

Kerstin Puller, Jürgen Denonville,
Walter Haase, Werner Sobek

Hochleistungsfähige, material- minimale und werkstoffgerechte Verbindungstechnik im Glasbau

F 2827

Bei dieser Veröffentlichung handelt es sich um die Kopie des Abschlußberichtes einer vom Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung -BMVBS- im Rahmen der Forschungsinitiative »Zukunft Bau« geförderten Forschungsarbeit. Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2013

ISBN 978-3-8167-9014-3

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon 07 11 9 70 - 25 00
Telefax 07 11 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

www.irb.fraunhofer.de/bauforschung

Hochleistungsfähige, materialminimale und werkstoffgerechte Verbindungs- technik im Glasbau

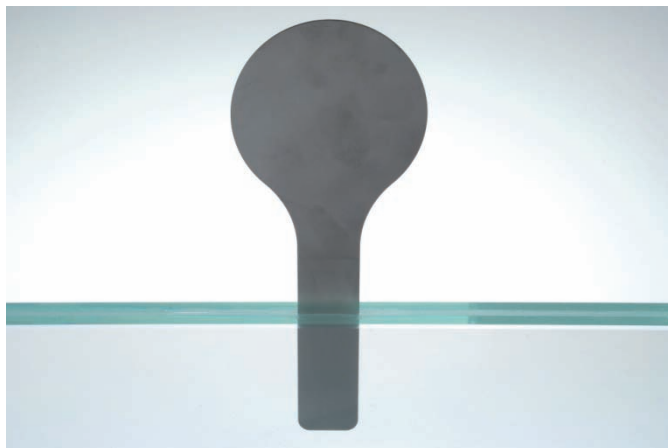
Dipl.-Ing. Kerstin Puller, M.Sc.

M.Eng. Jürgen Denonville

Dr.-Ing. Walter Haase

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Werner Sobek

Juni 2012



Universität Stuttgart

Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren

Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Werner Sobek

Prof. Dr.-Ing. Balthasar Novák

Forschungsprojekt:	Hochleistungsfähige, materialminimale und werkstoffgerechte Verbindungstechnik im Glasbau
Förderstelle:	Forschungsinitiative Zukunft Bau Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR) im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR) Deichmanns Aue 31-37 53179 Bonn (Germany)
Förderkennzeichen:	Z 6 - 10.08.18.7-08.24 / II2-F20-08-21
Bearbeitungszeitraum:	01. 01. 2009 bis 30.06.2010 Kostenneutral verlängert bis 30.06.2012
Mitarbeit:	Dipl.-Ing. Kerstin Puller, M.Sc. M.Eng. Jürgen Denonville Dipl.-Ing. Christian Bergmann Dr.-Ing. Walter Haase
Bearbeitungsbeginn:	Januar 2009
Bearbeitungsstelle:	Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren Direktor: Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Werner Sobek Pfaffenwaldring 7 + 14 70569 Stuttgart Telefon 0711 / 685 63599 Telefax 0711 / 685 66968

Der Forschungsbericht wurde mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesamtes für Bauwesen und Raumordnung gefördert. (Aktenzeichen: Z6-10.08.18.7-08.24/ II2-F20-08-21) Die Verantwortung für den Inhalt des Berichtes liegt bei den Autoren.

Abschnitte dieses Forschungsberichts sind eine genehmigte Vorveröffentlichung der Dissertation „Untersuchung des Tragverhaltens von in die Zwischenschicht von Verbundglas integrierten Lasteinleitungselementen“ von Frau Kerstin Puller und stimmen mit dieser zum Teil inhaltlich und wörtlich überein.

Stuttgart, 05.06.2012

Inhalt

1	Einleitung	1
1.1	Motivation des Forschungsvorhabens	1
1.2	Ziel des Forschungsvorhabens	4
1.3	Methodischer Ansatz	4
1.4	Arbeitsplan	4
2	Grundlagen	7
2.1	Einführung Kunststoffe	7
2.1.1	Definition der Kunststoffe	7
2.1.2	Einteilung der Kunststoffe	7
2.1.3	Bindungskräfte in makromolekularen Systemen	10
2.2	SentryGlas®	12
2.3	Temperaturmessung ILEK	17
3	Technische Ausstattung	19
3.1	Messtechnik	19
3.1.1	Verwendete Wegaufnehmer	19
3.1.2	Beschreibung der Wegaufnehmerkalibrierung	20
3.1.3	Kalibrierung der Wegaufnehmer für die Kurzzeitversuche	23
3.1.4	Messanlage für Langzeitversuche	24
3.1.5	Kalibrierung der Wegaufnehmer Langzeitversuche	24
3.2	Temperatursensoren	26
3.3	Heizkammer für Kurzzeitversuche	27
3.3.1	Anforderungsprofil	27
3.3.2	Bauliche Umsetzung	28
3.3.3	Temperaturregelung	29
3.4	Heizkammer für Langzeitversuche	36
3.4.1	Versuchsbegleitende Temperaturerfassungsmethoden	36
3.4.2	Überprüfung der Temperaturverteilung in der Heizkammer	38
3.4.3	Temperaturverlauf der Temperaturzyklen der Langzeitversuche	46
4	Experimentelle Untersuchungen unter Kurzzeitbelastung	47
4.1	Zugversuche	47
4.1.1	Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm	47
4.1.2	Versuchsdurchführung	50
4.1.3	Versuchsergebnisse	52
4.1.4	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse	57
4.2	Schubversuche	59
4.2.1	Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm	59
4.2.2	Versuchsdurchführung	59
4.2.3	Versuchsergebnisse	61
4.2.4	Numerische Simulation der Schubversuchseinrichtung	64
4.2.5	Alternative Schubversuchsaufbauten	67
4.2.6	Fazit Schubversuche	72

4.2.7	Verwendete Schubmoduli	72
4.3	Auszugsversuche	75
4.3.1	Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm	75
4.3.2	Versuchsdurchführung	76
4.3.3	Ergebnisse der Auszugsversuche mit Standardinsertgeometrie	79
4.3.4	Ergebnisse der Auszugsversuche mit unterschiedlichen Insertgeometrien	87
4.3.5	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse	99
5	Experimentelle Untersuchungen unter Langzeitbelastung	102
5.1	Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm	102
5.1.1	Versuchstemperatur	102
5.1.2	Raumfeuchte	104
5.1.3	Versuchskörpergeometrie für die Langzeitversuche	105
5.1.4	Belastung	106
5.1.5	Versuchsdauer	108
5.2	Versuchsdurchführung	110
5.2.1	Versuchsaufbau	110
5.2.2	Verwendete Versuchskörper für die Langzeitversuche	112
5.3	Versuchsergebnisse	115
5.3.1	Erste Versuchsreihe (T=75 °C) Phase1	115
5.3.2	Erste Versuchsreihe (T=75 °C) Phase 2	126
5.3.3	Erste Versuchsreihe (T=75 °C) Phasen 3 bis 5	130
5.3.4	Erste Versuchsreihe (T=75 °C) Probekörper nach Versuchsende	135
5.3.5	Zweite Versuchsreihe (T=23 °C) Phase 1 und 2	138
5.3.6	Dritte Versuchsreihe (T=40 °C) Phase 1 und 2	140
5.4	Zusammenfassung der Ergebnisse	142
6	Numerische Simulation des Tragverhaltens unter Kurzzeitbelastung	144
6.1	Zugversuche	144
6.1.1	Auswahl eines Materialmodells	144
6.1.2	Ableitung der Materialeingabedaten	147
6.1.3	Numerische Simulation des Zugversuchs mit von-Mises-Fließbedingung	150
6.1.4	Numerische Simulation des Zugversuchs mit der extended Drucker-Prager-Fließbedingung	154
6.1.5	Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen	155
6.1.6	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse	157
6.2	Auszugsversuche	157
6.2.1	Aufbau des numerischen Modells	157
6.2.2	Vorgehen bei der numerischen Simulation	159
6.2.3	Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen	165
6.2.4	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse	174
7	Homogenisierung der Spannungsverteilung durch Geometrieangepassung	175
7.1	Simulation einer hängenden Glasscheibe mit eingebettetem Insert (Standardgeometrie)	175
7.2	Anpassung der Insertgeometrie zur Spannungsreduktion im Glas	187

8 Zusammenfassung der Ergebnisse	195
9 Anregungen für weitere Arbeiten	197
10 Anhang	198
10.1 Ergebniszusammenstellung der Zugversuche an SG-Schulterproben	198
10.2 Invarianten des Spannungstensors und des Spannungsdeviators	204
Tabellenverzeichnis	218
Quellenverzeichnis	221

Danksagung

Die Förderung des Projekts erfolgte durch Mittel der Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesamtes für Bauwesen und Raumordnung.

(Aktenzeichen: Z6-10.08.18.7- 08.24/ II2-F20-08-21)

Dank gilt insbesondere den Mitgliedern der Arbeitsgruppe:

Dipl.-Ing. Architekt Guido Hagel

Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Bischoff

Prof. Dr.-Ing. Christian Bonten

Dipl.-Ing. Fabian Beilharz

Dr. sc. techn. Rudolf Hess

Besonderer Dank gilt auch den Industriepartnern

Seele Sedak GmbH & Co. KG

Du Pont de Nemours (Deutschland) GmbH

Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH

Nicht zuletzt sei den studentischen Hilfskräften und Diplomanden für Ihr Engagement gedankt:

Hannes Bürkle

Tobias Edelmann

Pavel Garbev

Alexander Gross

Marco Houchmand

Christiane Kerschel

Charlotte Kunz

Mona Wiesinger

1 Einleitung

1.1 Motivation des Forschungsvorhabens

Tragende Elemente aus Glas schaffen eine immer wieder aus architektonischer Sicht geforderte Transparenz. Zur Einbindung in ein Tragwerk und aufgrund von beschränkten Fertigungsgrößen müssen zumeist mehrere Glaselemente verbunden werden. Dabei stehen zur Krafteinleitung drei sich unterscheidende Prinzipien zur Verfügung: Krafteinleitung über Kontakt, Reibung oder stofflichen Verbund. Diese Prinzipien werden im Folgenden in Anlehnung an die Ausführungen in [1] zusammengefasst.

Bei der Krafteinleitung über Kontakt liegt die Glasscheibe in einem definierten Bereich auf und überträgt dort Druckkräfte, die senkrecht zur Kontaktfläche wirken. Eine Aufnahme von Zugkräften ist nur durch den Abbau einer vorher aufgetragenen Vorspannung möglich. Weiche Zwischenlagen verhindern den direkten Kontakt zwischen Stahl und Glas bzw. Glas und Glas und sorgen für eine gleichmäßigere Kraftübertragung. Trotzdem entstehen in Abhängigkeit von der zur Verfügung stehenden Kontaktfläche lokale Spannungskonzentrationen im Glas. Die Größe der benötigten Kontaktfläche wird deshalb so festgelegt, dass die auftretenden Spannungen in den Kontaktmaterialien unterhalb ihrer Beanspruchbarkeiten bleiben. Häufig geht hiermit, besonders bei punktueller Kontaktverbindung, eine Vergrößerung der Glasdicke und somit eine unwirtschaftliche Dimensionierung des gesamten Glaselements einher. Trotzdem finden unterschiedliche Ausführungen dieser Verbindungsart Anwendung (Abbildung 1-1).

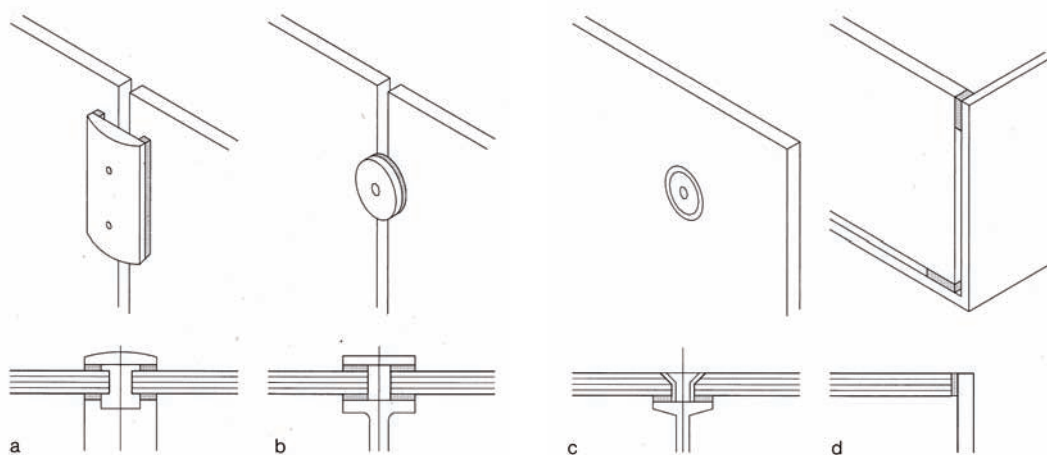


Abbildung 1-1: Krafteinleitung über Kontakt; a - Pressleiste, b - Klemmhalter, c - Punkthalter, d - Halte- und Distanzklötze, als Ansicht (oben) und Schnitt (unten) [1]

Verbindungen dieser Art versagen bei Überschreitung der Tragfähigkeit der Kontaktmaterialien (Glas, Zwischenlage) oder, wenn durch äußere Einwirkungen der Kontakt der einzelnen Materialien nicht mehr gegeben ist (z.B. Versatz der Kontaktmaterialien zueinander) [1].

Bei der Krafteinleitung über Reibung wird die Glasscheibe beispielsweise zwischen zwei Klemmtellern eingeklemmt. Eine Zwischenschicht aus z.B. Weichmetallen (reines Aluminium, enthärtet) oder Kunststoffen (Silikon, EPDM) verhindert den direkten Kontakt zwischen Klemmteller und Glas. Eine Erhöhung der Klemmkraft bewirkt einen nahezu linearen Zuwachs der über Reibung übertragbaren Kraft [1]. Bei der Auslegung der Klemmfläche ist darauf zu achten, dass die durch die Klemmung hervorgerufenen Spannungen im Glas seine Beanspruchbarkeit nicht überschreiten.

Bei dieser Art der Verbindung können zwei Ausführungsvarianten unterschieden werden: mit und ohne Bohrung im Glas zur Durchführung des Bolzens (Abbildung 1-2).

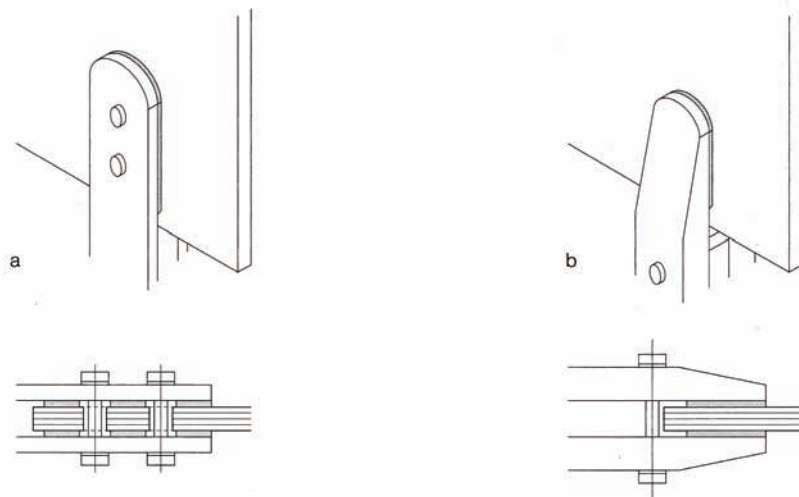


Abbildung 1-2: Krafteinleitung über Reibung am Klemmteller; a - mit Bohrungen, b - ohne Bohrung, [1]

Ein Versagen dieser Verbindungsart kann durch einen Abbau der Reibkraft auftreten. Hierzu kann eine Reduktion der Klemmpressung (Relaxation der Schraubenvorspannung oder Kriechen der Zwischenschicht von VSG) oder sich verändernde Reibungseigenschaften der Kontaktflächen (z.B. durch eindringende Feuchtigkeit) führen [1]. Außerdem ist auf die Dauerstandsfestigkeit der Zwischenschicht zu achten. Zwangskräfte aufgrund von verhinderten Temperaturdehnungen können ebenfalls ein Versagen der Verbindung hervorrufen. Nachteilig ist zudem bei dieser Verbindungsart, dass auf dem außenliegenden Klemmteller Schmutzablagerungen an Fassaden auftreten, die bei Niederschlag Schlieren bilden und den Reinigungsaufwand erhöhen.

Eine weitere Art der Krafteinleitung nutzt den stofflichen Verbund. Dabei findet der durch thermische Behandlung erzielte stoffliche Verbund von Glas zu Glas oder Glas zu Metall bei tragenden Glaskonstruktionen keine Anwendung mehr, da durch die lokale thermische Behandlung sowohl bei der Herstellung als auch beim Einbau Probleme auftraten [1]. Stattdessen werden Klebstoffe zur Verbindung von Glas zu Glas oder Glas zu Metall eingesetzt. Besonders Silikone finden vermehrt Anwendung. Aufgrund der geringen Steifigkeit und Festigkeit der Silikone werden hierfür jedoch große Klebeflächen benötigt, welche die aus architektonischer Sicht geforderte Transparenz von Glaskonstruktionen einschränken. Höherfeste Klebstoffe wie zum Beispiel Acrylate sind momentan im Fokus vieler wissenschaftlicher Untersuchungen. Sie werden zumeist mit sehr geringen Schichtdicken aufgetragen, welches einen Ausgleich der unterschiedlichen Temperaturexpansionen von Glas, Klebstoff und Metall über die Dicke des Klebstoffs erschwert und zu hohen lokalen Spannungen führen kann.

Verunreinigungen auf den zu verklebenden Oberflächen ebenso wie Materialunverträglichkeiten der einzelnen Klebpartner können zum Versagen der Verbindung führen. Der Nachweis der Beständigkeit gegenüber den auftretenden Umwelteinflüssen ist bei dieser Verbindungsart mit Sorgfalt zu führen.

Einen innovativen, in dieser Arbeit verfolgten, Verbindungsansatz auf der Grundlage des stofflichen Verbunds ermöglichen neu entwickelte Zwischenschichtmaterialien von Mehrscheibensystemen. Sie überzeugen durch eine deutlich höhere Steifigkeit, Tragfähigkeit und Temperaturstabilität im Vergleich zu bisherigen Produkten. Anstatt die Last direkt in das Glas einzuleiten und dort lokale Spannungsspitzen zu erzeugen, erfolgt hierbei die Lasteinleitung über ein in die polymere Zwischenschicht eingebettetes Insert. Die Last wird zwischen Glas und Zwischenschicht flächig übertragen, so dass eine möglichst homogene Spannungsverteilung im Glas erzielt und eine wirtschaftliche Dimensionierung des ganzen

Glaselements ermöglicht wird. Die Inserts können bereits im Laminierprozess unter kontrollierbaren Bedingungen in das Mehrscheibenpaket eingebettet und auf der Baustelle über Verbindungsmittel sehr schnell mit der Tragstruktur verbunden werden. Die Sicherung der Resttragfähigkeit bei Glasbruch ist durch die Ausnutzung des duktilen Tragverhaltens der Zwischenschicht gegeben.

Im Rahmen dieses Projekts soll das Tragverhalten dieser Verbindungstechnik unter kurz- und langfristiger Zugbelastung untersucht und eine Methode zur Berechnung der Spannungsverläufe in den unterschiedlichen Verbundpartnern abgeleitet werden.

Die Etablierung dieser Verbindungstechnik würde nicht nur aufgrund der besseren Ausnutzung der Glaselemente durch die Vermeidung von Spannungsspitzen eine wirtschaftlichere Bemessung von Glaskonstruktionen ermöglichen, sondern zugleich einen Innovationsschub im konstruktiven Glasbau provozieren. Neue Entwurfsideen könnten kreiert und umgesetzt, und die gute Wettbewerbsposition deutscher Unternehmen im Glasbau ausgebaut werden.

1.2 Ziel des Forschungsvorhabens

Das Fügen von Bauteilen aus Glas liegt technologisch immer noch weit hinter dem Entwicklungsstand des Werkstoffes selbst zurück. Durch die Weiterentwicklung einer werkstoffgerechten Verbindungstechnik von Glaselementen, die bereits in Vorversuchen sehr vielversprechende Ergebnisse erzielt hat, soll dieser Rückstand aufgeholt werden. Mit der völlig neuartigen Verbindungstechnik sollen eine wirtschaftlichere Dimensionierung von Glaselementen, eine Sicherung der Resttragfähigkeit der Konstruktion nach Glasbruch, eine Steigerung der Transparenz von Glasstrukturen sowie ein verbessertes Montage- und Demontageverhalten erzielt werden.

Im vorliegenden Projekt werden Mehrscheibensysteme, die durch eine polymere Zwischenschicht verbunden sind und bei denen die Lasteinleitung über in die polymere Zwischenschicht eingebettete Inserts erfolgt, untersucht. Auf der Basis von experimentellen und numerischen Untersuchungen sollen die Basiskenngrößen der hochleistungsfähigen Lasteinleitungselemente abgeleitet werden. Das Tragverhalten der Verbindung soll für unterschiedliche Beanspruchungssituationen analysiert werden. Anschliessend folgt die konstruktive und tragstrukturelle Optimierung der Fügeelemente.

Zuerst werden im Rahmen dieses Projekts die charakteristischen Materialeigenschaften der polymeren Zwischenschicht (SentryGlas Plus) ergänzend zu den vorliegenden Herstellerinformationen und Publikationen ermittelt. Dabei wird sowohl die Temperaturabhängigkeit der Materialparameter als auch die Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit und -dauer untersucht. Es werden Probekörperabmessungen gewählt, die einen direkten Vergleich der Materialparameter mit denen von PVB (Polyvinylbutyral-hauptsächlich eingesetztes Zwischenschichtmaterial bei Verbundsicherheitsglas) erlauben. Umfangreiche Untersuchungen wurden hierzu im Rahmen eines vom Fachverband für konstruktiven Glasbau (FKG) geförderten Projekts am ILEK in der Vergangenheit bereits durchgeführt [2].

In einem nächsten Schritt wird das Tragverhalten der neuen Verbindungstechnik durch Auszugsversuche von in die Zwischenschicht integrierten Inserts experimentell untersucht und anschließend durch numerische Simulation abgebildet.

Nach der Analyse der Spannungsverläufe innerhalb der Verbundpartner wird die Insertgeometrie tragstrukturell angepasst. Dabei wird das Ziel verfolgt, Spannungsspitzen abzubauen, um so einen homogenen Lastabtrag zu erzielen.

1.3 Methodischer Ansatz

Im Wesentlichen wird für dieses Projekt eine zweigleisige Untersuchungsmethodik verwendet, die sich auf experimentelle Untersuchungen und numerische Simulationen stützt. Besonders hervorzuheben ist die Interaktion der beiden Untersuchungsmethoden.

Nach der Durchführung von experimentellen Untersuchungen zum Materialverhalten der polymeren Zwischenschicht werden die gewonnenen Parameter in ein Materialmodell implementiert. Durch die Nachrechnung der Versuche wird das numerische Materialmodell validiert.

Das numerische Modell zur Ermittlung des Tragverhaltens eines Lasteinleitungselements wird durch Versuche unter Kurzzeitbelastung validiert. Danach erfolgt mit Hilfe der numerischen Simulation die tragstrukturelle Optimierung der Insertgeometrie.

1.4 Arbeitsplan

Im Laufe des Projekts erfolgte in Abstimmung mit dem „Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung“ eine Überarbeitung des Arbeitsplans. Der überarbeitete Arbeitsplan ist in sechs Arbeitspakete aufgeteilt und beinhaltet folgende Arbeitsschritte:

Arbeitspaket 1: Untersuchungen zum Materialverhalten der Zwischenschicht (SentryGlas®)

- i. Ermittlung von Materialparametern der polymeren Zwischenschicht
- ii. Erstellung eines Materialmodells zur numerischen Simulation des Materialverhaltens

Arbeitspaket 2: Lasteinleitungselement für Zugkräfte - Variation der Randbedingungen

- i. Entwicklung einer Versuchsvorrichtung zur Lastaufbringung
- ii. Herstellung von Probekörpern (Standardgeometrie) durch Projektpartner (Sedak)
- iii. Durchführung von Auszugsversuchen unter ausgewählten Randbedingungen (Temperatur, Belastungsgeschwindigkeit)
- iv. Entwicklung eines numerischen Modells zur Simulation des Tragverhaltens
- v. Vergleich der Ergebnisse aus den experimentellen und aus den numerischen Untersuchungen

Arbeitspaket 3: Lasteinleitungselement für Zugkräfte - Langzeitbelastung

- i. Entwurf und Dimensionierung einer Versuchseinrichtung zur Aufbringung von Langzeitbelastungen
- ii. Erarbeitung eines Versuchsprogramms
- iii. Herstellung von Probekörpern (Standardgeometrie)
- iv. Bau der Versuchseinrichtung
- v. Auslegung und Kalibrierung der Messtechnik und Aufbau eines versuchsbegleitenden Datenerfassungssystems
- vi. Versuchsvorbereitung (Einbau der Probekörper in die Versuchsrahmen, Bestückung mit der Messtechnik)
- vii. Durchführung der Versuche gemäß Versuchsprogramms
- viii. Auswertung der Versuche

Arbeitspaket 4: Lasteinleitungselement für Zugkräfte - Variation der Geometrie

- i. Ableiten von Geometrievarianten auf der Grundlage der bisherigen Erkenntnisse
- ii. Herstellung von Probekörpern mit unterschiedlichen Insertgeometrien durch den Projektpartner (Sedak)
- iii. Durchführung von Auszugsversuchen unter konstanten Randbedingungen
- iv. Vergleich der Ergebnisse aus der in AP4 untersuchten Insertgeometrien mit dem Standardinsert aus AP2

Arbeitspaket 5: Untersuchung des Tragverhaltens einer optimierten Insertgeometrie unter Zugbelastung

- i. Ableiten einer optimierten Lasteinleitungselementgeometrie aus den Erkenntnissen aus AP1, AP2 und AP3
- ii. Numerische Simulation des Tragverhaltens der optimierten Geometrie
- iii. Zusammenfassung der Ergebnisse

Arbeitspaket 6: Dokumentation

- i. Zusammenfassung der Ergebnisse der experimentellen und numerischen Untersuchungen und Erstellung des Abschlussberichts

Die Gliederung des Berichts ist im Gegensatz zum Arbeitsplan nicht chronologisch, sondern thematisch strukturiert. So sind in Kapitel 2 grundlegende Informationen zu Kunststoffen allgemein und im Speziellen für den hier verwendeten Kunststoff SentryGlas ebenso aufgeführt, wie eine grundlegende Beschreibung des im Fassadenbereich relevanten Temperaturprofils. Daraus abgeleitet werden die Versuchstemperaturen festgelegt.

In Kapitel 3 sind die für die Durchführung aller Versuche relevanten technischen Geräte, deren Kenngrößen, deren Überprüfung der Verwendbarkeit und deren Genauigkeiten dargestellt.

Kapitel 4 umfasst die Beschreibung und Auswertung aller durchgeführten Kurzzeitversuche, die in den Arbeitspaketen 1, 2 und 4 vorgesehen sind. Zur Ermittlung der Materialparameter wurden, Zug- und Schubversuche durchgeführt. Zur Erfassung des Gesamttragverhaltens unter Zugbelastungen erfolgten Auszugsversuche an einlaminierten Inserts.

Im Kapitel 5 sind die gemäß Arbeitspaket 4 durchgeführten Langzeitversuche zur Überprüfung der Kriechneigung der Verbindung beschrieben und deren Ergebnisse ausgewertet.

Die Kapitel 6 und 7 beinhalten die Beschreibung der numerischen Simulation der Standardinserts und deren Anwendung auf optimierte Insertgeometrien. Diese entsprechen den in Arbeitspaket 2 und 5 vorgesehenen numerischen Simulationen.

In den Kapiteln 8 und 9 sind Ergebnisse des Forschungsprojekts zusammengefasst und die Autoren geben Anregungen für weitere Forschungsarbeiten in diesem Bereich.

2 Grundlagen

2.1 Einführung Kunststoffe

2.1.1 Definition der Kunststoffe

„Kunststoffe sind synthetisch-organische Werkstoffe, die als wesentliche Bestandteile Makromoleküle enthalten“ [3], aber normalerweise noch mit anderen Substanzen (so genannten Additiven) versetzt sind. Dabei werden als Makromoleküle chemische Verbindungen angesehen, die aus mindestens 1000 Atomen bestehen. Da Makromoleküle zumeist aus vielen gleichen Teilchen aufgebaut sind, dient häufig die Bezeichnung Polymermolekül(e) (griechisch: polys, viele; meros, Teil), bzw. der Substanzbegriff Polymer(e) zur Präzisierung [3].

2.1.2 Einteilung der Kunststoffe

Nach [4] lassen sich Kunststoffe aufgrund ihres thermo-mechanischen Verhaltens in drei Polymerklassen, Thermoplaste, Elastomere und Duromere, einteilen. Zur Unterscheidung der einzelnen Polymerklassen dient der in [5] genormte Torsionsschwingversuch, bei dem der Schubmodul eines Probekörpers bei unterschiedlichen Temperaturen ermittelt wird.

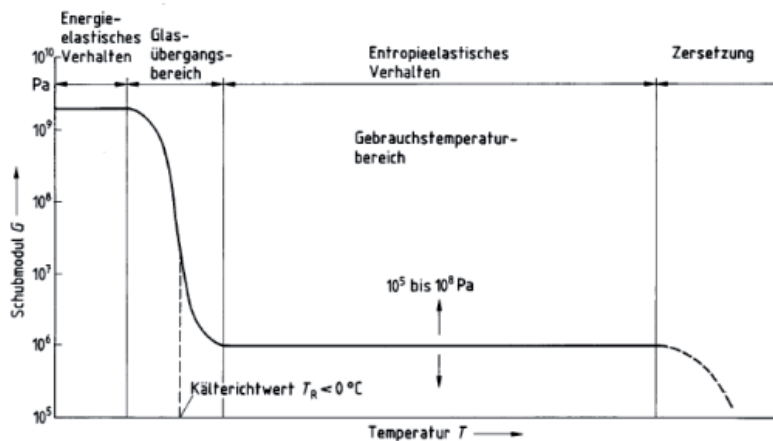


Abbildung 2-1: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von Elastomeren nach [4]

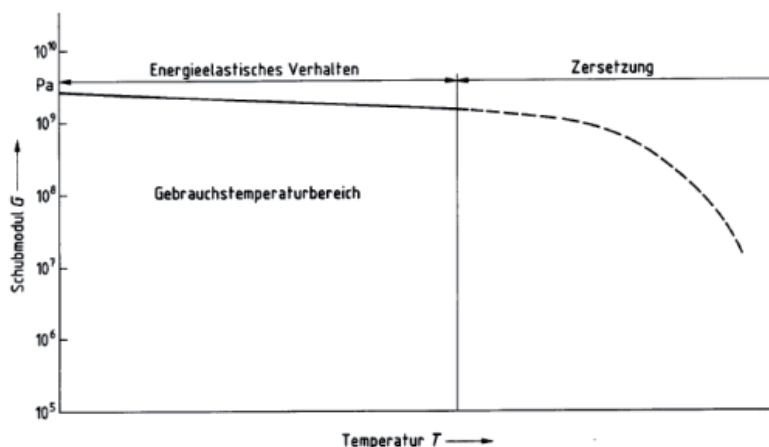


Abbildung 2-2: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von Duromeren nach [4]

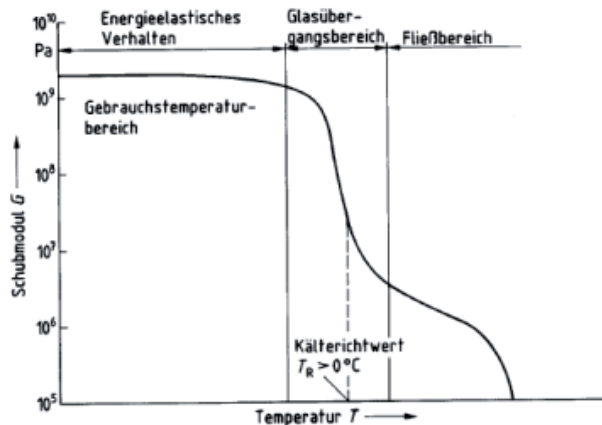


Abbildung 2-3: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von amorphen Thermoplasten nach [4]

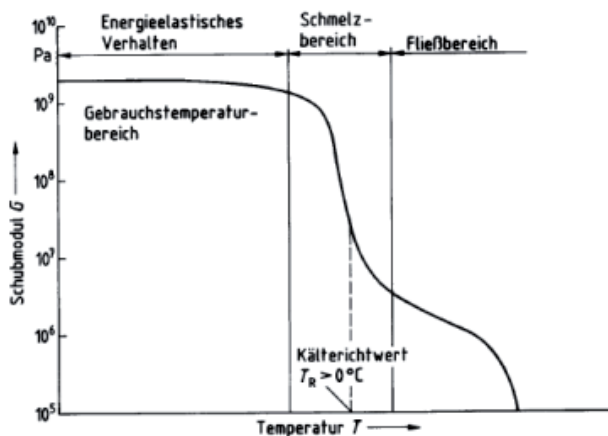


Abbildung 2-4: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von teilkristallinen Thermoplasten nach [4]

Das prinzipiell unterschiedliche thermomechanische Verhalten von Elastomeren, Duromeren und Thermoplasten beruht auf der unterschiedlichen räumlichen Anordnung der Makromoleküle untereinander und den zwischen ihnen wirkenden Bindungskräfte. Bei Thermoplasten werden die Makromoleküle durch Nebenvalenzbindungen und mechanische Bindungen zusammengehalten (vergleiche 2.1.3) - chemische Bindungen sind im Allgemeinen nicht vorhanden. Nach ihrem Ordnungszustand lassen sich amorphe und teilkristalline Thermoplaste unterscheiden. Ordnen sich Makromoleküle in Bereichen in kristallinen Strukturen an, so werden diese Thermoplaste als teilkristallin bezeichnet (Abbildung 2-5).



Abbildung 2-5: Schematische Darstellung eines amorphen (links) und eines teilkristallinen (rechts) Thermoplasts [3]

Da die Bildung einer vollständig kristallinen Struktur nicht möglich ist, haben teilkristalline Thermoplaste auch Bereiche, in denen die Makromoleküle ungeordnet (amorph) angeordnet sind. Es existieren mehrere Modelle zur Beschreibung des prinzipiellen Aufbaus eines

teilkristallinen Bereichs. Exemplarisch sind in Abbildung 2-6 das Modell "reguläre Faltung" und das "Switchboard-Modell" dargestellt [3].



Abbildung 2-6: Modelle zur Beschreibung des prinzipiellen Aufbaus der teilkristallinen Bereiche, links: Modell der regulären Faltung, rechts: "Switchboard-Modell" [3]

Die miteinander verknäulten Makromolekülketten eines amorphen Thermoplasts liegen bei niedrigen Temperaturen (Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur) in einem starren Zustand vor. Hieraus resultiert ein eher steifes und sprödes Materialverhalten. Dieses Materialverhalten bleibt bei Erwärmung über einen weiten Temperaturbereich erhalten, bis der Erweichungsbereich (oder auch Glasübergangsbereich) erreicht ist. In diesem Temperaturbereich erweicht die Struktur soweit, dass die (Mikro-) Brownsche Molekularbewegungen zunehmen und der Schubmodul stark abfällt [3]. (Als (Mikro-) Brownsche Molekularbewegungen werden Gestaltsänderungen der Makromoleküle bezeichnet, die durch die Drehung der C-C-Bindungen der Hauptkette hervorgerufen werden [6].) Bei teilkristallinen Thermoplasten führt das Einsetzen der (Mikro-) Brownschen Bewegungen jedoch nur zu einem geringen Steifigkeitsabfall, da in diesem Temperaturbereich noch die Steifigkeit der kristallinen Bereiche dominiert. Erst bei Erreichen des (Kristallit-) Schmelztemperaturbereichs wird die Bewegungsfreiheit der kristallin angeordneten Makromoleküle so vergrößert, dass die Nebenvalenzbindungen deutlich geschwächt werden. Ein Abfall des Schubmoduls ist die Folge (vgl. Abbildung 2-2).

Die Makromoleküle von Elastomeren hingegen sind weitmaschig chemisch vernetzt (Abbildung 2-7). Aufgrund der dreidimensionalen, weitmaschigen Vernetzung der Makromolekülketten können im Gebrauchstemperaturbereich selbst große Verformungen elastisch aufgenommen werden. Unterhalb des Gebrauchstemperaturbereichs ist die Bewegungsfreiheit der Makromoleküle stark eingeschränkt, so dass hier ein sprödes Materialverhalten kennzeichnend ist. Bei Erhöhung der Temperatur über den Gebrauchstemperaturbereich hinaus tritt ein Abbau der chemischen Makromoleküle d.h. eine Zersetzung des Materials ein [3].

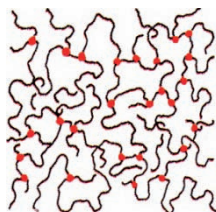


Abbildung 2-7: Schematische Darstellung eines chemisch vernetzten Elastomers [3]

Duomere bestehen aus engmaschig, dreidimensional chemisch vernetzten Makromolekülen, deren Netzwerk ein kompaktes Molekül bildet [7] (Abbildung 2-8). Aufgrund der starken Vernetzung sind Verformungen nur eingeschränkt möglich und ein sprödes und steifes Materialverhalten ist die Folge. Während bei Erwärmung im Gebrauchstemperaturbereich der Schubmodul nahezu konstant bleibt, so beginnt bei Temperaturen oberhalb dieses Bereichs die chemisch-thermische Zersetzung und ein Abfall des Schubmoduls [3].

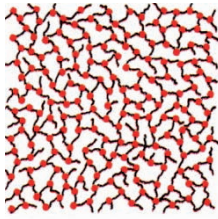


Abbildung 2-8: Schematische Darstellung eines chemisch vernetzten Duroplasts [3]

2.1.3 Bindungskräfte in makromolekularen Systemen

Die in einem Polymer vorhandenen Makromoleküle werden durch wirkende Bindungskräfte zusammengehalten. Die vorherrschenden Bindungskräfte bestimmen wesentlich das mechanische Verhalten des Polymers. Es lassen sich chemische (Hauptvalenz-) und physikalische (Nebervalenz-) Bindungen unterscheiden. Deutlich höhere Bindungsenergien treten bei Hauptvalenzbindungen auf. Hierbei werden Monomere zu Polymermolekülen bzw. Makromoleküle untereinander chemisch vernetzt. Wichtigste Partner dieser Verbindung, die erst bei Erreichen der Zersetzungstemperatur geschwächt bzw. zerstört wird, sind C, H, O, N, S, Cl, F [3].

Neben den Hauptvalenzbindungen wirken in einem Polymer auch Nebervalenzbindungen. Hierbei handelt es sich um physikalische Bindungen. Ihre Bindungsenergie ist mit ca. 2 bis 20 kJ/mol rund 10 bis 100 mal schwächer als die der Hauptvalenzbindungen. Nach Art und Stärke der Bindung lassen sich Bindungen durch Dispersionskräfte, durch Dipol-Dipol-Kräfte, durch Induktionskräfte und durch Wasserstoffbrückenbindung unterscheiden. Die drei zuerst aufgeführten werden auch als Bindungen durch van der Waalsche Kräfte bezeichnet.

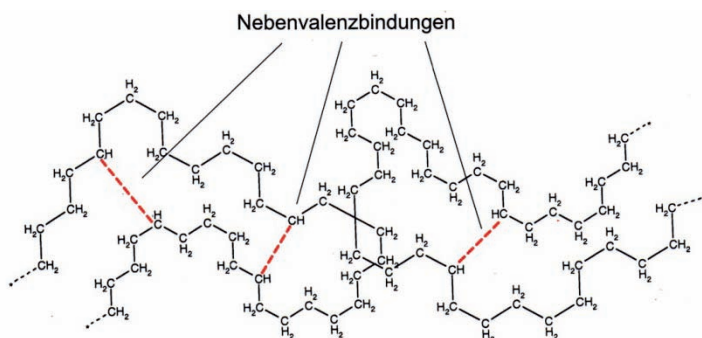


Abbildung 2-9: Zwischen Makromolekülen wirkende Nebervalenzbindungen [3]

Dispersionskräfte beruhen auf der gegenseitigen Anziehung benachbarter Moleküle. Dabei ist die Bindungsenergie umgekehrt proportional zur sechsten Potenz des Abstands der Moleküle - eine Vergrößerung des Abstands führt dementsprechend zu einer starken Reduktion der Bindungsenergie. Durch eine Temperaturzunahme geraten die Makromoleküle in einem Polymer in Bewegung. Mit dieser Bewegung geht eine Vergrößerung des Molekülabstands einher. Hieraus folgt eine Reduktion der wirkenden Dispersionskräfte und dementsprechend eine Reduktion der mechanischen Eigenschaften [3].

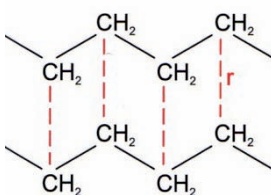


Abbildung 2-10: Zwischen Makromolekülen wirkende Dispersionskräfte [3]

Bindungen aufgrund von Dipol-Dipol-Kräften resultieren aus der unterschiedlichen Polarität der einzelnen chemischen Elemente. Ihre Energie ist umgekehrt proportional zur vierten Potenz des Abstands der Elemente und nimmt ebenfalls bei steigender Temperatur ab [3].



Abbildung 2-11: Dipol einer -CHCl Gruppe [3]

Induktionskräfte entstehen durch die Polarität von Molekülteilen, die durch Elektronen ziehende oder schiebende Substituenten hervorgerufen wurde [3].

Die Wasserstoffbrückenbindung ist mit einer Bindungsenergie von bis zu 40 kJ/mol die stärkste aller Nebenvalenzbindungen. Sie resultiert aus der Wechselwirkung benachbarter polarisierter Moleküle, bei denen H-Atome an der Ladungsverschiebung beteiligt sind [3].

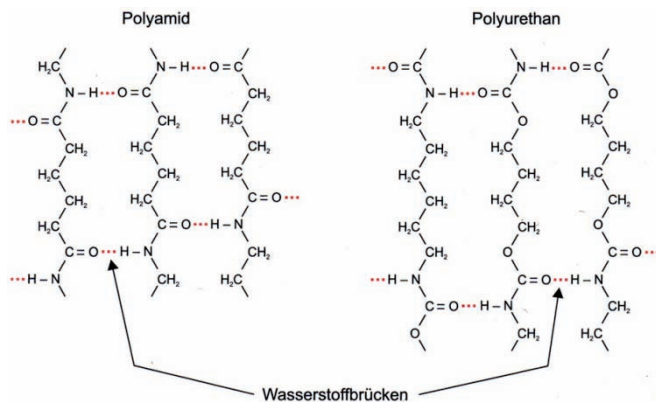


Abbildung 2-12: Schematische Darstellung einer Wasserstoffbrückenbindung [3]

Bei der Ionenbindung handelt es sich um eine sehr starke Bindung, die zwischen Kationen und Anionen auftritt. Durch die gezielte Steuerung der maximal vorhandenen Bindungsmöglichkeiten je Makromolekül ist diese Bindung so einstellbar, dass trotz ihrer Stärke ein thermoplastisches Verhalten erreicht werden kann. Ein Beispiel für einen solchen "Ionomer" ist die Copolymerisation von Polyethylen mit einer organischen Säure. Wobei bei der organischen Säure anschließend das Copolymer teilweise mit alkalischen Medien neutralisiert wird und Metallsalze mit zweiwertigen Kationen entstehen. Das Resultat sind Makromolekülketten mit partiellen Ionenbindungen zwischen benachbarten Ketten [3].

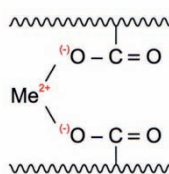


Abbildung 2-13: Schematische Darstellung einer Ionenbindung [3]

Aufgrund der verknäulten Anordnung treten Verhakungen und somit auch mechanische Bindungen zwischen den Makromolekülketten auf. Dabei steigt die Größe der mechanischen Bindung mit der Länge der Makromolekülketten an, da bei langen Molekülketten mehr Verhakungen auftreten [3].

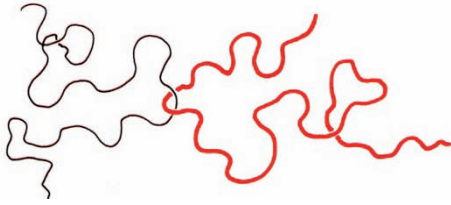


Abbildung 2-14: Schematische Darstellung einer mechanischen Bindung [3]

2.2 SentryGlas®

Bei dem Produkt SentryGlas® (im Folgenden als SG bezeichnet) der Firma DuPont handelt es sich um ein polymeres Zwischenschichtmaterial für die Verwendung bei mehrlagigen Glassystemen, welches seit dem Jahr 2002 in Europa verfügbar ist. Ursprünglich für die Applikation in Hurrikanegebieten konzipiert weist es im Vergleich zu herkömmlichen Produkten laut Herstellerangaben deutlich überlegene Materialeigenschaften auf. Nach [8] besitzt SG eine hundertmal größere Steifigkeit und fünffach höhere Zugfestigkeit als herkömmliche Zwischenschichtmaterialien. Abbildung 2-15 zeigt schematisch die Zugspannungs-Dehnungslinie für SG und PVB (Polyvinylbutyral, herkömmliches Zwischenschichtmaterial) bei Raumtemperatur in Anlehnung an [9].

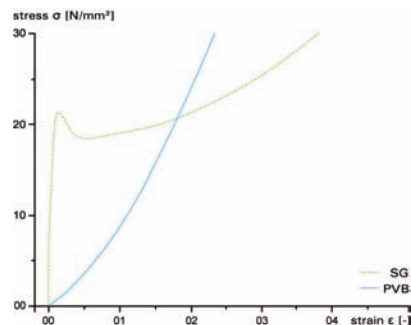


Abbildung 2-15: Schematische Darstellung der Zugspannungs-Dehnungslinie von SG und PVB bei Raumtemperatur nach [9]

Aufgrund seiner chemischen Zusammensetzung lässt sich SG in die Gruppe der Ionomere einordnen (vgl. 2.1.3.)

SentryGlas stellt eine Hauptkomponente des in dieser Arbeit betrachteten Verbundsystems dar. Sein Materialverhalten bestimmt wesentlich das Tragverhalten des Lasteinleitungselements, so dass zur Beschreibung des Tragverhaltens die Kenntnis des mechanischen Verhaltens von SG erforderlich ist. Auf die vorliegenden Informationen zum mechanischen Verhalten von SG wird im Folgenden eingegangen. Neben den zur Verfügung stehenden Herstellerinformationen werden die Versuchsergebnisse einer dynamisch-mechanischen Analyse aufgeführt und weiterführende Ergebnisse von mechanischen Untersuchungen zweier Forschungsstellen zusammengefasst.

In Tabelle 2-1 bis Tabelle 2-3 sind die Materialwerte von SGP 5000 nach Herstellerangaben, Stand April 2008, dargestellt [10]. Anfang 2009 fand eine Umbenennung des Produkts von SGP 5000 zu SG statt. Nach Aussage der herstellenden Firma fand zwischenzeitlich keine Modifikation des Materials statt. Beide Produkte sind dementsprechend als gleichwertig anzusehen. Die Ermittlung der Daten erfolgte mit Hilfe einer dynamisch-mechanischen Analyse nach ASTM D 4065 [11] und durch Kriechversuche.

