 4.6 dargestellt. Für die

Scherungsniveaus 0.25 $\tan(\gamma)$, 0.50 $\tan(\gamma)$ und 1.00 $\tan(\gamma)$ wurden jeweils mindestens 100 Zyklen mit einer Frequenz von 0.5 Hz gefahren. Die Wahl der Frequenz von 0.5 Hz erfolgte aufgrund der Ergebnisse aus [118, 119], in der diese als typische Anregungsfrequenz für erdbebeninduzierte Beanspruchungen von Gebäuden angegeben wird. Zudem wird sie innerhalb der maßgebenden ermittelten Frequenzbereiche als besonders kritisch bewertet [119]. Dabei wurde die Gesamtanzahl der Zyklen in mehrere Intervalle, bestehend aus 10 Zyklen und 80 Zyklen, unterteilt. Innerhalb der Intervalle mit zehn Zyklen wurden die SSG-Fugen mit den DIC-Systemen ARAMIS 12M und ARAMIS 24M (siehe Abschnitt 2.6.2) aufgezeichnet. Die Intervalle mit 80 Zyklen jedes Niveaus wurden ohne DIC-Messung, jedoch mit Aufzeichnung der Kraft- und Wegsignale sowie der induktiven Standard-Wegaufnehmer und Videokameras erfasst. Für das Scherungsniveau von 2.00 $\tan(\gamma)$ (und bei der 10-mm-Variante zusätzlich für das Niveau von 1.20 $\tan(\gamma)$) musste die Prüffrequenz reduziert werden, um die maximale Geschwindigkeit des elektromechanischen Zylinders von 125 mm/s nicht zu überschreiten. Daher wurde die Frequenz von 0.5 Hz auf 0.25 Hz bzw. 0.2 Hz herabgesetzt. Die detaillierten Versuchsabläufe für die drei Scheibenvarianten können der Tabelle 4.7 entnommen werden. Die zugehörigen Prüfvorschriften für die ersten zehn Zyklen der jeweiligen Varianten und Niveaus sowie die Prüfvorschriften der quasistatischen Referenzversuche sind in den Abbildungen 4.13 und 4.14 dargestellt.

Ermittlung der Scherung Die Scherbeanspruchungen an der horizontalen Fuge wurden aus der vertikalen Verschiebungskomponente u_y der Messpunkte bestimmt. Durch Division der Verschiebung durch die Fugendicke von $e = 12\,\text{mm}$ ergibt sich unmittelbar der Tangens des Scherwinkels:

$$\tan(\gamma)_{,\text{H}} = \frac{u_y}{e_H} \tag{4.3}$$

Für die beiden vertikalen Stoßfugen setzt sich die Scherung aus den relativen Verschiebungen der Messpunkte links und rechts der jeweiligen Fuge zusammen. Da die mit dem DIC-System erfassten horizontalen Verschiebungskomponenten beider Fugenseiten zu jedem Zeitschritt nahezu identisch sind, ergibt sich $\Delta u_x \approx 0$. Die relative Bewegung erfolgt somit im Wesentlichen in vertikaler Richtung, so dass die Scherung der Stoßfugen in guter Näherung als:

$$\tan(\gamma)_{,\text{V}} \approx \frac{\Delta u_y}{e_V} \tag{4.4}$$

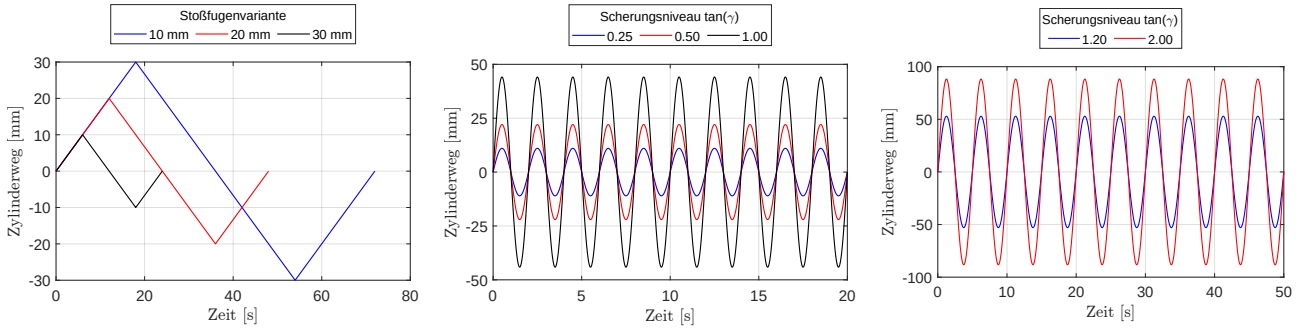
bestimmt werden kann. Die zugrunde liegende Herleitung sowie eine Fehlerabschätzung der getroffenen Vereinfachung befinden sich in Anhang A.5.

Tabelle 4.6.: Amplituden Großbauteilversuche in mm

	0.25 tan(γ)	**0.50 tan(γ)**	**1.00 tan(γ)**	**1.20 tan(γ)**	**2.00 tan(γ)**
10 mm	11.02	22.05	44.11	52.93	88.22
20 mm	8.30	16.61	33.23	39.75	66.46
30 mm	6.90	13.80	27.60	33.12	55.20

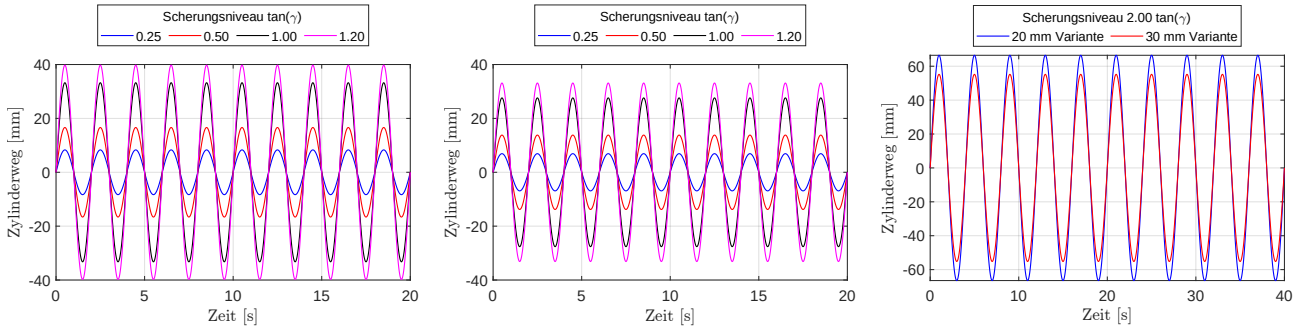
Tabelle 4.7.: Versuchsabläufe, Anzahl Zyklen je Scherungsniveau

	0.25 tan(γ)	**0.50 tan(γ)**	**1.00 tan(γ)**	**1.20 tan(γ)**		**2.00 tan(γ)**	
Frequenz Hz	0.5	0.5	0.5	0.2	0.5	0.2	0.25
10 mm	100	100	210	90	-	10	-
20 mm	100	100	100	-	180	-	10
30 mm	100	100	100	-	180	-	10



(a) Referenzversuche **(b)** 10 mm Variante **(c)** 10 mm Variante

Abbildung 4.13.: Prüfvorschriften Großbauteilversuche, Referenz und 10 mm Variante



(a) 20 mm Variante **(b)** 30 mm Variante **(c)** Scherung 2.00 tan(γ)

Abbildung 4.14.: Prüfvorschrift Großbauteilversuche, 20 mm und 30 mm Variante

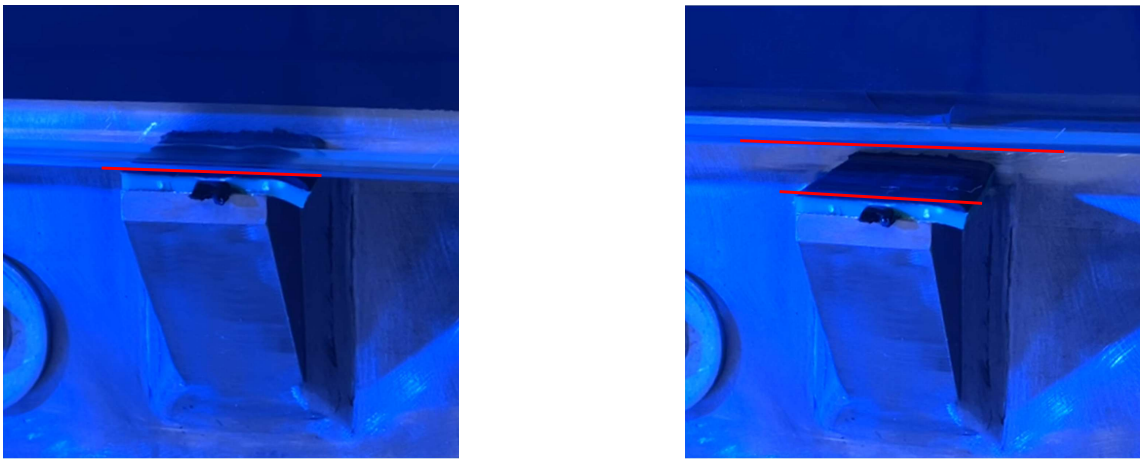
4.3. Beobachtungen zur Kinematik

Während der Versuche wurde die Kinematik des Systems untersucht. Dabei zeigte sich, dass die Stoßfugen zu einer deutlichen mechanischen Kopplung der drei Einzelscheiben führten. Bei kleinen Amplituden entsprach das Bewegungsverhalten zunächst weitgehend der erwarteten Kinematik einer Einzelscheibe (siehe Abschnitt 4.1.3). Jede Scheibe versuchte, um den mittig angeordneten Verglasungsklotz zu rotieren, wurde dabei jedoch durch die Kopplung mit den benachbarten Scheiben eingeschränkt. Mechanisch kann das System als Verbund mit stark inhomogener Steifigkeitsverteilung beschrieben werden. Den hohen Steifigkeiten der Glasscheiben standen deutlich geringere Steifigkeiten der Silikonfugen gegenüber, sodass die maßgebenden Verformungen zunächst überwiegend in den Stoßfugen auftraten. Mit zunehmender Amplitude verstärkte sich jedoch die Kopplung der Einzelscheiben, sodass das System zunehmend das Verhalten einer zusammenhängenden Gesamtscheibe annahm. Damit verlagerte sich der maßgebende Verformungsanteil von den Stoßfugen auf die Horizontalfugen. In diesem Zustand rotierte das System abwechselnd um die beiden äußeren Verglasungsklötze, wobei sich lokale Scheibenrotation und globale Systemauslenkung überlagerten. Für alle untersuchten Varianten wurde ab einer bestimmten Auslenkung des Kopfpunktes ein Abheben zunächst der äußeren und bei weiter zunehmender Beanspruchung auch der mittleren Scheibe von den Verglasungsklötzen beobachtet. Der Kontakt zur Unterkonstruktion bestand dann im Wesentlichen nur noch über den in Belastungsrichtung vorderen Verglasungsklotz. Abbildung 4.15 zeigt diesen Effekt exemplarisch für die Variante mit 10 mm Stoßfugenbreite bei einer Scherung von 1.00 $\tan(\gamma)$, Abbildung 4.16 zeigt denselben Effekt für die 30 mm-Variante. Dabei wird deutlich, dass das Abheben mit zunehmender Stoßfugenbreite stärker ausgeprägt war und bereits bei geringeren Amplituden einsetzte. Die aus der Zwangsbeanspruchung der Verklebung resultierenden Vertikalkräfte wurden bei maximaler Auslenkung nahezu vollständig über den vorderen Verglasungsklotz abgetragen, während die übrigen Klötze weitgehend entlastet waren. Der zyklische Wechsel zwischen Ent- und Belastung führte teilweise zu bleibenden Verformungen beziehungsweise zur Teilung einzelner Verglasungsklötze (siehe Abbildung 4.17). Die frühere und stärkere Ausprägung des Abhebens bei größeren Stoßfugenbreiten ist auf die stärkere Kopplung der Scheiben zurückzuführen. Da die Geometrie der Horizontalfugen zwischen den Varianten unverändert blieb, verringerte sich mit zunehmender Stoßfugenbreite ihr relativer Beitrag zur Gesamtsteifigkeit des Systems. Dies führte bei gleicher Kopfpunktauslenkung zu höheren Scherungen in den Horizontalfugen und erklärt die unterschiedlichen Amplituden zur Erreichung identischer maximaler Scherungen.



(a) Scheibe aufgesetzt **(b)** Scheibe abgehoben

Abbildung 4.15.: Entlastung Verglasungsklotz, 10 mm Variante, 1.00 $\tan(\gamma)$



(a) Scheibe aufgesetzt **(b)** Scheibe abgehoben

Abbildung 4.16.: Entlastung Verglasungsklotz, 30 mm Variante, 1.00 $\tan(\gamma)$



(a) Verglasungsklotz

(b) QR-Code Video

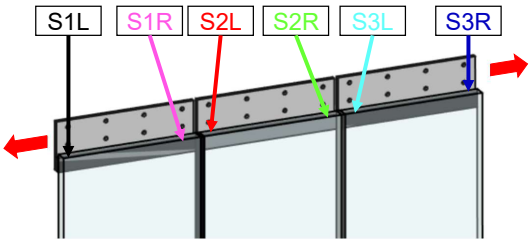
Abbildung 4.17.: Verglasungsklotz GL-UK Glas-Tec nach zyklischer Belastung

4.4. Auswertung

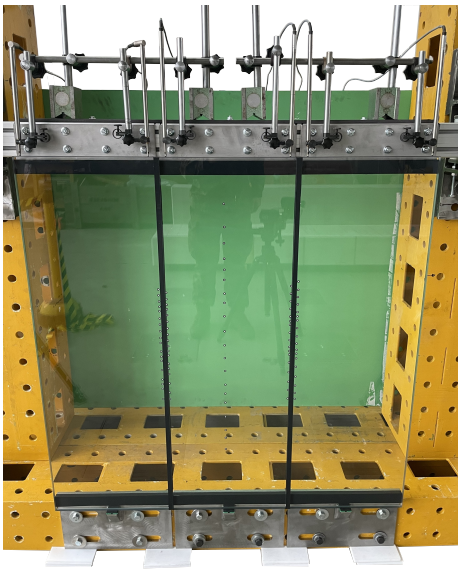
Im Folgenden werden die Ergebnisse der Großbauteilversuche ausgewertet und interpretiert. Zunächst erfolgt die Analyse der Messdaten der induktiven Wegaufnehmer, anschließend werden die Ergebnisse der DIC-Messungen sowie die aufgezeichneten Zylindermesswerte für die drei Stoßfugenvarianten und die jeweiligen Scherungsniveaus ausgewertet und im Anschluss miteinander verglichen. Bei den dargestellten Hysteresen- und Kraft-Weg-Diagrammen handelt es sich um die aufgezeichneten Signale des Zylinders und der Kraftmessdose. Die dargestellten Ergebnisse beziehen sich somit stets auf das Gesamtverhalten der Konstruktion aus den drei miteinander gefügten Glasscheiben und nicht auf einzelne Fugen. Bei den angegebenen Werten der Horizontalfuge handelt es sich jeweils um die Messungen an der linken Stirnseite der unteren linken Horizontalfuge des Systems. Die Auswertung der DIC-Messungen und der Zylindermesswerte erfolgt für die Referenzversuche (Erstbelastung) im Anhang B.1.

4.4.1. Auswertung Wegaufnehmer

In den Abbildungen 4.19 und 4.20 sind die Messergebnisse der induktiven Wegaufnehmer für die drei Stoßfugenvarianten dargestellt. Gezeigt werden jeweils ein quasistatischer Referenzversuch sowie ein Versuch auf dem Scherungsniveau von 0.50 $\tan(\gamma)$. Die Bezeichnungen und Positionen der Wegaufnehmer sind in Abbildung 4.18(a) dargestellt, während Abbildung 4.18(b) die Einbausituation im Prüfstand zeigt. Es war eine weitgehend symmetrische Auslenkung des Systems zu erkennen. Jeweils paarweise wurden mit einer Phasenverschiebung von einem halb-



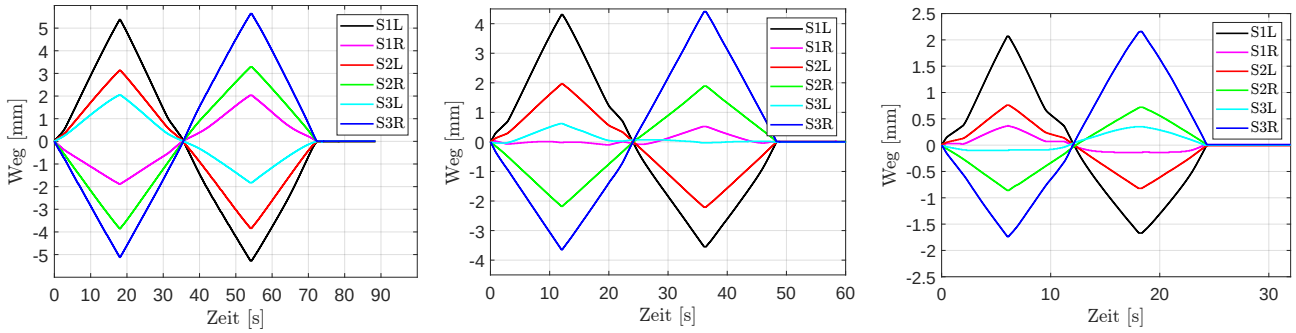
(a) Bezeichnungen und Positionen der Wegaufnehmer



(b) Einbausituation der Wegaufnehmer

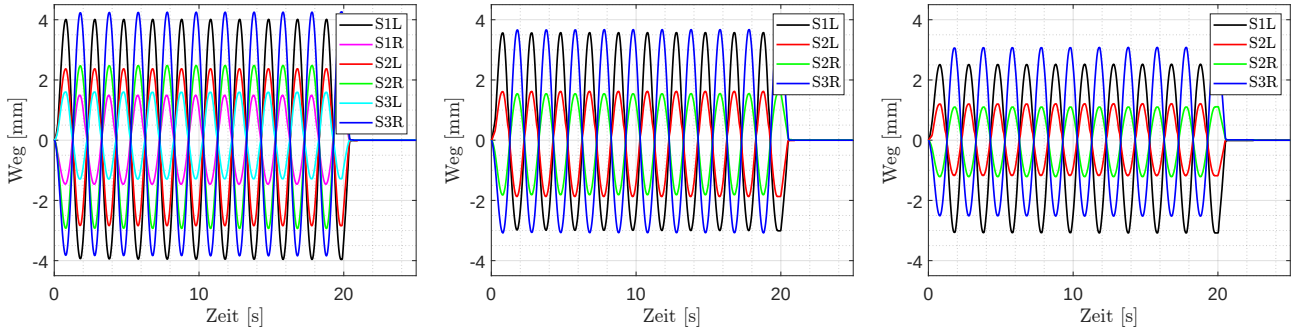
Abbildung 4.18.: Aufbau und Positionierung der induktiven Wegaufnehmer

en Zyklus identische Auslenkungen aufgezeichnet. Geringfügige Abweichungen konnten hierbei durch leicht unterschiedliche Sensorpositionen verursacht werden. Die Paare mit korrespondierenden Auslenkungen ergaben sich aus der Symmetrie des Systems, sodass die Wegaufnehmer S1L und S3R, S1R und S3L sowie S2L und S2R jeweils ein Messpaar bildeten. Die größten Auslenkungen wurden bei allen Scheibenvarianten von den äußersten Wegaufnehmern (S1L und S3R) registriert. Es folgten die Wegaufnehmer der mittleren Scheibe (S2L und S2R), deren Auslenkungen aufgrund der Nähe zur Symmetrieachse in beiden Halbzyklen nahezu identisch waren. Die geringsten Auslenkungen wurden in jedem Fall von den Sensoren S1R und S3L aufgezeichnet. Während bei der 10-mm-Scheibenvariante für diese Sensoren noch deutliche Ausschläge beobachtet wurden, war die Auslenkung bei den 20-mm- und 30-mm-Varianten deutlich geringer. Zudem zeigte jeweils einer dieser beiden Sensoren (S1R oder S3L) abwechselnd in den Halbzyklen nahezu keine Bewegung. Die geringe Aktivität dieser Sensoren resultierte aus der Überlagerung der Kinematik einer einzelnen Scheibe mit derjenigen des gesamten, aus drei Scheiben gekoppelten Systems. Diese Kopplung trat besonders bei den Varianten mit 20 mm und 30 mm Glasdicke deutlich hervor, während bei der 10-mm-Variante noch eine eigenständige Rotation der Einzelscheiben aus den Messdaten erkennbar war. Damit bestätigten die Messergebnisse der induktiven Wegaufnehmer die in Abschnitt 4.3 beschriebenen Beobachtungen zur Kinematik des Gesamtsystems. Aufgrund der geringen Auslenkung der inneren Wegaufnehmer der äußeren Scheiben (S1R und S3L) wurden diese beiden Messkanäle in den weiteren Auswertungen für die 20-mm- und 30-mm-Scheibenvarianten nicht berücksichtigt. Bei keinem der untersuchten Scherungsniveaus traten Auffälligkeiten in den Messdaten auf, sodass insgesamt von einem stabilen, symmetrischen und reproduzierbaren Versuchsablauf ausgegangen werden kann.



(a) 10 mm Variante **(b)** 20 mm Variante **(c)** 30 mm Variante

Abbildung 4.19.: Ergebnisse Wegaufnehmer Referenzversuche



(a) 10 mm Variante **(b)** 20 mm Variante **(c)** 30 mm Variante

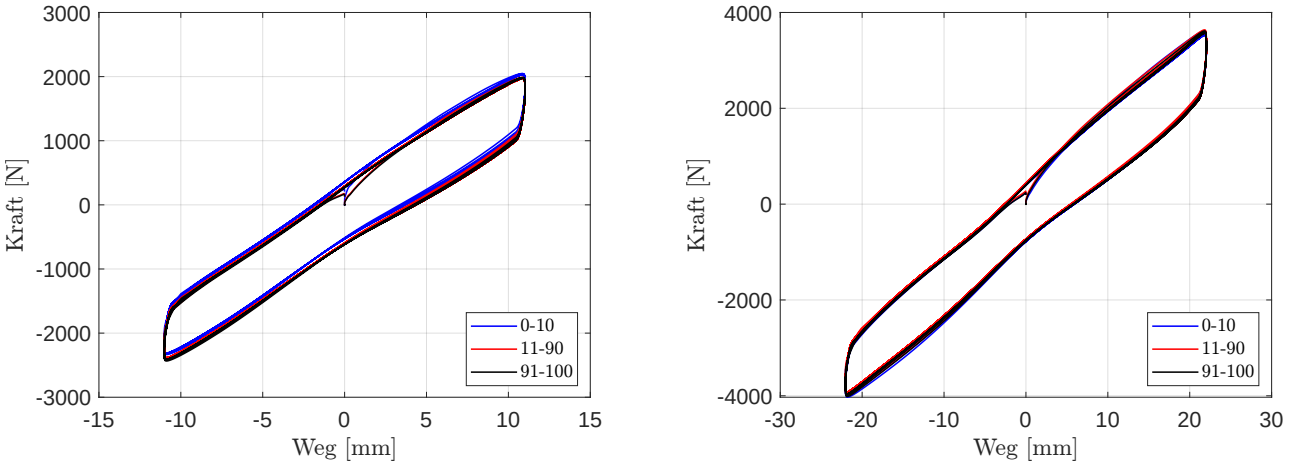
Abbildung 4.20.: Ergebnisse Wegaufnehmer Scherungsniveau 0.50 $\tan(\gamma)$

4.4.2. 10 mm Stoßfugenvariante

Bei der 10-mm-Stoßfugenvariante handelte es sich um den ersten Versuchsaufbau der Großbauteilversuche, an dem die verschiedenen Messtechniken und Versuchsabläufe zunächst eingestellt und überprüft werden mussten. Aus diesem Grund wurden, abweichend von den anderen Stoßfugenvarianten, insgesamt neun anstatt vier quasistatische Referenzversuche durchgeführt. Im Folgenden werden die Scherungsniveaus einzeln ausgewertet und anschließend miteinander verglichen.

4.4.2.1. Scherungsniveau 0.25 tan(γ)

Über 100 Zyklen bei einem Scherungsniveau von 0.25 $\tan(\gamma)$ zeigte die 10 mm Stoßfugenvariante stabiles und praktisch unverändertes Systemverhalten. Weder ein Kraftabfall noch Rissbildungen oder sonstige Schädigungserscheinungen wurden beobachtet. Die Hysterese in Abbildung 4.21(a) bleibt über den gesamten Versuchsverlauf nahezu unverändert. Dies ist auch darauf zurückzuführen, dass das System infolge der neun quasistatischen Referenzversuche bereits bis in einen Bereich von über 0.60 $\tan(\gamma)$ vorbeansprucht war, sodass Erweichungseffekte infolge des Mullins-Effekts bereits weitgehend abgebaut waren. Die zur Auslenkung erforderlichen Kräfte blieben gering. In der Horizontalfuge wurde eine maximale Scherung von etwa 0.26 $\tan(\gamma)$, in den Stoßfugen von rund 0.22 $\tan(\gamma)$ erreicht. Insgesamt handelt es sich damit um ein unkritisches Beanspruchungsniveau ohne erkennbare Schädigung.



(a) Hysterese 0.25 tan(γ)

(b) Hysterese 0.50 tan(γ)

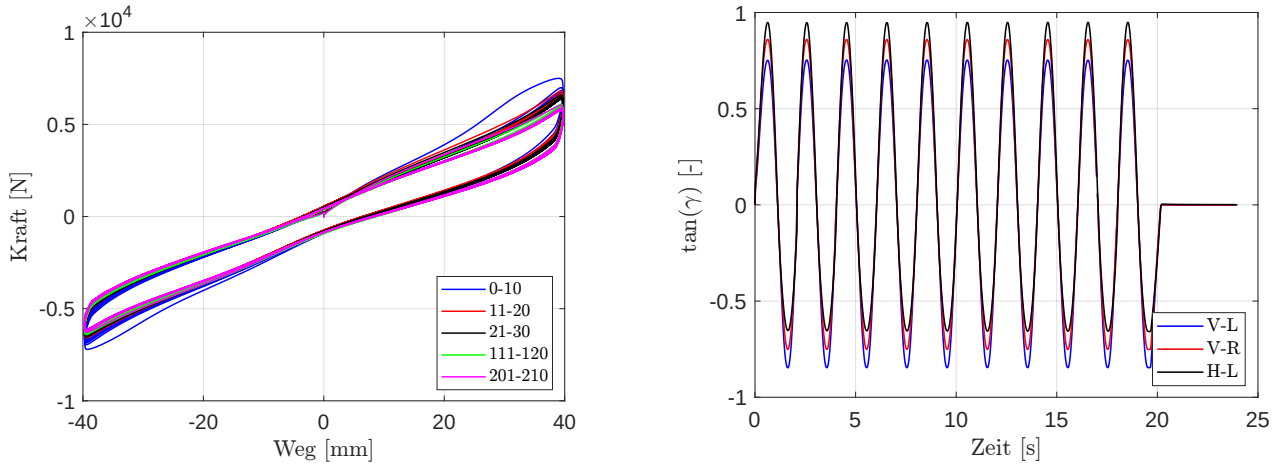
Abbildung 4.21.: Hysterese Scherungsniveau 0.25 tan(γ) und 0.50 tan(γ), 10 mm Variante

4.4.2.2. Scherungsniveau 0.50 tan(γ)

Auch bei 0.50 tan(γ) zeigte die Konstruktion ein stabiles zyklisches Antwortverhalten ohne Hinweise auf Materialermüdung oder Schädigung. Die Hysterese blieb über alle 100 Zyklen praktisch konstant (Abbildung 4.21(b)). Frühe und späte Zyklen liegen sowohl im Kraft-Zeit-Verlauf als auch in den gemessenen Fugenscherrungen nahezu deckungsgleich übereinander. In der Horizontalfuge wurden Scherungen von rund 0.51 tan(γ), in den Stoßfugen von etwa 0.47 tan(γ) erreicht. Eine zyklusbedingte Änderung von Steifigkeit oder Tragverhalten war nicht festzustellen.

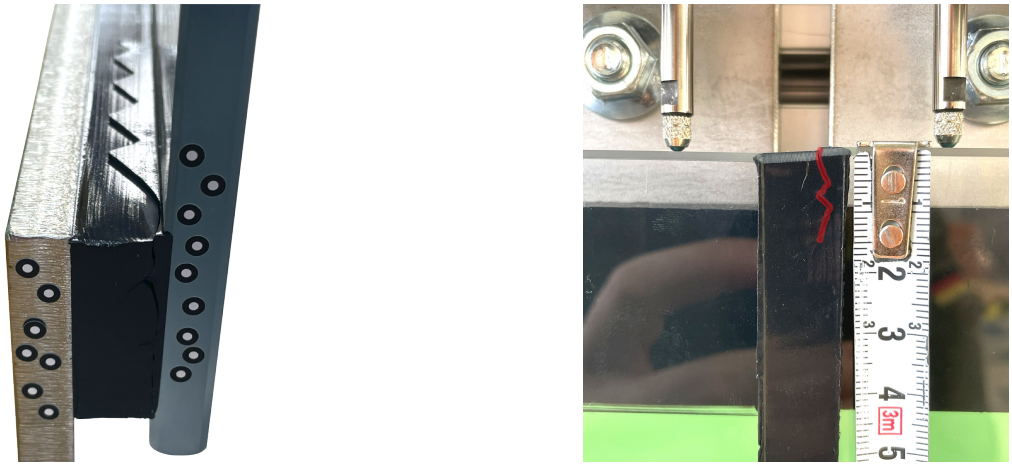
4.4.2.3. Scherungsniveau 1.00 tan(γ)

Ein merklicher Kraftabfall zeigte sich erstmals bei 1.00 tan(γ) während der zyklischen Beanspruchung. Da dieses Niveau oberhalb der zuvor im Referenzversuch erreichten Scherung lag, handelte es sich oberhalb von etwa 0.60 tan(γ) um eine Erstbelastung, sodass der Mullins-Effekt deutlich hervortrat. Dies äußert sich in der Hysterese und im Kraft-Zeit-Verlauf durch eine veränderte Schleifenform im ersten Zyklus sowie einen anschließenden Rückgang des Kraftniveaus (Abbildung 4.22 (a)). Der größte Kraftabfall trat in den ersten Zyklen auf, anschließend flachte die Abnahme deutlich ab. Die Fugenscherrungen blieben demgegenüber konstant. In der Horizontalfuge wurden Werte bis etwa 0.95 tan(γ), in den Stoßfugen bis etwa 0.85 tan(γ) gemessen (Abbildung 4.22 (b), H und V stehen für Horizontal- und Vertikalfuge, L und R Links und Rechts). Der Kraftabfall ist daher nicht auf eine Änderung der aufgeprägten Verformung, sondern auf eine Materialerweichung bzw. beginnende Schädigung zurückzuführen. Neben lokalen Rissen in beiden Stoßfugen entwickelte sich insbesondere in den unteren Horizontalfugen ausgeprägte sägezahnförmige Rissverläufe (Abbildung 4.23), wie diese für schubbeanspruchte Silikonverklebungen charakteristisch sind [52, 40]. Damit markiert 1.00 tan(γ) bei der 10-mm-Variante den Übergang vom stabilen in ein schädigungsgeprägtes Verhalten.



(a) Hysterese **(b)** Scherungen

Abbildung 4.22.: Scherungsniveau 1.00 tan(γ), Hysterese und Scherungen, 10 mm Variante

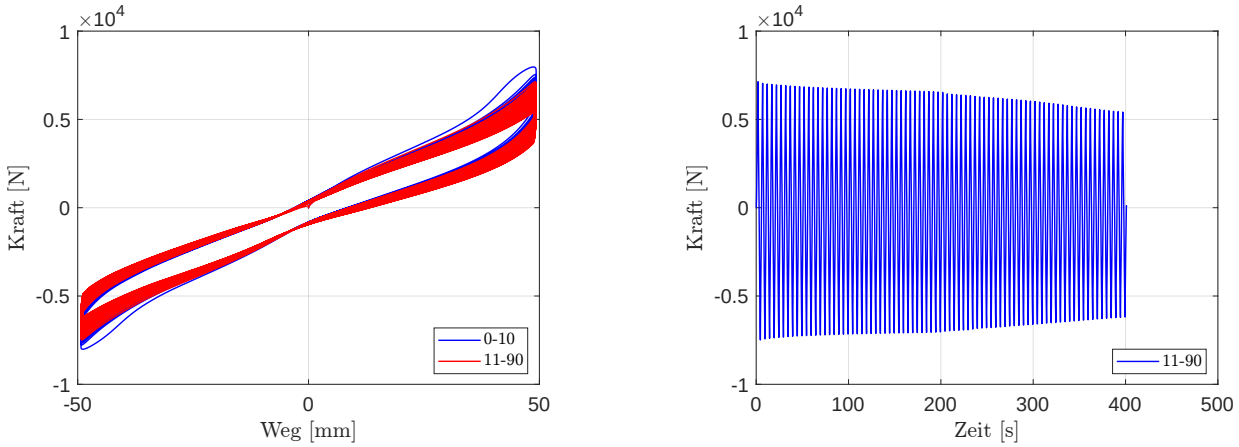


(a) Sägezahnriss **(b)** Stoßfuge rechts oben

Abbildung 4.23.: Scherungsniveau 1.00 tan(γ), Rissbildungen, 10 mm Variante

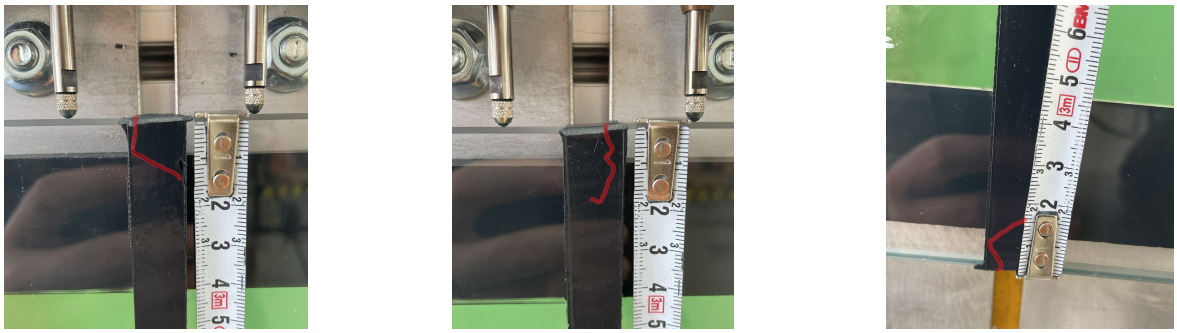
4.4.2.4. Scherungsniveau 1.20 tan(γ)

Bei 1.20 tan(γ) setzte sich die bereits bei 1.00 tan(γ) begonnene Schädigungsentwicklung fort. Im ersten Zyklus ist erneut eine steilere Kurvenform im Bereich der Umkehrpunkte erkennbar, was auf die erstmalige Beanspruchung eines weiteren Dehnungsbereichs zurückzuführen ist. Über die Zyklen bleibt die Form der Hysteresen grundsätzlich erhalten, ihre Neigung nimmt jedoch ab, was auf einen fortschreitenden Steifigkeitsverlust hinweist (Abbildung 4.24(a)). Die Scherungen in den Stoßfugen blieben weiterhin konstant und erreichten etwa 1.00 tan(γ). Im Kraft-Zeit-Verlauf zeigt sich jedoch ein deutlicher Kraftabfall (Abbildung 4.24(b)). Ursache hierfür ist nicht mehr primär der Mullins-Effekt, sondern das fortschreitende Einreißen der bereits vorgeschädigten Fugen. Die vorhandenen Risse in den Horizontal- und Stoßfugen vergrößerten sich deutlich. Besonders ausgeprägt war das Wachstum der sägezahnförmigen Risse in den Horizontalfugen. Zusätzlich waren nach diesem Scherungsniveau beide Stoßfugen sowohl vom oberen, als auch vom unteren Ende her ca. 2 cm lang eingerissen (Abbildung 4.25). Das Scherungsniveau 1.20 tan(γ) ist damit klar durch schädigungsdominiertes Verhalten gekennzeichnet.



(a) Hysterese **(b)** Kraft-Zeit Verlauf

Abbildung 4.24.: Scherungsniveau 1.20 tan(γ), 10 mm Variante



(a) Links oben **(b)** Rechts oben **(c)** Links unten

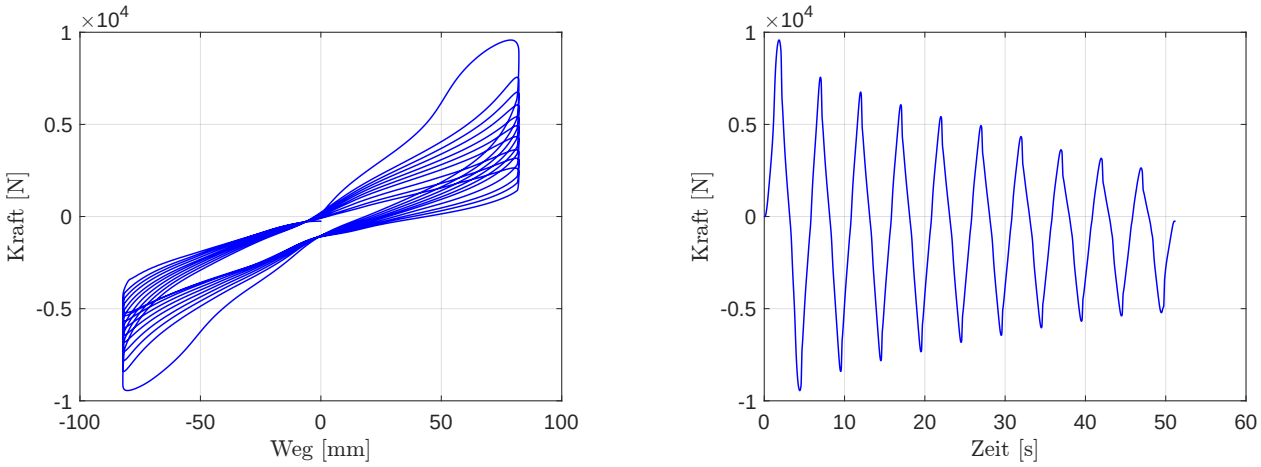
Abbildung 4.25.: Scherungsniveau 1.20 tan(γ), Rissbildung Stoßfugen, 10 mm Variante

4.4.2.5. Scherungsniveau 2.00 tan(γ)

Das Scherungsniveau von 2.00 tan(γ) führte bei der 10-mm-Stoßfugenvariante zu einer massiven Degradation innerhalb von zehn Zyklen. Nach fünf Zyklen war für die gleiche Amplitude nur noch rund die halbe Kraft erforderlich (Abbildung 4.27). Damit war der Kraftabfall deutlich stärker ausgeprägt als bei allen zuvor untersuchten Scherungsniveaus. Da aus Sicherheitsgründen nur noch Zylinder- und Kraftmessdaten zur Verfügung standen, konnte die Schädigungsentwicklung nicht mehr mittels DIC verfolgt werden. Die nach dem Versuch dokumentierten Rissbilder zeigen jedoch, dass neben den Stoßfugen insbesondere die Horizontalfugen großflächig beziehungsweise abschnittsweise vollständig durchgerissen waren (Abbildung 4.26). Damit ist 2.00 tan(γ) als hochgradig schädigendes Beanspruchungsniveau zu bewerten, bei dem die Reststeifigkeit des Systems innerhalb weniger Zyklen stark reduziert wird.



Abbildung 4.26.: Scherungsniveau 2.00 tan(γ), Horizontalfuge, 10 mm Variante



(a) Hysterese **(b)** Kraft-Zeit Verlauf 10x

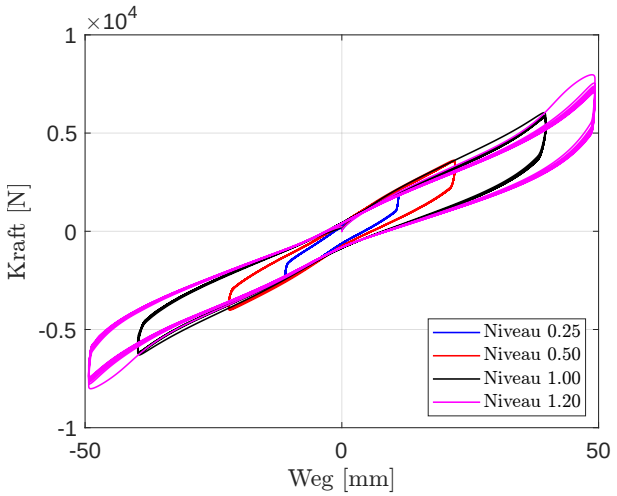
Abbildung 4.27.: Scherungsniveau 2.00 tan(γ), Hysterese und Kraft-Zeit, 10 mm Variante

4.4.2.6. Vergleich Scherungsniveaus 10 mm Stoßfugenvariante

Abbildung 4.28 zeigt die Hysteresen der 10-mm-Stoßfugenvariante im direkten Vergleich. Mit zunehmendem Scherungsniveau werden die Hysteresen sowohl breiter als auch länger, gleichzeitig nimmt ihre Neigung ab. Dies weist auf eine fortschreitende Reduktion der Steifigkeit des Systems hin. Während die Hysteresen bei 0.25 tan(γ) und 0.50 tan(γ) nahezu linear verlaufen, zeigen die höheren Scherungsniveaus einen zunehmend S-förmigen Kurvenverlauf. Damit wird der Übergang von einem weitgehend linearen zu einem ausgeprägt nichtlinearen Antwortverhalten sichtbar. Zur quantitativen Beschreibung dieses Übergangs wurden aus den Hysteresen die dissipierte Energie und die Sekantensteifigkeit bestimmt (vgl. Abschnitt 2.2.7). Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.29 für die jeweils ersten und letzten zehn Zyklen (sofern vorhanden) des jeweiligen Belastungsniveaus dargestellt. Bei den Scherungsniveaus 0.25 tan(γ) und 0.50 tan(γ) bleiben beide Kennwerte über die gesamte Zykluszahl nahezu konstant. Dies bestätigt, dass in diesem Bereich weder eine relevante Schädigungsakkumulation noch eine fortschreitende Steifigkeitsänderung vorliegt. Bei 1.00 tan(γ) zeigt sich in den ersten Zyklen zunächst noch der Einfluss der Erstbelastung, der auf den Mullins-Effekt zurückzuführen ist. Nach wenigen Zyklen stellen sich jedoch sowohl für die dissipierte Energie als auch für die Sekantensteifigkeit weitgehend konstante Werte ein. Das System erreicht auf diesem Niveau somit zunächst einen neuen quasistationären Zustand, obwohl bereits erste Schädigungen in Form lokaler Risse auftreten. Anders verhält sich das System bei 1.20 tan(γ) und insbesondere bei 2.00 tan(γ). Hier nimmt die Sekantensteifigkeit mit zunehmender Zykluszahl kontinuierlich ab. Bei 1.20 tan(γ) ist diese Abnahme noch moderat, bei 2.00 tan(γ) dagegen ausgeprägt und mit einem deutlichen Rückgang der dissipierten Energie verbunden. Dieses Verhalten ist unmittelbar auf die fortschreitende Rissbildung und die damit verbundene Reduktion der wirksamen Fugenquerschnitte zurückzuführen. Insgesamt zeigt die 10-mm-Stoßfugenvariante ein deutlich amplitudenabhängiges Hystereseverhalten. Bei kleinen und mittleren Beanspruchungen stellt sich nach kurzer Anpassung ein stabiler Zustand ein. Ab Scherungsniveaus oberhalb von 1.00 tan(γ) geht das Verhalten dagegen in einen schädigungsdominierten Bereich über, der sich zunächst in einer Steifigkeitsabnahme und schließlich in einer deutlichen Reduktion der dissipierten Energie äußert. Die wesentlichen Kennwerte sind in Tabelle 4.8 zusammengefasst.

Tabelle 4.8.: Zusammenfassung der Ergebnisse für die 10 mm Stoßfugenvariante

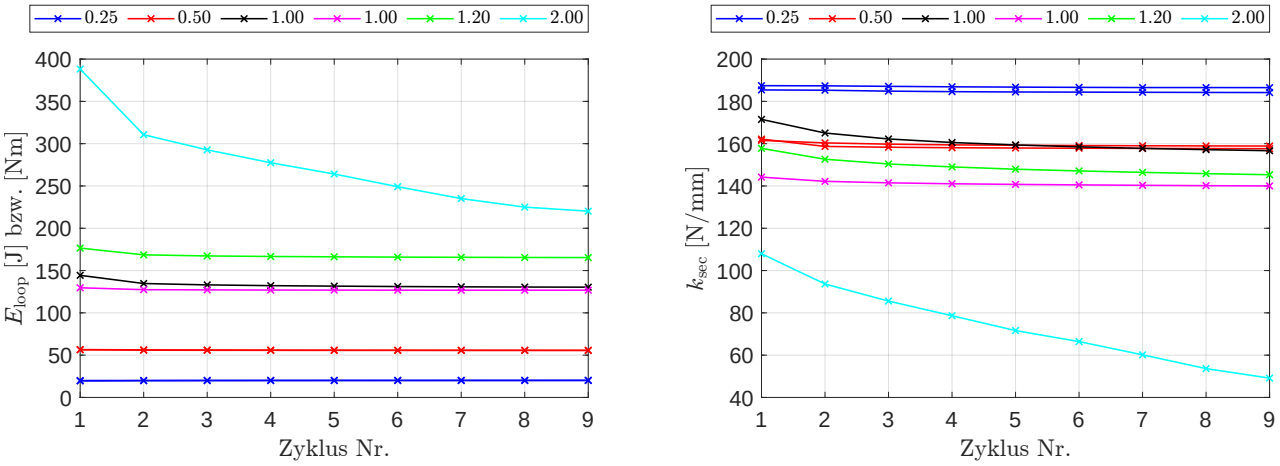
Scherungsniveau	Dissipierte Energie J	Sekantensteifigkeit N/mm
0.25 $\tan(\gamma)$	≈ 20	≈ 187
0.50 $\tan(\gamma)$	≈ 56	≈ 160
1.00 $\tan(\gamma)$	≈ 130	≈ 140
1.20 $\tan(\gamma)$	≈ 166	≈ 145
2.00 $\tan(\gamma)$	$388 \rightarrow 220$	$110 \rightarrow 50$



(a) Vergleich Hysteresen

(b) QR-Code Videodokumentation

Abbildung 4.28.: Vergleich Hysteresen und QR Code Videos, 10 mm Stoßfugenvariante



(a) Vergleich dissipierte Energie

(b) Vergleich Sekantensteifigkeit

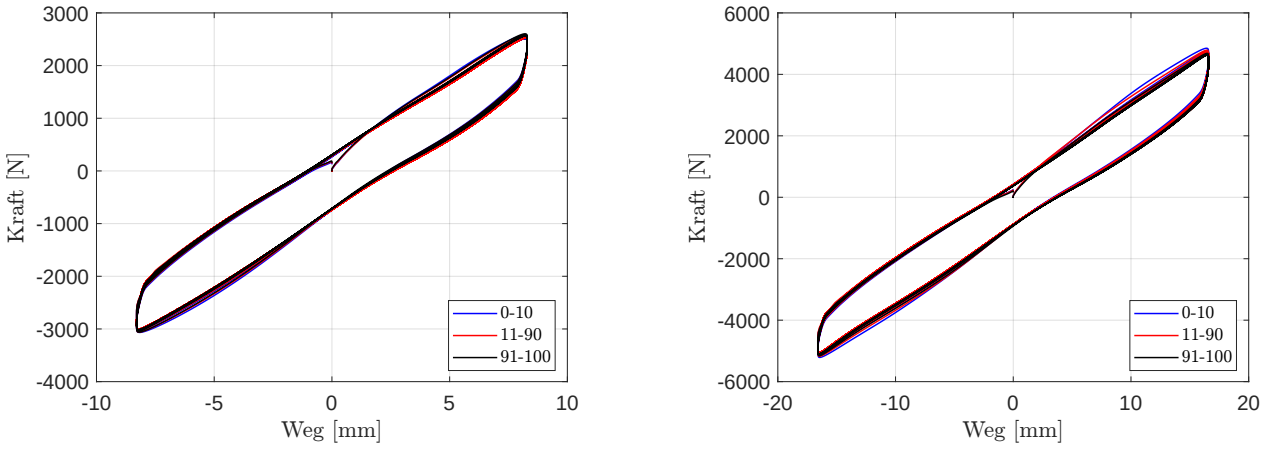
Abbildung 4.29.: Auswertung Hysteresen, 10 mm Stoßfugenvariante

4.4.3. 20 mm Stoßfugenvariante

Die aus den Versuchen der 10 mm Stoßfugenvariante gewonnenen Erkenntnisse zum Trag- und Versagensverhalten der Konstruktion wurden unmittelbar in die Versuchsplanung und Durchführung der 20 mm Stoßfugenvariante übernommen. Weshalb die Anzahl der Zyklen insbesondere auf einem Scherungsniveau von 1.20 $\tan(\gamma)$ erhöht wurde (siehe Tabelle 4.7).

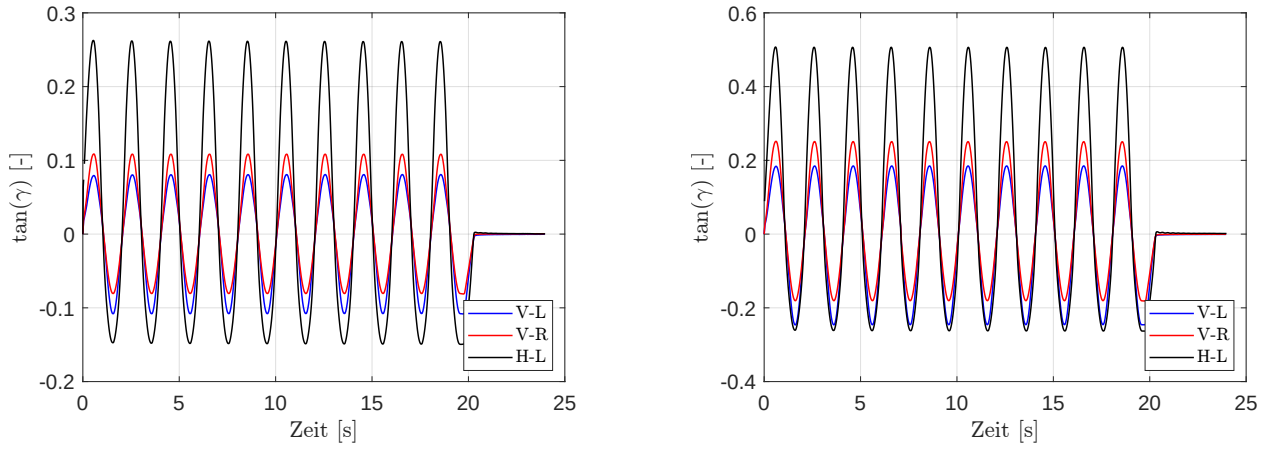
4.4.3.1. Scherungsniveau 0.25 $\tan(\gamma)$

Bei 0.25 $\tan(\gamma)$ zeigte die 20-mm-Stoßfugenvariante über 100 Zyklen ein vollständig stabiles Verhalten ohne Kraftabfall, Rissbildung oder sonstige Auffälligkeiten. Hysterese, Kraft-Zeit-Verlauf und Fugenscherrungen blieben über den gesamten Versuch praktisch unverändert (Abbildungen 4.30(a) und 4.31(b)). Die Zielscherung der Horizontalfuge wurde mit etwa 0.26 $\tan(\gamma)$ sicher erreicht, während die Stoßfugen mit etwa 0.10 $\tan(\gamma)$ deutlich geringer beansprucht wurden. Bereits auf diesem niedrigen Niveau zeigt sich somit eine klare Entkopplung zwischen Horizontal- und Stoßfugenbeanspruchung.