	Zugmodul [N/mm ²]	Belastungsdauer						
		1 s	3 s	1 min	1 h	1 Tag	1 Monat	10 a
Temperatur [°C]	10	692	681	651	597	553	499	448
	20	628	612	567	493	428	330	256
	24	581	561	505	416	327	217	129
	30	442	413	324	178	148	34,7	15,9
	40	228	187	91,6	27,8	13,6	9,86	8,84
	50	108	78,8	33,8	12,6	8,45	6,54	6,00
	60	35,3	24,5	10,9	5,10	3,87	3,24	2,91
	70	11,3	8,78	5,64	2,52	1,77	1,44	1,35
	80	4,65	3,96	2,49	0,96	0,75	0,63	0,54

Tabelle 2-1: E-Modul [N/mm²] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [10]

	Schubmodul [N/mm ²]	Belastungsdauer						
		1 s	3 s	1 min	1 h	1 Tag	1 Monat	10 a
Temperatur [°C]	10	240	236	225	206	190	171	153
	20	217	211	195	169	146	112	86,6
	24	200	193	173	142	111	73,2	43,3
	30	151	141	110	59,9	49,7	11,6	5,31
	40	77,0	63,0	30,7	9,28	4,54	3,29	2,95
	50	36,2	26,4	11,3	4,20	2,82	2,18	2,00
	60	11,8	8,18	3,64	1,70	1,29	1,08	0,97
	70	3,77	2,93	1,88	0,84	0,59	0,48	0,45
	80	1,55	1,32	0,83	0,32	0,25	0,21	0,18

Tabelle 2-2: Schubmodul [N/mm²] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [10]

	Querkontraktions- zahl [-]	Belastungsdauer						
		1 s	3 s	1 min	1 h	1 Tag	1 Monat	10 a
Temperatur [°C]	10	0,442	0,443	0,446	0,450	0,454	0,458	0,463
	20	0,448	0,449	0,453	0,459	0,464	0,473	0,479
	24	0,452	0,453	0,458	0,465	0,473	0,482	0,489
	30	0,463	0,466	0,473	0,485	0,488	0,497	0,499
	40	0,481	0,484	0,492	0,498	0,499	0,499	0,499
	50	0,491	0,493	0,497	0,499	0,499	0,500	0,500
	60	0,497	0,498	0,499	0,500	0,500	0,500	0,500
	70	0,499	0,499	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500
	80	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500

Tabelle 2-3: Querkontraktionszahl [-] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [10]

Bei der Betrachtung der Materialwerte ist der allgemeine Trend ersichtlich, dass die Zug- und die Schubsteifigkeit von SG bei steigenden Temperaturen und längeren Belastungsdauern abnehmen. Dabei scheint der Abfall der Steifigkeit besonders stark im Temperaturbereich von 30 °C bis 60 °C aufzutreten.

Diese Beobachtung deckt sich mit Ergebnissen einer am Institut für Baukonstruktion der Technischen Universität Dresden durchgeführten dynamisch-mechanischen Analyse (DMA). Bei der dynamisch-mechanischen Analyse wird eine zu untersuchende Materialprobe einer zyklischen Belastung konstanter Frequenz ausgesetzt und dabei die Umgebungstemperatur schrittweise erhöht [12]. Es erfolgt die Messung der Kraftamplitude, der Verformungsamplitude und der Phasenverschiebung zwischen aufgebrachter Belastung und Systemantwort. Um eine Schädigung der Probe zu vermeiden, ist die Größe der Belastung so zu wählen, dass sie

innerhalb des elastischen Bereichs des Materialverhaltens liegt. Das Verhältnis zwischen elastischer Spannung und dynamischer Deformation wird mit der komplexen Größe E^* beschrieben. Diese besteht aus einem Realteil E' (Speichermodul) und einem Imaginärteil E'' (Verlustmodul). Der Speichermodul ermöglicht eine Aussage über die Energiespeicherefähigkeit des Materials und steht in Beziehung zur Materialsteifigkeit. Der Verlustmodul kennzeichnet den Anteil an zugeführter Energie, der durch die Verformung der Probe zum Beispiel in Wärme umgewandelt wird bzw. verloren geht. Der Verlustfaktor $\tan \delta$ ist definiert als der Quotient aus Verlust- und Speichermodul.

Bei den an der TU Dresden durchgeführten Messungen wurden mehrere SG-Proben im Zug- und im Biegemodus einem Temperaturbereich von ca. -150 °C / -120 °C bis 80 °C (Heizrate: 1 K/min) ausgesetzt und Belastungen mit Frequenzen von $0,5\text{ Hz}$, 1 Hz , 5 Hz und 10 Hz aufgebracht. Ein charakteristischer Verlauf der Messgrößen ist in Abbildung 2-16 dargestellt [13]; alle im Folgenden aufgeführten Werte beziehen sich auf den graphisch dargestellten Versuch und können als Anhaltswerte dienen.

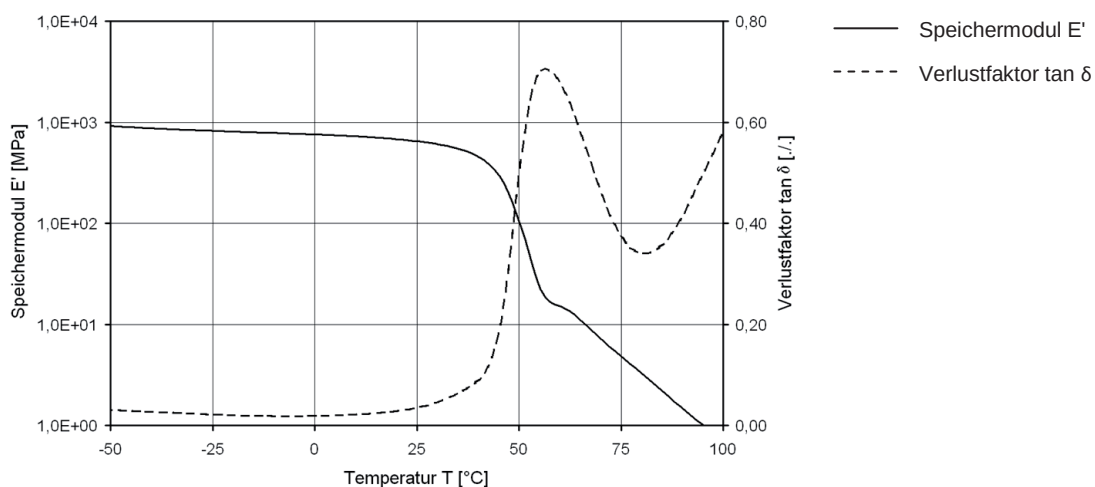


Abbildung 2-16: DMA-Thermogramm einer SG-Probe, Temperaturbereich von -50 °C bis $+100\text{ °C}$, [14]

Während der Speichermodul E' in einem Bereich von -50 °C bis ca. 30 °C einen nahezu konstanten Wert einnimmt, ist für Temperaturen $> 30\text{ °C}$ ein starker Abfall zu verzeichnen. Ein ähnlicher Verlauf lässt sich für den Verlustfaktor beobachten. Auch dieser ist in einem Bereich von -50 °C bis ca. 30 °C annähernd konstant und auf einem niedrigen Niveau. Wäre der Probekörper rein elastisch, so reagierte er verzögerungsfrei auf die aufgebrachte Belastung. Ein kleiner Verschiebungswinkel ist somit ein Zeichen für einen hohen elastischen und einen geringen viskosen Verformungsanteil. Ab einer Temperatur von ca. 30 °C nimmt die Phasenverschiebung deutlich zu und erreicht bei ca. $55 - 60\text{ °C}$ ein Maximum. Der Tangens des Phasenwinkels δ erreicht hier einen Wert um $0,7$ (dieses entspricht einem Phasenwinkel von ca. 35°). Da bei reiner Viskosität ein Phasenversatz von 90° auftritt, zeigen die gemessenen Werte, dass in dem betrachteten Temperaturbereich weder rein elastisches, noch rein viskoses, sondern vielmehr ein visko-elastisches Materialverhalten vorliegt.

Weitere Versuche zum Materialverhalten von SG wurden unter anderem an der FH München [15] durchgeführt. Das Versuchsprogramm umfasste Zugversuche an SG-Folienmaterial, Schubversuche an kleinformatigen Verbundglasscheiben, Untersuchungen an punktförmig und zweiseitig linienförmig gelagerten Scheiben sowie zur Stabilität des Verbundes. Für die Entwicklung von numerischen Materialmodellen sind dabei besonders die durchgeführten Zug- und Schubversuche von Interesse, da bei diesen die Bestimmung des Materialverhaltens der Zwischenschicht und weniger die Beschreibung des Tragverhaltens des Verbundsystems im Vordergrund stehen. Abbildung 2-17 und Abbildung 2-18 fassen die Ergebnisse der Zugversuche zusammen. Beiden Abbildungen ist zu entnehmen, dass sich SG steifer verhält

als PVB. Die Feuchtlagerung der SG-Proben bewirkt eine Reduktion der Fließgrenze, wohingegen nach UV-Alterung eine geringere Bruchdehnung charakteristisch ist.

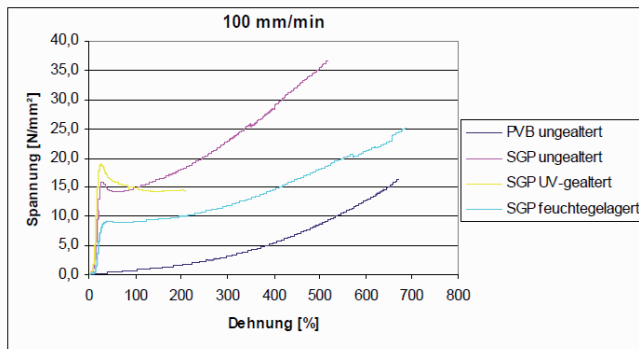


Abbildung 2-17: Gemittelte Spannungs-Dehnungs-Kurven der jeweiligen Testreihe [15]

		Probe 1	Probe 2	Probe 3	Probe 4	Probe 5	Probe 6	Mittelwert
PVB ungealtert	E-Modul [N/mm²]	*	*	*	*	*	*	
	Bruchdehnung [%]	699,5	684,5	704,4	668,8	689,0	690,9	689,5
	Bruchspannung [N/mm²]	15,4	16,5	14,7	18,7	19,4	18,7	17,2
SGP ungealtert	E-Modul [N/mm²]	221,4	320,3	309,8	257,6	197,9	*	261,4
	Bruchdehnung [%]	386,1	333,0	495,2	504,3	484,3	*	440,6
	Bruchspannung [N/mm²]	27,3	27,7	36,1	36,6	35,0	*	32,5
SGP UV-gelagert	E-Modul [N/mm²]	333,9	252,9	420,4	443,2	414,0	*	372,9
	Bruchdehnung [%]	74,8	197,5	119,9	86,9	95,4	*	114,9
	Bruchspannung [N/mm²]**	12,9	14,2	13,9	14,7	15,1	*	14,2
SGP feuchtegelagert	E-Modul [N/mm²]	90,0	92,7	100,4	97,1	101,9	*	96,4
	Bruchdehnung [%]	672,4	639,3	511,6	558,4	607,6	*	597,9
	Bruchspannung [N/mm²]	25,1	22,1	18,2	22,2	22,7	*	22,1

* = wurde nicht ermittelt ** = der maximale Wert im Kurvenverlauf liegt höher als der Bruchwert

Abbildung 2-18: Ergebniszusammenstellung der Folien-Zugversuche aus [15]

Wie Abbildung 2-18 zu entnehmen ist, variiert der E-Modul ungealterter SG-Proben zwischen 197,9 N/mm² (Probe 5) und 320,3 N/mm² (Probe 2). Auf Probe 5 bezogen entspricht dieses einer Abweichung von über 60 %. Es erfolgt in [15] keine Diskussion dieser Abweichung.

Im Rahmen desselben Forschungsvorhabens [15] wurde der Schubmodul von SG an kleinformigen (250 mm x 80 mm) Verbundglasproben untersucht. Die Belastung der Proben erfolgte mit einer Traversengeschwindigkeit von 5 mm/min, bzw. 0,5 mm/min bis zu einer Last von 2 kN (bei den gewählten Abmessungen entspricht dies einer rechnerischen Schubspannung von 0,5 N/mm²). Versuchsreihen bei unterschiedlichen Temperaturen (-3 °C, 20 °C, 40 °C, 60 °C, 70 °C, 75 °C und 80 °C) und nach unterschiedlichen Lagerungen wurden durchgeführt. Die erzielten Ergebnisse streuen innerhalb einer Versuchsreihe bereits sehr stark. So variiert der Schubmodul ungealterter Proben bei 20 °C zwischen ca. 33 N/mm² und 127 N/mm², bei 75 °C zwischen ca. 1 N/mm² und 30 N/mm². Eine Abhängigkeit des Schubmoduls von der Belastungsgeschwindigkeit konnte bis zu einer Temperatur von 60 °C nicht festgestellt werden.

Die in [15] veröffentlichten Ergebnisse illustrieren den qualitativen Einfluss unterschiedlicher Lagerungs- und Umweltbedingungen auf das Materialverhalten von SG. Aufgrund der auftretenden Abweichungen von bis zu 60% innerhalb einer Meßreihe können die ermittelten Kennwerte jedoch nicht als Grundlage für eine numerische Simulation verwendet werden.

An der Universität Ghent wurde an Schulterproben (nach [16]) das einaxiale Zugverhalten von SGP 2000 untersucht [17]. (Bei SGP 2000 handelt es sich um das Vorgängerprodukt von SGP 5000 bzw. SG, dessen Materialzusammensetzung laut Herstelleräußerungen von den Nachfolgeprodukten nur geringfügig abweicht.) Abbildung 2-19 zeigt die Spannungs-Dehnungslinien für Versuchsgeschwindigkeiten von 5, 10, 20, 50 und 100 mm/min (Raumtemperatur: 20 ± 1 °C, Luftfeuchtigkeit: 54 - 65 %). Während sich der prinzipielle Verlauf der Spannungs-Dehnungslinien für alle Versuchsgeschwindigkeiten sehr ähnelt (linearer Ast im Anfangsbereich, gefolgt von einem plastischen Plateau und anschließend von einem Verfestigungsbereich), so führen höhere Versuchsgeschwindigkeiten zu höheren Streckspannungen und -dehnungen.

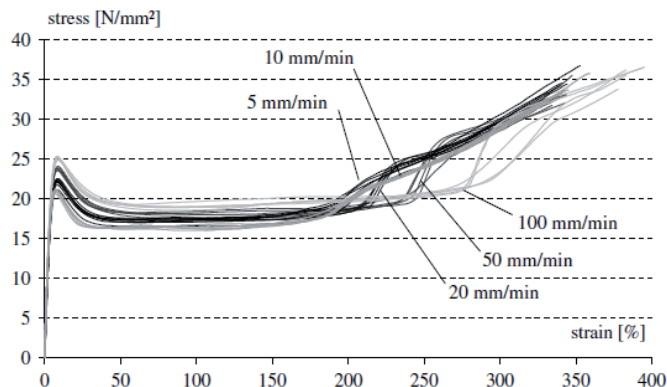


Abbildung 2-19: Spannungs-Dehnungslinien von SGP 2000 Schulterproben unter Zugbelastung bei Raumtemperatur [17]

Die in [17] veröffentlichten Materialparameter können für eine prinzipielle Beschreibung des Materialverhaltens von SentryGlas verwendet werden. Um das Materialverhalten in einem numerischen Modell auch im Bereich kleiner Dehnungen abzubilden, ist die in Abbildung 2-18 dargestellte Grafik aufgrund des gewählten Maßstabs jedoch nicht geeignet: so nimmt der Bereich bis zu einer Streckdehnung von 10% nur 1/40 der Abszisse ein.

Die zum Zeitpunkt dieser Arbeit vorliegenden Informationen zum mechanischen Verhalten von SG (bzw. von Vorgängerprodukten) umfassen Einpunkt-Kennwerte des Herstellers für unterschiedliche Belastungsdauern in einem Temperaturbereich von 10 - 80 °C [10], Ergebnisse zum temperaturabhängigen Steifigkeitsverlauf [13], Untersuchungen zum Einfluss unterschiedlicher Lagerungs- und Umweltbedingungen [15] und Untersuchungen zum Spannungs-Dehnungsverlauf für unterschiedliche Versuchsgeschwindigkeiten [17]. Die vorliegenden Informationen ermöglichen eine prinzipielle Beschreibung des mechanischen Verhaltens von SG, erlauben aber keine sehr genaue Ableitung eines nicht-linearen Materialmodells besonders im Bereich kleiner und mittlerer Dehnungen ($\epsilon < 50\%$). Das Materialmodell ist jedoch eine unverzichtbare Grundlage für die numerische Simulation, so dass eigene Versuchsreihen durchgeführt wurden (Arbeitspaket 1.i), um das mechanische Verhalten von SG möglichst präzise beschreiben zu können. Die Versuchsreihen werden in Kapitel 4.1 erläutert.

2.3 Temperaturmessung ILEK

Bei der Wahl der Prüftemperaturen wurde eine Versuchsreihe des Zentrallabors für Modellstatik der Universität Stuttgart –ZL (heute Teil des ILEK) zu Grunde gelegt, die im Auftrag des FKG erstellt wurde.

Bei dieser Studie wurden verschiedene Verbundglasscheiben in exponierter Lage auf dem Universitätsgelände der Universität Stuttgart in Vaihingen aufgestellt und die Temperatur der Zwischenschicht (PVB) über zwei Jahre gemessen und über ein Jahr dokumentiert [18]. Die Scheiben wurden sowohl horizontal als auch unter 45° Neigung auf Holzgestellen mit Südausrichtung montiert. Die Seitenwände dieser Gestelle wurden offen gelassen, mit Lochblech versehen oder vollständig geschlossen. Neben Weißglas wurden auch Grünglas und schwarz emaillierte Verbundscheiben getestet.

Das folgende Diagramm zeigt die Zusammenstellung der Temperaturmessungen für die verschiedenen Scheiben. Die maximal gemessene Temperatur beträgt bei einem schwarz emaillierten Glas und geschlossenen Seitenwänden (Blackboxeffekt) $T_{\max} = 75\text{ °C}$.

Auf der sicheren Seite wird daher die maximale Prüftemperatur auf 75 °C festgelegt.

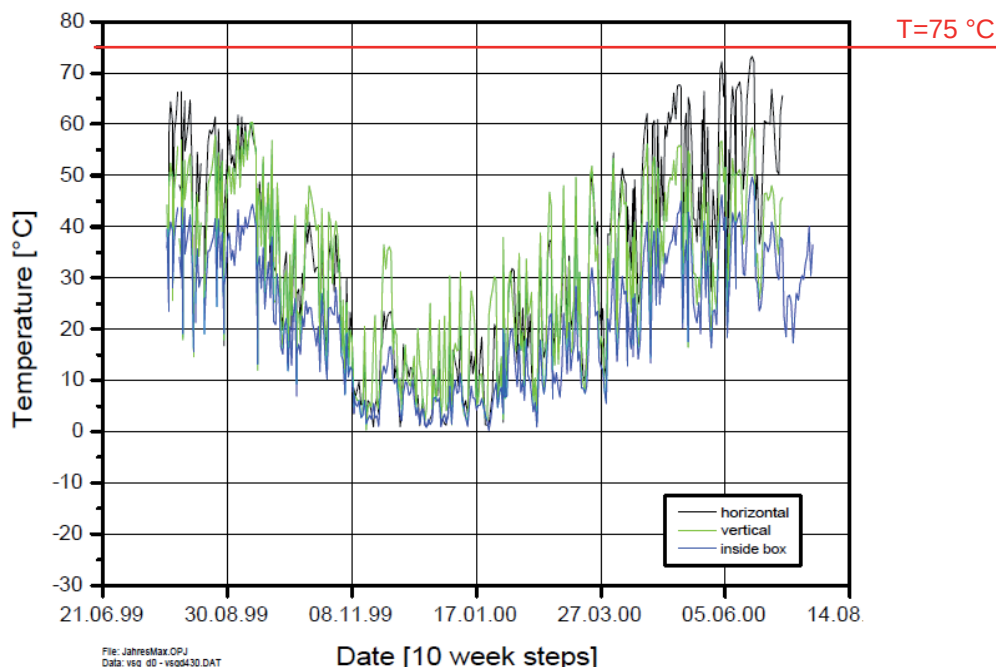


Abbildung 2-20 Auszug aus Studie des ZL zur Temperatur der Zwischenschichten von Verbundsicherheitsscheiben

Bei den untersuchten Glasscheiben wurden Tiefsttemperaturen von bis zu -24 °C gemessen. Eine künstliche Abkühlung bringt eine geringfügige Erhöhung der Materialfestigkeiten mit sich. Die Materialeigenschaften des Werkstoffs bei niedrigen Temperaturen verhalten sich hinsichtlich der hier zu untersuchenden Zusammenhänge gutmütig. Daher werden niedrige Temperaturen ($< \text{Raumtemperatur}$) vorerst nicht berücksichtigt. Die Minimaltemperatur wird auf Raumtemperatur $T_{\min} = 23\text{ °C}$ festgelegt (siehe hierzu die DMA in [14]).

Sowohl die festgelegte Mindesttemperatur als auch die maximale Raumtemperatur weisen eine Temperaturdifferenz ΔT von 25 K bezüglich der Glasübergangstemperatur von SentryGlas (ca. 55 °C) und damit eine eindeutige Materialcharakteristik auf.

Im Übergangsbereich, also nahe der Glasübergangstemperatur beeinflussen geringe Temperaturveränderungen die Materialeigenschaften deutlich. Trotzdem ist es für die spätere Anwendung der Verbindung wichtig, das Tragverhalten bei Temperaturen oberhalb der Raumtemperatur beschreiben zu können. Aus diesem Grund wurde als weitere Temperatur

40 °C ausgewählt. Diese Temperatur liegt oberhalb der Raumtemperatur aber – im Gegensatz zu 75 °C – noch unterhalb der Glasübergangstemperatur. Da diese Temperatur nur 15 K von der Glasübergangstemperatur entfernt ist, können hier geringe Temperaturdifferenzen schon zu einer Veränderung der mechanischen Eigenschaften führen.

3 Technische Ausstattung

3.1 Messtechnik

Das Kapitel Messtechnik beinhaltet die relevanten technischen Daten aller für die Messung von Wegen und Temperaturen bei den durchgeführten Versuchen verwendeten messtechnischen Elementen.

3.1.1 Verwendete Wegaufnehmer

Für die im Rahmen dieses Forschungsvorhaben durchgeführten Versuche wurden stets potentiometrische Wegaufnehmer mit einer Speisespannung von 10 Volt zur Wegemessung eingesetzt. Es kamen vier verschiedene Messbereiche zum Einsatz: 3 mm, 10 mm, 25 mm und 30 mm. In der folgenden Tabelle sind die Hersteller, die Bezeichnungen der Wegaufnehmer und die interne Bezeichnung der verwendeten Wegaufnehmer aufgeführt.

Bez. Hersteller	MM10	MM 30	LP-3U	T25
Bez. Intern	Pot_010_10V_i	Pot_030_10V_i	Pot_003_10V_i	Pot_025_20V_i
Messbereich [mm]	11	30	3	25
Speisespannung [V]	10	10	Bis 14V	10
Versuchstyp	Auszug	Auszug	Schub	Langzeit

Tabelle 3-1: Kenndaten der verwendeten Wegaufnehmer aus [19]

Bez. Hersteller	MM10	MM 30	LP-3U	T25
Bez. Intern	Pot_010_10V_i	Pot_030_10V_i	Pot_003_10V_i	Pot_025_20V_i
Messbereich [mm]	11	30	3	25
Messintervall [mm]	0,5	1	0,2	1
Absolutwert der max. Abweichung [mm] innerhalb eines Meßintervalls	0,024	0,104	0,014	0,067

Tabelle 3-2: Durch Mikrometerschraube gemessene Abweichung der Wegaufnehmer

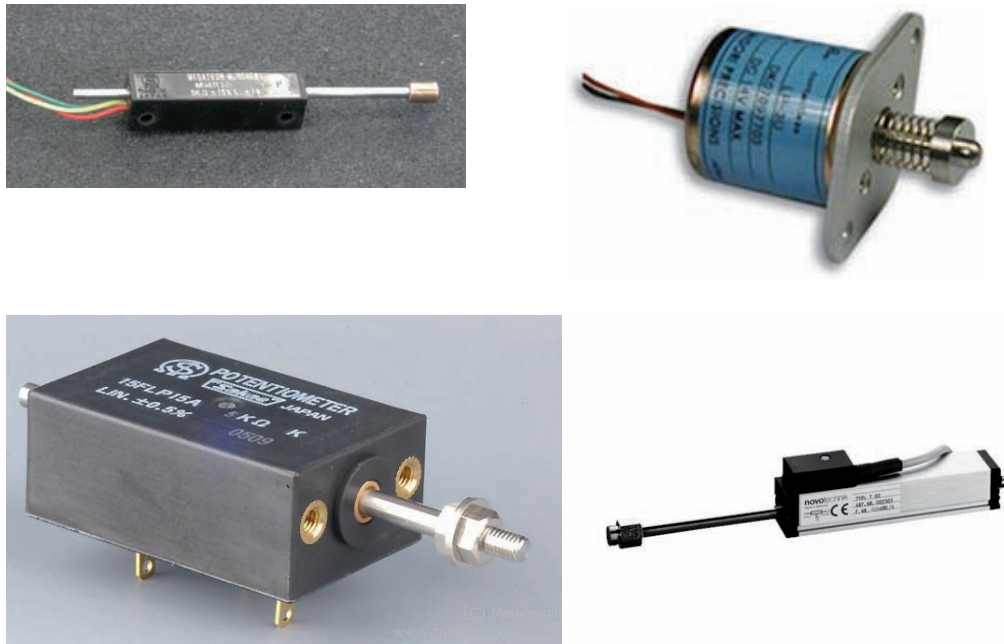


Abbildung 3-1: Verwendete Wegaufnehmer: oben links: MM10; Megatron Elektronik AG & Co München; oben rechts: LP-3U; Midori America Corporation; unten links: MM 30; Megatron Elektronik AG & Co München; unten links: T 25; Novotechnik Siedle Gruppe

3.1.2 Beschreibung der Wegaufnehmerkalibrierung

Die Kalibrierung der Wegaufnehmer erfolgte unter Verwendung der Universalprüfmaschine (Typ ZWICK 1474) in Kombination mit dem "Extern Digital Controller (EDC)" und zugehöriger Software der Fa. DOLI. Im ersten Schritt wurden Antwortspannungs-Weg- Diagramme über den nahezu gesamten Messbereich, beginnend mit ca. 1 Volt Antwortspannung, der zu kalibrierenden Wegaufnehmer erstellt. Die Traversengeschwindigkeit betrug stets $v = 1 \text{ mm/min}$. Aus den so erstellten Diagrammen konnte mittels MS Excel die Kalibrierungsfunktion ermittelt werden. Zur Erzielung eines hohen Bestimmtheitsmaßes fiel die Wahl für die Wegaufnehmer der Auszugsversuche und Schubversuche auf polynomische Funktionen 3.Grades. Für die Wegaufnehmer der Langzeitversuche wurden lineare Funktionen benutzt.

Die Verifikation der Kalibrierungsfunktionen erfolgte mittels erneutem Einbau der Wegaufnehmer in die Prüfmaschine zur Erstellung von "Wegaufnehmerweg -Traversenweg -Diagrammen" einerseits und durch die Erstellung von "Weg-Zeit-Diagrammen" unter Verwendung einer Mikrometerschraube andererseits. Dabei wurde in ca. 20 s Abständen ein Mikrometerweg von je 1 mm, 0,5 mm oder 0,2 mm aufgebracht, die zurückgelegten Wege wurden in einem Excel-Diagramm mit dem per Hand an der Mikrometerschraube eingestellten Weg/Zeit Intervallen verglichen und verifiziert.

Danach erfolgte die Untersuchung der Steckplatzunabhängigkeit bezogen auf die Eingänge (Steckplätze) des EDC. In der folgenden Tabelle sind zwei Wegaufnehmer mit den jeweilig zugehörigen Kalibrierungsfunktionen aufgeführt. Es wurde nur exemplarisch auf die Herleitung der Kalibrierungsfunktion eingegangen.

Messlänge	Wegaufnehmer	Steckplatz (Sensor)	Koeffizienten der Kalibrierungsfunktion *			
[mm]	[-]	[-]	A	B	C	D
3	Pot_003_10V_01	1(4)	0,0261	-0,3913	2,9183	-4,4806
10	Pot_010_10V_01	1(4)	-0,003	0,0213	1,1871	0,0577

*Kalibrierungsfunktion $w = AU^3 + BU^2 + CU + D$; w = Weg [mm]; U = Spannung [V]

Tabelle 3-3: Beispiel für die Funktion eines Wegaufnehmers

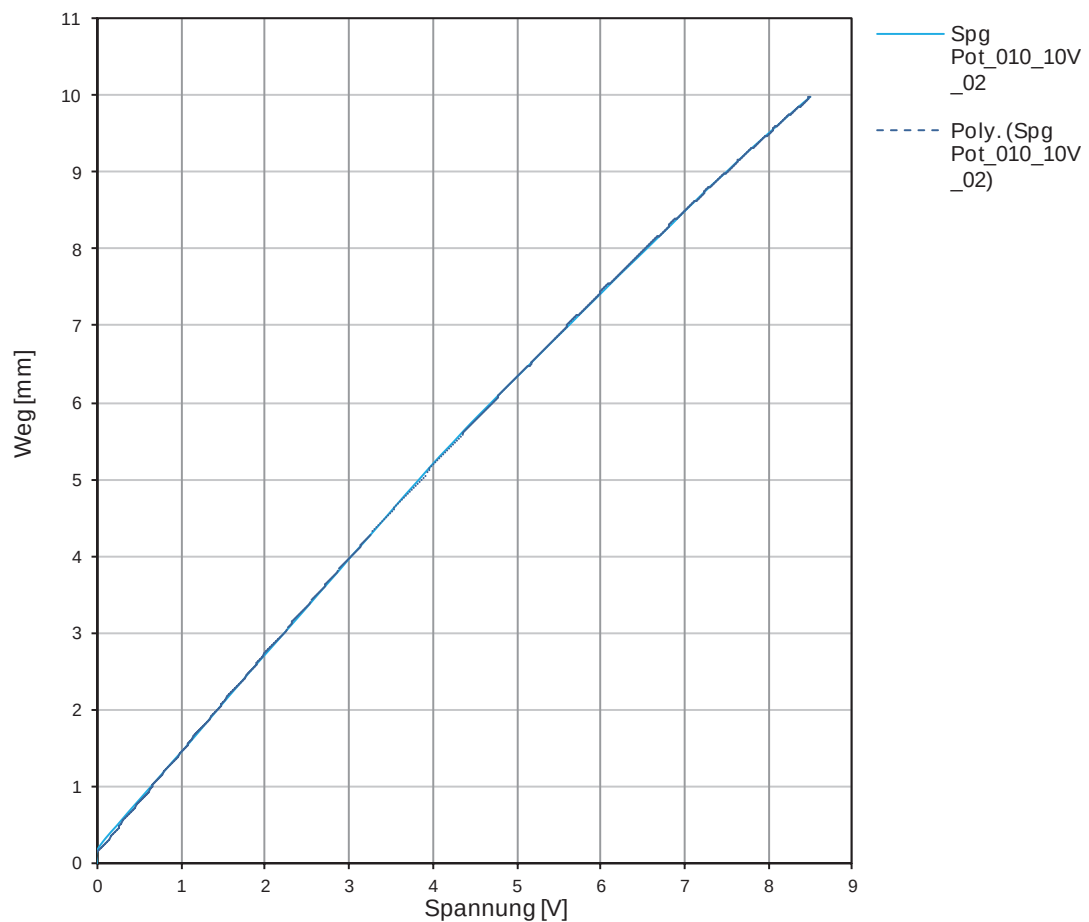


Abbildung 3-2: Beispiel für ein Antwortspannungs-Weg-Diagramm der Wegaufnehmer, welche zur Verifikation erneut in die Prüfmachine eingebaut wurden

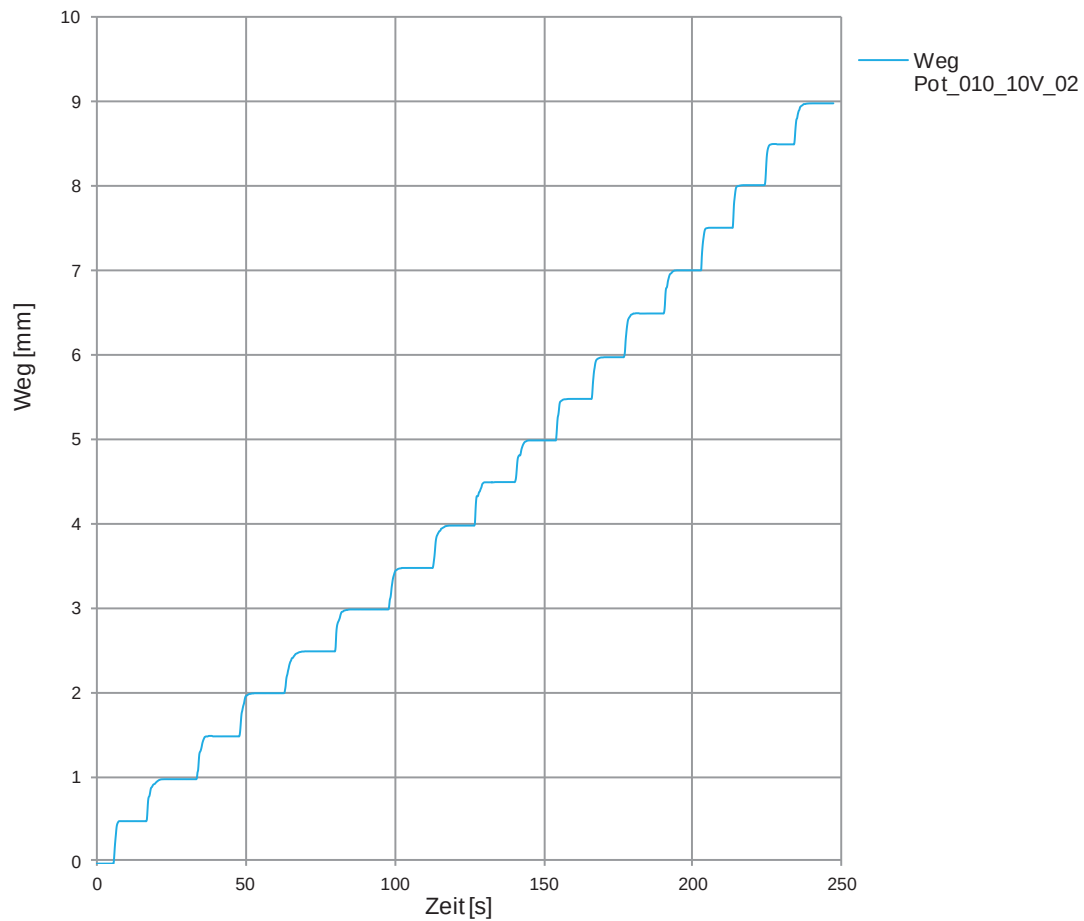


Abbildung 3-3: Beispiel für ein Weg-Zeit-Diagramm unter Verwendung einer Mikrometerschraube zur Verifikation der Kalibrierungsfunktion.

Beispiel für ein Weg-Zeit-Diagramm unter Verwendung einer Mikrometerschraube zur erweiterten Verifikation der Kalibrierungsfunktion. Die manuelle Prüfgeschwindigkeit betrug ca. 1 mm/20 s. Abbildung 3-4 zeigt die verwendete Mikrometerschraube.

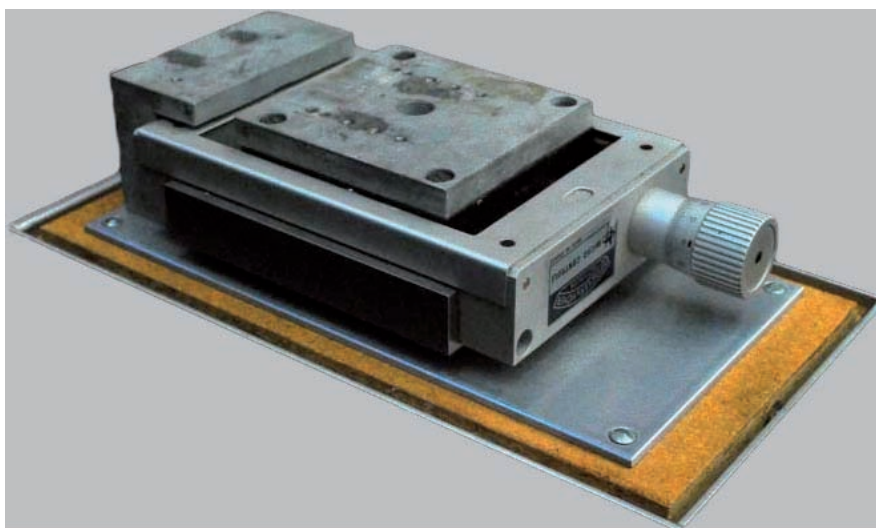


Abbildung 3-4: Bild der verwendeten Mikrometerschraube zur manuellen Verifikation

3.1.3 Kalibrierung der Wegaufnehmer für die Kurzzeitversuche

Die Kalibrierung erfolgte wie zuvor in Kapitel 3.1.2 beschrieben. Die Überprüfung der Steckplatzabhängigkeit ergab, dass für verschiedene Steckplätze unterschiedlichen Kalibrierungsfunktionen zu verwenden sind. Tabelle 3-4 beinhaltet die Kalibrierungsfunktionen in Abhängigkeit von der bei der Kalibrierung verwendeten Steckplätze.

Eine Ausnahme stellt der Wegaufnehmer Pot_030_10V_04 dar. Denn die hier gemessenen Abweichungen zwischen Steckplatz 2 (Sensor5) und Steckplatz 4 (Sensor7) waren in diesem Fall gering genug (< 1.5 %), so dass für beide Steckplätze die gleiche Kalibrierungsfunktion genutzt werden kann.

Die Messungenauigkeit aller Potentiometer ist kleiner als 2%.

Messlänge [mm]	Wegaufnehmer [-]	Steckplatz (Sensor) [-]	Koeffizienten der Kalibrierungsfunktionen*			
			A	B	C	D
3	Pot_003_10V_01	1(4)	0,0261	-0,3913	2,9183	-4,4806
	Pot_003_10V_02	2(5)	0,0449	-0,6123	3,7935	-5,8942
10	Pot_010_10V_01	1(4)	-0,0030	0,0213	1,1871	0,0577
	Pot_010_10V_02	2(5)	-0,0005	-0,0158	1,3304	0,1349
	Pot_010_10V_05	3(6)	-0,0028	0,0201	1,1844	-1,1927
	Pot_010_10V_06	4(7)	-0,0032	0,0239	1,1978	-1,9050
30	Pot_030_10V_01	1(4)	-0,0084	0,0670	3,2009	0,0159
		3(6)	-0,0080	0,0589	3,2552	-0,6363
	Pot_030_10V_02	2(5)	-0,0084	0,0674	3,1829	0,2228
		4(7)	-0,0085	0,0687	3,1810	-0,3509
	Pot_030_10V_03	3(6)	-0,0095	0,0844	3,1155	-0,7090
	Pot_030_10V_04	4(7)	-0,0104	0,0930	3,1223	-0,3742
		1(4)	-0,0104	0,0930	3,1223	-0,3742

* Kalibrierungsfunktion $w = AU^3 + BU^2 + CU + D$; w = Weg [mm]; U = Spannung [V]

Tabelle 3-4: Kalibrierungsfunktionen potentiometrische Wegaufnehmer

3.1.4 Messanlage für Langzeitversuche

Während der Versuchsdurchführung der Langzeitversuche werden die Versuchsdauer, die Verformungen der Inserts an der Austrittsstelle und die Temperatur gemessen und aufgezeichnet. Die Wegaufnehmerdaten und ein Teil der erfassten Temperaturdaten werden mittels einer eigens zusammengestellten Messanlage erfasst.

Die Messanlage besteht im Wesentlichen aus drei Remote I/O Modulen, die mittels eines USB Converters mit einem PC verbunden sind. An die beiden Module des Typs 4019+ können sowohl Thermoelemente als auch Wegaufnehmer, an das Modul des Typs 4017+ können ausschließlich Wegaufnehmer angeschlossen werden. Die Stromversorgung erfolgt über zwei Netzteile. Das Netzteil 1 versorgt über zwei Platinen die potentiometrischen Wegaufnehmer mit einer Speisespannung von 10 V. Das Netzteil 2 versorgt die drei I/O Module mit 24 V Spannung. Die nachfolgende Abbildung 3-5 zeigt eine Übersicht über den Aufbau der Messanlage.

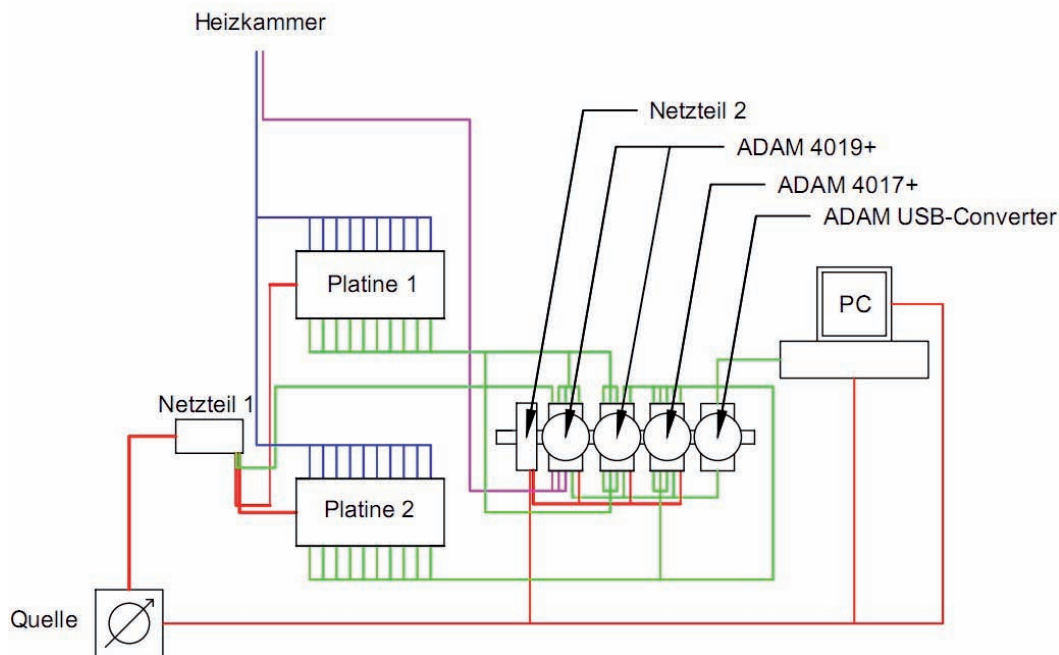


Abbildung 3-5: Schematische Darstellung des Aufbaus der Messanlage

Die Messanlage erfasst die Daten von insgesamt 20 Wegaufnehmer und drei Temperatursensoren des Typs K. Mittels entsprechend modifizierter Software speichert ein PC automatisiert in definierten zeitlichen Abständen die Messdaten.

Als Grundlage der Zeiterfassung dient die integrierte Uhr des Messrechners. Der Messrechner ist an kein Netzwerk angeschlossen, so dass die Uhr sich nicht automatisch aktualisieren kann. Für die Auswertung ist die relative Zeit zum Startpunkt relevant.

3.1.5 Kalibrierung der Wegaufnehmer Langzeitversuche

Die Verformungen des Inserts an der Austrittsstelle werden mittels potentiometrischen Wegaufnehmern mit einem Messbereich von 25 mm erfasst. Die Kalibrierung dieser Wegaufnehmer erfolgte unter Verwendung der in Kapitel 3.1.4 beschriebenen Messanlage in Kombination mit der institutseigenen Zwick Universal Prüfmaschine.

Je Probekörper erfassen zwei Wegaufnehmer die Verformungen an der Austrittsstelle des Inserts. Bei neun Probekörper und einer Referenzprobe kommen 20 Wegaufnehmer zum Einsatz. In der folgenden Tabelle 3-5 sind die zugehörigen Kalibrierungsfunktionen aufgeführt. Die Wegaufnehmer wurden jeweils an dem Steckplatz kalibriert, an dem sie bei den

Langzeitversuchen eingesetzt wurden. Deshalb erübrigte sich eine Überprüfung der Steckplatzunabhängigkeit.

Messlänge [mm]	Wegaufnehmer [-]	Modul - Channel [-]	Koeffizienten der Kalibrierungsfunktionen*	
			A	B
25	Pot 025 10V 11	4017-0	2,71545	2,86574
	Pot 025 10V 12	4017-1	2,69751	2,99506
	Pot 025 10V 13	4017-2	2,69451	3,02127
	Pot 025 10V 14	4017-3	2,69319	3,03961
	Pot 025 10V 15	4017-4	2,70309	3,02882
	Pot 025 10V 16	4017-5	2,70249	2,98117
	Pot 025 10V 17	4017-6	2,70163	3,00402
	Pot 025 10V 18	4017-7	2,70795	2,94787
	Pot 025 10V 19	4019-0	2,70226	3,06315
	Pot 025 10V 20	4019-1	2,70022	3,08241
	Pot 025 10V 21	4019-2	2,69920	3,10927
	Pot 025 10V 22	4019-3	2,70014	3,06538
	Pot 025 10V 23	4019-4	2,70172	3,13751
	Pot 025 10V 24	4019-5	2,70313	2,99665
	Pot 025 10V 25	4019-6	2,70106	3,00640
	Pot 025 10V 26	4019-7	2,70385	3,02130
	Pot 025 10V 27	4017-0	2,67957	3,41098
	Pot 025 10V 28	4017-1	2,67919	3,37007
	Pot 025 10V 29	4017-2	2,68133	3,41246
	Pot 025 10V 30	4017-3	2,69969	3,10628

* Kalibrierungsfunktion $w = \mathbf{A}U + \mathbf{B}$; w = Weg [mm]; U = Spannung [V]

Tabelle 3-5: Kalibrierungsfunktionen der Wegaufnehmer für die Langzeitversuche (Messbereich 25 mm)

3.2 Temperatursensoren

Im Rahmen des Projekts kamen stets Temperatursensoren des Typ K zum Einsatz. Eine Kalibrierung der Sensoren fand nicht statt, vielmehr wurden alle eingesetzten Temperatursensoren hinsichtlich Ihrer Messgenauigkeit überprüft. Hierzu erfolgte ein Abgleich der Messdaten der Temperatursensoren mit einem geeichten Stabthermometer für drei Temperaturbereiche

- Eiswasser
- Raumtemperatur
- Kochendes Wasser

Die Messung der Temperatursensoren erfolgt mittels einer Vielstellenmessanlage. Die insgesamt 25 überprüften Sensoren, wurden über eine Steckkarte mit der Vielstellenmessanlage verbunden. Die folgende Abbildung 3-6 zeigt die Klemmvorrichtung, die es ermöglichte zeitgleich 25 Sensoren zu überprüfen.

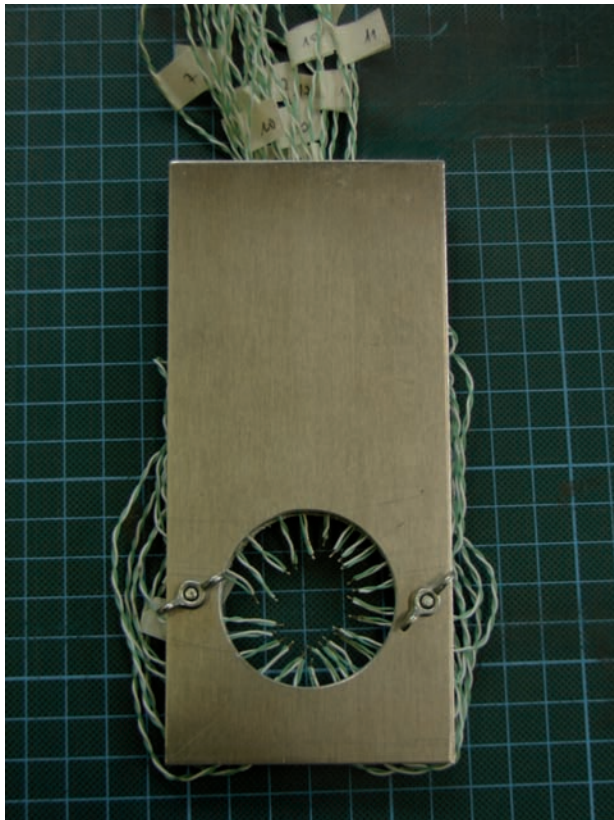


Abbildung 3-6: Klemmvorrichtung für Überprüfung der Temperatursensoren.

Die Überprüfung der Temperatursensoren ergab folgende Abweichungen:

- Eiswasser: $\pm 0,12 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (Referenztemperatur: $0,36 \text{ }^{\circ}\text{C}$)
- Raumtemperatur: $\pm 0,33 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (Referenztemperatur: $21,3 \text{ }^{\circ}\text{C}$)
- Kochendem Wasser: $\pm 0,60 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

Die Zuordnung der Temperatursensoren zur Befestigung auf der Steckkarte blieb für die Nutzung der im Rahmen der Kurzzeitversuche angestellten Messungen unverändert.

Für die im Zusammenhang mit den Langzeitversuchen getätigten Temperaturmessungen wurden die Kabellänge der Sensoren und die Messungsmodalitäten modifiziert. Denn die Messung erfolgte nicht mehr ausschließlich über die oben erwähnte Vielstellenmessanlage, sondern zum Teil auch über eine modulare Messeinrichtung, die Kapitel 3.1.4 beschrieben wird. Die Abweichungen der erneuten Überprüfung lagen im oben aufgeführten Toleranzbereich.

3.3 Heizkammer für Kurzzeitversuche

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurde zur Durchführung der Versuche unter erhöhter Temperatur eigens eine Heizkammer entwickelt, welche in die vorhandene Universal Prüfmaschine ZWICK 1474 integriert werden konnte. Ihr Aufbau und ihre Funktionsweise werden im Folgenden beschrieben.

3.3.1 Anforderungsprofil

Unter Berücksichtigung der folgenden technischen Randbedingungen erfolgte die Auslegung und Konstruktion der Heizkammer:

Temperaturbereich	RT(23 °C) bis 75 °C
Regelungsgenauigkeit	+/- 1 K
Maximaler Traversenweg	> 500 mm
Messtechnik	T = 80 °C (Temperaturabhängigkeit)

Der Temperaturbereich der Heizkammer ergab sich aus den in Kapitel 2.3 festgelegten Versuchstemperaturen. Die Regelung soll eine stufenlose Regelung der Kammertemperatur unter einer Genauigkeit von +/-1K ermöglichen.

Zur Durchführung der Versuche ist eine reibungsfreie Verfahrbarkeit der Traverse der Prüfmaschine zwingend erforderlich. Der notwendige Traversenweg ergibt sich aus den Abmessungen der zu prüfenden Versuchskörper und den beim Versuch zu erwartenden Dehnungen bzw. Verlängerungen der Prüfkörper. So sollen in der Prüfkammer u.a. Zugversuche an Materialschulterproben nach DIN EN ISO 572-2 (siehe hierzu Kapitel 4.1) mit einer zu erwartenden Dehnung von 300 % durchgeführt werden. Hieraus ergibt sich ein mindestens erforderlicher Traversenweg von 450 mm. Da alle weiteren geplanten Versuche eine deutlich geringere Längenzunahme erwarten lassen, wurde der erforderliche Traversenweg auf 500 mm festgelegt.

Die Regelungs- und Messtechnik wurde so ausgelegt, dass die auftretenden Temperaturen die Regelungs- und Messgenauigkeit nicht beeinflussen.

Desweiteren wurde eine möglichst einfache Montage und Demontage der notwendigen Heizelemente und der Prüfeinrichtung angestrebt, so dass eine Nutzung der Prüfmaschine für Versuche unter Raumtemperatur möglich bleibt.

3.3.2 Bauliche Umsetzung

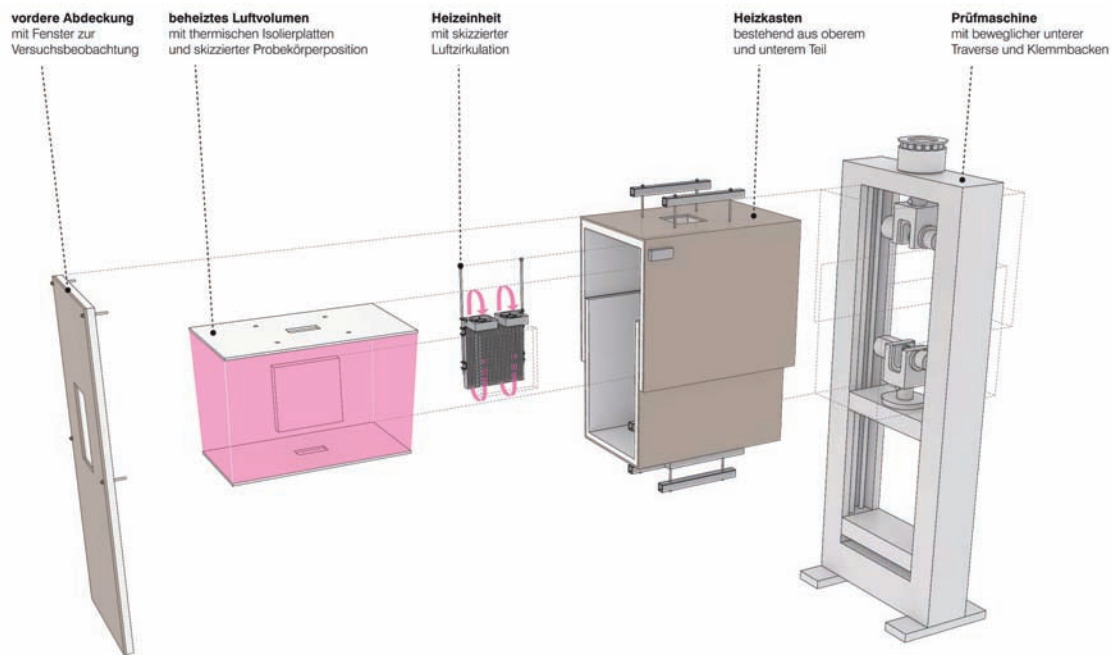


Abbildung 3-7: Aufbau der Heizkammer

Abbildung 3-7 zeigt den schematischen Aufbau der konstruierten Heizkammer. Im Folgenden werden die einzelnen Bestandteile bzw. Bauteilgruppen des Heizkastens näher beschrieben.

Die Heizkammer besteht aus zwei Teilen, einem oberen und einem unteren. Der obere Teil ist fest an der oberen nicht-beweglichen Traverse angehängt. Der untere Teil liegt auf der unteren, fahrbaren Traverse auf und ist an ihr unverschieblich befestigt. Beide Teile bestehen aus beschichteten Leimholzplatten ($d=21\text{ mm}$) die im Inneren mit einer handelsüblichen Polystyrol-Dämmung ($d=20\text{ mm}$; $U=0,03\text{ W/(Km}^2\text{)})$ ausgekleidet sind.

Die Außenmaße des unteren Teils entsprechen den Innenmaßen des oberen Teils, so dass im Rahmen der Versuchsdurchführung die vertikale Verschiebung der Traverse und der unteren Heizkammerwandung reibungsfrei möglich ist. Beim Verfahren der Traverse gleitet die beschichtete/glatte Oberfläche der unteren Heizkammerwandung auf der Innenseite der Polystyrol-Platten des oberen Teils. Die Überlappung der beiden Teile ist so konzipiert, dass zu keinem Zeitpunkt der Versuchsdurchführung zu einem erhöhten Wärmeverlust im Übergangsbereich kommt (mind. 100 mm Überlappung).

Sowohl der obere als auch der untere Teil sind zur Vorderseite der Prüfmaschine hin offen, um einen einfachen Ein- und Ausbau von Versuchsaufbauten und Proben zu ermöglichen.

Zur Versuchsdurchführung wird der obere Teil mit einer beschichteten Leimholzplatte mit innenliegender Polystyrol-Dämmung verschlossen. Diese Platte steht nach unten hin soweit über, dass sie die Öffnung des unteren Teils unter Gewährleistung der Verschieblichkeit verschließt. Die Dichtheit ist mittels zusätzlicher Bürstendichtungen im Übergangsbereich sichergestellt. In die Verschlussplatte ist ein Sichtfenster ($165 \times 725\text{ mm}$) eingebaut, dass der visuellen Kontrolle und einer photographischen versuchsbegleitenden Dokumentation des Versuchsablaufs ebenso dient wie ein in der Heizkammer montierter Spiegel und ein Beleuchtungselement.

Die Klemmeinrichtung der Prüfmaschine ist hydraulisch gestützt. Zur Vermeidung übermäßiger Druckzunahme während des Aufheizens des Heizkammerinnenraums werden die Klemmbereiche durch horizontal angeordnete einschiebbare Zwischenlagen aus Polystyrol von Hauptinnenraum abgetrennt, so dass die Temperaturzunahme im Klemmbereich deutlich reduziert und das zu heizende Innenvolumen reduziert wurde.

Das Heizen der Kammer erfolgt durch zwei Heizmatten mit einer Leistung von je 200 W. Zur Vergrößerung der Oberfläche der Heizmatten sind diese auf zwei Kühlkörper aufgeklebt. Darüber hinaus sind zur gleichmäßigeren Warmluftverteilung im Innenraum oberhalb der Kühlrippen Lüfter angebracht, deren Luftstrahl entlang der Oberfläche der Kühlkörper verläuft und somit eine ausreichende Umwälzung der Luftschichten ermöglicht. Je eine Heizmatte mit Kühlkörper und zwei Ventilatoren sind mit Gewindestangen fest miteinander verbunden und bilden ein Heizelement. Zwei dieser Heizelemente, je Seite eins, werden über Schienen, welche mit der Heizkammer fest verbunden sind, in die Kammer eingehängt. Durch das Einhängen ist eine schnelle Montage und Demontage gewährleistet. Die folgenden Abbildungen zeigen eines der Heizelemente und die beschriebene Luftzirkulation sowie eine Frontalansicht der Heizkammer und aller Elemente.

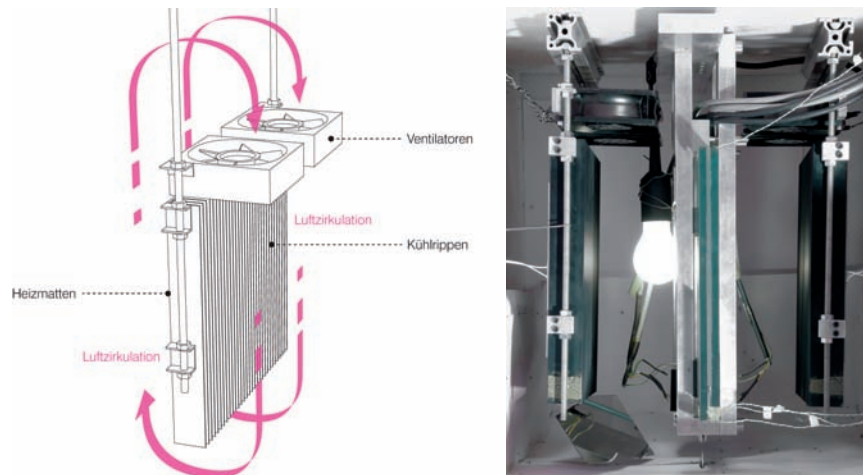


Abbildung 3-8: Schematische Darstellung und eingebaute Situation der Heizelemente

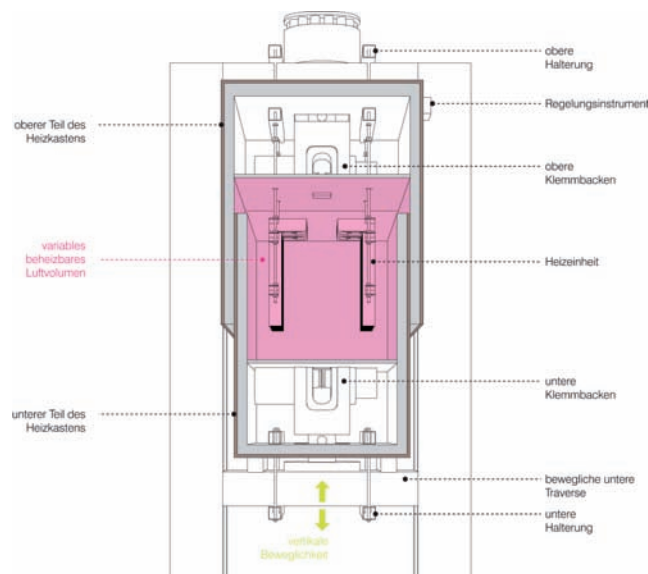


Abbildung 3-9: Frontalansicht der eingebauten Heizkammer

3.3.3 Temperaturregelung

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sind zwei von der Raumtemperatur verschiedene Temperaturen von Interesse, 40 °C und 75 °C. Um die Aufwände hinsichtlich Kalibrierung der Temperaturregelung möglichst gering zu halten, kommen zwei Temperaturregler zum Einsatz, die für je eine der Zieltemperaturen kalibriert werden. Aus diesem Grund fiel die Wahl auf günstige analoge PID-Regler.

Als Richtgröße der Regelung wird das Heizelement gewählt, da es so zu keiner kurzfristigen Überhitzung der Kammer bzw. Teilbereichen der Kammer kommen kann. Die PID Schalter erhalten als Eingangsgröße die Oberflächentemperatur der Kühlelemente, welche mit einem Temperatursensor (Typ K) ermittelt wird. Dieser Temperatursensor ist einerseits auf der Oberfläche des Kühlelements durch eine Verschraubung fixiert und andererseits mit dem Stecker des PID-Reglers verbunden. Unterbrochen wird diese Verbindung mit einem Steckelement, welches die Montage vereinfacht und die Möglichkeit bietet, während des Heizvorgangs die Ist-Temperatur des Heizelements zu prüfen.

Die Versuche bei erhöhter Temperatur können erst durchgeführt werden, wenn ein stationärer Temperaturzustand in allen Bestandteilen des Prüfkörpers erreicht ist. Daher wird die notwendige Heizdauer bis zum Erreichen der Zieltemperatur anhand der Probekörpergeometrie mit der größten Bauteildicke und damit größten Wärmeabsorptionsträgheit festgelegt. Das Versuchsprogramm dieses Vorhabens sieht u.a. Auszugsversuche der Inserts aus laminierten Verbundglasscheiben mit einer Gesamtbauteildicke von $d = 23 \text{ mm}$ vor (nähere Beschreibung der Probekörper siehe Kapitel 4.3). Aufgrund der großen Versuchsanzahl mit diesen Probekörpern und der im Vergleich zu den Materialproben großen Materialstärke erfolgt die Festlegung der Heizdauer unter Verwendung dieser Probekörper.

Neben der Heizdauer werden bei der zur Festlegung der Heizdauer notwendigen Temperaturmessung auch die gleichmäßige Temperaturverteilung und die Reglereinstellung des PID-Reglers überprüft.

Für die Temperaturmessungen werden daher Temperatursensoren (Typ K) auf den Oberflächen des Probekörpers aufgebracht und mittels Bohrungen in die Zwischenschicht eingebracht. Die Temperatursensoren auf den Oberflächen werden ca. 10 mm vom Sensorende auf das Glas aufgeklebt und das Sensorende mit einer Wärmeleitpaste mit der Glasoberfläche verbunden und danach wird die freiliegende Oberfläche der Wärmeleitpaste mittels Aluminiumfolienstreifen gegen Abstrahlungswärme der umliegenden Bauteile abgeschirmt. Die in der Zwischenschicht angeordneten Temperatursensoren werden in vorgebohrte Kanäle mit einer Länge von ca. 20 mm und einem Durchmesser $D = 1 \text{ mm}$ eingeschoben und mit Klebeband fixiert.

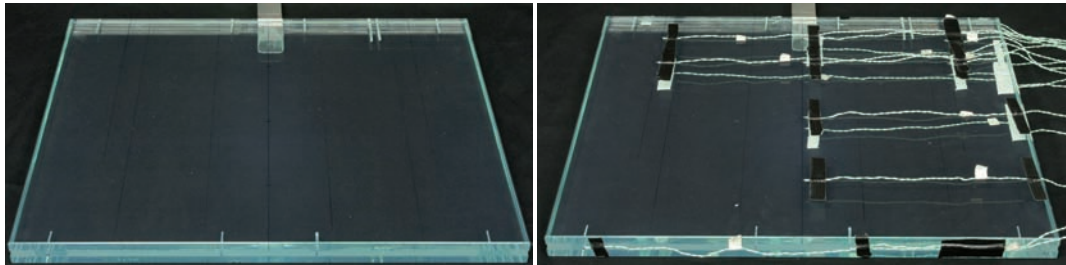


Abbildung 3-10: Probekörper für Temperaturmessung; Links Lage der Bohrungen, Rechts Position der Temperaturelemente

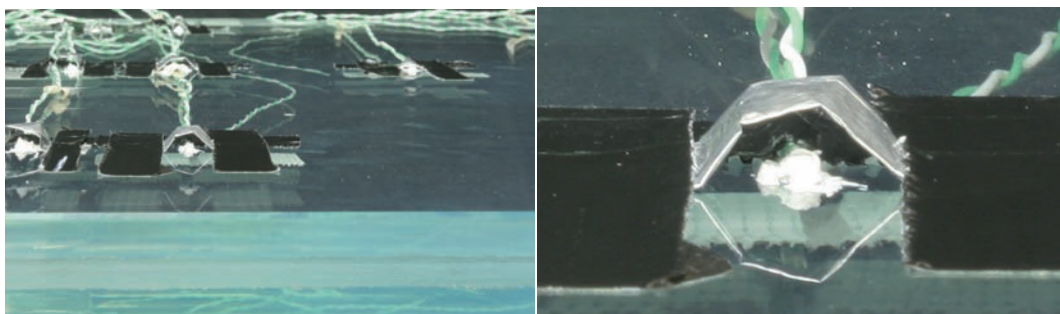


Abbildung 3-11: Temperatursensoren mit Aluminiumfolienstreifen

Die Abbildung 3-12 zeigt die Lage und Nummerierung der für die Temperaturmessung auf dem Referenzprobekörper angeordneten Temperatursensoren. Darüber hinaus wurden zwei

weitere Sensoren auf dem Kühlkörper, direkt neben dem Temperatursensor des PID-Reglers (Nr. 19) und zwischen zwei Kühlrippen (Nr. 20) der keinen direkten Kontakt mit der Kühlkörperoberfläche hat, angebracht. Die Messungen für beide Zieltemperaturen erfolgten mit diesem Referenzprobekörper.

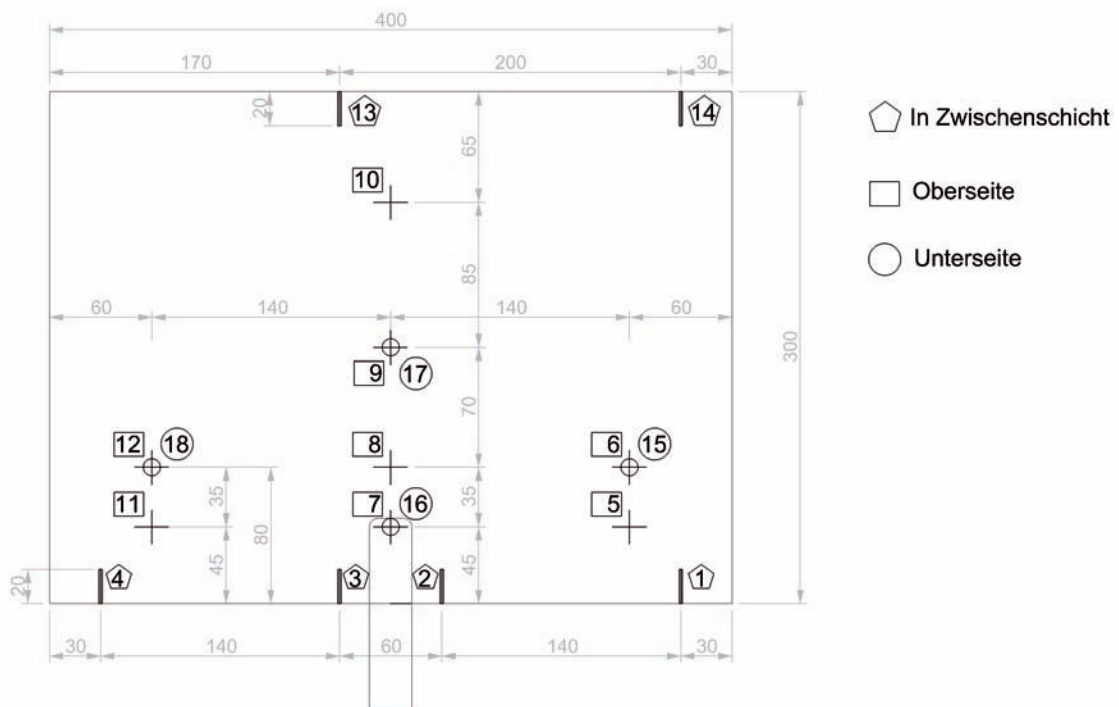


Abbildung 3-12: Übersicht über Lage und Nummerierung der Temperatursensoren

Die Messung der Temperaturen erfolgt mit einer Vielstellenmessanlage und einer zugehörigen Steckkarte für Thermoelemente.

Zieltemperatur $T=40\text{ °C}$

Die Temperaturmessungen zur Festlegung der notwendigen Heizdauer bis zum Erreichen eines stationären Zustandes für die Zieltemperatur $T=40\text{ °C}$ erfolgte am 19. Februar 2010.

Die Gesamtdauer der Messung beträgt 370 min. Sensor 1019 ist direkt auf der Kühlrippe mit einer Schraube befestigt und steigt wie erwartet am schnellsten an und liegt während der Messung ca. 2 °C über den anderen Messwerten.

Die anfänglich große Streuung ist bedingt durch die Anordnung der Thermoelemente auf dem Referenzprobekörper. So steigt z.B. die Temperatur am Sensor 1003, welcher im Inneren des SG angebracht ist, mit der geringsten Steigung

Nach anfänglich großer Steigung nähern sich alle Werte, außer 1019, der Asymptote bei $T=40,5\text{ °C}$ an. Nach 150 min Heizdauer liegen nahezu alle Messwerte oberhalb von 40 °C . Für die detaillierte Betrachtung wird ein Auszug der Daten (180 – 360 min) betrachtet, welcher in der folgenden Abbildung 3-13 mit einem Rahmen markiert ist.

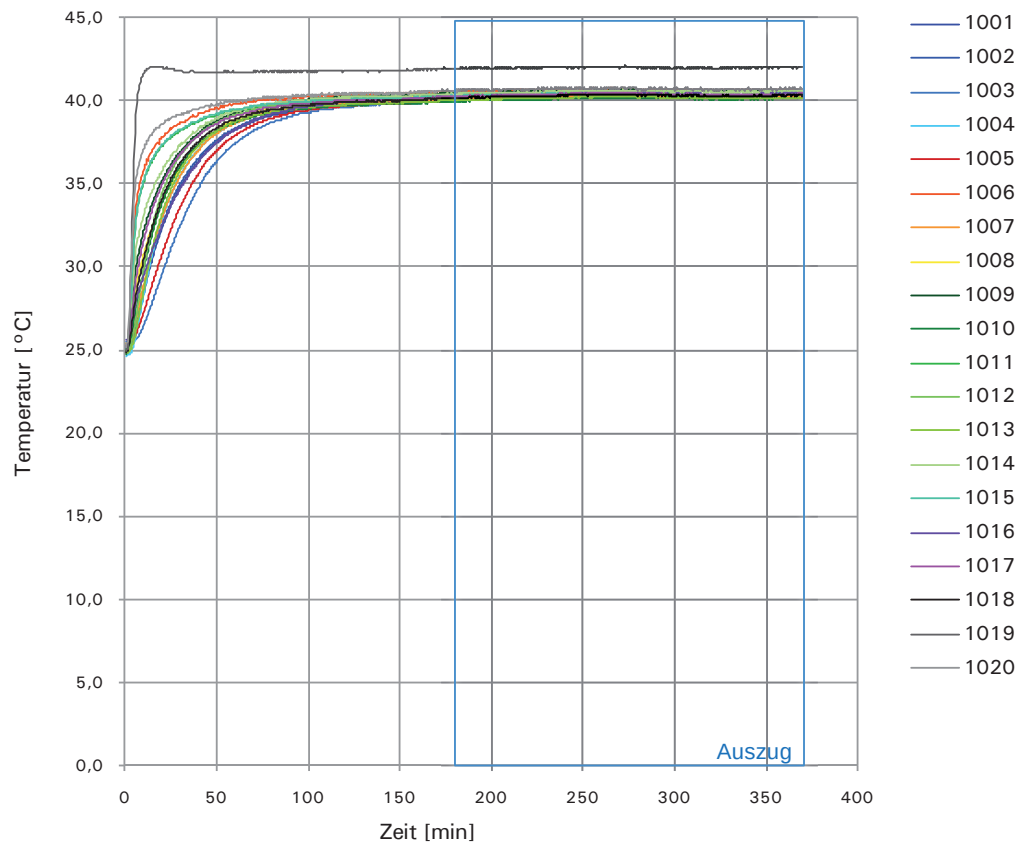


Abbildung 3-13: Übersicht über alle Daten zur Temperaturmessung $T=40\text{ }^{\circ}\text{C}$

Wie Abbildung 3-14 zeigt, sind die Messwerte aller Sensoren nach 180 Minuten Heizdauer nahezu konstant. Die Amplitude der einzelnen Sensoren ist mit 0,3 °C sehr gering. Die Mittelwerte variieren von 40,1 bis 40,7 °C und weisen eine absolute Abweichung von maximal 0,7 °C gegenüber dem Sollwert auf.

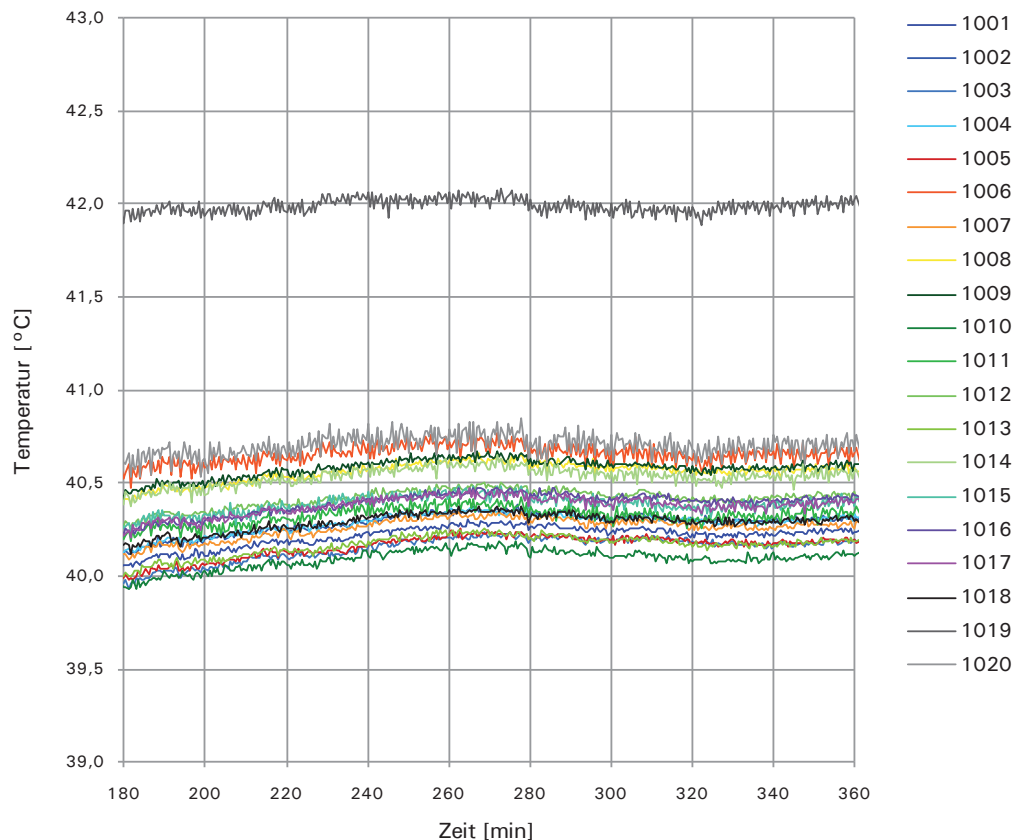


Abbildung 3-14: Auszug aus Abbildung 3-13 (180 bis 360 min)

Daten 100219

Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010
Min T	40,1	40,1	39,9	40,1	40,0	40,5	40,1	40,4	40,4	39,9
Max T	40,3	40,4	40,2	40,4	40,3	40,8	40,3	40,7	40,7	40,2
Mittelwert	40,2	40,3	40,1	40,3	40,2	40,7	40,3	40,6	40,6	40,1
Delta	0,3	0,3	0,3	0,2	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3

Messstelle	1011	1012	1013	1014	1015	1016	1017	1018	1019	1020
Min T	40,2	40,3	40,0	40,4	40,2	40,2	40,2	40,1	41,9	40,5
Max T	40,4	40,5	40,3	40,7	40,5	40,5	40,5	40,4	42,1	40,9
Mittelwert	40,3	40,4	40,2	40,5	40,4	40,4	40,4	40,3	42,0	40,7
Delta	0,2	0,2	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,2	0,3

Tabelle 3-6: Auswertung der Daten für den in Abbildung 3-14 dargestellten Bereich

Die Diagramme und die Tabelle zeigen, dass sich nach einer Aufheizphase von 180 min ein stationärer Zustand in allen Bereichen des Probekörpers einstellt. Die aufgeführten Abweichungen liegen innerhalb der Toleranz.

Die Versuche bei $T = 40\text{ °C}$ werden nach einer Heizdauer von mindestens 180 Minuten durchgeführt.

Zieltemperatur $T=75\text{ °C}$

Die Temperaturmessungen zur Festlegung der notwendigen Heizdauer bis zum Erreichen eines stationären Zustandes für die Zieltemperatur $T=75\text{ °C}$ erfolgte am 03. Februar 2010.

Die Gesamtdauer der Messung beträgt 1260 min (21 h). Wie bei der Messung für $T=40\text{ °C}$ ist Sensor 1019 direkt auf der Kühlrippe mit einer Schraube befestigt und steigt wie erwartet am schnellsten an und liegt während der Messung ca. 6 °C über den anderen Messwerten. Sensor 1020, der im Kühlrippenzwischenraum angebracht ist, weist einen ähnlichen Temperaturverlauf auf. Die Temperatur liegt ca. 4 °C über den sonstigen Sensoren.

Die Streuung ist bedingt durch die Anordnung der Thermoelemente einerseits und die zuvor beschriebene zunehmenden Messungenauigkeit bei höheren Temperaturen. Der deutlichste Temperaturunterschied der Sensoren auf dem Referenzprobekörpern besteht zu Sensor 1001, der im Randbereich des Probekörpers im innerhalb der SG-Schicht angebracht ist. Hier erreicht die SG-Schicht nur $73,5\text{ °C}$. Da dieser Bereich für die Durchführung der Versuche keine Relevanz besitzt, ist dies jedoch unkritisch.

Die Sensoren 1002 bis 1017 erreichen nach ca. 540 min Ihre Endtemperatur, bzw. den stationären Zustand. Da eine Aufheizphase von umgerechnet 9h ein Aufheizen über Nacht erfordert, wird eine Aufheizzeit größer 12h angestrebt.

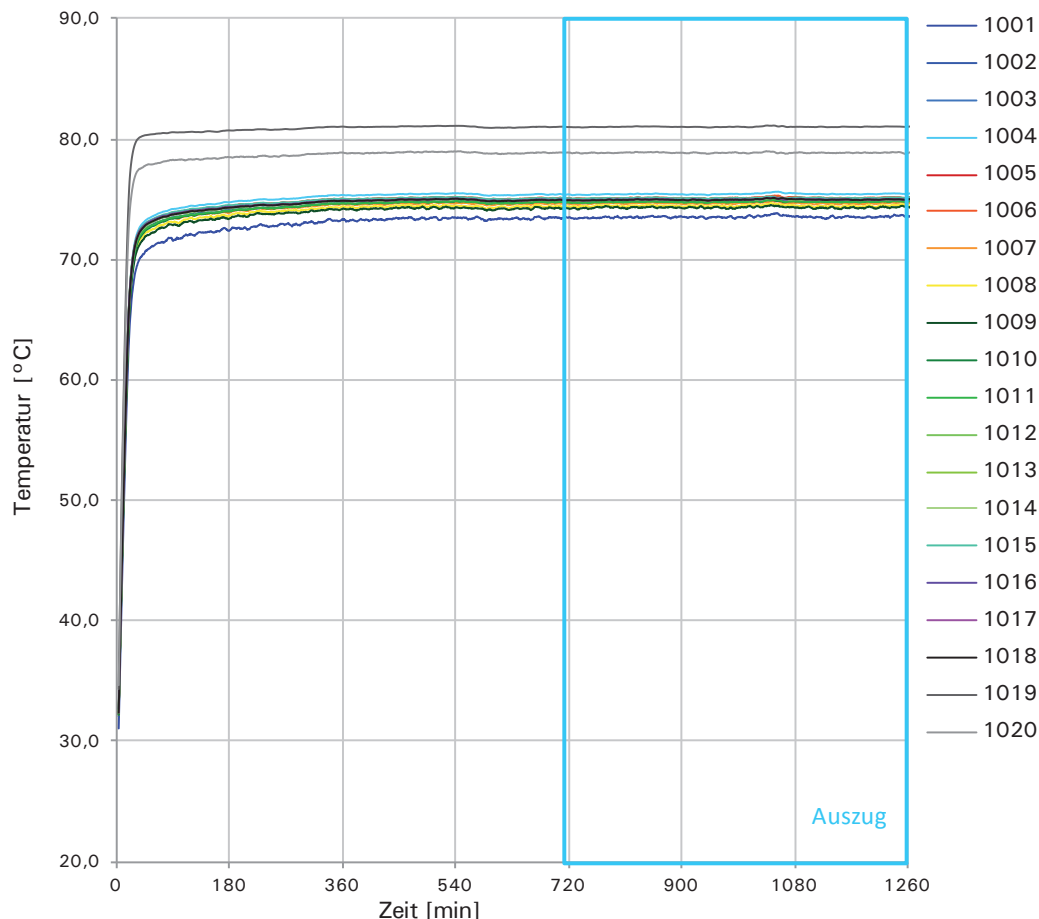


Abbildung 3-15: Übersicht über alles Messdaten der Temperaturmessung für $T = 75\text{ °C}$

In der folgenden Abbildung 3-16 ist daher der Datenauszug ab 720 min dargestellt. Es ist klar zu erkennen, dass die Abweichungen der Temperatur im betrachteten Bereich geringfügig sind ($\Delta T < 0,5$ K). Insgesamt weisen die Sensoren 1002 bis 1018 eine Abweichung von der Solltemperatur $T = 75$ °C von maximal 0,7 K auf.

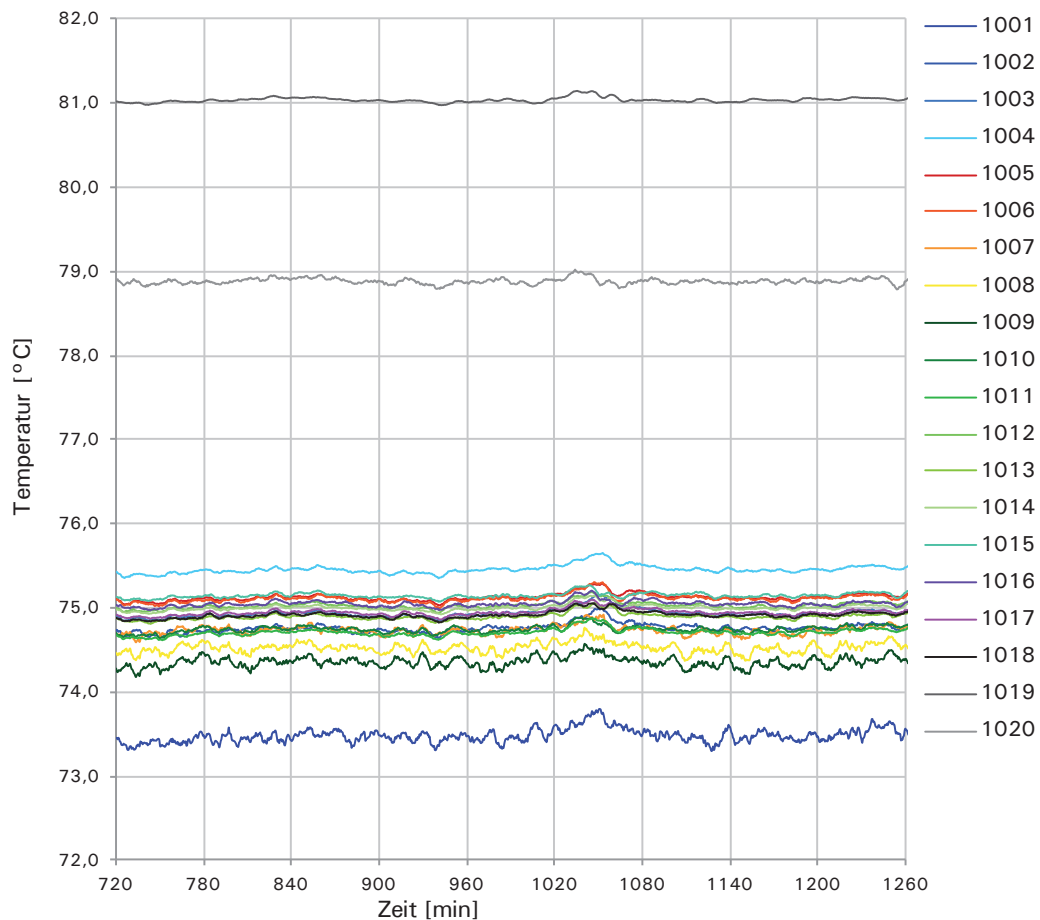


Abbildung 3-16: Auszug aus Abbildung 3-15 (720 bis 1260 min)

Daten 100302

Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010
Min T	73,3	74,6	74,8	75,4	75,0	75,0	74,6	74,4	74,2	74,6
Max T	73,8	75,0	75,1	75,7	75,3	75,3	74,9	74,8	74,6	74,9
Mittelwert	73,5	74,8	74,9	75,5	75,1	75,1	74,7	74,5	74,4	74,7
Delta	0,5	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,4	0,4	0,2

Daten 100302

Messstelle	1011	1012	1013	1014	1015	1016	1017	1018	1019	1020
Min T	73,3	74,6	74,8	75,4	75,0	75,0	74,6	74,4	74,2	74,6
Max T	73,8	75,0	75,1	75,7	75,3	75,3	74,9	74,8	74,6	74,9
Mittelwert	73,5	74,8	74,9	75,5	75,1	75,1	74,7	74,5	74,4	74,7
Delta	0,5	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,4	0,4	0,2

Tabelle 3-7: Auswertung der in Abbildung 3-16 dargestellten Daten

Aus Gründen der zeitlichen Ausführbarkeit wird die Aufheizdauer für Versuche unter $T = 75$ °C auf mindestens 900 min (15h) festgelegt.

3.4 Heizkammer für Langzeitversuche

Die Langzeitversuche werden in einer fest installierten Heizkammer der Materialprüfanstalt der Universität Stuttgart durchgeführt. Der Innenraum der Heizkammer ist quadratisch im Grundriss, 1,80 m x 1,80 m, und hat eine Raumhöhe von 2,15 m. Die Kammer ist für Temperaturen bis 90 °C ausgelegt.

Die Kammer wird mittels zweier Heizspiralen, die jeweils auf dem Boden der Kammer in der Nähe der Seitenwände installiert sind, geheizt. Diese Anordnung führt zu einer heterogenen Raumlufthemperaturverteilung.

Vor Beginn der Versuche erfolgte daher eine Überprüfung folgender Punkte:

- die Temperaturverteilung in der Heizkammer (ohne Einbauten)
- die Temperaturverteilung innerhalb einer Referenzprobe

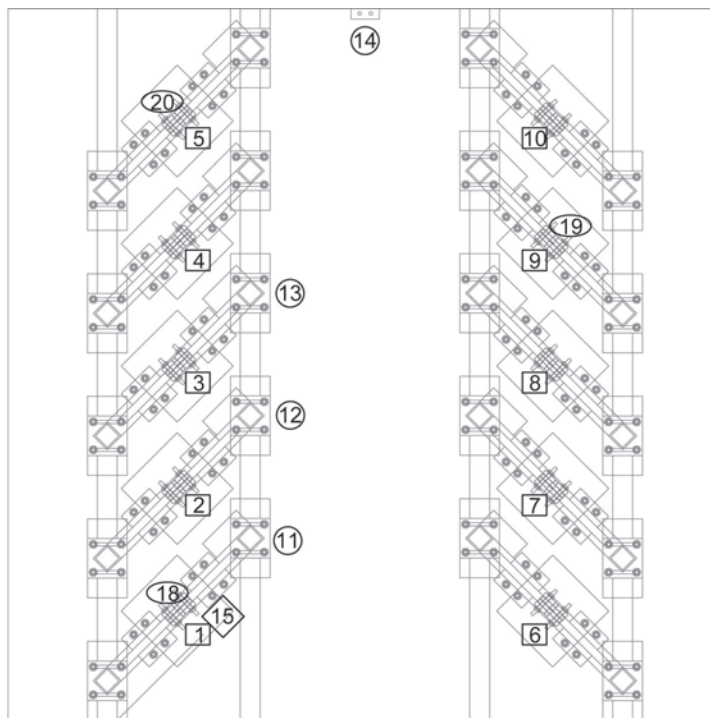
Diese Messungen ergaben, dass große Raumlufthemperaturamplituden vorhanden sind, die Temperatur der Zwischenschicht im Referenzprobekörper jedoch nur geringfügigen Schwankungen unterliegt. Somit ist die Kammer für die hier durchzuführenden Langzeitversuche geeignet.

Für die Auswertung der Langzeitversuche ist es sinnvoll den Temperaturverlauf über die gesamte Versuchsdauer zu erfassen. Die versuchsbegleitende Temperaturmessung erfolgt mittels verschiedener Messmethoden für unterschiedliche Messdauern, welche in Kapitel 3.4.1 beschrieben werden. Da die Eignung der Heizkammer ohne Einbauten, d.h. Versuchsaufbauten und Probekörper, überprüft wurde, erfolgten in der Anfangsphase der Langzeitversuche zu drei ausgewählten Zeitpunkten Kontrollmessungen. Diese Kontrollmessungen sind in Kapitel 3.4.2 beschrieben und ausgewertet. In Kapitel 3.4.3 wird zusätzlich die Überprüfung der vorgesehenen Temperaturzyklen innerhalb der ersten Versuchsreihe der Langzeitversuche (siehe hierzu Kapitel 5.1.1) dokumentiert.

3.4.1 Versuchsbegleitende Temperaturerfassungsmethoden

Die versuchsbegleitende Temperaturmessung findet auf drei verschiedene Arten statt. Es sind drei Temperaturelemente für die konstante Temperaturerfassung mittels der in 3.1.4 beschriebenen Messanlage vorgesehen. Eine Vielstellenmessanlage der Fa. Agilent, die bereits zur Kalibrierung der Heizkammer für Kurzzeitversuche genutzt wurde, wird für die umfassende Messung des Temperaturprofils zu ausgewählten Zeitpunkten genutzt. Hierfür sind 14 Temperatursensoren in der Heizkammer fest installiert und mit einer Steckkarte für die Vielstellenmessanlage außerhalb der Kammer verbunden. Die dritte Möglichkeit besteht darin, Handmessungen mit einem Handmessgerät für Temperatursensoren des Typ K an einem Thermoelement durchzuführen.

Insgesamt sind 18 Temperatursensoren in der Heizkammer an verschiedenen Stellen befestigt. Vornehmlich sind die Temperaturen der Inserts von Interesse. Zur Erstellung eines Temperaturprofils der Kammer sind auch die Lufttemperaturen in Höhe der Inserts und in Höhe des Temperatursensors der Heizkammerregelung interessant. In der folgenden Abbildung ist die Anordnung der einzelnen Temperaturelemente dargestellt. Den zweistelligen Zahlen wird bei Messungen mit dem Vielstellenmessgerät jeweils der Wert „1000“ aufaddiert. (Sensor 1 = 1001).



- Messung mit Agilent
T-Sensoren 1 bis 10 an Pos1 (Am Winkel)
- Messung mit Agilent
T-Sensoren 12 bis 13 hängen in der Luft auf der Höhe des Inserts
T-Sensoren 14 misst Lufttemperatur in Höhe T-Fühler Kammer
- ◇ Messung mit Handmessgerät
T-Sensor 15 an Pos 2 (Höhe WEGA-Spitze)
- Messung mit ADAM Modulen
T-Sensor 18 bis 20 an Pos 3 (Höhe WEGA-Spitze)
T-Sensor 18 bis 20 = CH 5 bis CH 8

Abbildung 3-17: Anordnung der Temperatursensoren in der Heizkammer der Langzeitversuche

3.4.2 Überprüfung der Temperaturverteilung in der Heizkammer

Anhand verschiedener Messungen während der Anfangsphase der ersten Versuchsreihe der Langzeitversuche erfolgte eine Überprüfung der Raumluf- und Inserttemperatur mit der endgültigen Versuchseinrichtung in der Kammer.

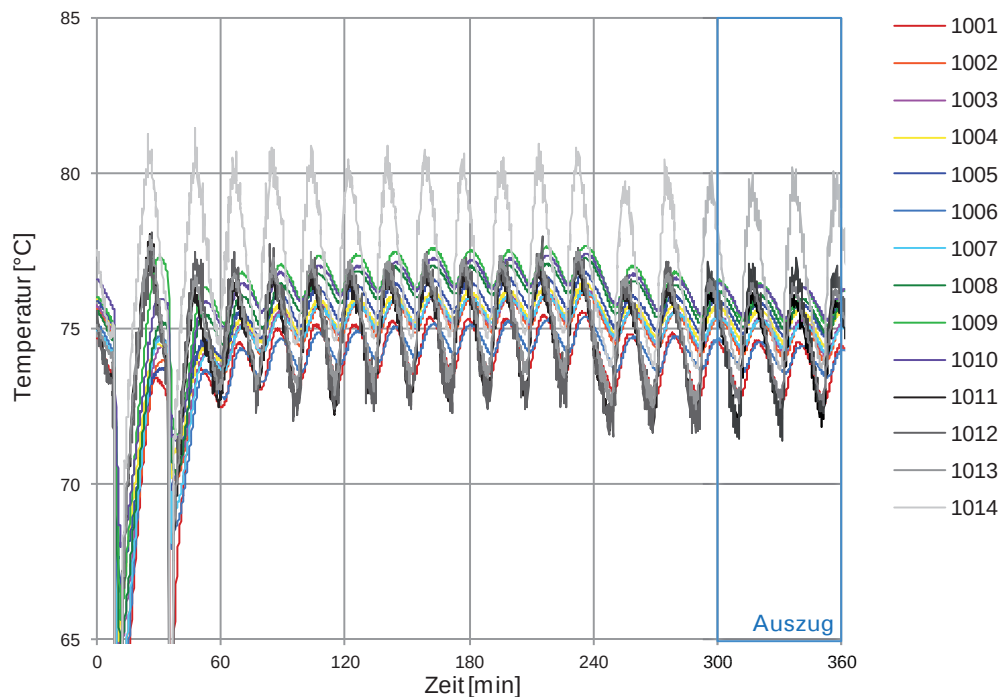
Messung 1| Beginn der Belastungsphase

Die erste Messung erfolgte am 13. Juli 2010 um 13:34 Uhr, kurz vor der Erstbelastung der Versuchskörper für die Langzeitversuche.

Die Messung erfolgte über einen Zeitraum von 6 h = 360 min. Während der Messung wurde die Kammer zweimal innerhalb der ersten 60 min geöffnet.