(a) 0.25 $\tan(\gamma)$ **(b)** 0.50 $\tan(\gamma)$

Abbildung 4.30.: Hysterese Scherungsniveau 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$, 20 mm Variante



(a) 0.25 $\tan(\gamma)$ **(b)** 0.50 $\tan(\gamma)$

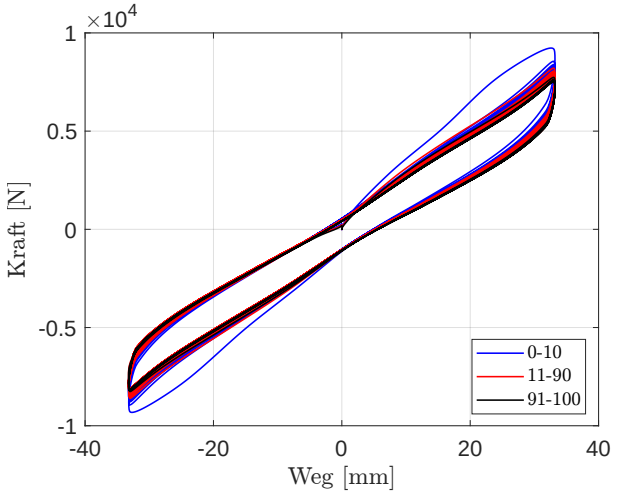
Abbildung 4.31.: Scherungsniveau 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$, Scherungen, 20 mm Variante

4.4.3.2. Scherungsniveau 0.50 tan(γ)

Auch bei 0.50 tan(γ) verhielt sich das System über alle 100 Zyklen stabil. Weder in der Hysterese noch in den Fugenscherungen war eine relevante zeitliche Veränderung zu erkennen (Abbildung 4.30(b) und 4.31(b)). Die Horizontalfuge erreichte Scherungen von etwa 0.50 tan(γ), die Stoßfugen hingegen nur rund 0.25 tan(γ).

4.4.3.3. Scherungsniveau 1.00 tan(γ)

Ein deutlicher Kraftabfall trat erstmals bei 1.00 tan(γ) auf. Wie bei der 10 mm Variante ist dies zunächst auf eine Erstbelastung oberhalb des zuvor erreichten Scherungsbereichs und damit auf den Mullins-Effekt zurückzuführen. In Hysterese und Kraft-Zeit-Verlauf äußert sich dies durch eine ausgeprägtere erste Schleife und ein anschließend sinkendes Kraftniveau (Abbildung 4.32(a)). Die Fugenscherungen blieben hingegen weitgehend konstant. Während in der Horizontalfuge nahezu die Zielscherung erreicht wurde, blieben die Stoßfugen mit etwa 0.53 tan(γ) deutlich darunter. Erst im zweiten Intervall traten an den Stirnseiten der unteren Horizontalfugen lokale Risse auf, die bis zum 100. Zyklus moderat anwuchsen (Abbildung 4.32(b)). Damit beginnt bei der 20 mm Variante die Schädigung ebenfalls bei 1.00 tan(γ), konzentriert sich jedoch zunächst auf die Horizontalfugen, während die Stoßfugen intakt bleiben.



(a) Hysterese



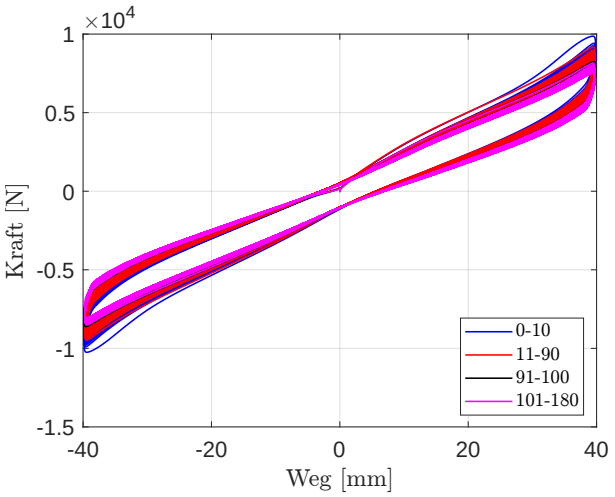
(b) Riss Horizontalfuge

Abbildung 4.32.: Scherungsniveau 1.00 tan(γ), Hysterese und Rissbildung, (20 mm)

4.4.3.4. Scherungsniveau 1.20 tan(γ)

Bei 1.20 tan(γ) blieb die Hysteresenform über insgesamt 180 Zyklen weitgehend erhalten, gleichzeitig nahm das erforderliche Kraftniveau kontinuierlich mäßig ab (Abbildung 4.33(a)). Der Mullins-Effekt ist in den ersten Zyklen noch erkennbar, im weiteren Verlauf wird das Verhalten jedoch klar durch fortschreitendes Risswachstum in den Horizontalfugen bestimmt. Die Horizontalfuge erreichte Scherungen von bis zu etwa 1.18 tan(γ), während die Stoßfugen mit rund 0.64 tan(γ) deutlich geringer beansprucht wurden. Die bereits vorhandenen Risse in den Horizontalfugen setzten sich sägezahnförmig fort und erreichten deutlich größere Längen. Nach 180 Zyklen waren mehrere äußere Horizontalfugen an den Stirnseiten über signifikante Bereiche eingerissen (Abbildung 4.33(b)). Die Stoßfugen blieben dagegen auch auf diesem

Niveau vollständig intakt. Das Beanspruchungsniveau 1.20 $\tan(\gamma)$ ist damit durch fortschreitende Schädigung der Horizontalfugen bei gleichzeitig weiterhin robustem Verhalten der Stoßfugen gekennzeichnet.



(a) Hysterese



(b) Riss Horizontalfuge nach 100 Zyklen

Abbildung 4.33.: Scherungsniveau 1.20 $\tan(\gamma)$, Hysterese und Rissbildung, (20 mm)

4.4.3.5. Scherungsniveau 2.00 $\tan(\gamma)$

Das Scherungsniveau von 2.00 $\tan(\gamma)$ führte bei der 20-mm-Stoßfugenvariante innerhalb weniger Zyklen zum vollständigen Versagen der unteren Horizontalfugen. Nach einer nochmals steiferen Erstbelastung fiel das Kraftniveau von Zyklus zu Zyklus stark ab. Im sechsten Zyklus trat schließlich ein schlagartiger Kraftverlust auf (Abbildung 4.35). Dieser abrupte Abfall markiert den Zeitpunkt, an dem die verbliebenen Restquerschnitte der drei unteren Horizontalfugen vollständig durchrissen. In den nachfolgenden Zyklen wurden nur noch geringe, rechteckförmig anmutende Kraftanteile registriert, die auf Reibungsvorgänge im System zurückzuführen sind. Das dokumentierte Bruchbild bestätigt das vollständige Durchreißen der Horizontalfugen und den charakteristischen sägezahnförmigen Rissverlauf (Abbildung 4.34). Bemerkenswert ist, dass die Stoßfugen trotz des globalen Versagens der Konstruktion keine Rissbildung zeigten. Das Versagen konzentrierte sich somit eindeutig auf die Horizontalfugen.

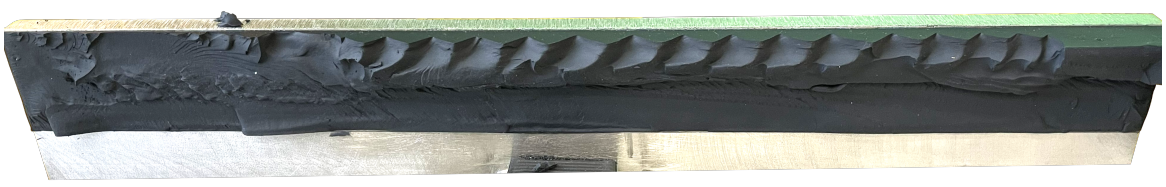
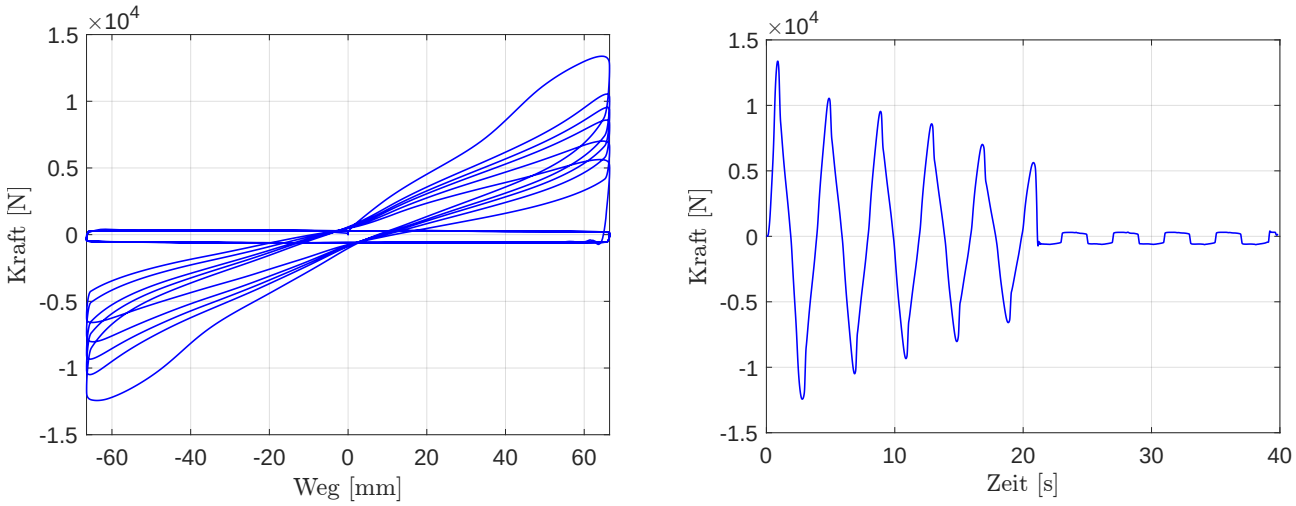


Abbildung 4.34.: Scherungsniveau 2.00 $\tan(\gamma)$, Riss Horizontalfuge, 20 mm



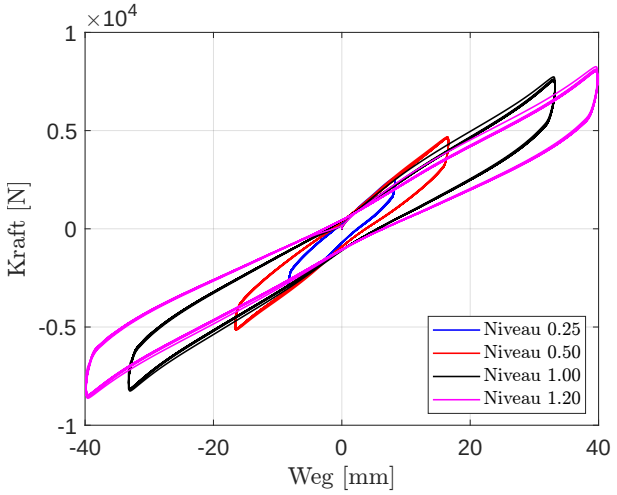
(a) Hysterese

(b) Kraft-Zeit Verlauf 10x

Abbildung 4.35.: Scherungsniveau 2.00 $\tan(\gamma)$, Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf, 20 [mm]

4.4.3.6. Vergleich Scherungsniveaus 20 mm Stoßfugenvariante

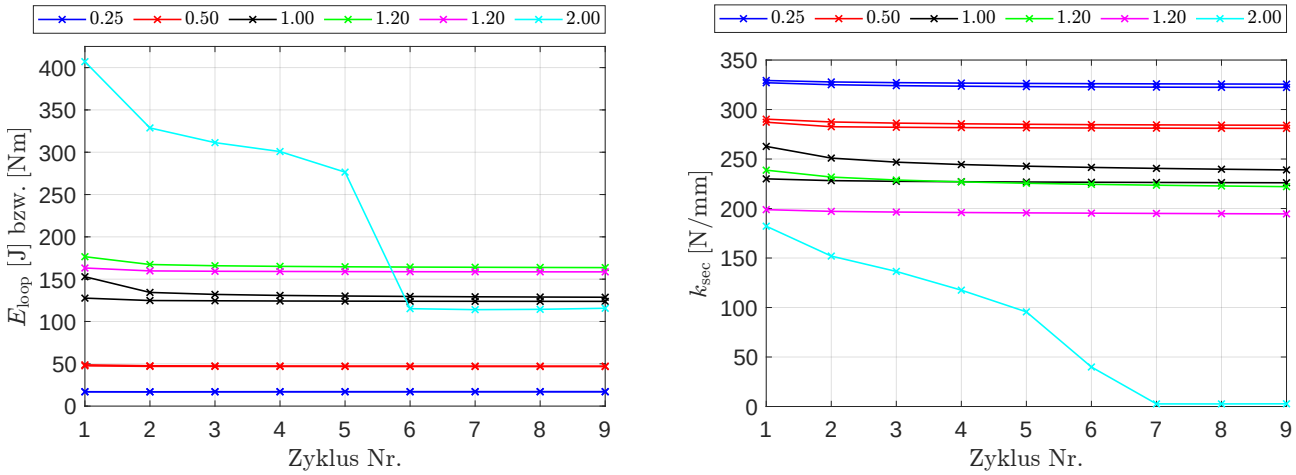
Die vergleichende Darstellung der Hysteresen in Abbildung 4.36 zeigt auch für die 20-mm-Stoßfugenvariante einen systematischen Einfluss des Scherungsniveaus auf das Trag- und Verformungsverhalten. Mit zunehmender Beanspruchung werden die Hysteresen breiter und flacher, was auf eine fortschreitende Reduktion der Steifigkeit hinweist. Die niedrigen Scherungsniveaus verlaufen noch weitgehend linear, während sich ab 1.00 $\tan(\gamma)$ ein zunehmend S-förmiger Kurvenverlauf ausprägt. Zur quantitativen Bewertung wurden erneut die dissipierte Energie und die Sekantensteifigkeit aus den Hysteresen bestimmt. Die Ergebnisse in Abbildung 4.37 zeigen, dass die Scherungsniveaus 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$ über alle betrachteten Zyklen hinweg ein stabiles Verhalten aufweisen. Sowohl Energieaufnahme als auch Steifigkeit bleiben in diesem Bereich nahezu konstant, sodass von einem schädigungsfreien zyklischen Antwortverhalten ausgegangen werden kann. Bei 1.00 $\tan(\gamma)$ und 1.20 $\tan(\gamma)$ ist in den ersten Zyklen jeweils noch ein Einfluss des Mullins-Effekts erkennbar. Nach dessen Abklingen stellt sich zunächst wieder ein vergleichsweise stabiles Niveau ein. Im Unterschied zu den niedrigeren Laststufen ist jedoch insbesondere bei 1.20 $\tan(\gamma)$ eine kontinuierliche, wenn auch moderate Abnahme der Steifigkeit festzustellen. Diese Entwicklung ist konsistent mit der beobachteten fortschreitenden Rissbildung in den Horizontalfugen. Das höchste Scherungsniveau von 2.00 $\tan(\gamma)$ hebt sich deutlich von allen übrigen Laststufen ab. Sowohl die dissipierte Energie als auch die Sekantensteifigkeit fallen innerhalb weniger Zyklen stark ab. Nach dem Durchreißen der Horizontalfugen wird das gemessene Antwortverhalten im Wesentlichen nur noch durch Reibungseffekte bestimmt. Dieses Niveau markiert damit nicht nur einen schädigungsgeprägten, sondern den versagensrelevanten Bereich des Systems. Zusammenfassend bestätigt auch die 20-mm-Stoßfugenvariante ein amplitudenabhängiges und schädigungssensitives Hystereseverhalten. Während niedrige Scherungsniveaus zu einem stabilen zyklischen Antwortverhalten führen, treten ab etwa 1.00 $\tan(\gamma)$ zunehmend nichtlineare und schädigungsbedingte Effekte auf. Das vollständige Versagen wird bei 2.00 $\tan(\gamma)$ erreicht. Die zugehörigen Kennwerte sind in Tabelle 4.9 zusammengestellt.



(a) Vergleich Hysteresen

(b) QR-Code Videodokumentation

Abbildung 4.36.: Vergleich Hysteresen und QR Code Videos, 20 mm Stoßfugenvariante



(a) Vergleich dissipierte Energie

(b) Vergleich Sekantensteifigkeit

Abbildung 4.37.: Auswertung Hysteresen, 20 mm Stoßfugenvariante

Tabelle 4.9.: Zusammenfassung der Ergebnisse für die 20 mm Stoßfugenvariante

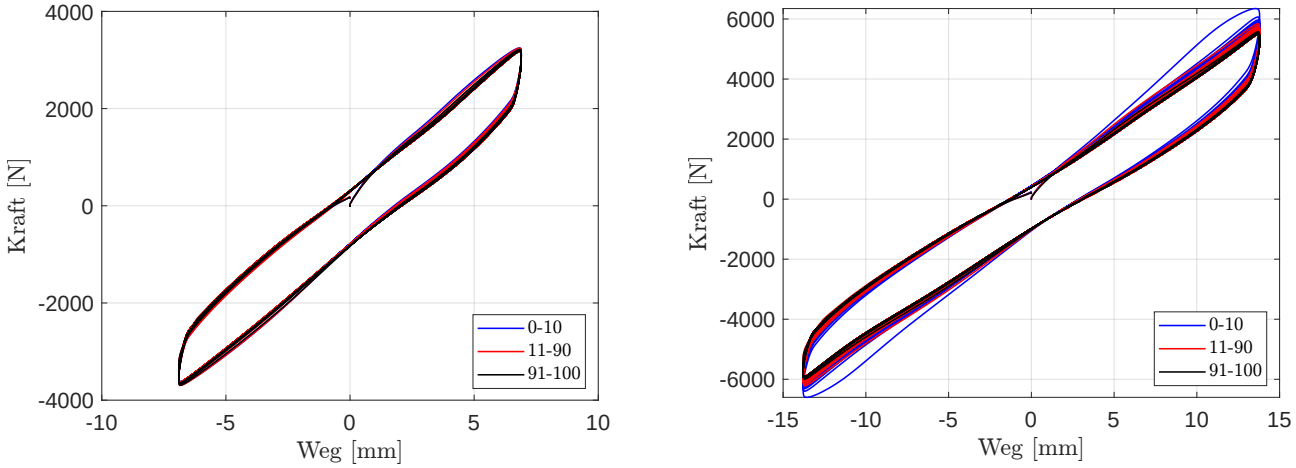
Scherungsniveau	Dissipierte Energie J	Sekantensteifigkeit N/mm
0.25 $\tan(\gamma)$	≈ 17	≈ 323
0.50 $\tan(\gamma)$	≈ 47	≈ 281
1.00 $\tan(\gamma)$	≈ 124	≈ 226
1.20 $\tan(\gamma)$	≈ 159	≈ 195
2.00 $\tan(\gamma)$	$406 \rightarrow 115$	$182 \rightarrow \approx 0$

4.4.4. 30 mm Stoßfugenvariante

Auch bei der 30 mm Stoßfugenvariante wurden die aus den vorhergehenden Versuchsreihen gewonnenen Erkenntnisse zum Trag- und Versagensverhalten der Konstruktion direkt in die Versuchsplanung übernommen. Der gesamte Versuchsablauf entsprach dabei dem der 20 mm Stoßfugenvariante. Somit wurden dieselben Scherungsniveaus mit identischer Anzahl an Intervallen und Zyklen gefahren. Das Scherungsniveau von 1.00 $\tan(\gamma)$ wurde wie zuvor auf drei Intervalle mit insgesamt 100 Zyklen reduziert. Ergänzend wurden auf dem Scherungsniveau von 1.20 $\tan(\gamma)$ zwei Intervalle mit Zykluszahlen von zehn und achtzig Zyklen durchgeführt, wodurch sich insgesamt 180 Zyklen auf diesem Niveau ergaben. Durch die konsequente Übernahme der bewährten Versuchsparameter standen für die 30 mm Stoßfugenvariante von Beginn an reproduzierbare Bedingungen zur Verfügung, die einen direkten Vergleich der Ergebnisse zwischen der 20 mm- und 30 mm Stoßfugenvarianten ermöglichen.

4.4.4.1. Scherungsniveau 0.25 tan(γ)

Bei 0.25 $\tan(\gamma)$ zeigte die 30 mm Stoßfugenvariante über 100 Zyklen ein vollständig stabiles Verhalten. Die Hysterese blieb praktisch unverändert, Kraftabfall oder Rissbildung traten nicht auf (Abbildung 4.38(a)). Die Zielscherung in der Horizontalfuge wurde mit etwa 0.26 $\tan(\gamma)$ erreicht, während die Stoßfugen mit rund 0.05 $\tan(\gamma)$ nur sehr gering beansprucht wurden (Abbildung 4.39(a)). Bereits auf diesem niedrigen Niveau wird damit deutlich, dass die Verformung mit zunehmender Stoßfugenbreite in starkem Maße weiter in die Horizontalfugen verlagert wird.

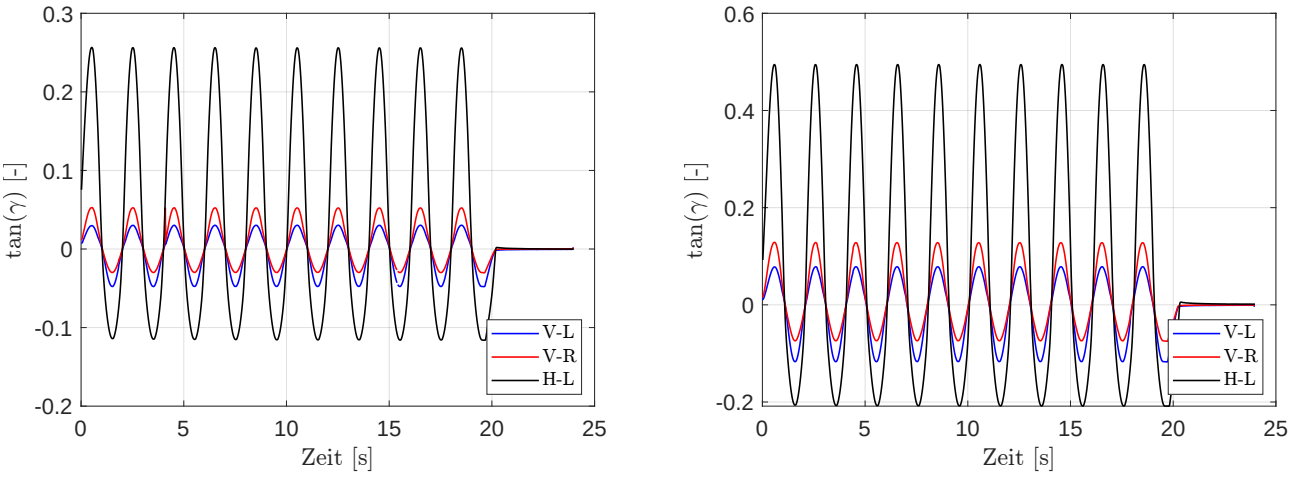


(a) 0.25 $\tan(\gamma)$ **(b)** 0.50 $\tan(\gamma)$

Abbildung 4.38.: Hysterese Scherungsniveau 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$, 30 mm Variante

4.4.4.2. Scherungsniveau 0.50 tan(γ)

Ein leichter Einfluss des Mullins-Effekts zeigte sich erstmals bei 0.50 $\tan(\gamma)$, da dieser Beanspruchungsbereich in den Referenzversuchen noch nicht vollständig erreicht worden war. Der Effekt ist in Hysterese und Kraft-Zeit-Verlauf durch einen anfänglichen Abfall des Kraftniveaus deutlich erkennbar, klingt jedoch nach wenigen Zyklen ab. Danach stellte sich ein stabiles Verhalten ohne Rissbildung oder weitere Auffälligkeiten ein (Abbildung 4.38(b)). Die Horizontalfuge erreichte etwa 0.50 $\tan(\gamma)$, die Stoßfugen dagegen nur rund 0.12 $\tan(\gamma)$ (Abbildung



(a) 0.25 tan(γ)

(b) 0.50 tan(γ)

Abbildung 4.39.: Scherungsniveau 0.25 tan(γ) und 0.50 tan(γ), Scherungen, (30 mm)

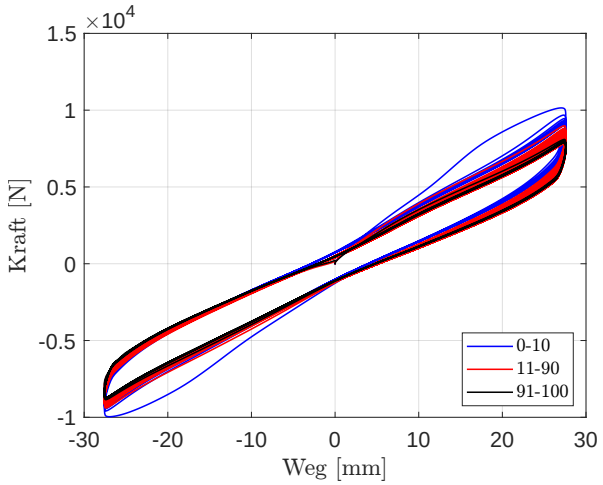
4.39(b)). Damit wird die zunehmende Asymmetrie der Beanspruchungsverteilung gegenüber den schmaleren Stoßfugenvarianten nochmals deutlicher.

4.4.4.3. Scherungsniveau 1.00 tan(γ)

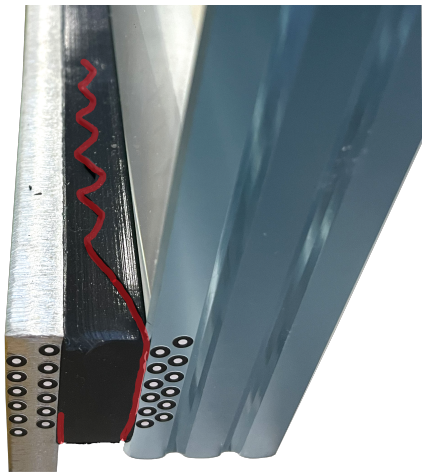
Neben dem Mullins-Effekt war bei 1.00 tan(γ) erstmals ein zusätzlicher Kraftabfall infolge beginnender Schädigung erkennbar. Die erste Hystereseschleife war deutlich ausgeprägter, anschließend sank das Kraftniveau moderat über die Zyklen ab (Abbildung 4.40(a)). Die Horizontalfuge erreichte dabei Scherungen bis etwa 0.95 tan(γ), die Stoßfugen nur etwa 0.30 tan(γ). Gleichzeitig trat in der unteren linken Horizontalfuge ein ausgeprägter sägezahnförmiger Riss auf, der sich bereits über die gesamte Fugenhöhe erstreckte (Abbildung 4.40(b)). Damit beginnt auch bei der 30 mm Variante die relevante Schädigung bei 1.00 tan(γ) und konzentriert sich fast ausschließlich auf die Horizontalfugen. In der unteren rechten Stoßfuge entstand auf diesem Belastungsniveau ein 10 mm Riss über 100 Zyklen hinweg, der sich jedoch keinen sägezahnförmigen Verlauf aufwies. Im Vergleich zu den ausgeprägten sägezahnförmigen Rissen der Horizontalfugen ist dieser Riss zu vernachlässigen. Die übrigen Stoßfugen blieben auch nach 100 Zyklen auf diesem Niveau vollständig intakt.

4.4.4.4. Scherungsniveau 1.20 tan(γ)

Bei 1.20 tan(γ) blieb die Hysteresenform über insgesamt 180 Zyklen grundsätzlich erhalten, während das Kraftniveau kontinuierlich abnahm (Abbildung 4.41). Der Einfluss des Mullins-Effekts war nur in den ersten Zyklen erkennbar. Maßgebend für den weiteren Verlauf war das fortschreitende Risswachstum in den Horizontalfugen. In der Horizontalfuge wurden Scherungen von rund 1.25 tan(γ) erreicht, in den Stoßfugen dagegen nur etwa 0.33 tan(γ) (Abbildung 4.41(b)). Die bereits vorhandenen Risse in den unteren Horizontalfugen verlängerten sich stark und führten lokal zu einer nahezu vollständigen Trennung der Fugen. Der kleine Riss in der Stoßfuge, der während des vorherigen Belastungsniveaus auftrat ließ weiterhin auf kein systematisches Schädigungsmuster schließen und bildete sich nicht weiter aus. Das Niveau 1.20 tan(γ) bestätigt damit die deutlich unterschiedliche Schädigungsanfälligkeit von Horizontal- und Stoßfugen bei großer Stoßfugenbreite.

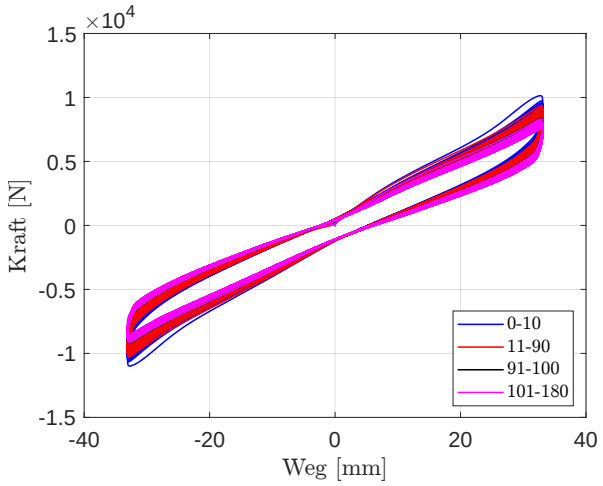


(a) Hysterese

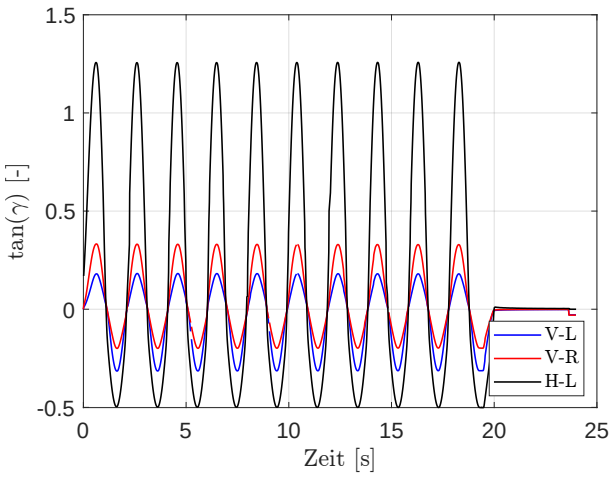


(b) Riss Horizontalfuge

Abbildung 4.40.: Scherungsniveau 1.00 tan(γ), Hysterese und Rissbildung, (30 mm)



(a) Hysterese

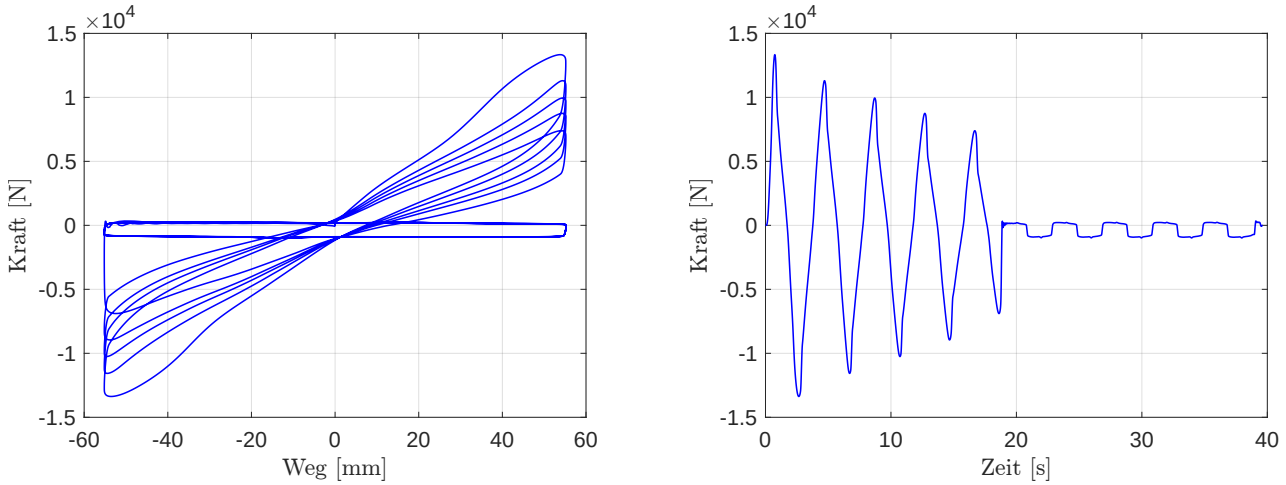


(b) Vergleich Scherungen 3. Intervall

Abbildung 4.41.: Scherungsniveau 1.20 tan(γ), Hysterese und Scherungen, (30 mm)

4.4.4.5. Scherungsniveau 2.00 tan(γ)

Das Scherungsniveau von 2.00 tan(γ) führte auch bei der 30 mm Stoßfugenvariante innerhalb weniger Zyklen zum vollständigen Versagen der Horizontalfugen am Fußpunkt. Nach der Erstbelastung sank das Kraftniveau stark ab. Im Bereich des fünften Zyklus kam es zu einem abrupten Versagen der verbliebenen Restquerschnitte, wie in Abbildung 4.42 deutlich erkennbar ist. Die fortlaufende Abnahme der Kraft vor dem Versagen ist dem progressiven Risswachstum zuzuschreiben. Nach dem Durchreißen der Horizontalfugen wurden im Wesentlichen nur noch Reibungseffekte registriert. Bemerkenswert ist erneut, dass die Stoßfugen auch auf diesem höchsten Beanspruchungsniveau ohne relevante Schädigung blieben. Das Versagen des Systems wurde somit ausschließlich durch die Horizontalfugen bestimmt.

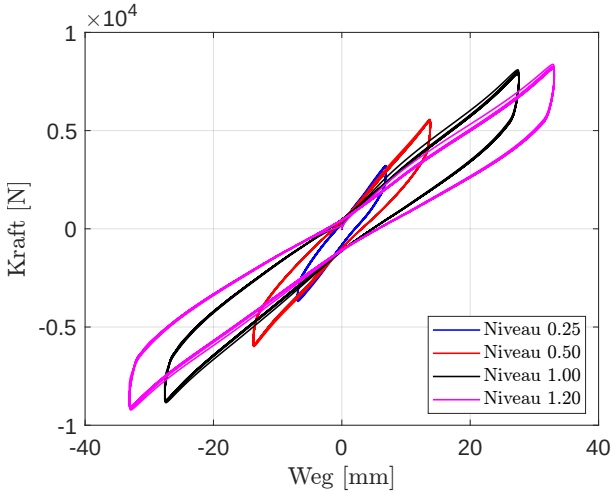


(a) Hysterese **(b)** Kraft-Zeit Verlauf

Abbildung 4.42.: Scherungsniveau 2.00 tan(γ), Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf, (30 mm)

4.4.4.6. Vergleich Scherungsniveaus 30 mm Stoßfugenvariante

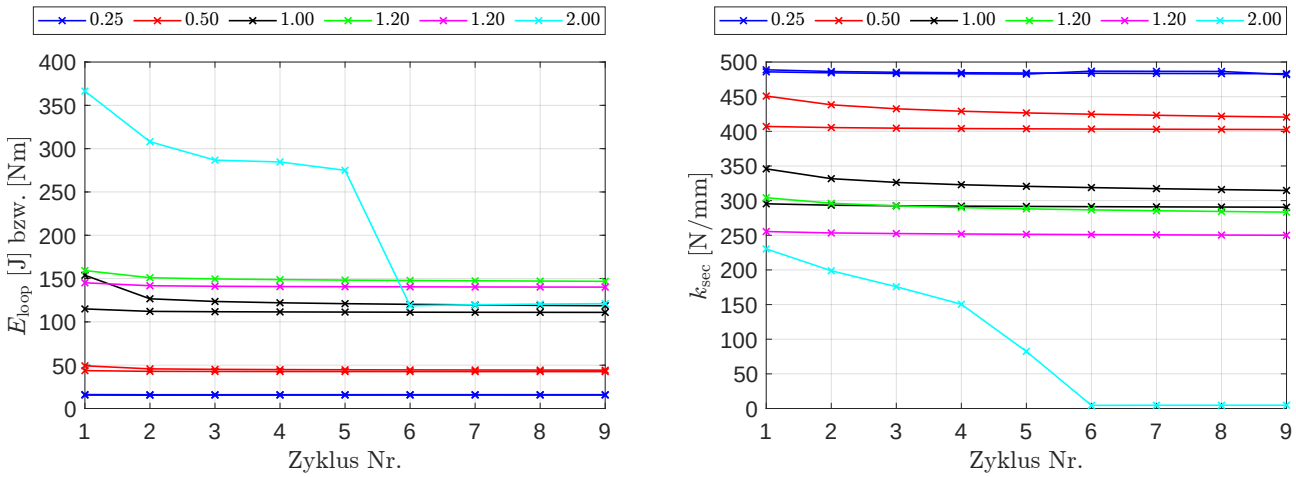
Abbildung 4.43 zeigt die Hysteresen der 30-mm-Stoßfugenvariante für die verschiedenen Scherungsniveaus. Wie bereits bei den übrigen Varianten nehmen mit steigender Beanspruchung sowohl Breite als auch Länge der Hysteresen zu, während ihre Neigung abnimmt. Die Scherungsniveaus 0.25 tan(γ) und 0.50 tan(γ) zeigen noch ein annähernd lineares Verhalten, wohingegen ab 1.00 tan(γ) ein leichter nichtlinearer, S-förmiger Verlauf vorliegt. Die aus den Hysteresen abgeleiteten Kennwerte der dissipierten Energie und der Sekantensteifigkeit sind in Abbildung 4.44 dargestellt. Für die niedrigen Scherungsniveaus bleibt die dissipierte Energie über die gesamte Zykluszahl hinweg nahezu konstant. Lediglich bei 0.50 tan(γ) ist in den ersten Zyklen noch ein begrenzter Einfluss des Mullins-Effekts zu erkennen. Danach stellt sich auch hier ein stabiles Niveau ein. Gleiches gilt für die Sekantensteifigkeit, die bei kleinen Beanspruchungen keine relevante zyklusbedingte Abnahme zeigt. Bei 1.00 tan(γ) und 1.20 tan(γ) ist zunächst ebenfalls eine Anpassung infolge der Erstbelastung zu beobachten. Anschließend verbleibt die dissipierte Energie auf einem weitgehend konstanten Niveau, während die Sekantensteifigkeit mit zunehmender Zykluszahl moderat abnimmt. Dieses Verhalten steht in Einklang mit dem fortschreitenden Risswachstum in den Horizontalfugen und der daraus resultierenden Verringerung der wirksamen Steifigkeit. Das Scherungsniveau 2.00 tan(γ) führt dagegen innerhalb weniger Zyklen zu einem drastischen Einbruch beider Kennwerte. Nach dem vollständigen Versagen der Horizontalfugen wird das gemessene Verhalten im Wesentlichen nur noch durch Reibungsvorgänge bestimmt. Damit ist auch bei der 30-mm-Stoßfugenvariante eine klare Grenze zwischen stabilem zyklischem Verhalten und versagensnaher beziehungsweise versagensbestimmter Beanspruchung erkennbar. Insgesamt zeigt die 30-mm-Stoßfugenvariante dasselbe grundlegende Muster wie die übrigen Varianten: Stabile Reaktion bei kleinen Amplituden, Übergang in einen schädigungsgeprägten Bereich ab etwa 1.00 tan(γ) und vollständiges Versagen bei 2.00 tan(γ). Die wesentlichen Kennwerte sind in Tabelle 4.10 zusammengefasst.



(a) Vergleich Hysteresen

(b) QR-Code Videodokumentation

Abbildung 4.43.: Vergleich Hysteresen und QR Code Videos, 30 mm Stoßfugenvariante



(a) Vergleich dissipierte Energie

(b) Vergleich Sekantensteifigkeit

Abbildung 4.44.: Auswertung Hysteresen, 30 mm Stoßfugenvariante

Tabelle 4.10.: Zusammenfassung der Ergebnisse für die 30 mm Stoßfugenvariante

Scherungsniveau	**Dissipierte Energie J**	**Sekantensteifigkeit N/mm**
0.25 $\tan(\gamma)$	≈ 16	≈ 482
0.50 $\tan(\gamma)$	≈ 43	≈ 403
1.00 $\tan(\gamma)$	≈ 111	≈ 290
1.20 $\tan(\gamma)$	≈ 140	≈ 250
2.00 $\tan(\gamma)$	$366 \rightarrow 119$	$230 \rightarrow \approx 0$

4.4.5. Vergleich Stoßfugenvarianten

Über alle drei untersuchten Stoßfugenvarianten hinweg zeigen sich zunächst übereinstimmende qualitative Mechanismen. Bei kleinen Scherungsniveaus verhalten sich die Konstruktionen zyklisch stabil. Mit zunehmender Beanspruchung treten zunächst Mullins-Effekte und anschließend schädigungsbedingte Steifigkeitsverluste auf. Ab Scherungsniveaus oberhalb von 1.00 $\tan(\gamma)$ wird das Antwortverhalten zunehmend durch Rissbildung geprägt. Die grundsätzliche Form der Hysteresen und die Abfolge der Schädigungsmechanismen sind damit bei allen Varianten ähnlich. Unterschiede ergeben sich vor allem in der absoluten Steifigkeit, in der Beanspruchungsverteilung zwischen Horizontal- und Stoßfugen sowie im Versagensort. Bei allen Varianten konnten die Scherungsniveaus 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$ ohne Rissbildung über 100 Zyklen durchlaufen werden. Erste Schädigungen traten jeweils ab 1.00 $\tan(\gamma)$ auf. Dabei konzentrierte sich die Rissbildung in allen drei Versuchsreihen zunächst auf die Horizontalfugen, insbesondere im unteren Bereich der Konstruktion. Charakteristisch war ein sägezahnförmiger Rissverlauf, der auf eine schubdominierte kohäsive Schädigung der Silikonfugen hinweist. Risse in den Stoßfugen wurden dagegen ausschließlich bei der 10-mm-Stoßfugenvariante beobachtet.

Bei den Varianten mit 20 mm und 30 mm blieben die Stoßfugen selbst bei höchsten Beanspruchungen und trotz vollständigen Versagens der unteren Horizontalfugen weitgehend unbeschädigt. Dies zeigt, dass sich mit zunehmender Stoßfugenbreite nicht nur die Systemsteifigkeit erhöht, sondern auch die maßgebende Schädigung zunehmend auf die Horizontalfugen verlagert. Die maximalen Zylinderkräfte in Tabelle 4.11 verdeutlichen, dass die zur Erzeugung eines bestimmten Scherungsniveaus erforderliche Kraft mit zunehmender Stoßfugenbreite ansteigt. Dieser Zusammenhang ist jedoch nicht proportional, sondern flacht bei höheren Scherungsniveaus ab. Besonders deutlich wird dies bei 2.00 $\tan(\gamma)$, wo für die 20-mm- und 30-mm-Variante annähernd gleiche Maximalkräfte auftreten. In diesem Bereich dominiert das fortschreitende Risswachstum der Horizontalfugen das Systemverhalten bereits so stark, dass die größere Stoßfugenbreite nicht mehr zu einer weiteren nennenswerten Kraftsteigerung führt. Die Tabellen 4.12

Tabelle 4.11.: Vergleich Zylinderkraft Großbauteilversuche in kN

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 tan(γ)	2.4	3.0	3.6
0.50 tan(γ)	4.0	5.0	6.3
1.00 tan(γ)	7.0	8.9	9.6
1.20 tan(γ)	7.7	9.9	10.6
2.00 tan(γ)	9.6	13.3	13.3

und 4.13 zeigen, dass die dissipierte Energie bei gleichen Scherungsniveaus für alle drei Varianten in derselben Größenordnung liegt. Die Hystereseflächen sind damit trotz unterschiedlicher Geometrie vergleichbar. Deutlich stärker unterscheidet sich hingegen die Sekantensteifigkeit. Sie nimmt mit wachsender Stoßfugenbreite systematisch zu. Die breiteren Stoßfugen führen somit zu steiferen Gesamtsystemen, ohne dass sich die pro Zyklus dissipierte Energie im gleichen Maß verändert. Mechanisch bedeutet dies, dass bei größeren Stoßfugenbreiten geringere Kopfpunktauslenkungen erforderlich sind, um in der Horizontalfuge das gleiche Scherungsniveau zu erzeugen. Besonders aufschlussreich ist die Auswertung der tatsächlich erreichten Fugenscherungen. Wie Tabelle 4.14 zeigt, wurden die Zielscherungen in den Horizontalfugen über alle Varianten hinweg mit guter Genauigkeit getroffen. Gleichzeitig nimmt die Scherbeanspruchung

Tabelle 4.12.: Vergleich dissipierte Energie Stoßfugenvarianten in J

Scherungsniveau	**10 mm**	**20 mm**	**30 mm**
0.25 $\tan(\gamma)$	≈ 20	≈ 17	≈ 16
0.50 $\tan(\gamma)$	≈ 56	≈ 47	≈ 43
1.00 $\tan(\gamma)$	≈ 130	≈ 124	≈ 111
1.20 $\tan(\gamma)$	≈ 166	≈ 159	≈ 140
2.00 $\tan(\gamma)$	$388 \rightarrow 220$	$406 \rightarrow 115$	$366 \rightarrow 119$

Tabelle 4.13.: Vergleich Sekantensteifigkeit Stoßfugenvarianten in N/mm

Scherungsniveau	**10 mm**	**20 mm**	**30 mm**
0.25 $\tan(\gamma)$	≈ 187	≈ 323	≈ 482
0.50 $\tan(\gamma)$	≈ 160	≈ 281	≈ 403
1.00 $\tan(\gamma)$	≈ 140	≈ 226	≈ 290
1.20 $\tan(\gamma)$	≈ 145	≈ 195	≈ 250
2.00 $\tan(\gamma)$	$110 \rightarrow 50$	$182 \rightarrow 0$	$230 \rightarrow 0$

der Stoßfugen mit wachsender Stoßfugenbreite deutlich ab (Tabelle 4.15). Das Verhältnis von Horizontal- zu Stoßfugenscherrung steigt von der 10-mm- über die 20-mm- bis zur 30-mm-Variante systematisch an (Tabelle 4.16). Während bei der 10-mm-Variante beide Fugentypen noch ähnlich stark beansprucht werden, entkoppeln sich die Beanspruchungen bei den breiteren Stoßfugen zunehmend. Diese Entwicklung spiegelt sich auch in den Halbzyklen der Horizontal-

Tabelle 4.14.: Vergleich max. Scherungen Horizontalfuge $\tan(\gamma)$

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 $\tan(\gamma)$	0.26	0.26	0.26
0.50 $\tan(\gamma)$	0.51	0.50	0.50
1.00 $\tan(\gamma)$	0.95	0.97	0.95
1.20 $\tan(\gamma)$	nicht gemessen	1.18	1.25

und Stoßfugen wider. Mit zunehmender Stoßfugenbreite werden die Scherungen in den entgegengesetzten Halbzyklen asymmetrischer, insbesondere in den Horizontalfugen (Tabellen 4.17 bis 4.20). Daraus lässt sich eine veränderte Systemkinematik ableiten. Während die 10-mm-Variante noch ein Verhalten zeigt, das eher durch die Bewegung einzelner Scheiben geprägt ist, verhalten sich die 20-mm- und insbesondere die 30-mm-Variante zunehmend wie ein rotationsartig arbeitendes Gesamtsystem. Die Verformung konzentriert sich dabei stärker auf die Horizontalfugen, während die Stoßfugen an relativer Beanspruchung verlieren. Die Beobachtungen aus der Videodokumentation stützen diese Interpretation zusätzlich. In keinem Versuch wurde ein adhäsives Versagen beobachtet. Sämtliche Risse und Defekte waren kohäsiver Natur. Damit ist davon auszugehen, dass die beobachteten Schädigungen material- bzw. beanspruchungsbedingt entstanden und nicht auf eine unzureichende Haftung oder Verarbeitungsfehler zurückzuführen sind.

Tabelle 4.15.: Vergleich max. Scherungen Stoßfugen tan(γ)

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 tan(γ)	0.23	0.10	0.05
0.50 tan(γ)	0.47	0.25	0.12
1.00 tan(γ)	0.85	0.53	0.30
1.20 tan(γ)	1.00	0.64	0.33

Tabelle 4.16.: Verhältnisse max. Scherungen Horizontalfuge zu Stoßfuge

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 tan(γ)	1.13	2.60	5.00
0.50 tan(γ)	1.08	2.00	4.16
1.00 tan(γ)	1.11	1.83	3.16
1.20 tan(γ)	1.20	1.84	3.78

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Stoßfugenbreite das Trag- und Verformungsverhalten der Konstruktion in zweifacher Hinsicht beeinflusst. Zum einen steigt mit zunehmender Stoßfugenbreite die Systemsteifigkeit, zum anderen verlagert sich die Beanspruchung von den Stoßfugen in die Horizontalfugen, wodurch sich auch der Versagensort verändert. Die grundlegenden materialseitigen Mechanismen bleiben bei allen Varianten gleich. Die Stoßfugengeometrie steuert jedoch maßgeblich deren quantitative Ausprägung und die resultierende Systemkinematik.

Tabelle 4.17.: Vergleich min. Scherungen Horizontalfuge tan(γ)

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 tan(γ)	-0.21	-0.15	-0.11
0.50 tan(γ)	-0.37	-0.26	-0.20
1.00 tan(γ)	-0.65	-0.49	-0.42
1.20 tan(γ)	-	-0.58	-0.49

Tabelle 4.18.: Verhältnisse Scherungen Horizontalfuge max. zu min.

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 tan(γ)	1.23	1.73	2.36
0.50 tan(γ)	1.37	1.92	2.50
1.00 tan(γ)	1.46	1.97	2.26
1.20 tan(γ)	-	2.03	2.55

Tabelle 4.19.: Vergleich min. Scherungen Stoßfuge tan(γ)

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 tan(γ)	-0.19	-0.08	-0.03
0.50 tan(γ)	-0.40	-0.18	-0.07
1.00 tan(γ)	-0.75	-0.41	-0.18
1.20 tan(γ)	-0.91	-0.50	-0.20

Tabelle 4.20.: Verhältnisse Scherungen Stoßfugen max. zu min.

	10 mm	**20 mm**	**30 mm**
0.25 tan(γ)	1.21	1.25	1.66
0.50 tan(γ)	1.17	1.38	1.71
1.00 tan(γ)	1.13	1.29	1.66
1.20 tan(γ)	1.09	1.28	1.65

4.5. Zusammenfassung Großbauteilversuche

Die im Rahmen der Großbauteilversuche untersuchten Konstruktionen bestanden aus drei nebeneinander angeordneten Glasscheiben, die über horizontale Silikonfugen an der Unterkonstruktion befestigt und über seitliche Stoßfugen miteinander gekoppelt wurden. Durch diese Kombination aus lastabtragenden Klebfugen entstand ein System, dessen mechanisches Verhalten sowohl durch das Materialverhalten des Silikons als auch durch die kinematische Kopplung der drei Scheiben geprägt war. Mit den gewählten Varianten unterschiedlicher Stoßfugenbreiten standen zudem drei geometrisch abgestufte Ausführungen zur Verfügung, anhand derer sich der Einfluss der Klebeflächengröße und der Systemsteifigkeit systematisch untersuchen ließ.

Ziel der Versuche war es, das zyklische Tragverhalten dieser geklebten Glasbauteile unter kontrollierten, schwellenden Scherbeanspruchungen zu analysieren. Die Prüfstrategie sah vor, die Konstruktionen über aufeinanderfolgende Amplitudenniveaus hinweg zu belasten und dabei sowohl mechanische Kennwerte als auch kinematische Effekte zu erfassen. Im Mittelpunkt standen das Hystereseverhalten, die Steifigkeitsentwicklung, die dissipierte Energie sowie das Auftreten und die Ausbreitung von Rissen in den Klebfugen. Der schrittweise Anstieg der Amplituden, ergänzt durch quasistatische Referenzversuche zu Beginn, erlaubte eine eindeutige Trennung zwischen Erstbelastungseffekten, zyklischer Werkstoffermüdung und schädigungsinduziertem Steifigkeitsverlust.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe zeigten ein konsistentes und klar ausgeprägtes Verhalten über alle Varianten hinweg. Bei geringen und mittleren Scherungsniveaus erwiesen sich alle Konstruktionen als stabil und wiederholgenau. Das System reagierte in diesem Bereich weitgehend elastisch, die dissipierte Energie blieb nahezu konstant und die Steifigkeit veränderte sich nach dem Abklingen des Mullins-Effekts nur geringfügig. Erst bei größeren Amplituden, ab etwa einem Scherungsniveau von 1.00 $\tan(\gamma)$ setzten schädigungsinduzierte Veränderungen ein. In allen Varianten begannen die unteren Horizontalfugen Risse auszubilden, die sich mit steigender Belastung fortpflanzten und in ein charakteristisches sägezahnförmiges Muster übergingen. Dieses Rissmuster spiegelte unmittelbar den lokalen Spannungsverlauf innerhalb der Fuge wider und entwickelte sich mit fortlaufenden Zyklen weiter.