- 1) Lastaufbringung durch Absenkung Unterstützungsstruktur
- 2) Optimierung der Luftzirkulation durch Justierung der Lüftungselemente

Darüber hinaus fand eine Feinjustierung der Temperaturreglung nach ca. 240 min statt. Die aufgeführten Veränderungen der Versuchssituation sind im folgenden Diagramm deutlich ablesbar. Die folgende Abbildung stellt die vollständige Messung dar. Zum Vergleich mit späteren Messungen werden 60 min der Messungen (im Diagramm mit einem Rahmen markiert) als Auszug entnommen.



Daten 100713

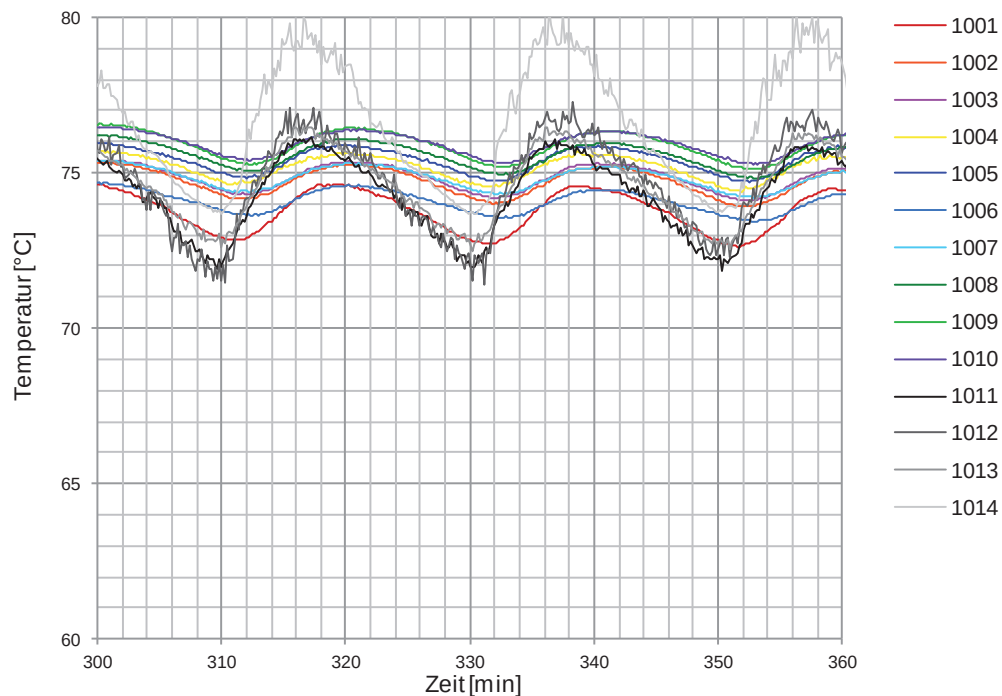
Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010	1011	1012	1013	1014
Min T	47,0	62,1	64,5	64,9	66,5	59,9	60,7	64,8	65,6	68,0	27,2	36,9	29,7	49,0
Max T	75,6	76,2	76,3	76,5	76,8	75,4	76,3	77,3	77,7	77,4	78,0	78,1	78,0	81,4
Mittelwert	73,4	74,6	74,7	75,0	75,2	73,8	74,6	75,5	76,1	76,0	74,0	74,3	74,5	76,7
Delta	28,5	14,2	11,8	11,6	10,3	15,5	15,5	12,5	12,1	9,4	50,8	41,2	48,3	32,5

Abbildung 3-18: Erste Temperaturmessung vom 13.07.2010 über 360 Minuten mit zugehöriger Wertetabelle

Es ist festzustellen, dass die Sensoren 11 bis 14, welche die Lufttemperatur in der Kammer an verschiedenen Stellen messen (siehe Abbildung 3-17), die größten Amplituden aufweisen (Graustufen). Die Sensoren 1 bis 10 sind direkt an den Inserts befestigt und haben Amplituden von 1,2° bis 2,0° C. Die Amplitude des Sensor 1001, welche in der Nähe der Kammertür

angebracht ist, ist mit 2,0 °C um 0,5 C höher als die der Sensoren 1002 bis 1010. Darüber hinaus ist die mittlere Temperatur mit 73,7 °C die geringste der betrachteten Sensoren.

An Hand der Mittelwerte lässt sich ein Temperaturgradient von der Tür zur Rückwand der Kammer festzustellen. Bei der im Grundriss links dargestellten Reihe beträgt dieser 73,7 bis 75,4 °C. Bei der rechten Reihe variieren die Temperaturen von 74,1 bis 75,9 °C. Ebenso besteht ein Gradient von der linken zur rechten Kammerwand, jedoch mit geringerer Höhe.



Daten 100713

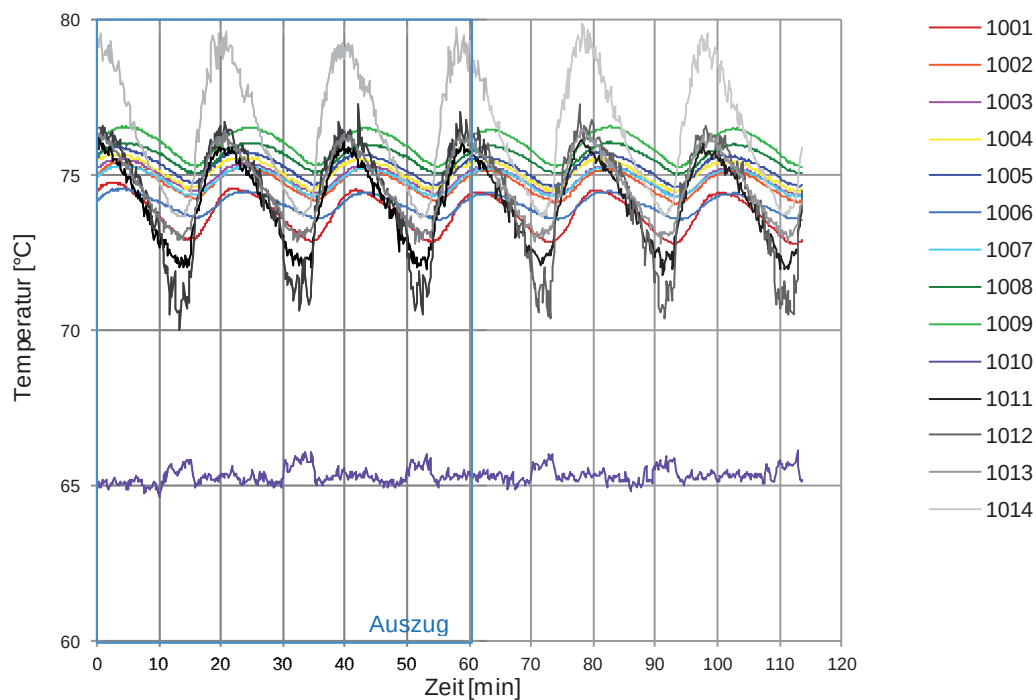
Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010	1011	1012	1013	1014
Min T	72,6	73,9	74,1	74,4	74,7	73,4	74,2	74,8	75,1	75,3	71,9	71,4	72,5	73,7
Max T	74,6	75,3	75,4	75,7	76,0	74,7	75,4	76,2	76,6	76,5	76,1	77,3	76,5	80,2
Mittelwert	73,7	74,7	74,8	75,2	75,4	74,1	74,8	75,5	75,9	75,9	74,2	74,7	74,6	76,6
Delta	2,0	1,5	1,3	1,3	1,2	1,3	1,2	1,4	1,5	1,2	4,3	5,9	4,0	6,6

Abbildung 3-19: Auszug über 60 Minuten (300 bis 360 min) aus der ersten Temperaturmessung vom 13.07.2010 und zugehörige Wertetabelle

Messung 2 | Nach 557 Stunden

Nach ca. 557 Std. wurde eine zweite Messung vorgenommen, die 120 min andauerte. Der Verlauf ist über die betrachtete Dauer gleichförmig. Der Sensor 1010, im Diagramm mit der Farbe Lila dargestellt, weist eine deutlich geringere Temperatur gegenüber den übrigen Sensoren und der ersten Messung auf. Eine Überprüfung des Sensors, nach dieser Messung ergab, dass der Sensor abgefallen war und die Lufttemperatur in Bodennähe gemessen wurde.

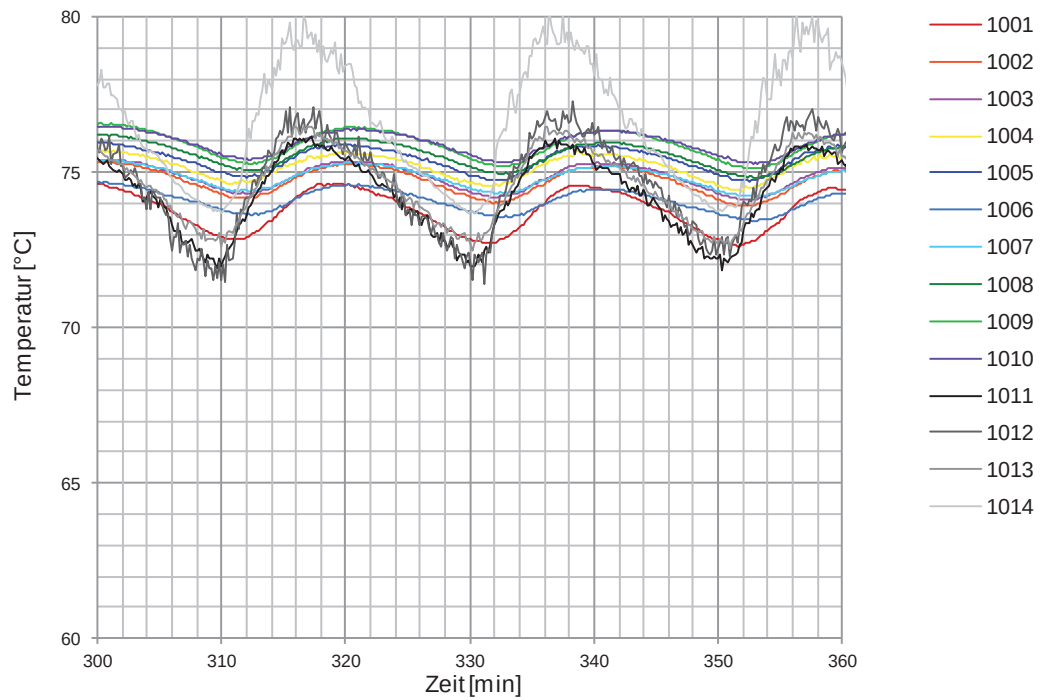
Sowohl die Ergebnisse über die gesamte Zeit der Messung, wie auch der betrachtete Auszug, weisen geringe Temperaturamplituden und die in der ersten Messung beobachteten Temperaturgradienten auf. Vergleicht man diese Messung mit der Ersten, so sind nur geringfügige Unterschiede festzustellen.



Daten 100805

Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010	1011	1012	1013	1014
Min T	72,8	74,1	74,3	74,4	74,6	73,5	74,3	75,0	75,3	64,6	71,8	70,0	72,8	73,6
Max T	74,8	75,4	75,5	75,7	75,9	74,6	75,3	76,1	76,6	66,2	76,2	77,3	76,4	79,9
Mittelwert	73,8	74,8	74,9	75,1	75,3	74,1	74,8	75,6	76,0	65,3	74,1	74,2	74,6	76,4
Delta	2,0	1,3	1,2	1,3	1,3	1,0	1,0	1,0	1,3	1,5	4,4	7,3	3,6	6,2

Abbildung 3-20: Zweite Temperaturmessung vom 05.08.2010 über 120 Minuten mit zugehöriger Wertetabelle



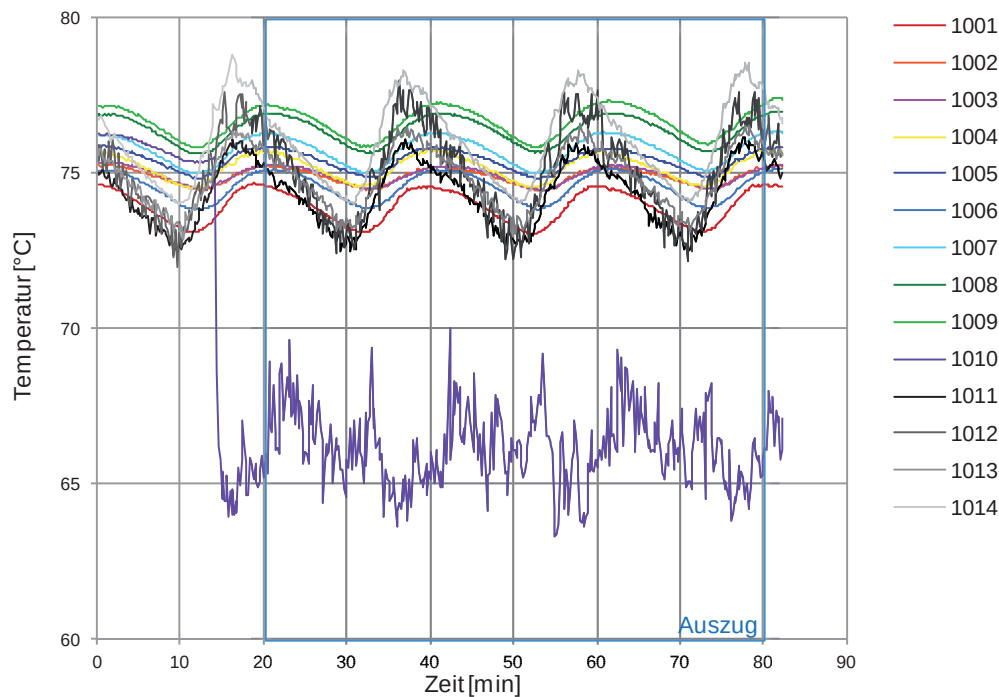
Daten 100805

Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010	1011	1012	1013	1014
Min T	72,9	74,2	74,4	74,5	74,7	73,6	74,3	75,0	75,3	64,6	72,0	70,0	72,8	73,6
Max T	74,8	75,4	75,5	75,7	75,9	74,6	75,3	76,0	76,6	66,1	76,2	77,3	76,4	79,7
Mittelwert	73,8	74,8	75,0	75,1	75,3	74,1	74,9	75,6	76,0	65,3	74,2	74,3	74,7	76,5
Delta	1,9	1,3	1,1	1,2	1,3	1,0	1,0	1,0	1,3	1,5	4,2	7,3	3,6	6,1

Abbildung 3-21: Auszug über 60 Minuten (0 bis 60 min) aus der zweiten Temperaturmessung vom 05.08.2010 und zugehörige Wertetabelle

Messung 3 | Nach 653 Stunden

Die dritte Messung erfolgte ca. 653 Stunden nach der Erstbelastung der Probekörper und 4 Tage nach der zweiten Messung. Durch die zweite Messung konnte festgestellt werden, dass Temperatursensor 1010 vom Insert abgefallen war. Daraufhin wurde der Sensor erneut befestigt und die Messung nach ca. 24 Stunden wiederholt. Das folgende Diagramm zeigt, dass der Sensor nicht dauerhaft befestigt werden konnte. In den ersten 12 Minuten der Messung war der Sensor in etwa an der ursprünglichen Position und hatte einen zu den übrigen Sensoren affinen Verlauf. Der Temperaturabfall ist eindeutig auf das erneute Abfallen des Sensors zurückzuführen.



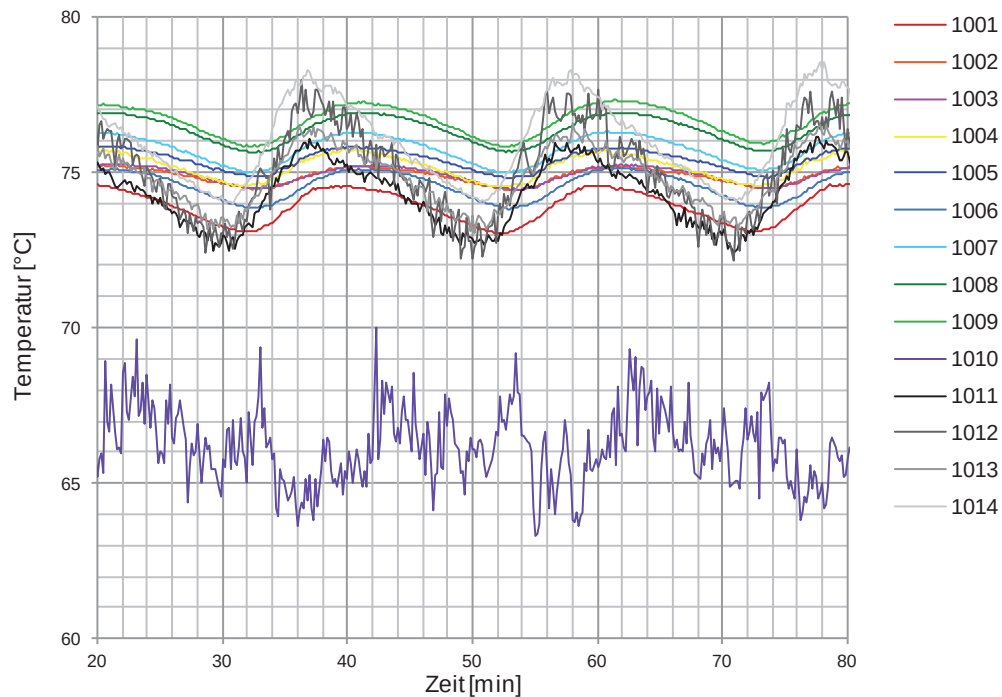
Daten 100809

Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010	1011	1012	1013	1014
Min T	73,0	74,4	74,4	74,5	74,8	73,8	75,0	75,6	75,8	63,3	72,3	71,9	72,9	74,0
Max T	74,7	75,3	75,3	75,7	75,9	75,2	76,3	77,0	77,4	76,3	76,1	78,0	76,6	78,8
Mittelwert	73,9	74,9	74,9	75,2	75,4	74,6	75,7	76,4	76,6	67,8	74,3	75,1	74,9	76,0
Delta	1,6	0,8	0,9	1,2	1,1	1,4	1,4	1,4	1,6	13,0	3,8	6,1	3,7	4,8

Abbildung 3-22: Dritte Temperaturmessung vom 09.08.2010 über 120 Minuten mit zugehöriger Wertetabelle

Zum Vergleich der einzelnen Messungen untereinander werden bei der dritten Messung die Daten der Minute 20 bis 80 herangezogen. Der Sensor 1010 weist gegenüber der zweiten Messung, aus den oben aufgeführten Gründen, deutlich größere Schwankungen auf, welches nicht weiter beachtet wird. Die Amplituden der Sensoren 1001 bis 1013 sind wie bei den beiden vorangegangenen Messungen sehr gering, jedoch ist das Temperaturgefälle nicht so ausgeprägt wie zuvor.

Eine deutliche Veränderung ist bei Sensor 1014 festzustellen, denn sowohl die Amplitude wie auch der Mittelwert sind kleiner wie zuvor. (Messung1: 6,6 °C/76,6 °C; Messung2: 6,1 °C/76,5 °C; Messung3: 4,5 °C/76,0 °C).



Daten 100809

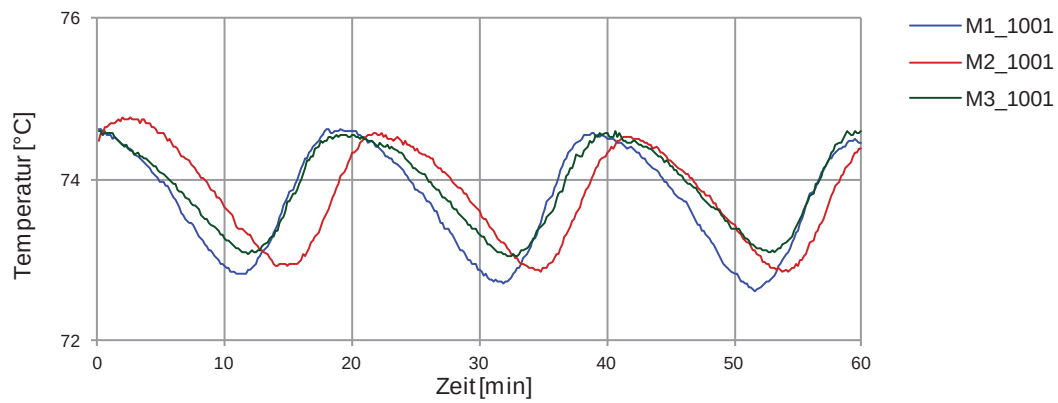
Messstelle	1001	1002	1003	1004	1005	1006	1007	1008	1009	1010	1011	1012	1013	1014
Min T	73,0	74,4	74,4	74,5	74,8	73,8	75,0	75,6	75,8	63,3	72,4	72,1	73,1	74,0
Max T	74,6	75,2	75,3	75,7	75,9	75,1	76,3	76,9	77,3	70,0	76,1	78,0	76,6	78,6
Mittelwert	73,9	74,9	74,9	75,2	75,4	74,6	75,7	76,4	76,6	66,2	74,3	75,0	74,9	76,0
Delta	1,6	0,8	0,8	1,2	1,1	1,3	1,3	1,3	1,5	6,7	3,7	5,9	3,5	4,5

Abbildung 3-23: Auszug über 60 Minuten (20 bis 80 min) aus der zweiten Temperaturmessung vom 09.08.2010 und zugehörige Wertetabelle

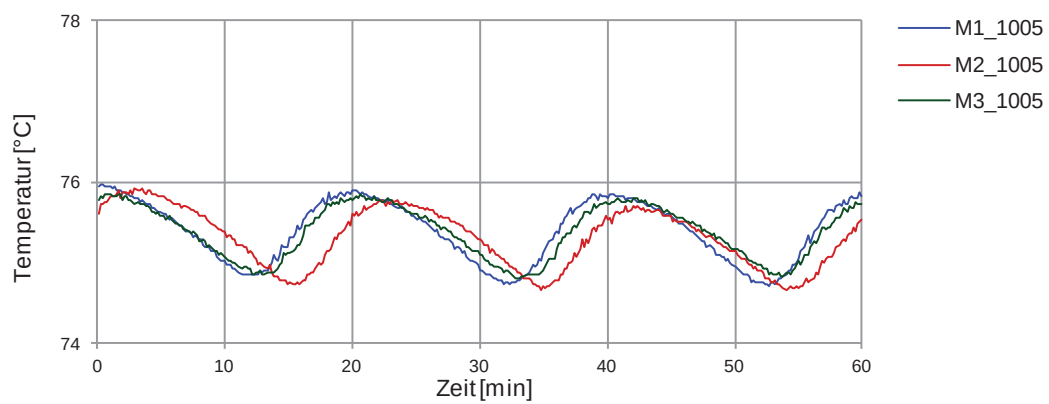
Vergleich der Messungen

Anhand der Messwerte von vier ausgewählten Sensoren werden die drei Messungen direkt gegenüber gestellt. Da die betrachteten Datenauszüge nicht bzgl. der Maxima der einzelnen Sensoren ausgewählt wurden, ist eine Phasenverschiebung zu erkennen. Die Diagramme dienen daher dem Vergleich der Temperaturverläufe und deren Amplitude.

Sensor 1001



Sensor 1005



Sensor 1006

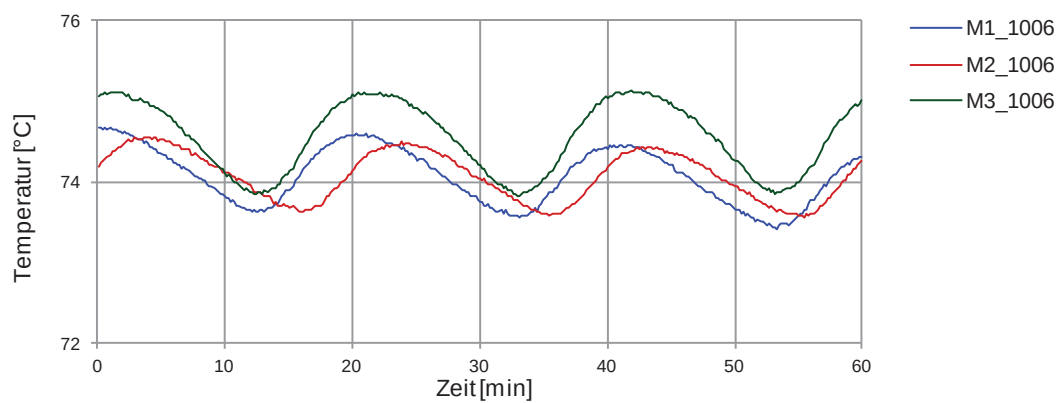


Abbildung 3-24: Vergleich der drei Temperaturmessungen der Sensoren 1001, 1005, 1006

Sensor 1009

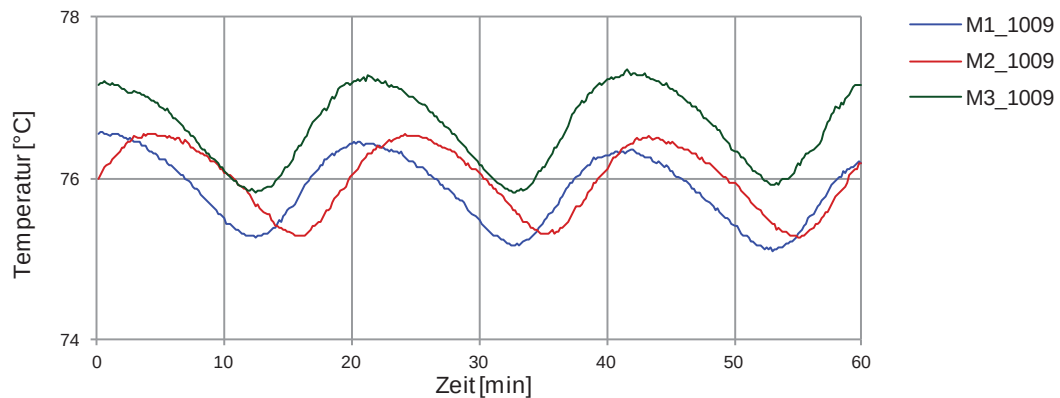


Abbildung 3-25: Vergleich der drei Temperaturmessungen des Sensors 1009

Die Abbildungen Abbildung 3-24 und Abbildung 3-25 zeigen, dass die Temperaturverläufe über die drei betrachteten Messungen je Sensor affin sind. Die Sensoren 1006 und 1009 erfahren in der dritten Messung gegenüber den ersten beiden Messungen eine geringfügige Temperaturerhöhung. Diese Temperaturerhöhung, lässt sich auf eine leichte Veränderung der Lüfterposition in der Heizkammer zurückführen. Da die Temperaturveränderungen innerhalb der Toleranz liegen, sind sie für den Versuchsablauf und die Versuchsergebnisse unkritisch.

Schlussfolgerung

Die drei Messungen belegen, dass die angestrebte Versuchstemperatur mit hinreichender Genauigkeit erreicht wird. Die Temperaturschwankungen sind kleiner als 2° C. Es ist festzustellen, dass die Veränderung der Lüfterposition einen direkten Einfluss auf die auftretenden Temperaturamplituden der einzelnen Sensoren hat.

Wie bereits zuvor beschrieben erfolgt eine kontinuierliche Temperaturmessung anhand von drei Sensoren. Mit Hilfe dieser kontinuierlichen Messungen kann die Temperatur hinreichend genau erfasst werden. Im Weiteren erfolgen weiterhin vereinzelt Messungen mit der Vielstellenmessanlage, die Auswertungen dieser Messungen werden jedoch nicht in ihrer Gesamtheit in diesem Bericht aufgeführt.

3.4.3 Temperaturverlauf der Temperaturzyklen der Langzeitversuche

In der zweiten Phase der ersten Versuchsreihe wird die Temperatur der Heizkammer zyklisch variiert. Zu Beginn eines jeden Zyklus senkt sich die Temperatur nach Abschalten der Heizelemente kontinuierlich ab, erreicht dann ein Niveau im Bereich der Normaltemperatur (23° C) und wird am Ende des Zyklus wieder auf ca. 75° C erhöht. Ein Zyklus hat eine Gesamtdauern von 168 h = 1 Woche.

Die Probekörper der ersten Versuchsreihe durchlaufen während der zweiten Phase drei Zyklen (siehe Kapitel 5). Damit das zu beobachtende Verhalten der Probekörper vergleichbar ist, müssen die Temperaturverläufe gleich sein. Mit Hilfe des Vielstellenmessgeräts erfolgte die Aufzeichnung der drei Temperaturzyklen an den Sensoren 1001 bis 1009. In der folgenden sind die drei zeitlich versetzten Temperaturzyklen synchronisiert dargestellt. Hierfür wurden die einfach zu identifizierenden Startpunkte übereinander gelegt. Die Zeitskala stellt die relative Zeit und nicht die auf die Gesamtversuchsreihe bezogene Zeit dar.

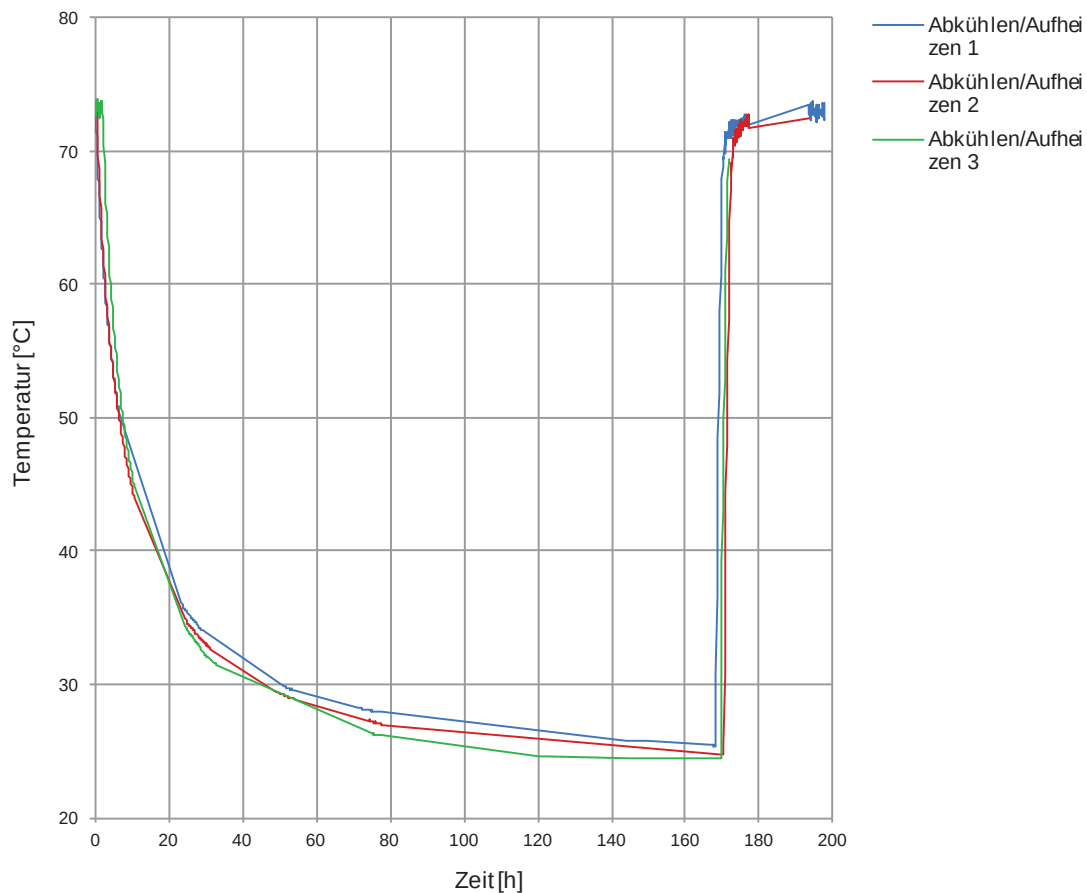


Abbildung 3-26: Synchrone Darstellung der drei Temperaturzyklen der zweiten Phase; Auswertung anhand des Sensor 1008

Die Abbildung zeigt deutlich, dass die Temperaturzyklen nahezu identisch ablaufen. Damit sind die zu beobachtenden Auswirkungen auf das Verformungsverhalten vergleichbar.

4 Experimentelle Untersuchungen unter Kurzzeitbelastung

Um das Materialverhalten von SentryGlas durch ein numerisches Materialmodell abbilden zu können, müssen seine mechanischen Eigenschaften unter unterschiedlichen Belastungssituationen (Zug, Druck, Schub), bei unterschiedlichen Dehnraten und bei unterschiedlichen Temperaturen ermittelt werden. Diese Untersuchungen in Kombination mit der Herleitung eines vollständigen strukturmekanischen Modells haben den Umfang einer eigenständigen Forschungsarbeit (vergleiche z.B. [20]). Da diese Arbeit nicht das Ziel verfolgt, ein universal anwendbares Materialmodell von SG abzuleiten, sondern eine Methode zur Abschätzung der Spannungsverteilung in einer Insertverbindung aufzeigen soll, galt es sinnvolle Einschränkungen zu treffen und trotzdem alle für den Betrachtungsfall relevanten Parameter zu berücksichtigen. Vereinfachend wurde eine Belastungssituation untersucht (Zugbeanspruchung), drei für den späteren Anwendungsbereich relevante Temperaturen ausgewählt und zwei Dehnraten im Bereich der Kurzzeitbeanspruchung festgelegt. Das visko-elastische Verhalten wurde nicht durch ein geschlossenes visko-elastisches Materialmodell abgebildet, sondern durch eine iterative Anpassung der Dehnrate approximiert (vergleiche 6.2.2).

Der folgende Abschnitt erläutert die durchgeführten Versuche (Arbeitspaket 1.i), auf deren Grundlage in 6.1.2 für die gewählten Temperaturen und Dehnraten diskrete Materialmodelle abgeleitet werden (Arbeitspaket 1.ii).

4.1 Zugversuche

4.1.1 Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm

Das mechanische Verhalten von SentryGlas kann durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst werden. Zu diesen Faktoren gehören zum Beispiel:

- der Verlauf der Längsachse des Probekörpers in Bezug zur Extrusionsrichtung des Folienmaterials¹
- die Belastungsgeschwindigkeit, Belastungsgeschichte
- die Temperatur des Probekörpers
- der Feuchtegehalt des Probekörpers
- Umwelteinflüsse wie z.B. Bewitterung

Die Berücksichtigung dieser Faktoren wird im Folgenden diskutiert.

Abbildung 4-1 zeigt eine mikroskopische Aufnahme des Folienmaterials (32-fache Vergrößerung) mit horizontal verlaufender Extrusionsrichtung. Deutlich zu erkennen ist ebenfalls die eingeprägte Oberflächenstruktur. Während des Laminationsprozesses ermöglicht diese den Luftaustritt zwischen mehreren SG-Lagen bzw. zwischen SG und Glas.

¹ Da SentryGlas Folien bei der Herstellung extrudiert werden, liegen im Material zwei Richtungen vor: die Extrusionsrichtung und die Richtung senkrecht dazu.

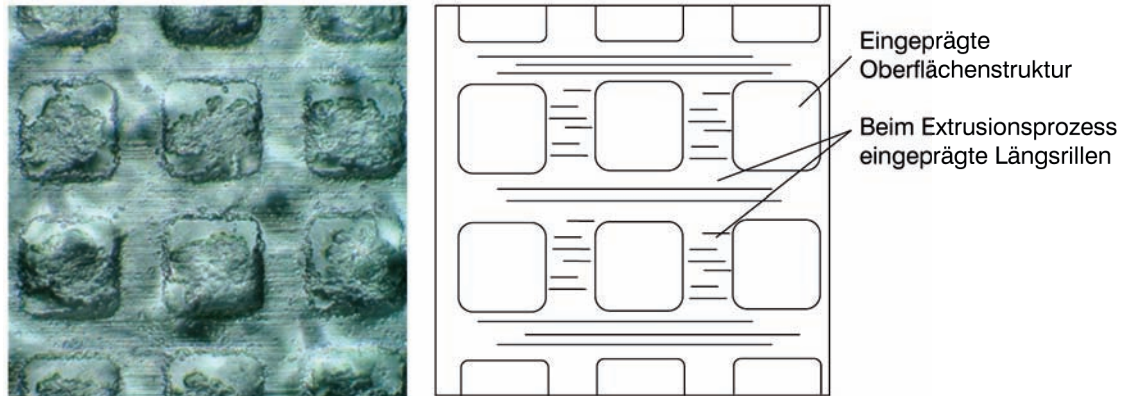


Abbildung 4-1: links: mikroskopische Aufnahme von SentryGlas (32-fache Vergrößerung) mit horizontal verlaufender Extrusionsrichtung und eingepprägter Oberflächenstruktur; rechts: schematische Darstellung der eingepprägten Oberflächenstruktur und der Längsrillen

Um den Einfluss der Stanzrichtung der Probekörper in Bezug zur Extrusionsrichtung der Folie bestimmen zu können, wurden in Versuchsreihe 1 Probekörper untersucht, deren Längsachse in Richtung der Extrusionsrichtung bzw. senkrecht dazu verlief.

Zur Ermittlung der Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der Belastungsgeschwindigkeit erfolgte die Verformungsaufbringung der Probekörper mit zwei unterschiedlichen Traversengeschwindigkeiten. Nach [21] wurden Geschwindigkeiten von 1 mm/min und 100 mm/min gewählt. Zur Prüfung dienten ausschließlich unbelastete Probekörper, so dass der Einfluss der Belastungsgeschichte in allen Versuchsreihen unberücksichtigt blieb.

Temperaturmessungen in der Zwischenschicht von Verbundgläsern ergaben, dass in Deutschland bei einem nicht-hinterlüfteten schwarz-emaillierten Verbundglasaufbau Temperaturen von bis zu 75 °C auftreten können (vergleiche Kapitel 2.3 und [18]). Zugleich zeigen unter anderem die Untersuchungen von Weller et al. [13], dass sich die Steifigkeit von SG mit steigenden Temperaturen stark verringert. Um diesen Effekt berücksichtigen zu können, erfolgte die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von SG nicht nur bei Raumtemperatur sondern auch bei 40 °C (Versuchsreihe 3) und bei 75 °C (Versuchsreihe 4).

Auch der Feuchtegehalt beeinflusst das mechanische Verhalten von SG. Laut Angaben des Herstellers ist dieser zur Verarbeitung der Folie auf 0,2% zu begrenzen. Untersuchungen von DuPont über den Feuchtegehalt von SG bei unterschiedlichen Umgebungsklimata zeigen, dass dieser Wert bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 20% erreicht wird [22]. Dementsprechend wurde die relative Luftfeuchte des Versuchsklimas auf 20% relative Luftfeuchte festgelegt. Die Konditionierung der Proben erfolgte mittels einer Vortemperierung der Probekörper in einer Klimakammer bei der jeweiligen Versuchstemperatur und bei 20% relativer Luftfeuchtigkeit. Zur Festlegung der Zeitspanne der Vortemperierung diente eine Vorversuchsreihe, bei der das mechanische Verhalten von Proben mit unterschiedlichen Temperierungsdauern miteinander verglichen wurde. Diese Vorversuche ergaben, dass sich das mechanische Verhalten von Proben, die zuvor mindestens 15 h bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 20% konditioniert wurden, nur noch im Rahmen der Messgenauigkeiten von einander unterscheidet und sich nach dieser Lagerungsdauer – die mechanischen Eigenschaften betrachtend – ein stationärer Zustand eingestellt hat. Zur Vorkonditionierung der Proben der Versuchsreihen 2 - 4 wurde dementsprechend eine Verweildauer in der Temperierkammer (Temperatur gemäß Versuchsreihe, 20% $\pm$ 10% relative Luftfeuchtigkeit) von > 15 h gewählt.

Da im späteren Anwendungsfall das Folienmaterial ausschließlich im Laminat verwendet und somit vor freier Bewitterung geschützt wird, findet im Rahmen dieser Arbeit keine Betrachtung des Materialverhaltens unter Umwelteinflüssen statt.

Tabelle 4-1 fasst die festgelegten Randbedingungen der durchgeführten Zugversuche zusammen.

Randbedingung	Versuchsreihe 1	Versuchsreihe 2	Versuchsreihe 3	Versuchsreihe 4
Temperatur [°C]	23	23	40	75
Traversen- geschwindigkeit [mm/min]	100	1 bzw. 100	1 bzw. 100	1 bzw. 100
Stanzrichtung	variabel	Längsachse in Extrusionsrichtung	Längsachse in Extrusionsrichtung	Längsachse in Extrusionsrichtung
Folienfeuchte	entspr. Lieferung	konditioniert	konditioniert	konditioniert

Tabelle 4-1: Randbedingungen der Zugversuche

4.1.2 Versuchsdurchführung

Zur Durchführung aller Versuchsreihen wurden Zugprobekörper aus dem Folienmaterial gestanzt, welches zuvor in einem wasserdampfundurchlässigen, luftdicht-verschlossenen, Aluminium- Foliensack lagerte. Bei der Stanzung wurde die Geometrie und die Abmessungen gemäß Typ 1B nach DIN EN ISO 527-2 [16] gewählt. Diese Geometrie ist für mechanisch hergestellte, z.B. gestanzte, Probekörper zu wählen. Die wesentlichen Abmessungen sind Abbildung 4-2 zu entnehmen.

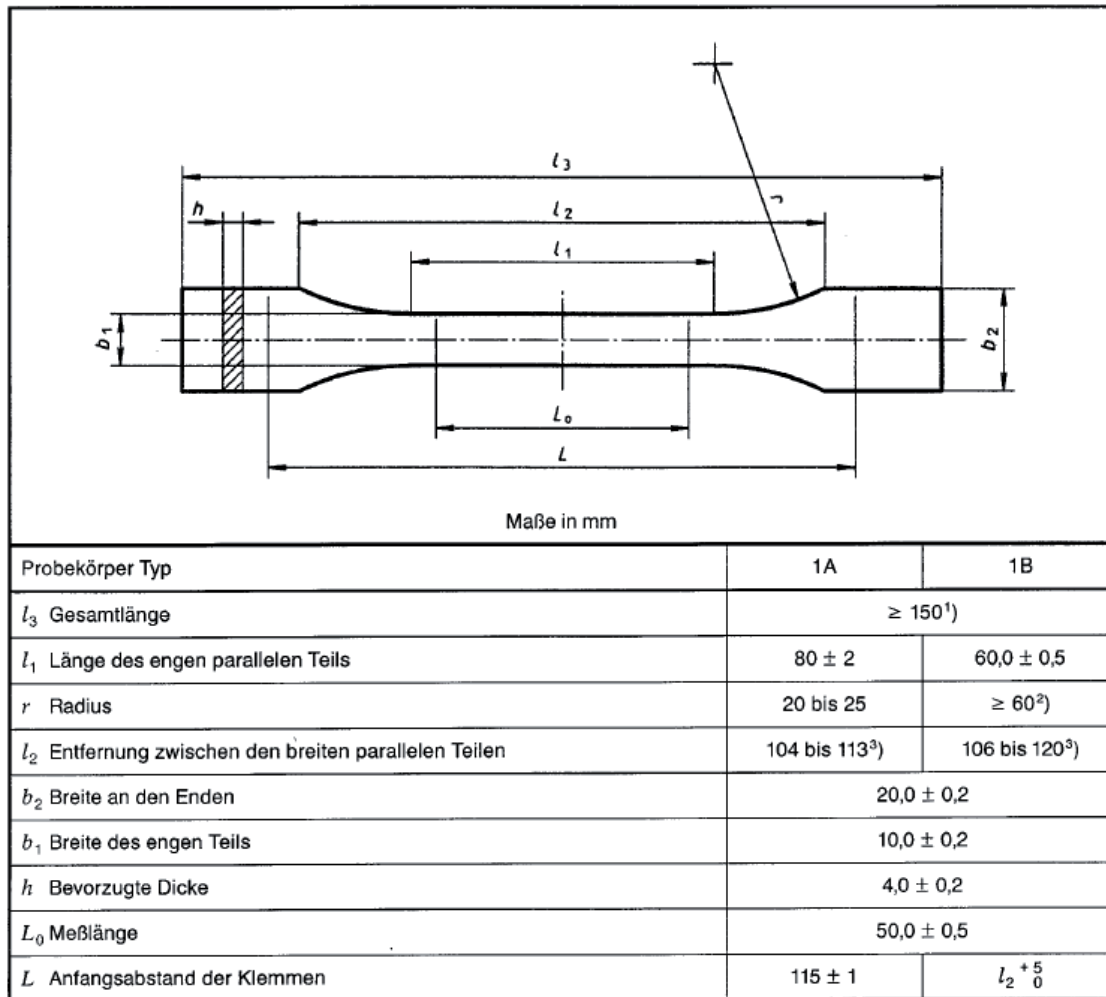


Abbildung 4-2: Probekörpergeometrie für Zugversuche aus [16], gewählte Geometrie: 1B

Nach erfolgter Stanzung diente ein kraftgesteuerter Messtaster Typ HH MT 60M der Firma Heidenhain zur Bestimmung der Foliendicke jedes Probekörpers. Bei der Messung wurde ein Messfuß mit einem Radius $\geq 1,5$ mm und einer Anpresskraft von 1,0 N verwendet. Der sich dann einstellende Abstand zwischen der Auflagerungsfläche und dem Messfuß wurde mit einer Anzeigegenauigkeit von 0,0005 mm gemessen und als Probekörperdicke notiert. Die Messung der Probenbreite erfolgte mit einer Schiebelehre.



Abbildung 4-3: links: Stanze zur Stanzung der Probekörper, rechts: Dickenmessung an einem Probekörper

Da in Versuchsreihe 1 keine Materialdaten für eine numerische Simulation ermittelt werden sollten, sondern diese Versuchsreihe nur dem Vergleich zweier Stanzrichtungen diene, fand keine Konditionierung der Proben statt. Die Ermittlung der mechanischen Eigenschaften erfolgte direkt nach der Stanzung in einem Zugversuch bei Raumklima nach DIN EN ISO 291 [23] ($23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$, $50\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit) und einer Prüfgeschwindigkeit der Traverse von 100 mm/min . Aufgrund einer nur kurzen Verweilzeit der Proben im Raumklima bei $50\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit kann davon ausgegangen werden, dass die Folienfeuchte während des Versuchs der Lieferfeuchte des Materials entsprach.

Für die Versuchsreihen zwei bis vier erfolgte eine Konditionierung der Temperatur und der Folienfeuchte gemäß Kapitel 4.1.1. Nach der Konditionierung wurde der Probekörper in die Klemmvorrichtung der Prüfmaschine eingebaut. Vorversuche ergaben, dass die mechanischen Eigenschaften der Zugproben bei Temperaturen oberhalb der Raumtemperatur durch nicht ausreichend aufgeheizte Klemmvorrichtungen beeinflusst werden können. Die nicht ausreichend aufgeheizte Prüfeinrichtung führte Wärme des temperierten Probekörpers ab und verringerte somit seine Temperatur. Vor der Durchführung der Versuche bei 40 °C , bzw. 75 °C war es deshalb erforderlich, dass die gesamte Versuchseinrichtung für mindestens 15 h vortemperiert wurde. Vor Beginn jedes Versuchs erfolgte zusätzlich eine 45-minütige Temperierung des eingebauten Probekörpers in der vortemperierten Versuchseinrichtung, um mögliche, durch den Einbauvorgang des Probekörpers hervorgerufene, Temperaturschwankungen auszugleichen.

Eine Prüfmaschine des Typs Zwick Typ 1476 diene zur Verformungsaufbringung (Genauigkeit: $\pm 1\%$) und ein Extensometer des Typs Multisens (Genauigkeit: $\leq 1\%$) zur Messung der Verschiebung zwischen zwei – im Ausgangszustand 50 mm voneinander entfernten – Messmarken. Während der Versuche erfolgte die Datenerfassung mit der Software Zwick testXpert V10.0. Die Messung der Kraft wurde mit einer Genauigkeit $\leq \pm 1\%$ durchgeführt.

Aus Gründen der Gebrauchstauglichkeit der Insertverbindung und zur Begrenzung der Versuchsdauer wurden die Probekörper bei einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min nur bis zu einer Dehnung von 26% verformt.

4.1.3 Versuchsergebnisse

Für alle im folgenden aufgeführten Spannungs-Dehnungs-Diagramme ist, sofern nicht anders vermerkt, die Spannung berechnet als Quotient der aufgebrachten Kraft über den Ausgangsquerschnitt und die Dehnung als Quotient der Verschiebung der Messmarken bezogen auf den ursprünglichen Abstand der Messmarken.

Versuchsreihe 1 - Einfluss der Stanzrichtung

Den Spannungs-Dehnungslinien in Abbildung 4-4 ist zu entnehmen, dass sich das mechanische Verhalten der beiden Stanzrichtungen unterscheidet.

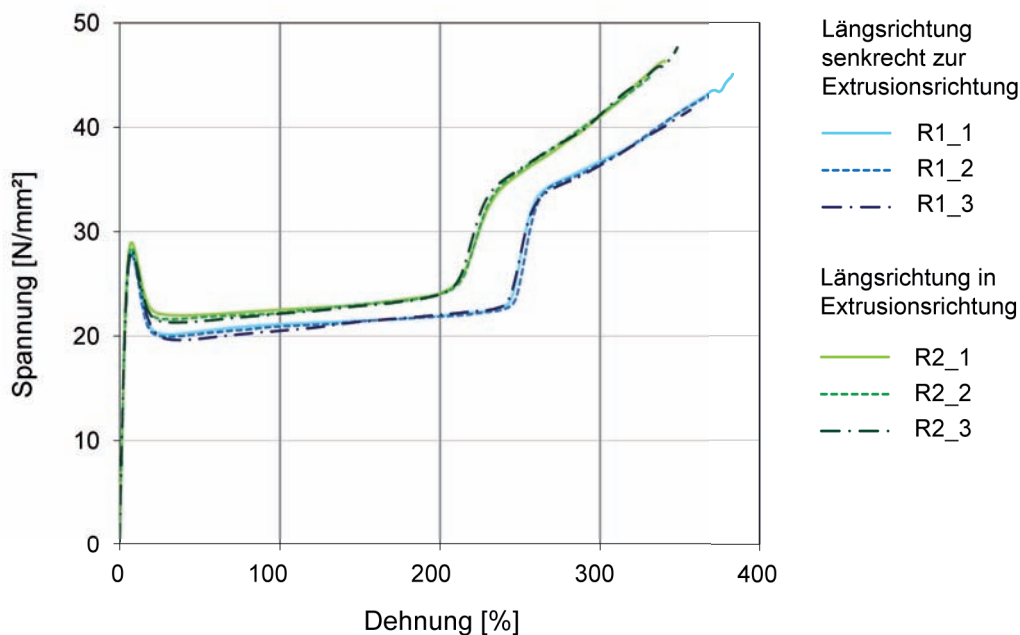


Abbildung 4-4: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben unterschiedlicher Stanzrichtungen, Typ 1B gemäß [16], Raumklima gemäß [23] ($23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$, $50\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit); Traversengeschwindigkeit 100 mm/min

Dabei ist die Streckspannung der Probekörper in Extrusionsrichtung höher als in der dazu entgegengesetzten Richtung. Weiterhin fallen zwei markante Punkte auf: erstens, das abrupte Versteifen des Spannungs-Dehnungsverhaltens bei ca. 210% (in Extrusionsrichtung) bzw. 250% Dehnung (senkrecht zur Extrusionsrichtung); zweitens, dass diese Versteifung bei unterschiedlichen Dehnungen einsetzt.

Das abrupte Versteifen ist auf den Aufbau der Messtechnik zurückzuführen. Das zur Dehnungsmessung verwendete Extensometer misst die Wegänderung zweier im Ursprungszustand 50 mm weit voneinander entfernten Messpunkte. Nach dem Erreichen der Fließgrenze schnürt sich der Probekörper an einer Stelle zwischen den Messpunkten ein. Diese Verjüngung breitet sich mit weiterer Verformungsaufbringung über den mittleren Probekörperbereich aus. Sobald sich die Einschnürung über den Messbereich des Extensometers hinaus ausgebreitet hat und Bereiche außerhalb des Messbereichs sich verjüngen, konzentriert sich dort die Verformung und es tritt eine scheinbare Versteifung im Spannungs-Dehnungsverhalten auf.

Der zweite Effekt ist auf die Orientierung der Makromoleküle während des Extrusionsprozesses zurückzuführen. Während der Einschnürung orientieren sich die Makromoleküle in Lastrichtung. Dieses geschieht bei den bereits in Lastrichtung orientierten Makromolekülen unter – im Vergleich zu den Probekörpern, deren Längsachse senkrecht zur Extrusionsrichtung verläuft – geringerer Verformungsaufbringung, so dass eine Versteifung

des Spannungs-Dehnungsverhalten bei einer geringeren aufgetragenen Verformung beobachtet werden kann.

Da die Folie im Laminationsvorgang wieder erweicht und anschließend abgekühlt wird, findet während dieses Prozesses eine erneute Umorientierung der Makromoleküle statt. Es erscheint deshalb nicht relevant für die Probekörperfertigung zu sein, in welcher Richtung die Folien in Bezug zur Orientierung des Lasteinleitungselementes eingebracht werden. Um dennoch die Streuungen innerhalb einzelner Versuchsreihen und die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, erfolgen alle weiteren Untersuchungen in diesem Kapitel an Probekörpern, deren Längsachse in Richtung der Extrusionsrichtung verläuft.

Versuchsreihe 2 bis 4

Die Spannungs-Dehnungslinien der Versuchsreihen 2-4 sind in Abbildung 4-5 dargestellt. Zur Begrenzung der Versuchsdauer erfolgte die Verformungsaufbringung bei 1 mm/min nur bis zu einer aus Gründen der Gebrauchstauglichkeit relevanten Dehngrenze von 26%.

Bei der Versuchsreihe bei 23 °C und 100 mm/min trat Probekörperbruch auf, bei 40 °C und 100 mm/min rutschten die Probekörper aus der Klemmung, bei 75 °C und 100 mm/min wurde die maximale innerhalb der Klimakammer aufbringbare Dehnung erreicht.

Es bestätigt sich der bereits in Tabelle 2-1 erkenntliche Trend, dass sich SG bei steigender Temperatur oder langsamerer Belastungsgeschwindigkeit weicher verhält. Damit einhergehend ist eine Verringerung der Streckgrenze festzustellen.

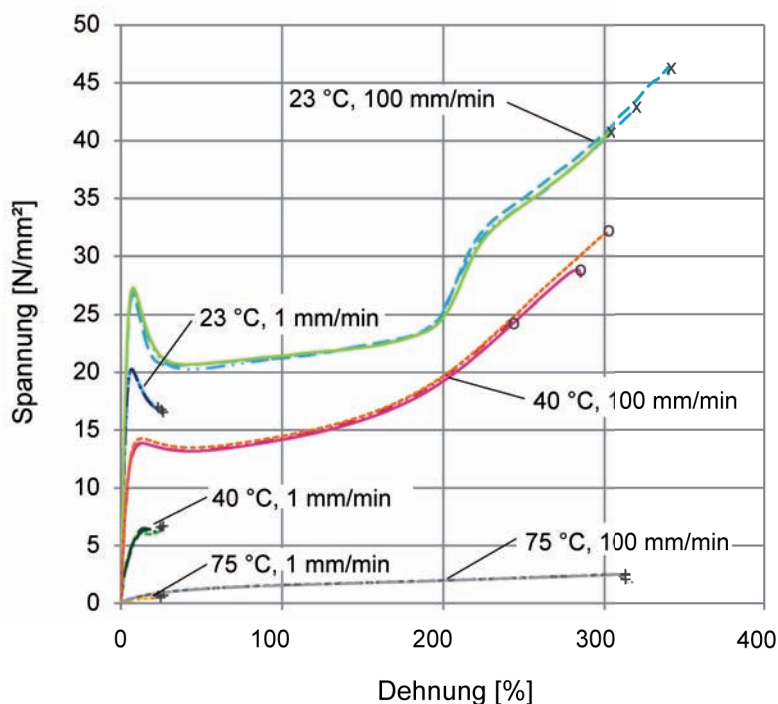


Abbildung 4-5: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben Typ 1B gemäß [16] mit Längsachse in Extrusionsrichtung, bei unterschiedlichen Temperaturen (23 °C ± 2 °C, 40 °C ± 2 °C, 75 °C ± 2 °C), Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min bzw. 100 mm/min, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert; x: Probekörperbruch, o: aus Einspannung gerutscht, +: Dehnlimit/Limit der Vorrichtung erreicht

Um die Ergebnisse der Versuche vergleichen zu können, wurde der E-Modul der einzelnen Versuchsreihen bestimmt. Nach DIN EN ISO 527-1 [21] erfolgt die Bestimmung des E-Moduls nach folgender Formel:

$$E_t = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad (4.1)$$

mit

E_t : Zugmodul nach DIN EN ISO 527-1

$\varepsilon_1 = 0,0005$

$\varepsilon_2 = 0,0025$

σ_1 : Spannung gemessen bei ε_1

σ_2 : Spannung gemessen bei ε_2

In Abbildung 4-6 ist exemplarisch die Spannungs-Dehnungslinie der SG-Zugproben bei 23 °C für die Traversengeschwindigkeiten von 1 mm/min und 100 mm/min für einen Dehnungsbereich von 0-10% Dehnung dargestellt. Der für die E-Modulbestimmung nach DIN EN ISO 527-1 verwendete Dehnungsbereich von 0,05 % bis 0,025 % ist farblich hervorgehoben. Dieser deckt nur den Anfangsbereich des linearen Spannungs-Dehnungsverhaltens ab und ist dementsprechend nur bedingt geeignet, die Steifigkeit im linear-elastischen Bereich abzubilden. Um die Steifigkeit der Proben über einen größeren Dehnungsbereich beschreiben zu können, wurde ein weiteres Verfahren angewendet, bei dem eine Trendgerade in den linear-elastischen Bereich der Spannungs-Dehnungslinie eingelegt und ihre Steigung bestimmt wurde. Dabei wurde der Dehnungsbereich durch Wahl der maximal betrachteten Dehnung so gewählt, dass eine Trendgerade mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 > 0,98$ das Spannungs-Dehnungsverhalten des Probekörpers beschreibt. Es ergaben sich für jede Versuchsreihe unterschiedliche für die E-Modulbestimmung betrachtete Dehnungsbereiche. In Abbildung 4-6 ist exemplarisch eine Trendgerade für die Versuchsreihe bei 23 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min dargestellt.

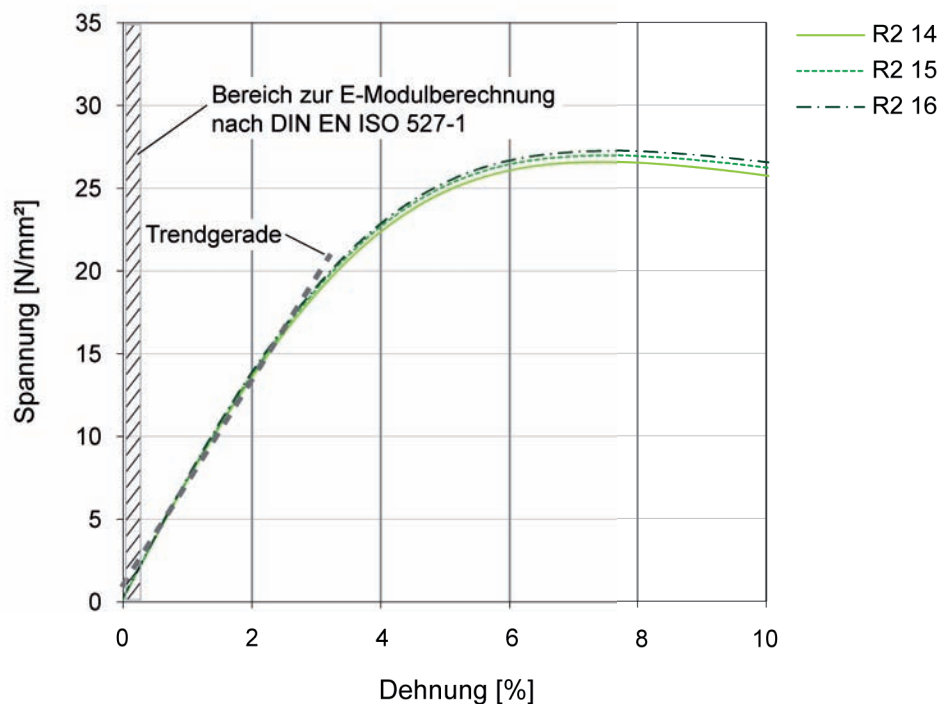


Abbildung 4-6: Ausschnitt des Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei 23 °C $\pm$ 2 °C, Dehnungsbereich der E-Modulbestimmung markiert, Traversengeschwindigkeit: 100 mm/min, 20% $\pm$ 10% rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert

Die Ermittlung der E-Moduli erfolgte für alle Probekörper nach den beiden vorhergehend beschriebenen Verfahren. Eine detaillierte Zusammenstellung der Werte ist Kapitel 10.1 zu entnehmen. In Abbildung 4-7 sind die für jeden einzelnen Probekörper ermittelten E-Moduli über der jeweiligen Prüftemperatur aufgetragen. Bei einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min ermittelte Kennwerte sind blau, bei 100 mm/min grün dargestellt. Sofern die Kennwertermittlung nach DIN EN ISO 527-1 erfolgte, ist der jeweilige Kennwert durch ein Kreuz markiert. Aus der Trendgeraden abgeleitete E-Moduli sind durch ein Dreieck gekennzeichnet. Es ist zu erkennen, dass die nach DIN EN ISO 527-1 ermittelten Werte eine im Vergleich zu den aus den Trendgeraden abgeleiteten E-Moduli höhere Streuung aufweisen. Außerdem sinkt die Steifigkeit bei abnehmender Traversengeschwindigkeit und steigender Temperatur.

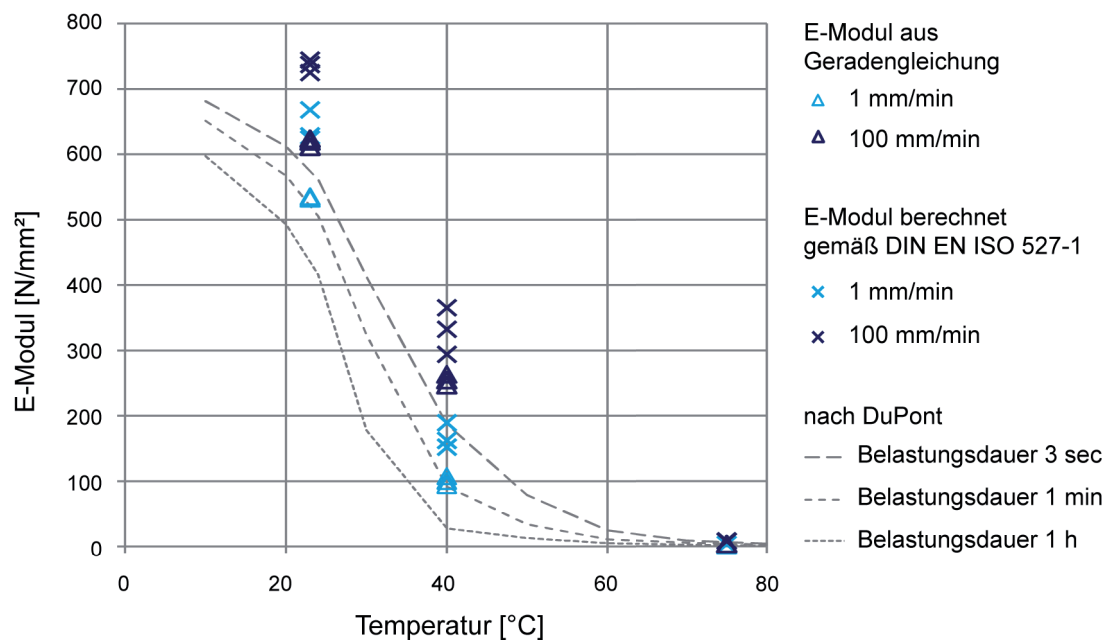


Abbildung 4-7: E-Modul von SG für 23 °C, 40 °C und 75 °C, nach Herstellerangaben, ermittelt gemäß [21] und aus der Steigung der Spannungs-Dehnungs-Diagramme

Da der Hersteller die Steifigkeit von SG nicht für unterschiedliche Traversen- bzw. Dehngeschwindigkeiten sondern für unterschiedliche Belastungsdauern angibt, können die Herstellerangaben mit den experimentell ermittelten Kennwerten nicht quantitativ verglichen werden. Um dennoch einen qualitativen Vergleich führen zu können, sind in Abbildung 4-7 die vom Hersteller angegebenen E-Moduli der Belastungsdauern von 1 s, 1 min und 1 h für einen Temperaturbereich von 10-80 °C als graue Linien dargestellt. (Die Belastungsdauern wurden in Anlehnung an die Versuchsdauern im linear-elastischen Bereich gewählt, vergl. Tabelle 4-2.) Der Steifigkeitsabfall der experimentell ermittelten E-Moduli deckt sich im betrachteten Temperaturbereich mit dem der Herstellerinformationen. Tendenziell liegen die experimentell ermittelten Kennwerte über den Angaben des Herstellers. Wie bereits oben erwähnt, ist ein quantitativer Vergleich nicht durchführbar.

Temperatur [°C]	23		40		75	
Traversen- geschwindigkeit [mm/min]	1	100	1	100	1	100
Zeit im elastischen Bereich [s], aus drei Versuchen gemittelt	168	2,25	94	1,74	1526	12,7

Tabelle 4-2: Versuchsdauer des linear-elastischen Bereichs

In Tabelle 4-3 sind die Dehngeschwindigkeiten der einzelnen Versuchsreihen angegeben. Die Ermittlung der Dehnung erfolgte nach Formel (4.2). Die Dehngeschwindigkeit ist ein aus drei Versuchen gemittelter Wert.

Temperatur [°C]	23		40		75	
Traversen- geschwindigkeit [mm/min]	1	100	1	100	1	100
Dehngeschwindigkeit [s ⁻¹]	0,000184	0,01848	0,000160	0,01812	0,000146	0,01432

Tabelle 4-3: Traversengeschwindigkeit der einzelnen Versuche und äquivalente Dehngeschwindigkeit

4.1.4 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

Die durchgeführten Versuchsreihen erlauben eine Beschreibung des Materialverhaltens von SG unter einer ein-axialen Zugbelastung bei Versuchstemperaturen von 23 °C, 40 °C und 75 °C. Abbildung 4-5 zeigt die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungslinien und illustriert die Steifigkeitsabnahme bei sinkender Versuchsgeschwindigkeit und steigender Temperatur. Bei 23 °C und 40 °C herrscht im Bereich kleiner Dehnungen ein vorwiegend energie-elastischer Zustand vor. Die aufgebrachte Verformung führt zu einer Verzerrung der Atombindungen und zu einem nahezu linearen Spannungs-Dehnungsverhalten. Im Bereich der Streckgrenze gleiten einzelne Molekülketten aneinander ab. Der Probekörper schnürt sich lokal ein. Da dem Abgleiten der Molekülketten bei dem nun vorhandenen Spannungsniveau kein sehr großer Widerstand entgegenwirkt, sinkt die Steifigkeit des Probekörpers rapide. Bei steigender aufgebrachter Verformung breitet sich die Einschnürung über den gesamten mittleren Bereich des Probekörpers aus. Dabei strecken sich die Makromolekülketten und richten sich in Belastungsrichtung aus [24]. Nachdem der mittlere Bereich des Probekörpers vollständig gestreckt ist und die Makromoleküle in Belastungsrichtung orientiert sind, kommt es zu einer Verfestigung. Sobald lokal die maximal ertragbare Spannung der Makromoleküle überschritten wird, reißt der Probekörper. Die Spannungs-Dehnungslinie und die Anordnung der Makromolekülketten im Polymer sind für Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur schematisch in Abbildung 4-8 dargestellt.

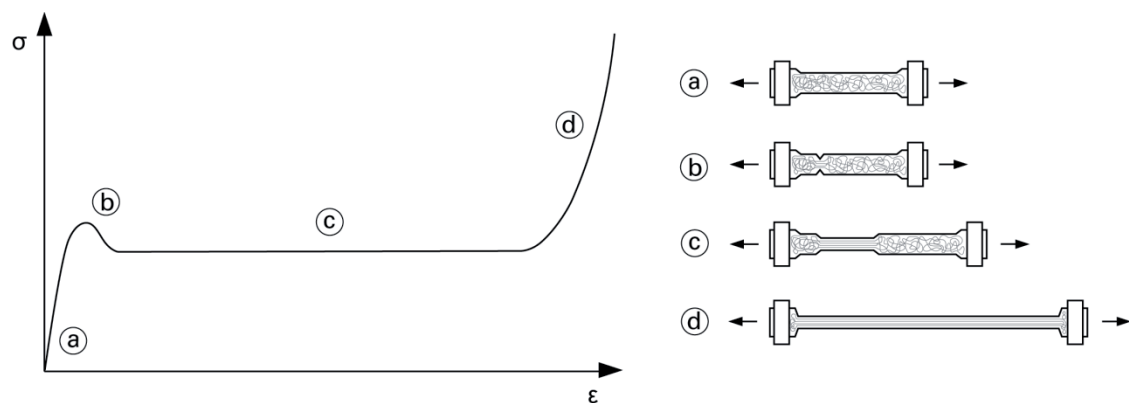


Abbildung 4-8: Spannungs-Dehnungslinie eines amorphen Thermoplasten nach [25] und [6]

Bei 75 °C ist die Glasübergangstemperatur von SG bereits um mehrere Kelvin überschritten - es befindet sich im entropie-elastischen Zustand. Aufgrund der erhöhten Temperatur und der einhergehenden Temperatúrausdehnung liegt im Polymer mehr freies Volumen vor. Dieses erleichtert bereits bei geringen Dehnungen ein Abgleiten der Makromolekülketten aneinander [25]. Eine geringe Steifigkeit ist die Folge. Im Gegensatz zu den Versuchen unterhalb der

Glasübergangstemperatur dehnt sich der Probekörper bei Temperaturen oberhalb dieser gleichmäßig entlang seiner Längsachse [6].

Bei einer Verringerung der Versuchsgeschwindigkeit bleibt den Makromolekülen mehr Zeit sich unter der aufgetragenen Verformung zu deformieren, bzw. aneinander abzugleiten - hieraus resultiert ein im Vergleich zu höheren Belastungsgeschwindigkeiten weiches Materialverhalten. Eine Reduzierung der Belastungsgeschwindigkeit ruft ein Spannungs-Dehnungsverhalten hervor, welches mit dem Verhalten bei einer Temperaturerhöhung vergleichbar ist.

Die aus den Versuchen abgeleiteten E-Moduli können das mechanische Verhalten von SG nur grob approximieren. Unterschiedliche Verfahren zur Ermittlung dieser Ein-Punkt-Kennwerte decken unterschiedliche Dehnungsbereiche der Spannungs-Dehnungslinien ab. Der gemäß DIN EN ISO 527-1 [21] verwendete Dehnungsbereich deckt nur den Anfangsbereich der Spannungs-Dehnungskurven ab und ist somit nur bedingt geeignet, das mechanische Verhalten im linear-elastischen Bereich zu beschreiben. Ungeachtet dessen, ermöglicht dieses standardisierte Verfahren einen Vergleich des mechanischen Verhaltens unterschiedlicher Kunststoffe untereinander. Um das mechanische Verhalten über einen Bereich, der über den linear-elastischen Abschnitt hinausgeht, beschreiben zu können, eignen sich mathematische Funktionen höheren Grades oder eine multilineare Approximation. Die letztere Variante bildet die Grundlage eines in Kapitel 6.1 (Arbeitspaket 1.ii) verwendeten Materialmodells.

Einschränkungen der Versuche

Die Ermittlung der Dehnung erfolgte bei den durchgeführten Versuchen indirekt über die Messung des Abstands zweier Messmarken mittels eines Extensometers. Die Dehnung ergibt sich zu

$$\varepsilon_{\text{ing}} = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (4.2)$$

mit

ε_{ing} : (Ingenieur-) Dehnung

l : Länge zum betrachteten Zeitpunkt

l_0 : Ausgangslänge

Eine lokale Messung der Dehnung ist im Allgemeinen mit Hilfe von Dehnmessstreifen (DMS) möglich. Diese werden dazu auf dem Probekörper mit Klebstoff appliziert. Aufgrund der geringen Steifigkeit vieler Polymere führt die Aufbringung eines DMS zu einer nicht vernachlässigbaren lokalen Steifigkeitserhöhung der Probe [26]. Die vom Dehnungsstreifen gemessene Dehnung entspricht dann nicht mehr der Dehnung, die im ungestörten Probekörperbereich auftritt und bildet somit das mechanische Verhalten des Probekörpers nur unzureichend ab. Deshalb wird in dieser Arbeit die Dehnung bereichsweise über die Abstandsmessung eines Extensometers ermittelt.

Die Messfühler des Extensometers werden durch eine Klemmvorrichtung am Probekörper fixiert. Dabei muss die Klemmkraft groß genug sein, um ein Abrutschen der Messfühler zu verhindern, gleichzeitig darf sie aber auch keine lokale Spannungskonzentration im Probekörper hervorrufen. Ein Abrutschen der Messfühler konnte nicht beobachtet werden. Die Einschnürung des Probekörpers trat immer zwischen den Messfühlern auf, so dass die durch die Klemmkraft der Messfühler hervorgerufene Spannungsspitze nicht maßgebend war.

4.2 Schubversuche

Während des Forschungsprojekts wurde eine Vielzahl von Schubversuchen an Verbundglasronden mit SentryGlas als Zwischenschicht unter verschiedenen Versuchsgeschwindigkeiten und Versuchstemperaturen durchgeführt. Es zeigte sich, dass die Versuchseinrichtung vornehmlich für steife Zwischenschichten keine brauchbaren Ergebnisse liefert. Die Autoren haben daraufhin verschiedene Alternativen für die Ermittlung der Schubmoduli hinsichtlich ihrer Brauchbarkeit und ihres Aufwands verglichen. Letztlich wurden keine weiteren Versuchsreihen durchgeführt. Für die Modellierung wurden die Querdehnzahlen gemäß der Angaben des Herstellers übernommen. Mit diesen Querdehnzahlen und den durchgeführten Zugversuchen erfolgte die Berechnung der Schubmoduli.

Aus diesen Gründen werden in diesem Kapitel die Schubversuche nicht ausführlich dokumentiert, sondern vielmehr die verwertbaren Versuchsergebnisse aufgeführt und die bestehende Versuchseinrichtung und der Abgleich mit den Alternativen dokumentiert.

4.2.1 Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm

Gemäß Kapitel 2 sind die folgenden drei Temperaturen für das Materialverhalten von besonderem Interesse.

$T_1 = 23\text{ °C}$ $T_2 = 40\text{ °C}$ $T_3 = 75\text{ °C}$

Hinsichtlich der Modellierung und Erfassung möglichst unterschiedlicher Steifigkeitsverhältnisse sind die folgenden drei Versuchsgeschwindigkeiten (Traversengeschwindigkeit) von Interesse:

$V_1 = 0,1\text{ mm/min}$ $V_2 = 1,0\text{ mm/min}$ $V_3 = 100\text{ mm/min}$

Alle Schubversuche fanden in der Werkstatt des ILEK statt. Die Klimabedingungen in Werkstatt sind annähernd konstant. Dies belegen die während des Forschungsvorhabens täglich durchgeführten Messungen der Temperatur und der relativen Feuchtigkeit. Daher konnten die Versuche bei Raumtemperatur (T_1) ohne Nutzung der Heizkammer durchgeführt werden. Alle weiteren Versuchen wurden in der Heizkammer durchgeführt.

Für jede Kombination dieser Randbedingungen sollten mindestens fünf Versuche durchgeführt werden. Somit ergab sich eine Gesamtzahl von 45 Versuchen. Wie eingangs erwähnt, sind vor allem die Versuche bei Raumtemperatur nicht aussagekräftig, daher reduziert sich die hier dokumentierte Anzahl auf 20 Versuche.

4.2.2 Versuchsdurchführung

Für die Durchführung der Schubversuche wurde eine Versuchseinrichtung eines vorangegangenen Forschungsprojekts am ILEK (siehe [2]), welche der Ermittlung der Materialkennwerte für die Zwischenschicht PVB diente, angepasst und verwendet.

Abbildung 4-9 zeigt die modifizierte Prüfvorrichtung. Die Prüfeinrichtung besteht im Wesentlichen aus zwei zueinander versetzt angeordneten Metallplatten, welche über die zu untersuchenden Probekörper miteinander verbunden werden. Der Abstand der Platten wurde so gewählt, dass er der Schichtdicke der Zwischenschicht entspricht. Durch diese Anordnung verläuft die Wirkungslinie der mittels der Prüfmaschine aufgebrachten Zuglast zentrisch. Die Probekörper sind zylindrisch und wurden in kreisförmige Aussparungen eingespannt. Somit sollte gewährleistet sein, dass ausschließlich die Zwischenschicht auf Schub beansprucht wird. Dies ist jedoch stark von den Steifigkeitsverhältnissen der Zwischenschicht und den Fügepartner abhängig.

Unter der Annahme, dass die Bindung zwischen Glas und SentryGlas® größer ist als die Materialfestigkeit des SG, wurden die Ronden für die Schubversuche aus einer Verbundglasscheibe mit folgendem Aufbau durch Hochdruckwasserstahlschneiden ausgeschnitten.

10,00 mm	Floatglas
1,52 mm	SentryGlas
10,00 mm	Floatglas

Alle Prüfkörper hatten einen Durchmesser von $D = 30$ mm. Die Probekörper wurden so gekennzeichnet, dass, auch nach dem Ausbau, nachvollzogen werden konnte, wie der Probekörper in die Prüfvorrichtung eingebaut waren.

Die Durchführung der Schubversuche erfolgt unter Verwendung der institutseigenen Universalprüfmaschine des Typs Zwick 1474. Die Versuche wurden weggesteuert als Zugversuche mit zwei verschiedenen Geschwindigkeiten unter drei verschiedenen Temperaturen vorgenommen.

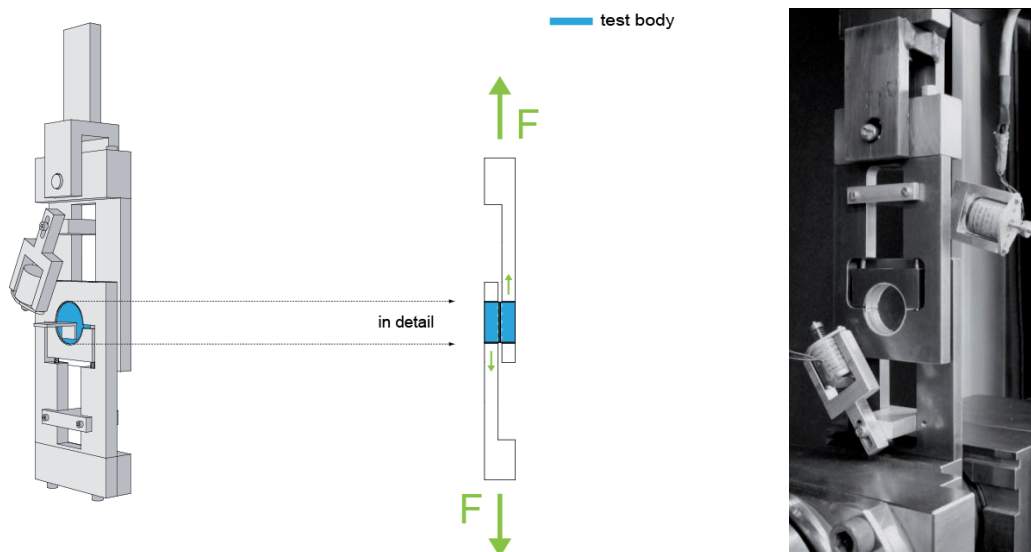


Abbildung 4-9: Prüfvorrichtung für Schubversuche

Die einzelnen Teile sind mit hochfesten Stahlschrauben der Güte 8.8 miteinander verbunden. Die Stahlplatten sind exzentrisch auf dem Stahlblock angebracht, so dass zwischen den beiden Platten ein Spalt von 2 mm verbleibt.

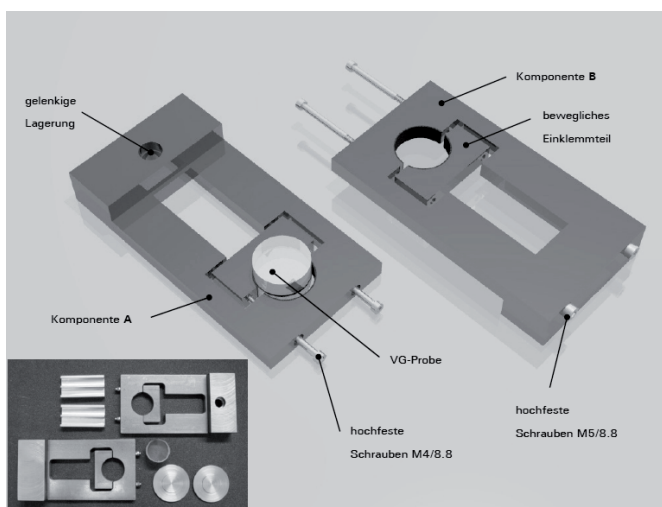


Abbildung 4-10: Detaildarstellung der Prüfvorrichtung für Schubversuche

4.2.3 Versuchsergebnisse

Abbildung 4-11 zeigt die Versuchsergebnisse der durchgeführten Versuche. Es sind die Schubspannungen über die aus den Verschiebungen errechneten Verzerrungen aufgetragen. Die Versuchsergebnisse zeigen die Abhängigkeit der Materialsteifigkeit von der Versuchstemperatur und der Versuchsgeschwindigkeit. So besitzt Serie 1, mit der niedrigsten Versuchstemperatur und der höchsten Versuchsgeschwindigkeit die größte Schubsteifigkeit. Die unterschiedlichen Versuchsgeschwindigkeiten haben bei $T=75\text{ °C}$ einen deutlich höheren Einfluss auf die Ergebnisse als bei den Versuchen bei $T=40\text{ °C}$. Insgesamt sind die Streuungen der dargestellten Messreihen, mit Ausnahme von Serie 3, gering. Bei den Messergebnissen der Versuche bei $T=23\text{ °C}$ waren die Streuungen deutlich höher und wurden deshalb nicht aufgeführt.

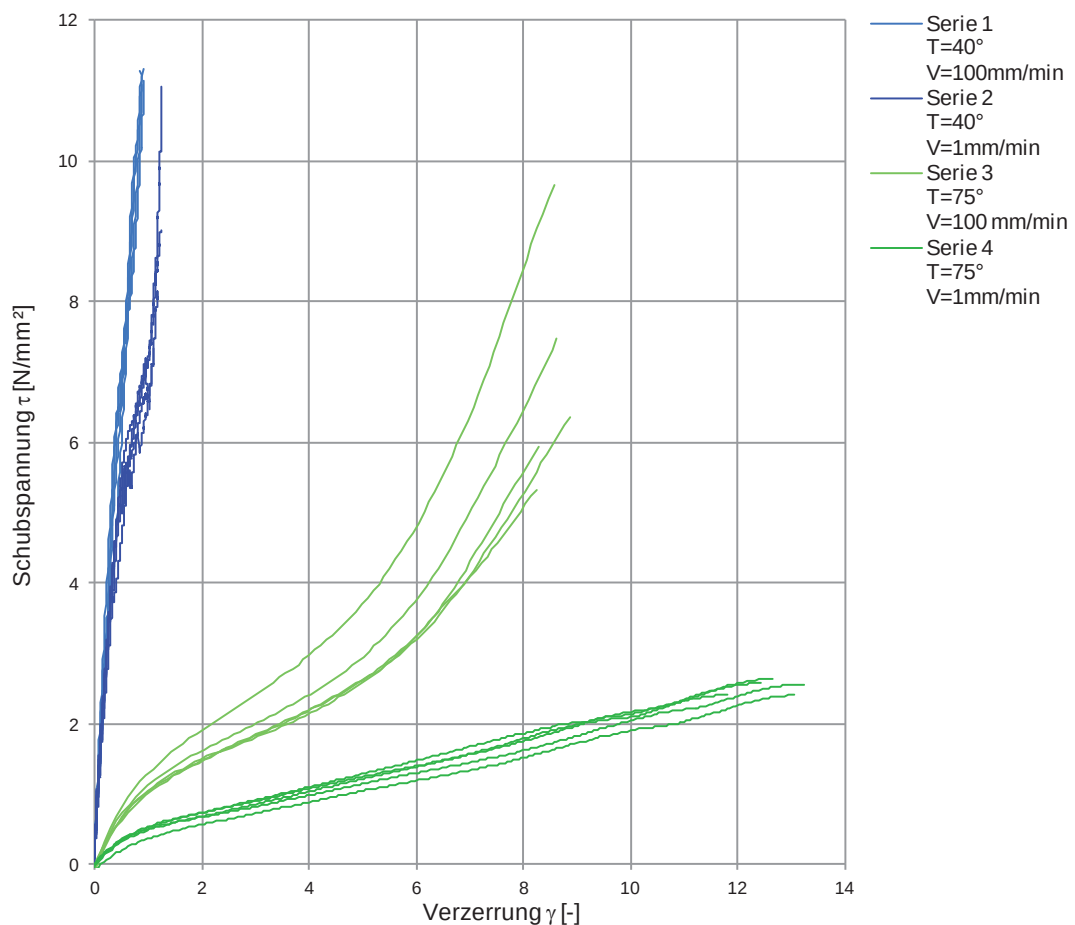


Abbildung 4-11: Schubspannungs-Verzerrungs-Diagramm der Ergebnisse der Schubversuche für $T=40\text{ °C}$, $T=75\text{ °C}$ und jeweils $V=100\text{ mm/min}$ und $V=1\text{ mm/min}$

In Tabelle 4-4 sind die errechneten Schubmoduli für die einzelnen Serien und die zugehörigen Angaben des Herstellers (DuPont) für die Belastungsdauern (=Versuchsdauer) 3 sec und 1 min aufgeführt.

Temperatur [°C]	40		75	
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	100	1	100	1
Schubmodul [N/mm ²], aus fünf Versuchen gemittelt	14,5	11,68	1,18	0,49
Standardabweichung [N/mm ²]	1,70	1,07	0,15	0,06
Wert DuPont	1,3	2,1	63,0	30,7

Tabelle 4-4: Ergebnisse der Schubversuche bei T= 40 °C, T=75 °C und jeweils V=1mm/min, V=100mm/min, gemittelte Werte aus je fünf Versuchen

Verglichen mit den Herstellerangaben sind die aus den Messergebnissen errechneten Schubmoduli für 40 °C deutlich höher und für 75 °C deutlich geringer. Aufgrund der unterschiedlichen Abweichungsrichtungen erfolgt der Abgleich der Messdaten der Schubversuche mit den Messdaten der Zugversuche. Die Umrechnung der aus den Zugversuchen gewonnen Elastizitätsmoduli erfolgt unter zugrundelegen der von Hersteller angegebenen Werte für die Querdehnzahlen $\nu = 0,484$ (T=40 °C) und $\nu = 0,499$ (T=75 °C), siehe Tabelle 4-5.

Temperatur [°C]	40		75	
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	100	1	100	1
E-Modul [N/mm ²]	304	124,5	3,41	1,76
vom E-Modul abgeleiteter Schubmodul [N/mm ²]	85,8	34,0	1,14	0,58
Schubmodul [N/mm ²], aus fünf Versuchen gemittelt	14,5	11,7	1,18	0,49
Abweichung zum Schubmodul aus Schubversuch [%]	492	191	3,6	19

Tabelle 4-5: Aus den Zugversuchen ermittelte Schubmoduli unter Annahme der Querdehnzahlen $\nu = 0,484$ (T=40 °C) und $\nu = 0,499$ (T=75 °C), gemittelte Werte aus je fünf Versuchen

Für die bei T = 75 °C durchgeführten Versuche besteht eine relativ gute Übereinstimmung der Schubmoduli. Für die Versuchsgeschwindigkeit $v=100\text{mm/min}$ stimmen die Schubmoduli nahezu überein, für $v=1\text{mm/min}$ ist die Größenordnung gleich und die Abweichung mit 19% noch relativ gering. Für T = 40 °C hingegen sind die Werte der Schubversuch um ein vielfaches kleiner als die der Schubmoduli aus den Zugversuchen.

Die Abweichungen der Ergebnisse sind also bei der geringsten Temperatur, der höchsten Versuchsgeschwindigkeit und somit der größten Materialsteifigkeit am größten.

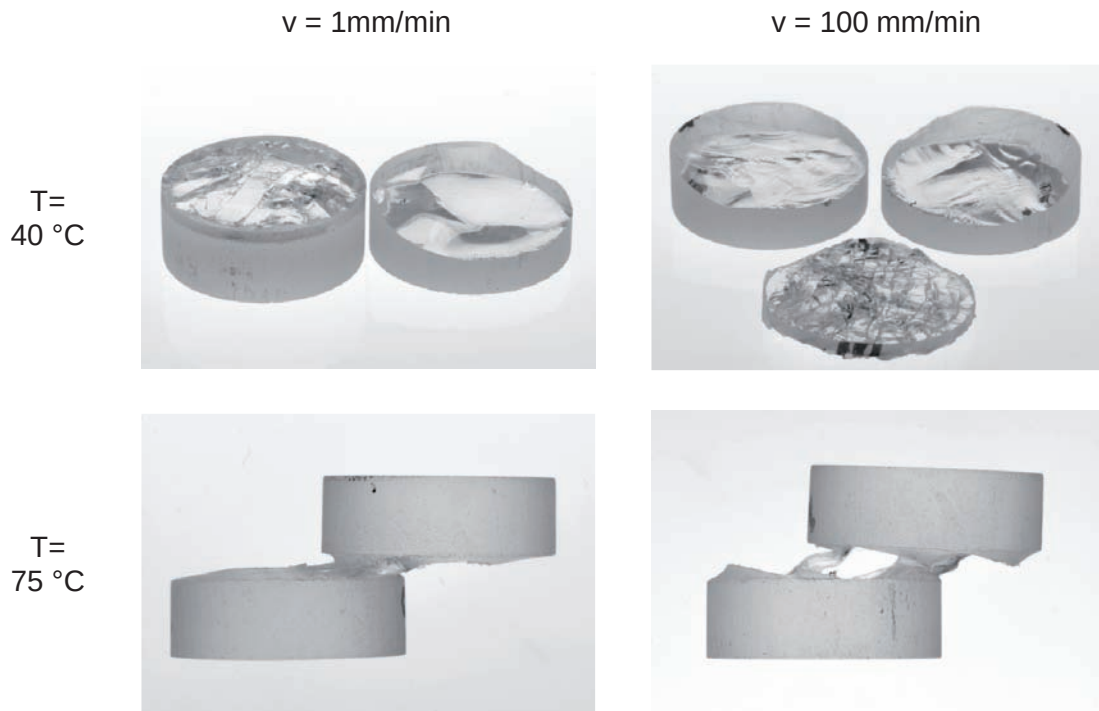


Abbildung 4-12: Typische Bruchbilder der Schubprobekörper in Abhängig der Temperatur und der Versuchsgeschwindigkeit.

Abbildung 4-12 zeigt die nach die typischen Bruchbilder der Schubversuche. Die bei 75°C geprüften Probekörper zeigen ein Versagen der Zwischenschicht, bei $T=40^\circ\text{C}$ trat stets Glasbruch an mindestens einer Flanke der Zwischenschicht auf.

Die Auswertung der Versuche und diese Beobachtung veranlasste die Autoren eine numerische Simulation der Schubversuche durchzuführen.

4.2.4 Numerische Simulation der Schubversuchseinrichtung

Im Folgenden soll die Anwendbarkeit der von Sobek und Kutterer [2] zur Bestimmung des Schubmoduls von PVB entwickelten Versuchseinrichtung für Verbundglasproben mit SentryGlas untersucht werden. Da SentryGlas ein deutlich steiferes Materialverhalten als PVB aufweist, sollen folgende Fragestellungen diskutiert werden:

- Wie groß ist der Einfluss der Lagerung der Probekörper auf die betrachteten Ergebnisse und wie stark weichen diese von den Ergebnissen der Handrechnung ab?
- Stellt sich auch bei steifem Zwischenschichtverhalten eine homogene Schubspannung in der Scherfuge ein?
- Wie groß sind die Auflagerkräfte, die zu erwarten sind? Beeinflussen diese die Aussagekraft der Messungen?

Um diese Fragestellungen zu untersuchen, wurde die Probekörpergeometrie durch ein numerisches Modell abgebildet. Zwei unterschiedliche Lagerungssituationen wurden untersucht, der Schubspannungsverlauf in der Scherfuge ausgewertet und die auftretenden Auflagerreaktionen bestimmt.

Für das numerische Modell wurden folgende Parameter verwendet:

SentryGlas (Zwischenschicht):

E- Modul: $E_{SG} = 560 \text{ N/mm}^2$ (exemplarisch gewählt; steifes Verhalten)
 Querkontraktionszahl: $\nu = 0,458$ (für 24°C und Belastungsdauer von 60 sec; gemäß [10])

Bzw. zur Abbildung der Steifigkeiten bei höheren Temperaturen ($\sim 40^\circ\text{C}$):

E- Modul: $E_{SG} = 135 \text{ N/mm}^2$
 Querkontraktionszahl: $\nu = 0,492$ (für 40°C und Belastungsdauer von 60 sec; gemäß [10])

Schichtdicke: $t_{SG} = 1,5 \text{ mm}$

Glas:

E- Modul $E_{Glas} = 70.000 \text{ N/mm}^2$
 Querdenzahl $\nu_{Glas} = 0,30$
 Materialdicke $t_G = 10 \text{ mm}$

Belastung:

aufgebrachte Verformung: $u = 1 \text{ mm}$

Im Rahmen einer Handrechnung ergeben sich unter der Annahme einer gleichmäßigen Verformung der Zwischenschicht folgende Ergebnisse:

Handrechnung für $E = 560 \text{ N/mm}^2$:

$$G = E / 2 / (1 + \nu) = 560 / 2 / (1 + 0,458) = 192,04 \text{ N}$$

$$\tau = G \times \tan \gamma = 192,04 \text{ N} \times u / t_{SG} = 192,04 \text{ N} \times 1 \text{ mm} / 1,5 \text{ mm} = 128 \text{ N/mm}^2$$

$$F = \tau \times A = 128 \text{ N/mm}^2 \times \pi \times (15 \text{ mm})^2 = 90496 \text{ N} = 90,5 \text{ kN}$$

Handrechnung für $E = 135 \text{ N/mm}^2$:

$$G = E / 2 / (1 + \nu) = 135 / 2 / (1 + 0,492) = 45,24 \text{ N}$$

$$\tau = G \times \tan \gamma = 45,24 \text{ N} \times u / t_{SG} = 45,24 \text{ N} \times 1 \text{ mm} / 1,5 \text{ mm} = 30,16 \text{ N/mm}^2$$

$$F = \tau \times A = 30,16 \text{ N/mm}^2 \times \pi \times (15 \text{ mm})^2 = 21,32 \text{ kN}$$

Die Abbildung 4-13 zeigt den diskretisierten Probekörper mit zwei unterschiedlichen Lagerungsvarianten.