Mit zunehmender Stoßfugenbreite änderte sich nicht nur die Steifigkeit des Gesamtsystems, sondern auch dessen Kinematik. Während die Konstruktion mit der schmalsten Stoßfuge noch deutliche Einzelbewegungen der Scheiben zuließ, führte die zunehmende Breite der Stoßfugen zu einer immer stärkeren Kopplung und damit zu einem Verhalten, das dem einer nahezu starren Gesamtscheibe entsprach. Diese Veränderung zeigte sich besonders in der Verteilung der Scherbeanspruchungen. Während bei der schmalen Stoßfuge die Lastanteile zwischen Stoß- und Horizontalfugen noch vergleichbar waren, verlagerte sich die Scherbeanspruchung mit wachsender Stoßfugenbreite zunehmend in die Horizontalfugen. Dadurch wurde die Stoßfuge trotz größer werdender Klebefläche weniger beansprucht und das Risswachstum trat maßgeblich nur noch in den Horizontalfugen auf.

Die Gesamtbetrachtung der Versuche verdeutlicht, dass das Tragverhalten der untersuchten Konstruktionen bis zu mittleren Amplituden durch stabile, reversible Materialreaktionen geprägt ist. Erst bei hohen Belastungsniveaus dominieren schädigungsinduzierte Mechanismen, die sowohl die Systemsteifigkeit als auch die Energieaufnahme deutlich reduzieren. Die qualitative Übereinstimmung des Hystereseverlaufs über alle Varianten hinweg bestätigt, dass die grundlegenden Mechanismen materialbedingt sind und nicht durch den geometrischen Aufbau

der Stoßfugen beeinflusst werden. Die quantitativen Unterschiede zwischen den Varianten resultieren hingegen unmittelbar aus der veränderten Steifigkeit und Kinematik des Systems infolge der unterschiedlichen Stoßfugenbreiten.

Insgesamt zeigen die Großbauteilversuche, dass sich das geklebte Glasbauteilsystem über einen breiten Bereich zyklischer Scherbeanspruchungen zuverlässig und vorhersehbar verhält und dass das Versagen klar durch das Risswachstum in den Horizontalfugen dominiert wird. Die gewonnenen Erkenntnisse liefern somit eine belastbare Grundlage für die Bewertung, Modellierung und Weiterentwicklung geklebter Glasbauteile im Hinblick auf zyklische Belastungen mit großen Amplituden.

Bemerkenswert ist zudem, dass bei keiner der untersuchten Konstruktionen ein schlagartiges oder unvorhersehbares Versagen auftrat. In allen Fällen bildeten sich zunächst einzelne Risse in den unteren Horizontalfugen aus, die sich über zahlreiche Zyklen hinweg fortpflanzten, bevor es gegebenenfalls zum vollständigen Durchreißen der drei unteren Fugen kam. Selbst in Situationen, in denen die unteren Horizontalfugen vollständig durchtrennt waren und somit keine Kraftübertragung zwischen Kopf- und Fußpunkt mehr stattfand, verblieben sämtliche Glasscheiben sicher im Prüfrahmen und zeigten keine Tendenz zum Herausfallen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die verbleibenden Fugenquerschnitte der Stoßfugen sowie die horizontalen Fugen am Kopfpunkt in diesem Zustand praktisch unbelastet waren. Dieses Verhalten verdeutlicht die inhärente Sicherheit solcher Konstruktionen, da das Versagen durch ein gut sichtbares und fortschreitendes Risswachstum angekündigt wird und selbst bei stark geschädigten Fugen nicht zwangsläufig mit herabfallenden Glaselementen zu rechnen ist. Es sei jedoch angemerkt, dass komplett durchgerissene horizontale Fuge am Kopfpunkt im Rahmen dieser Studie nicht auftraten und daher keine Aussagen über deren Verhalten im Extremfall getroffen werden können. Auffällig ist außerdem, dass stark beanspruchte Fugen stets ein ausgeprägtes sägezahnförmiges Rissbild aufweisen, das nach einer Überlastung eindeutig detektierbar ist.

Ein weiterer Aspekt betrifft das schädigungsinduzierte Verhalten des Silikons, insbesondere die sägezahnartige Rissfortpflanzung, die einen maßgeblichen Einfluss auf die Systemsteifigkeit hat. Solche Schädigungseffekte werden von klassischen hyperelastischen Materialmodellen nicht abgebildet und stellen einen eigenständigen Forschungsbereich dar, der über den Umfang der vorliegenden Arbeit hinausgeht. Die Versuche liefern jedoch ein typisches Bild der entstehenden Defekte, ihrer Ausbreitung und der zugehörigen Belastungsbereiche, ab denen mit irreversiblen Veränderungen im System zu rechnen ist.

5. Modellbildung und Optimierung der Materialparameter

In diesem Kapitel werden für die drei untersuchten Materialien erweiterte Materialmodelle (siehe Abschnitt 2.2.5) sowie verschiedene Netzwerkkombinationen aus der Materialbibliothek PolyUMod (siehe Abschnitt 2.3.2) identifiziert und deren Parametersätze auf Grundlage ausgewählter Materialversuche aus Kapitel 3 innerhalb der Software MCalibration (siehe Abschnitt 2.3.1) optimiert. Ziel ist es, für jedes Material geeignete Modellansätze und zugehörige Parametersätze zu bestimmen, mit denen sich hyperelastische, viskoelastische und schädigungsbehaftete Materialeffekte parallel abbilden lassen.

5.1. Grundlagen der Modellbildung

Bevor die optimierten Parametersätze der verschiedenen Modelle je Material näher erläutert werden, folgen zunächst die Grundlagen zu den verwendeten Versuchsdaten, den untersuchten Modellansätzen und der Bewertung der Modellgüte.

5.1.1. Verwendete Versuchsdaten

Zur Optimierung der Modellparameter werden für die beiden Silikone jeweils die uniaxialen Zugversuche mit einer Verzerrungsrate von $0.1\,\mathrm{s}^{-1}$, die Relaxationsversuche über 24 Stunden auf einem Verzerrungsniveau von 100 %, die ersten beiden Zyklen der zyklischen Versuche bis zu einem Verzerrungsniveau von 150% und mit einer Verzerrungsrate von $0.05\,\mathrm{s}^{-1}$ sowie die äquibiaxialen Bulgeversuche mit einer Druckrate von $0.05\,\mathrm{bar/s}$ verwendet. Für das Polyurethan Sikaflex 668 unterscheiden sich die zur Optimierung verwendeten Versuche lediglich dadurch, dass die Relaxationsversuche auf einem Verzerrungsniveau von 200 % und die zyklischen Versuche bis zu einem Verzerrungsniveau von 300 % durchgeführt wurden.

In allen Fällen werden die Mittelwertkurven der jeweiligen Versuchsreihen als technische Werte zur Optimierung verwendet. Weitere Einzelheiten zu den zugrunde gelegten Versuchen sind Kapitel 3 zu entnehmen. In den Tabellen 5.1 und 5.2 sind die zur Optimierung herangezogenen Versuche je Material aufgeführt. Durch die Wahl uniaxialer und biaxialer Versuche liegen der Optimierung zwei unterschiedliche Spannungszustände zugrunde. Damit werden für nahezu inkompressible Materialien sowohl die untere als auch die obere Grenze der Invariantenebene nach Treloar abgedeckt [89]. Alle weiteren möglichen Deformationszustände müssen innerhalb dieses Bereichs liegen [21, 22], wie bereits in Abschnitt 2.3 erläutert wurde. Des Weiteren gehen mit den uniaxialen Zugversuchen, den zyklischen Versuchen und dem Belastungsast der Relaxationsversuche drei unterschiedliche technische Verzerrungsraten in die Optimierung ein. Zusätzlich ergibt sich infolge der konstanten Drucksteigerungsrate des Bulge-Versuchs eine über die Versuchsdauer veränderliche und damit nichtlineare Verzerrungsrate, wie in Abschnitt 3.2.1.6 gezeigt wurde. Mit den zyklischen Versuchen und den Relaxationsversuchen werden darüber hinaus gezielt viskoelastische Materialeffekte in die Optimierung einbezogen. Die zyklischen

Versuche erfassen zusätzlich Schädigungserscheinungen in Form des Mullins-Effekts (siehe Abschnitt 2.2.6). Durch die gewählte Kombination der Versuche wird somit mit einer begrenzten Anzahl an Versuchen ein möglichst breites Spektrum an Spannungszuständen, Verzerrungsraten, viskoelastischen Effekten und schädigungsbehafteten Materialeigenschaften abgedeckt.

Tabelle 5.1.: Zur Optimierung verwendete technische Versuchsdaten (Silikone)

Versuch	**Verzerrungsrate** s^-1	**Druckrate bar/s**	**Verzerrungsniveau**
Zug (uniaxial)	0.1	-	-
Bulge (biaxial)	-	0.05	-
Zyklen 2x (uniaxial)	0.05	-	150%
Relaxation (uniaxial)	0.01	-	100%

Tabelle 5.2.: Zur Optimierung verwendete technische Versuchsdaten (Sikafelx 668)

Versuch	**Verzerrungsrate** s^-1	**Druckrate bar/s**	**Verzerrungsniveau**
Zug (uniaxial)	0.1	-	-
Bulge (biaxial)	-	0.05	-
Zyklen 2x (uniaxial)	0.05	-	300%
Relaxation (uniaxial)	0.01	-	200%

5.1.2. Untersuchte Modellansätze

Die Auswahl der untersuchten Materialmodelle orientiert sich an den in den experimentellen Versuchen beobachteten Materialeigenschaften. Die uniaxialen und biaxialen Versuche zeigen ein ausgeprägt nichtlineares elastisches beziehungsweise hyperelastisches Materialverhalten. Darüber hinaus ist eine geringe, aber erkennbare Verzerrungsratenabhängigkeit vorhanden. Die Relaxationsversuche zeigen eine deutliche zeitabhängige Spannungsabnahme, während die zyklischen Versuche insbesondere eine Schädigung in Form des Mullins-Effekts innerhalb des ersten Zyklus sowie eine schmale Hysterese in den Folgezyklen erkennen lassen. Die zu untersuchenden Materialmodelle mussten daher in der Lage sein, sowohl die nichtlineare elastische Grundantwort als auch zeitabhängige und schädigungsbehaftete Materialeffekte konsistent abzubilden. Vor diesem Hintergrund wurden als geeignete Kandidaten das Bergström-Boyce-Modell (BB-Modell) sowie das Parallel Network Modell (PN-Modell) aus der Materialbibliothek PolyUMod ausgewählt (siehe Abschnitt 2.2.5) [132]. Mit dieser Auswahl wurde bewusst sowohl ein vergleichsweise einfacher und kompakter Modellansatz als auch ein deutlich flexiblerer Mehrnetzwerkansatz betrachtet, um den Einfluss der Modellstruktur auf die Abbildungsgenauigkeit zu bewerten. Weitere in MCalibration beziehungsweise PolyUMod verfügbare Modelle wurden im Vorfeld ebenfalls geprüft, jedoch nicht weiterverfolgt. Modelle mit expliziter Anisotropie oder mit spezifischer Ausrichtung auf Schaumwerkstoffe wurden aufgrund der Materialcharakteristik der untersuchten Klebstoffe von vornherein ausgeschlossen. Das einfache Three-Network-Modell (TN-Modell) sowie das Three-Network-Viscoplasticity-Modell (TNV-Modell) wurden ebenfalls betrachtet, erwiesen sich für die vorliegenden Materialien jedoch als nicht hinreichend geeignet und wurden daher verworfen.

Für das PN-Modell wurde gezielt eine Struktur mit drei parallelen Netzwerken gewählt. Mit dieser Anzahl lässt sich bei noch überschaubarer Parameterzahl ein sinnvoller Kompromiss zwischen Modellkomplexität und Flexibilität der Materialantwort erreichen. Zugleich können damit die drei für die vorliegenden Materialien maßgebenden Beiträge, nämlich die hyperelastische Grundantwort, die zeitabhängigen viskosen Effekte sowie die Mullins-Schädigung, getrennt abgebildet werden. Ein Netzwerk wurde dabei als Gleichgewichtsnetzwerk vorgesehen. Dieses ist zwingend erforderlich, um ein elastisches und vollständig reversibles Grundverhalten des Gesamtmodells sicherzustellen, wie es für die untersuchten Elastomere charakteristisch ist. Da der Mullins-Effekt hauptsächlich durch die maximal zuvor erreichte Deformation und nicht durch die Belastungsgeschwindigkeit bestimmt wird, wurde die Schädigung dem Gleichgewichtsnetzwerk zugeordnet. Eine Kombination mit einem viskosen Netzwerk erschien daher nicht sinnvoll. Im ersten Netzwerk wurde deshalb zusätzlich zum hyperelastischen Anteil ein Ogden-Roxburgh-Modell [128] zur Beschreibung der Mullins-Schädigung verwendet. Eine erweiterte Ogden-Roxburgh-Formulierung wurde ebenfalls getestet, führte jedoch zu keinen verbesserten Ergebnissen und zeigte im Bereich der Umkehrpunkte der zyklischen Versuche unphysikalische Sprünge beziehungsweise Zacken.

Die beiden weiteren Netzwerke wurden zur Beschreibung der zeitabhängigen Materialanteile verwendet. Hierzu wurde jeweils ein hyperelastisches Federelement mit einem nichtlinearen Flow-Element kombiniert. Diese beiden Netzwerke sind erforderlich, um Relaxation, Hysterese und den Spannungsabfall über die Zyklen abzubilden. Zwei viskose Netzwerke stellen dabei einen geeigneten Kompromiss aus Parameteranzahl, Flexibilität und gezielter Einstellbarkeit der Materialantwort dar. Um zu vermeiden, dass sich die viskosen Netzwerke in ihrer Funktion gegenseitig kompensieren, wurden bewusst unterschiedliche Flow-Elemente verwendet. Vergleichende Untersuchungen mit zwei identischen Flow-Elementen lieferten keine besseren Ergebnisse (ausgenommen beim PU, siehe 5.4.3). Für die elastischen Komponenten der Netzwerke wurden ausschließlich hyperelastische Federelemente verwendet, da diese für große Deformationen geeignet sind und den für die untersuchten Materialien typischen nichtlinearen Verlauf der Spannungs-Verzerrungs-Kurven beschreiben können. Um die Modellstruktur trotz der drei Netzwerke überschaubar zu halten, wurden in allen Netzwerken dieselben hyperelastischen Federelemente verwendet. Als hyperelastische Grundbausteine wurden Mooney-Rivlin-, Yeoh-, Yeoh-Modelle mit I_2-Abhängigkeit, Eight-Chain- sowie Ogden-Modelle erster bis dritter Ordnung verglichen. Die Auswahl erfolgte zunächst auf Grundlage der hyperelastischen Grundantwort, insbesondere der ersten Belastungsäste. Dabei zeigte sich für alle drei Materialien, dass die Verwendung des Ogden-Modells erster Ordnung in den drei Netzwerken die insgesamt zutreffendsten Optimierungsergebnisse lieferte. Aufgrund des nahezu inkompressiblen Verhaltens der untersuchten Elastomere wurde innerhalb der hyperelastischen Federelemente der Kompressionsmodul κ bzw. der Kompressibilitätsparameter $D1$ nicht optimiert, sondern so vorgegeben, dass nahezu inkompressibles Verhalten entsteht. Für die viskosen Anteile der beiden verbleibenden Netzwerke wurden gezielt nichtlineare Flow-Elemente gewählt, da lineare Dämpferelemente die beobachteten stark nichtlinearen und großen Deformationen nicht hinreichend abbilden können. Innerhalb des PN-Modells wurden daher unterschiedliche Kombinationen aus vielversprechenden Flow-Elementen der PolyUMod-Materialbibliothek untersucht (siehe Abschnitt 2.2.5.4). Besonders geeignete Ergebnisse ergaben sich für alle drei Materialien bei der Kombination eines Power-Law-basierten Flow-Elements (Double Power-Law, Power-Law Flow with Strain-Dependence) mit einem Bergström-Boyce-basierten Flow-Element (Bergström-Boyce Flow with Strain-Dependent m, Bergström-Boyce Network-Dependent Flow). Durch die Kombination zweier unterschiedlicher Flow-Elemente

konnten den beiden viskosen Netzwerken unterschiedliche Funktionen in der Modellierung zugeordnet werden, ohne dass sich ihre Beiträge gegenseitig kompensieren. In vereinfachter Form kann die gewählte Struktur innerhalb der PN-Modelle mit der eines generalisierten Maxwell-Modells mit einem Gleichgewichtsnetzwerk und verschiedenen Relaxationszeiten verglichen werden.

Beim BB-Modell besteht diese baukastenartige Kombinationsmöglichkeit nicht. Für dieses Modell wurde daher die in PolyUMod implementierte Standardformulierung untersucht. Auch hier wurde, wie beim PN-Modell, der Kompressionsmodul bzw. der Kompressibilitätsparameter so vorgegeben, dass nahezu inkompressibles Verhalten angenommen werden kann. Insgesamt wurden 52 Netzwerkkombinationen und vier Modellansätze (BB-, PN-, TN- und TNV-Modell) untersucht, von denen im weiteren Verlauf dieser Arbeit jedoch nur auf die Ergebnisse der Bergström-Boyce- und Parallel-Network-Modelle eingegangen wird.

5.1.3. Bewertung der Modellgüte

Die Bewertung der optimierten Materialmodelle erfolgt für alle drei Materialien anhand der Fehlermaße Mean Square Difference (MSD), Relative Error (RE) sowie ergänzend des Coefficient of Determination (R^2). Die Definition dieser Fehlermaße ist bereits in Abschnitt 2.3.1 angegeben. Zur quantitativen Bewertung der Übereinstimmung zwischen experimentellen Versuchsdaten und den jeweiligen Modellvorhersagen werden insbesondere MSD und RE herangezogen. Der MSD gewichtet größere absolute Abweichungen stärker und eignet sich damit insbesondere zur Bewertung von Bereichen mit höheren Spannungsniveaus. Der RE beschreibt demgegenüber die mittlere relative Abweichung. Der Kennwert R^2 wird ergänzend herangezogen. Die Beurteilung inwieweit ein optimiertes Materialmodell geeignet ist das Materialverhalten zu beschrieben, erfolgt somit nicht ausschließlich auf Grundlage eines einzelnen Fehlermaßes. Neben den quantitativen Kennwerten wird zusätzlich beurteilt, inwieweit die Modelle charakteristische Materialeffekte wie Mullins-Schädigung, Hysteresen, Relaxation und die Verzerrungsratenabhängigkeit qualitativ abbilden können. Ein Modell wird somit nur dann als geeignet angesehen, wenn es neben einer geringen numerischen Abweichung auch die wesentlichen experimentell beobachteten Materialphänomene physikalisch plausibel abbilden kann. Als Ergebnisse der Modelloptimierung werden neben Tabellen mit den zugehörigen Fehlermaßen insbesondere Diagramme der Spannungs-Verzerrungs-Kurven sowie der Spannungsverläufe über der Zeit dargestellt. Eine Auswertung der Verzerrungen über der Zeit ist dabei nicht erforderlich, da die zeitlichen Belastungspfade bzw. die Verzerrungsraten in den jeweiligen Lastfällen innerhalb der Optimierung vorgegeben wurden. Die zu identifizierenden Materialparameter wurden so bestimmt, dass bei den vorgegebenen Verzerrungen die experimentell beobachteten Spannungsverläufe möglichst zutreffend wiedergegeben wurden.

5.2. Dowsil 993

Im Folgenden werden die Optimierungsergebnisse für das Silikon Dowsil 993 vorgestellt und bewertet. Berücksichtigt werden das Bergström-Boyce-Modell sowie zwei Varianten des Parallel Network Modells, die sich innerhalb des Optimierungsprozesses als besonders geeignet erwiesen haben.

5.2.1. Bergström-Boyce Modell

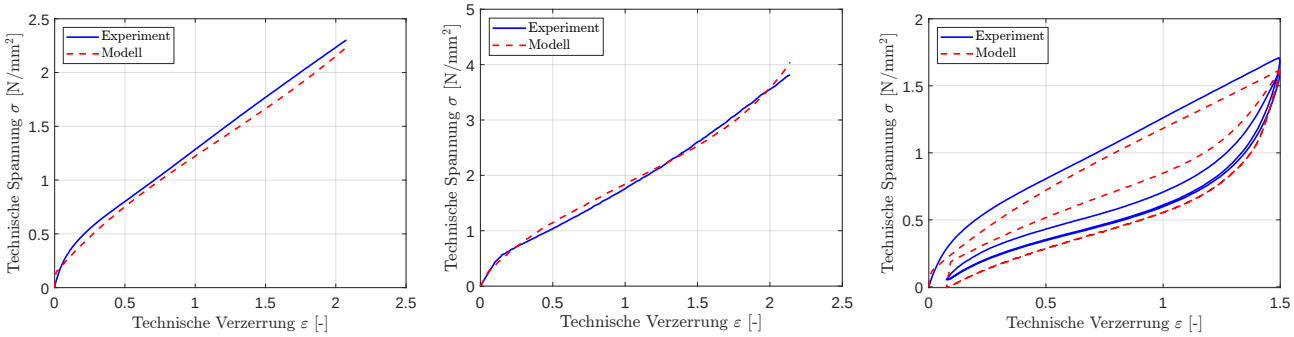
In Tabelle 5.3 sind die optimierten Materialparameter und in Tabelle 5.4 die zugehörigen Fehlermaße für Dowsil 993 und das BB-Modell angegeben. In den Abbildungen 5.1 bis 5.3 sind die Vergleiche zwischen Modell und Experimente dargestellt. Abgesehen von den Werten des Relaxationsversuchs und dem RE der zyklischen Versuche liefern die Fehlermaße insgesamt noch vertretbare Ergebnisse (Tabelle 5.4). Insbesondere der uniaxiale Zugversuch und der biaxiale Bulgeversuch werden sowohl hinsichtlich der Fehlermaße als auch hinsichtlich der Spannungs-Verzerrungs-Verläufe sehr gut wiedergegeben. Die Materialantwort kann mit dem BB-Modell für diese beiden Belastungsarten somit bereits zutreffend beschrieben werden. Auffällig ist hingegen der Relaxationsversuch, der im Vergleich der Lastfälle die größten Abweichungen aufweist (Abbildung 5.3 (a) und (b)). Dies zeigt sich insbesondere am MSD und RE sowie besonders deutlich am Kennwert $R^2 = 0.000$. In den Abbildungen zum Relaxationsversuch ist sowohl auf der linearen als auch auf der logarithmischen Zeitskala zu erkennen, dass im Modell nach einem nahezu unmittelbaren Spannungsabfall keine weitere Relaxation über die verbleibenden 24 Stunden erfolgt. Die im Experiment beobachtete Spannungsrelaxation wird mit diesem Modellansatz somit nur unzureichend erfasst. Für die zyklischen Versuche ergibt sich insgesamt noch eine vertretbare Übereinstimmung der Spannungsverläufe, auch wenn im Spannungs-Verzerrungs-Diagramm Abweichungen von den experimentellen Daten deutlich zu erkennen sind. Die Erstbelastung wird geringfügig unterschätzt, zugleich wird eine deutlich zu breite Hysterese vorhergesagt. Der charakteristische Verlauf der Materialantwort wird jedoch grundsätzlich getroffen. Sowohl der stark ausgeprägte Mullins-Effekt als auch eine S-förmige Hysterese sind im Modell erkennbar, auch wenn die Hysterese quantitativ nicht zutreffend wiedergegeben wird.

Tabelle 5.3.: Parameter Bergström-Boyce Modell (Dowsil 993)

Parameter	**Wert**	**Beschreibung**
μ	0.569574	Arruda-Boyce
λ_L	3.2035	Arruda-Boyce
κ	100	Arruda-Boyce
s	11.4838	Arruda-Boyce
ξ	0.0603067	Flow-Element
C	-2	Flow-Element
τ_{base}	2.02307	Flow-Element
m	2.60562	Flow-Element
r	2.98496	Enhanced Mullins
$\hat{U}$	0.0262473	Enhanced Mullins
β	0.346776	Enhanced Mullins
α_{min}	1	Enhanced Mullins
b	0.1	Enhanced Mullins

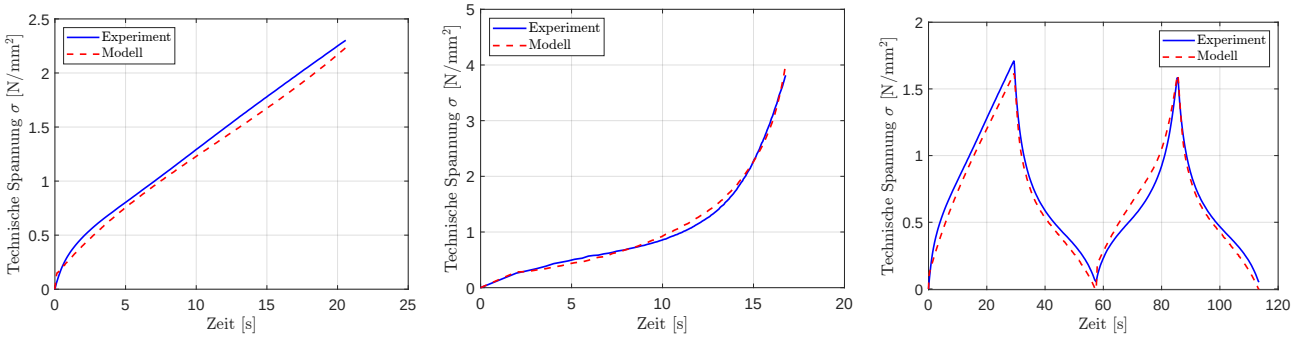
Tabelle 5.4.: Optimierungsergebnisse Bergström-Boyce Modell (Dowsil 993)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.61	7.07	0.983
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	0.67	4.53	0.993
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.66	15.50	0.961
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	1.07	9.51	0.000
Gesamt	**0.752**	**9.15**	**0.734**



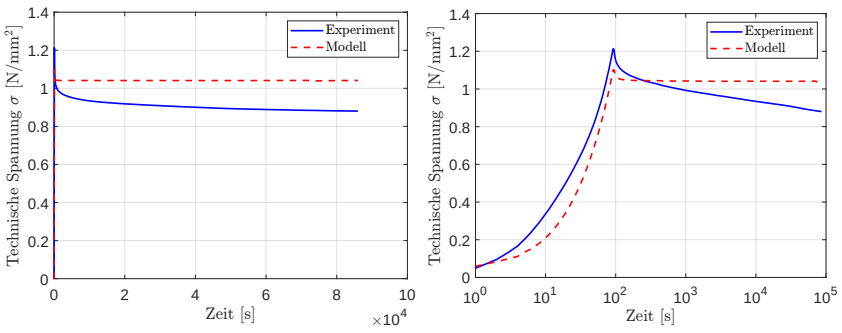
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.1.: Optimierung BB-Modell, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.2.: Optimierung BB-Modell, Spannung-Zeit (Dowsil 993)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.3.: Optimierung BB-Modell, Relaxation (Dowsil 993)

5.2.2. Parallel Network Modell A

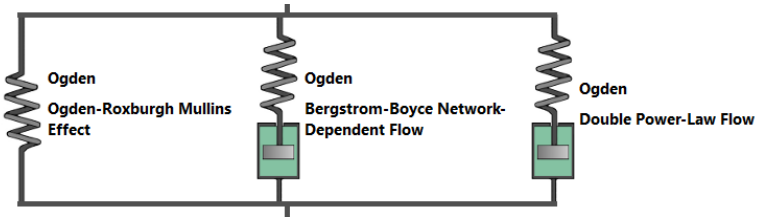
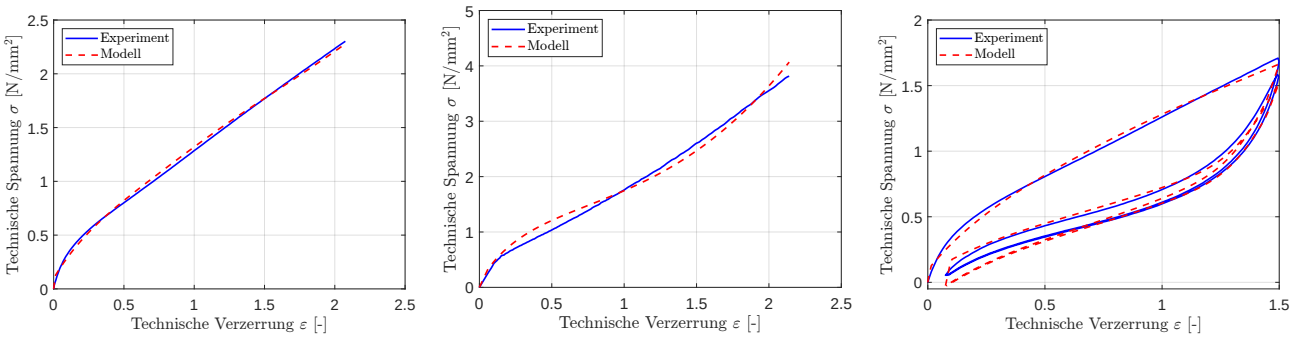


Abbildung 5.4.: Aufbau Parallel Network Modell A, Dowsil 993

In Abbildung 5.4 ist die erste Variante des Parallel Network Modells dargestellt. Als Flow-Elemente werden ein Bergström-Boyce Network-Dependent Flow und ein Double Power-Law Flow verwendet. Die optimierten Materialparameter sind in Tabelle 5.6 und die zugehörigen Fehlermaße in Tabelle 5.5 angegeben. Im Vergleich zum BB-Modell zeigen die Fehlermaße bereits deutlich bessere und insgesamt sehr gute Werte. Dies wird auch durch die Gegenüberstellung von Experiment und Modell in den Spannungs-Verzerrungs- und Spannungs-Zeit-Verläufen bestätigt (Abbildungen 5.5 bis 5.7). Insbesondere der zyklische Versuch einschließlich der Hysterese nach der Mullins-Schädigung wird mit diesem Modell äußerst zutreffend beschrieben. Lediglich am unteren Umkehrpunkt ist die Hysterese noch leicht zu breit, während sie am oberen Umkehrpunkt geringfügig zu schmal ausfällt. Insgesamt wird der charakteristische Verlauf der zyklischen Materialantwort jedoch sehr gut wiedergegeben. Auch die Spannungsrelaxation über 24 Stunden wird mit diesem Modellansatz selbst auf logarithmischer Zeitskala nahezu perfekt erfasst. Damit zeigt sich gegenüber dem BB-Modell eine deutliche Verbesserung bei der Beschreibung der zeitabhängigen Materialantwort. Die größte Herausforderung stellt bei diesem Modell der Bulgeversuch dar. Hier wird die Spannungsantwort im ersten Bereich zunächst leicht überschätzt und ab etwa der Hälfte des Verlaufs geringfügig unterschätzt. Insgesamt wird jedoch auch der biaxiale Versuch mit guter Genauigkeit beschrieben. Bei dem optimierten Parametersatz ist noch anzumerken, dass der Wert $\hat{\tau}_1 = 3974.79$ des Double Power-Law Flow Elements im dritten Netzwerk sehr groß ausfällt. $\hat{\tau}_1$ beschreibt den Fließwiderstand und ist eine Spannungsgröße in MPa. Aufgrund des verhältnismäßig großen Wertes wird der erste Term des Double Power-Law Flow Elements klein, wodurch dieser nur einen geringen Beitrag zur Gesamtantwort des Netzwerkes liefert (vgl. Abschnitt 2.2.5.4).

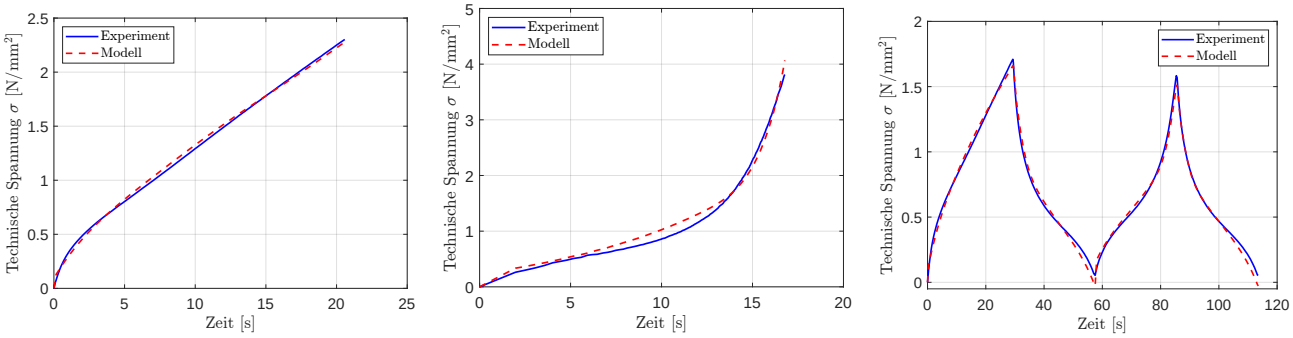
Tabelle 5.5.: Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell A (Dowsil 993)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.06	2.71	0.998
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	1.22	6.36	0.988
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.12	8.64	0.993
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.01	0.53	0.992
Gesamt	**0.352**	**4.56**	**0.993**



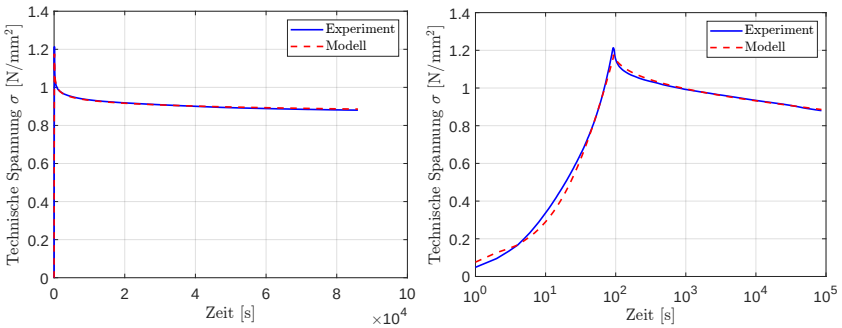
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.5.: Optimierung PN-Modell A, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.6.: Optimierung PN-Modell A, Spannung-Zeit (Dowsil 993)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.7.: Optimierung PN-Modell A, Relaxation (Dowsil 993)

Tabelle 5.6.: Parameter Parallel Network Modell A (Dowsil 993)

Parameter	**Netzwerk 1**	**Netzwerk 2**	**Netzwerk 3**	**Beschreibung**
N	1	1	1	Ogden
μ	0.688229	0.0780653	2.7991	Ogden
α	0.801376	4.95435	-10.33	Ogden
$D1$	0.01	0.01	0.01	Ogden
ξ	-	0.01	-	BB Network-Dependent Flow
C	-	-1.89907	-	BB Network-Dependent Flow
$\hat{\tau}$	-	46.3185	-	BB Network-Dependent Flow
m	-	2.36612	-	BB Network-Dependent Flow
α	-	4.50128	-	BB Network-Dependent Flow
$\hat{\tau_1}$	-	-	3974.79	Double Power-Law Flow
m_1	-	-	1.39625	Double Power-Law Flow
$\hat{\tau_2}$	-	-	0.0895566	Double Power-Law Flow
m_2	-	-	19.1922	Double Power-Law Flow
r	2.10383	-	-	Mullins
$\hat{U}$	0.180966	-	-	Mullins
β	0.0285917	-	-	Mullins

5.2.3. Parallel Network Modell B

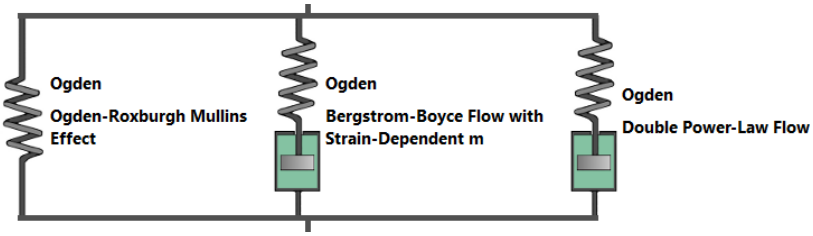
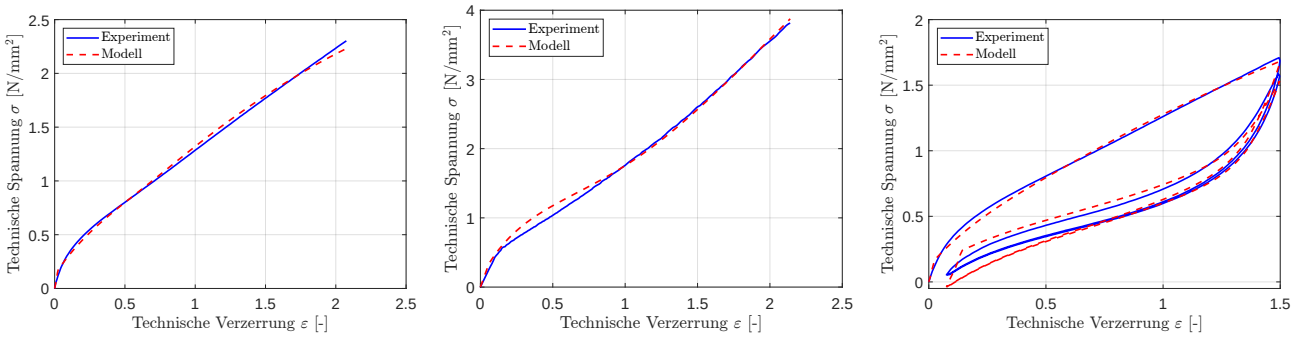


Abbildung 5.8.: Aufbau Parallel Network Modell B, Dowsil 993

Die Struktur der zweiten Variante des Parallel Network Modells ist in Abbildung 5.8 dargestellt. Als Flow-Elemente werden in dieser Modellvariante ein Double Power-Law Flow-Element mit einem Bergström-Boyce Flow with Strain-Dependent m verwendet. Die optimierten Materialparameter sind in Tabelle 5.8 und die zugehörigen Fehlermaße in Tabelle 5.7 angegeben. Rein anhand der drei Fehlermaße liefert diese Modellvariante nochmals geringfügig bessere Ergebnisse als die erste Variante des PN-Modells (Abschnitt 5.2.2), auch wenn sich in der graphischen Gegenüberstellung von Experiment und Modell nur geringe Unterschiede erkennen lassen. Eine Verbesserung zeigt sich insbesondere beim Bulgeversuch, dessen Spannungs-Verzerrungs-Verlauf mit dem PN-Modell B vor allem in der zweiten Hälfte noch zutreffender beschrieben wird als mit dem PN-Modell A. Hinsichtlich des zyklischen Versuchs ergibt sich hingegen keine durchgängig bessere Übereinstimmung. Zwar wird der grundsätzliche Verlauf weiterhin sehr gut getroffen, jedoch fällt die Hysterese am unteren Umkehrpunkt nochmals breiter aus als bei der ersten Variante und wird damit in diesem Bereich etwas ungünstiger wiedergegeben.

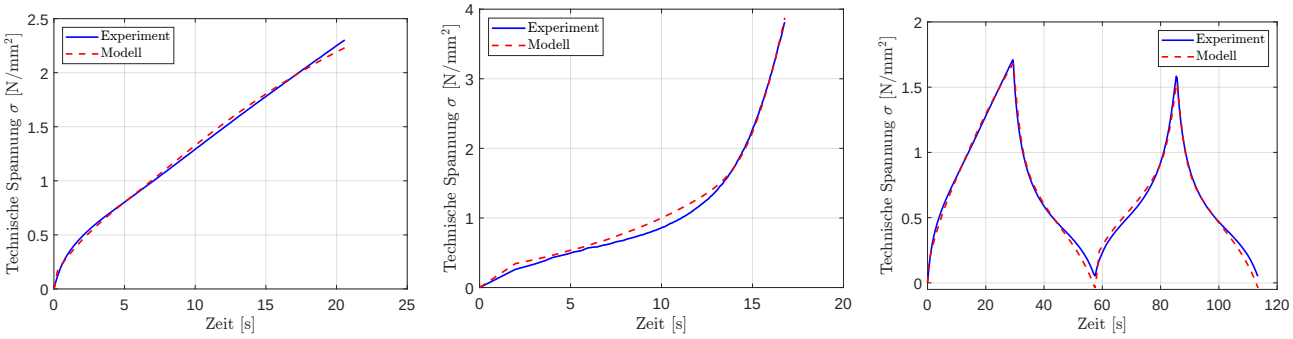
Tabelle 5.7.: Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell B (Dowsil 993)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.08	2.6	0.998
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	0.45	4.34	0.995
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.14	9.84	0.992
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.01	0.44	0.992
Gesamt	**0.171**	**4.31**	**0.994**



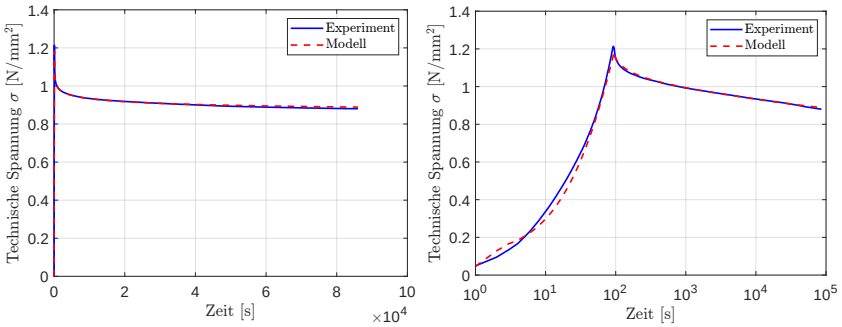
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.9.: Optimierung PN-Modell B, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.10.: Optimierung PN-Modell B, Spannung-Zeit (Dowsil 993)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.11.: Optimierung PN-Modell B, Relaxation (Dowsil 993)

Tabelle 5.8.: Parameter Parallel Network Modell B (Dowsil 993)

Parameter	Netzwerk 1	Netzwerk 2	Netzwerk 3	Beschreibung
N	1	1	1	Ogden
μ	0.67001	0.0526592	1.25814	Ogden
α	0.775358	5.94761	51.3685	Ogden
$D1$	0.01	0.01	0.01	Ogden
ξ	-	0.01	-	BB Flow Strain-Dependent m
C	-	-0.530961	-	BB Flow Strain-Dependent m
$\hat{\tau}$	-	28.0137	-	BB Flow Strain-Dependent m
m_i	-	1.655	-	BB Flow Strain-Dependent m
m_f	-	4.61231	-	BB Flow Strain-Dependent m
$\hat{\varepsilon}$	0.675415	4.50128	-	BB Flow Strain-Dependent m
$\hat{\tau_1}$	-	-	32.418	Double Power-Law Flow
m_1	-	-	2.19864	Double Power-Law Flow
$\hat{\tau_2}$	-	-	0.111335	Double Power-Law Flow
m_2	-	-	19.9987	Double Power-Law Flow
r	2.41848	-	-	Mullins
$\hat{U}$	0.130858	-	-	Mullins
β	0.047164	-	-	Mullins

5.2.4. Zwischenfazit Dowsil 993

Für Dowsil 993 wird das Bergström-Boyce-Modell nicht weiterverfolgt, da die beiden Varianten des Parallel Network Modells deutlich bessere Ergebnisse liefern und insbesondere die Spannungsrelaxation konsistent abbilden können. Das BB-Modell eignet sich damit lediglich für eine erste Näherung bei kurzzeitigen Belastungen, weist jedoch deutliche Defizite bei der Relaxation und bei der quantitativen Beschreibung der Hysterese auf. Zwischen den beiden Varianten des Parallel Network Modells zeigen sich nur geringfügige Unterschiede. Beide Modelle bilden das in den Experimenten beobachtete Materialverhalten mit hoher Genauigkeit ab und werden daher im Rahmen der weiteren Validierung weiterverfolgt. Trotz der größeren Anzahl an Materialparametern stellen die PN-Modelle für Dowsil 993 die deutlich geeignetere Modellierungsgrundlage dar.

5.3. Ködiglaze S

Im Folgenden werden die Optimierungsergebnisse für das Silikon Ködiglaze S vorgestellt und bewertet. Berücksichtigt werden das Bergström-Boyce-Modell sowie zwei Varianten des Parallel Network Modells, die sich innerhalb des Optimierungsprozesses als besonders geeignet erwiesen haben.

5.3.1. Bergström-Boyce Modell

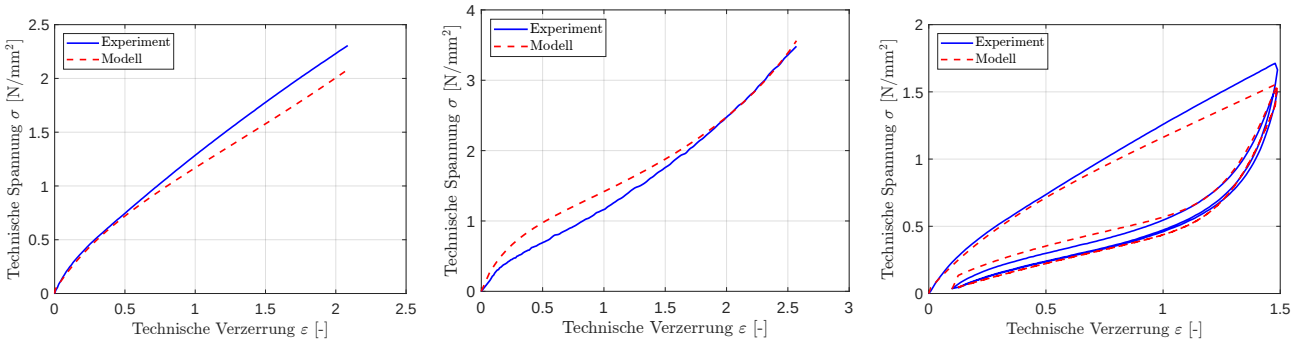
In Tabelle 5.9 sind die optimierten Materialparameter und in Tabelle 5.10 die zugehörigen Fehlermaße für Ködiglaze S und das Bergström-Boyce Modell angegeben. Auch bei diesem Silikon zeigt sich erneut, dass die Spannungsrelaxation über 24 Stunden mit dem BB-Modell nicht konsistent abgebildet werden kann. Dies wird durch die sehr ungünstigen Fehlermaße des Relaxationsversuchs deutlich, insbesondere durch den Kennwert $R^2 = 0.000$. In Abbildung 5.14 ist sowohl auf der linearen als auch auf der logarithmischen Zeitskala zu erkennen, dass nach dem unmittelbaren Spannungsabfall beim Erreichen des Verzerrungsniveaus im Modell keine weitere nennenswerte Relaxation über die verbleibenden 24 Stunden erfolgt. Deutlich besser werden hingegen die zyklischen Versuche bei einer Verzerrungsrate von $0.05\,s^{-1}$ abgebildet. Die Hysterese wird insgesamt sehr zutreffend erfasst, auch wenn der erste Belastungsast insbesondere ab einer technischen Verzerrung von etwa $\varepsilon = 1.00$ etwas zu weich ausfällt. Im Vergleich zu Dowsil 993 gelingt die Abbildung der zyklischen Materialantwort damit insgesamt besser. Die uni- und biaxialen Zugversuche werden hingegen nur mäßig gut wiedergegeben. Bei den uniaxialen Versuchen divergiert das Modell ab einer technischen Verzerrung von etwa 100 % zunehmend von den experimentellen Daten und weist dabei eine zu geringe Steifigkeit auf. Für eine erste Näherung, insbesondere bis zu Verzerrungen von etwa 100 %, ist die Abbildung jedoch noch brauchbar. Im biaxialen Bulgeversuch verhält sich das Modell umgekehrt. Bis zu einer Verzerrung von etwa 150 % liegt die Modellantwort erkennbar oberhalb der experimentellen Daten, während der weitere Verlauf ab etwa 150 % wieder gut getroffen wird. Zu berücksichtigen ist dabei, dass die zugrunde gelegten experimentellen Daten insbesondere beim Bulgeversuch für Ködiglaze S einer deutlich größeren Materialstreuung unterlagen als bei den beiden anderen Materialien (siehe Abschnitt 3.2.1.2). Der zur Optimierung verwendete Mittelwert enthält damit auch die Ungenauigkeiten dieser Streuung. Zudem verläuft die Mittelwertkurve des Bulgeversuchs weniger glatt als bei den anderen Materialien, was ebenfalls zu zusätzlichen Abweichungen in der Optimierung beigetragen haben kann.

Tabelle 5.9.: Parameter Bergström-Boyce Modell (Ködiglaze S)

Parameter	Wert	Beschreibung
μ	0.610512	Arruda-Boyce
λ_L	3.9211	Arruda-Boyce
κ	100	Arruda-Boyce
s	52.1145	Arruda-Boyce
ξ	0.00142296	Flow-Element
C	-1.99558	Flow-Element
τ_{base}	0.259825	Flow-Element
m	6.64572	Flow-Element
r	1.7992	Enhanced Mullins
$\hat{U}$	0.00507238	Enhanced Mullins
β	0.318646	Enhanced Mullins
α_{min}	1	Enhanced Mullins
b	0.1	Enhanced Mullins

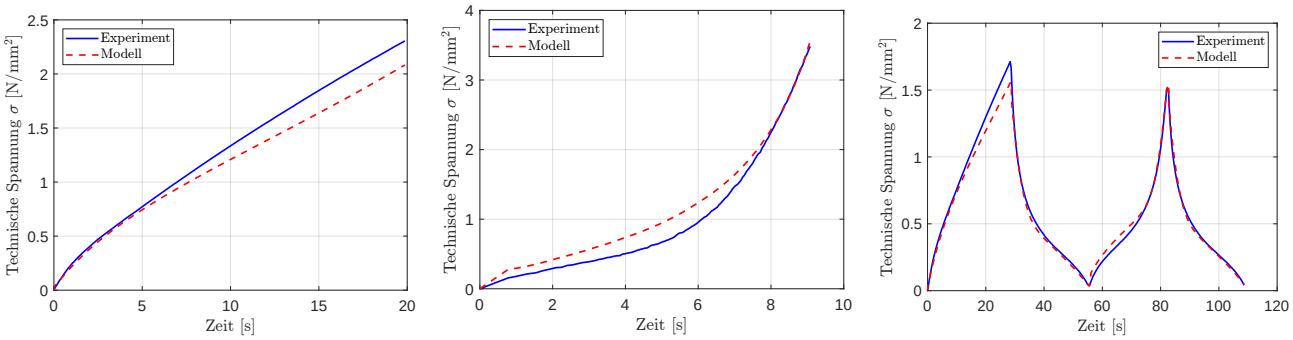
Tabelle 5.10.: Optimierungsergebnisse Bergström-Boyce Modell (Ködiglaze S)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	2.13	8.54	0.946
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	3.15	13.07	0.963
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.26	7.28	0.985
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	6.88	22.90	0.000
Gesamt	**3.1**	**12.9**	**0.724**



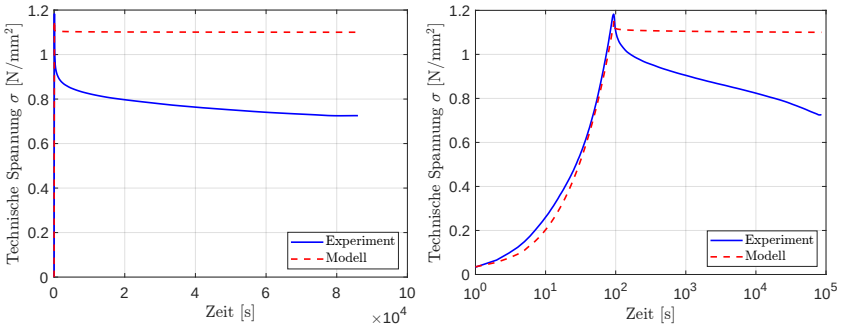
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.12.: Optimierung BB-Modell, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.13.: Optimierung BB-Modell, Spannung-Zeit (Ködiglaze S)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.14.: Optimierung BB-Modell, Relaxation (Ködiglaze S)

5.3.2. Parallel Network Modell C

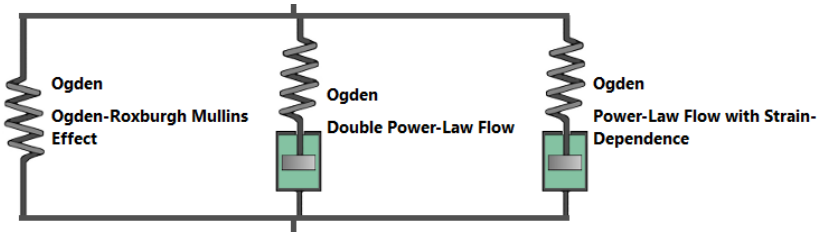
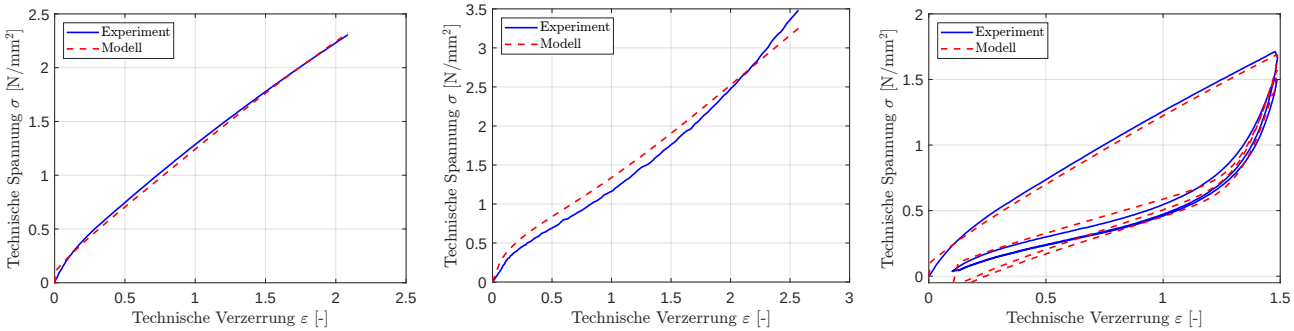


Abbildung 5.15.: Aufbau Parallel Network Modell C, Ködiglaze S

In Abbildung 5.15 ist die Netzwerkstruktur der ersten Variante des Parallel Network Modells für das Silikon Ködiglaze S dargestellt. Neben hyperelastischen Ogden-Federelementen mit einem Term werden in den Netzwerken 2 und 3 ein Double Power-Law Flow sowie ein Power-Law Flow with Strain-Dependence kombiniert. Die optimierten Materialparameter sind in Tabelle 5.12 und die zugehörigen Fehlermaße in Tabelle 5.11 angegeben. Die Fehlermaße liegen insgesamt in einem ähnlichen Bereich (geringfügig schlechter) wie bei den beiden vorgestellten Parallel-Network-Modellen für das Silikon Dowsil 993 (vgl. Abschnitte 5.2.2 und 5.2.3). Auch die Gegenüberstellung von Experiment und Modell in den Abbildungen 5.16 bis 5.18 zeigt insgesamt eine akzeptable Übereinstimmung. Insbesondere der uniaxiale Zugversuch wird sehr zutreffend beschrieben. Auch die zyklischen Versuche sowie der Relaxationsversuch weisen insgesamt eine gute Passung auf. Bei den zyklischen Versuchen wird die Hysterese insbesondere im unteren Bereich etwas zu breit modelliert, während der Mullins-Effekt sehr realitätsnah wiedergegeben wird. Beim Relaxationsversuch fällt die Spannungsabnahme gegen Ende der 24 Stunden geringfügig zu klein aus. Der Bulgeversuch wird hinsichtlich der globalen Kurvenform gut beschrieben, auch wenn der Modellverlauf bis zu einer Verzerrung von ca. 200% leicht oberhalb zu den experimentellen Daten verläuft und anschließend unterhalb.