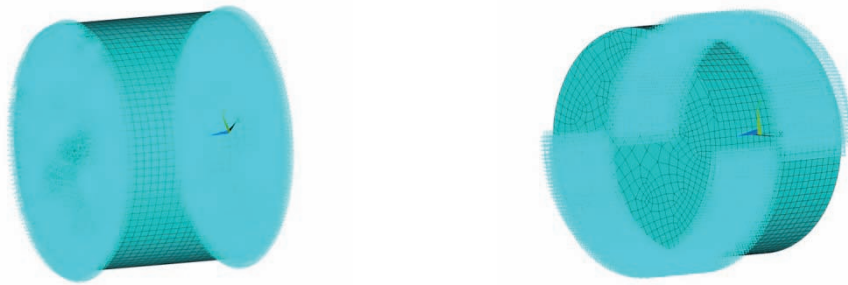


Abbildung 4-13: Lagerung der Probekörper im numerischen Modell, links: unverschiebbiche Lagerung der Frontknoten, rechts: halbkreisförmige Lagerung der Seitenknoten

Die folgende Tabelle 4-6 fasst die Ergebnisse der durchgeführten numerischen Simulationen zusammen.

Lagerungssituation	Schubspannung in Scherfuge [N/mm ²]	Auflagerkraft [N]	tatsächliche Verformung der Scherfuge [mm]
alle Frontknoten unverschieblich E-Modul: 560 N/mm ²	~ 115 (Abwg: 10 %)	79041 (Abwg: 12 %)	0,85
Seitenknoten in x- und y-Richtung gehalten E-Modul: 560 N/mm ²	~ 105 (Abwg: 18 %)	74552 (Abwg: 18 %)	0,861
alle Frontknoten unverschieblich E-Modul: 135 N/mm ²	~ 30 (Abwg: < 1%)	20581 (Abwg: 3,5 %)	0,96
Seitenknoten in x- und y-Richtung gehalten E-Modul: 135 N/mm ²	~ 28 (Abwg: 7 %)	20234 (Abwg: 5 %)	0,961

Tabelle 4-6: Ergebnisse der numerischen Simulation der Schubversuche

In den folgenden Abbildungen sind die Schubspannungsverläufe über die Probekörperhöhe für verschiedene Positionen der Bauteilbreite für beide untersuchten Lagerungen aufgeführt.

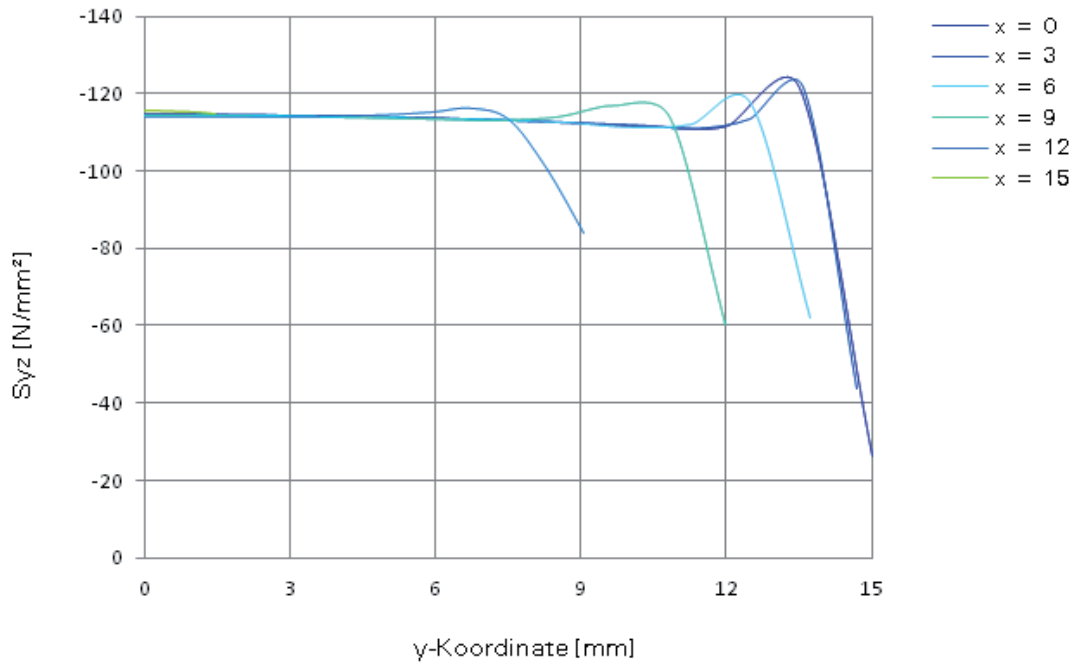


Abbildung 4-14: Spannung S_{yz} : dargestellt in der Mittelebene der Zwischenschicht ($z = t_g + t_{sg}/2$), Verlauf in y-Richtung bei unterschiedlichen x- Koordinaten, $E=560 \text{ N/mm}^2$, Lagerung der Frontknoten

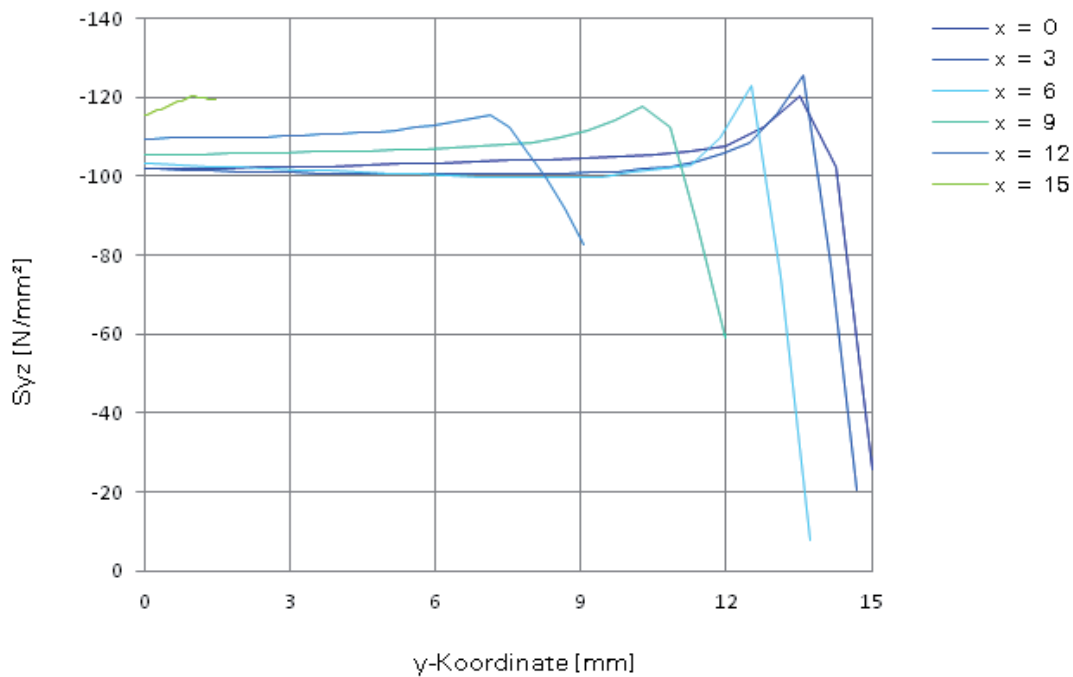


Abbildung 4-15: Spannung S_{yz} : dargestellt in der Mittelebene der Zwischenschicht ($z = t_g + t_{sg}/2$), Verlauf in y-Richtung bei unterschiedlichen x- Koordinaten, $E=560 \text{ N/mm}^2$, Lagerung der Seitenknoten

Zusammenfassung zur Lagerung:

Lagerung der Frontknoten:

Auch schon bei sehr steifer Zwischenschicht ($E=560 \text{ N/mm}^2$) stellt sich ein recht homogener Schubspannungsverlauf in der Zwischenschicht ein. Allerdings treten bei geringen Verformungen schon große Auflagerkräfte und Spannungen im Glas auf, die bei 1 mm Gesamtverformung die Glasbemessungsspannung um ein Vielfaches übersteigen.

Lagerung der Seitenknoten:

Es stellt sich ebenfalls ein homogener Spannungszustand in der Scherfuge ein. Die rechnerisch ermittelten Spannungswerte werden durch die tatsächliche Lagerung nicht vollständig erreicht (das Ergebnis der numerischen Simulation weicht von der Handrechnung bei steifer Zwischenschicht um $\sim 18 \%$ ab). Bei weicher Zwischenschicht sinkt die Abweichung auf 7%.

Fazit:

Vollständige Lagerung der Frontknoten liefert geringere Abweichungen zur Handrechnung als eine Seitenlagerung, außerdem sind die Abweichungen bei weichem Zwischenschichtverhalten geringer als bei steifem. Bei beiden Lagerungen stellt sich in der Scherfuge eine homogene Spannungsverteilung ein. Bei beiden Lagerungen treten jedoch auch schon bei geringen Verformungen sehr große Kräfte auf. Diese können zu einer Verformung der Versuchseinrichtung und zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen. Je höher die Steifigkeit der Zwischenschicht, desto höher sind die Einflüsse aus der Versuchseinrichtung. Zusätzlich ist davon auszugehen, dass durch die Klemmeinrichtung keine feste Auflagerung realisiert werden kann. Die aufgeführten hohen Lasten können dann, zu einer Verkantung des Probekörpers führen, die das Gesamtergebnis zunehmend verfälscht. Ergo kann diese Versuchseinrichtung nicht für die hier verwendeten Probekörper und vorhandenen Materialsteifigkeiten verwendet werden.

In folgenden werden verschiedene Alternative diskutiert.

4.2.5 Alternative Schubversuchsaufbauten

Vergrößerung der Zwischenschichtdicke

Um die auftretenden Kräfte bei gleichbleibender aufgebrachter Verformung zu verringern, wird die Möglichkeit der Schichtdickenvergrößerung betrachtet. Die Dicke der Zwischenschicht wird von 1,5 mm auf 6 mm vergrößert. Die Seitenknoten werden bei der Simulation halbkreisförmig gehalten, da diese Lagerung am ehesten die Versuchsbedingungen abbildet.



Abbildung 4-16: Verformungsbild eines Scherprobekörpers mit vergrößerter Zwischenschichtdicke ($t_{SG} = 6 \text{ mm}$), $E = 560 \text{ N/mm}^2$, $\mu = 0,458$, aufgebrachte Verformung = 1 mm

Im Rahmen der Handrechnung ergeben sich folgende Ergebnisse:

Handrechnung für $E = 560 \text{ N/mm}^2$:

$$G = E / 2 / (1 + \nu) = 560 / 2 / (1 + 0,458) = 192,04 \text{ N}$$

$$\tau = G \times \tan \gamma = 192,04 \text{ N} \times u / t_{SG} = 192,04 \text{ N} \times 1 \text{ mm} / 6 \text{ mm} = 32 \text{ N/mm}^2$$

$$F = \tau \times A = 32 \text{ N/mm}^2 \times \pi \times (15 \text{ mm})^2 = 22644 \text{ N} = 22,6 \text{ kN}$$

Auflagerreaktionen:

Modellgrundlage	Auflagerkraft [N]	Abweichung zur Handrechnung (22624 N) [%]
Seitenknoten halbkreisförmig gelagert	19663	13

Tabelle 4-7: Auflagerkräfte der numerischen Berechnung mit erhöhter Schichtdicke

Problematisch könnten hohe Zugspannungen im Glas beim Übergang zur Zwischenschicht sein, die aus einer Biegebeanspruchung resultieren. Diese könnten einen Bruch des Glases vor dem Erreichen einer signifikanten Verformung auslösen.

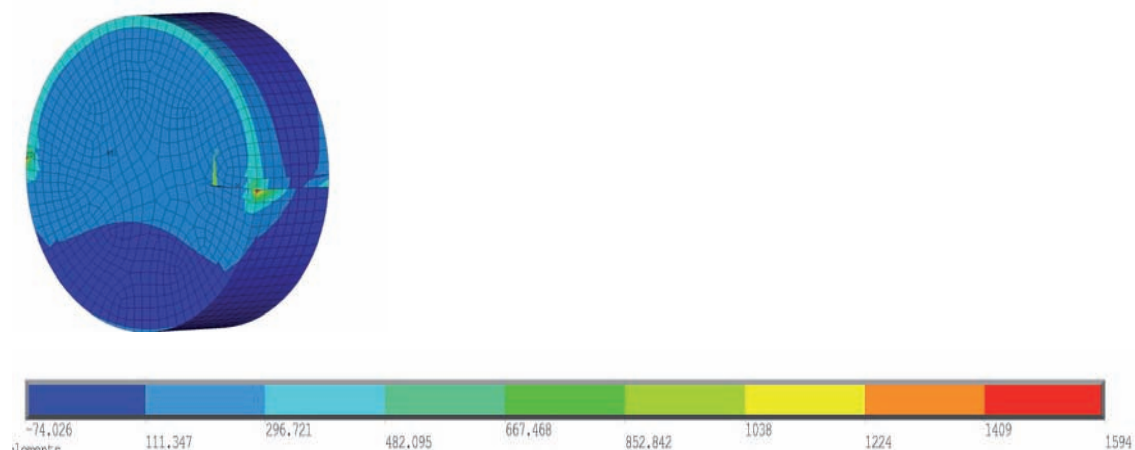


Abbildung 4-17: Verteilung der ersten Hauptspannung im Glas - Ansichtsfläche grenzt an die Zwischenschicht an. Scherprobekörpers mit vergrößerter Zwischenschichtdicke ($t_{SG} = 6 \text{ mm}$), $E = 560 \text{ N/mm}^2$, $\mu = 0,458$, aufgebrachte Verformung = 1 mm

Einachsiger und kombinierter Zug-/Torsionsversuch nach ISO / DIN 11003-1 [27]

Vorteile:

- Diese Vorrichtung erlaubt nicht nur die Untersuchung des Schubverhaltens unter Torsionsbeanspruchung sondern auch die Betrachtung einer kombinierten Zug-/Torsionsbeanspruchung.

Nachteile:

- Am Institut ist keine Prüfmaschine vorhanden, mit der eine Torsionsbeanspruchung mit einfachen Mitteln aufgebracht werden könnte.
- Die Fertigung der Probekörper als Laminat im Autoklaven ist sehr schwierig.

Schubversuche an Materialschulterproben nach [28]

Das Grundprinzip dieses Ansatzes ist es, die gleichen Probekörper wie zur Zugprüfung zu nutzen. Hierfür wurde von Woicke eine Einrichtung entwickelt, in welche der Probekörper eingespannt werden kann. Mittels der Scherung der Versuchseinrichtung soll ein homogener Schubspannungszustand im Bereich der Fuge erzeugt werden.

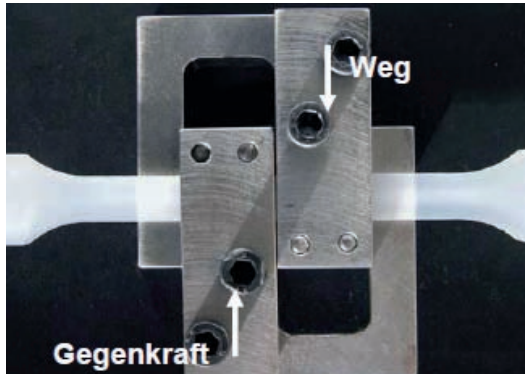


Abbildung 4-18: Versuchsaufbau nach Woicke aus [28]

Handrechnung für eine aufgebrachte Verformung von 1 mm:

$$G = E / 2 / (1 + \nu) = 560 / 2 / (1 + 0,458) = 192,04 \text{ N}$$

$$\tau = G \times \tan \gamma = 192,04 \text{ N} \times u / \text{Spalt} = 192,04 \text{ N} \times 1 \text{ mm} / 2 \text{ mm} = 96,02 \text{ N/mm}^2$$

$$F = \tau \times A = 96,02 \text{ N/mm}^2 \times 1,67 \text{ mm} \times 10 \text{ mm} = 1.603,57 \text{ N} = 1,6 \text{ kN}$$

Ergebnisse der numerischen Simulation:

Relativ homogener Spannungsverlauf innerhalb der Scherfuge.

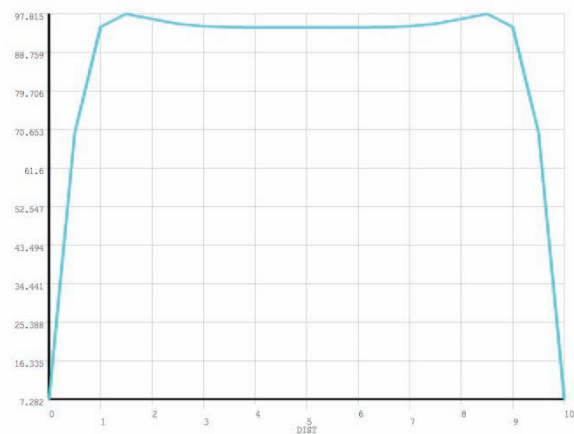
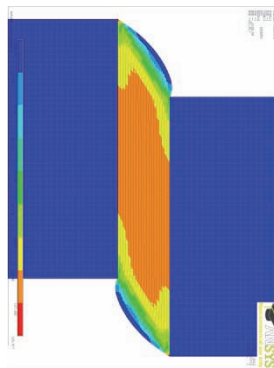


Abbildung 4-19: Spannung Sxy: dargestellt im Bereich der Scherfuge, Spannung Sxy entlang der Probekörpermittellachse, Elementgröße jeweils begrenzt auf 0,1mm, E-Modul = 560N/mm²

Dieses System reagiert sehr sensitiv auf die gewählte Auflagersituation. Daher erfolgte eine Variation der Lagerungssituation. Die Ergebnisse und der Vergleich mit der Handrechnung sind in Tabelle 4-8 aufgeführt. Alle aufgeführten sind mit einer Elementgröße von 0,2 mm und einem E-Modul von 560 N/mm² berechnet.

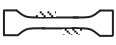
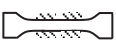
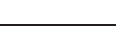
Modellgrundlage		Auflagerkraft [N]	Abweichung zur Handrechnung (1603,57 N) [%]
gegenüberliegend versetzt gelagert		260,15	83,8
beidseitig gelagert		480,71	70,0
Lagerung aller Knoten außerhalb des Spalts in x-Richtung		1236,1	22,9
Lagerung aller Knoten außerhalb des Spalts in x- und y-Richtung		1487,1	7,3

Tabelle 4-8: Vergleich verschiedener Lagerungssituationen für Schubversuche nach [28]

Die Kräfte der unterschiedlichen Lagerungen weichen z.T. stark von der Handrechnung ab. Darüber hinaus nimmt der Bereich der homogenen Schubspannungsverteilung über die Höhe des Probekörpers ab, je weicher die Auflagersituation wird.

Die in der Tabelle als vierte Auflagersituation dargestellte Lagerung erbringt rechnerisch die besten Ergebnisse, ist jedoch nicht mit der Versuchsvorrichtung zu realisieren.

Probekörpergeometrie 3 aus "Weiterentwicklung des Zugscherversuchs nach DIN 54451 zur Ermittlung der Tau-Gamma-Funktion von Klebschichten in einer einfach überlappten Klebung" [29]

Aus dem Forschungsbericht entnommen wurde hinsichtlich seiner Anwendung der in Abbildung 4-20 dargestellte Versuchsaufbau untersucht.

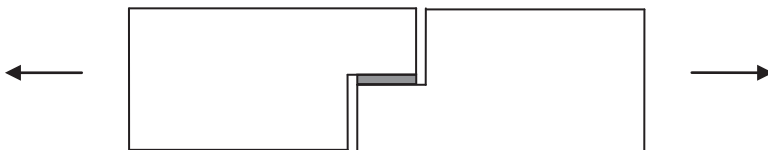


Abbildung 4-20: Versuchsaufbau nach [29]

Im Rahmen einer Handrechnung ergeben sich folgende Ergebnisse:

Handrechnung für $E = 560 \text{ N/mm}^2$:

$$G = E / 2 / (1 + \nu) = 560 / 2 / (1 + 0,458) = 192,04 \text{ N}$$

$$\tau = G \times \tan \gamma = 192,04 \text{ N} \times u / t_{SG} = 192,04 \text{ N} \times 1 \text{ mm} / 1,5 \text{ mm} = 128 \text{ N/mm}^2$$

$$F = \tau \times A = 128 \text{ N/mm}^2 \times 4 \text{ mm} \times 10 \text{ mm} = 5120 \text{ N} = 5,2 \text{ kN}$$

Die folgenden Abbildungen zeigen die Ergebnisse der numerischen Simulation.

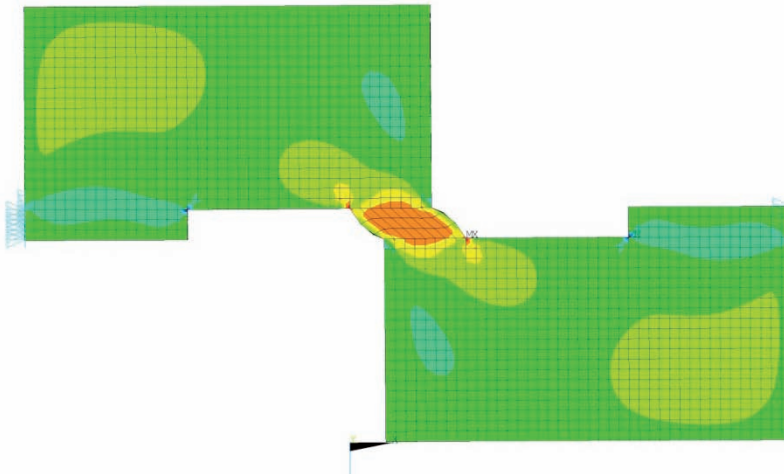


Abbildung 4-21: Schubspannungsverteilung (σ_{xz}) bei einer aufgetragenen Verformung von 1 mm, E-Modul = 560 N/mm², ν = 0,458

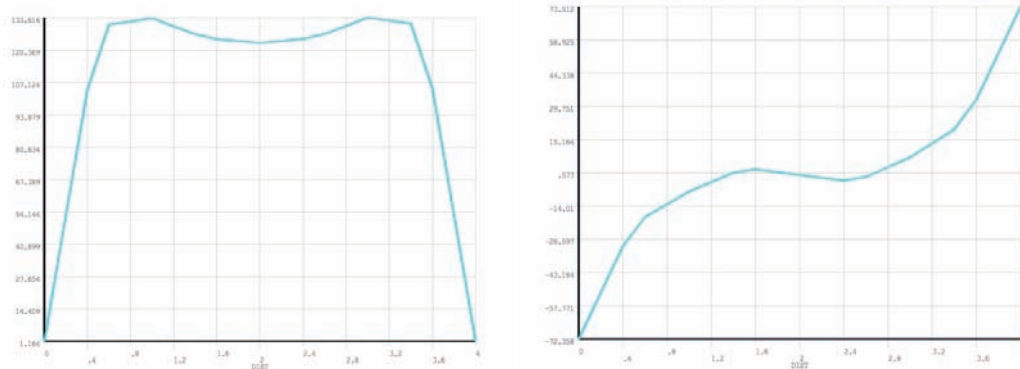


Abbildung 4-22: Schubspannungsverlauf (S_{xz}) und Normalspannungsverlauf (S_z) entlang von x bei $y=b/2$ und $z=-tg-tsg/3$, aufgetragene Verformung von 1 mm, E-Modul = 560 N/mm², ν = 0,458

Der Normalspannungsverlauf zeigt, dass die Scherfuge auf Biegung beansprucht ist.

Betrachtung der Auflagerreaktionen:

Modellgrundlage	Auflagerkraft [N]	Abweichung zur Handrechnung (5120 N) [%]
gegenüberliegend gelagert	4506	12

Tabelle 4-9: Auflagerkräfte der numerischen Berechnung der Probekörper nach [29]

Selbst bei sehr steifem Zwischenschichtverhalten weichen die Ergebnisse der Handrechnung und der Simulation nur 12% voneinander ab. Diese Abweichung resultiert aus zusätzlich wirkenden, in der Handrechnung nicht berücksichtigten Spannungen infolge Biegebeanspruchung. Die Herstellung der Probekörper bedingt eine Lamination von SG auf Stahl, also andere Fügepartner als bei der zu untersuchenden Verbindung. Darüber hinaus ist die Sicherstellung einer gleichmäßigen Zwischenschichtdicke nur unter hohem Herstellungsaufwand zu erzielen.

4.2.6 Fazit Schubversuche

Die am Institut durchgeführten Versuche und die verwendete Versuchseinrichtung liefern brauchbare Ergebnisse für die bei $T=75\text{ °C}$ vorhandenen geringen Materialsteifigkeiten. Dies wird vornehmlich durch die Umrechnung der Zugversuche und den Bruchbildern der Probekörper belegt.

Die untersuchten alternativen Ansätze liefern entweder nicht die gewünschten reinen Schubspannungszustände oder führen zu einem sehr hohen zeitlichen Aufwand.

Daher werden, wie Eingangs des Kapitels beschrieben, für die numerische Simulation die Schubmoduli unter Verwendung der vom Hersteller angegebenen Querdehnzahlen berechnet. Damit die verwendeten Daten konsistent sind, wird auch für $T=75\text{ °C}$ auf die Daten des Herstellers zurückgegriffen.

4.2.7 Verwendete Schubmoduli

Für die numerische Simulation der Kurzzeitversuche wird in Kapitel 6 die Herleitung der verwendeten Materialparameter ausführlich beschrieben.

Für die Langzeitversuche werden als Vergleichsgröße die Herstellerangaben zu den Schubmoduli herangezogen. Die folgende Tabelle 4-13 führt Herstellerangaben für die Schubmoduli in Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit und der Materialtemperatur auf.

	Schubmodul [N/mm ²]	Belastungsdauer						
		1 s	3 s	1 min	1 h	1 Tag	1 Monat	10 a
Temperatur [°C]	10	240	236	225	206	190	171	153
	20	217	211	195	169	146	112	86,6
	24	200	193	173	142	111	73,2	43,3
	30	151	141	110	59,9	49,7	11,6	5,31
	40	77,0	63,0	30,7	9,28	4,54	3,29	2,95
	50	36,2	26,4	11,3	4,20	2,82	2,18	2,00
	60	11,8	8,18	3,64	1,70	1,29	1,08	0,97
	70	3,77	2,93	1,88	0,84	0,59	0,48	0,45
	80	1,55	1,32	0,83	0,32	0,25	0,21	0,18

Tabelle 4-10: Schubmodul SentryGlas gemäß [10]

Es liegen Angaben für die Temperaturen von 10 bis 80 °C in Schritten von 10 °C und für die unterschiedlichen Belastungsdauern von 1s, 3s, 1 min, 1 h, 1 d, 1m und 10a vor. Die für die Auswertung relevante Temperatur $T = 75\text{ °C}$ wird nicht explizit aufgeführt. Daher ist eine Interpolation für diese Werte notwendig. Die Veränderung der Materialwerte über die Belastungszeit und Temperatur ist nichtlinear, daher muss die Interpolation ebenfalls nichtlinear sein.

Für die Langzeitversuche sind die Belastungsdauern $T \geq 1\text{ min}$ von Interesse. Das folgende Abbildung 4-23 stellt die relevanten Schubmoduli über die Temperatur für die verschiedenen Belastungsdauern gemäß Tabelle 4-10 dar.

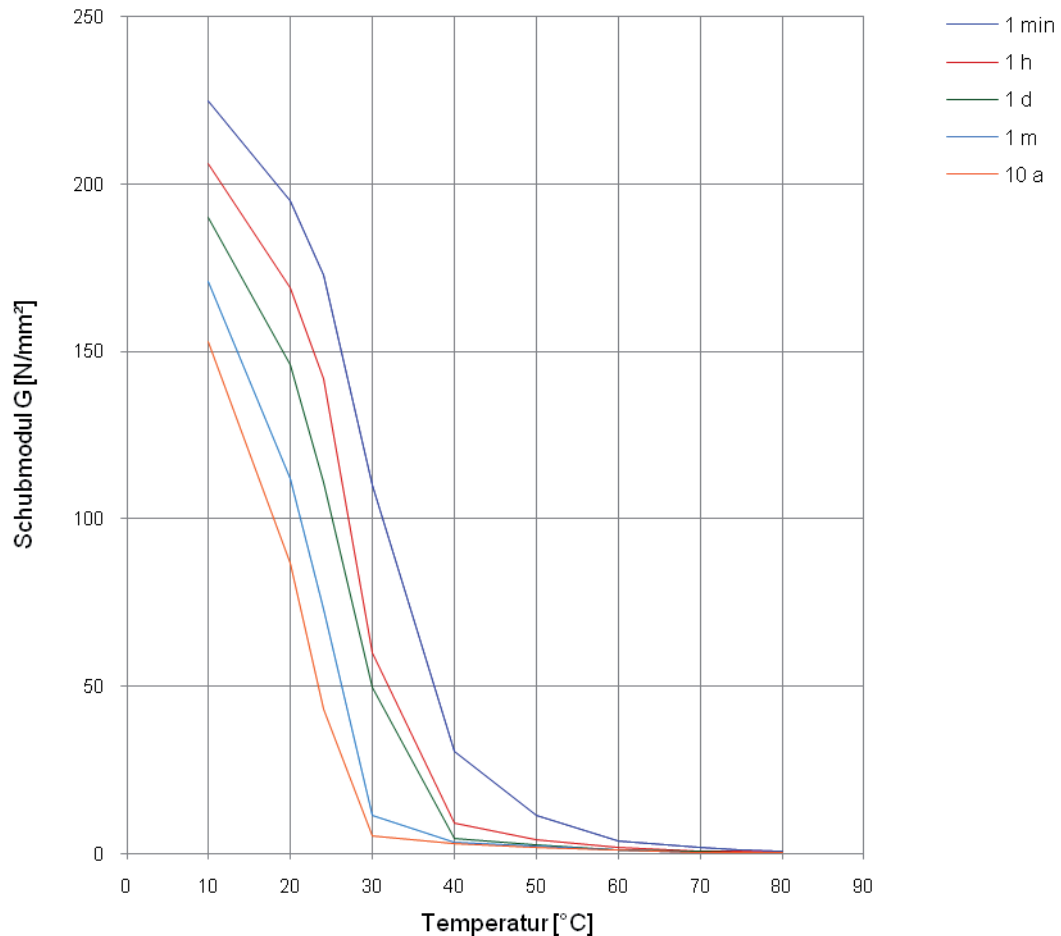


Abbildung 4-23: Schubmodul über die Temperatur gemäß [10]

Für die Interpolation werden je Belastungsdauer die Werte für $T = 60, 70$ und 80 °C zur Aufstellung polynomer Gleichungen zweiten Grades herangezogen. Die Koeffizienten der verwendeten polynomischen Gleichungen sind in Tabelle 4-11 aufgeführt.

$$y = C_1x^2 + C_2x + C_3$$

Dauer	C1	C2	C3
1min	0,00355	-0,63750	29,11
1h	0,00170	-0,30700	14,00
1d	0,00180	-0,30400	13,05
1m	0,00165	-0,27450	11,61
10 a	0,00125	-0,21450	9,34

Tabelle 4-11: Polynome 2.Grades für die Interpolation der Schubmodule für $T = 75\text{ °C}$

Somit ergeben sich für $T = 75\text{ °C}$ folgende Werte für das Schubmodul G [N/mm²].

$T = 75\text{ °C}$	1 min	1 h	1 d	1 m	10 a
G [N/mm²]	1,266	0,538	0,375	0,304	0,284

Tabelle 4-12: Schubmodulwerte [N/mm²] für $T = 75\text{ °C}$

In Abbildung 4-24 sind Werte des Herstellers um die interpolierten Werte für $T = 75\text{ °C}$ ergänzt. Es ist zu erkennen, dass die interpolierten Zwischenwerte den Verlauf realitätsnah abbilden. Diese Näherung ist für die hier angestellten Vergleichsrechnungen ausreichend genau.

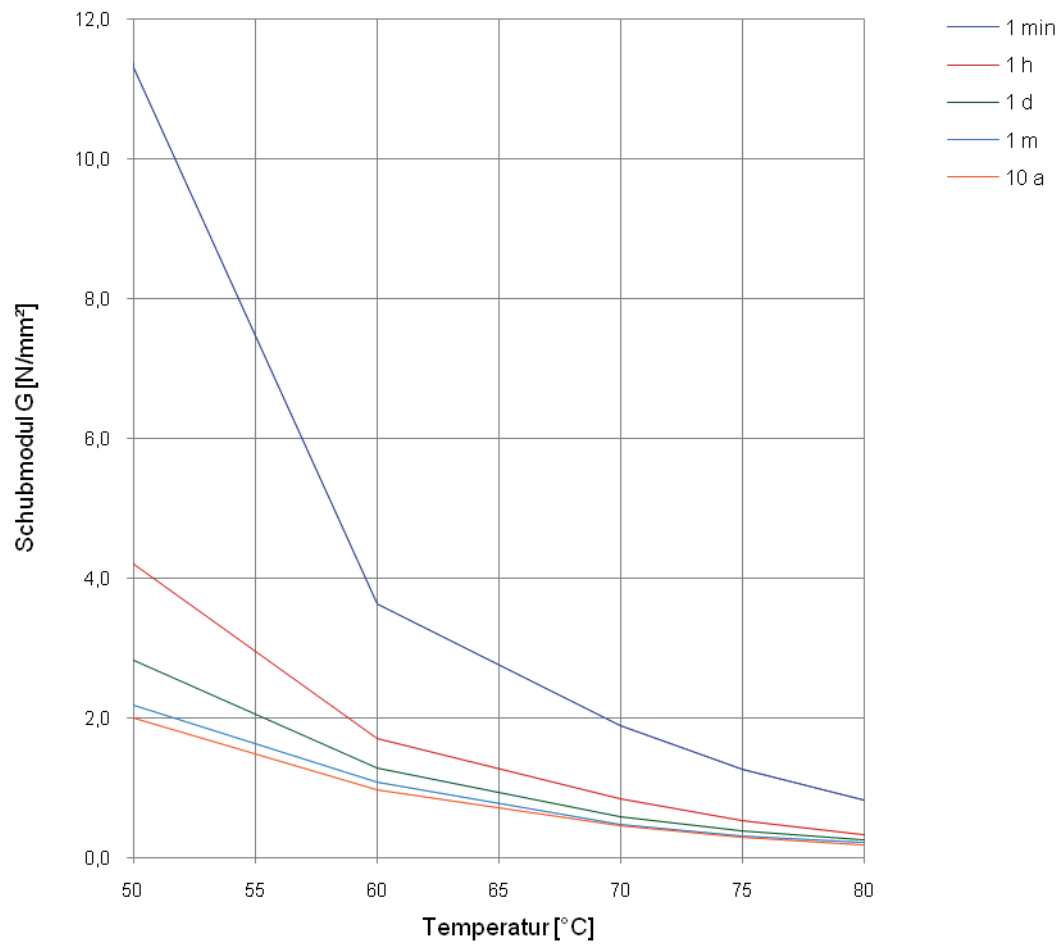


Abbildung 4-24: Schubmodul über die Temperatur gemäß [10] ergänzt um $T = 75\text{ °C}$

4.3 Auszugsversuche

Während die in Abschnitt 4.1 und 4.2 beschriebenen Versuche das Materialverhalten von SG untersuchten, widmet sich dieser Abschnitt den Versuchen an der Insertverbindung unter Kurzzeitbelastung. Die Untersuchung des Tragverhaltens der Insertverbindung war Bestandteil von Arbeitspaket 2 und 4. In Arbeitspaket 2 wurde das Tragverhalten der Insertverbindung an einer Standardgeometrie bei unterschiedlichen Temperaturen untersucht. In Arbeitspaket 4 wurde das Tragverhalten der Insertverbindung bei einer Temperatur unter Variation der Insertgeometrie betrachtet. Da für beide Arbeitspakete der identische Versuchsaufbau Verwendung fand, werden die Versuche in diesem Kapitel zusammengefasst.

4.3.1 Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm

Bei den verwendeten Probekörpern handelt es sich um ein Verbundglas aus zwei Glasscheiben, die flächig über SG miteinander verbunden sind. In das SG ist ein Metallelement mit einer Grundgeometrie eingebettet. Im Rahmen der Versuche werden die Glasscheiben gestützt und das aus dem Verbund herausreichende Metallelement mit einer festgelegten Traversengeschwindigkeit aus dem Verbundglas aufbau herausgezogen.

In Anlehnung an Untersuchungen von Sobek et al. [18] zu den in der Zwischenschicht von Verbundgläsern auftretenden Temperaturen wurden als Versuchstemperaturen 23 °C, 40 °C und 75 °C festgelegt (vergleiche Kapitel 2.3). Wie in Kapitel 4.1 gezeigt wurde, verändern sich die mechanischen Eigenschaften von SG in diesem Temperaturbereich stark. Um dennoch bei jeder Versuchstemperatur Verformungen im SG hervorrufen zu können, die mit Potentiometern messbar sind, erfolgt eine versuchstemperaturabhängige Probekörperauslegung. Die verwendeten Probekörperabmessungen sind Tabelle 4-13 zu entnehmen.

Probekörperabmessung	Temperatur [°C]	
	23 / 40	75
Glasscheibendicke [mm]	10	10
Glasscheibenbreite [mm]	400	400
Glasscheibenhöhe [mm]	300	300
SG - Dicke [mm]	6 x 2,28	2 x 1,52
Metalldicke [mm]	4,56 (2 x 2,28)	1
Einbindelänge des Inserts [mm]	50	50
Breite des Inserts [mm]	25	25

Tabelle 4-13: Abmessungen der Probekörper (Nennabmessungen)

Die Bezeichnung der Probekörper folgt dem Schema:

Geometriotyp_Einbindetiefe_Versuchstemperatur_lfd. Nr

So bezeichnet Std_50_23_1 den ersten Probekörper bei 23 °C mit Standardgeometrie und einer Einbindetiefe von 50 mm.

Bei dem gewählten Versuchsaufbau können grundsätzlich folgende Versagensarten auftreten:

- Glasbruch
- Metallfließen
- SG- Versagen (kohäsiv oder adhäsiv)

Um über einen großen Verformungsbereich Rückschlüsse auf das Materialverhalten von SG ziehen zu können, wurde der Versuchsaufbau so ausgelegt, dass Glasbruch und Metallfließen erst bei großen Verformungen auftraten. Zur Vermeidung von Glasbruch wurde in Anlehnung an Versuche zum Tragverhalten von Verbunddübeln [30] der Probekörper in geringem Abstand vom Metallelement gestützt. Der Abstand der Stützungen betrug 100 mm, die Länge der Auflagerfläche 70 mm. Der direkte Kontakt zwischen Glas und Metall wurde durch auf die Auflagerflächen aufgebrachte Elastomerstreifen verhindert. Um ein Metallfließen unter geringen aufgebrachten Verformungen zu vermeiden, wurde für die Versuche bei 23 °C und 40 °C das Insert aus einem hochfesten Stahl gefertigt. Aufgrund der geringeren zu erwartenden Kräfte bei 75 °C konnte ein Edelstahl (Werkstoffnummer: 1.4301) verwendet werden. Die Kennwerte der Insertmaterialien sind in Tabelle 4-14 aufgeführt.

Eigenschaften	Temperatur [°C]	
	23 / 40	75
Materialbezeichnung [mm]	Domex 700 MC D	1.4301
Streckgrenze / 0,2 %-Dehngrenze [N/mm ²]	700	210 - 230 ²
Zugfestigkeit [N/mm ²]	750-950	520 - 750 ¹
Oberflächenrauigkeit (Ra)	0,2	0,2

Tabelle 4-14: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Insertmaterialien

4.3.2 Versuchsdurchführung

Um die bei 23 °C und 40 °C auftretenden Lasten aufnehmen zu können und einen Einbau der Probekörper mit vergrößerter Dicke zu ermöglichen, wurde für diese Versuchsreihen eine Versuchsvorrichtung aus Stahl gefertigt. Für die Versuche bei 75 °C konnte eine leichtere und somit einfacher montierbare Vorrichtung aus Aluminium verwendet werden.

Der prinzipielle Aufbau der Prüfvorrichtung ist für beide Vorrichtungen nahezu identisch und in Abbildung 4-25 dargestellt. Das Verbundglaselement liegt in der Vorrichtung auf zwei Stützflächen auf. Seitliche Halterungen verhindern ein Herausfallen der Scheibe und verbinden die Stützflächen mit dem Querträger der Vorrichtung. Ein an den Querträger angebrachtes Metallelement mit angeschlossenem Gelenkkopf ermöglicht die in Scheibenebene gelenkige Lagerung der Vorrichtung zwischen den Klemmbacken der Prüfmaschine. (Bei der 75 °C-Versuchsvorrichtung ermöglicht ein Gelenkkopf mit integriertem Kugellager eine gelenkige Lagerung auch senkrecht zur Scheibenebene.) Zur Verformungsaufbringung wird das Insert des ausgerichteten und ausgependelten Probekörpers zwischen den unteren Klemmbacken der Prüfmaschine geklemmt.

² (gemäß [31])

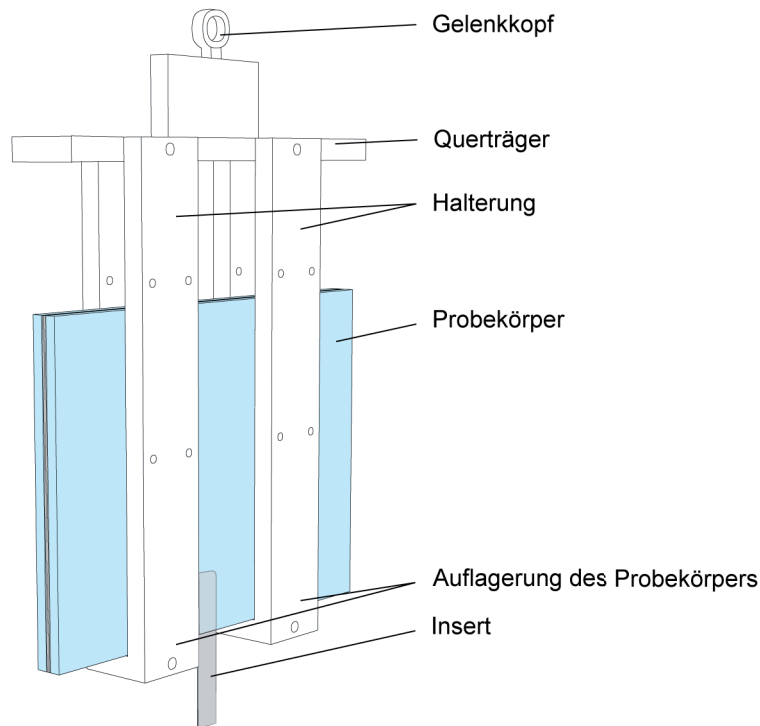


Abbildung 4-25: Prüfvorrichtung für die Auszugsversuche

Zur Messung der Differenzverschiebung zwischen Glas und Metall wurden auf das Glas, in der Längsachse des Inserts, Wegaufnehmer aufgeklebt. Auf jede Glasscheibe wurden jeweils zwei Wegaufnehmer mit unterschiedlichen maximalen Messwegen (11 mm und 30 mm) befestigt, um eine feine Auflösung im Bereich kleiner Verformungen und gleichzeitig die Aufzeichnung von Verformungen größer 11 mm ermöglichen zu können. Durch die Mittelung der Messdaten gegenüberliegender Potentiometer konnten die durch eine Verdrehung des Inserts hervorgerufenen Verschiebungen kompensiert werden. Die Kenndaten der verwendeten Wegaufnehmer des Typs MM 10 und MM 30 der Firma Megatron sind Tabelle 4-15 zu entnehmen.

		MM 10	MM 30
Maximaler Messweg	[mm]	11 ($\pm 0,5$ mm)	30 ($\pm 0,5$ mm)
Elektr. Widerstand	[kOhm]	5	5
Linearitätstoleranz	[%]	1	0,5

Tabelle 4-15: Kenndaten der verwendeten Wegaufnehmer aus [19]

Als Anschlag für die Wegaufnehmerspitzen dienten zwei, am Insert befestigte Winkel. Um die exakte Positionierung der Winkel sicherzustellen, wurde das Insert in einem definierten Abstand von der Glaskante angerissen, die in den Aluminiumwinkeln befestigten Madenschrauben in diese Anreißlinie gesetzt und anschließend die so ausgerichteten Winkel über seitlich geführte Schrauben gegeneinander verspannt (siehe hierzu Abbildung 4-26).

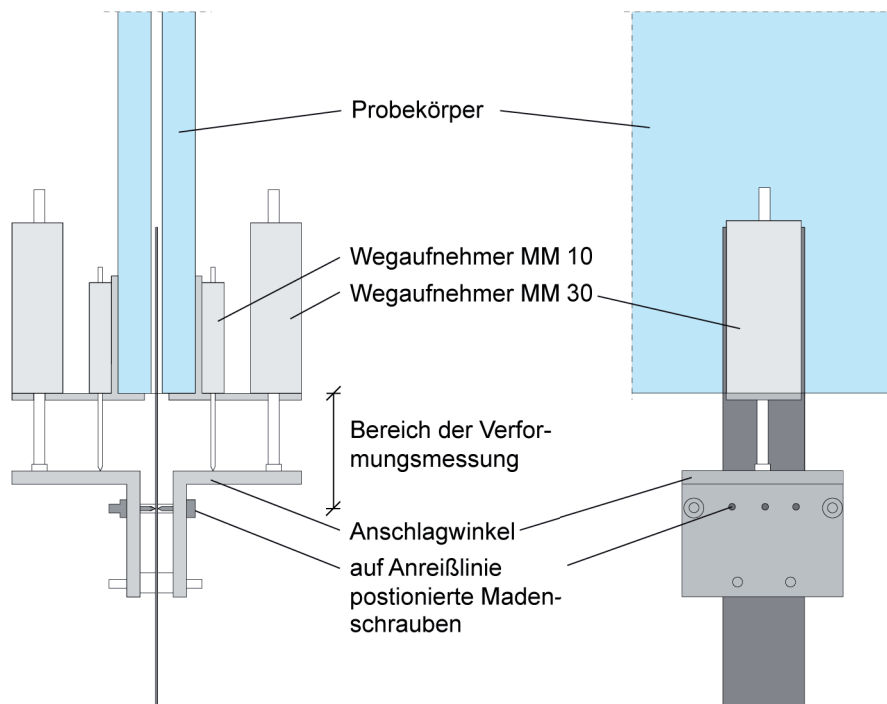


Abbildung 4-26: An den Probekörper angebrachte Messtechnik zur Verformungsmessung; links: Schnitt entlang der Probekörpermittelachse, rechts: Ansicht

Die Speisung der Wegaufnehmer mit einer Spannung von 10 V erfolgte über ein Netzgerät Typ E3610A der Firma Agilent (Netzregelung bei der Betriebsart "Konstantspannung": $< 0,01 \% + 2\text{mV}$, Anzeigeauflösung: 10 mV). Die Konstanz der Speisespannung wurde in einer separaten Versuchsreihe überprüft, in der über einen Zeitraum von 3600 s die Speisespannung aufgezeichnet wurde. Hierbei konnte in den ersten 100 s ein Drift der Spannung um 11 mV festgestellt werden. In den übrigen 3500 s betrug der maximale Drift 0,5 mV/100 s. Vor dem Beginn des Auszugsversuchs wurde das Netzgerät für mindestens 100 s eingeschaltet, so dass die Messung nicht durch den anfänglichen Drift des Netzgerätes beeinflusst wurde. Bei einer maximalen Versuchsdauer der Auszugsversuche von 1153 s (Probekörper M07_01) ergibt sich ein maximaler Gesamtdrift von 6 mV. Bezogen auf die Speisespannung von 10 V entspricht dieses einem Drift von 0,06% und wird als vernachlässigbar eingestuft.

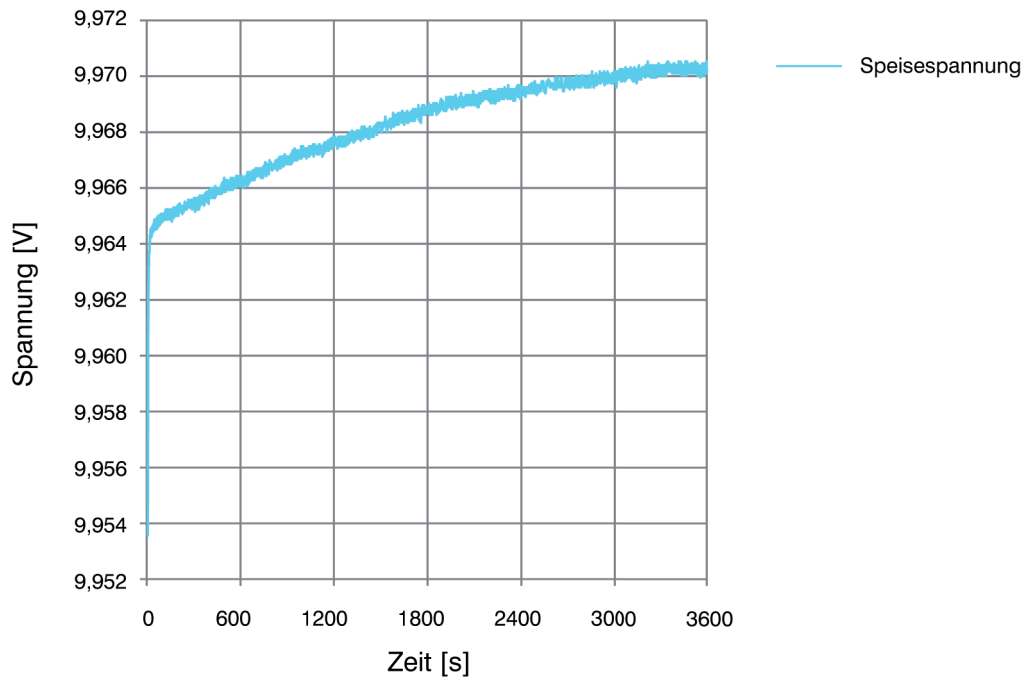


Abbildung 4-27: Speisespannung-Zeit-Verlauf, Netzgerät Typ E3610A der Firma Agilent

Zur Durchführung der Versuche bei 40 °C und 75 °C wurde eine in den Prüfraum der Prüfmaschine einsetzbare Heizkammer entworfen und gebaut. In Kapitel 3.3 werden der Aufbau der Heizkammer und die durchgeführten Untersuchungen zur Aufheizdauer und Temperaturverteilung beschrieben. Auf Grundlage dieser Untersuchungen wurde die Heizkammer mit eingebautem Probekörper bei der 40 °C Versuchsreihe für mindestens 240 Minuten und bei 75 °C für mindestens 700 Minuten aufgeheizt.

In Anlehnung an DIN EN ISO 527-1 [21] erfolgte die Verformungsaufbringung mit einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min (weggesteuert).

Als Prüfmaschine diente eine Universalprüfmaschine des Typs 1474 der Firma Zwick. Die Kraftmessung erfolgte über einen integrierten Kraftsensor (Typ Z4 der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik) mit einer zulässigen Höchstlast von ± 100 kN und einer Auflösung von 1,42 N. Die im Sommer 2008 gewartete Prüfmaschine entspricht laut Aussage der wartenden Firma der Genauigkeitsklasse 1 mit einer relativen Anzeigeabweichung von ± 1 % (nach DIN EN ISO 7500-1 [32]). Der Traversenweg wird mit 0,016 μm aufgelöst.

4.3.3 Ergebnisse der Auszugsversuche mit Standardinsertgeometrie

Dieser Abschnitt fasst die Ergebnisse der Auszugsversuche mit Standardinsertgeometrie zusammen. Die Ergebnisse mit anderen Insertgeometrien sind Abschnitt 4.3.4 zu entnehmen. Die Kraft-Weg-Diagramme der Auszugsversuche bei 23 °C sind in Abbildung 4-28 dargestellt. Die Steifigkeit der einzelnen Probekörper weicht nur geringfügig von einander ab. Bei Probekörper Std_50_23_1 und Probekörper Std_50_23_4 trat bei einer Kraft von 26,2 kN bzw. 26,5 kN Glasbruch auf. Hierbei veränderte sich die Position der Wegaufnehmer, so dass eine weitere Darstellung der Kraft-Potentiometerweg-Beziehung nicht möglich ist. Da die Klemmkraft der Pressbacken bei Probekörper Std_50_23_2 zu gering war, rutschte dieser bei ca. 30 kN aus den Pressbacken. Die Klemmkraft wurde während des laufenden Versuchs erhöht, so dass eine weitere Laststeigerung erzielt werden konnte.

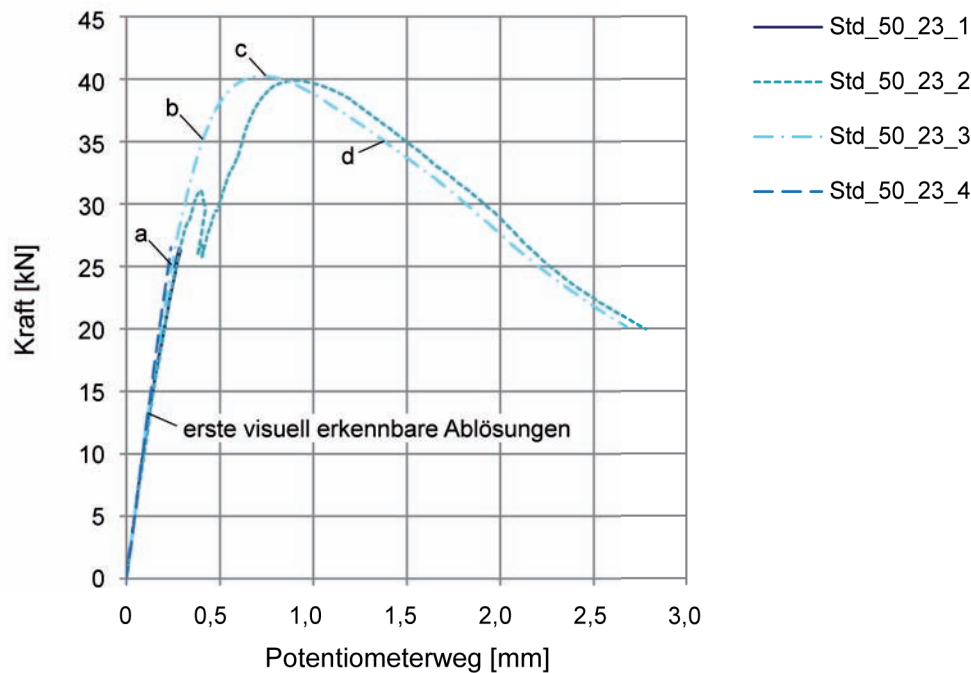


Abbildung 4-28: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 23 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertendicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10.
(a-d verweisen auf Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 4-29 dargestellt sind)

Während der Verformungsaufbringung wurde der Insertbereich in festgelegten Zeitintervallen fotografiert. In Abbildung 4-29 ist der Endbereich des Inserts (Std_50_23_03) zu den Zeitpunkten a) - d) abgebildet (vergleiche Abbildung 4-28). Zum Zeitpunkt a) sind bereits Ablösungen an der Stirnseite des Insertendes aufgetreten – im Kraft-Weg-Diagramm betrachtet – weist der Probekörper zu diesem Zeitpunkt allerdings noch die anfängliche Steifigkeit auf. Deutlicher sind die Ablösungen am oberen Rand des Inserts zum Zeitpunkt b) zu erkennen; die Steigung der Kraft-Weg-Beziehung nimmt ab. Die Ablösungen erstrecken sich zum Zeitpunkt c) über mehrere Millimeter; ein Versatz zwischen Insertende und SG ist zu erkennen. Zu diesem Zeitpunkt wird die Maximalkraft erreicht und die Steigung der Kraft-Weg-Beziehung wird null. Mit weiterer Verformungsaufbringung vergrößern sich die abgelöste Fläche und der Versatz zwischen Metall und SG am Insertende. Die Ablösung weitet sich auf die seitlichen Ränder des Inserts aus.

Es ist davon auszugehen, dass zum Zeitpunkt a) zwischen Metall und SG an der Stirnseite des Inserts kein voller Verbund herrscht, die Vorder- und Rückseite des Inserts aber noch flächig mit dem SG verbunden sind. Mit fortlaufender Verformungsaufbringung zwischen den Zeitpunkten b) bis d) breitet sich der abgelöste Bereich aus. Hierdurch wird die zur Kraftübertragung beanspruchte Kontaktfläche kleiner und die Steifigkeit der Verbindung reduziert. Da der Versuch weg- und nicht kraftgesteuert ausgeführt wird und die Ablösung des SGs vom Metall nicht spontan eintritt, erfolgt nach der Übertragung der Maximalkraft kein Versagen der Verbindung, sondern ein Herausziehen des Inserts unter abfallender Lastübertragung.

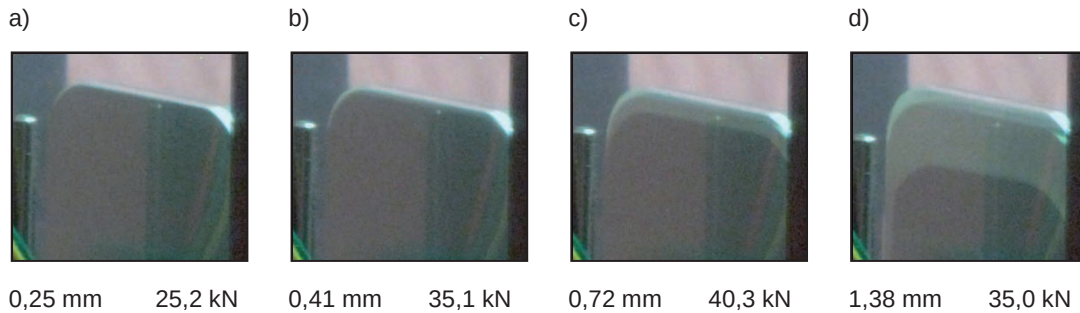


Abbildung 4-29: Detailfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper Std_50_23_3) bei ausgewählten Verformungszuständen (Potentiometerweg), Versuchstemperatur: 23 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min

Abbildung 4-30 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der 40 °C -Versuchsreihe, deren Verlauf prinzipiell denen bei 23 °C ähnelt. Nach einem quasi-linear ansteigenden Ast kommt es bei einer Last von ca. 17 kN zu einer Steifigkeitsverringering. Eine Maximallast von ca. 22 kN wird bei einer Verformung von 2,9 mm übertragen, bevor die übertragbare Kraft kontinuierlich abnimmt. In Abbildung 4-31 sind Fotos des Insertendes (Std_50_40_2) bei den Verformungszuständen a) - d) dargestellt.

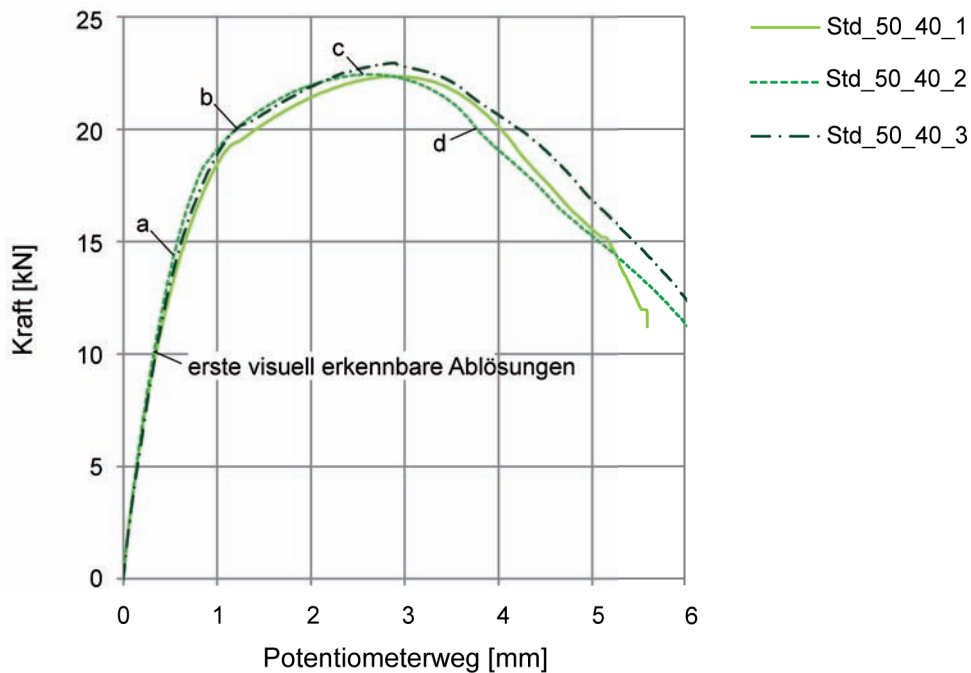


Abbildung 4-30: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 40 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertendendicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10

Während beim Verformungszustand a) die Ablösungen von Metall und SG sich auf die vordere Kante des Insertendes beschränken, sind von b) - d) sich vom oberen Insertende vergrößernde Ablöseerscheinungen und ein anwachsender Versatz zwischen Metall und SG erkennbar. Mit dem Wachsen des abgelösten Bereichs verringert sich die Kontaktfläche zwischen Metall und SG. Weniger SG wird zum Lastabtrag aktiviert und die Steifigkeit der Kraft-Weg-Beziehung sinkt (vergleiche Abbildung 4-30).

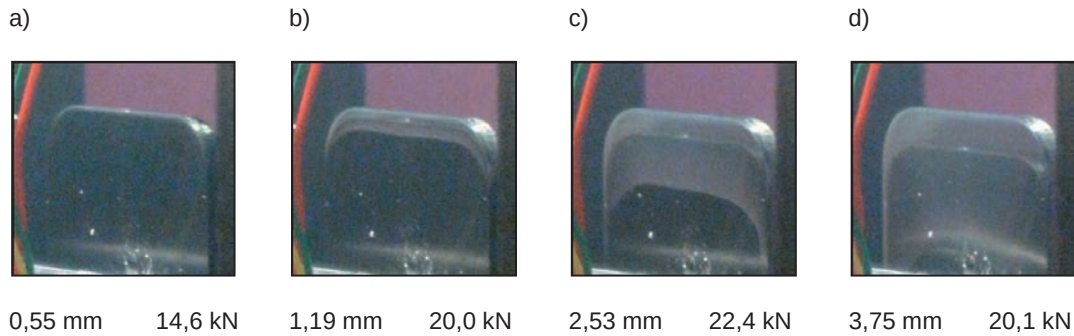


Abbildung 4-31: Detailfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper AZ_34mm_06) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 40 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min

Die Kraft-Weg-Kurven der Auszugsversuche bei 75 °C lassen sich in einen ersten, quasi-linearen Bereich, einen zweiten, nahezu linearen Bereich mit verringerter Steifigkeit und einen dritten Bereich mit fallendem Kraftübertragungsvermögen einteilen. Im Vergleich zu den Versuchsreihen bei 23 °C und 40 °C ist die übertragene Kraft am Ende des ersten, quasi-linearen Belastungsbereichs deutlich geringer. Im zweiten Bereich streuen die Kurvenverläufe der einzelnen Versuche.

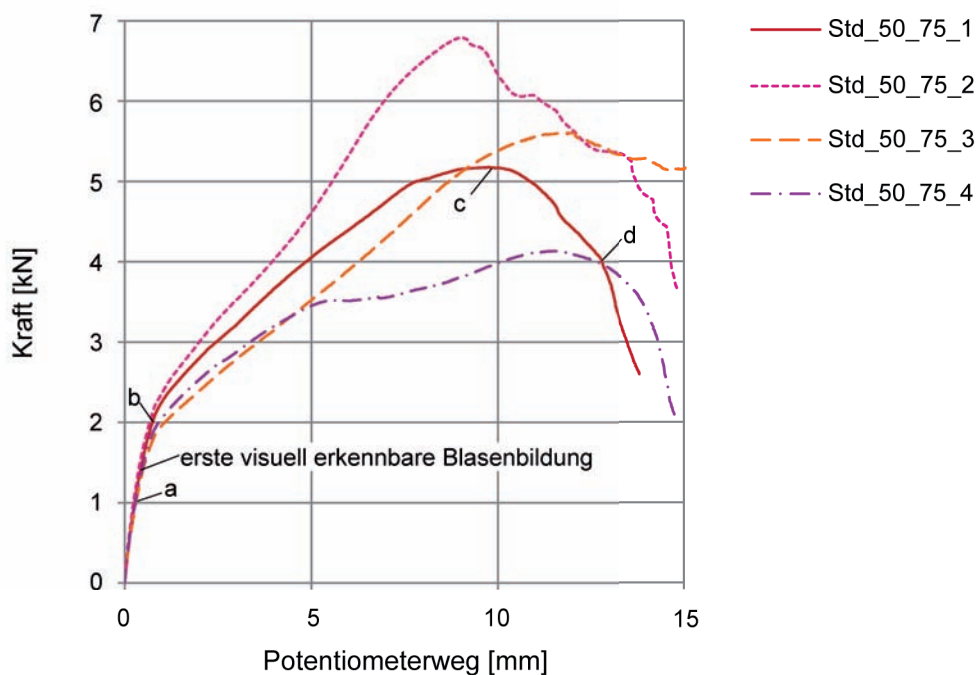


Abbildung 4-32: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnennndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10

Die Fotos in Abbildung 4-33 zeigen das Insertende (Probekörper: Std_50_75_1) bei den Verformungszuständen a) - d). Blasen am Insertende sind zum Zeitpunkt b) vorhanden - eine flächige Ablösung ist nicht erkennbar. Zum Zeitpunkt c) hat sich das Insert im betrachteten Bereich nahezu vollständig vom SG gelöst und ein großer Versatz zwischen Insertende und SG-kante ist aufgetreten. Dieser Versatz vergrößert sich zum Zeitpunkt d), so dass das Insert fast vollständig aus dem gewählten Bildausschnitt verschwindet.

Mit der Blasenbildung zum Zeitpunkt b) verringert sich die Steifigkeit der Verbindung. Zum Zeitpunkt c) ist das Insert bereits soweit herausgezogen, dass keine weitere Laststeigerung mehr erfolgt.

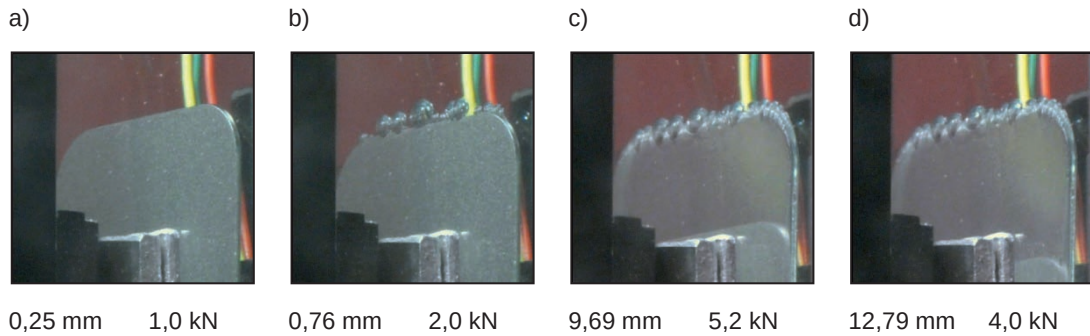


Abbildung 4-33: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper Std_50_75_1) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min

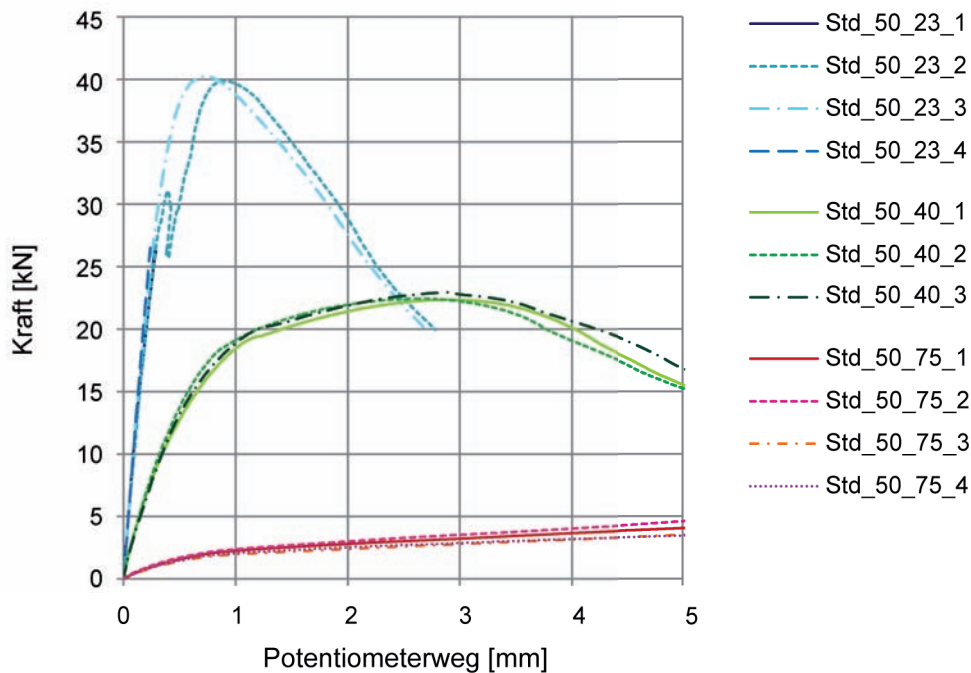


Abbildung 4-34: Kraft-Weg-Diagramm aller Auszugsversuche (23 °C, 40 °C, 75 °C), Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Probekörper nach Tabelle 4-13 und Tabelle 4-14

In Abbildung 4-34 sind die Kraft-Weg-Kurven aller Auszugsversuche an der Standardgeometrie dargestellt. Da sich der Probekörperaufbau der Versuche bei 23 °C und 40 °C von dem bei 75 °C unterscheidet, ist nur ein prinzipieller Vergleich der Kurvenverläufe möglich (vergleiche Tabelle 4-13 und Tabelle 4-14). Die Versuchskurven der einzelnen Temperaturen grenzen sich klar voneinander ab. Die größte Steifigkeit weisen die Proben bei 23 °C auf, die geringste bei 75 °C. Die Größe der Maximalkräfte sinkt mit steigender Temperatur, wo hingegen die zur Maximalkraft zugehörige Verformung mit steigender Temperatur ansteigt. Das temperaturabhängige Tragverhalten ist auf das mechanische Verhalten von SG zurückzuführen, dessen Steifigkeit mit steigender Temperatur und langsamerer Belastungsgeschwindigkeit abnimmt (Kapitel 4.1). Eine Auswertung der übertragenden Last am Ende des quasi-linearen Bereichs ist Tabelle 4-16 zu entnehmen. Der quasi-lineare Bereich der Kraft-Weg-Kurven ist für diese Zusammenstellung so gewählt, dass ihn eine Gerade mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 \geq 0,98$ beschreibt.

23 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_23_1	Std_50_23_2	Std_50_23_3	Std_50_23_4
Potentiometerweg am Ende des quasi-linearen Bereichs [mm]	0,29 ³	0,39 ³	0,48	0,24 ³
Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs [kN]	26,3	31,0	37,5	26,5
40 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_40_1	Std_50_40_2	Std_50_40_3	
Potentiometerweg am Ende des quasi-linearen Bereichs [mm]	0,60	0,72	0,75	
Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs [kN]	14,2	17,0	16,6	
75 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_75_1	Std_50_75_2	Std_50_75_3	Std_50_75_4
Potentiometerweg am Ende des quasi-linearen Bereichs [mm]	0,73	0,60	0,65	0,62
Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs [kN]	2,0	1,9	1,7	1,8

Tabelle 4-16: Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$

Begleitend zu der Verschiebungsaufbringung wurde der Insertbereich in festgelegten zeitlichen Intervallen (2 s bzw. 5 s) fotografiert. Diese Fotoserien wurden im Nachhinein betrachtet und die Bilder ausgewählt, bei denen erste Ablöseerscheinungen (23 °C, 40 °C) bzw. Blasenbildung (75 °C) erkennbar waren. Da die Fotoserien nicht darauf ausgerichtet waren, Ablöseerscheinungen bzw. Blasenbildung zu dokumentieren, sondern vielmehr zur prinzipiellen Dokumentation der Versuche dienten, variiert die Ausrichtung der Kamera und die Beleuchtungssituation von Serie zu Serie. Dadurch sind die Ablöseerscheinungen bzw. Blasenbildung bei einigen Versuchen visuell eindeutiger zu erkennen als bei anderen.

In Tabelle 4-17 sind für jeden Probekörper die Zeitpunkte vermerkt, bei denen Ablöseerscheinungen bzw. Blasenbildung festgestellt wurde. Da die Verschiebungsaufbringung und die fotografische Einrichtung nicht über ein Datenerfassungssystem gekoppelt waren, sondern als zwei getrennte Systeme fungierten, ist ein exakter Rückschluss auf die zu einem Bild zugehörige Kraft bzw. den zugehörigen Potentiometerweg nicht möglich. Über eine Abschätzung der Versuchszeit bei der Bildaufnahme können ungefähre Kraft- und Potentiometerwerte aus den Versuchsdaten herausgelesen werden, die als Anhaltswerte in Tabelle 4-17 aufgeführt sind.

³ Kraftabfall nach dieser Verformung

23 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_23_1	Std_50_23_2	Std_50_23_3	Std_50_23_4
Potentiometerweg [mm]	0,12	0,16	0,11	0,13
Kraft [kN]	13,2	16,2	12,3	14,9
40 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_40_1	Std_50_40_2	Std_50_40_3	
Potentiometerweg [mm]	0,46	0,33	0,65	
Kraft [kN]	12,1	10,1	15,4	
75 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_75_1	Std_50_75_2	Std_50_75_3	Std_50_75_4
Potentiometerweg [mm]	0,41	0,78	0,73	0,69
Kraft [kN]	1,4	2,2	1,8	1,9

Tabelle 4-17: Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen (23 °C, 40 °C und 75 °C) Transversengeschwindigkeit 1 mm/min

	Kraft [kN]	Potentiometerweg [mm]
23 °C	± 0,7	± 0,01
40 °C	± 0,8	± 0,06
75 °C	± 0,25	± 0,08

Tabelle 4.18: Aus den Bildintervallen resultierender möglicher Fehler bei der Bestimmung der zu ersten Ablöseerscheinungen zugehörigen Kraft bzw. zugehörigem Potentiometerweg

Die Potentiometerwege und Kräfte, die gemessen wurden, als erste Ablöseerscheinungen erkennbar waren, liegen für die 23 °C und 40 °C-Versuchsreihe unterhalb der Werte, die den quasi-linearen Bereich begrenzen. Dieses zeigt, dass vor einer wesentlichen Verringerung der anfänglichen Steifigkeit visuelle Veränderungen im Insertbereich auftreten. Bei der 75 °C-Versuchsreihe liegen die Kraft bzw. Potentiometerwege bei erkennbaren Ablöseerscheinungen in einer ähnlichen Größenordnung wie die Werte, die den quasi-linearen Bereich begrenzen. Bei der 75 °C-Versuchsreihe beeinflussen somit die Ablösungen am Insertende das Kraft-Verformungsverhalten stärker als bei den anderen Versuchstemperaturen.

Die Versuche wurden mit einer konstanten Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Da die übertragenden Kräfte eine Verformung der Versuchsvorrichtung hervorrufen, führt nur ein Teil der aufgetragenen Traversenverschiebung zu einer Verschiebung des Inserts. Die Weggeschwindigkeit der Potentiometer unterscheidet sich somit von der Traversengeschwindigkeit. Die bei den Versuchen aufgezeichneten Potentiometerweg-Zeit-Beziehungen sind in Abbildung 4-35 dargestellt. Sie weisen für alle Temperaturen einen nicht-linearen Zusammenhang auf. Die Steigung der Kurven entspricht der Weggeschwindigkeit der Potentiometer. Insbesondere bei Belastungsbeginn treten in der Versuchsvorrichtung Verformungen auf, die zu einer geringen Weggeschwindigkeit der Potentiometer führen. Die größte Weggeschwindigkeit der Potentiometer weisen die Versuche bei 75 °C auf. Bei diesen Versuchen sind die zu übertragenden Kräfte klein, so dass nach anfänglichen Verformungen der Versuchsvorrichtung die Traversenverschiebung in großen Anteilen auf das Insert übertragen wird. Die geringste Weggeschwindigkeit weisen die Versuche bei 23 °C auf. Hier führen die auftretenden Kräfte zu einer kontinuierlichen Verformung der Versuchsvorrichtung. Eine detaillierte Auswertung der Wegaufnehmergeschwindigkeiten für den quasi-linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurven ist Tabelle 4-19 zu entnehmen.

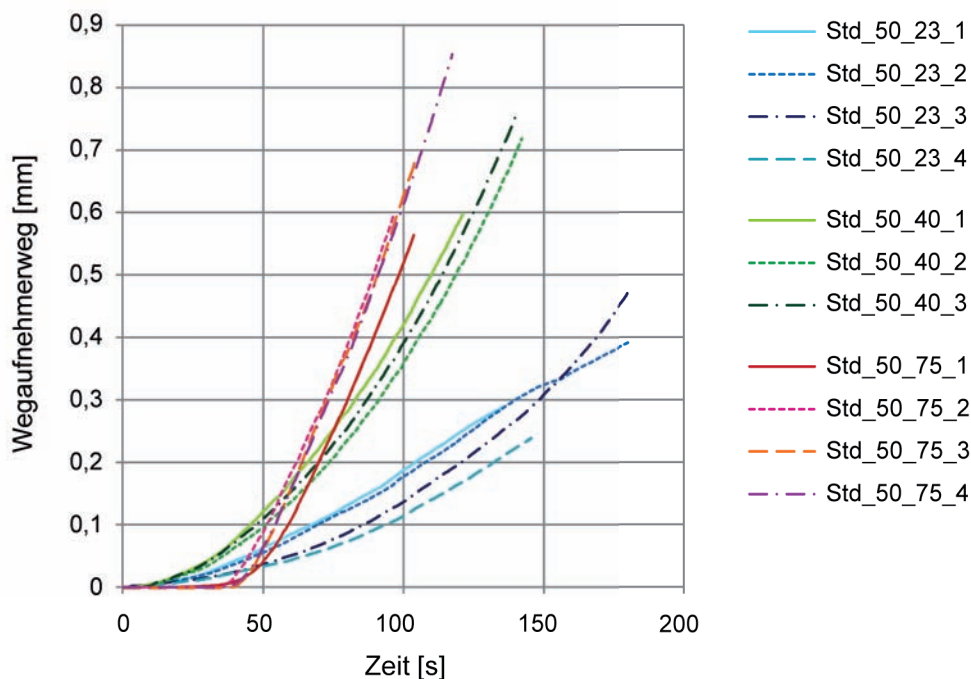


Abbildung 4-35: Wegaufnehmer-Zeit-Diagramm, Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Betrachtung für den quasi-linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurven

23 °C					
Probekörperbezeichnung	Std_50_23_1	Std_50_23_2	Std_50_23_3	Std_50_23_4	gemittelt
Wegaufn.-geschwindigkeit [mm/s]	0,0023	0,0024	0,0025	0,0016	0,0022
Bestimmtheitsmaß	0,978	0,987	0,930	0,94	
40 °C					
Probekörperbezeichnung	Std_50_40_1	Std_50_40_2	Std_50_40_3		gemittelt
Wegaufn.-geschwindigkeit [mm/s]	0,0052	0,0053	0,0056		0,0054
Bestimmtheitsmaß	0,964	0,955	0,957		
75 °C					
Probekörperbezeichnung	Std_50_75_1	Std_50_75_2	Std_50_75_3	Std_50_75_4	gemittelt
Wegaufn.-geschwindigkeit [mm/s]	0,0092	0,0101	0,0110	0,0112	0,0104
Bestimmtheitsmaß	0,986	0,993	0,996	0,994	

Tabelle 4-19: Wegaufnehmerweggeschwindigkeit, Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Betrachtung des quasi-linearen Bereichs der Kraft-Weg-Kurven ab einer Verformung von 0,001 mm (23 °C, 40 °C) bzw. 0,01 mm (75 °C)

4.3.4 Ergebnisse der Auszugsversuche mit unterschiedlichen Insertgeometrien

Um eine Validierung der numerischen Simulation auch anhand einer von der Standardgeometrie abweichenden Geometrie durchführen zu können, wurde das Tragverhalten weiterer Geometrien untersucht. Folgende Aspekte sollten untersucht werden:

- Hat eine Auffächerung und eine damit einhergehende Vergrößerung der Insertumlaufänge einen tragstrukturell positiven Effekt? (Kamm-Geometrie)
- Wie wirkt sich eine Vergrößerung der Einbindetiefe auf das Tragverhalten aus? (125 mm x 25 mm)
- Wie ändert sich das Tragverhalten bei einer höheren Traversengeschwindigkeit (100 mm/min)? (100 mm x 25 mm)

Aufgrund dieser Aspekte wurden folgende Geometrien gewählt (vergleiche Abbildung 4.36):

- Kammgeometrie: im Vergleich zur Standardgeometrie vergrößerte Umlaufänge bei gleicher Ansichtsfläche
- 125 mm x 25 mm: im Vergleich zur Standardgeometrie vergrößerte Einbindetiefe bei gleicher Insertbreite
- 100 mm x 25 mm: diese Probekörpergeometrie wurde bei erhöhter Traversengeschwindigkeit untersucht (Ersatzgeometrie, da keine Probekörper mit Standardgeometrie mehr zur Verfügung standen)

Alle Auszugsversuche wurden bei einer Temperatur von 75 °C durchgeführt.

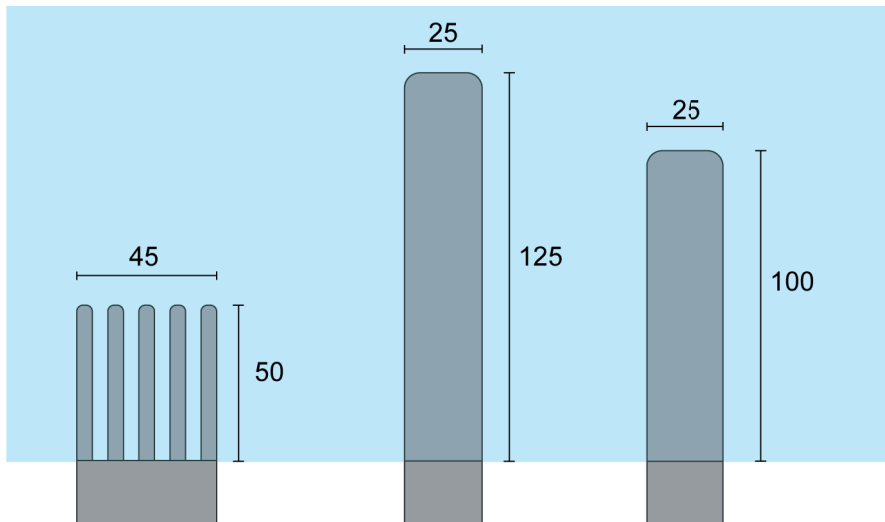


Abbildung 4.36: Untersuchte Geometrievarianten (Sollgeometrie): links: Kamm, Mitte: 125 mm x 25 mm, rechts: 100 mm x 25 mm, Glasbereich blau gefärbt.

Kammgeometrie

Abbildung 4.37 zeigt das Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche mit Kammgeometrie. Die Kraft-Weg-Kurven zeigen einen linearen Ast, dann einen Bereich geringerer Steifigkeit und schließlich einen abfallenden Ast.

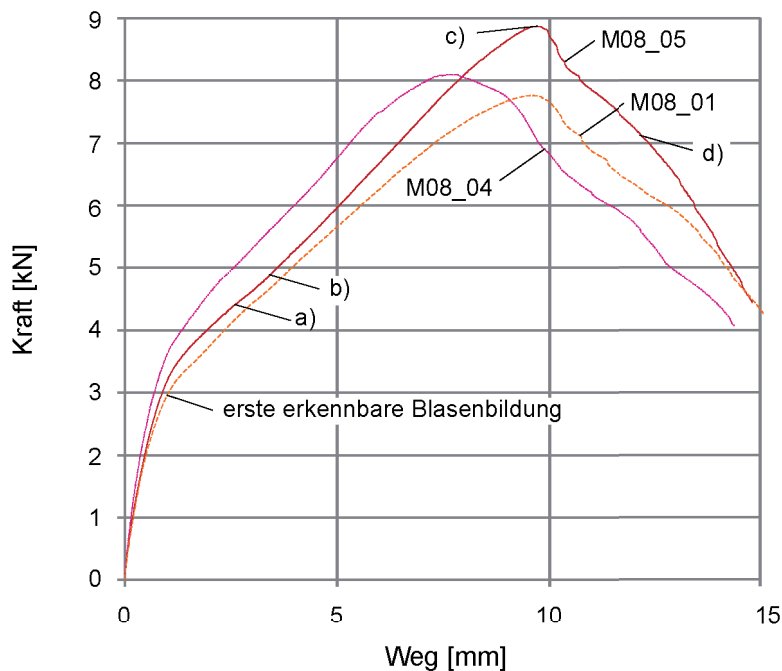


Abbildung 4.37: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnennstärke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10; a)-d) markieren die Zeitpunkte, für die in Abbildung 4.38 und Abbildung 4.39 Fotos des Inserts abgebildet sind

Begleitend zum Steifigkeitsverlust der Kraft-Weg-Kurven ist eine Blasenbildung am Kammfingerende zu beobachten. Fotos zeigen die Blasenbildung am Insertende für unterschiedliche Belastungszustände im Detail in Abbildung 4.38 und als Großansicht in Abbildung 4.39.

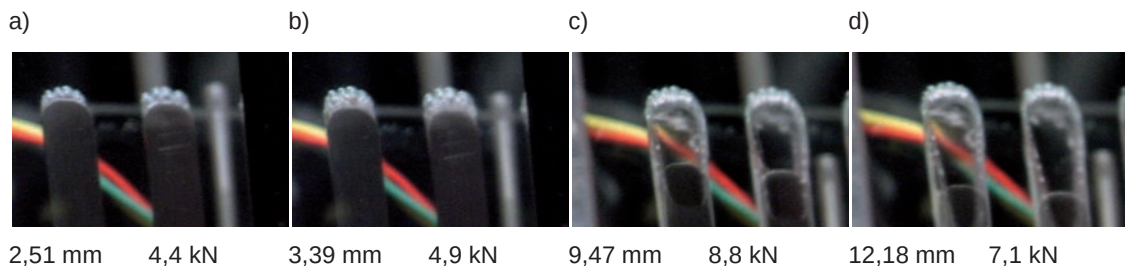


Abbildung 4.38: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M08_05) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min

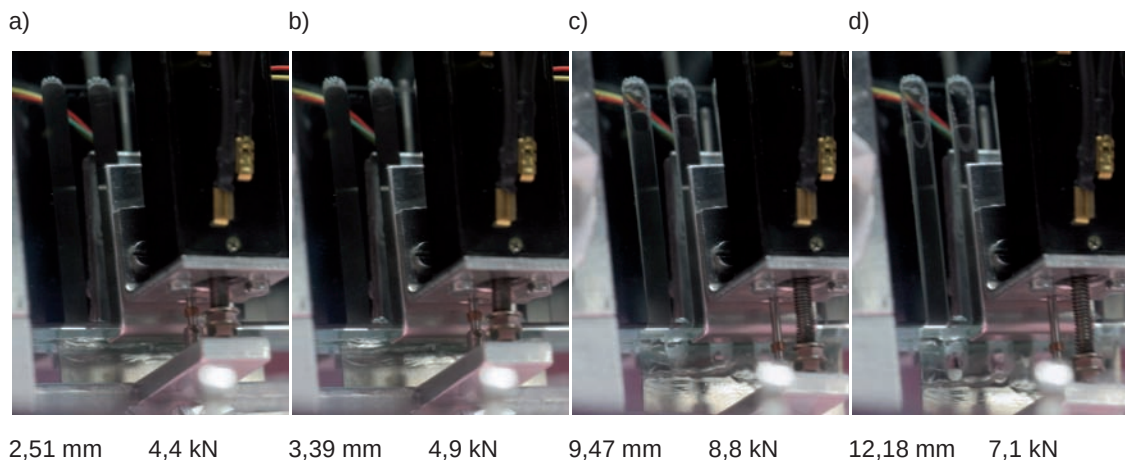


Abbildung 4.39: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M08_05) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min

Die Bilder wurden in einem Intervall von 9 Sekunden aufgenommen. Innerhalb dieses Zeitintervalls betrug die maximale Laststeigerung 110 N und die maximale Verschiebungsänderung 0,17 mm. Die in Abbildung 4.38 und Abbildung 4.39 aufgeführten Kräfte und Verschiebungen sind somit nur als Anhaltswerte zu betrachten.

Ursprünglich war die Kammgeometrie so gewählt, dass die eingebettete Insertfläche mit der Fläche der Standardgeometrie übereinstimmt. So hätte ein Vergleich der Kraft-Weg-Beziehungen der Auszugsversuche an beiden Geometrien Rückschlüsse auf den Effekt der Auffächerung erlaubt. Bei der Fertigung wurden die Kamminserts jedoch tiefer als geplant eingebettet (vergleiche Tabelle 4-19). Daraus ergab sich eine Vergrößerung der eingeteten Fläche von ca. 5% ($A_{\text{Zusatz}} = b \cdot t_{\text{Zusatz}} = 45 \text{ mm} \times 3 \text{ mm} = 135 \text{ mm}^2$; $A_{\text{Soll}} = 25 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} = 2500 \text{ mm}^2$; $A_{\text{Ist}}/A_{\text{Soll}} = 2635/2500 = 1,05$). Ungeachtet dessen zeigt Abbildung 4.40 die Kraft-Weg-Beziehungen aller Auszugsversuche an der Standardgeometrie bei 75 °C und der Auszugsversuche an der Kammgeometrie. Die Kraft-Weg-Kurven zeigen bei geringen Verformungen eine ähnliche Steigung. Hieraus lässt sich – unter der Annahme nahezu identischer Dehngeschwindigkeiten – schliessen, dass sich beide Insertverbindungen ähnlich steif verhalten. Während bei der Standardgeometrie eine Veränderung der Steigung bei ca. 2 kN eintritt, so passiert dieses bei der Kammgeometrie zwischen 3-3,5 kN. In beiden Fällen geht die Steifigkeitsverringernung mit einer Blasenbildung am Insertende einher. Diese Beobachtungen lassen vermuten, dass am Ende der Kammspitzen unter gleicher Belastung geringere Spannungen herrschen als am Ende der Standardgeometrie. Wird eine „kritische“

Spannung am Insertende überschritten, so führt dies in beiden Fällen zu einer Blasenbildung und einem Steifigkeitsverlust der Verbindung. Da der Steifigkeitsverlust bei der Kammgeometrie bei größeren Belastungen als bei der Standardgeometrie auftritt, kann vermutet werden, dass bei der Kammgeometrie eine der Standardgeometrie tragstrukturell überlegene Spannungsverteilung (mit geringeren Spannungsspitzen) vorliegt.

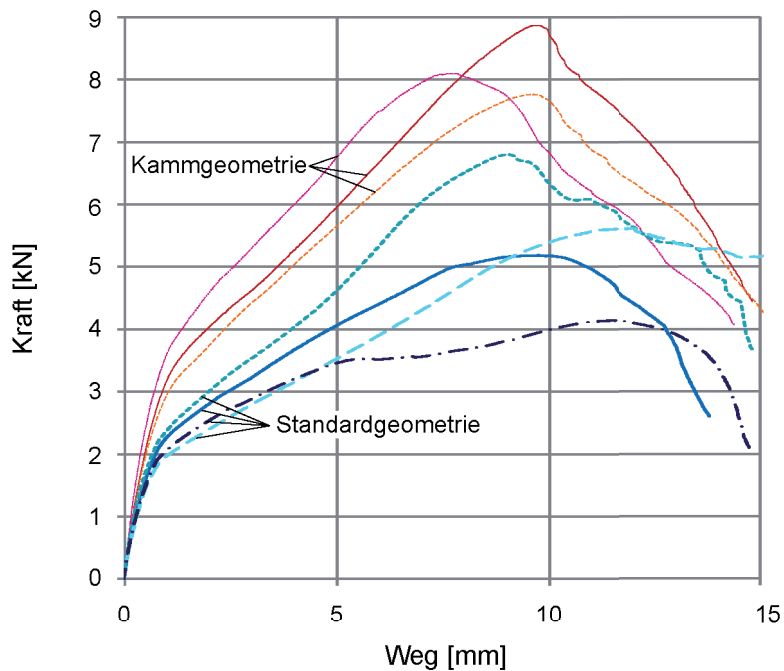


Abbildung 4.40: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75 °C, Standardgeometrie und Kammgeometrie, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10;

Tabelle 4.20 bis Tabelle 4.23 fassen die wesentlichen Versuchsparameter zusammen.

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M08_05	M08_04	M08_01	gemittelt
Wegaufnehmerabstand [mm]	21	20	20	20,33
Einbindetiefe [mm]	53,0	k.A.	54	

Tabelle 4.20: Klemmlänge der Auszugsversuche Kamm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M08_05	M08_04	M08_01	gemittelt
Potentiometerweg am Ende des quasi-linearen Bereichs [mm]	0,93	0,59	0,71	0,74
Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs [kN]	3070	2771	2479	2773

Tabelle 4.21: Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche Kamm, Traversengeschwindigkeit 1mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$

75 °C					
Probekörperbezeichnung		M08_05	M08_04	M08_01	gemittelt
Wegaufn.-geschwindigkeit [mm/s]		0,0102	0,0082	0,0094	0,0093
Bestimmtheitsmaß		0,987	0,979	0,974	

Tabelle 4.22: Potentiometerweggeschwindigkeit im quasi-linearen Bereich der Auszugsversuche Kamm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M08_05	M08_04	M08_01	gemittelt
Potentiometerweg [mm]	1,41	1,15	1,00	1,19
Kraft [N]	3650	3859	2993	3501

Tabelle 4.23: Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen Kamm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min

Geometrie mit einer Einbindetiefe von 125 mm

Das Kraft-Weg-Diagramm der 125 mm x 25 mm Geometrie ist in Abbildung 4.41 dargestellt. Nach einem linear ansteigenden Ast verringert sich die Steifigkeit. Dieses ist sowohl auf Ablösungen am Insertende als auch auf eintretendes Stahlfließen zurückzuführen.

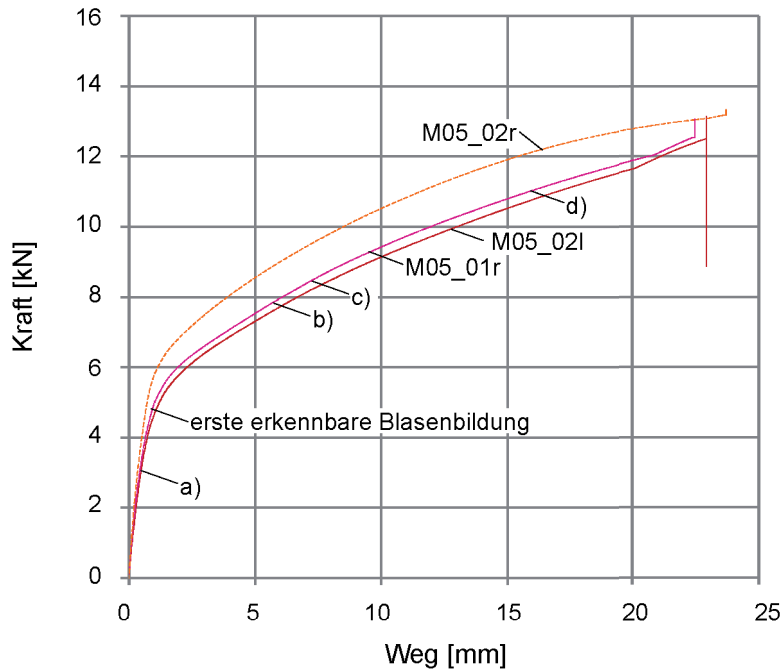


Abbildung 4.41: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche (Geometrie: 125 mm x 25 mm) bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertenddicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10; a)-d) markieren die Zeitpunkte, für die in Abbildung 4.42 und Abbildung 4.43 Fotos des Inserts abgebildet sind

Abbildung 4.42 und Abbildung 4.43 zeigen Fotos des Insertendes und des gesamten Inserts bei unterschiedlichen Verformungszuständen. Das Bildintervall der Aufnahmen betrug 5 Sekunden. Innerhalb eines Intervalls nahm die Kraft um bis zu 220 N zu und die Verschiebung um bis zu 0,1 mm, so dass die angeführten Kraft- und Verschiebungswerte nur als Anhaltswerte dienen sollten.