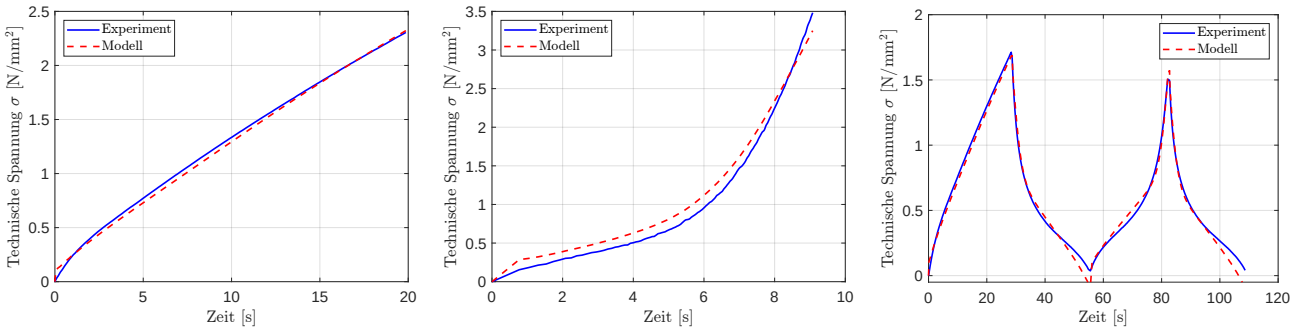
Tabelle 5.11.: Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell C (Ködiglaze S)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.10	4.11	0.997
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	1.83	10.38	0.978
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.22	15.64	0.988
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.02	1.44	0.977
Gesamt	**0.544**	**7.89**	**0.985**



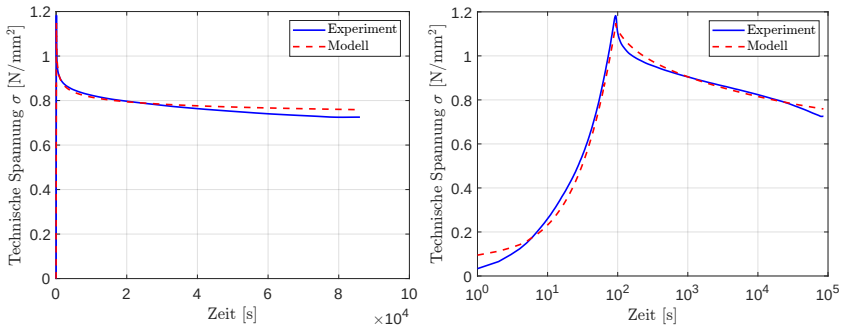
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.16.: Optimierung PN-Modell C, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.17.: Optimierung PN-Modell C, Spannung-Zeit (Ködiglaze S)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.18.: Optimierung PN-Modell C, Relaxation (Ködiglaze S)

Tabelle 5.12.: Parameter Parallel Network Modell C (Ködiglaze S)

Parameter	**Netzwerk 1**	**Netzwerk 2**	**Netzwerk 3**	**Beschreibung**
N	1	1	1	Ogden
μ	0.290134	18.2487	0.250387	Ogden
α	2.77568	1.68461	2.57804	Ogden
$D1$	0.01	0.01	0.01	Ogden
$\hat{\tau_1}$	-	11.5875	-	Double Power-Law Flow
m_1	-	2.85328	-	Double Power-Law Flow
$\hat{\tau_2}$	-	0.0930615	-	Double Power-Law Flow
m_2	-	15.3301	-	Double Power-Law Flow
$\hat{\tau}$	-	-	8.04202	Power-Law Strain-Dependence
m_i	-	-	2.2183	Power-Law Strain-Dependence
m_f	-	-	6.79702	Power-Law Strain-Dependence
$\hat{\varepsilon}$	-	-	1.57684	Power-Law Strain-Dependence
r	1.34802	-	-	Mullins
$\hat{U}$	0.158052	-	-	Mullins
β	0.0368487	-	-	Mullins

5.3.3. Parallel Network Modell D

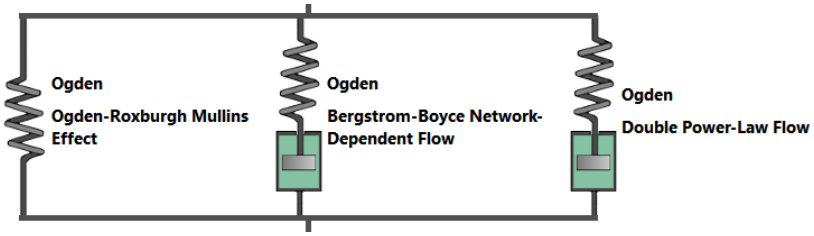
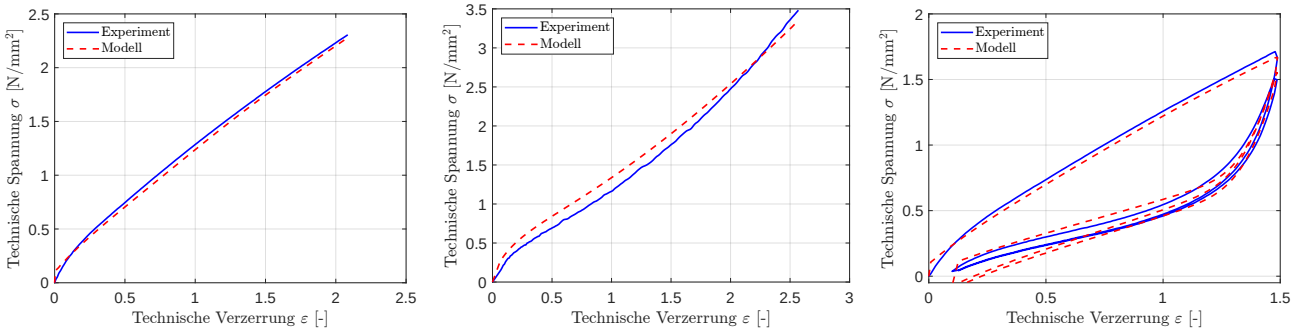


Abbildung 5.19.: Aufbau Parallel Network Modell D, Ködiglaze S

Der Aufbau der zweiten Variante des Parallel Network Modells für Ködiglaze S ist in Abbildung 5.19 dargestellt. Dabei wird eine Kombination aus einem Bergström-Boyce Network-Dependent Flow und einem Double Power-Law Flow verwendet. Die optimierten Materialparameter sind in Tabelle 5.14 und die zugehörigen Fehlermaße in Tabelle 5.13 angegeben. Die Optimierungsergebnisse sind auf Grundlage der drei Fehlermaße geringfügig besser als bei der ersten PN-Modell-Variante (vgl. Tabellen 5.11 und 5.13). Auch für diese Kombination wird eine gute Passung des uniaxialen Zugversuchs und der beiden Zyklen erreicht. Bei den zyklischen Versuchen ist die Hysterese am unteren Umkehrpunkt erneut leicht zu breit, während der Mullins-Effekt sehr zutreffend abgebildet wird. Der Bulgeversuch wird im Verlauf ähnlich wie bei der ersten PN-Modell-Variante von Ködiglaze S beschrieben. Die Modellkurve verläuft bis zu einer technischen Verzerrung von etwa 200 % leicht oberhalb und danach leicht unterhalb der experimentellen Daten, wobei die Gesamtpassung bei dieser Variante etwas besser gelingt. Für den Relaxationsversuch ist anhand der Fehlermaße in Tabelle 5.13 keine Veränderung gegenüber der ersten Variante des Parallel Network Modells festzustellen. Auch die Kurvenverläufe auf linearer und logarithmischer Zeitskala sind praktisch deckungsgleich (vgl. Abbildung 5.22).

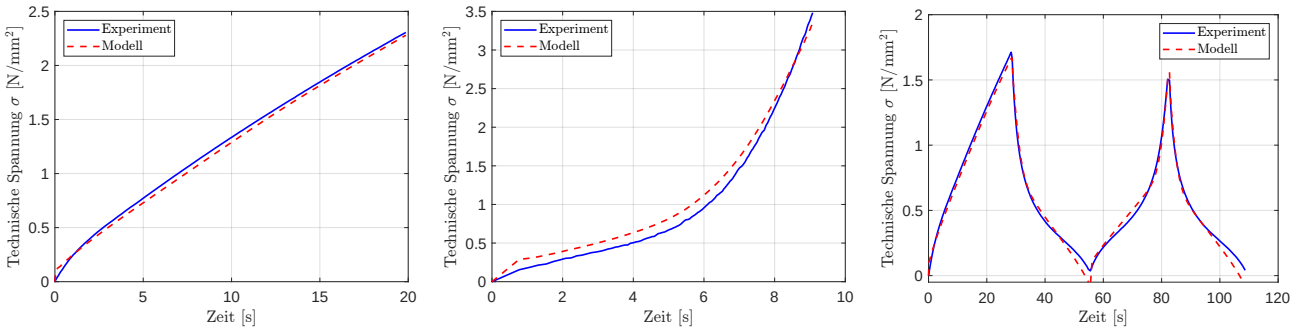
Tabelle 5.13.: Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell D (Ködiglaze S)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.15	4.63	0.996
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	1.63	10.26	0.981
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.20	14.92	0.989
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.02	1.49	0.977
Gesamt	**0.501**	**7.82**	**0.986**



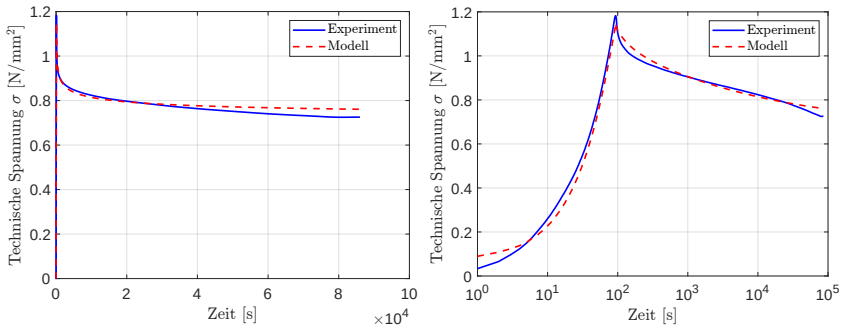
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.20.: Optimierung PN-Modell D, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.21.: Optimierung PN-Modell D, Spannung-Zeit (Ködiglaze S)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.22.: Optimierung PN-Modell D, Relaxation (Ködiglaze S)

Tabelle 5.14.: Parameter Parallel Network Modell D (Ködiglaze S)

Parameter	Netzwerk 1	Netzwerk 2	Netzwerk 3	Beschreibung
N	1	1	1	Ogden
μ	0.327528	0.215158	23.5665	Ogden
α	2.59099	2.75147	2.12798	Ogden
$D1$	0.01	0.01	0.01	Ogden
ξ	-	0.01	-	BB Network-Dependent Flow
C	-	-0.787851	-	BB Network-Dependent Flow
$\hat{\tau}$	-	7.40633	-	BB Network-Dependent Flow
m	-	3.36987	-	BB Network-Dependent Flow
α	-	0.633549	-	BB Network-Dependent Flow
$\hat{\tau_1}$	-	-	16.7576	Double Power-Law Flow
m_1	-	-	2.60681	Double Power-Law Flow
$\hat{\tau_2}$	-	-	0.100092	Double Power-Law Flow
m_2	-	-	10.56	Double Power-Law Flow
r	1.40542	-	-	Mullins
$\hat{U}$	0.19045	-	-	Mullins
β	1.34082e-07	-	-	Mullins

5.3.4. Zwischenfazit Ködiglaze S

Das Bergström-Boyce-Modell wird für das Silikon Ködiglaze S nicht weiterverfolgt, da mit den beiden Varianten des Parallel Network Modells deutlich bessere Ergebnisse erzielt werden konnten. Für eine erste Näherung, insbesondere bei den zyklischen Versuchen sowie für uniaxiale Verzerrungen bis etwa 100 %, kann das BB-Modell zwar noch brauchbare Ergebnisse liefern, insgesamt ist seine Eignung jedoch deutlich eingeschränkt. Insbesondere die Relaxation über 24 Stunden kann erneut nicht konsistent abgebildet werden. Mit den beiden PN-Modellen werden demgegenüber für alle betrachteten Belastungsarten deutlich bessere Ergebnisse erreicht. Auch für Ködiglaze S stellen die beiden Varianten des Parallel Network Modells trotz der größeren Anzahl an Materialparametern die geeignetere Modellierungsgrundlage dar. Wie bereits beim Silikon Dowsil 993 erweisen sich dabei Kombinationen aus einem Power-Law-basierten und einem Bergström-Boyce-basierten Flow-Element als besonders geeignet. Zwischen den beiden PN-Varianten zeigen sich nur geringe Unterschiede, sodass beide Modelle im Rahmen der weiteren Validierung weiter betrachtet werden.

5.4. Sikaflex 668

Im Folgenden werden die Optimierungsergebnisse für das Polyurethan Sikaflex 668 vorgestellt und bewertet. Berücksichtigt werden das Bergström-Boyce-Modell sowie zwei Varianten des Parallel Network Modells, die sich innerhalb des Optimierungsprozesses als besonders geeignet erwiesen haben.

5.4.1. Bergström-Boyce Modell

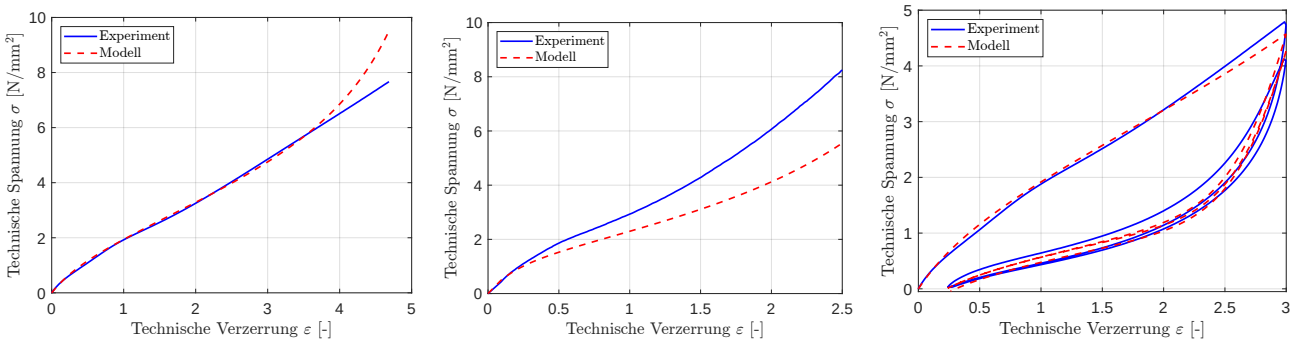
In Tabelle 5.15 sind die optimierten Materialparameter und in Tabelle 5.16 die zugehörigen Fehlermaße für das Polyurethan Sikaflex 668 und das BB-Modell angegeben. Bei den Fehlermaßen fällt insbesondere der Bulgeversuch auf, der bei allen drei Kennwerten auf eine unzureichende Modellgüte schließen lässt. In Abbildung 5.23 (b) ist deutlich zu erkennen, dass Modell und Experiment bereits ab geringen Verzerrungen von etwa $\varepsilon = 0.25$ deutlich voneinander abweichen und die Abweichung mit zunehmender Verzerrung weiter anwächst. Der biaxiale Spannungszustand wird mit diesem Modell somit nicht hinreichend genau erfasst. Der zyklische Versuch zeigt demgegenüber einen insgesamt noch akzeptablen Kurvenverlauf. Der charakteristische Verlauf der Materialantwort wird grundsätzlich wiedergegeben, auch wenn die Hysterese im Modell deutlich zu schmal verläuft. Der Relaxationsversuch kann mit dem BB-Modell ebenfalls nur als eine erste Näherung beschrieben werden (Abbildung 5.25).

Tabelle 5.15.: Parameter Bergström-Boyce Modell (Sikaflex 668)

Parameter	**Wert**	**Beschreibung**
μ	0.641461766	Arruda-Boyce
λ_L	3.91098248	Arruda-Boyce
κ	100	Arruda-Boyce
s	0.729962554	Arruda-Boyce
ξ	2.6287278e-08	Flow-Element
C	-0.422118879	Flow-Element
τ_{base}	388.077217	Flow-Element
m	1.53848	Flow-Element
r	1.12963	Enhanced Mullins
$\hat{U}$	1.56606	Enhanced Mullins
β	0.120736	Enhanced Mullins
α_{min}	1	Enhanced Mullins
b	0.1	Enhanced Mullins

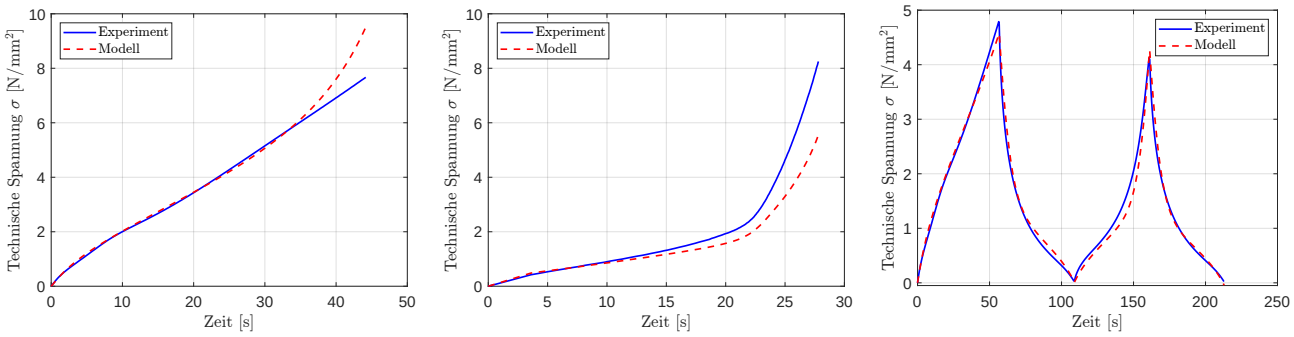
Tabelle 5.16.: Optimierungsergebnisse Bergström-Boyce Modell (Sikaflex 668)

Versuch	**MSD**	**RE**	**R^2**
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	15.96	3.525	0.964
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	188.40	23.98	0.581
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	2.23	10.268	0.985
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.57	2.14	0.948
Gesamt	**51.8**	**9.98**	**0.869**



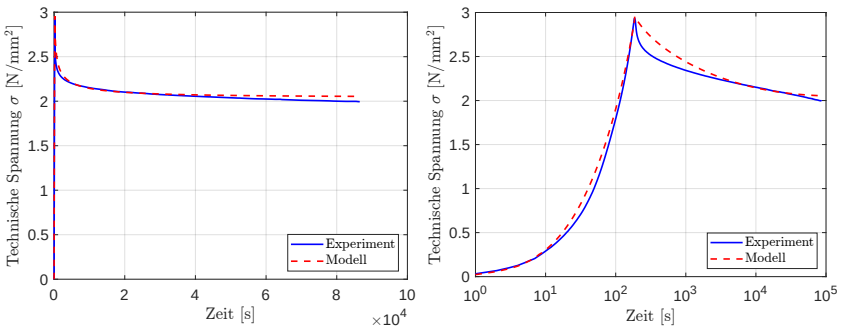
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.23.: Optimierung BB-Modell, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.24.: Optimierung BB-Modell, Spannung-Zeit (Sikaflex 668)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.25.: Optimierung BB-Modell, Relaxation (Sikaflex 668)

5.4.2. Parallel Network Modell E

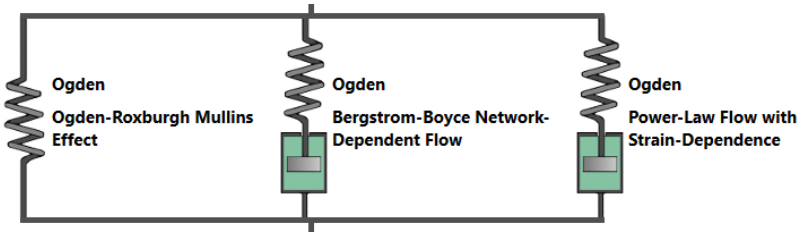
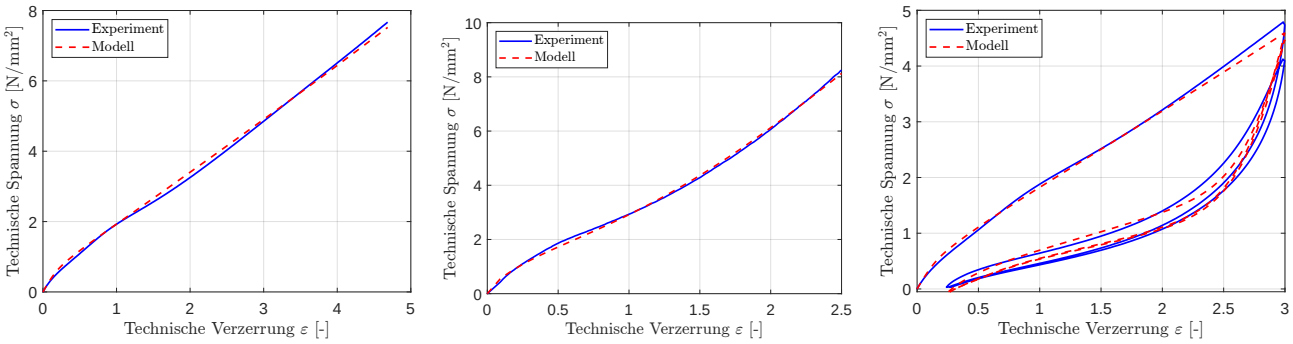


Abbildung 5.26.: Aufbau Parallel Network Modell E, Sikaflex 668

Bei der ersten Variante des PN-Modells für das Polyurethan Sikaflex 668 wurde eine Kombination aus Bergström-Boyce Network-Dependent Flow und einem Power-Law Flow with Strain-Dependence als Flow-Elemente gewählt (Abbildung 5.26). Die optimierten Materialparameter sind in Tabelle 5.18 und die zugehörigen Fehlermaße in Tabelle 5.17 angegeben. Die Fehlermaße weisen insgesamt gute Werte auf und zeigen keine auffälligen Abweichungen. Sowohl der uni- und biaxialen Zugversuche als auch der Relaxationsversuch werden vom Modell sehr gut getroffen. Auch der zyklische Versuch wird insgesamt zutreffend wiedergegeben. Sowohl der Mullins-Effekt als auch die hyperelastische Form der Hysterese werden passend abgebildet, wobei die Hysterese bei der Wiederbelastung leicht zu schmal ausfällt, insbesondere im oberen und unteren Bereich (dies spiegelt sich auch in den Fehlermaßen wider).

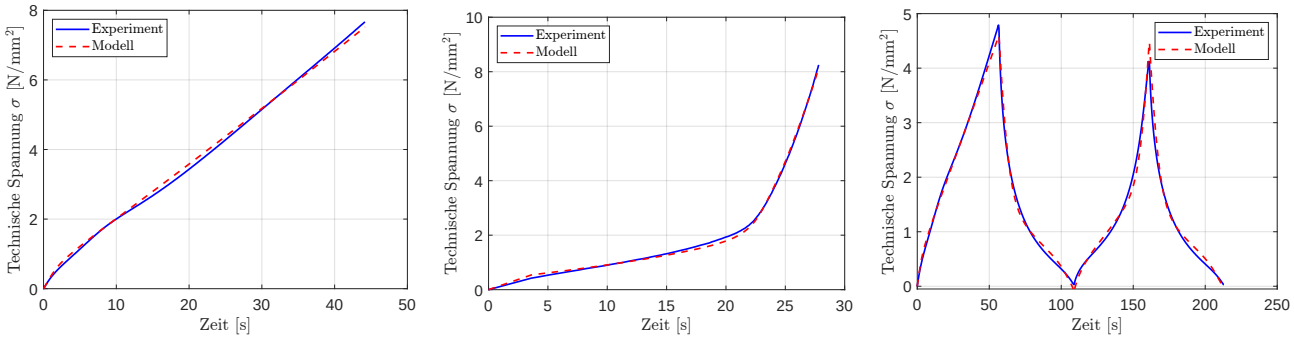
Tabelle 5.17.: Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell E (Sikaflex 668)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.83	2.96	0.998
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	0.53	2.42	0.999
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	1.35	10.05	0.991
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.08	0.69	0.993
Gesamt	**0.696**	**4.03**	**0.995**



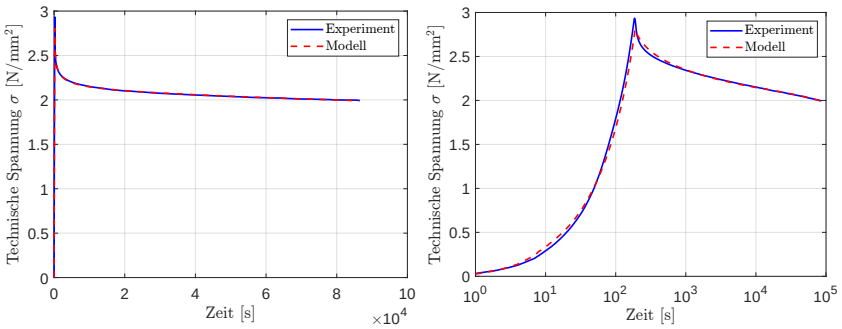
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.27.: Optimierung PN-Modell E, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.28.: Optimierung PN-Modell E, Spannung-Zeit (Sikaflex 668)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.29.: Optimierung PN-Modell E, Relaxation (Sikaflex 668)

Tabelle 5.18.: Parameter Parallel Network Modell E (Sikaflex 668)

Parameter	Netzwerk 1	Netzwerk 2	Netzwerk 3	Beschreibung
N	1	1	1	Ogden
μ	0.323473	0.525209	0.422	Ogden
α	2.73316	3.68065	0.382712	Ogden
$D1$	0.01	0.01	0.01	Ogden
ξ	-	0.01	-	BB Network-Dependent Flow
C	-	-1.37325	-	BB Network-Dependent Flow
$\hat{\tau}$	-	4.86214	-	BB Network-Dependent Flow
m	-	3.04497	-	BB Network-Dependent Flow
α	-	5.44814	-	BB Network-Dependent Flow
$\hat{\tau}$	-	-	7.82644	Power-Law Strain-Dependence
m_i	-	-	6.93379	Power-Law Strain-Dependence
m_f	-	-	4.94983	Power-Law Strain-Dependence
$\hat{\varepsilon}$	-	-	0.521717	Power-Law Strain-Dependence
r	1.00001	-	-	Mullins
$\hat{U}$	1.05689	-	-	Mullins
β	0.0416645	-	-	Mullins

5.4.3. Parallel Network Modell F

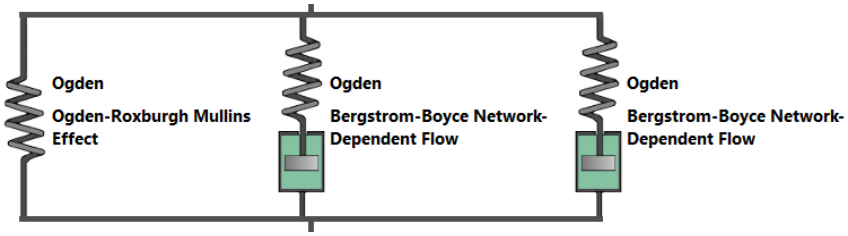
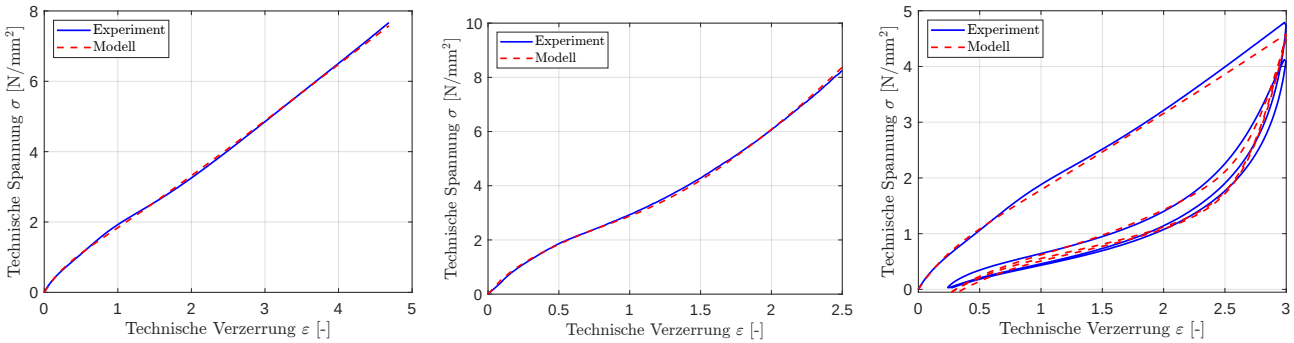


Abbildung 5.30.: Aufbau Parallel Network Modell F, Sikaflex 668

Die Struktur der zweiten Variante des Parallel Network Modells für das Polyurethan ist in Abbildung 5.30 dargestellt. Als Flow-Elemente werden für beide parallelen Netzwerken Bergström-Boyce Network-Dependent Elemente verwendet. Die optimierten Materialparameter sind in Tabelle 5.20 und die zugehörigen Fehlermaße in Tabelle 5.19 angegeben. Die Fehlermaße sind insgesamt sehr ähnlich zu den Ergebnissen der ersten Variante (vgl. Tabelle 5.17 und Tabelle 5.19). Auch in den graphischen Darstellungen sind nur geringe Unterschiede erkennbar. Insgesamt liefert damit auch diese Variante eine sehr gute Beschreibung des Materialverhaltens von Sikaflex 668, ohne sich jedoch eindeutig von der ersten PN-Variante abzuheben.

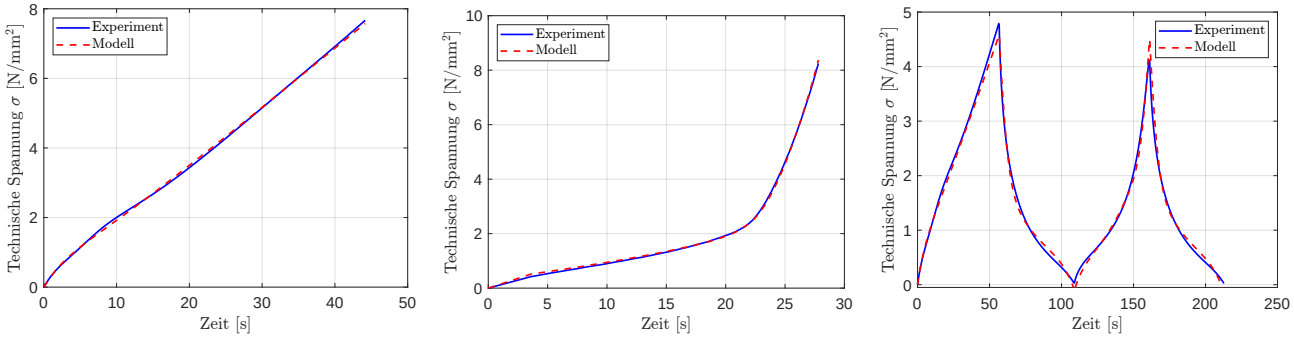
Tabelle 5.19.: Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell F (Sikaflex 668)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.21	1.52	1.000
Bulge 0.05 bar/s (biaxial)	0.34	1.64	0.999
Zyklen 2x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	1.14	10.59	0.992
Relaxation 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.05	0.74	0.996
Gesamt	**0.435**	**3.62**	**0.997**



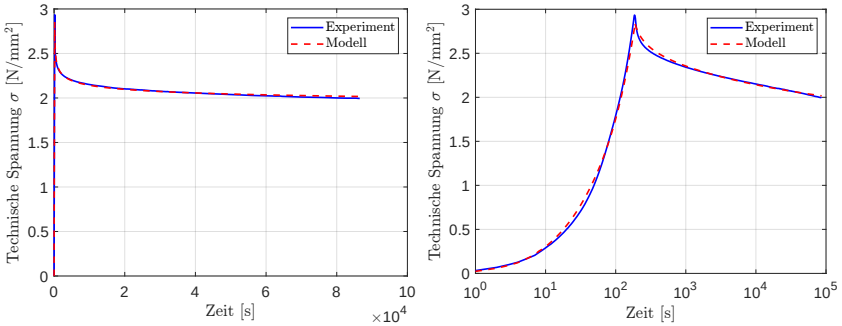
(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.31.: Optimierung PN-Modell F, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668)



(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 5.32.: Optimierung PN-Modell F, Spannung-Zeit (Sikaflex 668)



(a) Lineare Skala **(b)** Logarithmische Skala

Abbildung 5.33.: Optimierung PN-Modell F, Relaxation (Sikaflex 668)

Tabelle 5.20.: Parameter Parallel Network Modell F (Sikaflex 668)

Parameter	Netzwerk 1	Netzwerk 2	Netzwerk 3	Beschreibung
N	1	1	1	Ogden
μ	0.413416	0.108993	0.604879	Ogden
α	2.49356	5.38636	-0.324486	Ogden
$D1$	0.01	0.01	0.01	Ogden
ξ	-	0.01	0.01	BB Network-Dependent Flow
C	-	-1.9769	-0.528009	BB Network-Dependent Flow
$\hat{\tau}$	-	2.9417	2.68828	BB Network-Dependent Flow
m	-	2.96656	11.1042	BB Network-Dependent Flow
α	-	16.4905	0.000730478	BB Network-Dependent Flow
r	1.20638	-	-	Mullins
$\hat{U}$	1.01556	-	-	Mullins
β	8.73262e-05	-	-	Mullins

5.4.4. Zwischenfazit Sikaflex 668

Für das Polyurethan Sikaflex 668 wird, wie auch für die beiden Silikone, das Bergström-Boyce-Modell nicht weiterverfolgt, da beide Varianten des Parallel Network Modells deutlich bessere Ergebnisse liefern und sowohl den uni- und biaxialen Zugversuch als auch die Relaxation und den zyklischen Versuch sehr gut abbilden können. Das BB-Modell eignet sich damit auch für Sikaflex 668 lediglich für eine erste grobe Näherung, weist jedoch insbesondere bei der Beschreibung des biaxialen Materialverhaltens deutliche Abweichungen auf. Zwischen den beiden Varianten des Parallel Network Modells zeigen sich nur geringe Unterschiede. Beide Varianten beschreiben das experimentell beobachtete Materialverhalten insgesamt mit hoher Genauigkeit und werden daher im Rahmen der weiteren Validierung näher betrachtet.

5.5. Zusammenfassung Modellbildung und Optimierung

Die Optimierungsergebnisse zeigen, dass das Bergström-Boyce-Modell als vergleichsweise einfacher Ansatz für nichtlineares viskoelastisches Materialverhalten bei großen Deformationen zwar eine erste Näherung des Werkstoffverhaltens ermöglicht, jedoch nicht ausreicht, um die in den vorliegenden Versuchen beobachteten Materialeffekte der untersuchten Elastomere insgesamt mit hinreichender Genauigkeit abzubilden. Insbesondere die gleichzeitige Beschreibung der Hyperelastizität, der Spannungsrelaxation, des Mullins-Effekts sowie der Hysterese gelingt mit dem BB-Modell nur eingeschränkt. Deutlich bessere Ergebnisse liefern die vorgestellten Varianten des Parallel Network Modells. Trotz der im Vergleich zum BB-Modell erhöhten Anzahl an Materialparametern bleibt der zusätzliche Modellierungsaufwand überschaubar, während die Abbildungsgenauigkeit für alle drei Materialien deutlich verbessert werden kann. Insbesondere die Relaxation, das zyklische Verhalten und die nichtlineare Grundantwort werden mit den PN-Modellen wesentlich zutreffender beschrieben. Für alle untersuchten Materialien hat sich eine Modellstruktur mit drei parallelen Netzwerken als geeignet erwiesen. Dabei besteht ein Netzwerk aus einem hyperelastischen Gleichgewichtsnetzwerk mit Mullins-Schädigung, während die beiden weiteren Netzwerke jeweils eine Kombination aus hyperelastischem Anteil und nichtlinearem Flow-Element enthalten. Als besonders geeignet haben sich dabei Kombinationen aus einem Bergström-Boyce-basierten Flow-Element und einem Power-Law-basierten Flow-Element erwiesen. Die gewählte Modellstruktur stellt damit für alle drei Materialien einen konsistenten und leistungsfähigen Ansatz dar, der im Rahmen der anschließenden Validierung weiter untersucht wird.

6. Validierung der Materialmodelle

In diesem Kapitel werden die in Kapitel 5 identifizierten Materialmodelle für die drei untersuchten Materialien validiert. Ziel ist es zu überprüfen, inwieweit die optimierten Parametersätze der Modelle das reale Werkstoffverhalten auch unter Versuchsbedingungen zutreffend wiedergeben, die nicht zur vorherigen Optimierung verwendet wurden. Hierzu werden ausgewählte experimentelle Versuchsdaten aus Kapitel 3 in MCalibration nachgerechnet, die außerhalb des zur Optimierung verwendeten Datensatzes liegen. Die Bergström-Boyce-Modellansätze werden im Rahmen der Validierung nicht weiterverfolgt. Für jedes Material werden ausschließlich die beiden bereits vorgestellten Varianten des Parallel Network Modells untersucht.

6.1. Verwendete Versuchsdaten

Für die beiden Silikone werden zur Validierung jeweils die uniaxialen Zugversuche mit einer Verzerrungsrate von $0.01\,\mathrm{s}^{-1}$, beide zyklischen Versuche mit jeweils vier Zyklen bis zu einem Verzerrungsniveau von 150 % bei Verzerrungsraten von $0.05\,\mathrm{s}^{-1}$ bzw. $0.1\,\mathrm{s}^{-1}$ sowie die äquibiaxialen Bulgeversuche mit einer Druckrate von 0.1 bar/s verwendet. Für das Polyurethan Sikaflex 668 unterscheiden sich die zur Validierung verwendeten Versuche nur dadurch, dass die beiden zyklischen Versuche bis zu einem Verzerrungsniveau von 300 % durchgeführt wurden. In allen Fällen werden die Mittelwertkurven der jeweiligen Versuchsreihen als technische Werte zur Validierung verwendet. Weitere Einzelheiten zu den zugrunde gelegten Versuchen sind Kapitel 3 zu entnehmen. In den Tabellen 6.1 und 6.2 sind die zur Validierung herangezogenen Versuche je Material aufgeführt. Im Vergleich zu den für die Optimierung verwendeten Datensätzen werden im Rahmen der Validierung damit beim uniaxialen Zugversuch und beim äquibiaxialen Bulgeversuch andere Verzerrungs- bzw. Druckraten verwendet. Bei den zyklischen Versuchen wird die Anzahl der betrachteten Zyklen von zwei auf vier Zyklen erhöht. Durch die Wahl dieser Validierungsversuche wird erneut mit einer vergleichsweise geringen Anzahl an Versuchen ein breites Feld an Spannungszuständen, Hysteresen, Mullins-Schädigung und viskoelastischen Effekten abgedeckt.

Tabelle 6.1.: Zur Modellvalidierung verwendete technische Versuchsdaten (Silikone)

Versuch	**Verzerrungsrate s^{-1}**	**Druckrate bar/s**	**Verzerrungsniveau**
Zug (uniaxial)	0.01	-	-
Bulge (biaxial)	-	0.1	-
Zyklen 4x (uniaxial)	0.05	-	150%
Zyklen 4x (uniaxial)	0.1	-	150%

Tabelle 6.2.: Zur Modellvalidierung verwendete technische Versuchsdaten (Sikafelx 668)

Versuch	Verzerrungsrate s^{-1}	Druckrate bar/s	Verzerrungsniveau
Zug (uniaxial)	0.01	-	-
Bulge (biaxial)	-	0.1	-
Zyklen 4x (uniaxial)	0.05	-	300%
Zyklen 4x (uniaxial)	0.1	-	300%

6.2. Dowsil 993

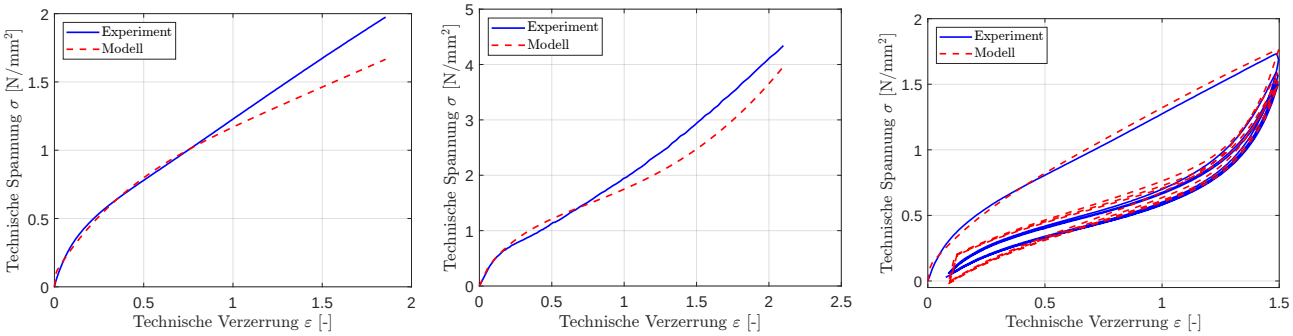
Im Folgenden werden die beiden in Abschnitt 5.2 vorgestellten Parallel Network Modelle für das Silikon Dowsil 993 validiert.

6.2.1. Parallel Network Modell A

Die Werte der Fehlermaße in Tabelle 6.3 sind im Vergleich zur Optimierung zwar etwas ungünstiger, deuten jedoch weiterhin auf eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Modell hin. Für die zyklischen Versuche wird bei beiden Verzerrungsraten eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten erreicht. Sowohl die Hysterese einschließlich der Abbildung des Mullins-Effekts als auch der Spannungsabfall über die Zyklen werden zutreffend wiedergegeben. Auch bei den uni- und biaxialen Zugversuchen liegt bis zu einer technischen Verzerrung von etwa $\varepsilon = 1$ eine gute Übereinstimmung vor. Für größere Verzerrungen nimmt die Steifigkeit im Modell bei den uniaxialen Versuchen zunehmend ab. Beim Bulgeversuch verlaufen die Kurven von Experiment und Modell hingegen annähernd parallel und nähern sich zum Ende des betrachteten Verzerrungsbereichs wieder geringfügig an.

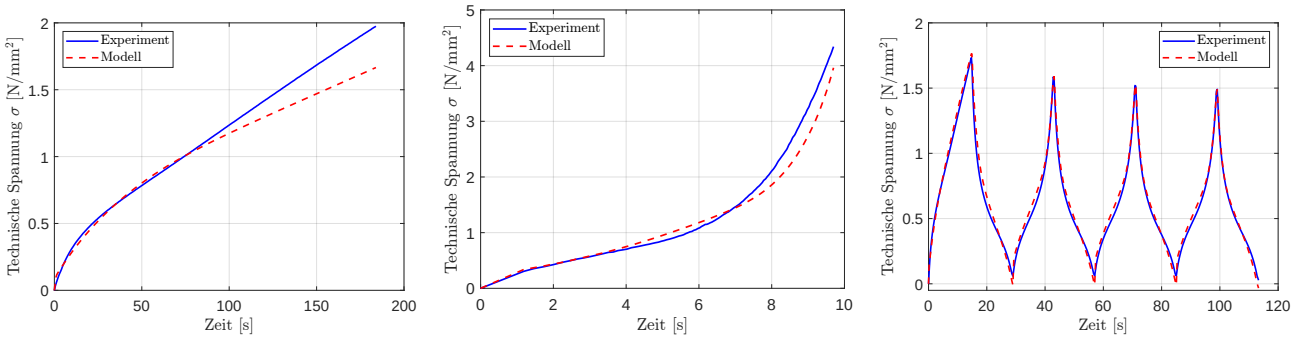
Tabelle 6.3.: Validierungsergebnisse Parallel Network Modell A (Dowsil 993)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.01 s^{-1} (uniaxial)	1.89	7.29	0.926
Bulge 0.1 bar/s (biaxial)	10.02	10.07	0.922
Zyklen 4x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.12	9.18	0.991
Zyklen 4x 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.21	9.36	0.985
Gesamt	**3.06**	**8.97**	**0.956**



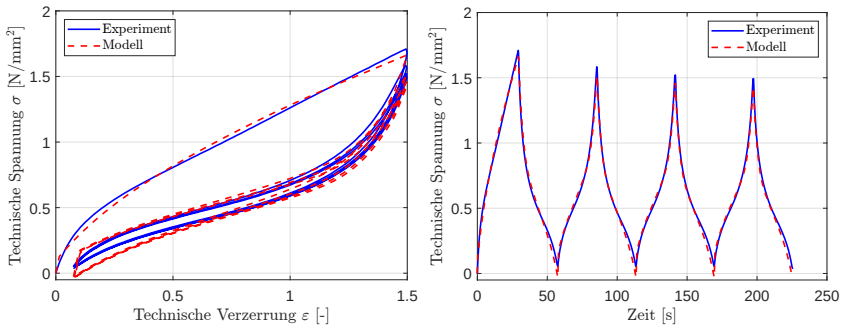
(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.1.: Validierung PN-Modell A, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993)



(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.2.: Validierung PN-Modell A, Spannung-Zeit (Dowsil 993)



(a) Spannung-Verzerrung **(b)** Spannung-Zeit

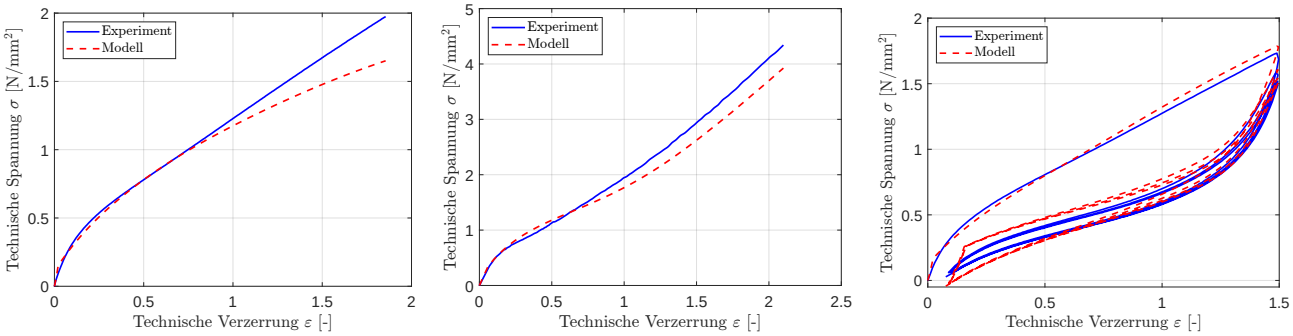
Abbildung 6.3.: Validierung PN-Modell A, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Dowsil 993)

6.2.2. Parallel Network Modell B

Auch bei der zweiten Variante des PN-Modells für das Silikon Dowsil 993 sind die Werte der Fehlermaße in Tabelle 6.4 im Vergleich zur Optimierung zwar etwas ungünstiger, deuten jedoch weiterhin auf eine gute Übereinstimmung hin und sind erneut gut mit denen der Variante A vergleichbar. Für die zyklischen Versuche werden beide Verzerrungsraten wiederum sehr zutreffend abgebildet, auch wenn die Hysterese am unteren Umkehrpunkt weiterhin (wie innerhalb der Optimierung) etwas zu breit ausfällt. Auch bei den uni- und biaxialen Zugversuchen liegt bis zu einer technischen Verzerrung von etwa $\varepsilon = 1$ erneut eine ausreichend gute Übereinstimmung vor. Für größere Verzerrungen weicht die Materialsteifigkeit in ähnlicher Weise ab wie bei der ersten Variante des PN-Modells, wobei der biaxiale Bulgeversuch wiederum etwas besser beschrieben wird als der uniaxiale Zugversuch. Insgesamt zeigt die Validierung der zweiten Variante damit sehr ähnliche Ergebnisse wie die erste Variante des PN-Modells (siehe Abschnitt 6.2.1).

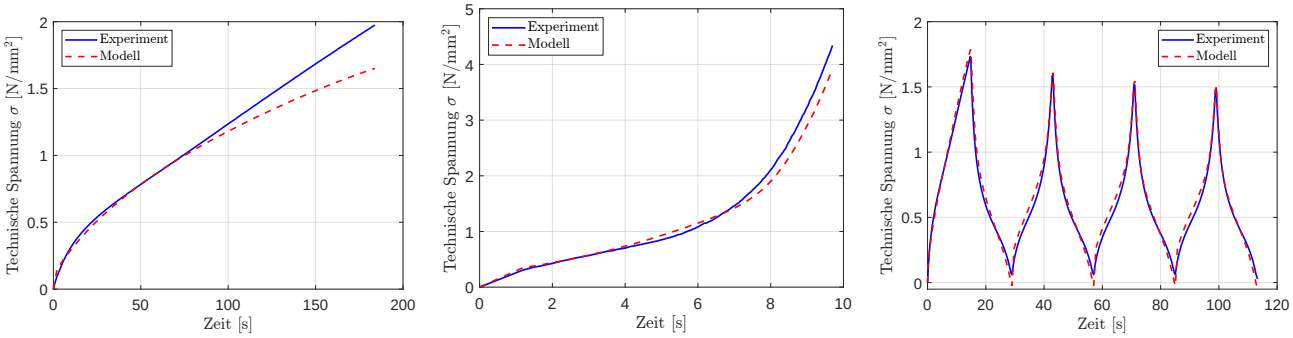
Tabelle 6.4.: Validierungsergebnisse Parallel Network Modell B (Dowsil 993)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.01 s^{-1} (uniaxial)	1.77	6.76	0.931
Bulge 0.1 bar/s (biaxial)	5.86	7.89	0.954
Zyklen 4x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.15	10.87	0.989
Zyklen 4x 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.26	10.75	0.981
Gesamt	**2.01**	**9.07**	**0.964**



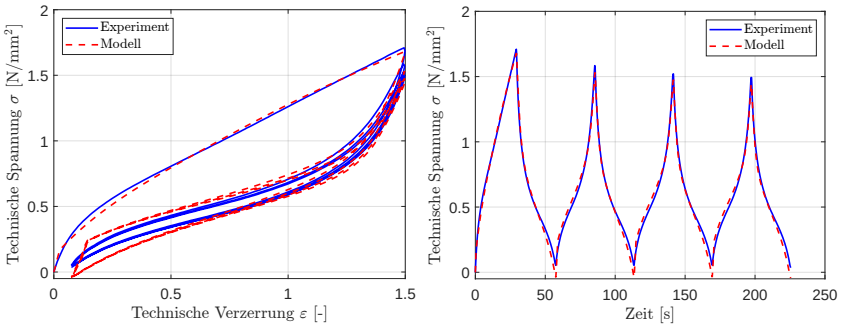
(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.4.: Validierung PN-Modell B, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993)



(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.5.: Validierung PN-Modell B, Spannung-Zeit (Dowsil 993)



(a) Spannung-Verzerrung **(b)** Spannung-Zeit

Abbildung 6.6.: Validierung PN-Modell B, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Dowsil 993)

6.3. Ködiglaze S

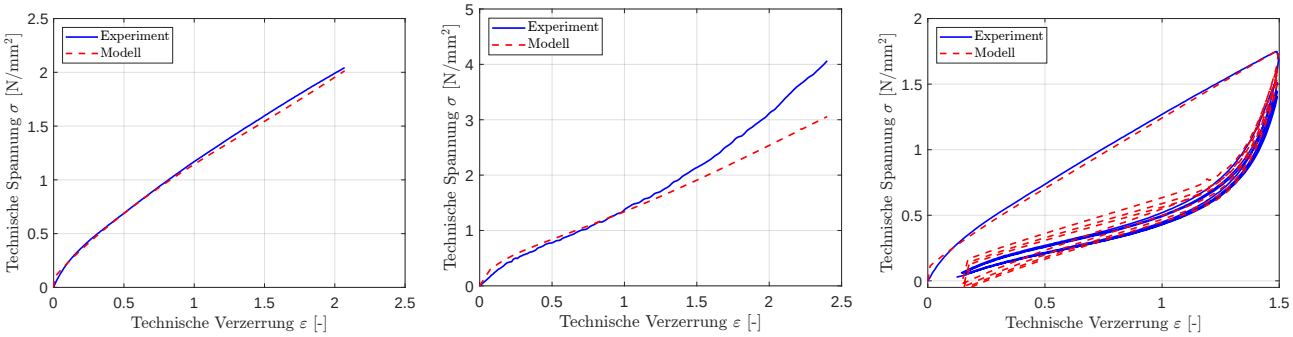
Im Folgenden werden die beiden in Abschnitt 5.3 vorgestellten Parallel Network Modelle für das Silikon Ködiglaze S validiert.

6.3.1. Parallel Network Modell C

Auch für die erste Variante des PN-Modells für das Silikon Ködiglaze S fallen die Werte der Fehlermaße in Tabelle 6.5 im Vergleich zur Optimierung etwas ungünstiger aus, deuten jedoch weiterhin auf eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Modell hin. Der uniaxiale Versuch mit der langsameren Verzerrungsrate von 0.01 s^{-1} wird sehr gut abgebildet. Auch der Bulgeversuch weist bis zu einer technischen Verzerrung von etwa 150 % eine sehr gute Passung auf. Für die beiden zyklischen Versuche wird der Mullins-Effekt weiterhin sehr zutreffend wiedergegeben. Auch die Spannungsabnahme über die vier Zyklen wird grundsätzlich erfasst, fällt im Modell jedoch für beide Verzerrungsraten geringfügig zu klein aus. Zudem bleibt die bereits aus der Optimierung bekannte, im unteren Bereich etwas zu breite Hysterese bestehen. Insgesamt zeigt die Validierung auch für Ködiglaze S gute Ergebnisse und bestätigt, dass mit dem Modellansatz nicht nur die zur Optimierung verwendeten Versuchsdaten, sondern auch unabhängige Versuche mit guter Genauigkeit beschrieben werden können.

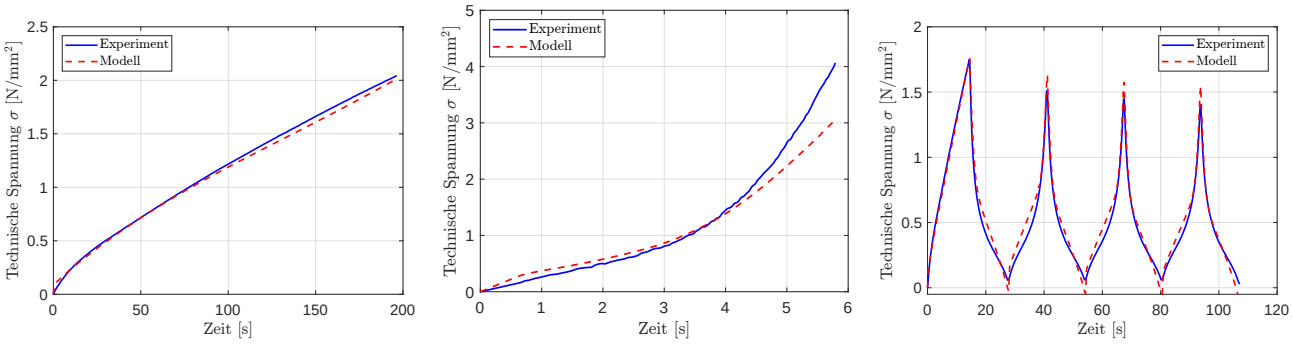
Tabelle 6.5.: Validierungsergebnisse Parallel Network Modell C (Ködiglaze S)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.12	3.27	0.996
Bulge 0.1 bar/s (biaxial)	15.10	11.93	0.872
Zyklen 4x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.30	18.34	0.979
Zyklen 4x 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.39	16.87	0.973
Gesamt	**3.98**	**12.6**	**0.955**



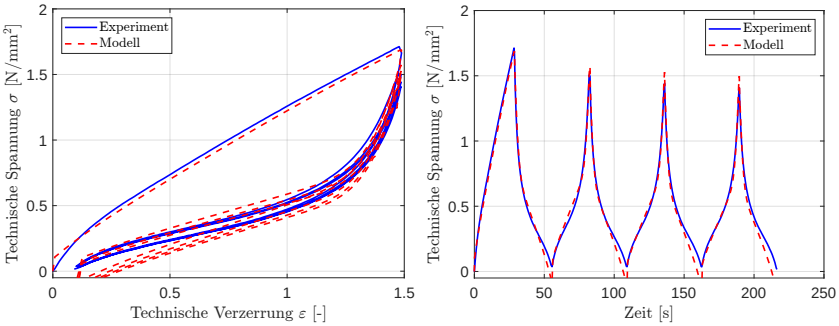
(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.7.: Validierung PN-Modell C, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S)



(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.8.: Validierung PN-Modell C, Spannung-Zeit (Ködiglaze S)



(a) Spannung-Verzerrung **(b)** Spannung-Zeit

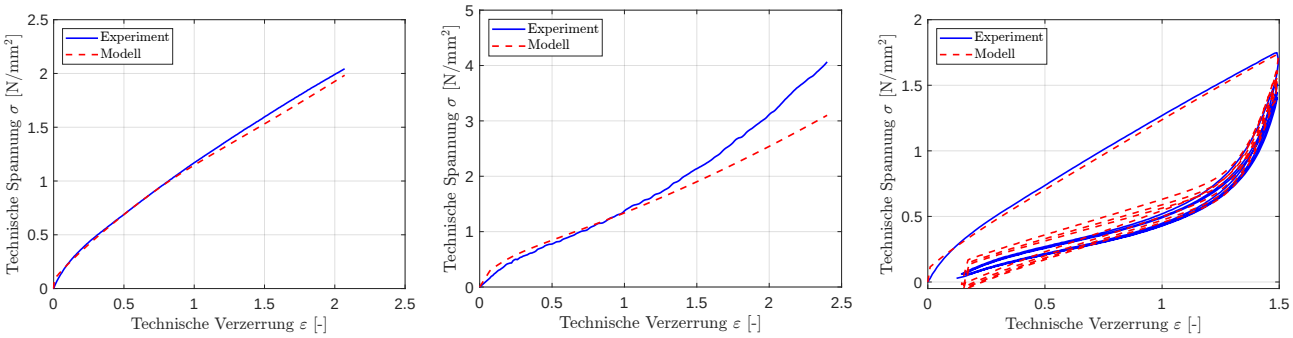
Abbildung 6.9.: Validierung PN-Modell C, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Ködiglaze S)

6.3.2. Parallel Network Modell D

Für die zweite Variante des PN-Modells für das Silikon Ködiglaze S ergeben sich nahezu identische Validierungsergebnisse wie für die erste Variante. Die Werte der Fehlermaße in Tabelle 6.6 stimmen im Durchschnitt nahezu mit denen der ersten Variante überein (vgl. Tabellen 6.5 und 6.6). Auch in den Diagrammen sind kaum Unterschiede zwischen beiden Modellvarianten zu erkennen. Der langsame uniaxiale Zugversuch wird weiterhin sehr gut abgebildet und auch der Bulgeversuch weist bis zu einer technischen Verzerrung von etwa 150 % erneut eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten auf. Für die zyklischen Versuche wird der Mullins-Effekt sehr zutreffend wiedergegeben. Die Hysterese bleibt im unteren Bereich geringfügig zu breit, und auch der Spannungsabfall über die Zyklen wird zwar grundsätzlich erfasst, fällt jedoch insgesamt etwas zu gering aus. Die Validierung zeigt damit, wie nah beide Modellvarianten in ihrer Abbildungsgenauigkeit beieinander liegen. Zugleich wird deutlich, dass für ein gegebenes Materialverhalten mehrere Netzwerkkombinationen existieren können, die zu einer nahezu identischen Modellgüte führen.

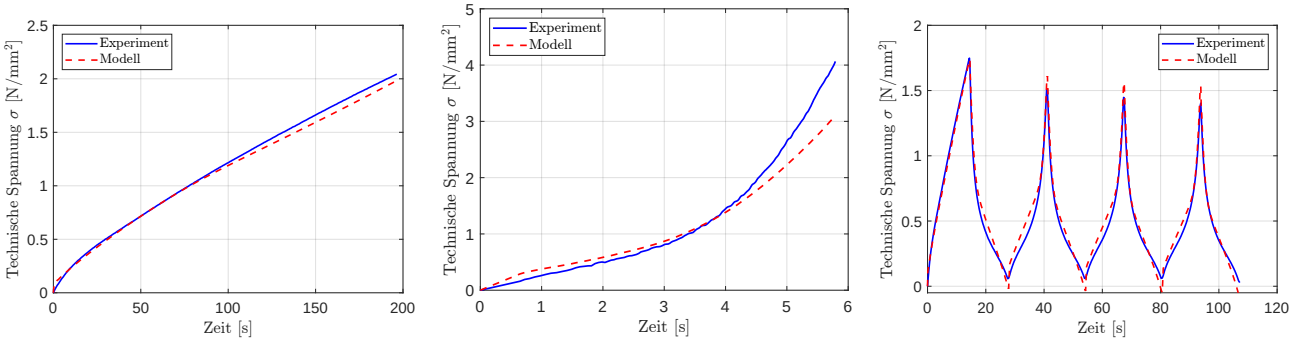
Tabelle 6.6.: Validierungsergebnisse Parallel Network Modell D (Ködiglaze S)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.01 s^{-1} (uniaxial)	0.19	3.57	0.994
Bulge 0.1 bar/s (biaxial)	14.60	12.15	0.876
Zyklen 4x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	0.24	17.02	0.983
Zyklen 4x 0.1 s^{-1} (uniaxial)	0.37	16.38	0.975
Gesamt	**3.85**	**12.3**	**0.957**



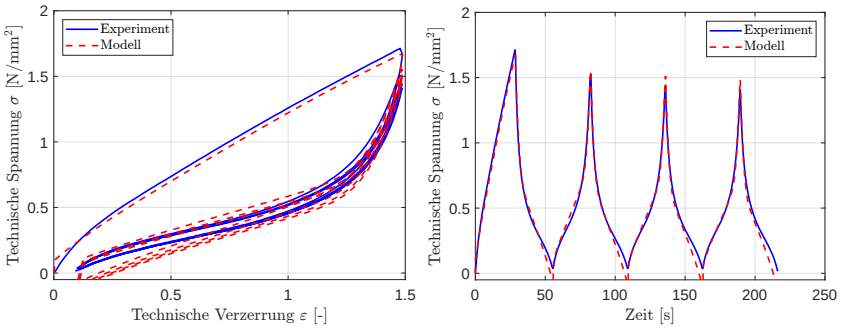
(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.10.: Validierung PN-Modell D, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S)



(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.11.: Validierung PN-Modell D, Spannung-Zeit (Ködiglaze S)



(a) Spannung-Verzerrung **(b)** Spannung-Zeit

Abbildung 6.12.: Validierung PN-Modell D, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Ködiglaze S)

6.4. Sikaflex 668

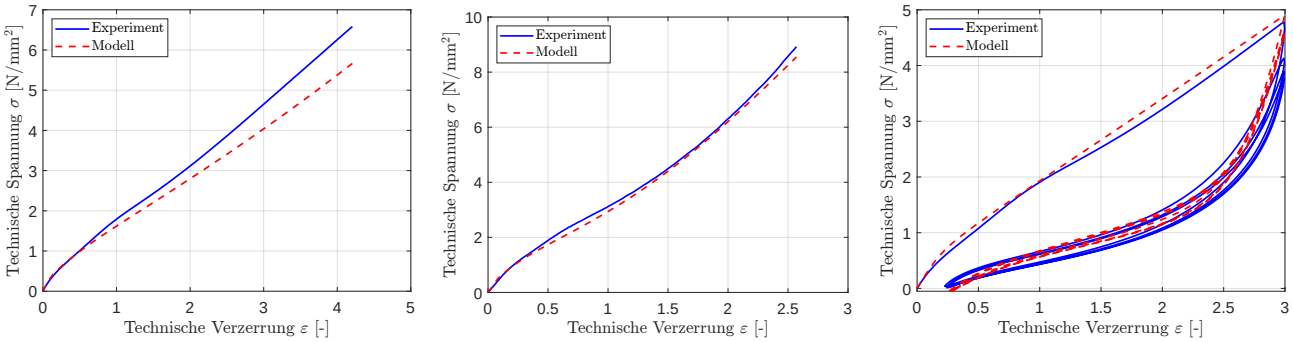
Im Folgenden werden die beiden in Abschnitt 5.4 vorgestellten Parallel Network Modelle für das Polyurethan Sikaflex 668 validiert.

6.4.1. Parallel Network Modell E

Die Werte der Fehlermaße in Tabelle 6.7 sind erneut, wie bei den beiden Silikonen, ungünstiger im Vergleich zur Optimierung, deuten jedoch weiterhin auf eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Modell hin. Für die zyklischen Versuche wird bei beiden Verzerrungsraten eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten erreicht. Wobei die Spannungsabnahme über die Zyklen zwar abgebildet wird, jedoch im Modell deutlichb zu gering ausfällt für beide Verzerrungsraten. Für beide Verzerrungsraten bleibt dabei die bereits aus der Optimierung bekannte, geringfügig zu schmale Hysterese bestehen. Der biaxiale Bulgeversuch mit einer Druckrate von 0.1 bar/s weist eine passende Übereinstimmung mit den experimentellen Daten auf. Beim uniaxialen Zugversuch mit einer Verzerrungsrate von 0.01 s^{-1} zeigt sich dagegen ab einer technischen Verzerrung von etwa 200 % eine zunehmende Abweichung, was auch durch die Fehlermaße bestätigt wird. Das Modell weist in diesem Bereich eine mit steigender Verzerrung zunehmend weichere Materialantwort auf als das Experiment.

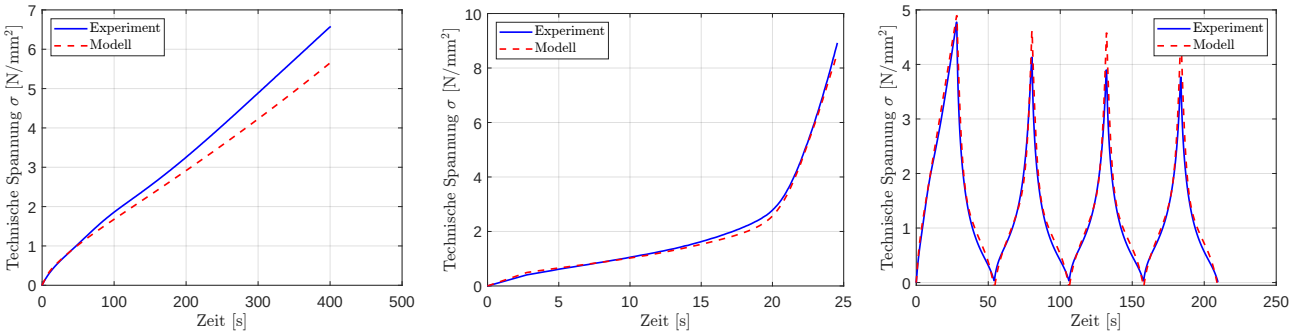
Tabelle 6.7.: Validierungsergebnisse Parallel Network Modell E (Sikaflex 668)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.01 s^{-1} (uniaxial)	24.24	10.31	0.926
Bulge 0.1 bar/s (biaxial)	2.49	4.14	0.995
Zyklen 4x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	2.18	10.92	0.981
Zyklen 4x 0.1 s^{-1} (uniaxial)	3.91	14.07	0.965
Gesamt	**8.2**	**9.86**	**0.967**



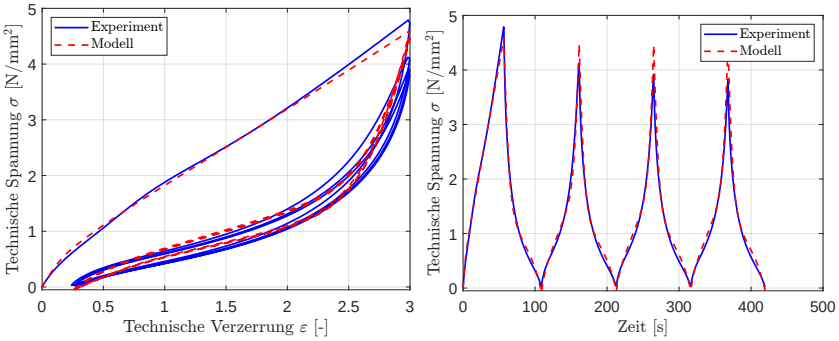
(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.13.: Validierung PN-Modell E, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668)



(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.14.: Validierung PN-Modell E, Spannung-Zeit (Sikaflex 668)



(a) Spannung-Verzerrung **(b)** Spannung-Zeit

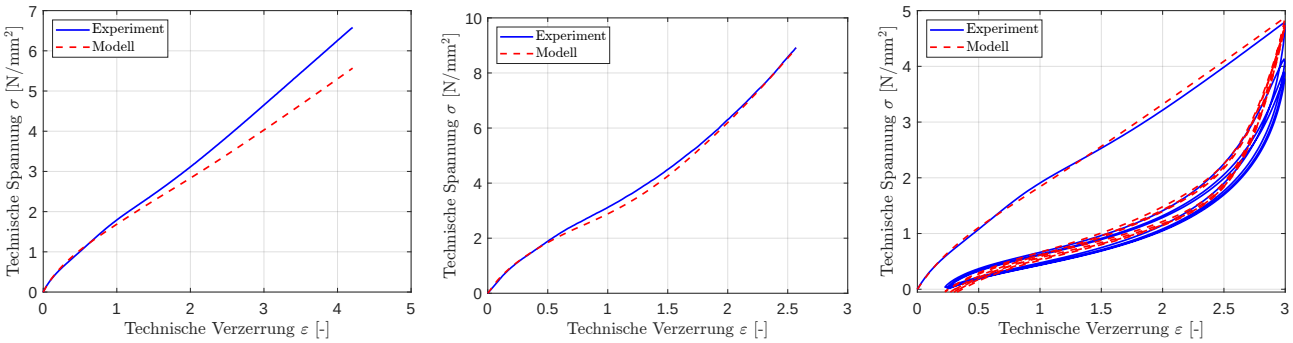
Abbildung 6.15.: Validierung PN-Modell E, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Sikaflex 668)

6.4.2. Parallel Network Modell F

Die Validierungsergebnisse der zweiten Variante des PN-Modells für das Polyurethan Sikaflex 668 sind insgesamt ähnlich gut wie die der ersten Variante (Abschnitt 6.4.1). Der Bulgeversuch wird erneut hervorragend modelliert. Auch beim uniaxialen Zugversuch zeigt sich erneut ab einer technischen Verzerrung von etwa 200 % eine zunehmende Abweichung des Modells von den experimentellen Daten, wobei das Modell mit steigender Verzerrung eine zu weiche Materialantwort aufweist. Für die beiden zyklischen Versuche wird der charakteristische Verlauf einschließlich Hysterese (mittlerer Bereich) und Mullins-Effekt erneut zutreffend wiedergegeben, auch wenn hier die Hysterese wiederholt geringfügig zu schmal im oberen und unteren Bereich ist und der Spannungsabfall über die Zyklenzahl bei beiden Verzerrungsraten etwas zu gering ausfällt. Diese Tendenz hatte sich bereits in den Ergebnissen der Optimierung angedeutet (siehe Abbildung 5.32 (c)).

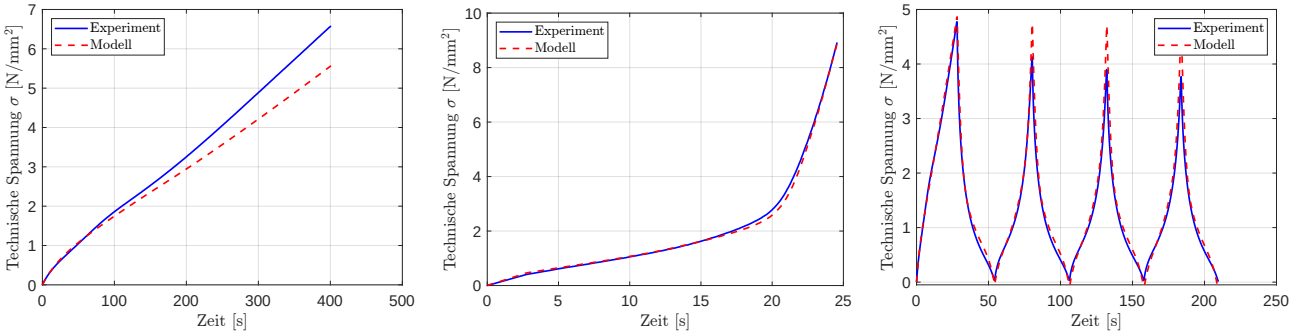
Tabelle 6.8.: Validierungsergebnisse Parallel Network Modell F (Sikaflex 668)

Versuch	MSD	RE	R^2
Zug 0.01 s^{-1} (uniaxial)	25.61	9.48	0.922
Bulge 0.1 bar/s (biaxial)	2.49	3.74	0.995
Zyklen 4x 0.05 s^{-1} (uniaxial)	1.89	13.20	0.984
Zyklen 4x 0.1 s^{-1} (uniaxial)	4.06	13.63	0.964
Gesamt	**8.51**	**10**	**0.966**



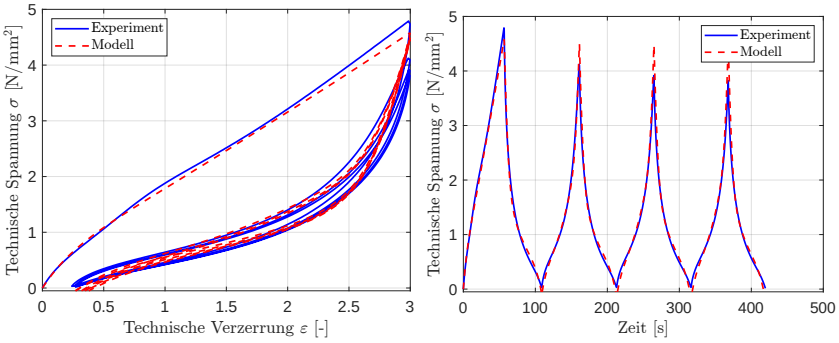
(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.16.: Validierung PN-Modell F, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668)



(a) Zug 0.01 s^{-1} **(b)** Bulge 0.1 bar/s **(c)** 4x Zyklen 0.1 s^{-1}

Abbildung 6.17.: Validierung PN-Modell F, Spannung-Zeit (Sikaflex 668)



(a) Spannung-Verzerrung **(b)** Spannung-Zeit

Abbildung 6.18.: Validierung PN-Modell F, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Sikaflex 668)

6.5. Zusammenfassung Validierung der Materialmodelle

Die Validierung der optimierten Parametersätze der identifizierten Materialmodelle zeigt, dass die in Kapitel 5 ausgewählten Varianten der Parallel Network Modelle das Materialverhalten der drei untersuchten Werkstoffe insgesamt mit hoher Genauigkeit wiedergeben können. Auch unter anderen Verzerrungsraten, Druckraten und Anzahl an Zyklen, die nicht zur Optimierung herangezogen wurden, gelingt eine insgesamt gute bis sehr gute Abbildung der experimentellen Spannungs-Verzerrungs- und Spannungs-Zeit-Verläufe. Damit bestätigt die Validierung, dass die gewählten PN-Modellstrukturen grundsätzlich geeignet sind, die wesentlichen hyperelastischen, viskoelastischen und schädigungsbehafteten Materialeffekte der untersuchten Materialien konsistent unter verschiedenen Spannungszuständen und bei großen Deformationen zu beschreiben. Besonders hervorzuheben ist, dass die zyklischen Versuche in allen Fällen, also für beide Modellvarianten und für alle drei Materialien, äußerst gut abgebildet werden. Sowohl die Hysteresen als auch der Mullins-Effekt werden insgesamt sehr zutreffend wiedergegeben. Lediglich in der quantitativen Beschreibung der Spannungsabnahme über die Zyklen oder die exakte Breite der Hysterese treten vereinzelt noch geringe Abweichungen auf. Auch die Erstbelastung unter uni- und biaxialer Beanspruchung sowie die Spannungsrelaxation werden von den ausgewählten PN-Modellen im Wesentlichen zutreffend erfasst. Gleichzeitig zeigen die Validierungsergebnisse, dass bei größeren Verzerrungen weiterhin einzelne systematische Abweichungen bestehen. Diese treten bei den Silikonen insbesondere ab technischen Verzerrungen von etwa 100 % und beim Polyurethan ab etwa 200 % deutlicher hervor. Dennoch kann mit den validierten Modellen ein beträchtlicher Teil des insgesamt möglichen Verzerrungsbandes konsistent abgebildet werden. Der damit zuverlässig beschriebene Bereich liegt deutlich über dem derzeit für die Bemessung maßgebenden Deformationsbereich. Insgesamt bestätigen die Validierungsergebnisse damit die im Optimierungskapitel getroffene Modellauswahl. Die Parallel Network Modelle stellen für alle drei Materialien die geeignetste Grundlage für die nachfolgende numerische Simulation des Material- und Bauteilverhaltens dar.

7. Überführung und Nachrechnung in ANSYS

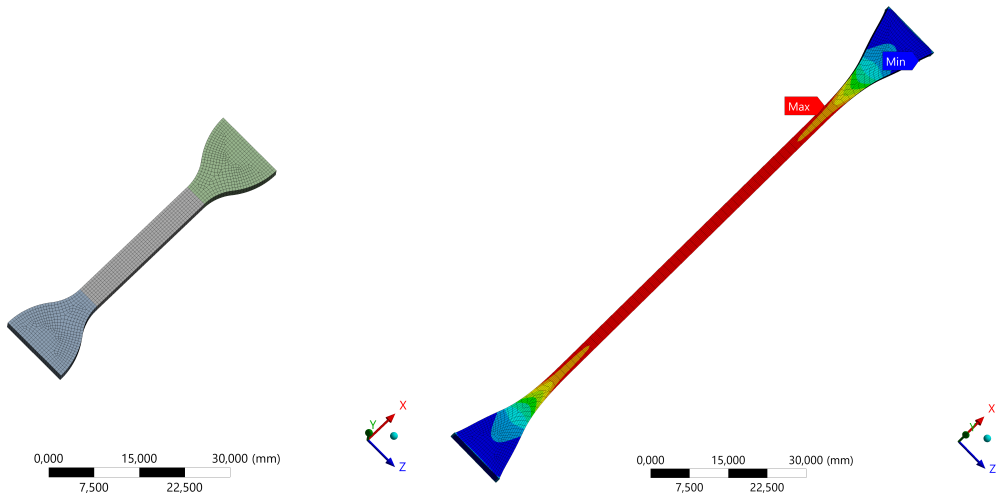
Aus den in den beiden vorangegangenen Kapiteln identifizierten, optimierten und validierten erweiterten nichtlinearen viskoelastischen Materialmodellen für große Deformationen werden in diesem Kapitel in das FE-Programm ANSYS überführt. Ziel ist es, anhand ausgewählter Versuche zu zeigen, dass die zuvor auf Grundlage experimenteller Daten entwickelte mathematisch-mechanische Materialbeschreibung auch nach der Implementierung in ein kommerzielles FE-Programm konsistente und plausible Ergebnisse liefert. Die mit PolyUMod formulierten Materialmodelle sind grundsätzlich unmittelbar für verschiedene Finite-Elemente-Programme wie Abaqus, COMSOL oder ANSYS nutzbar, sofern die entsprechende PolyUMod Materialbibliothek eingebunden ist (gültige PolyUMod Lizenz notwendig). Mit der Überführung der Materialmodelle in ANSYS wird die im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Materialmodellierung damit in eine für praktische FE-Anwendungen nutzbare Form überführt. Im Rahmen der Nachrechnung wird untersucht, ob die implementierten Materialmodelle numerisch stabil berechnet werden können, die Lösung konvergiert und keine auffälligen numerischen Probleme auftreten. Die Ergebnisse der FE-Nachrechnung werden sowohl mit der Modellantwort aus MCalibration, als auch mit den experimentellen Daten verglichen. Darüber hinaus wird anhand der deformierten Geometrie geprüft, ob das simulierte Verhalten der Probekörper unter den vorgegebenen Belastungen physikalisch plausibel erscheint. Jeweils ein für jedes Material in dieser Arbeit erarbeitetes Materialmodell (PN-Modell) wird in ANSYS nachgerechnet und ist im APDL-Format (ANSYS Parametric Design Language) im Anhang C aufgeführt und kann direkt für die Werkstoffdefinition in ANSYS eingesetzt werden. Vor Beginn der Berechnung muss lediglich das Materialmodell in die technischen Daten von ANSYS importiert und der Modellgeometrie zugewiesen werden.

7.1. Nachrechnung Materialversuche

Die zur Optimierung verwendeten Versuche wurden in ANSYS an Einheitswürfeln und Schulterproben nachgerechnet werden. Die Probengeometrie der Schulterproben entspricht dabei der in den Experimenten verwendeten Geometrie (siehe Abschnitt 2.7.2 bzw. Kapitel 3.1). Der Einheitswürfel hingegen besteht aus einem Würfel mit der Kantenlänge von 1 mm der mit einer Netzgröße von 1 mm vernetzt wird, um daran die reine Materialantwort zu überprüfen. Anhand von reibungsfreien Lagerungen als Randbedingungen an drei Seiten und einer Verschiebung einer anderen Seiten kann somit der homogene Bereich einer Schulterprobe abgebildet werden. Bei zusätzlicher identischer Verschiebung einer weiteren Seite des Würfels kann der äquibiaxiale Spannungszustand, der sich im Bulge Test einstellt, nachgerechnet werden.

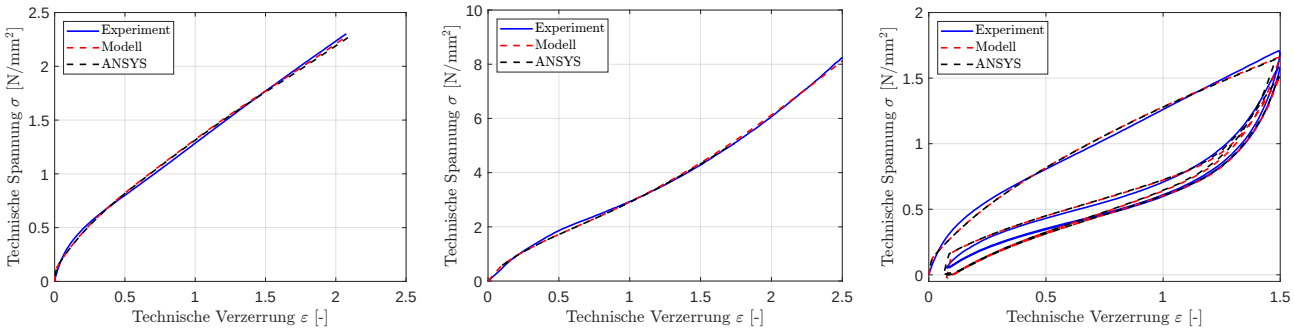
Für das Silikon Dowsil 993 und das Parallel Network Modell A (siehe Abschnitt 5.2.2) konnten alle uniaxialen Versuche bis zum Ende ohne Konvergenzprobleme nachgerechnet werden. Sowohl in den Spannungs-Verzerrungs-Diagrammen (Abbildung 7.2) als auch in den Spannungs-Zeit-Verläufen (Abbildung 7.3) stimmen die Ergebnisse der ANSYS-Simulation nahezu identisch mit der Materialmodellantwort aus MCalibration überein. Allgemein können sich die Unterschiede

zwischen Materialmodellantwort und FE-Berechnung aus der Diskretisierung des Probekörpers, der Netzfeinheit, der Elementverzerrung sowie aus der Wahl der Lastschritte, Elemente und Ansatzfunktionen ergeben. Die deformierte Geometrie der Schulterprobe zeigt die zu erwartende Einschnürung im Probenmittelbereich (Abbildung 7.1). Unerwartete Elementverzerrungen oder numerisch auffällige Deformationsmuster sind nicht zu erkennen. Über den QR-Code kann ergänzend ein Video der ANSYS-Nachrechnungen des Zugversuchs aufgerufen werden, in denen die plausible Verformung der Schulterprobe während der Belastung zusätzlich nachvollzogen werden kann.



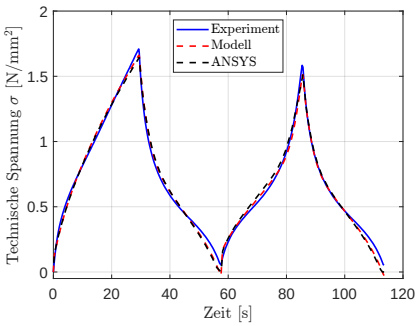
(a) Unbelastet **(b)** Belastet

Abbildung 7.1.: ANSYS Nachrechnung PN-Modell A, Geometrie (Dowsil 993)

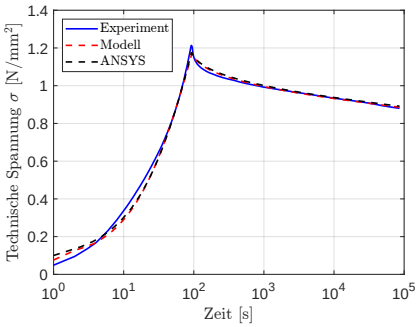


(a) Zug 0.1 s^{-1} **(b)** Bulge 0.05 bar/s **(c)** 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 7.2.: ANSYS Nachrechnung PN-Modell A, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993)



(a) 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

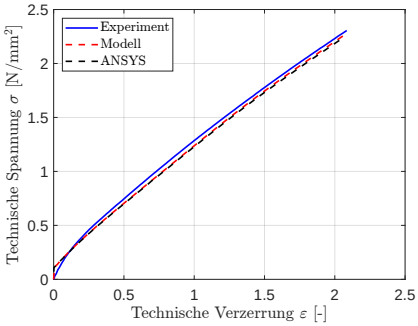


(b) Relaxation log. Skala

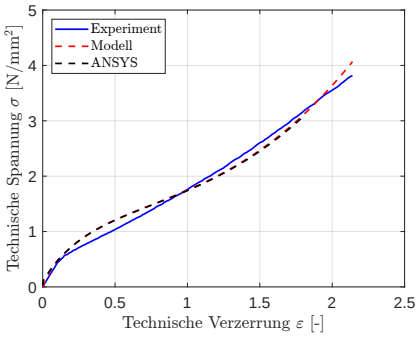
(c) Video Zugversuch

Abbildung 7.3.: ANSYS Nachrechnung PN-Modell A, Spannung-Zeit (Dowsil 993)

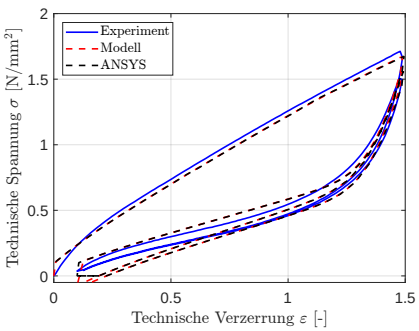
Ähnlich gute Ergebnisse wurden bei der Nachrechnung der Materialversuche des Silikons Ködiglaze S erreicht (siehe Abbildungen 7.4 und 7.5). Bei dieser Nachrechnung wurde das gleiche numerische Modell wie bei Dowsil 993 verwendet, lediglich der Geometrie wurde das Parallel-Network Modell D (vgl. 5.3.3) des Silikons Ködiglaze S zugewiesen. Auch hier sind nur geringe Abweichungen zwischen den Simulationsergebnissen aus ANSYS und den Modelldaten für einen einzelnen Materialpunkt vorhanden. Die Geometrie wurde erneut plausibel während der Belastung verzerrt (siehe Video 7.4 (c)) Insgesamt bestätigen diese Ergebnisse für die beiden Silikone, dass das Vorgehen und die Überführung in ein FE-Programm zu konvergierenden und stabilen numerischen Lösungen führt. Auch für Ködiglaze S konnten die uniaxialen Verusche bis zum Ende ohne Konvergenzprobleme simuliert werden. Für beide Silikone konnte der Bulge Test jedoch nur bis zu einer technischen Verzerrung von ca. 175% stabil berechnet werden.



(a) Zug 0.1 s^{-1}

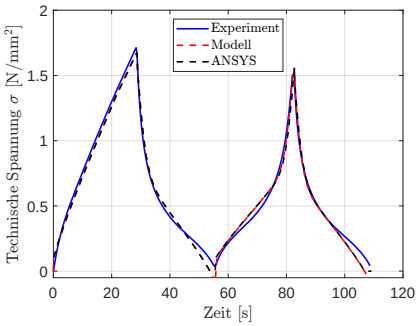


(b) Bulge 0.05 bar/s

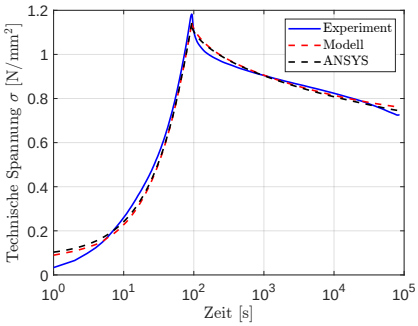


(c) 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 7.4.: ANSYS Nachrechnung PN-Modell D, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S)



(a) 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

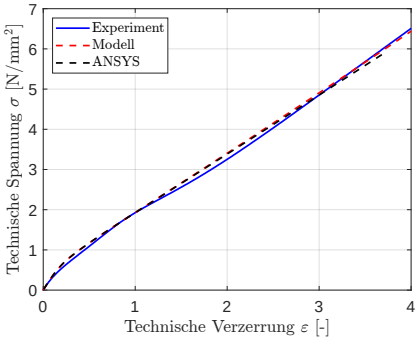


(b) Relaxation log. Skala

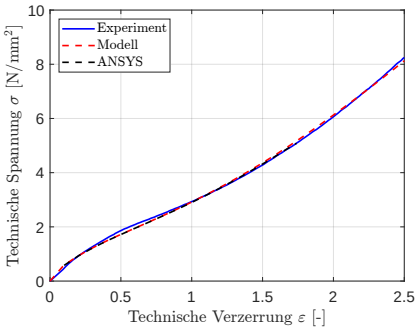
(c) Video 2x Zyklen

Abbildung 7.5.: ANSYS Nachrechnung PN-Modell D, Spannung-Zeit (Ködiglaze S)

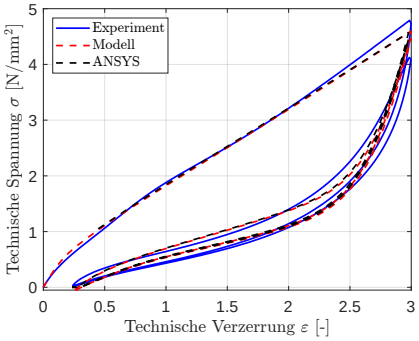
Für das Polyurethan Sikaflex 668 (Parallel Network Modell E) musste die Methode zur Berechnung der Jacobi-Determinante auf eine numerische Approximation umgestellt werden (JAC = 5, gem. Materialmodell), um eine konvergierende Lösung zu erhalten. Dies lässt darauf schließen, dass der verwendete Parametersatz numerisch nicht so stabil ist, wie die Parametersätze der Silikone. Mit dieser Einstellung konnten der zyklische Versuch und der Relaxationsversuch vollständig berechnet werden (siehe Abbildung 7.6 und 7.7). Bei größeren technischen Verzerrungen als ca. 175% beim biaxialen Versuch und bei mehr als 370% beim uniaxialen Versuch war eine Konvergenz der Berechnung nicht mehr gegeben. Auch wenn in beiden Fällen die Experimente nicht vollständig nachgerechnet werden konnten, kann das Materialverhalten dennoch über einen großen Deformationsbereich beschrieben werde.



(a) Zug 0.1 s^{-1}

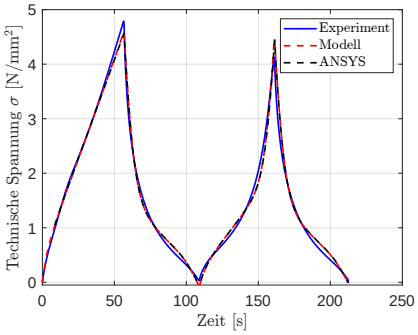


(b) Bulge 0.05 bar/s

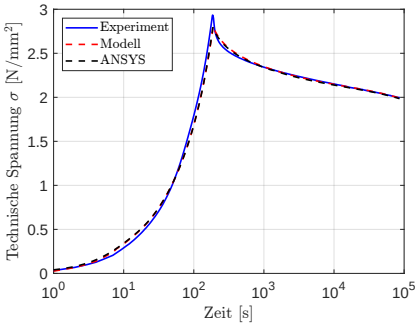


(c) 2x Zyklen 0.05 s^{-1}

Abbildung 7.6.: ANSYS Nachrechnung PN-Modell E, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668)



(a) 2x Zyklen 0.05 s^{-1}



(b) Relaxation log. Skala

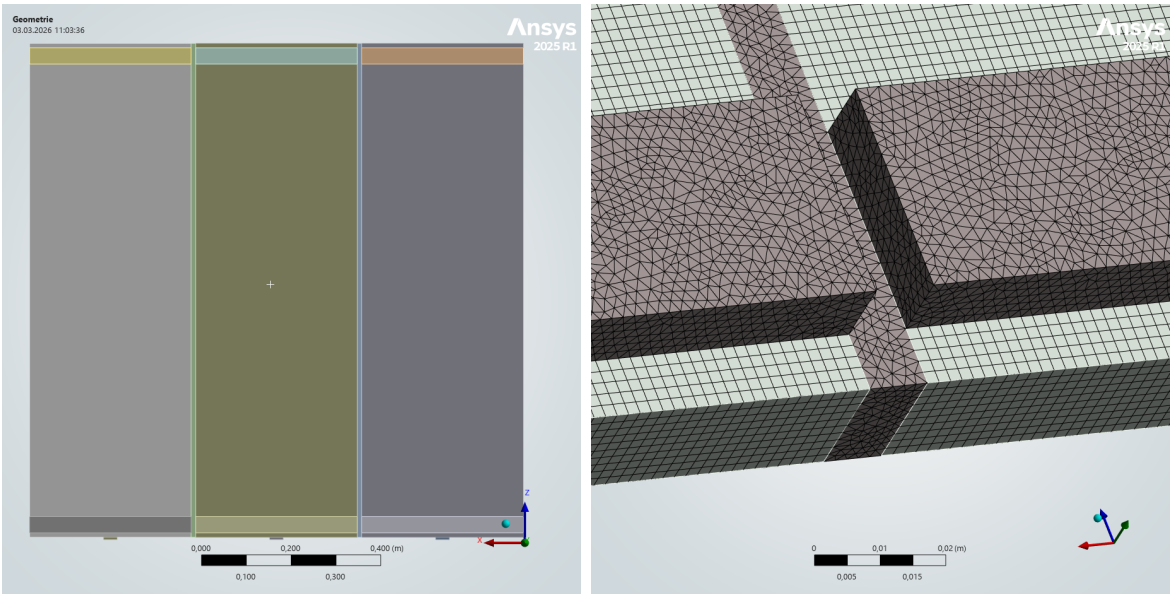
(c) Video Bulge Versuch

Abbildung 7.7.: ANSYS Nachrechnung PN-Modell E, Spannung-Zeit (Sikaflex 668)

7.2. Nachrechnung Großbauteilversuche

Neben den uniaxialen Materialversuchen wird im Folgenden auch die 20 mm-Variante des Großbauteilversuchs auf dem Scherungsniveau $\tan(\gamma) = 1.00$ mit dem für das Silikon Dowsil 993 entwickelten Parallel Network Modell A nachgerechnet. Betrachtet werden die ersten beiden Zyklen des Versuchs, da damit bereits alle Effekte betrachtet werden und Rechenzeit und Speicherplatz gespart wird. Die numerischen Ergebnisse werden anschließend mit den experimentellen Ergebnissen aus Kapitel 4 verglichen. Zunächst wird das numerische Modell beschrieben, anschließend erfolgt der systematische Vergleich der Scherungsverläufe und Hysteresen.

7.2.1. Numerisches Modell



(a) Geometrie FE-Modell **(b)** Vernetzung FE-Modell

Abbildung 7.8.: Numerisches Modell in ANSYS Mechanical 2025 R1

7.2.1.1. Geometrie und Diskretisierung

Der Versuchsaufbau bestehend aus Glasscheiben, Horizontalfugen, Stoßfugen und Verglasungsklötzen wurde maßstabsgetreu in FreeCAD modelliert und anschließend in ANSYS Workbench als statisch-strukturelles System angelegt (siehe Abbildung 7.8). Die Fugen wurden mit einer Elementgröße von 2 mm über das Körpervolumen diskretisiert. Zum Einsatz kamen Tetraederelemente mit linearen Elementansatzfunktionen (ANSYS SOLID285 Elemente). Die Verglasungsklötze wurden ebenfalls mit einer Elementgröße von 2 mm vernetzt (siehe Abbildung 7.9). Die Glasscheiben wurden als Starrkörper modelliert, da ihre Verformungen im Vergleich zu den Verformungen der Fugen vernachlässigbar sind.

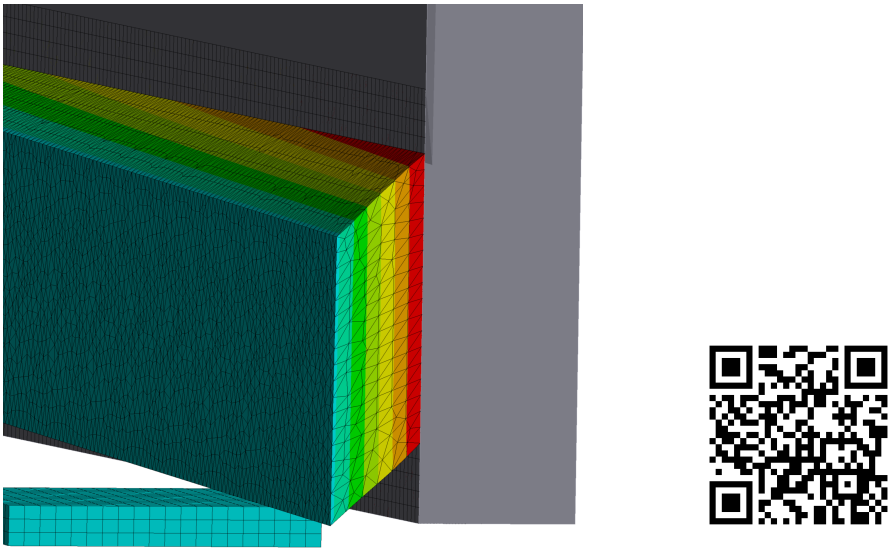
7.2.1.2. Kontaktdefinition

Der Kontakt zwischen Glasscheiben und Verglasungsklötzen wurde reibungsfrei mit einer Pure-Penalty-Formulierung modelliert. Dadurch werden Gleiten und Abheben zugelassen, während Durchdringungen über kontaktabhängige Strafsteifigkeiten verhindert werden. Die Kontakte

zwischen Glasscheiben und Fugen wurden als vollverbundene Kontakte definiert. In allen Kontaktdefinitionen wurden die Glasscheiben als Zielkörper und die Fugen bzw. Verglasungsklötze als Kontaktkörper festgelegt.

7.2.1.3. Randbedingungen

Die Unterseiten der Verglasungsklötze sowie die Kontaktflächen der unteren Horizontalfugen zur Unterkonstruktion wurden fixiert. Am oberen Kopfpunkt wurde eine horizontale Verschiebung in Form einer Sinusfunktion mit einer Frequenz von 0.5 Hz und einer Amplitude von 33.23 mm aufgebracht, wodurch die im Experiment vorgegebene Zylinderbewegung nachgebildet wird (siehe Abschnitt 4.2). Die beiden orthogonalen Raumrichtungen wurden dabei festgehalten.



(a) Horizontalfuge **(b)** Video Simulation

Abbildung 7.9.: Scherung Horizontalfuge und Simulation ANSYS

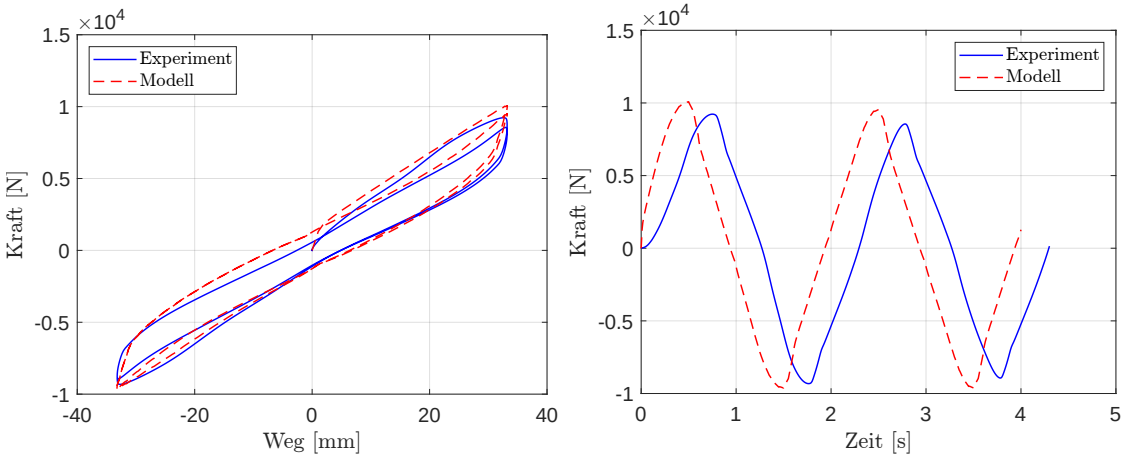
7.2.1.4. Lastschrittsteuerung und Nichtlinearitäten

Die beiden Sinuszyklen wurden in der Simulation mit insgesamt 80 Lastschritten aufgebracht. Die Schrittsteuerung erfolgte über Teilschritte, wobei anfänglich 10 Substeps vorgegeben wurden. Die minimale Anzahl betrug 1, die maximale 100000 Substeps. Für alle Lastschritte wurden große Verformungen aktiviert, um die geometrische Nichtlinearität konsistent zu berücksichtigen. Die schwachen Federn wurden deaktiviert, damit das Konvergenzverhalten nicht künstlich beeinflusst und das Antwortverhalten des Systems nicht verfälscht wird.

7.2.2. Ergebnisse Nachrechnung Großbauteilversuche

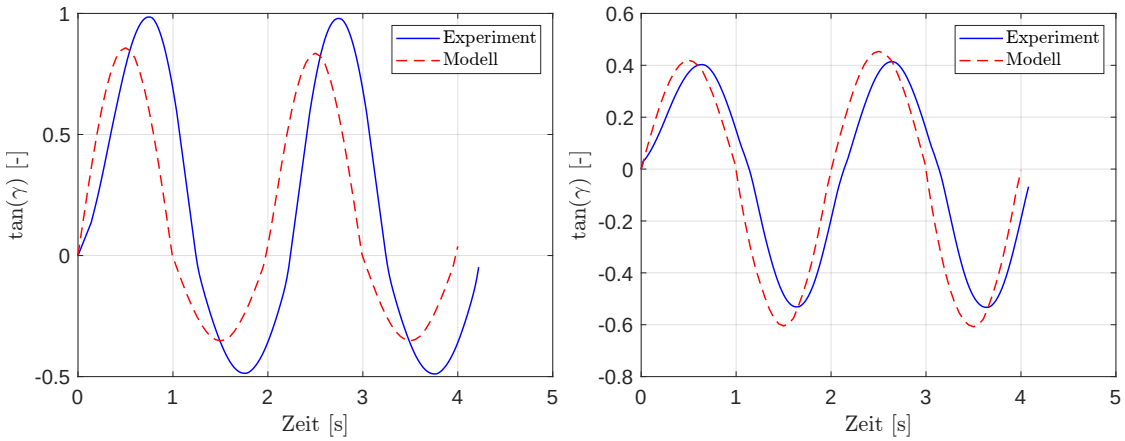
Die Hysterese in Abbildung 7.10 (a) zeigt insgesamt eine gute Übereinstimmung zwischen Experiment und der Nachrechnung mit dem Materialmodell in ANSYS. Sowohl der Mullins-Effekt als auch die schmale Hysteresebildung werden qualitativ zutreffend wiedergegeben. Auch der geringe Kraftabfall am oberen Umkehrpunkt zwischen den beiden Zyklen wird in der Simulation erfasst und stimmt damit mit dem experimentellen Verhalten sowie mit den bereits

betrachteten zyklischen uniaxialen Versuchen überein. Zudem wird der viskose Anteil des Materialverhaltens plausibel abgebildet. Dies zeigt sich unter anderem daran, dass der Ursprung nach Beginn der zyklischen Belastung nicht erneut exakt durchlaufen wird, sodass sowohl bei vollständiger Entlastung der Kraft noch eine Verformung als auch bei Nullstellung des Zylinders noch eine Kraft im System vorhanden ist. Defizite zeigen sich insbesondere in den ansteigenden Ästen der Hysterese, in denen das Modell geringfügig zu steif reagiert. Die Entlastungsäste werden demgegenüber besser getroffen. Die größte Abweichung tritt zu Beginn der Erstbelastung auf, da das Modell hier eine deutlich steifere Antwort liefert als das Experiment. Darüber hinaus zeigt das Experiment einen stärker ausgeprägten Mullins-Effekt, und die Umkehrpunkte verlaufen glatter als in der Simulation. Auch im Kraft-Zeit-Verlauf in Abbildung 7.10 (b) stimmen Experiment und Simulation insgesamt gut überein. Auffällig ist jedoch



(a) Hysterese 2x Zyklus **(b)** Kraft-Zeit Verlauf

Abbildung 7.10.: Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf, 20 mm Variante 1.00 $\tan(\gamma)$, Vergleich



(a) Horizontalfuge **(b)** Stoßfuge

Abbildung 7.11.: Scherungen, 20 mm Variante 1.00 $\tan(\gamma)$, Vergleich

ein zeitlicher Versatz beider Kurven ab dem ersten Hochpunkt von etwa 0.25 s. Im ersten Belastungsast zeigt sich erneut die steifere Modellantwort, während das experimentelle Ergebnis zunächst eine S-förmige Kraftzunahme bis zum ersten Hochpunkt aufweist. Abgesehen von

diesem zeitlichen Versatz wird die zeitliche Kraftantwort in Verlauf und Größenordnung insgesamt zutreffend wiedergegeben. Der zeitliche Versatz zeigt sich ebenfalls in den Verläufen der Scherungen in Horizontal- und Stoßfugen (Abbildung 7.11). Neben dieser Verschiebung werden die Scherungen in den Horizontalfugen im Modell geringfügig unterschätzt, während sie in den Stoßfugen geringfügig überschätzt werden. Da der Stoßfuge bei der 20 mm-Variante im Verhältnis zur Horizontalfuge ein größerer Volumenanteil zukommt, trägt diese Überschätzung zur insgesamt etwas höheren Steifigkeit des Modells gegenüber dem Experiment bei. Ein wesentlicher Grund für die Abweichungen liegt in der unterschiedlichen Einleitung der Belastung im Experiment und in der Simulation. Im Experiment konnte der sinusförmige Verlauf nur am oberen Umkehrpunkt mit einer Anfangsgeschwindigkeit von Null gestartet werden. Daher musste die Konstruktion im ersten Belastungsast zunächst auf das Amplitudenniveau des Sinus gebracht werden, bevor der eigentliche periodische Verlauf mit der vorgegebenen Frequenz von 0.5 Hz einsetzte. In der Simulation wird die Verschiebung hingegen unmittelbar als idealisierte Sinusfunktion vorgegeben. Daraus erklären sich sowohl die höhere Anfangssteifigkeit des Modells als auch der zeitliche Versatz der Kraft- und Scherverläufe. Hinzu kommt, dass die Simulation die Erstbelastung eines ungeschädigten Systems abbildet, während der experimentell ausgewertete Lastfall $\tan(\gamma) = 1.00$ zwar erstmals dieses Amplitudenniveau erreicht, das Bauteil zuvor jedoch bereits 200 Zyklen bei kleineren Scherungsniveaus durchlaufen hatte (je 100 zyklen bei $\tan(\gamma) = 0.25$ und $\tan(\gamma) = 0.50$). Aufgrund des Mullins-Effekts ist daher insbesondere im Anfangsbereich des ersten Belastungsastes eine abweichende Materialantwort zu erklären. Weitere Unterschiede resultieren aus der idealisierten Modellbildung. Das numerische Modell wurde auf die wesentlichen Komponenten Glasscheiben, Silikonfugen und Verglasungsklötze reduziert. Zusätzliche Einflüsse aus dem übrigen Versuchsaufbau, insbesondere aus der realen Lagerung und Krafteinleitung über das Aluminiumstrangpressprofil, sind darin nicht enthalten. Im Experiment war dieses Profil zwar auf PTFE-Platten gelagert, wies jedoch ein gewisses Spiel auf. Dies kann mit dazu beigetragen haben, dass die experimentelle Hysterese leicht aus dem Ursprung verschoben erscheint, während die Simulation näherungsweise um den Ursprung verläuft (abgesehen vom Erstbelastungsast). Auch verbleibende Reibungsanteile zwischen Profil und PTFE-Lagerung wurden nicht modelliert. Zusätzlich wurden im FE-Modell einige Vereinfachungen vorgenommen. Die Glasscheiben wurden als Starrkörper modelliert, der Glasaufbau aus 2×10 mm TVG mit 1.52 mm PVB-Zwischenschicht wurde nicht gesondert berücksichtigt und auch die an den Glaskanten vorhandene, geringfügig mit Klebstoff gefüllte Fase wurde nicht abgebildet. Der Einfluss dieser Vereinfachungen auf die globalen Ergebnisse wird insgesamt als gering eingeschätzt. Ein weiterer Beitrag zur Abweichung ergibt sich aus der Herstellung der Klebfugen und der damit verbundenen Materialstreuung. Die Horizontalfugen wurden industriell aus Fassware gefertigt, die Stoßfugen hingegen im Labor mit Dualkartuschen. Unterschiede in Verarbeitung, Durchmischung und Materialzustand sind daher nicht auszuschließen. Darüber hinaus ist bekannt, dass auch zwischen Chargen und Gebinden messbare Unterschiede der Materialkennwerte auftreten können [117]. Hinzu kommt, dass der Simulation ein auf Mittelwertkurven optimiertes Materialmodell zugrunde liegt, während dem experimentellen Großbauteilversuch nur ein einzelner realer Versuchsaufbau der 20 mm-Variante gegenübersteht. Schließlich bestehen geringe Unterschiede in der Auswertung der Scherungen. Im Experiment wurden DIC-Messpunkte auf der Glasscheibenoberfläche unmittelbar am Rand zur Silikonfuge ausgewertet, während in der Simulation die Verschiebungen der Randelemente der Fugen herangezogen wurden. Der Einfluss dieser unterschiedlichen Auswertebasis wird jedoch als gering eingeschätzt. Insgesamt sind die Abweichungen somit auf das Zusammenwirken von Unterschieden in der Belastungseinleitung, der vorangegangenen zyklischen Beanspruchung des experimentellen Systems, den vereinfachenden Annahmen des FE-Modells sowie fertigungs- und materialbedingten Streuungen zurückzuführen. Vor diesem Hintergrund ist die insgesamt

gute Übereinstimmung der Hystereseform, des Kraftniveaus und der lokalen Scherungsverläufe als plausibel und zufriedenstellend zu bewerten.

7.3. Zusammenfassung Nachrechnung

Die Nachrechnung der uniaxialen Materialversuche zeigt, dass der Export und die Überführung des optimierten Materialmodells in ein kommerzielles FE-Programm wie ANSYS zu konvergierenden, numerisch stabilen und konsistenten Lösungen für die beiden Silikone führt. Die Ergebnisse der FE-Simulation stimmen dabei nahezu identisch mit den reinen Materialmodellantworten für einen einzelnen Materialpunkt überein. Auch die deformierte Geometrie der Schulterproben zeigt ein physikalisch plausibles Verhalten, sodass das implementierte Materialmodell in ANSYS grundsätzlich als geeignet für die weitere Anwendung angesehen werden kann. Beim Polyurethan konnte eine numerisch stabile Lösung lediglich bis zu einer technischen Verzerrung von ca. 175% für einen biaxialen Fall und ca. 370% für einen uniaxialen Belastungsfall unter Verwendung einer numerischen Approximation der Berechnung der Jacobi-Determinante erreicht werden, hier gilt es in weiteren Untersuchungen die Ursachen der numerischen Instabilität für größere Verzerrungen zu identifizieren, damit das Materialverhalten mit den PN-Modellen auch bis zum Versagen für dieses Material simuliert werden kann. Nichtsdestotrotz werden bis zu einer Verzerrung von ca. 175% plausible Ergebnisse geliefert die ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit Experiment und reinem Materialmodell liefern.

Die Großbauteilversuche weisen demgegenüber überwiegend Schubspannungszustände auf (vgl. Kapitel 4). Solche Schubspannungszustände wurden im Rahmen der Materialversuche weder direkt geprüft noch explizit zur Optimierung des Materialmodells herangezogen. Dennoch kann beispielhaft das Scherungsniveau $\tan(\gamma) = 1.00$ der 20 mm-Stoßfugenvariante mit dem Materialmodell nachgerechnet werden und liefert insgesamt eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Dies verdeutlicht, dass der gewählte Ansatz mit uniaxialen und biaxialen Versuchen als untere und obere Grenze der Invariantenebene ausreicht, um auch solche Spannungszustände konsistent zu beschreiben, die innerhalb des dadurch aufgespannten Bereichs liegen (vgl. Treloar [89]). Dies gilt im vorliegenden Fall selbst für große Deformationen bis zu Scherungen von 100 % beziehungsweise $\tan(\gamma) = 1.00$ an den Stirnseiten der Horizontalfugen.

8. Zusammenfassung und Ausblick

8.1. Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, ein experimentell und numerisch gestütztes Vorgehen zur konsistenten Materialmodellierung polymerer Klebstoffe im konstruktiven Glasbau für große Deformationen und zeitabhängige Beanspruchungen zu entwickeln. Im Mittelpunkt stand dabei die Frage, wie sich das Werkstoffverhalten für SSG-Anwendungen relevanter Silikone sowie eines vergleichbaren Polyurethans mit einem ingenieurmäßig anwendbaren Ansatz so beschreiben lässt, dass verschiedene Spannungszustände, viskoelastische Effekte und schädigungsbehaftete Phänomene realitätsnah erfasst werden können. Auf dieser Grundlage sollte ein Beitrag zur Weiterentwicklung rechnerischer Ansätze für geklebte Fassadenelemente geleistet werden.

Hierzu wurden zunächst uniaxiale und äquibiaxiale Materialversuche durchgeführt und ausgewertet. Die uniaxialen Zug-, zyklischen und Relaxationsversuche zeigten für alle drei untersuchten Materialien die typischen Merkmale gefüllter Elastomere, insbesondere eine hyperelastische Grundantwort, eine schmale Hysterese, einen ausgeprägten Mullins-Effekt sowie eine deutliche Spannungsrelaxation über lange Haltezeiten. Die Versuchsstreuungen erwiesen sich dabei insgesamt als gering, sodass die gebildeten Mittelwertkurven als repräsentative Grundlage für die weitere Materialmodellierung verwendet werden konnten. Die äquibiaxialen Bulgeversuche bestätigten zudem die deutlich steifere Materialantwort unter biaxialer Beanspruchung und verdeutlichten gemeinsam mit den uniaxialen Versuchen die große Verformbarkeit der untersuchten Werkstoffe.

Auf Basis dieser experimentellen Ergebnisse wurde eine systematische Methodik zur Materialmodellierung entwickelt. Ausgangspunkt war dabei die Überlegung, dass uniaxiale und biaxiale Versuche für nahezu inkompressible Materialien die untere und obere Grenze der Invariantenebene aufspannen und damit eine geeignete Grundlage zur Optimierung von Materialmodellen für allgemeine Spannungszustände bilden (wie von Treloar gezeigt [89]). Auf dieser Basis wurden verschiedene Modellansätze aus der Materialbibliothek PolyUMod untersucht. Es zeigte sich, dass einfache Modelle wie das Bergström-Boyce-Modell zwar eine erste Näherung der Materialantwort ermöglichen, jedoch nicht ausreichen, um die hyperelastische Grundantwort, die Spannungsrelaxation, die Hysterese und den Mullins-Effekt gleichzeitig mit hinreichender Genauigkeit abzubilden. Deutlich bessere Ergebnisse konnten mit dem Parallel Network Modell erzielt werden. Für alle drei Materialien erwies sich eine Struktur mit drei parallelen Netzwerken als geeignet. Dabei wurde ein hyperelastisches Gleichgewichtsnetzwerk mit Mullins-Schädigung mit zwei weiteren Netzwerken kombiniert, in denen jeweils hyperelastische Federelemente mit nichtlinearen Flow-Elementen gekoppelt wurden. Als besonders geeignet erwiesen sich dabei Ogden-Federelemente erster Ordnung in Verbindung mit einer Kombination aus Bergström-Boyce-basierten und Power-Law-basierten Flow-Elementen.

Mit dieser Modellstruktur konnten für alle drei Materialien Materialmodelle identifiziert werden, die die wesentlichen Materialeffekte unter verschiedenen Spannungszuständen konsistent und mit hoher Genauigkeit beschreiben. Die anschließende Validierung mit nicht zur Optimie-

rung verwendeten Datensätzen zeigte, dass die entwickelten Parallel-Network-Modelle nicht nur die zur Optimierung verwendeten Versuchsdaten, sondern auch zusätzliche Belastungsfälle insgesamt gut bis sehr gut wiedergeben können. Besonders die zyklischen Versuche wurden für alle Materialien sehr zutreffend beschrieben. Auch die Spannungsrelaxation und die nichtlineare Grundantwort unter uni- und biaxialer Beanspruchung konnten im Wesentlichen konsistent erfasst werden. Bei größeren Verzerrungen zeigten sich zwar materialabhängig einzelne systematische Abweichungen, diese blieben jedoch insgesamt in einem plausiblen Rahmen. Für die Silikone konnte das Materialverhalten bis zu technischen Verzerrungen von etwa 100 % und für das Polyurethan bis zu etwa 200 % zuverlässig beschrieben werden. Damit liegt der mit den validierten Modellen konsistent erfasste Bereich deutlich über dem derzeit für Bemessungszwecke maßgebenden Deformationsbereich.

Ergänzend zu den Materialversuchen wurden Großbauteilversuche an drei SSG-verklebten Fassadenkonstruktionen mit jeweils drei nebeneinander angeordneten Glasscheiben durchgeführt. Ziel war es, das zyklische Tragverhalten der gekoppelten Fassadenelemente unter schwellenden Scherbeanspruchungen zu untersuchen. Die Ergebnisse zeigten, dass das System über einen breiten Bereich der untersuchten Belastungen durch stabile und reversible Materialreaktionen geprägt ist. Erst bei höheren Scherungsniveaus traten deutliche schädigungsinduzierte Veränderungen auf, die sich in Form charakteristischer sägezahnförmiger Risse insbesondere in den Horizontalfugen äußerten. Gleichzeitig zeigte sich, dass mit zunehmender Stoßfugenbreite die Systemsteifigkeit und die kinematische Kopplung der Scheiben anstiegen und sich die Beanspruchung stärker in die Horizontalfugen verlagerte. Ein plötzliches oder unvorhersehbares Versagen trat in keinem der untersuchten Varianten auf. Vielmehr wurde das Versagen durch fortschreitendes, klar sichtbares Risswachstum und einen daraus resultierenden Kraftabfall angekündigt. Die Versuche verdeutlichen damit das grundsätzlich robuste und gutmütige Tragverhalten solcher geklebter Fassadenkonstruktionen auch unter großen zyklischen Verformungen.

Die entwickelten Materialmodelle wurden anschließend als User-Materialien exportiert und in der Finite-Elemente Software ANSYS eingesetzt. Die Nachrechnung uniaxialer Materialversuche an Schulterproben zeigte, dass die Überführung der Materialmodelle in ein kommerzielles FE-Programm zu numerisch stabilen, konvergierenden und konsistenten Lösungen bei den beiden Silikonen führt. Beim Polyurethan konnte eine numerisch stabile Lösung lediglich bis zu einer technischen Verzerrung von ca. 170% für einen biaxialen Fall und ca. 360% für einen uniaxialen Belastungsfall erreicht werden. Die Simulationsergebnisse aus ANSYS stimmten nahezu identisch mit den reinen Materialmodellantworten für einen Materialpunkt überein. Darüber hinaus konnte exemplarisch auch ein Großbauteilversuch mit dem entwickelten Materialmodell für den verwendeten Klebstoff nachgerechnet werden. Dabei ergab sich trotz überwiegend schubdominierter Spannungszustände, die nicht direkt Bestandteil des zur Optimierung verwendeten Datensatzes waren, eine insgesamt gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Dies bestätigt den Grundgedanken, dass die Optimierung auf Grundlage uniaxialer und biaxialer Versuche ausreichen kann, um auch innerhalb der dadurch aufgespannten Invariantenebene liegende Schubspannungszustände konsistent zu beschreiben.

Insgesamt wurde mit der vorliegenden Arbeit ein konsistenter Weg aufgezeigt, wie für Elastomere aus dem konstruktiven Glasbau experimentell gestützt geeignete Materialmodelle identifiziert, optimiert, validiert und in Finite-Elemente-Programme überführt werden können. Dieser Ansatz wurde nicht nur methodisch hergeleitet, sondern zugleich auf drei polymere Klebstoffe des konstruktiven Glasbaus angewendet. Die Arbeit liefert damit sowohl einen methodischen Beitrag zur Materialmodellierung polymerer Klebstoffe als auch konkrete, materialbezogene

Grundlagen für die numerische Beschreibung geklebter Fassadenelemente. Die identifizierten Materialmodelle bilden dabei einen wesentlichen Baustein für eine weiterführende rechnerische Bemessung. Für ein vollständiges Bemessungsmodell sind jedoch weitere, davon zu unterscheidende Komponenten erforderlich. Neben einem mechanisch fundierten Materialmodell, das das Deformations- und Spannungsverhalten des Klebstoffs unter den relevanten Beanspruchungszuständen beschreibt, wird ein unabhängiges Versagenskriterium benötigt, das festlegt, unter welchen lokalen oder globalen Beanspruchungszuständen ein Materialversagen eintritt. Für eine eurocodekonforme Bemessung ist darüber hinaus eine statistische Beschreibung der Materialeigenschaften erforderlich, insbesondere hinsichtlich der Streuung maßgebender Kennwerte, der Ermittlung charakteristischer Werte und der Ableitung geeigneter Sicherheitsbeiwerte. Die vorliegende Arbeit adressiert mit der Optimierung und Validierung geeigneter Materialmodelle somit einen zentralen, jedoch nicht allein ausreichenden Bestandteil eines künftigen Bemessungsmodells.

8.2. Ausblick

Die vorliegenden Ergebnisse zeigen, dass der entwickelte Ansatz zur Materialmodellierung polymerer Klebstoffe für große Deformationen und zeitabhängige Beanspruchungen grundsätzlich plausibel ist. Gleichzeitig ergeben sich aus der Arbeit mehrere weiterführende Fragestellungen. Zunächst sollte die Gültigkeit der entwickelten Materialmodelle für weitere Spannungszustände experimentell untersucht werden. Insbesondere reine Scherversuche und volumetrische Versuche wären von besonderem Interesse, um die Vorhersagefähigkeit der Modelle unter kontrollierten schubdominierten Belastungen und der Auswirkung von Kavitätenbildung gezielt zu überprüfen. Obwohl die erfolgreiche Nachrechnung der Großbauteilversuche bereits darauf hindeutet, dass der gewählte Ansatz auch solche Spannungszustände erfassen kann, sollte dies an weiteren Materialversuchen unter Scherbeanspruchung bestätigt werden.

Darüber hinaus sollte die biaxiale Versuchstechnik weiterentwickelt werden. Der eingesetzte Bulge-Prüfstand hat sich grundsätzlich zur Charakterisierung des biaxialen Materialverhaltens als geeignet erwiesen. Dieser zeigte jedoch bei druckgeregelten Kriechversuchen Grenzen hinsichtlich Reproduzierbarkeit und Steuerbarkeit. Eine Weiterentwicklung des Prüfstands hin zu einer präziseren und adaptiven Regelung erscheint daher sinnvoll. Insbesondere eine geschlossene Versuchssteuerung mit fein aufgelöster Druckregelung bzw. einer deformationsbasierten Rückkopplung (Closed-Loop bzw. real-time DIC) stellt einen vielversprechenden Ansatz dar. Mit erweiterten biaxialen Versuchsprogrammen, etwa bei vergleichbaren Verzerrungsraten oder in Form biaxialer Relaxationsversuche, könnten die zur Materialmodellierung verwendeten Datensätze künftig deutlich verbreitert werden.

Weiterer Forschungsbedarf besteht hinsichtlich der Übertragbarkeit auf zusätzliche Werkstoffe und Bauteilsysteme. In der vorliegenden Arbeit wurden die Großbauteilversuche und deren FE-Nachrechnung exemplarisch nur für das Silikon Dowsil 993 durchgeführt. Inwieweit die entwickelten Materialmodelle der beiden weiteren Werkstoffe unter vergleichbaren Bauteilbeanspruchungen zu einer ebenso guten Übereinstimmung führen, kann auf Grundlage der vorliegenden Arbeit nicht abschließend beantwortet werden. Hierfür wären ergänzende experimentelle Untersuchungen erforderlich.

Auch das schädigungsinduzierte Verhalten der Silikonfugen auf Bauteilebene sollte vertieft untersucht werden. Insbesondere die sägezahnartige Rissfortpflanzung in den Horizontalfugen hatte einen maßgeblichen Einfluss auf die Systemsteifigkeit und das Tragverhalten der geklebten

Konstruktionen. Solche lokalen Schädigungs- und Rissfortschrittsphänomene werden durch die in der vorliegenden Arbeit verwendeten kontinuierlichen Materialmodelle nicht erfasst. Ein möglicher nächster Schritt besteht daher in der Erweiterung der entwickelten User-Materialmodelle um experimentell kalibrierte Versagenskriterien. Diese Versagenskriterien sind grundsätzlich unabhängig vom konstitutiven Materialmodell. Während das Materialmodell die mechanische Antwort des Klebstoffs beschreibt, definiert das Versagenskriterium die Grenze, bei deren Überschreitung ein lokales Materialversagen einsetzt. Hierzu ist eine umfassende Versuchsdatenbasis zum Versagen der Klebstoffe unter uniaxialer, biaxialer und schubdominierter Beanspruchung erforderlich. Darauf aufbauend könnten geeignete Versagensgrenzen oder Interaktionskriterien abgeleitet und in die numerischen Modelle implementiert werden, sodass einzelne Elemente bei Überschreitung der maßgebenden Beanspruchungsgröße ihre Tragfähigkeit verlieren oder aus dem tragenden Netzwerk entfernt werden. Auf diese Weise ließe sich das bisher rein kontinuierlich beschriebene Materialverhalten um eine lokale Schädigungs- und Versagensbeschreibung erweitern, die über die im Materialmodell berücksichtigte Mullins-Schädigung hinausgeht. Für die Überführung in ein eurocodekonformes Bemessungskonzept wäre darüber hinaus die statistische Bewertung der Materialeigenschaften erforderlich. Die derzeit in Bemessungsansätzen verwendeten Sicherheitsbeiwerte decken verschiedene Unsicherheiten pauschal ab. Eine differenziertere Beschreibung des realen Materialverhaltens, insbesondere viskoelastischer Effekte und schädigungsbehafteter Phänomene wie des Mullins-Effekts, kann dazu beitragen, einen Teil dieser Unsicherheiten mechanisch fundierter zu erfassen. In Verbindung mit statistisch abgesicherten Materialkennwerten, charakteristischen Werten und geeigneten Teilsicherheitsbeiwerten könnte dies langfristig die Grundlage für eine weniger pauschale Bemessung geklebter Fassadenelemente schaffen.

Des Weiteren eröffnet die fortschreitende Entwicklung digitaler Zwillinge im Bauwesen zusätzliche Perspektiven. Insbesondere für geklebte Fassadensysteme erscheint ein Monitoring der geklebten Fugen, etwa durch integrierte Sensorsysteme, vielversprechend. Möglichkeiten der Nutzung verschiedener faseroptischer Sensoren wurden bereits von Wachter et al. vorgestellt [178]. Auf diese Weise könnten reale Beanspruchungen und Schädigungszustände im Betrieb erfasst und mit den entwickelten Materialmodellen verknüpft werden. Ein solcher Ansatz könnte nicht nur zur Zustandsbewertung bestehender Fassaden beitragen, sondern langfristig auch zur weiteren Optimierung und Absicherung numerischer Materialmodelle unter realen Einsatzbedingungen genutzt werden.

Literaturverzeichnis

[1] DIN EN 10088-1:2024-04, Nichtrostende Stähle_- Teil_1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle; Deutsche Fassung EN_10088-1:2023, .

[2] DIN EN 10088-2:2025-01, Nichtrostende Stähle_- Teil_2: Technische Lieferbedingungen für Blech und Band aus korrosionsbeständigen Stählen für allgemeine Verwendung; Deutsche Fassung EN_10088-2:2024, .

[3] DIN EN 1863-1:2012-02, Glas im Bauwesen_- Teilvorgespanntes Kalknatronglas_- Teil_1: Definition und Beschreibung; Deutsche Fassung 1863-1:2011, .

[4] DIN EN 1990:2021-10, Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN_1990:2002_+ A1:2005_+ A1:2005/AC:2010, .

[5] DIN EN 1991-1-1:2010-12, Eurocode_1: Einwirkungen auf Tragwerke_- Teil_1-1: Allgemeine Einwirkungen auf Tragwerke_- Wichten, Eigengewicht und Nutzlasten im Hochbau; Deutsche Fassung EN_1991-1-1:2002_+ AC:2009, .

[6] DIN EN 13022-1:2014-08, Glas im Bauwesen_- Geklebte Verglasungen_- Teil_1: Glasprodukte für Structural-Sealant-Glazing (SSG-) Glaskonstruktionen für Einfachverglasungen und Mehrfachverglasungen mit oder ohne Abtragung des Eigengewichtes; Deutsche Fassung EN_13022-1:2014, .

[7] DIN EN 13022-2:2014-08, Glas im Bauwesen_- Geklebte Verglasungen_- Teil_2: Verglasungsvorschriften für Structural-Sealant-Glazing (SSG-) Glaskonstruktionen; Deutsche Fassung EN_13022-2:2014, .

[8] DIN 18008-3:2024-12, Glas im Bauwesen_- Bemessungs- und Konstruktionsregeln_- Teil_3: Punktförmig gelagerte Verglasungen, .

[9] DIN EN ISO 16808:2022-08, Metallische Werkstoffe_- Blech und Band_- Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen (ISO_16808:2022); Deutsche Fassung EN_ISO_16808:2022, .

[10] DIN EN ISO 527-2:2025-09, Kunststoffe_- Bestimmung der Zugeigenschaften_- Teil_2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen (ISO_527-2:2025); Deutsche Fassung EN_ISO_527-2:2025.

[11] AAMA 501.4-00. Recommended Static Test Method For Evaluating Curtain Wall And Storefront Systems Subjected To Seismic And Wind Induced Interstory Drifts, 2001.

[12] AAMA 501.6-01. Recommended Dynamic Test Method For Determining The Seismic Drift Causing Glass Fallout From A Wall System, 2001.

[13] Sika Services AG. GENERAL GUIDELINE Structural Silicone Glazing with Sikasil® SG adhesives, November 2023.

[14] Carolina Aiello, Nicola Caterino, Giuseppe Maddaloni, Antonio Bonati, Annalisa Franco, and Antonio Occhiuzzi. Experimental and numerical investigation of cyclic response of a glass curtain wall for seismic performance assessment. *Construction and Building Materials*, 187:596–609, October 2018. ISSN 0950-0618. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2018.07.237.

[15] Abdulla Almomani, Suleyman Deveci, Abdel-Hamid I. Mourad, and Imad Barsoum. Constitutive model calibration for the thermal viscoelastic-viscoplastic behavior of high density polyethylene under monotonic and cyclic loading. *Polymer Testing*, 118:107911, January 2023. ISSN 01429418. doi: 10.1016/j.polymertesting.2022.107911.

[16] Holm Altenbach. *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2018. ISBN 978-3-662-57503-1 978-3-662-57504-8. doi: 10.1007/978-3-662-57504-8.

[17] Inc ANSYS. MCalibration | PolymerFEM - Advanced Material Calibration Software. https://www.ansys.com/products/structures/mcalibration, January 2026.

[18] Inc ANSYS. PolyUMod Advanced Material Modeling Software | Ansys. https://www.ansys.com/products/structures/polyumod, January 2026.

[19] Ellen M. Arruda and Mary C. Boyce. A three-dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 41(2):389–412, February 1993. ISSN 00225096. doi: 10.1016/0022-5096(93)90013-6.

[20] European Organisation for Technical Assessment (EOTA). ETAGs Archive. https://www.eota.eu/etags-archive, December 2025.

[21] H Baaser and R Noll. Simulation von elastomerbauteilen-materialmodelle und versuche zur parameterbestimmung. *DVM-Tag Elastomere, Berlin*, 2, 2009.

[22] H. Baaser, Ch. Hopmann, and A. Schobel. Reformulation of strain invariants at incompressibility. *Archive of Applied Mechanics*, 83(2):273–280, February 2013. ISSN 0939-1533, 1432-0681. doi: 10.1007/s00419-012-0652-2.

[23] Herbert Baaser, Andreas Schobel, Walter Michaeli, and Ullrich Masberg. Vergleich von äquibiaxialen Prüfständen zur Kalibrierung von Werkstoffmodellen. *KGK – Kautschuk Gummi Kunststoffe*, (Mai 2011):Seiten 20–24, May 2011.

[24] Mascha Baitinger, Nicolas Wachter, and Martien Teich. Der Weg zur erfolgreichen baupraktischen Umsetzung von tragenden Silikonklebfugen in Deutschland. *ce/papers*, 5(3):159–174, September 2022. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1871.

[25] Bauministerkonferenz. Musterbauordnung (MBO) 2002, September 2024.

[26] Richard A. Behr. Architectural Glass for Earthquake-resistant Buildings. *Glass processing days: conference proceedings: 18 to 21 June 2001 Tampere, Finland*, pages 341–347, June 2001.

[27] Boštjan Ber, Miroslav Premrov, Andrej Štrukelj, and Milan Kuhta. Experimental investigations of timber–glass composite wall panels. *Construction and Building Materials*, 66:235–246, September 2014. ISSN 09500618. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2014.05.044.

[28] Szabolcs Berezvai and Attila Kossa. Performance of a parallel viscoelastic-viscoplastic model for a microcellular thermoplastic foam on wide temperature range. *Polymer Testing*, 84:106395, April 2020. ISSN 01429418. doi: 10.1016/j.polymertesting.2020.106395.

[29] Jörgen Bergström. *Large Strain Time-Dependent Behavior of Elastomeric Materials*. PhD thesis, MIT, June 1999.

[30] Jörgen Bergström. Mechanics of Solid Polymers. In *Mechanics of Solid Polymers*. William Andrew Publishing, January 2015. ISBN 978-0-323-31150-2. doi: 10.1016/B978-0-323-31150-2.09990-8.

[31] Jörgen S. Bergström and Mary C. Boyce. Mechanical Behavior of Particle Filled Elastomers. *Rubber Chemistry and Technology*, 72(4):633–656, September 1999. ISSN 1943-4804, 0035-9475. doi: 10.5254/1.3538823.

[32] J.S. Bergström and M.C. Boyce. Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(5):931–954, May 1998. ISSN 00225096. doi: 10.1016/S0022-5096(97)00075-6.

[33] J.S. Bergström and M.C. Boyce. Large strain time-dependent behavior of filled elastomers. *Mechanics of Materials*, 32(11):627–644, November 2000. ISSN 01676636. doi: 10.1016/S0167-6636(00)00028-4.

[34] J.S. Bergström and M.C. Boyce. Constitutive modeling of the time-dependent and cyclic loading of elastomers and application to soft biological tissues. *Mechanics of Materials*, 33(9):523–530, September 2001. ISSN 01676636. doi: 10.1016/S0167-6636(01)00070-9.

[35] Simona Bianchi, Guido Lori, Valerie Hayez, Roel Schipper, Stefano Pampanin, Mauro Overend, Giampiero Manara, and Tillman Klein. Seismic testing and multi-performance evaluation of full-scale unitized curtain walls: Research overview and preliminary results. *Fifth International Workshop on the Seismic Performance of Non-Structural Elements (SPONSE)*, December 2022.

[36] Simona Bianchi, Guido Lori, Valerie Hayez, Mauro Overend, and Giampiero Manara. Influence of design variables on seismic performance of unitized curtain walls: A parametric experimental study. *Glass Structures & Engineering*, 9(2):165–184, June 2024. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-024-00255-2.

[37] Lucio Blandini. Glasfassaden: Neue Herausforderungen und Entwicklungsmöglichkeiten im 21. Jahrhundert. *ce/papers*, 4(1):42–50, July 2021. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1241.

[38] Javier Bonet and Richard D. Wood. *Nonlinear Continuum Mechanics for Finite Element Analysis*. Cambridge University Press, Cambridge, 2nd ed edition, 2008. ISBN 978-0-511-39072-2.

[39] Ömer Bucak and Anneliese Hagl. Kleben im Bauwesen – gestern, heute, morgen – Allgemeine Übersicht und Ausblick auf die Forschung im Konstruktiven Glasbau an der Fachhochschule München (FHM). *Stahlbau*, 75(6):499–507, June 2006. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.200610053.

[40] Martin Dirk Bues. Ein Beitrag zur Auslegung tragender Klebverbindungen im Fassadenbau. 2021. doi: 10.5445/IR/1000131375.

[41] Ralf Bürgel, Hans Jürgen Maier, and Thomas Niendorf. *Handbuch Hochtemperatur-Werkstofftechnik*. Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2011. ISBN 978-3-8348-1388-6 978-3-8348-9907-1. doi: 10.1007/978-3-8348-9907-1.

[42] Albrecht Burmeister and Lutz Eitel. Structural-Glazing-Fassade für die Zeppelin-University Friedrichshafen. *Stahlbau*, 81(S1):43–52, April 2012. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.201290079.

[43] C24 Committee. Guide for Structural Sealant Glazing, June 2022.

[44] C24 Committee. Test Method for Determining Tensile Adhesion Properties of Structural Sealants, May 2024.

[45] Lorenzo Casagrande, Antonio Bonati, Antonio Occhiuzzi, Nicola Caterino, and Ferdinando Auricchio. Numerical investigation on the seismic dissipation of glazed curtain wall equipped on high-rise buildings. *Engineering Structures*, 179:225–245, January 2019. ISSN 0141-0296. doi: 10.1016/j.engstruct.2018.10.086.

[46] G. Chagnon, E. Verron, G. Marckmann, and L. Gornet. Development of new constitutive equations for the Mullins effect in rubber using the network alteration theory. *International Journal of Solids and Structures*, 43(22-23):6817–6831, November 2006. ISSN 00207683. doi: 10.1016/j.ijsolstr.2006.02.011.

[47] Hans-Jürgen Christ. *Wechselverformung von Metallen*, volume 9 of *WFT Werkstoff-Forschung Und -Technik*. Springer, Berlin, Heidelberg, 1991. ISBN 978-3-540-53962-9 978-3-642-52345-8. doi: 10.1007/978-3-642-52345-8.

[48] The Dow Chemical Company. Dowsil™ 993 Structural Glazing Sealant Technisches Datenblatt, 2022.

[49] O. Coppola, G. De Luca, A. Franco, and A. Bonati. Experimental tests for seismic assessment of ventilated façades. *Procedia Structural Integrity*, 44:758–765, January 2023. ISSN 2452-3216. doi: 10.1016/j.prostr.2023.01.099.

[50] CSTB. ETA-08/0286: Ködiglaze S. Technical report, Kömmerling Chemische Fabrik GmbH, December 2025.

[51] Lucas F. M. Da Silva, Andreas Öchsner, and Robert D. Adams, editors. *Handbook of Adhesion Technology*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011. ISBN 978-3-642-01168-9 978-3-642-01169-6. doi: 10.1007/978-3-642-01169-6.

[52] E. Darque-Ceretti and M. Aucouturier. Adhesion and materials interconnection: Physico-chemical and mechanical behaviour of rubber-like adhesive interfaces. *Interface Science*, 4(3-4), 1997. ISSN 0927-7056, 1573-2746. doi: 10.1007/BF00240245.

[53] René De Borst, Mike A. Crisfield, Joris J. C. Remmers, and Clemens V. Verhoosel. *Non-Linear Finite Element Analysis of Solids and Structures*. Wiley, 1 edition, August 2012. ISBN 978-0-470-66644-9 978-1-118-37593-8. doi: 10.1002/9781118375938.

[54] Isabella Denora and Claudia Marano. Stretch-induced softening in filled elastomers: A review on Mullins effect related anisotropy and thermally induced recovery. *Polymer Testing*, 133:108399, April 2024. ISSN 0142-9418. doi: 10.1016/j.polymertesting.2024.108399.

[55] Deutsches Institut für Bautechnik DIBt. ETA-03/0038: Sikasil SG-500. Technical report, Sika Services AG, March 2014.

[56] Julie Diani, Bruno Fayolle, and Pierre Gilormini. A review on the Mullins effect. *European Polymer Journal*, 45(3):601–612, March 2009. ISSN 0014-3057. doi: 10.1016/j.eurpolymj.2008.11.017.

[57] V. Dias, C. Odenbreit, O. Hechler, F. Scholzen, and T. Ben Zineb. Development of a constitutive hyperelastic material law for numerical simulations of adhesive steel–glass connections using structural silicone. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 48:194–209, January 2014. ISSN 01437496. doi: 10.1016/j.ijadhadh.2013.09.043.

[58] DIBt. Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MV V TB 2017). Technical Report Ausgabe 2017/1, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, December 2017.

[59] DIBt. Muster-Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MV V TB 2019). Technical Report Ausgabe 2019/1, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, August 2020.

[60] DIBt. Weitere Europäische Bewertungsdokumente (EADs) veröffentlicht. https://www.dibt.de/de/aktuelles/meldungen/nachricht-detail/meldung/weitere-europaeische-bewertungsdokumente-eads-veroeffentlicht-5-1, May 2023.

[61] DIBt. Die Übergangsregeln im ETA-Verfahren. https://www.dibt.de/de/aktuelles/meldungen/nachr
detail/meldung/gut-zu-wissen-die-uebergangsregeln-im-eta-verfahren, April 2025.

[62] Florian Doebbel. Bemessung elastischer Klebefugen in kaltverformten SSG-Einheiten. *Stahlbau*, 85(S1):197–206, April 2016. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.201690159.

[63] Florian Doebbel, Daniela Neubauer, Bernhard Rudolf, and Werner Wagner. Höherfeste Silikonverklebungen am Beispiel einer Glas-Fin- Anwendung. *Stahlbau*, 83(S1):47–56, April 2014. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.201490073.

[64] Hans Domininghaus. *Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften*. VDI-Buch. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 6., neu bearbeitete und erweiterte auflage edition, 2005. ISBN 978-3-540-21410-6 978-3-540-26433-0. doi: 10.1007/b137575.

[65] A. Dorfmann and R.W. Ogden. A constitutive model for the Mullins effect with permanent set in particle-reinforced rubber. *International Journal of Solids and Structures*, 41 (7):1855–1878, April 2004. ISSN 00207683. doi: 10.1016/j.ijsolstr.2003.11.014.

[66] M. Drass, J. Schneider, and S. Kolling. Novel volumetric Helmholtz free energy function accounting for isotropic cavitation at finite strains. *Materials & Design*, 138:71–89, January 2018. ISSN 02641275. doi: 10.1016/j.matdes.2017.10.059.

[67] Michael Drass. *Constitutive Modelling and Failure Prediction for Silicone Adhesives in Façade Design*, volume 55 of *Mechanik, Werkstoffe Und Konstruktion Im Bauwesen*. Springer Fachmedien, Wiesbaden, 2020. ISBN 978-3-658-29254-6 978-3-658-29255-3. doi: 10.1007/978-3-658-29255-3.

[68] Michael Drass and Michael A. Kraus. Semi-Probabilistic Calibration of a Partial Material Safety Factor for Structural Silicone Adhesives - Part I: Derivation. *International Journal of Structural Glass and Advanced Materials Research*, 4(1):56–68, January 2020. ISSN 2616-4507. doi: 10.3844/sgamrsp.2020.56.68.

[69] Michael Drass and Michael A. Kraus. Semi-probabilistische Bemessung von Silikon-Klebeverbindungen: Ein Eurocode-konformer Ansatz unter Verwendung der Finiten-Elemente-Methode/Semi-probabilistic design of silicone adhesive joints: A Eurocode-compliant approach using the finite element method. *Bauingenieur*, 96(01-02):26–36, 2021. ISSN 0005-6650. doi: 10.37544/0005-6650-2021-01-02-52.

[70] Michael Drass and Michael A. Kraus. Semi-probabilistische Bemessung tragender Silikonverklebungen mit Teilsicherheitsbeiwerten. *ce/papers*, 4(1):130–139, July 2021. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1248.

[71] Michael Drass, Miriam Schuster, and Jens Schneider. Comparison of Unconventional Testing Methods for Mechanical Characterization of Polymeric Materials in Modern Glass Structures. In *IABSE Symposium, Vancouver 2017: Engineering the Future*, pages 2378–2385, Vancouver, Canada, 2017. doi: 10.2749/vancouver.2017.2378.

[72] Michael Drass, Gregor Schwind, Jens Schneider, and Stefan Kolling. Adhesive connections in glass structures—part II: Material parameter identification on thin structural silicone. *Glass Structures & Engineering*, 3(1):55–74, March 2018. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-017-0048-3.

[73] Michael Drass, Gregor Schwind, Jens Schneider, and Stefan Kolling. Adhesive connections in glass structures—part I: Experiments and analytics on thin structural silicone. *Glass Structures & Engineering*, 3(1):39–54, March 2018. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-017-0046-5.

[74] Micheal Drass and Michael A. Kraus. Dimensioning of silicone adhesive joints: Eurocode-compliant, mesh-independent approach using the FEM. *Glass Structures & Engineering*, 5(3):349–369, November 2020. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-020-00128-4.

[75] EOTA. ETAG 002 – Structural Sealant Glazing Systems, 2012.

[76] EOTA. Bonded glazing kits and bonding sealants, 2018.

[77] Fachverband Konstruktiver Glasbau e.V. Anhang: Merkblatt FKG 01/2021 – Tragende Silikonklebstoffe im Konstruktiven Glasbau. *ce/papers*, 5(3):175–210, September 2022. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1872.

[78] S. Flügge. *Principles of Classical Mechanics and Field Theory / Prinzipien Der Klassischen Mechanik Und Feldtheorie*, volume 2 / 3 / 1 of *Encyclopedia of Physics / Handbuch Der Physik*. Springer, Berlin, Heidelberg, 1960. ISBN 978-3-540-02547-4 978-3-642-45943-6. doi: 10.1007/978-3-642-45943-6.

[79] Lothar Gaul and André Schmidt. *Handbook of Experimental Structural Dynamics*. Springer New York, New York, NY, 2022. ISBN 978-1-4614-4546-3 978-1-4614-4547-0. doi: 10.1007/978-1-4614-4547-0.

[80] A. N. Gent. A New Constitutive Relation for Rubber. *Rubber Chemistry and Technology*, 69(1):59–61, March 1996. ISSN 1943-4804, 0035-9475. doi: 10.5254/1.3538357.

[81] Johannes Giese-Hinz and Bernhard Weller. Experimentelle Untersuchung von Klebverbindungen zwischen lackiertem Glas und holzbasierten Werkstoffen. *ce/papers*, 3(1):238–251, March 2019. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1014.

[82] Carl Zeiss IQS Deutschland GmbH. Digitale Bildkorrelation: Bewegungs- und Deformationsanalyse. https://www.zeiss.de/messtechnik/entdecken/themen/digitale-bildkorrelation.html, February 2025.

[83] Dow Corning GmbH. Design Stress for DOW CORNING® Structural Silicones, February 2015.

[84] Hottinger Brüel & Kjaer GmbH. WA-T | Induktiver Wegaufnehmer mit Tastspitze | bis 100 mm. https://www.hbm.com/de/3059/wa-t-induktiver-wegaufnehmer-mit-tastspitze/?product_type_no=WA-T&utm, January 2020.

[85] Kömmerling Chemische Fabrik GmbH. Ködiglaze S Technisches Datenblatt, 2022.

[86] Sanjay Govindjee and Juan Simo. A micro-mechanically based continuum damage model for carbon black-filled rubbers incorporating Mullins' effect. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 39(1):87–112, 1991. ISSN 00225096. doi: 10.1016/0022-5096(91)90032-J.

[87] Wolfgang Grellmann and Sabine Seidler, editors. *Kunststoffprüfung*. Hanser eLibrary. Carl Hanser Verlag, München, 3., aktualisierte auflage edition, 2015. ISBN 978-3-446-44350-1 978-3-446-44390-7. doi: 10.3139/9783446443907.

[88] Dietmar Gross, Werner Hauger, Jörg Schröder, and Wolfgang A. Wall. *Technische Mechanik 2: Elastostatik*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2024. ISBN 978-3-662-68422-1 978-3-662-68423-8. doi: 10.1007/978-3-662-68423-8.

[89] L R G.Treloar. *The Physics of Rubber Elasticity*. Oxford University PressOxford, October 2005. ISBN 978-0-19-857027-1 978-1-383-03000-6. doi: 10.1093/oso/9780198570271.001.0001.

[90] Gerd Habenicht. *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2009. ISBN 978-3-540-85264-3 978-3-540-85266-7. doi: 10.1007/978-3-540-85266-7.

[91] Anneliese Hagl. Die Innovation – Kleben – Aktuelles aus der "Arbeitsgruppe Kleben" des Fachverbandes Konstruktiver Glasbau – FKG. *Stahlbau*, 75(6):508–520, June 2006. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.200610054.

[92] Anneliese Hagl. Bemessung von strukturellen Silikon-Klebungen. *Stahlbau*, 76(8):569–581, August 2007. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.200710060.

[93] Anneliese Hagl. Punktuelles Kleben mit Silikonen. *Stahlbau*, 77(11):791–801, November 2008. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.200810093.

[94] Anneliese Hagl. Development and test logics for structural silicone bonding design and sizing. *Glass Structures & Engineering*, 1(1):131–151, June 2016. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-016-0014-5.

[95] HBM. Datenblatt Induktive Standard-Wegaufnehmer, October 2021.

[96] G. A. Holzapfel. ON LARGE STRAIN VISCOELASTICITY: CONTINUUM FORMULATION AND FINITE ELEMENT APPLICATIONS TO ELASTOMERIC STRUCTURES. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 39(22):3903–3926, November 1996. ISSN 0029-5981, 1097-0207. doi: 10.1002/(SICI)1097-0207(19961130)39:22<3903::AID-NME34>3.0.CO;2-C.

[97] Gerhard A. Holzapfel. *Nonlinear Solid Mechanics: A Continuum Approach for Engineering*. Wiley, Chichester ; New York, 2000. ISBN 978-0-471-82304-9 978-0-471-82319-3.

[98] Gerhard A. Holzapfel and Juan C. Simo. A new viscoelastic constitutive model for continuous media at finite thermomechanical changes. *International Journal of Solids and Structures*, 33(20-22):3019–3034, August 1996. ISSN 00207683. doi: 10.1016/0020-7683(95)00263-4.

[99] Fayçal Ikhouane and José Rodellar. *Systems with Hysteresis: Analysis, Identification and Control Using the Bouc—Wen Model*. Wiley, 1 edition, July 2007. ISBN 978-0-470-03236-7 978-0-470-51320-0. doi: 10.1002/9780470513200.

[100] Wolfgang Kaiser. *Kunststoffchemie für Ingenieure: von der Synthese bis zur Anwendung*. Hanser, München, 6., aktualisierte auflage edition, 2024. ISBN 978-3-446-47807-7 978-3-446-47798-8.

[101] M. Kaliske and G. Heinrich. An Extended Tube-Model for Rubber Elasticity: Statistical-Mechanical Theory and Finite Element Implementation. *Rubber Chemistry and Technology*, 72(4):602–632, September 1999. ISSN 1943-4804, 0035-9475. doi: 10.5254/1.3538822.

[102] Sika Deutschland CH AG & Co KG. Sikaflex®-668 PowerCure Produktdatenblatt, August 2025.

[103] Sika Deutschland CH AG & Co KG. Sikaflex®-668 Produktdatenblatt, August 2025.

[104] ZwickRoell GmbH & Co. KG. Produktinformation Material-Prüfmaschinen zwickiLine Z0.5 bis Z5.0, September 2025.

[105] Philipp Kießlich, Johannes Giese-Hinz, Jan Wünsch, Christian Louter, and Bernhard Weller. Praxisorientierte Fehleranalyse nichtlinearer Modelle für strukturelle Silikone. *ce/papers*, 5(1):294–307, February 2022. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1689.

[106] Manfred Klüppel and Joachim Schramm. A generalized tube model of rubber elasticity and stress softening of filler reinforced elastomer systems. *Macromolecular Theory and Simulations*, 9(9):742–754, December 2000. ISSN 1022-1344, 1521-3919. doi: 10.1002/1521-3919(20001201)9:9<742::AID-MATS742>3.0.CO;2-4.

[107] Andreas Komm, Markus Bruckner, and Anna-Maria Heinz. Panoramic Perfection: Unveiling Technical Insights from "The Henderson" in Hong Kong. *Challenging Glass Conference Proceedings*, 9, June 2024. ISSN 2589-8019. doi: 10.47982/cgc.9.650.

[108] M. A. Kraus and M. Niederwald. Generalized Collocation Method using Stiffness Matrices in the Context of the Theory of Linear Viscoelasticity (GUSTL). *Technische Mechanik; 37; 1; 82-106; ISSN 2199-9244*, pages 0,66 MB, 2017. ISSN 2199-9244. doi: 10.24352/UB.OVGU-2017-084.

[109] Michael A. Kraus and Michael Drass. Semi-Probabilistic Calibration of a Partial Material Safety Factor for Structural Silicone Adhesives - Part II: Verification Concept. *International Journal of Structural Glass and Advanced Materials Research*, 4(1):10–23, January 2020. ISSN 2616-4507. doi: 10.3844/sgamrsp.2020.10.23.

[110] Alexander Lion. Einführung in die Lineare Viskoelastizität. *Beiträge zur Materialtheorie*, Heft 4/07, 2007. ISSN 1862-5703.

[111] G. Machado, D. Favier, and G. Chagnon. Membrane Curvatures and Stress-strain Full Fields of Axisymmetric Bulge Tests from 3D-DIC Measurements. Theory and Validation on Virtual and Experimental results. *Experimental Mechanics*, 52(7):865–880, September 2012. ISSN 1741-2765. doi: 10.1007/s11340-011-9571-3.

[112] Herbert A. Mang and Günter Hofstetter. *Festigkeitslehre*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2018. ISBN 978-3-662-57563-5 978-3-662-57564-2. doi: 10.1007/978-3-662-57564-2.

[113] G Marckmann, E Verron, L Gornet, G Chagnon, P Charrier, and P Fort. A theory of network alteration for the Mullins effect. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 50(9):2011–2028, September 2002. ISSN 00225096. doi: 10.1016/S0022-5096(01)00136-3.

[114] Ali M. Memari, Richard A. Behr, and Paul A. Kremer. Dynamic Racking Crescendo Tests on Architectural Glass Fitted with Anchored Pet Film. *Journal of Architectural Engineering*, 10(1):5–14, March 2004. ISSN 1076-0431. doi: 10.1061/(ASCE)1076-0431(2004)10:1(5).

[115] Ali M. Memari, Nick Simmons, and Ryan L. Solnosky. Unitized curtain wall systems joint performance with re-entrant corners under seismic racking testing. *Journal of Building Engineering*, 40:102715, August 2021. ISSN 2352-7102. doi: 10.1016/j.jobe.2021.102715.

[116] M. Mooney. A Theory of Large Elastic Deformation. *Journal of Applied Physics*, 11(9):582–592, September 1940. ISSN 0021-8979. doi: 10.1063/1.1712836.

[117] Paul Müller, Christian Schuler, and Geralt Siebert. Investigations on the influence of manufacturing and curing effects on the properties of structural-glazing adhesives subjected to tensile stresses. *Glass Structures & Engineering*, 8(3):383–403, October 2023. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-023-00226-z.

[118] Paul Müller, Christian Schuler, and Geralt Siebert. Experimental investigations on the cyclic load-bearing behavior of structural glazing joints under seismic load. *Glass Structures & Engineering*, 9(3-4):525–549, December 2024. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-024-00273-0.

[119] Paul Müller, Christian Schuler, and Geralt Siebert. Discussion of failure criteria and low-cycle fatigue performance of structural glazing connections under various seismic loading scenarios. *Construction and Building Materials*, 471:140605, April 2025. ISSN 09500618. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2025.140605.

[120] Paul Müller, Christian Schuler, and Geralt Siebert. Residual performance of structural glazing joints after seismic low-cycle fatigue loading. *Glass Structures & Engineering*, 10(3):18, September 2025. ISSN 2363-5142, 2363-5150. doi: 10.1007/s40940-025-00303-5.

[121] Paul Müller, Christian Schuler, and Geralt Siebert. Analysis of the seismic ground motion loading on structural glazing connections in glass and facade constructions. *Bulletin of*

Earthquake Engineering, 24(2):781–820, February 2026. ISSN 1570-761X, 1573-1456. doi: 10.1007/s10518-025-02303-w.

[122] L. Mullins. Effect of Stretching on the Properties of Rubber. *Rubber Chemistry and Technology*, 21(2):281–300, June 1948. ISSN 1943-4804, 0035-9475. doi: 10.5254/1.3546914.

[123] L. Mullins. Softening of Rubber by Deformation. *Rubber Chemistry and Technology*, 42 (1):339–362, March 1969. ISSN 0035-9475. doi: 10.5254/1.3539210.

[124] Hochscule München and RWTH Aachen. Abschlussbericht Forschungsprojekt LAKKI. Technical Report AiF-IGF 16530 N, July 2013.

[125] V. Nardini and F. Doebbel. Performance-Based Concept for Design of Structural Silicone Joints in Façades Exposed to Earthquake. *Challenging Glass 5 - Conference on Architectural and Structural Applications of Glass*, June 2016. doi: 10.7480/cgc.5.2253.

[126] Felix Nicklisch and Bernhard Weller. Kriechverhalten von Klebverbindungen am Beispiel von Holz-Glas-Verbundelementen. *Stahlbau*, 84(S1):407–420, April 2015. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.201590097.

[127] Dominik Offereins and Geralt Siebert. Redundante Punkthaltersysteme im Konstruktiven Glasbau durch hybride Verklebung. *ce/papers*, 5(3):77–88, September 2022. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1866.

[128] R. W. Ogden and D. G. Roxburgh. A pseudo–elastic model for the Mullins effect in filled rubber. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 455(1988):2861–2877, August 1999. ISSN 1364-5021, 1471-2946. doi: 10.1098/rspa.1999.0431.

[129] Raymond William Ogden. Large deformation isotropic elasticity – on the correlation of theory and experiment for incompressible rubberlike solids. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 326(1567):565–584, February 1972. doi: 10.1098/rspa.1972.0026.

[130] Horst Parisch. *Festkörper-Kontinuumsmechanik*. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2003. ISBN 978-3-519-00434-9 978-3-322-80052-7. doi: 10.1007/978-3-322-80052-7.

[131] Penghao Pei, Yueming Du, Yinggang Miao, and Tao Suo. Novel hyper-viscoelastic approach to modelling elastomer mechanic behaviour with relaxation spectrum. *Polymer Testing*, 133:108375, April 2024. ISSN 01429418. doi: 10.1016/j.polymertesting.2024.108375.

[132] PolymerFEM. PolyUMod Manual - A Library of Advanced User Materials, 2023.

[133] Alexander Popp and Simon Völkl. Finite-Elememente-Methoden (FEM), Vorlesungsskript UniBw M, January 2026.

[134] Thomas Ranz. Elementare Materialmodelle der Linearen Viskoelastizität im Zeitbereich. Heft 5/07, 2007. ISSN 1862-5703.

[135] Tom Reisewitz and Geralt Siebert. Concept for full-scale testing of structural sealant glazing facades. In *IABSE Symposium Tokyo 2025*, pages 1838–1846. May 2025. doi: 10.2749/tokyo.2025.1838.

[136] Tom Reisewitz, Alexander Pauli, and Geralt Siebert. Calibration of a Hyperviscoelastic Material Model for Silicone Structural Glazing Joints in the Context of Earthquakes. In *Challenging Glass Conference Proceedings – Volume 9*. June 2024.

[137] Tom Reisewitz, Alexander Pauli, and Geralt Siebert. On the hyperelastic material behaviour of polyurethane in the context of structural sealant glazing. In *IABSE Congress San José 2024*, pages 676–684. September 2024. doi: 10.2749/sanjose.2024.0676.

[138] Tom Reisewitz, Moritz Hajduk, and Geralt Siebert. Air-supported biaxial bulge tests on structural sealant silicones and polyurethane. *Glass Performance Days Conference Proceedings*, June 2025.

[139] Tom Reisewitz, Moritz Hajduk, and Geralt Siebert. *Engineering Materials, Structures, Systems and Methods for a More Sustainable Future*. CRC Press, London, August 2025. ISBN 978-1-003-67789-5. doi: 10.1201/9781003677895.

[140] Tom Reisewitz, Moritz Hajduk, and Geralt Siebert. *Engineering Materials, Structures, Systems and Methods for a More Sustainable Future*. CRC Press, London, August 2025. ISBN 978-1-003-48864-4. doi: 10.1201/9781003488644.

[141] Johannes Retka and Philipp Höfer. Numerische Simulation aushärtender Klebstoffe. *Beiträge zur Materialtheorie*, Heft 1/07, 2007. ISSN 1862-5703.

[142] C. Richter, B. Abeln, A. Geßler, and M. Feldmann. Structural steel–glass facade panels with multi-side bonding – Nonlinear stress–strain behaviour under complex loading situations. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 55:18–28, December 2014. ISSN 01437496. doi: 10.1016/j.ijadhadh.2014.07.004.

[143] Carl Richter, Björn Abeln, Benjamin Schaaf, and Markus Feldmann. Vereinfachte rechnerische Last-Verformungsvorhersage von Klebfugen mit hyperelastischem Verhalten im Konstruktiven Glasbau. *ce/papers*, 4(1):94–104, July 2021. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1245.

[144] Carl Hans Otto Richter. *Vereinfachte rechnerische Last-Verformungsvorhersage von Klebfugen mit hyperelastischem Verhalten im Konstruktiven Glasbau*. Number Heft 84 in Schriftenreihe Stahlbau - RWTH Aachen. Shaker Verlag, Aachen, 2018. ISBN 978-3-8440-6432-2.

[145] R. S. Rivlin. Large elastic deformations of isotropic materials IV. further developments of the general theory. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 241(835):379–397, October 1948. ISSN 0080-4614, 2054-0272. doi: 10.1098/rsta.1948.0024.

[146] Philipp L. Rosendahl, Michael Drass, Jens Schneider, and Wilfried Becker. Crack nucleation in hyperelastic adhesive bonds. *ce/papers*, 2(5-6):409–425, October 2018. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.941.

[147] Philipp L. Rosendahl, Michael Drass, and Jens Schneider. Distortional-dilatational strain failure mode concept for hyperelastic materials. *ce/papers*, 4(6):301–322, December 2021. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1639.

[148] Philipp Laurens Rosendahl. *From Bulk to Structural Failure: Fracture of Hyperelastic Materials*, volume 57 of *Mechanik, Werkstoffe Und Konstruktion Im Bauwesen*. Springer

Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2021. ISBN 978-3-658-31604-4 978-3-658-31605-1. doi: 10.1007/978-3-658-31605-1.

[149] P.L. Rosendahl, M. Drass, J. Felger, J. Schneider, and W. Becker. Equivalent strain failure criterion for multiaxially loaded incompressible hyperelastic elastomers. *International Journal of Solids and Structures*, 166:32–46, July 2019. ISSN 00207683. doi: 10.1016/j.ijsolstr.2019.01.030.

[150] Wilhelm Rust. *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen mit ANSYS Workbench: Strukturmechanik: Kontakt, Material, große Verformungen*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2020. ISBN 978-3-658-31420-0 978-3-658-31421-7. doi: 10.1007/978-3-658-31421-7.

[151] M. Sasso, G. Palmieri, G. Chiappini, and D. Amodio. Characterization of hyperelastic rubber-like materials by biaxial and uniaxial stretching tests based on optical methods. *Polymer Testing*, 27(8):995–1004, December 2008. ISSN 0142-9418. doi: 10.1016/j.polymertesting.2008.09.001.

[152] B. Schaaf, B. Abeln, C. Richter, M. Feldmann, E. Toups, J. Simon, S. Reese, R. Seewald, A. Schiebahn, and U. Reisgen. Bestimmung von Material- und Modellparametern hyperelastischer Silikonklebungen im konstruktiven Glasbau/Determination of material and model parameters of hyperelastic silicone bondings in structural glass construction. *Bauingenieur*, 96(01-02):37–46, 2021. ISSN 0005-6650. doi: 10.37544/0005-6650-2021-01-02-63.

[153] Benjamin Schaaf. *Zum Tragverhalten hyperelastischer Klebverbindungen im konstruktiven Glasbau*. Number Heft 97 in Schriftenreihe Stahlbau - RWTH Aachen. Verlag Mainz, Aachen, 1. auflage edition, 2024. ISBN 978-3-95886-520-4.

[154] Benjamin Schaaf, Carl Richter, Markus Feldmann, Elisabeth Toups, Jaan Simon, Stefanie Reese, Robert Seewald, Alexander Schiebahn, and Uwe Reisgen. Material parameter determination for the simulation of hyperelastic bonds in civil engineering considering a novel material model. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 103:102692, December 2020. ISSN 01437496. doi: 10.1016/j.ijadhadh.2020.102692.

[155] Benjamin Schaaf, Markus Feldmann, Lukas Lamm, Tim Brepols, Stefanie Reese, Robert Seewald, Alexander Schiebahn, and Uwe Reisgen. Experimentelle Untersuchungen zur Erfassung von Kavitäten hyperelastischer Silikonklebstoffe. *ce/papers*, 5(3):109–122, September 2022. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1868.

[156] Christian Scherer, Thomas Scherer, Thomas Schwarz, Wolfgang Wittwer, and Ernst Semar. Polymere Werkstoffe im konstruktiven Glasbau – Vorschläge zur nichtlinearen Berechnung. *ce/papers*, 4(1):140–154, July 2021. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1249.

[157] Thomas Scherer. *Werkstoffspezifisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten Und Grenzen Der Beanspruchbarkeit Elastischer Klebungen*. Doctoralthesis, Technische Universität Kaiserslautern, 2014.

[158] Jens Schneider. Glasbau: Perspektiven 2020 bis 2030. *ce/papers*, 1(1):3–17, March 2017. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.2.

[159] Jens Schneider, Johannes Kuntsche, Sebastian Schula, Frank Schneider, and Johann-Dietrich Wörner. *Glasbau*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2016. ISBN 978-3-540-28476-5 978-3-540-68927-0. doi: 10.1007/978-3-540-68927-0.

[160] Christian Schuler, Martin Bues, and Steffen Dix. Realisierung eines gläsernen Unterstandes unter Anwendung der Klebtechnik. *ce/papers*, 1(1):75–85, March 2017. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.8.

[161] Christian Schuler, Martien Teich, and Paul Müller. Tragende Klebverbindungen im Glas- und Fassadenbau. In Ulrike Kuhlmann, editor, *2023 Stahlbau Kalender*, pages 781–838. Wiley, 1 edition, April 2023. ISBN 978-3-433-03387-6 978-3-433-61130-2. doi: 10.1002/9783433611302.ch10.

[162] Friedrich Rudolf Schwarzl. *Polymermechanik: Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1990. ISBN 978-3-642-61506-1. doi: 10.1007/978-3-642-61506-1.

[163] A. P. S. Selvadurai and M. Shi. Fluid pressure loading of a hyperelastic membrane. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 47(2):228–239, March 2012. ISSN 0020-7462. doi: 10.1016/j.ijnonlinmec.2011.05.011.

[164] Geralt Siebert and Iris Maniatis. *Tragende Bauteile aus Glas: Grundlagen, Konstruktion, Bemessung, Beispiele*. Wiley, 1 edition, December 2012. ISBN 978-3-433-02914-5 978-3-433-60278-2. doi: 10.1002/9783433602782.

[165] Vlad Alexandru Silvestru, Oliver Englhardt, and Jens Schneider. Mechanisches Verhalten zweischnittiger Metall-Silikonverklebungen unter Schubbelastung. *ce/papers*, 3(1):212–224, March 2019. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1012.

[166] J.C. Simo. On a fully three-dimensional finite-strain viscoelastic damage model: Formulation and computational aspects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 60(2):153–173, February 1987. ISSN 00457825. doi: 10.1016/0045-7825(87)90107-1.

[167] H.M.C.C. Somarathna, S.N. Raman, D. Mohotti, A.A. Mutalib, and K.H. Badri. Hyper-viscoelastic constitutive models for predicting the material behavior of polyurethane under varying strain rates and uniaxial tensile loading. *Construction and Building Materials*, 236:117417, March 2020. ISSN 09500618. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.117417.

[168] Liana Sonntag, Martien Teich, Sergio Camacho, Matthias Albiez, Sigurd Sitte, and Thomas Ummenhofer. Neue Anwendungsbereiche für transparente Silikonklebungen im Glasbau. *ce/papers*, 2(1):145–157, May 2018. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.638.

[169] Liana Sonntag, Martien Teich, and Peter Eckardt. Strukturelle Klebungen im Konstruktiven Glasbau. *Glasbau 2019*, (1):155–167, March 2019. ISSN 978-3-433-03260-2.

[170] Yves Staudt. Proposal of a Failure Criterion of Adhesively Bonded Connections with Silicone. 2018. doi: 10.26083/TUPRINTS-00007287.

[171] Yves Staudt, Christoph Odenbreit, and Jens Schneider. Failure behaviour of silicone adhesive in bonded connections with simple geometry. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 82:126–138, April 2018. ISSN 01437496. doi: 10.1016/j.ijadhadh.2017.12.015.

[172] Stefan Stelzl. Induktive Wegsensoren nach dem Wirbelstrom-Prinzip, January 2019.

[173] Martien Teich, Matthias Oppe, Hauke Jungjohann, Thorsten Helbig, and Heiko Schmid. Pérez Art Museum Miami: Hurrikan-resistente Verglasungen. *Stahlbau*, 82(S1):11–22, April 2013. ISSN 0038-9145, 1437-1049. doi: 10.1002/stab.201390056.

[174] UBAtc. ETA-01/0005: DOWSIL 993. Technical report, DOW Europe GmbH, March 2025.

[175] Bert Van Lancker, Wouter De Corte, and Jan Belis. Calibration of hyperelastic material models for structural silicone and hybrid polymer adhesives for the application of bonded glass. *Construction and Building Materials*, 254:119204, September 2020. ISSN 09500618. doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119204.

[176] LLC. Veryst Engineering. Material Model Calibration | Veryst Engineering. https://www.veryst.com/services/testing/material-model-calibration?utm, January 2026.

[177] Iris Vogt. *Strukturelle Klebungen mit UV- und lichthärtenden Acrylaten*. Inst. für Baukonstruktion, Dresden, 2009. ISBN 978-3-86780-129-4.

[178] Nicolas Wachter, Martin Ganß, Tommaso Baudone, Mascha Baitinger, Martien Teich, and Torsten Thiel. Zustandsmonitoring struktureller Silikonklebungen mit faseroptischen Sensoren. *ce/papers*, 5(3):41–62, September 2022. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1864.

[179] Michael Weber. *Strukturspannungsberechnung bei zylindrischen Behältern mit Aufdachungen unter Innendruck*. Wirtschaftsverlag NW, 1998. ISBN 978-3-89701-038-3.

[180] Bernhard Weller, Michael Kothe, Felix Nicklisch, Thomas Schadow, Silke Tasche, Iris Vogt, and Jan Wünsch. Kleben im konstruktiven Glasbau. In Ulrike Kuhlmann, editor, *Stahlbau Kalender 2011*, pages 585–646. Wiley, 1 edition, April 2011. ISBN 978-3-433-02955-8 978-3-433-60086-3. doi: 10.1002/9783433600863.ch10.

[181] Frank Wellershoff and Marcus Illguth. Tragverhalten gebrochener Verbundglasscheiben. *Glasbau 2020*, 4(1):205–216, March 2020.

[182] Frank Wellershoff, Marcus Illguth, and Timo Van Der Horst. Tragverhalten von gebrochenem Verbundsicherheitsglas aus Einscheibensicherheitsglas im biaxialen Spannungszustand. *ce/papers*, 4(5):329–344, November 2021. ISSN 2509-7075, 2509-7075. doi: 10.1002/cepa.1616.

[183] O. H. Yeoh. Characterization of Elastic Properties of Carbon-Black-Filled Rubber Vulcanizates. *Rubber Chemistry and Technology*, 63(5):792–805, November 1990. ISSN 1943-4804, 0035-9475. doi: 10.5254/1.3538289.

[184] O. H. Yeoh. Some Forms of the Strain Energy Function for Rubber. *Rubber Chemistry and Technology*, 66(5):754–771, November 1993. ISSN 1943-4804, 0035-9475. doi: 10.5254/1.3538343.

[185] Olgierd Cecil Zienkiewicz and Robert Leroy Taylor. *The Finite Element Method*. Butterworth-Heinemann, Oxford Auckland Boston [etc.], 5th ed edition, 2000. ISBN 978-0-7506-5049-6 978-0-7506-5055-7 978-0-7506-5050-2.

Hilfsmittelverzeichnis

Software/Tool	Version/Stand	Kurzbeschreibung
ANSYS Workbench	2025 R1	Numerische Simulationen (FEM), Vor- und Nachverarbeitung
ChatGPT	GPT-4o/5	Hilfestellung zu LaTeX/MATLAB/ANSYS; Überarbeitung und Korrektur von Texten
FreeCAD	0.21.2	Parametrische 3D-CAD Modellierung, Erstellen von Skizzen und Geometrien für FEM
Inkscape	v.1.3.2	Erstellen ud Bearbeiten von Bildern und Vektorgrafiken
MATLAB	R2023a	Datenanalyse, Skriptentwicklung und Diagrammerstellung
MCalibration	7.3.2	Parameteridentifikation und -optimierung von Materialmodellen aus Versuchsdaten für präzise FE-Simulationen
MiKTeX	23.10.12	LaTeX-Distribution (Pakete, Compiler)
NI LabVIEW	2024 Q3	Versuchssteuerung und Datenerfassung (Bulge-Test)
PolyUMod	7.0.7	Bibliothek fortgeschrittener Materialmodelle für FE-Simulationen von Polymeren und anderen nichtlinearen Werkstoffen
testXpert II	V3.61	Versuchssteuerung (Universalprüfmaschine)
testXpert III	V1.61	Versuchssteuerung (elektromechanischer Prüfzylinder, 20 kN)
TeXstudio	4.6.3	Dokumenterstellung (LaTeX-Editor)
ZEISS INSPECT Correlate	2025.3.1.6	Versuchssteuerung und Auswertung (ARAMIS-DIC-System)

Abbildungsverzeichnis

1.1. Beispiel SSG-Fassaden Tokio, Japan 2

2.1. Referenz- und Momentankonfiguration 14
2.2. Spannungsvektor 19
2.3. Komponenten des Spannungstensors 20
2.4. Ebener Spannungszustand 21
2.5. Schnitt dünnwandinger kugelförmiger Kessel 22
2.6. Dünnwandinger kugelförmiger Kessel Schnitt 23
2.7. Schematische Darstellung elastischer und hyperelastischer Materialantworten . . 26
2.8. Schematische Darstellung des ideal viskosen Materialverhaltens 30
2.9. Skizzen von Modellen der linearen Viskoelastizität 31
2.10. Mullins Effekt, Skizze (vgl. [157]) 37
2.11. Invariantenebene für inkompressible Materialien 39
2.12. Randwertproblem FEM, Tonti Diagramm (vgl. [133]) 43
2.13. Verglich Polymere, Schematische Darstellung (vgl. [64]) 45
2.14. Schematische Schubmodul-Temperatur-Kurve Elastomere (vgl. [100]) 46
2.15. Universalprüfmaschine zwickiLine Z2.5 (ZwickRoell) 49
2.16. Extensometer, Kraftaufnehmer und mechanische Klemmen zwickiLine Z2.5 . . . 50
2.17. ARAMIS Adjustable 51
2.18. Bulge-Test Ansichten, Gewo Feinmechanik GmbH 51
2.19. Bulge-Test Querschnitt Druckkammer 52
2.20. Versuchsstand Bulge-Test 52
2.21. 20 kN Prüfzylinder 400 mm (ZwickRoell) 53
2.22. 20 kN Kraftmessdose (ZwickRoell) und Induktiver Wegaufnehmer 53
2.23. Klimaofen, Klimacontainer und Multi-Datenlogger 54
2.24. Fertigungsprozess Probekörperfelle 55
2.25. Stanzmaschine und Probekörper 56

3.1. Prüfvorschriften Zug- und Relaxationsversuche, Uniaxial 58
3.2. Prüfvorschriften zyklische Versuche Silikone, Uniaxial 58
3.3. Prüfvorschriften zyklische Versuche Polyurethan, Uniaxial 59
3.4. Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch, Dowsil 993 59
3.5. Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch, Ködiglaze S 60
3.6. Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch Vergleich Silikone 61
3.7. Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch Sikaflex 668 61
3.8. Versuchsergebnisse uniaxialer Zugversuch Sikaflex 668, Vergleich Dehnraten . . . 62
3.9. Versuchsergebnisse Zyklische Versuche Dowsil 993 63
3.10. Versuchsergebnisse Zyklische Versuche Ködiglaze S 64
3.11. Versuchsergebnisse Zyklische Versuche Sikaflex 668 64
3.12. Versuchsergebnisse Relaxationsversuche Silikone 65
3.13. Versuchsergebnisse Relaxationsversuche PU und Vergleich Silikone 66
3.14. Specklemuster und Versuchsdurchführung Bulge-Test 66
3.15. Versuchsvorschrift: Aufblasen bis zum Versagen 67

3.16. Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Dowsil 993 68
3.17. Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Dowsil 993 Vergleich 68
3.18. Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Ködiglaze S 69
3.19. Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Ködiglaze S Vergleich 69
3.20. Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Sikaflex 668 70
3.21. Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Sikaflex 668 Vergleich 70
3.22. Versuchsergebnisse äquibiaxialer Zugversuch Silikone Vergleich 71
3.23. Kontrolle Isotropie äquibiaxialer Zugversuch Druckrate 0.05 bar/s 71
3.24. Kontrolle Isotropie äquibiaxialer Zugversuch Druckrate 0.1 bar/s 72
3.25. Zeitdiagramme äquibiaxialer Zugversuch, Dowsil 993, 0.05 bar/s 73
3.26. Verzerrungsrate äquibiaxialer Zugversuch und QR-Code 73
3.27. Versuchsvorschrift: Äquibiaxialer Kriechversuch 75
3.28. Äquibiaxialer Kriechversuch 1 h bei 50% Versagensdruck 75
3.29. Vergleich uni- und biaxiale Zugversuche 76

4.1. Skizze verklebte Probekörper Großbauteilversuche 77
4.2. Fußpunktkonstruktion, Skizze und Substrat 79
4.3. Kopfpunktkonstruktion, Skizze und Substrat 79
4.4. Lagerung Strangpressprofil und Prüfrahmen 79
4.5. Kinematik einer einzelnen Scheibe 80
4.6. Abweichung lichte Höhe 81
4.7. FE-Modell Parameterstudie Fugenabmessung 82
4.8. Probekörperfertigung (Vorbereitung) 83
4.9. Herstellung Horizontalfuge 84
4.10. Erstellung Stoßfuge 85
4.11. Versuchsaufbau mit Messtechnik-Konzept 86
4.12. Vollständiger Versuchsaufbau mit installierter Messtechnik 86
4.13. Prüfvorschriften Großbauteilversuche, Referenz und 10 mm Variante 89
4.14. Prüfvorschrift Großbauteilversuche, 20 mm und 30 mm Variante 89
4.15. Entlastung Verglasungsklotz, 10 mm Variante, 1.00 $\tan(\gamma)$ 90
4.16. Entlastung Verglasungsklotz, 30 mm Variante, 1.00 $\tan(\gamma)$ 91
4.17. Verglasungsklotz GL-UK Glas-Tec nach zyklischer Belastung 91
4.18. Aufbau und Positionierung der induktiven Wegaufnehmer 92
4.19. Ergebnisse Wegaufnehmer Referenzversuche 93
4.20. Ergebnisse Wegaufnehmer Scherungsniveau 0.50 $\tan(\gamma)$ 93
4.21. Hysterese Scherungsniveau 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$, 10 mm Variante 94
4.22. Scherungsniveau 1.00 $\tan(\gamma)$, Hysterese und Scherungen, 10 mm Variante 95
4.23. Scherungsniveau 1.00 $\tan(\gamma)$, Rissbildungen, 10 mm Variante 95
4.24. Scherungsniveau 1.20 $\tan(\gamma)$, 10 mm Variante 96
4.25. Scherungsniveau 1.20 $\tan(\gamma)$, Rissbildung Stoßfugen, 10 mm Variante 96
4.26. Scherungsniveau 2.00 $\tan(\gamma)$, Horizontalfuge, 10 mm Variante 96
4.27. Scherungsniveau 2.00 $\tan(\gamma)$, Hysterese und Kraft-Zeit, 10 mm Variante 97
4.28. Vergleich Hysteresen und QR Code Videos, 10 mm Stoßfugenvariante 98
4.29. Auswertung Hysteresen, 10 mm Stoßfugenvariante 98
4.30. Hysterese Scherungsniveau 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$, 20 mm Variante 99
4.31. Scherungsniveau 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$, Scherungen, 20 mm Variante . . . 99
4.32. Scherungsniveau 1.00 $\tan(\gamma)$, Hysterese und Rissbildung, (20 mm) 100
4.33. Scherungsniveau 1.20 $\tan(\gamma)$, Hysterese und Rissbildung, (20 mm) 101
4.34. Scherungsniveau 2.00 $\tan(\gamma)$, Riss Horizontalfuge, 20 mm 101

4.35. Scherungsniveau 2.00 tan(γ), Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf, 20 [mm] 102
4.36. Vergleich Hysteresen und QR Code Videos, 20 mm Stoßfugenvariante 103
4.37. Auswertung Hysteresen, 20 mm Stoßfugenvariante 103
4.38. Hysterese Scherungsniveau 0.25 tan(γ) und 0.50 tan(γ), 30 mm Variante 104
4.39. Scherungsniveau 0.25 tan(γ) und 0.50 tan(γ), Scherungen, (30 mm) 105
4.40. Scherungsniveau 1.00 tan(γ), Hysterese und Rissbildung, (30 mm) 106
4.41. Scherungsniveau 1.20 tan(γ), Hysterese und Scherungen, (30 mm) 106
4.42. Scherungsniveau 2.00 tan(γ), Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf, (30 mm) 107
4.43. Vergleich Hysteresen und QR Code Videos, 30 mm Stoßfugenvariante 108
4.44. Auswertung Hysteresen, 30 mm Stoßfugenvariante 108

5.1. Optimierung BB-Modell, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993) 120
5.2. Optimierung BB-Modell, Spannung-Zeit (Dowsil 993) 120
5.3. Optimierung BB-Modell, Relaxation (Dowsil 993) 120
5.4. Aufbau Parallel Network Modell A, Dowsil 993 121
5.5. Optimierung PN-Modell A, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993) 122
5.6. Optimierung PN-Modell A, Spannung-Zeit (Dowsil 993) 122
5.7. Optimierung PN-Modell A, Relaxation (Dowsil 993) 122
5.8. Aufbau Parallel Network Modell B, Dowsil 993 124
5.9. Optimierung PN-Modell B, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993) 124
5.10. Optimierung PN-Modell B, Spannung-Zeit (Dowsil 993) 125
5.11. Optimierung PN-Modell B, Relaxation (Dowsil 993) 125
5.12. Optimierung BB-Modell, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S) 127
5.13. Optimierung BB-Modell, Spannung-Zeit (Ködiglaze S) 128
5.14. Optimierung BB-Modell, Relaxation (Ködiglaze S) 128
5.15. Aufbau Parallel Network Modell C, Ködiglaze S 129
5.16. Optimierung PN-Modell C, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S) 130
5.17. Optimierung PN-Modell C, Spannung-Zeit (Ködiglaze S) 130
5.18. Optimierung PN-Modell C, Relaxation (Ködiglaze S) 130
5.19. Aufbau Parallel Network Modell D, Ködiglaze S 132
5.20. Optimierung PN-Modell D, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S) 133
5.21. Optimierung PN-Modell D, Spannung-Zeit (Ködiglaze S) 133
5.22. Optimierung PN-Modell D, Relaxation (Ködiglaze S) 133
5.23. Optimierung BB-Modell, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668) 136
5.24. Optimierung BB-Modell, Spannung-Zeit (Sikaflex 668) 136
5.25. Optimierung BB-Modell, Relaxation (Sikaflex 668) 136
5.26. Aufbau Parallel Network Modell E, Sikaflex 668 137
5.27. Optimierung PN-Modell E, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668) 137
5.28. Optimierung PN-Modell E, Spannung-Zeit (Sikaflex 668) 138
5.29. Optimierung PN-Modell E, Relaxation (Sikaflex 668) 138
5.30. Aufbau Parallel Network Modell F, Sikaflex 668 139
5.31. Optimierung PN-Modell F, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668) 139
5.32. Optimierung PN-Modell F, Spannung-Zeit (Sikaflex 668) 140
5.33. Optimierung PN-Modell F, Relaxation (Sikaflex 668) 140

6.1. Validierung PN-Modell A, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993) 143
6.2. Validierung PN-Modell A, Spannung-Zeit (Dowsil 993) 144
6.3. Validierung PN-Modell A, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Dowsil 993) 144
6.4. Validierung PN-Modell B, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993) 145
6.5. Validierung PN-Modell B, Spannung-Zeit (Dowsil 993) 145

6.6. Validierung PN-Modell B, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Dowsil 993) 145
6.7. Validierung PN-Modell C, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S) 146
6.8. Validierung PN-Modell C, Spannung-Zeit (Ködiglaze S) 147
6.9. Validierung PN-Modell C, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Ködiglaze S) 147
6.10. Validierung PN-Modell D, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S) 148
6.11. Validierung PN-Modell D, Spannung-Zeit (Ködiglaze S) 148
6.12. Validierung PN-Modell D, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Ködiglaze S) 148
6.13. Validierung PN-Modell E, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668) 149
6.14. Validierung PN-Modell E, Spannung-Zeit (Sikaflex 668) 150
6.15. Validierung PN-Modell E, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Sikaflex 668) 150
6.16. Validierung PN-Modell F, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668) 151
6.17. Validierung PN-Modell F, Spannung-Zeit (Sikaflex 668) 151
6.18. Validierung PN-Modell F, 4x Zyklen 0.05 s^{-1} (Sikaflex 668) 151

7.1. ANSYS Nachrechnung PN-Modell A, Geometrie (Dowsil 993) 154
7.2. ANSYS Nachrechnung PN-Modell A, Spannung-Verzerrung (Dowsil 993) 154
7.3. ANSYS Nachrechnung PN-Modell A, Spannung-Zeit (Dowsil 993) 155
7.4. ANSYS Nachrechnung PN-Modell D, Spannung-Verzerrung (Ködiglaze S) 155
7.5. ANSYS Nachrechnung PN-Modell D, Spannung-Zeit (Ködiglaze S) 156
7.6. ANSYS Nachrechnung PN-Modell E, Spannung-Verzerrung (Sikaflex 668) 156
7.7. ANSYS Nachrechnung PN-Modell E, Spannung-Zeit (Sikaflex 668) 156
7.8. Numerisches Modell in ANSYS Mechanical 2025 R1 157
7.9. Scherung Horizontalfuge und Simulation ANSYS 158
7.10. Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf, 20 mm Variante 1.00 $\tan(\gamma)$, Vergleich 159
7.11. Scherungen, 20 mm Variante 1.00 $\tan(\gamma)$, Vergleich 159

A.1. Abweichung lichte Höhe Großbauteilversuche I 190
A.2. Abweichung lichte Höhe Großbauteilversuche II 190
A.3. Horizontale Auslenkung DIC Messpunkte Stoßfugen, Großbauteilversuche 193

B.1. Butterflytests Großbauteilversuche 194
B.2. Referenzversuche 10 mm, Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf 195
B.3. Referenzversuche 10 mm, Scherungen Horizontalfuge und Stoßfugen 195
B.4. Referenzversuche 20 mm, Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf 196
B.5. Referenzversuche 20 mm, Scherungen Horizontalfuge und Stoßfugen 196
B.6. Referenzversuche 30 mm, Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf 197
B.7. Referenzversuche 30 mm, Scherung Horizontalfuge und Stoßfugen 197
B.8. Zyklische Versuche, Uniaxial, Dehnrate 0.05 s^{-1} 198
B.9. Zyklische Versuche, Uniaxial, Dehnrate 0.1 s^{-1} 198
B.10. Bulge Test, Zugversuch, Druckrate 0.05 bar/s, Technische Werte 199
B.11. Bulge Test, Zugversuch, Druckrate 0.1 bar/s, Technische Werte 199
B.12. Bulge Test, Zugversuch, Druckratenvergleich, Technische Werte 199
B.13. Bulge Test, Zugversuch, Versagenswerte, Technische Werte 200
B.14. Zeitliche Spannungszunahme, Bulge Test, 0.1 bar/s 200
B.15. Zeitliche Verzerrungszunahme, Bulge Test, 0.1 bar/s 200
B.16. Zeitliche Spannungszunahme, Bulge Test, 0.05 bar/s 201
B.17. Zeitliche Verzerrungszunahme, Bulge Test, 0.05 bar/s 201

Tabellenverzeichnis

3.1. Anzahl Probekörper uniaxiale Versuche 58

4.1. Varianten Großbauteilversuche 78
4.2. Materialparameter Mooney Rivilin 82
4.3. Verhältnisse max. Schubspannung für 36 mm x 12 mm Horizontalfuge 83
4.4. Quasistatische Referenzversuche Großbauteilversuche 87
4.5. Amplituden-Scherung Faktor Großbauteilversuche 87
4.6. Amplituden Großbauteilversuche in mm 88
4.7. Versuchsabläufe, Anzahl Zyklen je Scherungsniveau 89
4.8. Zusammenfassung der Ergebnisse für die 10 mm Stoßfugenvariante 98
4.9. Zusammenfassung der Ergebnisse für die 20 mm Stoßfugenvariante 103
4.10. Zusammenfassung der Ergebnisse für die 30 mm Stoßfugenvariante 108
4.11. Vergleich Zylinderkraft Großbauteilversuche in kN 109
4.12. Vergleich dissipierte Energie Stoßfugenvarianten in J 110
4.13. Vergleich Sekantensteifigkeit Stoßfugenvarianten in N/mm 110
4.14. Vergleich max. Scherungen Horizontalfuge tan(γ) 110
4.15. Vergleich max. Scherungen Stoßfugen tan(γ) 111
4.16. Verhältnisse max. Scherungen Horizontalfuge zu Stoßfuge 111
4.17. Vergleich min. Scherungen Horizontalfuge tan(γ) 112
4.18. Verhältnisse Scherungen Horizontalfuge max. zu min. 112
4.19. Vergleich min. Scherungen Stoßfuge tan(γ) 112
4.20. Verhältnisse Scherungen Stoßfugen max. zu min. 112

5.1. Zur Optimierung verwendete technische Versuchsdaten (Silikone) 116
5.2. Zur Optimierung verwendete technische Versuchsdaten (Sikafelx 668) 116
5.3. Parameter Bergström-Boyce Modell (Dowsil 993) 119
5.4. Optimierungsergebnisse Bergström-Boyce Modell (Dowsil 993) 120
5.5. Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell A (Dowsil 993) 121
5.6. Parameter Parallel Network Modell A (Dowsil 993) 123
5.7. Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell B (Dowsil 993) 124
5.8. Parameter Parallel Network Modell B (Dowsil 993) 125
5.9. Parameter Bergström-Boyce Modell (Ködiglaze S) 127
5.10. Optimierungsergebnisse Bergström-Boyce Modell (Ködiglaze S) 127
5.11. Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell C (Ködiglaze S) 129
5.12. Parameter Parallel Network Modell C (Ködiglaze S) 131
5.13. Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell D (Ködiglaze S) 132
5.14. Parameter Parallel Network Modell D (Ködiglaze S) 134
5.15. Parameter Bergström-Boyce Modell (Sikaflex 668) 135
5.16. Optimierungsergebnisse Bergström-Boyce Modell (Sikaflex 668) 135
5.17. Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell E (Sikaflex 668) 137
5.18. Parameter Parallel Network Modell E (Sikaflex 668) 138
5.19. Optimierungsergebnisse Parallel Network Modell F (Sikaflex 668) 139
5.20. Parameter Parallel Network Modell F (Sikaflex 668) 140

6.1. Zur Modellvalidierung verwendete technische Versuchsdaten (Silikone) 142
6.2. Zur Modellvalidierung verwendete technische Versuchsdaten (Sikafelx 668) . . . 143
6.3. Validierungsergebnisse Parallel Network Modell A (Dowsil 993) 143
6.4. Validierungsergebnisse Parallel Network Modell B (Dowsil 993) 144
6.5. Validierungsergebnisse Parallel Network Modell C (Ködiglaze S) 146
6.6. Validierungsergebnisse Parallel Network Modell D (Ködiglaze S) 148
6.7. Validierungsergebnisse Parallel Network Modell E (Sikaflex 668) 149
6.8. Validierungsergebnisse Parallel Network Modell F (Sikaflex 668) 150

A.1. Horizontalfugen Parameterstudie 191
A.2. Verhältnisse max. Schubspannung, Horizontalfuge zu Stoßfuge 191

Veröffentlichungen und Präsentationen

Tom Reisewitz, Alexander Pauli, Gerlat Siebert. Calibration of a hyperviscoelastic material model for silicone structural glazing joints in the context of earthquakes. Challenging Glass Conference - Volume 9 (CGC9), Delft, Niederlande 19.06. - 20.06.2024 (https://doi.org/10.47982/cgc.9)

Tom Reisewitz, Alexander Pauli, Geralt Siebert. On the hyperelastic material behaviour of polyurethane in the context of structural sealant glazing. IABSE Congress San Jose 2024, San Jose, Costa Rica 25.09. - 27.09.2024 (https://doi.org/10.2749/sanjose.2024.0676)

Tom Reisewitz, Geralt Siebert. Concept for full-scale testing of structural sealant glazing facades. IABSE Symposium Tokyo 2025, Tokio, Japan 18.05. - 21.05.2025 (https://doi.org/10.2749/tokyo.2025.1838)

Tom Reisewitz, Moritz Hajduk, Geralt Siebert. Air-supported biaxial bulge tests on structural sealant silicones and polyurethane. Glass Performance Days 2025 (GPD 2025), Tampere, Finnland 10.06. - 12.06.2025 (https://gpd.fi/wp-content/uploads/2023/01/GPD2025_ID225_Reisewitz-Hajduk-SiebertG.pdf)

T. Reisewitz, M. Hajduk, G. Siebert. Equibiaxial bulge tests on silicone for use as structural sealant glazing. The Ninth International Conference On Structural Engineering, Mechanics And Computation (SEMC 2025), Kapstadt, Südafrika 01.09. - 03.09.2025 (https://doi.org/10.1201/9781003677895)

P. Müller, T. Reisewitz. Bemessungsmodell für Dickschichtklebungen in Katastrophenszenarien (RISIKO). 26. Kolloquium Gemeinsame Forschung in der Klebtechnik (GFKT2026), Köln, Deutschland 10.02. - 11-02.2026

Tom Reisewitz, Gerlat Siebert. Testing of bonded glass facade elements under cyclic loading and large deformations. Challenging Glass Conference - Volume 10 (CGC10), Delft, Niederlande 15.06. - 17.06.2026 (https://doi.org/10.47982/cgc.10.673)

Paul Müller, Tom Reisewitz, Dominik Offereins, Christian Schuler. Kleben im konstruktiven Glasbau - Zum Tragverhalten unter Erdbebenbeanspruchung. Stahlbau (Sonderheft Glasbau & Fassade) (https://doi.org/10.1002/stab.70154)

Alexander Pauli, Dominik Offereins, Tom Reisewitz, Ingo Stelzer, Michael A. Kraus. Zur Rolle polymerer Zwischenschichten in Verbundsicherheitsglas: Experimente und Modellierung im intakten und gebrochenen Zustand. Stahlbau (Sonderheft Glasbau & Fassade) (https://doi.org/10.1002/stab.70172)

A. Anhang: Herleitungen

A.1. Abweichungen Kreisringfläche Bulge Test

Die Abweichung bzw. der Fehler zwischen den zugrunde gelegten Kreisringflächen innerhalb der Kesselformeln ergibt sich aus der Differenz zwischen der Kreisringfläche der modifizierten Kesselformel und der Kreisringfläche der ursprünglichen Kesselformel. Somit ergibt sich:

$$\Delta_{Kreisring} = (\pi * R^2 - \pi * (R - e)^2) - (2 * (R - e) * \pi * e) \tag{A.1}$$

Entfernen der nicht benötigten Klammern führt zu:

$$\Delta_{Kreisring} = \pi * R^2 - \pi * (R - e)^2 - 2 * \pi * e * (R - e) \tag{A.2}$$

Anwenden der zweiten binomischen Formel auf: $(R - e)^2$ führt zu:

$$\Delta_{Kreisring} = \pi * R^2 - \pi * (R^2 - 2 * R * e + e^2) - 2 * \pi * e * (R - e) \tag{A.3}$$

Ausmultiplizieren von $-\pi * (R^2 - 2 * R * e + e^2)$ führt zu:

$$\Delta_{Kreisring} = \pi * R^2 - \pi * R^2 + 2 * \pi * R * e - \pi * e^2 - 2 * \pi * e * (R - e) \tag{A.4}$$

Ausmultiplizieren von $-2 * \pi * e * (R - e)$ führt zu:

$$\Delta_{Kreisring} = \pi * R^2 - \pi * R^2 + 2 * \pi * R * e - \pi * e^2 - 2 * \pi * R * e + 2 * \pi * e^2 \tag{A.5}$$

Vereinfachen des Ausdrucks führt zum Abweichung der zugrunde gelegten Kreisringflächen innerhalb der Kesselformeln:

$$\Delta_{Kreisring} = \pi * e^2 \tag{A.6}$$

A.2. Abweichungen Spannungsberechnung Kesselformel

Die Abweichung bzw. der Fehler der Spannungswerte zwischen den beiden Kesselformeln ergibt sich aus der Differenz beider Formeln. Hier wird die ursprüngliche Kesselformel von der modifizierten Kesselformel abgezogen:

$$\Delta_{Spannungen} = \frac{p * (R-e)^2}{e * (2 * R - e)} - \frac{p * (R-e)}{2 * e} \tag{A.7}$$

Beide Brüche mit Hilfe des kleinsten gemeinsamen Vielfachen $[2 * e * (2 * R - e)]$ anpassen führt zu:

$$\Delta_{Spannungen} = \frac{p * (R-e)^2 * 2}{2 * e * (2 * R - e)} - \frac{p * (R-e) * (2 * R - e)}{2 * e * (2 * R - e)} \tag{A.8}$$

Anwenden der Bruchregel führt zu:

$$\Delta_{Spannungen} = \frac{p * (R-e)^2 * 2 - p * (R-e) * (2 * R - e)}{2 * e * (2 * R - e)} \tag{A.9}$$

Vereinfachen des Zählers führt zu:

$$\Delta_{Spannungen} = \frac{p * e^2 - p * R * e}{2 * e * (2 * R - e)} \tag{A.10}$$

Streichen von einem e führt schlussendlich zur Abweichung der Spannungen der beiden Formeln:

$$\Delta_{Spannungen} = \frac{p * (e - R)}{2 * (2 * R - e)} \tag{A.11}$$

A.3. Abweichung lichte Höhe Großbauteilversuche

Es sei u die Auslenkung des Kopfpunktes und L die lichte Höhe zwischen Kopf- und Fußpunkt in der Ruheposition ($L = 1100mm$). Durch die Auslenkung u stellt sich geometrisch ein rechtwinkliges Dreieck aus der Auslenkung u (Kathete), der aktuellen tatsächlichen Höhe (Kathete) und der ursprünglichen ausgelenkten Höhe L (Hypothenuse) ein. Der Winkel der Auslenkung φ ergibt sich dabei zu:

$$\varphi = arcsin(\frac{u}{L}) \tag{A.12}$$

Die Änderung der lichten Höhe x ergibt sich durch umformen des Satz des Pythagoras:

$$\sqrt{u^2 + (L - x)^2} = L \tag{A.13}$$

$$x = L - \sqrt{L^2 - u^2} \tag{A.14}$$

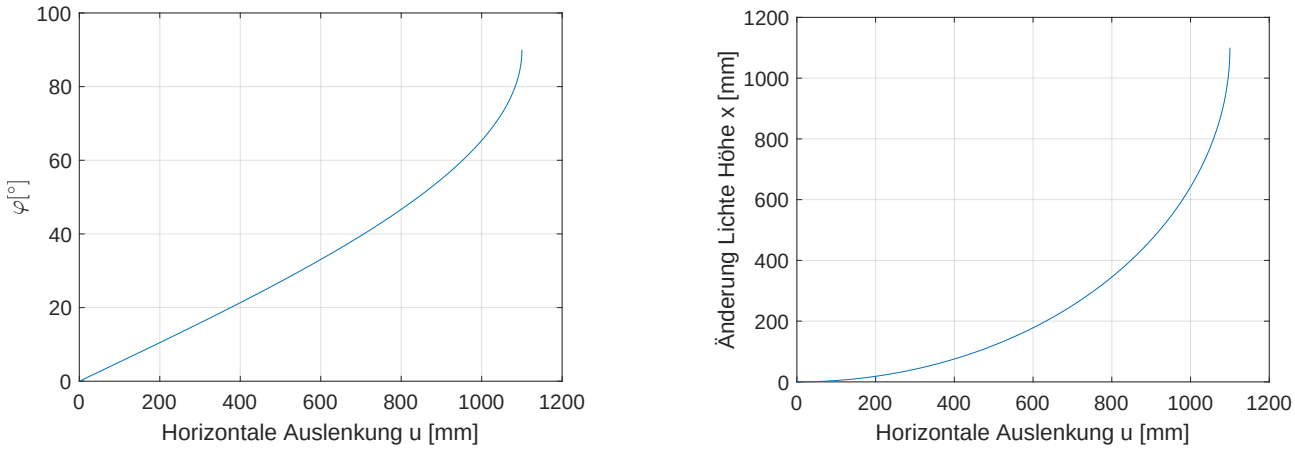


Abbildung A.1.: Abweichung lichte Höhe Großbauteilversuche I

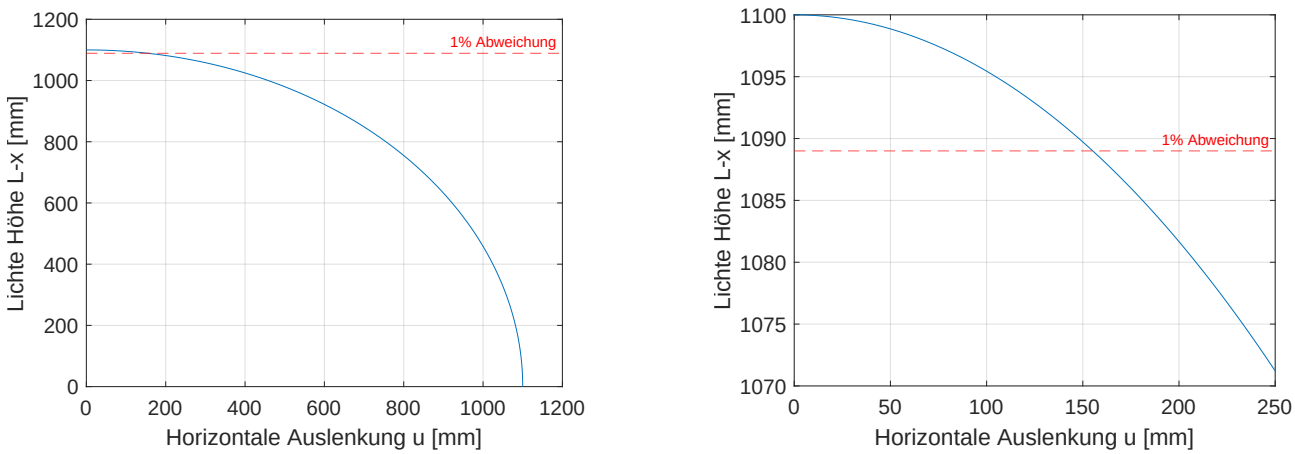


Abbildung A.2.: Abweichung lichte Höhe Großbauteilversuche II

A.4. Parameterstudie Fugendimensionierung Großbauteilversuche

Folgend werden die Ergebnisse der Parameterstudie zur Fugendimensionierung der Horizontalfugen der Großbauteilversuche beschrieben, welche schlussendlich zu den in Abschnitt 4.1.5.3 gewählten Abmessungen geführt haben. Die Breite der Horizontalfuge wurde zwischen 12 mm

Tabelle A.1.: Horizontalfugen Parameterstudie

Nr.	**1**	**2**	**3**	**4**	**5**	**6**
Breite mm	12	12	24	24	24	36
Dicke mm	8	12	8	12	24	12

und 36 mm und die Dicke zwischen 8 mm und 24 mm variiert. Insgesamt haben sich dabei sechs Abmessungen ergeben die mit jeder der drei Stoßfugen kombiniert werden mussten. Somit ergaben sich insgesamt 18 Kombinationen an Fugenabmessungen die untersucht wurden (Tabelle A.1). Als Belastung wurde eine Verschiebung von 50 mm als Randbedingung auf die Rückseiten der drei Horizontalfugen am Kopfpunkt aufgebracht. Begonnen wurde damit die Kombinationen mit 24 mm breiter Horizontalfuge zu simulieren und die Ergebnisse zu vergleichen. Hierbei wurden folgende Beziehungen aufgrund der Kinematik festgestellt:

1. Mit zunehmender Breite der Stoßfuge nehmen die Spannungen in der Stoßfuge ab
2. Mit zunehmender Dicke der Horizontalfuge nehmen die Spannungen in beiden Fugen ab
3. Mit zunehmender Breite der Stoßfuge nehmen die Spannungen in der Horizontalfuge zu

Außerdem wurden die Verhältnisse verschiedener Spannungsmaße zwischen Horizontalfuge zu Stoßfuge verglichen (vgl. Tabelle A.2). Dabei konnte bei allen Spannungsmaßen ein Minimum des Verhältnisses bei einer Dicke von 12 mm festgestellt werden (für alle Stoßfugenbreiten). Außerdem konnte festgestellt werden, dass die Verhältnisse mit steigender Stoßfuge weiter steigen, es kommt der Horizontalfuge somit eine immer größere Bedeutung im Lastabtrag zu. Alle

Tabelle A.2.: Verhältnisse max. Schubspannung, Horizontalfuge zu Stoßfuge

Horizontalfuge mm x mm	**24 x 8**	**24 x 12**	**24 x 24**
10 mm Stoßfugenvariante	1.48	1.19	1.36
20 mm Stoßfugenvariante	2.39	2.09	2.82
30 mm Stoßfugenvariante	3.49	3.38	5.00

Erkenntnisse wurden auch bei einer 12 mm breiten Horizontalfuge bestätigt, mit dem Unterschied, dass die Ergebnisse im Verhältnis noch viel weiter divergieren und der Horizontalfuge nochmals eine größere Bedeutung zukommt (teilweise wurden bis zu 10-fache Werte im Vergleich zur Stoßfuge erreicht). Somit ist ersichtlich, dass die Breite der Horizontalfuge mehr als 24 mm betragen muss, um die Spannungsverhältnisse anzugleichen, um schlussendlich die beiden Querschnitte möglichst ausgeglichen ausnutzen zu können. Somit ergab sich schlussendlich eine 36 mm x 12 mm Horizontalfuge aus der Parameterstudie. 12 mm Dicke haben sich als Optimum herausgestellt und mit der 36 mm Breite wird gerade noch das Seitenverhältnis von 1:3 eingehalten. Hierbei sind die Verhältnisse über die Stoßfugenbreiten am ausgeglichensten (Tabelle 4.3).

A.5. Herleitung der Scherungsbestimmung Großbauteilversuche

In diesem Abschnitt wird die vollständige Herleitung der zur Auswertung verwendeten Scherbeanspruchungen an den vertikalen und horizontalen Fugen dargestellt. Die Darstellung ergänzt die in Abschnitt 4.2 verwendete vereinfachte Formulierung und begründet deren Gültigkeit.

Die Scherung der Silikonfugen ergibt sich aus der tangentialen Relativverschiebung der anliegenden Bauteile. Die vollständige Relativverschiebung zwischen zwei benachbarten Messpunkten wird durch den Vektor:

$$\Delta\vec{u} = \begin{pmatrix} \Delta u_x \\ \Delta u_y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} u_{x,\text{rechts}} - u_{x,\text{links}} \\ u_{y,\text{rechts}} - u_{y,\text{links}} \end{pmatrix} \tag{A.15}$$

beschrieben. Die tangentiale Verschiebung ergibt sich aus der Projektion des Verschiebungsvektors auf die momentane Tangentenrichtung $\vec{t}$ der Fuge:

$$\Delta u_t = \Delta\vec{u} \cdot \vec{t} \tag{A.16}$$

Unter Berücksichtigung der Fugendicke e_V ergibt sich die exakte Scherung zu:

$$\tan(\gamma)_{\text{exakt}} = \frac{\Delta u_t}{e_V} \tag{A.17}$$

Die DIC-Auswertung der horizontalen Verschiebungskomponente u_x zeigt, dass die Messpunkte links und rechts der vertikalen Stoßfugen zu jedem Zeitschritt nahezu identische Werte aufweisen. Damit ergibt sich:

$$\Delta u_x = u_{x,\text{rechts}} - u_{x,\text{links}} \approx 0,$$

woraus folgt, dass die Relativbewegung nahezu vollständig in vertikaler Richtung erfolgt. Eine exemplarische Darstellung der gemittelten horizontalen Verschiebungen beider Fugenseiten ist in Abbildung A.3 zu sehen. Die Kurven aller betrachteten Fugen verlaufen praktisch deckungsgleich und folgen zeitlich einer sinusförmigen Bewegung, analog zur Anregung des Systems.

Für kleine Rotationen der Fuge ist die Tangente nahezu vertikal, sodass $t_y \approx 1$ und:

$$\Delta u_t = \Delta\vec{u} \cdot \vec{t} \approx \Delta u_y \tag{A.18}$$

Damit vereinfacht sich die Scherungsformulierung der Stoßfugen zu:

$$\tan(\gamma)_{,\text{V}} \approx \frac{\Delta u_y}{e_V} \tag{A.19}$$

wie in Abschnitt 4.2 angegeben.

Der Fehler dieser Vereinfachung entsteht durch Vernachlässigung des Einflusses des Rotationswinkels φ der Fuge bzw. der Glasscheiben. Die exakte Verschiebung ergibt sich aus:

$$\Delta u_t = \Delta u_y \cos\varphi \tag{A.20}$$

sodass sich der relative Fehler aus der Rotation δ_{rot} ergibt zu:

$$\delta_{\text{rot}} = 1 - \cos\varphi \tag{A.21}$$

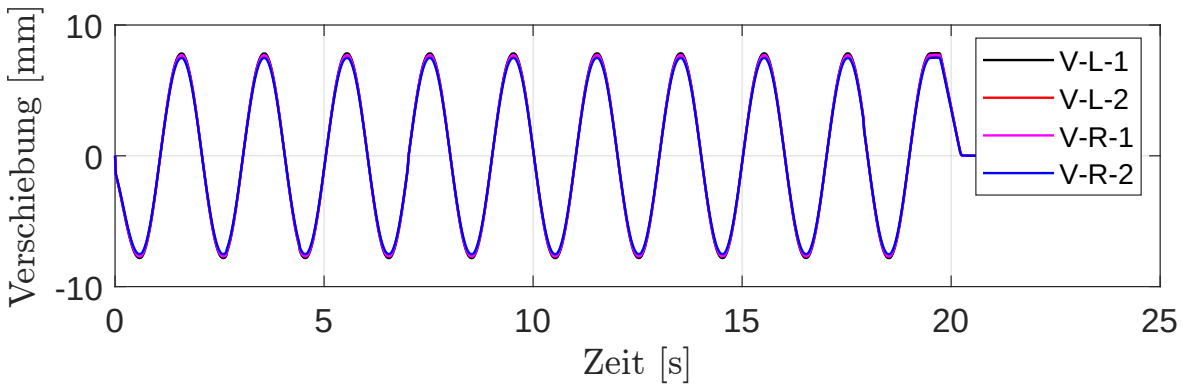


Abbildung A.3.: Horizontale Auslenkung DIC Messpunkte Stoßfugen, Großbauteilversuche

Bei dem größten mit DIC gemessenen Scherungsniveau von $\tan(\gamma) = 1.20$ muss sich für die horizontale Fuge eine Vertikalverschiebung ergeben von:

$$u_y = 14.4\,\text{mm} \tag{A.22}$$

und unter Berücksichtigung des Rotationsabstands vom Rotationspunkt zur ausgelenkten Stirnfläche, der im ungünstigsten Fall 165 mm beträgt, ergibt sich ein Rotationswinkel von:

$$\varphi = \arctan\left(\frac{14.4}{165}\right) \approx 4.97° \tag{A.23}$$

Der relative Fehler aus der vernachlässigten Rotation δ_{rot} beträgt damit lediglich:

$$\delta_{\text{rot}} \approx 0.37\% \tag{A.24}$$

Der maßgebende Rotationsabstand ergibt sich aus dem minimalen Abstand der ausgelenkten Stirnfläche zum Rotationspunkt. Im ungünstigsten Fall befindet sich dieser Rotationspunkt an der inneren Kante des 30 mm langen Verglasungsklotzes in Scheibenmitte. Unter Berücksichtigung der halben Scheibenbreite von 360 mm ergibt sich somit ein wirksamer Abstand von:

$$\frac{360\,\text{mm}}{2} - \frac{30\,\text{mm}}{2} = 165\,\text{mm} \tag{A.25}$$

Wird statt dessen die maximale horizontale Auslenkung von 49.3 mm bei einer Scheibenhöhe von 1100 mm berücksichtigt, reduziert sich der Rotationswinkel auf:

$$\varphi = \arctan\left(\frac{49.3}{1100}\right) \approx 2.57°, \qquad \delta_{\text{rot}} \approx 0{,}11\% \tag{A.26}$$

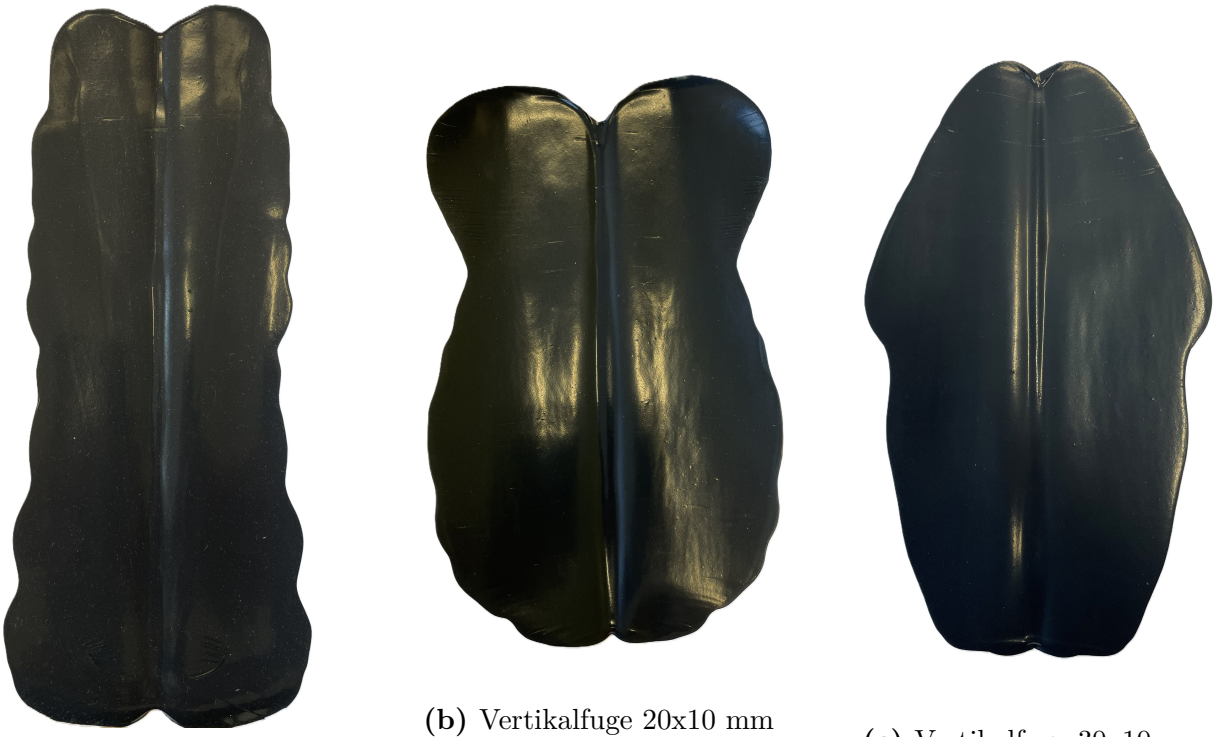
Für weitere Informationen zur Rotation der Scheiben mit Bezug der Scheibenhöhe sei an dieser Stelle auf die Herleitung A.3 verwiesen.

Die vereinfachte Berechnung der Scherbeanspruchung ist trotz der Vernachlässigung der horizontalen Komponente mit einem Fehler von deutlich unter 0.5% verbunden und damit für die Auswertung der vorliegenden Versuche vollkommen ausreichend, zumal dieser Fehler im Vergleich zu anderen Unsicherheiten des Versuchsaufbaus sowie zu Einflussgrößen wie DIC-Rauschen oder lokalen Geometrieabweichungen vollständig vernachlässigbar ist.

B. Anhang: Versuchsergebnisse

B.1. Großbauteilversuche

Butterflytests Großbauteilversuche



(a) Vertikalfuge 10x10 mm

(b) Vertikalfuge 20x10 mm

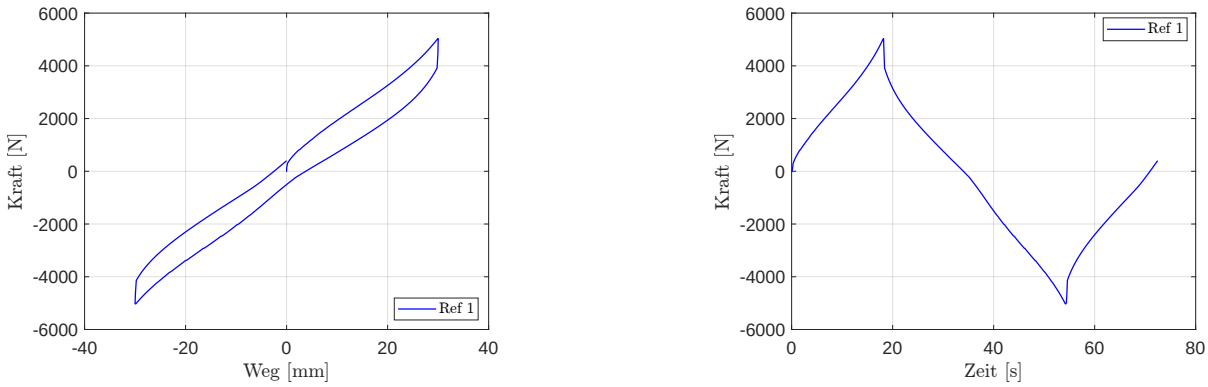
(c) Vertikalfuge 30x10 mm

Abbildung B.1.: Butterflytests Großbauteilversuche

Quasistatische Referenzversuche

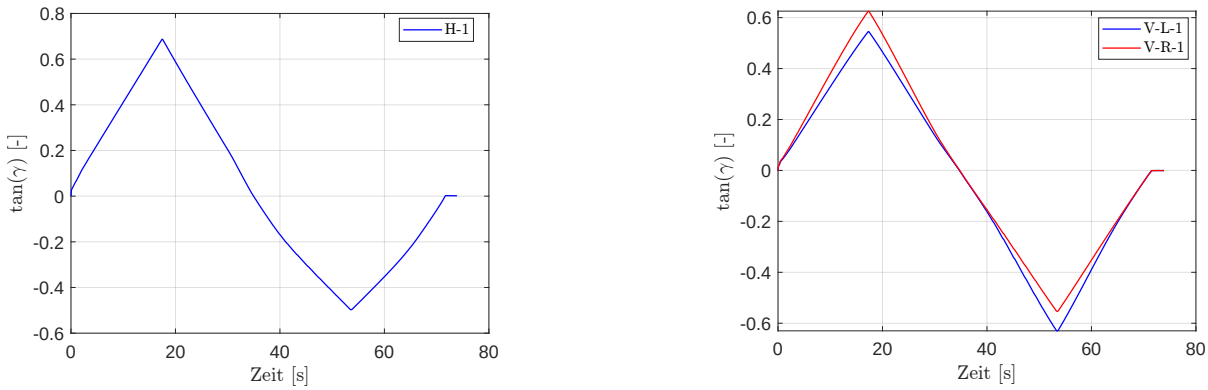
10 mm Variante

In den Abbildungen B.2 und B.3 sind die Ergebnisse des neunten quasistatischen Referenzversuchs dargestellt. Der Verlauf der Belastungs- und Entlastungskurven zeigt keine nennenswerten bleibenden Verformung, sodass ein reversibles Werkstoffverhalten bestätigt werden kann. Insgesamt entspricht der Kurvenverlauf der erwarteten Reaktion eines elastisch arbeitenden, symmetrisch belasteten Systems unter quasistatischer Beanspruchung. Lediglich an den Umkehrpunkten trat kurz vor Erreichen der Maximalamplitude eine erhöhte Kraftzunahme und unmittelbar danach ein leichter sprunghafter Kraftabfall auf (siehe Abbildung B.2(b)). Dieses Verhalten ist vermutlich auf den in der Prüfvorschrift vorgegebenen Dreieckverlauf des Wegsignals zurückzuführen. In der Horizontalfuge wurde am rechten Umkehrpunkt eine Scherung von nahezu 0.70 $\tan(\gamma)$ und am linken Umkehrpunkt von etwa 0.50 $\tan(\gamma)$ erreicht. In den beiden Stoßfugen traten, jeweils um einen Halbzyklus versetzt, maximale Scherungen von 0.63 $\tan(\gamma)$ auf. Damit liegt die Scherungen der Stoßfugen innerhalb des Bereichs der Horizontalfuge. Sowohl die Stoß- als auch die Horizontalfugen wurden im quasistatischen Referenzversuch bereits höheren Belastungen ausgesetzt, als sie bei den Scherungsniveaus von 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$ zu erwarten waren.



(a) Hysterese **(b)** Kraft-Zeit Verlauf

Abbildung B.2.: Referenzversuche 10 mm, Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf

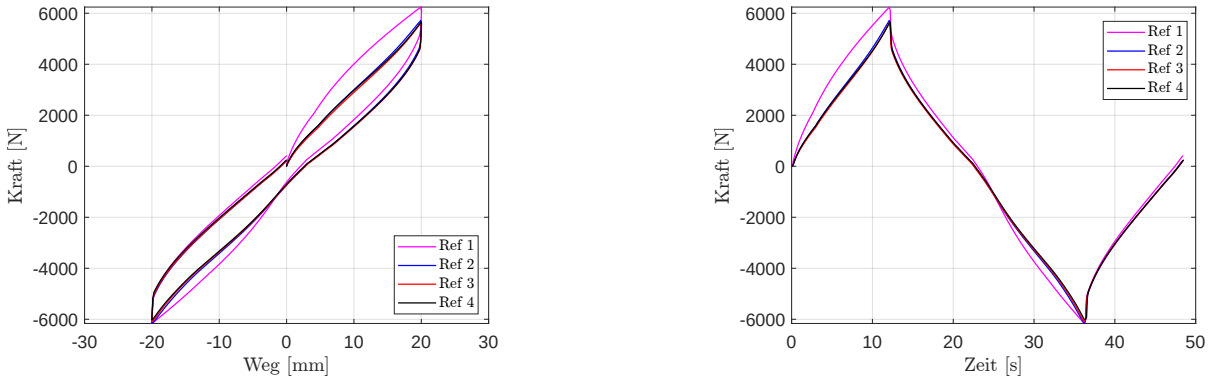


(a) Scherung Horizontalfuge **(b)** Scherung Stoßfugen

Abbildung B.3.: Referenzversuche 10 mm, Scherungen Horizontalfuge und Stoßfugen

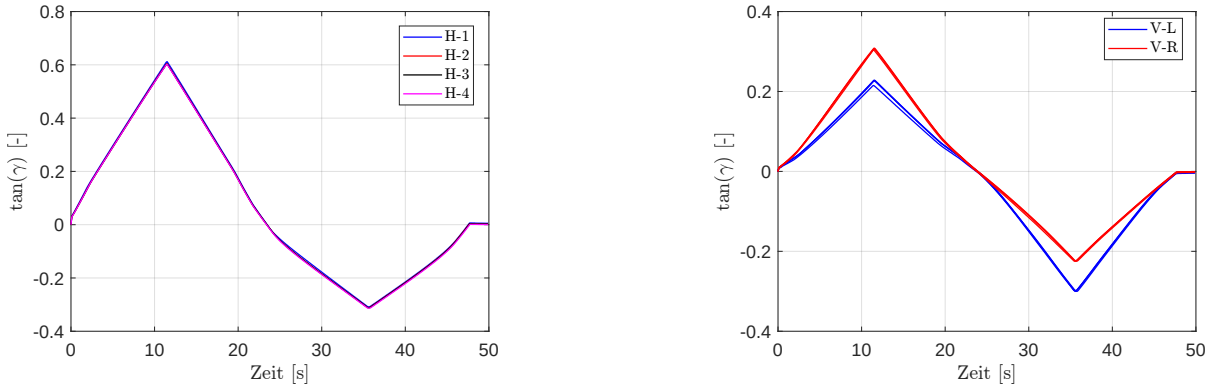
20 mm Variante

Die quasistatischen Referenzversuche der 20-mm-Stoßfugenvariante wurden mit einer Zylinderamplitude von 20 mm durchgeführt. Insgesamt wurden vier Referenzversuche gefahren. Die Hysterese des ersten Versuchs (siehe Abbildung B.4(a)) unterschied sich deutlich von den nachfolgenden Zyklen. Der Einfluss des Mullins-Effekts auf die Erstbelastung ist deutlich zu erkennen. Die Hysteresen der drei anschließenden Versuche liegen hingegen nahezu deckungsgleich übereinander und zeigen einen symmetrischen Verlauf. Dieses Verhalten ist auch im Kraft-Zeit-Verlauf deutlich zu erkennen (siehe Abbildung B.4(b)). In den beiden Stoßfugen traten, jeweils um einen Halbzyklus versetzt, maximale Scherungen von 0.30 $\tan(\gamma)$ auf (siehe Abbildung B.5(b)). Auch in der Horizontalfuge (siehe Abbildung B.5(a)) wurden um einen Halbzyklus versetzt Scherungen von 0.60 $\tan(\gamma)$ und 0.30 $\tan(\gamma)$ gemessen. Mit den erreichten Scherungen liegt auch diese Referenzversuche wieder oberhalb der Niveaus von 0.25 $\tan(\gamma)$ und 0.50 $\tan(\gamma)$, sodass auch hier keine Erstbelastungseffekte mehr zu erwarten waren.



(a) Hysterese **(b)** Kraft-Zeit Verlauf

Abbildung B.4.: Referenzversuche 20 mm, Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf

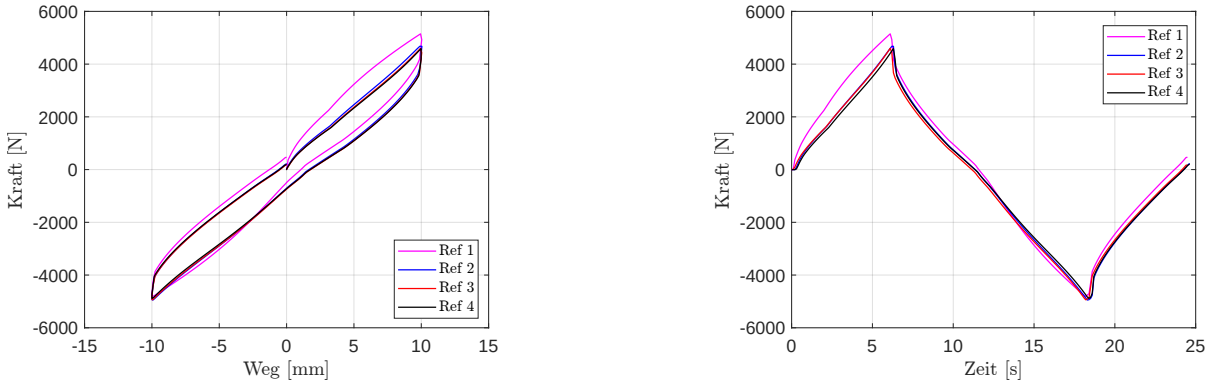


(a) Scherung Horizontalfuge **(b)** Scherung Stoßfugen

Abbildung B.5.: Referenzversuche 20 mm, Scherungen Horizontalfuge und Stoßfugen

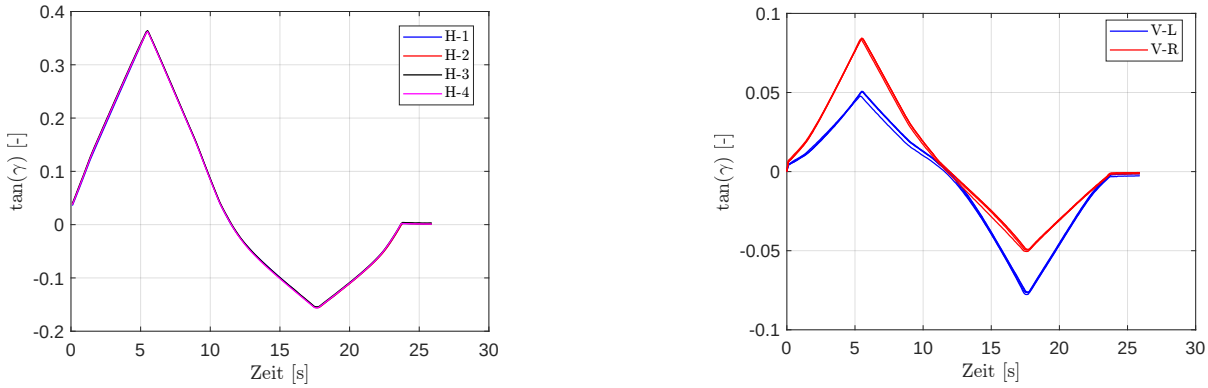
30 mm Variante

Für die quasistatischen Referenzversuche der 30-mm-Stoßfugenvariante wurde aufgrund der erwarteten höheren Steifigkeit des Systems die Zylinderamplitude auf 10 mm reduziert. Es wurden erneut vier einzelne Referenzversuche mit jeweils einem einfachen Zyklus im Dreieckverlauf durchgeführt. Auch hier ist der Mullins-Effekt während der Erstbelastung deutlich sichtbar (in Abbildung B.6(a) in Magenta dargestellt). Die Erstbelastung erreichte höhere Kraftwerte bei gleicher Amplitude und zeigt eine bauchigere Hystereseform. Die Hysteresen der drei nachfolgenden Versuche liegen hingegen nahezu deckungsgleich übereinander und weisen einen symmetrischen Verlauf auf. Dieses Verhalten zeigt sich ebenfalls im Kraft-Zeit-Verlauf (siehe Abbildung B.6(b)). In der Horizontalfuge (siehe Abbildung B.7(a)) wurden um einen Halbzyklus versetzt Scherungen von 0.36 $\tan(\gamma)$ und 0.15 $\tan(\gamma)$ gemessen. Diese Werte liegen nochmals deutlich weiter auseinander als bei der 20-mm- und insbesondere der 10-mm-Stoßfugenvariante. Auch in den beiden Stoßfugen traten, jeweils um einen Halbzyklus versetzt, maximale Scherungen von rund 0.08 $\tan(\gamma)$ auf (siehe Abbildung B.7(b)). Die Ergebnisse deuten erneut auf eine Veränderung der Kinematik des Systems infolge der verbreiterten Stoßfugen hin. Erstmals wurden bei den Referenzversuchen maximale Scherungen von weniger als 0.50 $\tan(\gamma)$ in den Fugen erreicht. Daher kann bei dieser Stoßfugenvariante auch für das Scherungsniveau von 0.50 $\tan(\gamma)$ der Einfluss des Mullins-Effekts mit ausgewertet werden.



(a) Hysterese **(b)** Kraft-Zeit Verlauf

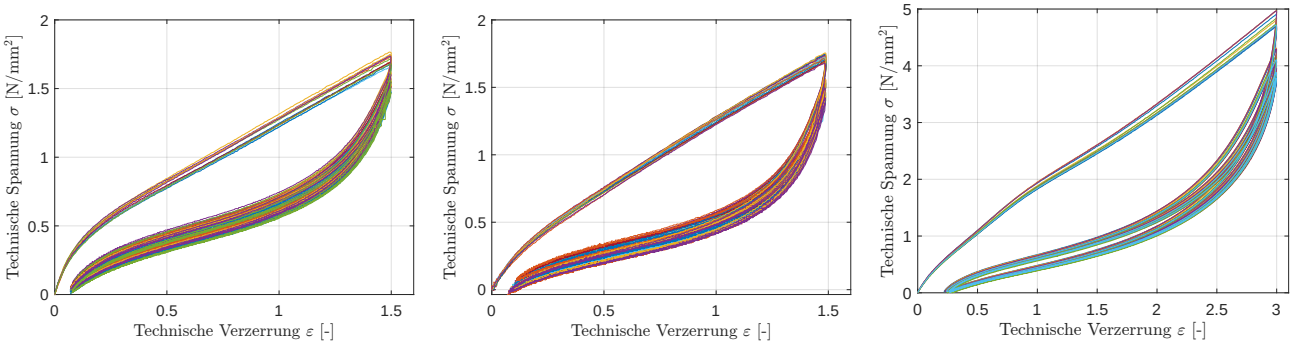
Abbildung B.6.: Referenzversuche 30 mm, Hysterese und Kraft-Zeit Verlauf



(a) Scherung Horizontalfuge **(b)** Scherung Stoßfugen

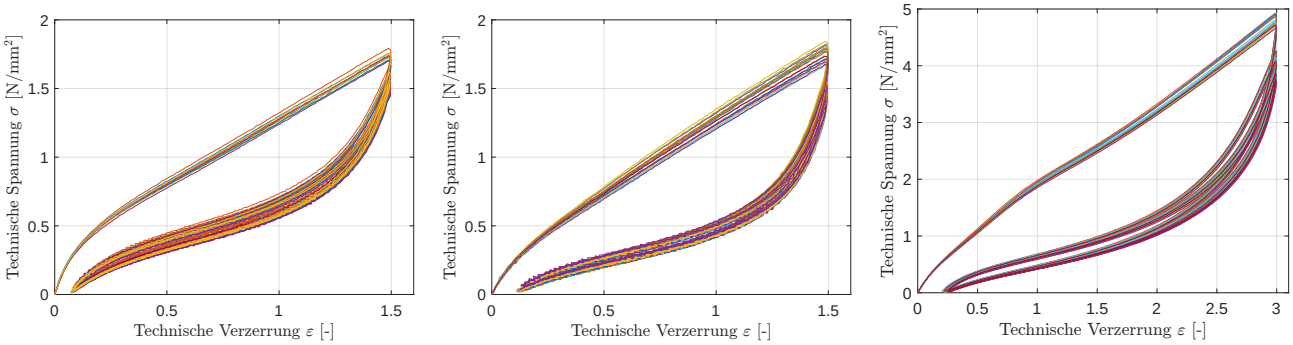
Abbildung B.7.: Referenzversuche 30 mm, Scherung Horizontalfuge und Stoßfugen

B.2. Uniaxiale Versuche



(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

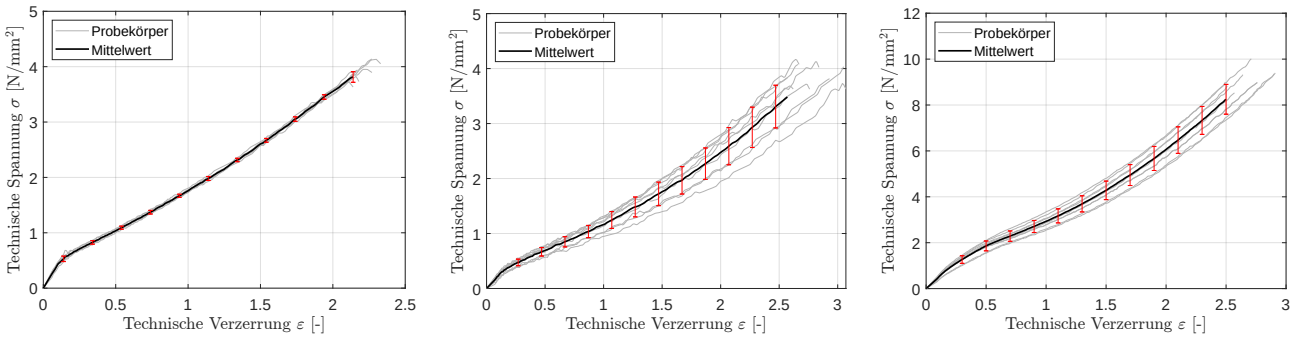
Abbildung B.8.: Zyklische Versuche, Uniaxial, Dehnrate 0.05 s^{-1}



(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

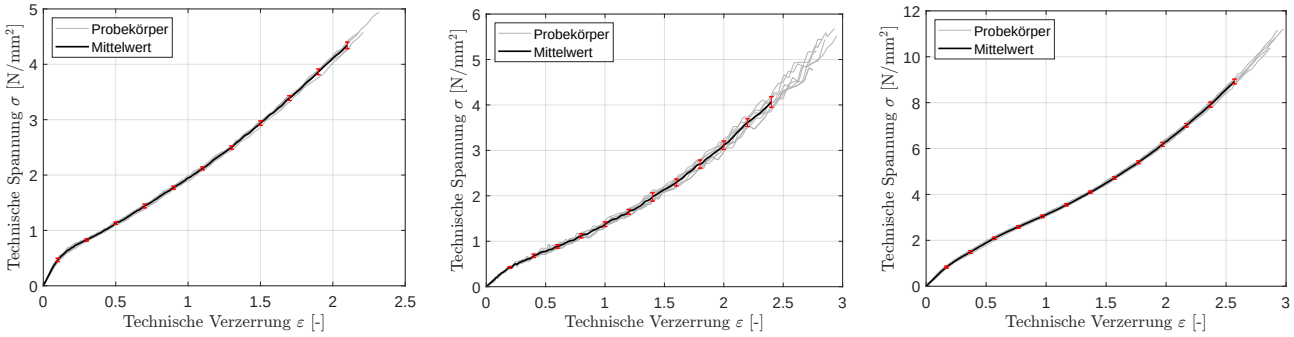
Abbildung B.9.: Zyklische Versuche, Uniaxial, Dehnrate 0.1 s^{-1}

B.3. Äquibiaxiale Versuche



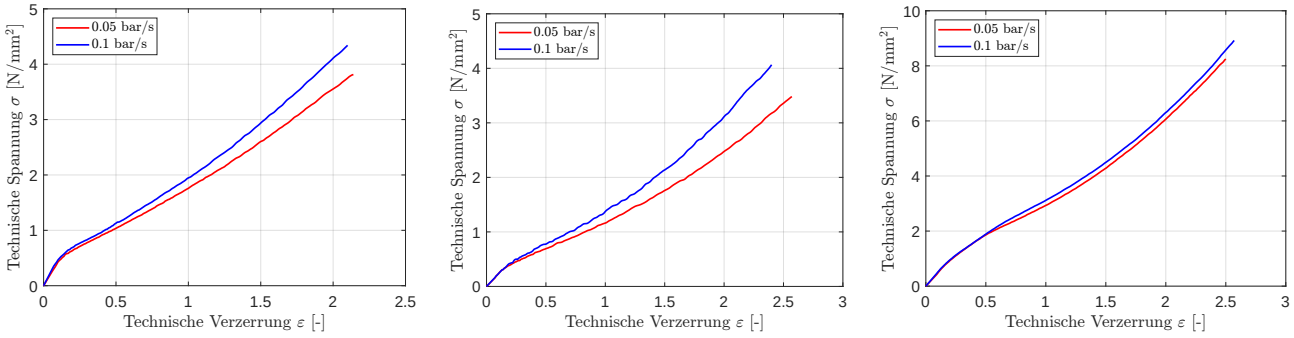
(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung B.10.: Bulge Test, Zugversuch, Druckrate 0.05 bar/s, Technische Werte



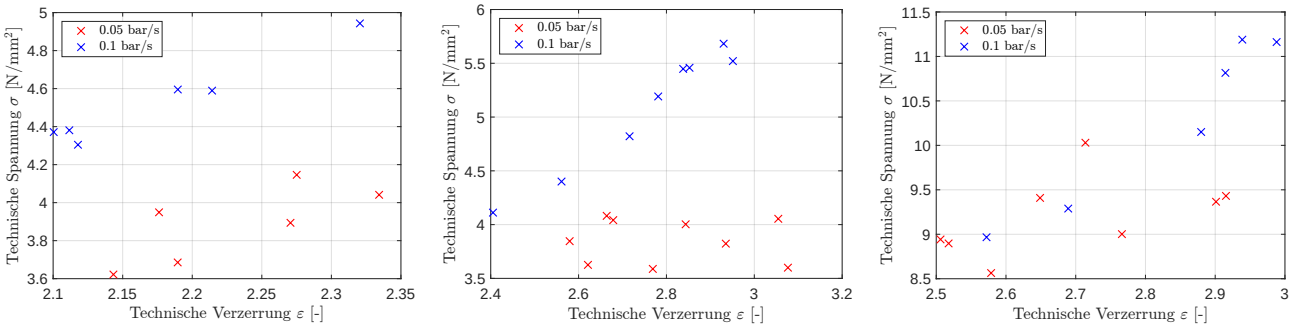
(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung B.11.: Bulge Test, Zugversuch, Druckrate 0.1 bar/s, Technische Werte



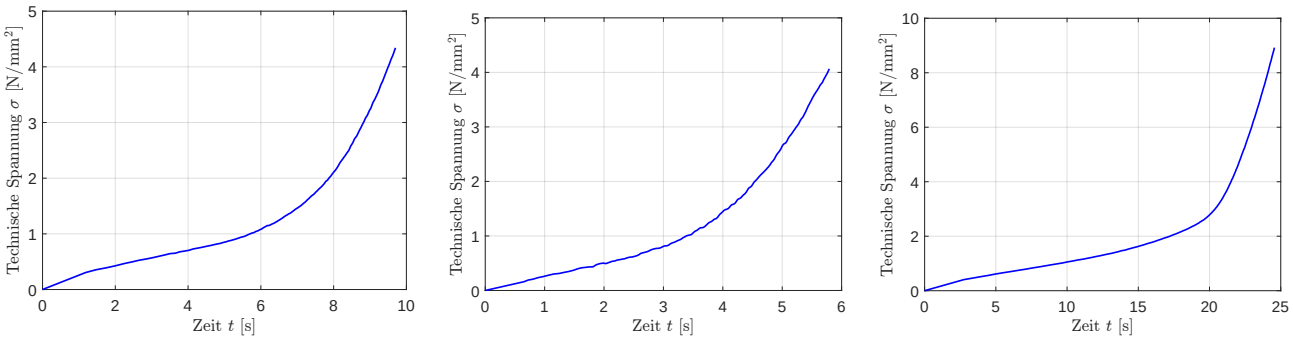
(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung B.12.: Bulge Test, Zugversuch, Druckratenvergleich, Technische Werte



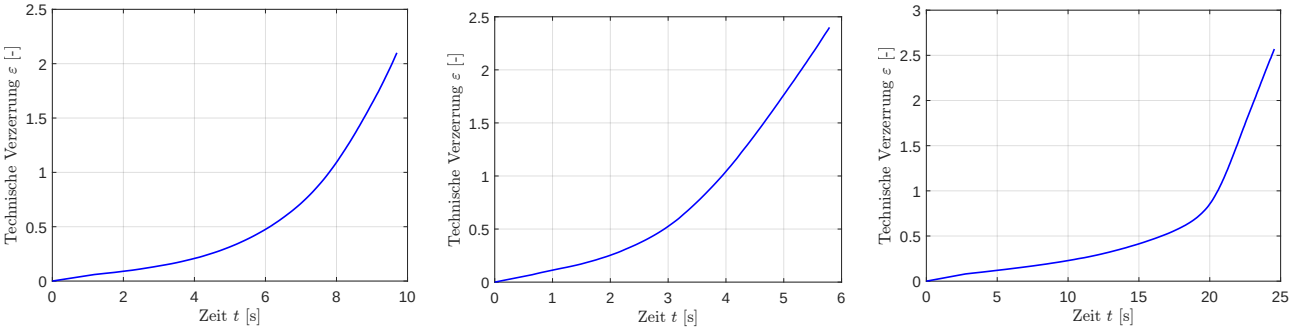
(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung B.13.: Bulge Test, Zugversuch, Versagenswerte, Technische Werte



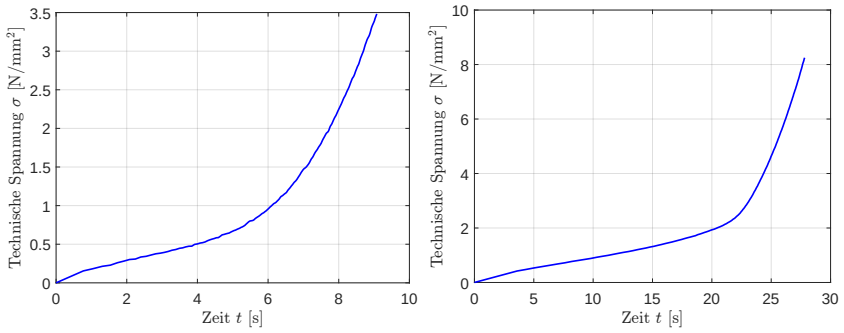
(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung B.14.: Zeitliche Spannungszunahme, Bulge Test, 0.1 bar/s



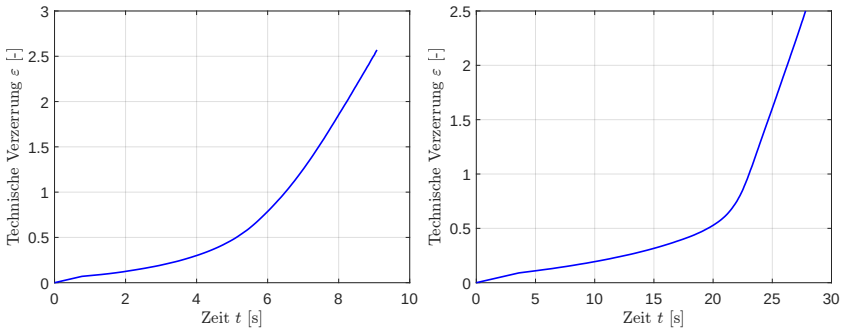
(a) Dowsil 993 **(b)** Ködiglaze S **(c)** Sikaflex 668

Abbildung B.15.: Zeitliche Verzerrungszunahme, Bulge Test, 0.1 bar/s



(a) Ködiglaze S **(b)** Sikaflex 668

Abbildung B.16.: Zeitliche Spannungszunahme, Bulge Test, 0.05 bar/s



(a) Ködiglaze S **(b)** Sikaflex 668

Abbildung B.17.: Zeitliche Verzerrungszunahme, Bulge Test, 0.05 bar/s

C. Anhang: Materialmodelle

C.1. Dowsil 993 - Parallel Network Modell A

```
! MCalibration defined material model -- start
! Units: [length]=millimeter, [force]=Newton, [time]=seconds, [temperature]=Kelvin
! Material Model: PolyUMod-Parallel-Network
! Calibration file name: Dowsil_PN_01-2_2.mcal

! (define material matid to be a user-material with the specified number of material parameters)
! order: TB, Lab, MAT, NTEMP, NPTS
TB, USER, matid, 1, 46

! (the provided material parameters are for the following temperature)
TBTEMP, 0

! (define the actual material parameters)
TBDATA, 1, 14 ! MM
TBDATA, 2, 0 ! ODE
TBDATA, 3, 0 ! JAC
TBDATA, 4, 0 ! ERRM
TBDATA, 5, 0 ! TWOD_S
TBDATA, 6, 0 ! verb
TBDATA, 7, 0 ! VTIME
TBDATA, 8, 0 ! VELEM
TBDATA, 9, 0 ! VINT
TBDATA, 10, 0 ! ORIENT
TBDATA, 11, 46 ! NPROP
TBDATA, 12, 24 ! NHIST
TBDATA, 13, 1 ! GMU
TBDATA, 14, 500 ! GKAPPA
TBDATA, 15, 0 ! FAILT
TBDATA, 16, 0 ! FAILV
TBDATA, 17, 13 ! EType
TBDATA, 18, 1 ! N
TBDATA, 19, 0.688228736 ! mu1
TBDATA, 20, 0.801375818 ! alpha1
TBDATA, 21, 0.01 ! D1
TBDATA, 22, 301 ! ED_Type
TBDATA, 23, 2.10383373 ! r
TBDATA, 24, 0.180966083 ! Uhat
TBDATA, 25, 0.0285916965 ! beta
TBDATA, 26, 13 ! EType
TBDATA, 27, 1 ! N
TBDATA, 28, 0.0780653137 ! mu1
TBDATA, 29, 4.95435119 ! alpha1
TBDATA, 30, 0.01 ! D1
TBDATA, 31, 506 ! FType
TBDATA, 32, 0.01 ! xi
TBDATA, 33, -1.8990668 ! C
TBDATA, 34, 46.3185387 ! tauHat
TBDATA, 35, 2.36612479 ! m
TBDATA, 36, 4.50127676 ! alpha
TBDATA, 37, 13 ! EType
TBDATA, 38, 1 ! N
TBDATA, 39, 2.79909869 ! mu1
TBDATA, 40, -10.3300359 ! alpha1
TBDATA, 41, 0.01 ! D1
TBDATA, 42, 510 ! FType
TBDATA, 43, 3974.79012 ! tauHat1
TBDATA, 44, 1.39625434 ! m1
TBDATA, 45, 0.0895566169 ! tauHat2
TBDATA, 46, 19.1922093 ! m2

! (delete old state variables)
!TBDELE, STATE, matid

! (define new state variables)
! order: TB, Lab, MAT, NTEMP, NPTS
TB, STATE, matid, 1, 24
TBTEMP, 0
TBDATA, 1, 0.0
TBDATA, 2, 0.0
TBDATA, 3, 0.0
TBDATA, 4, 0.0
TBDATA, 5, 0.0
TBDATA, 6, 0.0
TBDATA, 7, 0.0
TBDATA, 8, 0.0
TBDATA, 9, 0.0
TBDATA, 10, 0.0
TBDATA, 11, 0.0
TBDATA, 12, 0.0
TBDATA, 13, 0.0
TBDATA, 14, 0.0
TBDATA, 15, 0.0
TBDATA, 16, 0.0
TBDATA, 17, 0.0
TBDATA, 18, 0.0
TBDATA, 19, 0.0
TBDATA, 20, 0.0
TBDATA, 21, 0.0
TBDATA, 22, 0.0
TBDATA, 23, 0.0
TBDATA, 24, 0.0


MP, DENS, matid, 1300

! MCalibration defined material model -- end
```

C.2. Ködiglaze S - Parallel Network Modell D

```
! MCalibration defined material model -- start
! Units: [length]=millimeter, [force]=Newton, [time]=seconds, [temperature]=Kelvin
! Material Model: PolyUMod-Parallel-Network
! Calibration file name: Koedi_PN_01-2_2.mcal

! (define material matid to be a user-material with the specified number of material parameters)
! order: TB, Lab, MAT, NTEMP, NPTS
TB, USER, matid, 1, 46

! (the provided material parameters are for the following temperature)
TBTEMP, 0

! (define the actual material parameters)
TBDATA, 1, 14 ! MM
TBDATA, 2, 0 ! ODE
TBDATA, 3, 0 ! JAC
TBDATA, 4, 0 ! ERRM
TBDATA, 5, 0 ! TWOD_S
TBDATA, 6, 0 ! verb
TBDATA, 7, 0 ! VTIME
TBDATA, 8, 0 ! VELEM
TBDATA, 9, 0 ! VINT
TBDATA, 10, 0 ! ORIENT
TBDATA, 11, 46 ! NPROP
TBDATA, 12, 24 ! NHIST
TBDATA, 13, 1 ! GMU
TBDATA, 14, 500 ! GKAPPA
TBDATA, 15, 0 ! FAILT
TBDATA, 16, 0 ! FAILV
TBDATA, 17, 13 ! EType
TBDATA, 18, 1 ! N
TBDATA, 19, 0.327528279 ! mu1
TBDATA, 20, 2.59099193 ! alpha1
TBDATA, 21, 0.01 ! D1
TBDATA, 22, 301 ! ED_Type
TBDATA, 23, 1.40542078 ! r
TBDATA, 24, 0.190450484 ! Uhat
TBDATA, 25, 1.34081936e-07 ! beta
TBDATA, 26, 13 ! EType
TBDATA, 27, 1 ! N
TBDATA, 28, 0.215157763 ! mu1
TBDATA, 29, 2.75146951 ! alpha1
TBDATA, 30, 0.01 ! D1
TBDATA, 31, 506 ! FType
TBDATA, 32, 0.01 ! xi
TBDATA, 33, -0.787851317 ! C
TBDATA, 34, 7.40632592 ! tauHat
TBDATA, 35, 3.36987303 ! m
TBDATA, 36, 0.633548627 ! alpha
TBDATA, 37, 13 ! EType
TBDATA, 38, 1 ! N
TBDATA, 39, 23.5665363 ! mu1
TBDATA, 40, 2.12797584 ! alpha1
TBDATA, 41, 0.01 ! D1
TBDATA, 42, 510 ! FType
TBDATA, 43, 16.7575709 ! tauHat1
TBDATA, 44, 2.60681368 ! m1
TBDATA, 45, 0.100091581 ! tauHat2
TBDATA, 46, 10.5599609 ! m2

! (delete old state variables)
!TBDELE, STATE, matid

! (define new state variables)
! order: TB, Lab, MAT, NTEMP, NPTS
TB, STATE, matid, 1, 24
TBTEMP, 0
TBDATA, 1, 0.0
TBDATA, 2, 0.0
TBDATA, 3, 0.0
TBDATA, 4, 0.0
TBDATA, 5, 0.0
TBDATA, 6, 0.0
TBDATA, 7, 0.0
TBDATA, 8, 0.0
TBDATA, 9, 0.0
TBDATA, 10, 0.0
TBDATA, 11, 0.0
TBDATA, 12, 0.0
TBDATA, 13, 0.0
TBDATA, 14, 0.0
TBDATA, 15, 0.0
TBDATA, 16, 0.0
TBDATA, 17, 0.0
TBDATA, 18, 0.0
TBDATA, 19, 0.0
TBDATA, 20, 0.0
TBDATA, 21, 0.0
TBDATA, 22, 0.0
TBDATA, 23, 0.0
TBDATA, 24, 0.0


MP, DENS, matid, 1300

! MCalibration defined material model -- end
```

C.3. Sikaflex 668 - Parallel Network Modell E

```
! MCalibration defined material model -- start
! Units: [length]=millimeter, [force]=Newton, [time]=seconds, [temperature]=Kelvin
! Material Model: PolyUMod-Parallel-Network
! Calibration file name: Sika_01-2_3_2.mcal

! (define material matid to be a user-material with the specified number of material parameters)
! order: TB, Lab, MAT, NTEMP, NPTS
TB, USER, matid, 1, 46

! (the provided material parameters are for the following temperature)
TBTEMP, 0

! (define the actual material parameters)
TBDATA, 1, 14 ! MM
TBDATA, 2, 0 ! ODE
TBDATA, 3, 5 ! JAC
TBDATA, 4, 0 ! ERRM
TBDATA, 5, 0 ! TWOD_S
TBDATA, 6, 0 ! verb
TBDATA, 7, 0 ! VTIME
TBDATA, 8, 0 ! VELEM
TBDATA, 9, 0 ! VINT
TBDATA, 10, 0 ! ORIENT
TBDATA, 11, 46 ! NPROP
TBDATA, 12, 24 ! NHIST
TBDATA, 13, 1 ! GMU
TBDATA, 14, 500 ! GKAPPA
TBDATA, 15, 0 ! FAILT
TBDATA, 16, 0 ! FAILV
TBDATA, 17, 13 ! EType
TBDATA, 18, 1 ! N
TBDATA, 19, 0.323473076 ! mu1
TBDATA, 20, 2.73315604 ! alpha1
TBDATA, 21, 0.01 ! D1
TBDATA, 22, 301 ! ED_Type
TBDATA, 23, 1.00001294 ! r
TBDATA, 24, 1.05689248 ! Uhat
TBDATA, 25, 0.0416644922 ! beta
TBDATA, 26, 13 ! EType
TBDATA, 27, 1 ! N
TBDATA, 28, 0.525209163 ! mu1
TBDATA, 29, 3.68064599 ! alpha1
TBDATA, 30, 0.01 ! D1
TBDATA, 31, 506 ! FType
TBDATA, 32, 0.01 ! xi
TBDATA, 33, -1.37324919 ! C
TBDATA, 34, 4.86214438 ! tauHat
TBDATA, 35, 3.04496918 ! m
TBDATA, 36, 5.44814245 ! alpha
TBDATA, 37, 13 ! EType
TBDATA, 38, 1 ! N
TBDATA, 39, 0.421999884 ! mu1
TBDATA, 40, 0.38271197 ! alpha1
TBDATA, 41, 0.01 ! D1
TBDATA, 42, 507 ! FType
TBDATA, 43, 7.82643503 ! tauHat
TBDATA, 44, 6.93379077 ! mi
TBDATA, 45, 4.94983471 ! mf
TBDATA, 46, 0.521716866 ! epsH

! (delete old state variables)
!TBDELE, STATE, matid

! (define new state variables)
! order: TB, Lab, MAT, NTEMP, NPTS
TB, STATE, matid, 1, 24
TBTEMP, 0
TBDATA, 1, 0.0
TBDATA, 2, 0.0
TBDATA, 3, 0.0
TBDATA, 4, 0.0
TBDATA, 5, 0.0
TBDATA, 6, 0.0
TBDATA, 7, 0.0
TBDATA, 8, 0.0
TBDATA, 9, 0.0
TBDATA, 10, 0.0
TBDATA, 11, 0.0
TBDATA, 12, 0.0
TBDATA, 13, 0.0
TBDATA, 14, 0.0
TBDATA, 15, 0.0
TBDATA, 16, 0.0
TBDATA, 17, 0.0
TBDATA, 18, 0.0
TBDATA, 19, 0.0
TBDATA, 20, 0.0
TBDATA, 21, 0.0
TBDATA, 22, 0.0
TBDATA, 23, 0.0
TBDATA, 24, 0.0


MP, DENS, matid, 1300

! MCalibration defined material model -- end
```