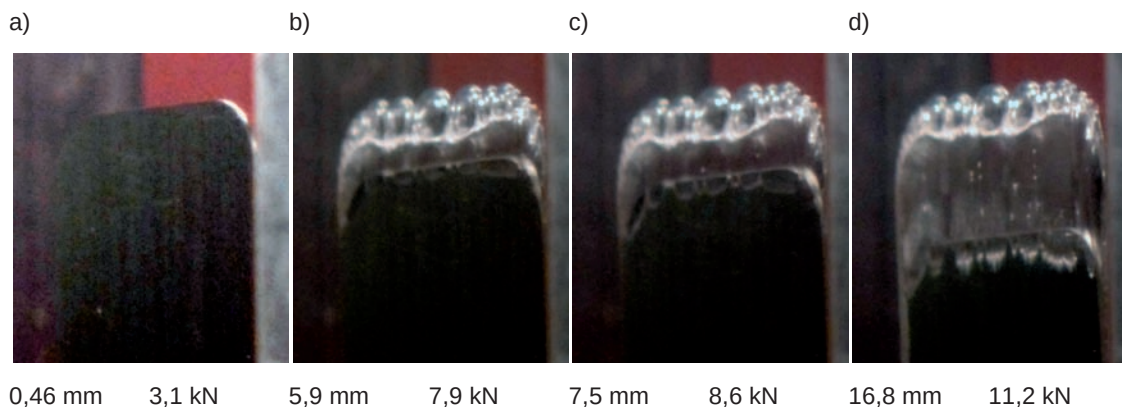


Abbildung 4.42: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M05_01re) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min

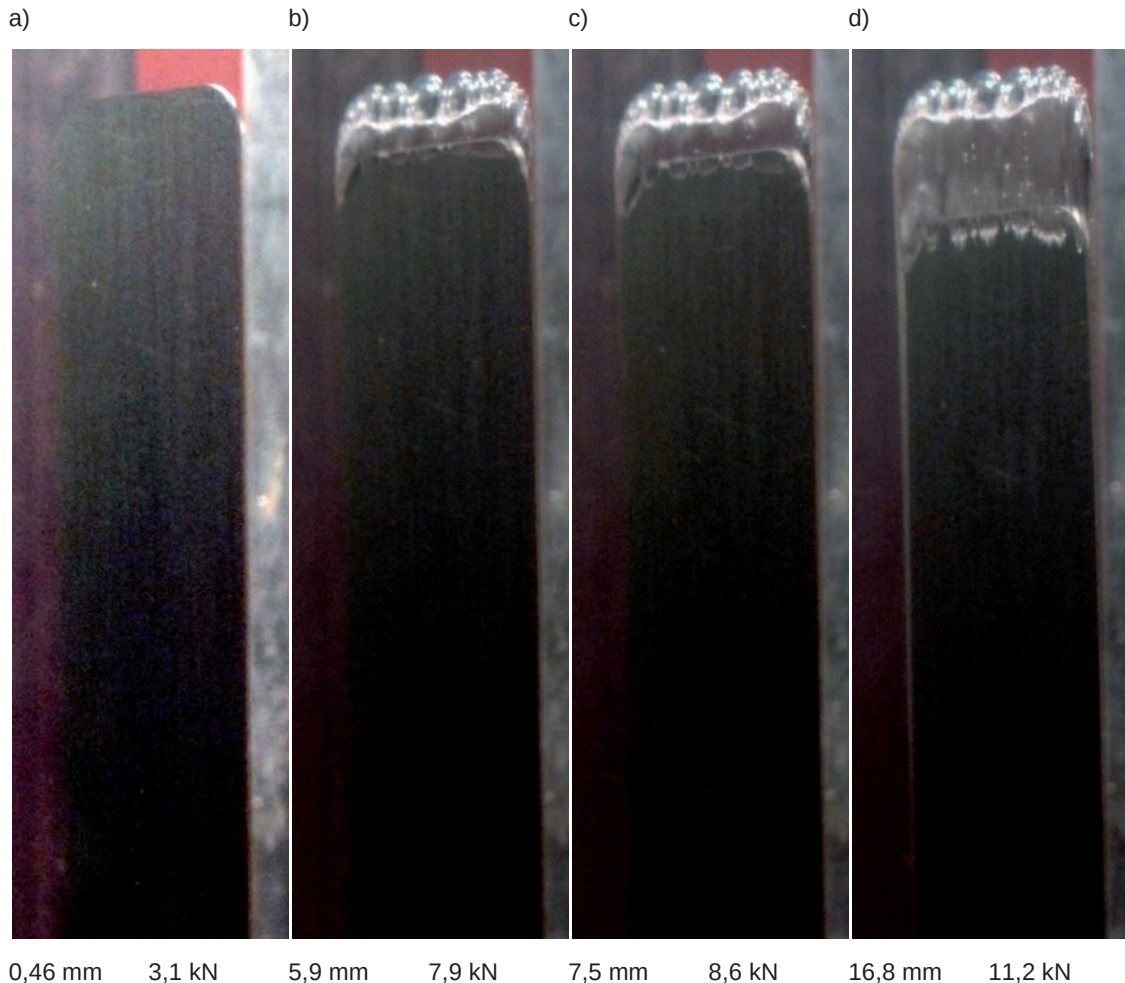


Abbildung 4.43: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M05_01re) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min

Die Kraft-Weg-Kurven der 125 mm x 25 mm Geometrie sind in Abbildung 4.44 zusammen mit den Kurven der Standardgeometrie (50 mm x 25 mm) bei 75 °C dargestellt. Beide Versuchsreihen wurden mit der gleichen Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Wenn man davon ausgeht, dass eine aufgebrachte Verformung u eine konstante Dehnung im SG entlang der gesamten Insertlänge hervorruft, so wäre für beide Geometrien die Dehngeschwindigkeit identisch (unter Vernachlässigung unterschiedlicher Versuchsaufbauverformungen). Die Annahme einer konstanten Dehnungsverteilung entlang der Insertfläche ist aufgrund der geringen Steifigkeit von SG bei 75 °C vertretbar. Da bei der größeren Einbindetiefe mehr SG gedehnt wird, zeigt sich hier ein steiferes Tragverhalten. Hieraus resultiert, dass die Kraft-Weg-Kurven der 125 mm x 25 mm Geometrie eine größere Steigung aufweist als die Kraft-Weg-Kurven der Standardgeometrie. Die Blasenbildung setzt bei beiden Geometrien bei ähnlichen Verformungen ein. Unter der Annahme einer ähnlichen Dehnungsverteilung bei beiden Geometrien träte somit die Blasenbildung bei ähnlichen Dehnungen auf. Die zugehörigen Kräfte, bei denen ein Steifigkeitsabfall eintritt, sind ca. 2 kN bei der Standardgeometrie und ca. 5-6 kN bei der 125 mm x 25 mm Geometrie. Die Kräfte beider Geometrien stehen somit in einem Verhältnis von 2,5-3. Dieses stimmt sehr gut mit dem Verhältnis der eingebundenen Flächen überein, welches sich zu $125 \text{ mm} / 50 \text{ mm} = 2,5$ ergibt. Somit kann bestätigt werden, dass sich bei beiden Geometrien ähnliche, über die Insertlänge konstante Dehnungsverteilungen einstellen und dass sich bei der 125 mm x 25 mm Geometrie die volle Einbindelänge zum Lastabtrag aktivieren lässt.

Ab einer Kraft von 5,75 kN ist die 0,2%-Dehngrenze des Edelstahlinserts überschritten, so dass sich insbesondere im zweiten Ast der Kraft-Weg-Kurve der 125 mm x 25 mm Geometrie der Steifigkeitsverlust aufgrund von Blasenbildung mit Stahlfließen überlagert.

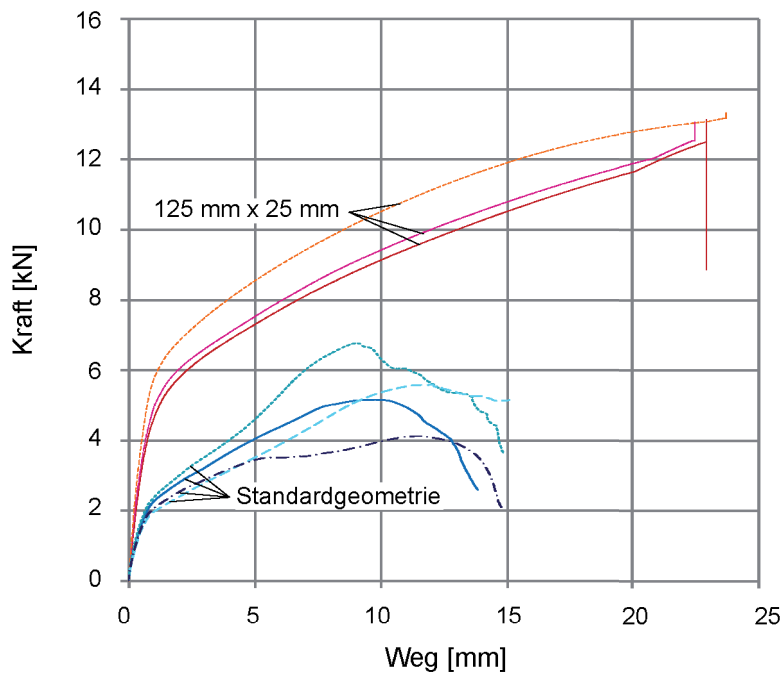


Abbildung 4.44: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche: Vergleich Standardgeometrie vs. Geometrie: 125 mm x 25 mm bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10

Weitere Versuchsparameter werden in Abbildung 4-24 bis Abbildung 4-27 aufgeführt.

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M05_02_links	M05_01_rechts	M05_02_rechts	gemittelt
Wegaufnehmerabstand [mm]	30	30	27	29
Einbindetiefe [mm]	129	129	131	130

Tabelle 4.24: Klemmlänge der Auszugsversuche mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M05_02_links	M05_01_rechts	M05_02_rechts	gemittelt
Potentiometerweg am Ende des quasi-linearen Bereichs [mm]	0,77	0,85	0,79	0,80
Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs [N]	4120,4	4575,0	5272,1	4655,8

Tabelle 4.25: Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M05_02_links	M05_01_rechts	M05_02_rechts	gemittelt
Wegaufn.-geschwindigkeit [mm/s]	0,0070	0,0071	0,0068	0,00697
Bestimmtheitsmaß	0,956	0,954	0,956	

Tabelle 4.26: Potentiometerweggeschwindigkeit im quasi-linearen Bereich der Auszugsversuche mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M05_02_links	M05_01_rechts	M05_02_rechts	
Potentiometerweg [mm]	-	0,95	0,79	
Kraft [N]	-	4831,9	5272,1	

Tabelle 4.27: Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min

Geometrie mit einer Einbindetiefe von 100 mm

Die Belastung der Insertgeometrie 100 mm x 25 mm erfolgte bei 100 mm/min. Die zugehörigen Kraft-Weg-Kurven sind in Abbildung 4.45 dargestellt. Auch bei dieser Versuchsreihe trat sowohl Blasenbildung am Insertende als auch Stahlfließen auf.

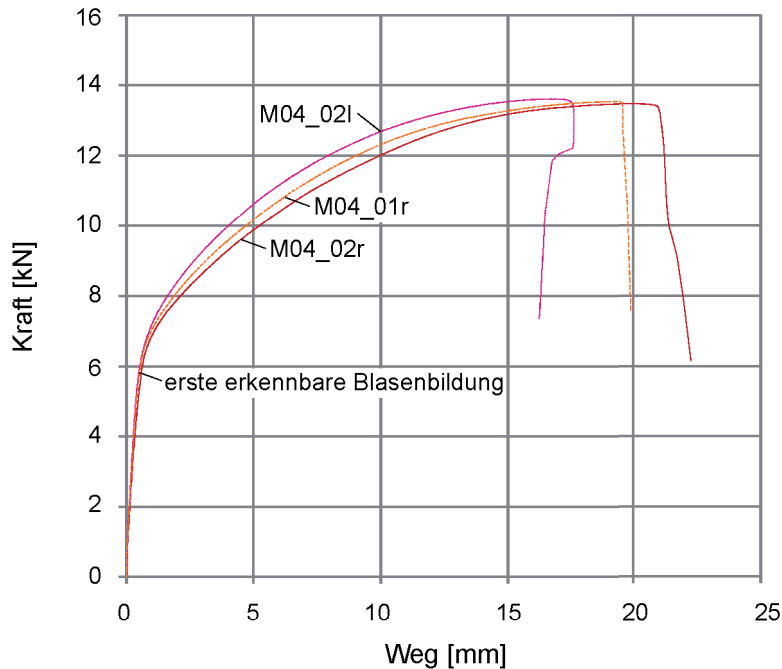


Abbildung 4.45: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche (Geometrie: 100 mm x 25 mm) bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 100 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertenddicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10

Da bei diesem Versuch ein Fotointervall von 2 Sekunden verwendet wurde und es innerhalb eines Intervalls aufgrund der hohen Traversengeschwindigkeit zu sehr starken Kraftsteigerungen kam, sind in Abbildung 4.46 und Abbildung 4.47 nur die ungefähren Aufnahmezeiten der Fotos wiedergegeben. Ungeachtet dessen zeigen die Fotos sehr schön die Blasenbildung am Insertende.

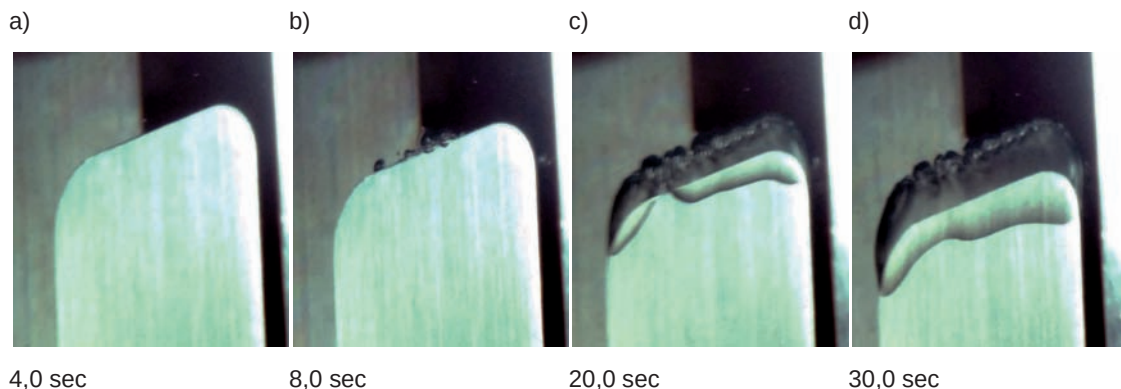


Abbildung 4.46: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M04_02r) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 100mm/min

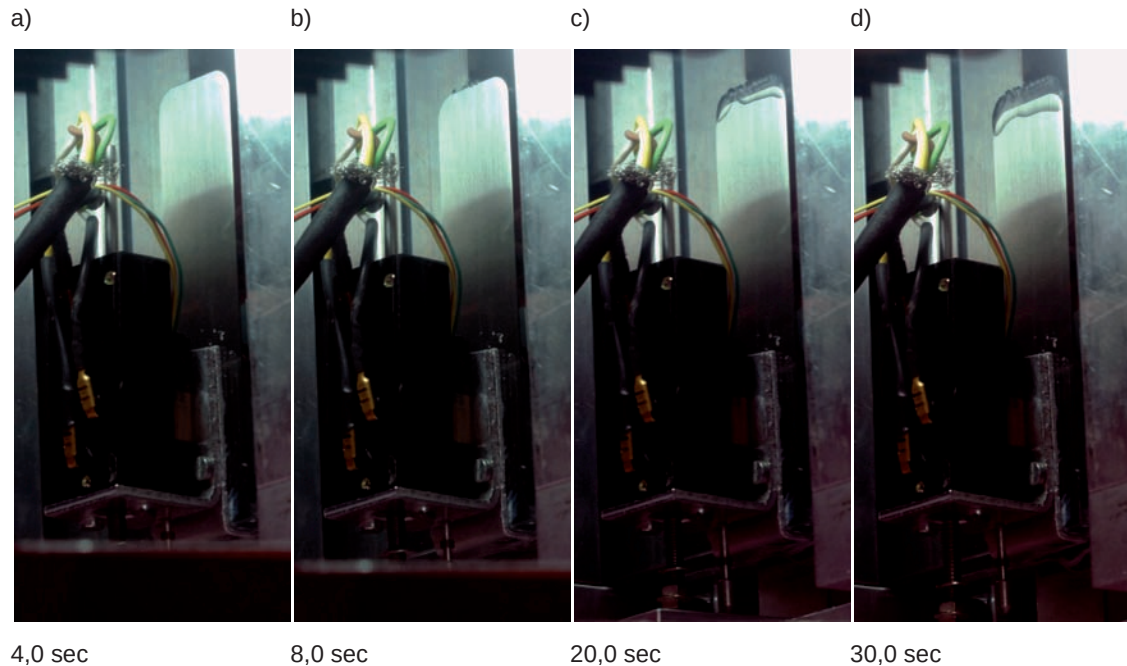


Abbildung 4.47: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M04_02r) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 100mm/min

Die Kraft-Weg-Kurven der 100 mm x 25 mm Geometrie werden in Abbildung 4.48 mit denen der 125 mm x 25 mm Geometrie verglichen. Obwohl die Einbindelänge der 125 mm x 25 mm –Versuche größer ist, weisen die Kraft-Weg-Kurven der 100 mm x 25 mm Geometrie eine größere Anfangssteigung auf. Dieses ist auf die erhöhte Versuchsgeschwindigkeit (100 mm/min) und dementsprechend größere Dehngeschwindigkeit der 100 mm x 25 mm-Versuche zurückzuführen. Eine quantitative Aussage über die Auswirkung der Dehngeschwindigkeit ist durch den Vergleich der beiden Versuchsreihen nicht möglich, da zusätzlich zur Dehngeschwindigkeit die Einbindetiefe variiert wurde.

Der Steifigkeitsabfall nach dem anfänglichen linearen Kraft-Weg-Verlauf ist sowohl auf die Blasenbildung am Insertende als auch auf das einsetzende Stahlfließen zurückzuführen.

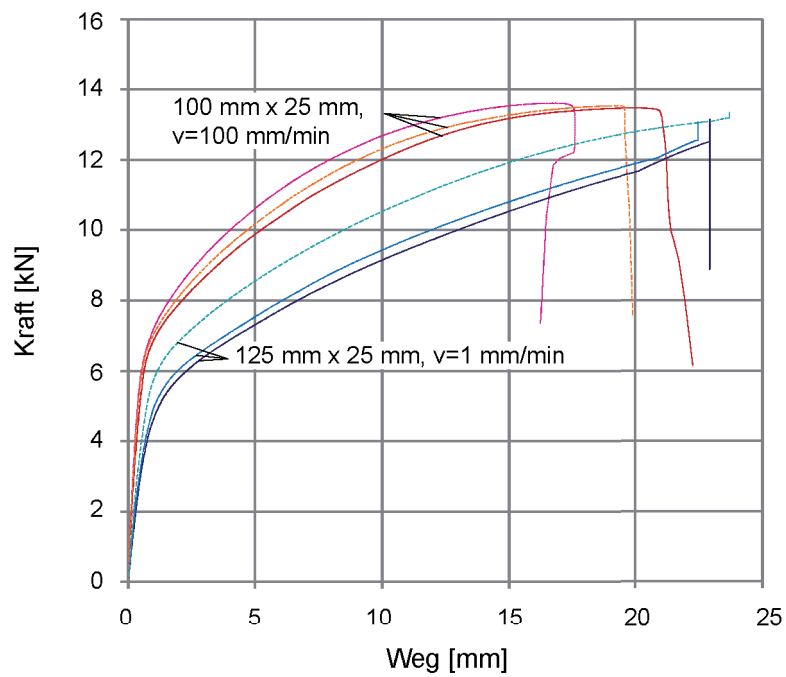


Abbildung 4.48: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche; Geometrie: 100 mm x 25 mm (Traversengeschwindigkeit: 100 mm/min) vs. 125 mm x 25 mm (Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min), 75 °C, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10

Tabelle 4.28 bis Tabelle 4.31 fassen weitere Versuchsparameter zusammen.

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M04_02	M04_02	M04_01r	gemittelt
Wegaufnehmerabstand [mm]	20	20	20	20
Einbindetiefe [mm]	105	104	103	104

Tabelle 4.28: Klemmlänge der Auszugsversuche mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M04_02	M04_02	M04_01r	gemittelt
Potentiometerweg am Ende des quasi-linearen Bereichs [mm]	0,67	0,55	0,61	0,61
Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs [N]	6163,8	6138,3	6214,5	6172,2

Tabelle 4.29: Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M04_02	M04_02	M04_01r	gemittelt
Wegaufn.-geschwindigkeit [mm/s]	0,660	0,549	0,641	0,617
Bestimmtheitsmaß	0,991	0,987	0,993	

Tabelle 4.30: Potentiometerweggeschwindigkeit im quasi-linearen Bereich der Auszugsversuche mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min

75 °C				
Probekörperbezeichnung	M04_02	M04_02	M04_01r	
Potentiometerweg [mm]	0,85	1,74	0,46	
Kraft [N]	6625	8173	5395	

Tabelle 4.31: Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min

4.3.5 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

Die Ergebnisse der Auszugsversuche an der Standardgeometrie zeigen, dass insbesondere bei 23 °C und 40 °C hohe Kräfte über das Insert in das Verbundglas übertragen werden können. Die Steifigkeit des Systems nimmt mit steigender Temperatur ab. Der Verlust der anfänglichen Steifigkeit scheint bei allen Versuchen mit einer Ablösung (23 °C, 40 °C) bzw. einer Blasenbildung (75 °C) am Insertende einherzugehen. Während die Steigung der Kraft-Weg-Kurven wesentlich durch die Materialeigenschaften von SG bestimmt wird und somit bei Einhaltung der Laminationsvorschriften eine gewisse Allgemeingültigkeit aufweist⁴, ist das Ende des quasi-linearen Bereichs durch die Verbundqualität bestimmt und somit fertigungsabhängig. Insbesondere die Qualität der Reinigung vor dem Laminiervorgang kann die Hafteigenschaften von SG auf Metall verändern.

Die Auszugsversuche an Probekörpern, deren Insertgeometrie von der Standardgeometrie abweicht, lassen folgende Rückschlüsse auf das Tragverhalten zu: durch eine Auffächerung der Insertgeometrie (Kammgeometrie) setzt bei geringfügiger Steigerung der Anfangssteifigkeit die Blasenbildung am Insertende bei größeren Belastungsniveaus ein. Es ist deshalb davon auszugehen, dass bei der Kammgeometrie die Spannungen am Insertende bei gleicher Belastung geringer sind als bei der Standardgeometrie. Die Kammgeometrie ist somit eine der Standardgeometrie tragstrukturell überlegene Geometrie. Die Versuche an der 125 mm x 25 mm Geometrie haben gezeigt, dass über die gesamte Insertlänge das SG zum Lastabtrag aktiviert und somit die Steifigkeit der Verbindung im Vergleich zur Standardgeometrie gesteigert werden kann. Die Versuche an der 100 mm x 25 mm Geometrie zeigten, dass eine Erhöhung der Versuchsgeschwindigkeit zu einem steiferen Tragverhalten führt.

Die Abmessungen der Probekörper wurden vor Versuchsbeginn ermittelt und sind in Tabelle 4-32 dokumentiert. Bei den Probekörpern der 23 °C und 40 °C Versuchsserie betrugen die maximale Außermittigkeit 2 mm und die maximale Schiefstellung in Dicken- und in Breitenrichtung jeweils 0,5°. Die Probekörper der 75 °C Versuchsreihe wiesen eine maximale Außermittigkeit von 5 mm und eine maximale Schiefstellung in Breitenrichtung von 3°, in Dickenrichtung von 2° auf. Ein Einfluss der gemessenen Imperfektionen auf die Kraft-Weg-Kurve kann, innerhalb der durchgeführten Versuchsreihen, nicht festgestellt werden. Eine, über die Untersuchungen in dieser Arbeit hinausreichende, weiterführende Parameterstudie wäre notwendig, um den Einfluss der unterschiedlichen Imperfektionen auf das Tragverhalten zu untersuchen.

⁴ Es ist davon auszugehen, dass durch eine Veränderung der Abkühlrate am Ende des Laminiervorgangs die Kristallisationsgeschwindigkeit und somit die mechanischen Eigenschaften von SG beeinflusst werden können. Auch der Feuchtegehalt von SG kann das mechanische Verhalten verändern. Um diese Einflüsse auszuschließen, ist die im Laminationshandbuch [33] aufgeführte Abkühlrate von 3,3 °C/min und die maximale Folienfeuchte von 0,2 % einzuhalten.

23 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_23_1	Std_50_23_2	Std_50_23_3	Std_50_23_4
Außermittigkeit [mm]	2	-	-	1
Schiefstellung in Breitenrichtung [°]	-	-	-	-
Schiefstellung in Dickenrichtung [°]	0,5	-	-	-
Einbindetiefe [mm]	50	50	50	50
Abstand Wegaufnehmer [mm]	k.A.	32	32	32
40 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_40_1	Std_50_40_2	Std_50_40_3	
Außermittigkeit [mm]	-	0,5	1	
Schiefstellung in Breitenrichtung [°]	-	0,5	-	
Schiefstellung in Dickenrichtung [°]	-	-	-	
Einbindetiefe [mm]	50	49	50	
Abstand Wegaufnehmer [mm]	32	32	32	
75 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_75_1	Std_50_75_2	Std_50_75_3	Std_50_75_4
Außermittigkeit [mm]	-	-	1	5
Schiefstellung in Breitenrichtung [°]	-	-	2	3
Schiefstellung in Dickenrichtung [°]	2	-	-	-
Einbindetiefe [mm]	k.A.	56	54	52
Abstand Wegaufnehmer [mm]	20	20	20	20

Tabelle 4-32: Schiefstellung, Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Betrachtung des quasi-linearen Bereichs der Kraft-Weg-Kurven ab einer Verformung von 0,001 mm (23 °C, 40 °C) bzw. 0,01 mm (75 °C)

5 Experimentelle Untersuchungen unter Langzeitbelastung

Die verwendete Zwischenschicht, SentryGlas, ist wie bereits in Kapitel 2 erläutert, den Ionomeren zuzuordnen und weist ein visko-elastisches mechanisches Materialverhalten auf. Neben der aufgeführten dynamisch mechanischen Analyse belegen dies auch die am ILEK durchgeführten Material- und Auszugsversuche.

Die Belastungsdauer bei den Kurzzeitversuchen variiert infolge der Probekörperabmessungen, der Versuchstemperaturen und der Prüfgeschwindigkeit. Sie beträgt jedoch stets weniger als eine Stunde. Während der Versuche variiert zudem die Belastung aufgrund der weggesteuerten Versuchsdurchführung. Die Kurzzeitversuche eignen sich daher zur Beurteilung des Verhaltens der Verbindung unter Lasteneinwirkungen von kurzer Dauer (z.B. Windlasten).

Zur Beurteilung der Verbindung unter lang anhaltenden Lastenwirkungen (z.B. Eigengewicht) ist die Durchführung von Langzeitversuchen erforderlich. Im Gegensatz zu den Auszugsversuchen unter kurzzeitiger Belastung erfolgt im Rahmen dieses Forschungsvorhabens keine Simulation des Tragverhaltens unter Berücksichtigung der Langzeitwirkungen wie Kriechen und Relaxation. Vielmehr dienen die Versuche der Erfassung des Gesamttragverhaltens des untersuchten Verbindungsmittels und die Veränderung dessen über die Zeit. Die Durchführung von Langzeitversuchen an Materialproben ist somit nicht notwendig. Die verwendeten Versuchskörper sind im Aufbau identisch mit den Standardprobekörpern der Auszugsversuche.

Die Untersuchungen unter Langzeitbelastung werden an drei Versuchsreihen à 9 Probekörpern in einer Klimakammer unter verschiedenen Temperaturen bzw. Temperaturzyklen und Belastungsniveaus über eine Gesamtdauer von mehreren 1.000 Stunden ausgeführt. In den folgenden Abschnitten werden die Rahmenbedingungen und das Versuchsprogramm erläutert, die Versuchsdurchführung dokumentiert und die Ergebnisse aus- und bewertet.

5.1 Festlegung der Randbedingungen und Versuchsprogramm

5.1.1 Versuchstemperatur

Für die Langzeitversuche sind die gleichen Temperaturbereiche wie für die Kurzzeitversuche von Interesse, d.h. Raumtemperatur (ca. 23 °C), 40 °C und 75 °C. Insgesamt drei Versuchsreihen sollen Aufschluss über das Langzeitverhalten der Verbindung geben.

Erste Versuchsreihe

Das Langzeitverhalten der Verbindung ist maßgeblich von der Viskosität der polymeren Zwischenschicht abhängig. Die Viskosität ist wiederum zeit- und temperaturabhängig. Eine Erhöhung der Temperatur führt bei Polymeren zu einer geringeren Viskosität und zu einer Beschleunigung der Umlagerungsprozesse auf molekularer Ebene. Somit ist davon auszugehen, dass bei Versuchen mit einer Umgebungstemperatur von 75 °C⁵ die zu erwartenden Kriech- und Relaxationseffekte im Vergleich zu niedrigeren Versuchstemperaturen innerhalb kürzerer Zeit zu beobachten sind.

Die erste und umfassendste Versuchsreihe wird daher unter einer Versuchstemperatur von $T = 75\text{ °C}$ durchgeführt.

Die erste Phase der Versuchsreihe, welche der Ermittlung des Kriechverhaltens der Verbindung unter konstanter Belastung dient, verläuft unter konstanten Rahmenbedingungen. Nach Erreichen eines stationären Zustands der Temperatur der Probekörper, erfolgt die Erstbelastung bei $T=75\text{ °C}$.

⁵ $T = 75\text{ °C}$ ist die obere Grenztemperatur für Anwendungen im Fassadenbereich

Neben dem Langzeitverhalten unter konstanten Bedingungen sind auch Variationen der Temperatur und der Belastungssituation von besonderem Interesse. Infolge einer Temperaturveränderung sind Veränderungen der gemessenen Verformung zu erwarten, welche einerseits aus den unterschiedlichen Temperatúrausdehnungskoeffizienten der Fügepartner, andererseits aus der Veränderung des Thermoplasts durch das Durchlaufen des Glasübergangsbereichs resultieren können. Ebenfalls interessant ist, inwieweit sich die Veränderung der Temperatur und damit die Belastungshistorie auf das Kriechverhalten auswirkt.

Zur Erfassung dieser Effekte wird die erste Versuchsreihe in der zweiten Phase, im direkten Anschluss an die unter konstanten Randbedingungen durchgeführten Langzeitversuche, mit Temperaturzyklen beaufschlagt. Die Belastung der Probekörper bleibt, sowohl für den Übergang von Phase 1 zu Phase 2, als auch während des Durchlaufens der Temperaturzyklen konstant. Die Temperatur der Heizkammer wird innerhalb eines Zyklus von $T = 75\text{ °C}$ auf $T = 23\text{ °C}$ kontrolliert reduziert und danach wieder auf $T = 75\text{ °C}$ kontrolliert erhöht.

Im Anschluss an die zweite Phase erfolgt eine weitere Variation der Randbedingungen. Denn neben den bereits beschriebenen Effekten, ist das Rückstellverhalten der Verbindung (elastischer Anteil, viskoseelastischer Anteil) zu beurteilen. Das Rückstellverhalten ist ebenso wie das Deformationsverhalten bei thermoplastischen Kunststoffen temperaturabhängig.

Zur Beurteilung des Rückstellverhaltens erfolgt nach erneuter Reduktion der Probekörpertemperatur auf $T=23\text{ °C}$, im direkten Anschluss an Phase 2, zuerst die Entlastung der Probekörper und danach eine Temperaturerhöhung auf 75 °C .

In den letzten beiden Phasen der ersten Versuchsreihe wird die Temperatur noch einmal bis $T= 23\text{ °C}$ reduziert und dann wieder auf $T=75\text{ °C}$ erhöht. Die Wiederbelastung der Probekörper unter $T= 75\text{ °C}$ gibt Hinweise über das Verformungsverhaltens bei zyklischen Langzeitbelastungen.

In der folgenden Abbildung ist der Versuchsablauf schematisch in chronologischer Reihenfolge dargestellt.

Ablaufschema Versuchsreihe 1

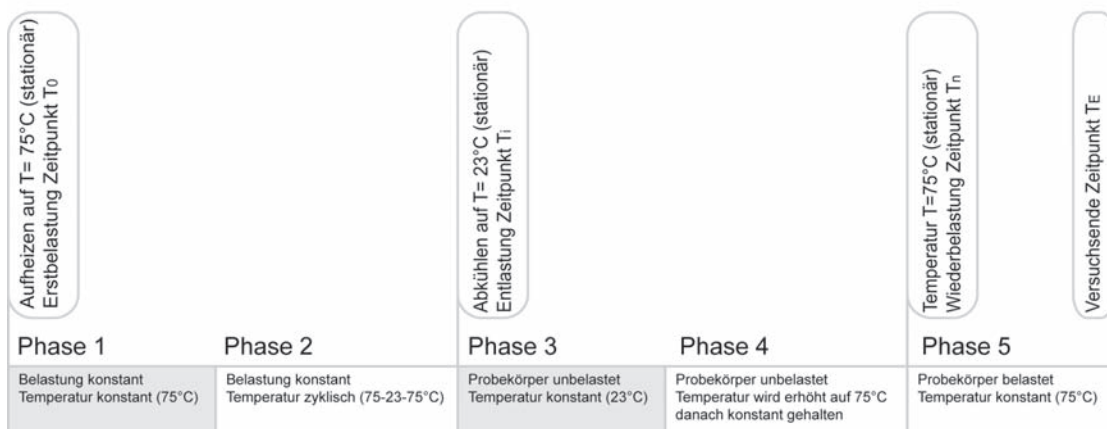


Abbildung 5-1: Ablaufschema Versuchsreihe 1

Zweite und dritte Versuchsreihe

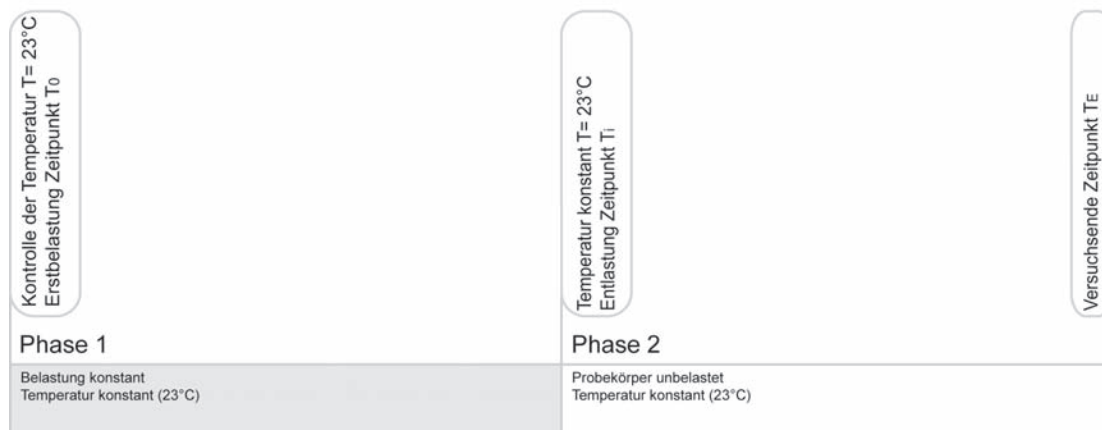
Während der ersten Versuchsreihe wird das Belastungsniveau auf die maximale Versuchstemperatur von $T=75\text{ °C}$ ausgelegt. Wie bereits aus den Zug- und Auszugsversuchen unter kurzzeitiger Belastung bekannt ist, liegt das Schubmodul und die Zugfestigkeit bei 23 °C und 40 °C deutlich über den Werten bei 75 °C . Aufgrund dieser großen Unterschiede der mechanischen Kennwerte führt eine Auslegung auf die Maximaltemperatur zu sehr geringen Deformationen, die bei der verwendeten Messtechnik im Bereich der Auflösung liegen.

Folglich müssen bei niedrigeren Temperaturen die Belastungen erhöht und oder die geometrischen Abmessungen gegenüber den Versuchen bei 75 °C verändert werden.

Die Versuchsreihen 2 und 3 haben gegenüber der Versuchsreihe 1 veränderte Abmessungen bei gleicher Belastung. Aufgrund der zu erwartenden sehr geringen Verformungen können für beide Versuchsreihen die gleichen Probekörper verwendet werden.

Die Versuchsreihe 2 wird unter konstanten 23 °C, die Versuchsreihe 3 unter konstanten 40 °C durchgeführt. Der Versuchsablauf der Versuchsreihen unterscheidet sich nur durch die Versuchstemperatur. Beide Versuchsreihen dienen vornehmlich der Verifikation der Annahme, dass die Kriechverformungen unter den Temperaturen 23° und 40 °C gegenüber den auftretenden Verformungen bei T=75 °C vernachlässigbar sind.

Ablaufschema Versuchsreihe 2



Ablaufschema Versuchsreihe 3

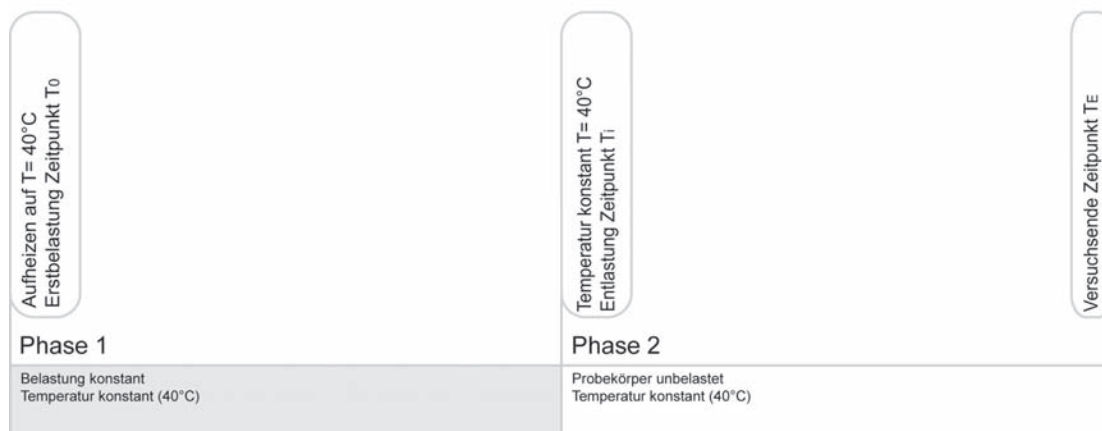


Abbildung 5-2: Ablaufschema Versuchsreihen 2 und 3

5.1.2 Raumfeuchte

Das Materialverhalten von SentryGlas ist in einem nicht unerheblichen Maße, neben der Temperatur und Versuchsgeschwindigkeit, auch von der relativen Umgebungsfeuchte abhängig. Der Einfluss der Umgebungsfeuchte ist jedoch maßgeblich von dem Verhältnis der direkt mit Feuchtigkeit beaufschlagten Oberfläche zum Probekörpervolumen abhängig. Das in den laminierten Probekörpern als Zwischenschicht eingebracht SentryGlas wird ausschließlich an den Rändern der Verbundglasscheibe mit Feuchte beaufschlagt. Da die Schichtdicke im Verhältnis zur Länge und Breite der Scheibe sehr gering ist, ist der Einfluss der relativen Raumfeuchte auf das Versuchsergebnis vernachlässigbar.

Die Raumfeuchte wird daher messtechnisch nicht erfasst.

Generell ist jedoch darauf hinzuweisen, dass sich die Heizkammer in einem Kellergeschoß mit relativ konstanter Temperatur und relativen Luftfeuchte befindet und es zu im Versuchszeitraum zu keinen großen Schwankungen kommt.

5.1.3 Versuchskörpergeometrie für die Langzeitversuche

Die Langzeitversuche dienen der Erfassung des Langzeitverhaltens der in diesem Forschungsvorhaben untersuchten Verbindung. Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit der Langzeitversuche mit den Kurzzeitversuchen, werden die gleichen Probekörper wie für die Kurzzeitversuche verwendet. Die erste Versuchsreihe, welche vornehmlich unter einer Umgebungstemperatur von 75 °C durchgeführt werden, weisen folgend Schichtaufbau auf:

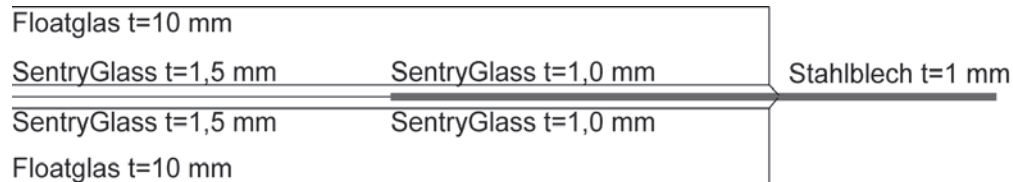


Abbildung 5-3: Schichtaufbau Versuchskörper Versuchsreihe 1

Die Versuchsreihen 2 und 3 werden unter 23 °C und 40 °C durchgeführt. Aufgrund der hohen Steifigkeit des SG in diesem Temperaturbereich sind die Probekörper mit einer erhöhten Zwischenschichtdicke (13,68 mm), einer größeren Insertdicke (4,6 mm) und höheren Materialgüte des Inserts (S 700) ausgeführt. Durch die Erhöhung der Schichtdicke sind bei gleicher Spannung und somit gleichem Scherwinkel γ , größere Verformungen an der Austrittsstelle des Inserts zu messen. Zur Vermeidung von frühzeitigem Stahlfließen wurde bereits für die Kurzzeitauszugsversuche die Stahlgüte erhöht. Genaue Angaben zur Dimensionierung und Auslegung der Probekörper in Kapitel 4.3.

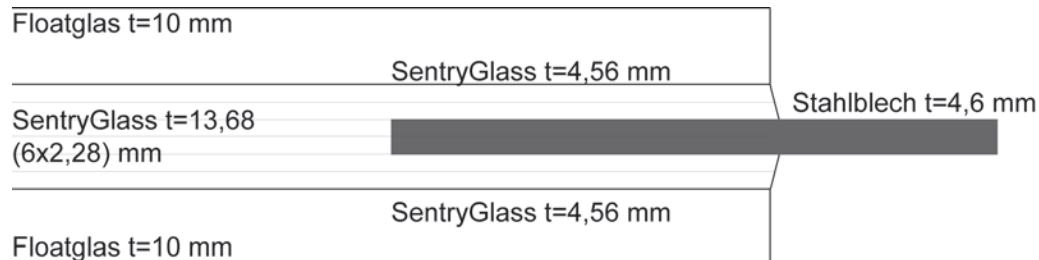


Abbildung 5-4: Schichtaufbau Versuchskörper Versuchsreihe 2 und 3

Neben dem Schichtaufbau des Verbundglases und der Dicke der verwendeten Inserts sind die äußeren Abmessungen der Versuchskörper, die Lage, die Breite und die Einbindetiefe des Inserts bei den drei Versuchsreihen identisch. Die genauen Maße sind in Abbildung 5-5 dargestellt. Damit sich bei den Langzeitversuchen die gleiche Spannungsverteilung in der Glasscheibe und der Zwischenschicht wie bei den Auszugsversuchen einstellt, sind Abstand und Breite der Lagerung in Anlehnung an die Kurzzeitversuche ausgeführt.

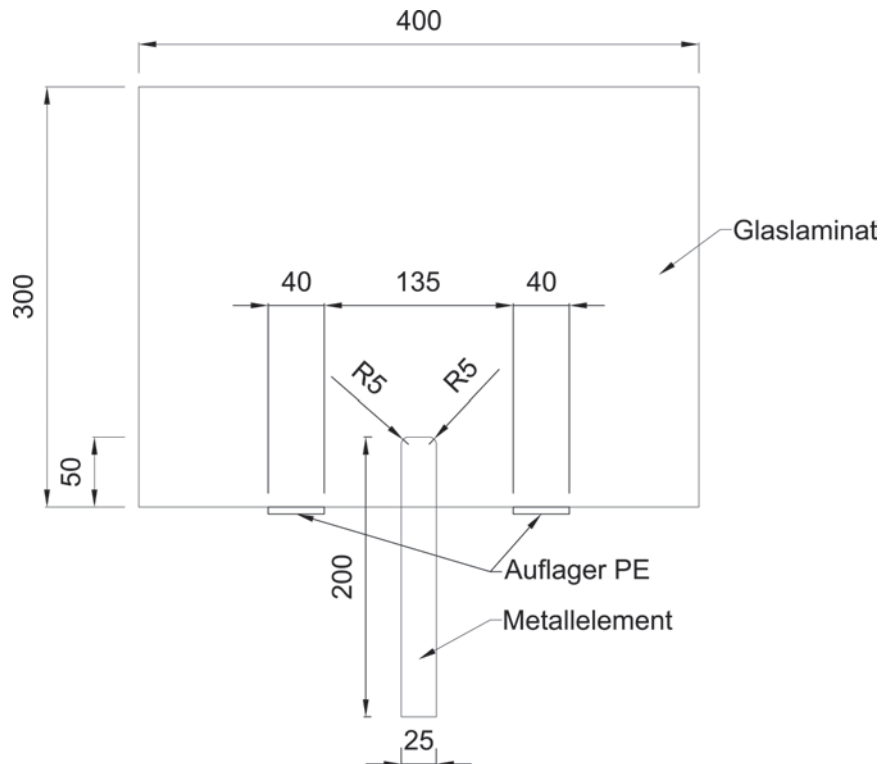


Abbildung 5-5: Ansicht der Versuchskörper Langzeitversuche

Die Versuchskörperherstellung übernimmt einer der Kooperationspartner, die Fa. Sedak. Die dort durchgeführte industrielle Fertigung mit entsprechender Qualitätssicherung führt zu einer Minimierung der Herstellungsfehler, z.B. Delamination oder Lufteinschlüssen.

5.1.4 Belastung

Für die Erstellung von Isochronen-Spannungs-Dehnungs-Kurven gemäß [34], müssen die Versuchsreihen unter mindestens drei verschiedenen Belastungen und damit drei verschiedene Spannungsniveaus durchgeführt werden. Eine Mindestanzahl von $n=5$ Versuchskörper je Beanspruchungssituation, kann aufgrund der räumlichen Gegebenheiten der Heizkammer nicht ausgeführt werden. Eine Reduktion der Prüfkörperanzahl führt zwar zu einer geringen statistischen Sicherheit der Ergebnisse, ist jedoch im Rahmen der hier durchgeführten Versuche unkritisch. Drei Versuchskörper je Beanspruchungsrichtung ermöglichen im Falle großer Streuung das Feststellen von Tendenzen, daher kommen $n=3$ Versuchskörper je Belastungsniveau zur Ausführung.

Die überschlägige Ermittlung der in der Zwischenschicht (SentryGlas) auftretenden Schubspannung erfolgt ingenieurmäßig. Unter den Annahmen, dass die Insertoberfläche der Schubfläche entspricht und die Schubspannung konstant über die Schubfläche verteilt ist, ergibt sich die Schubspannung nach folgender Formel:

$$\tau = \frac{F}{A_v} \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]; \text{ mit } F = \text{wirkende Kraft [N]}; A_v = \text{Schubfläche [mm}^2\text{]}$$

Die Belastungen der Versuchskörper der ersten Versuchsreihe werden anhand der Ergebnisse der Kurzzeitversuche festgelegt. Die Abbildung 5-6 zeigt den Anfangsbereich der Kraft-Weg-Verläufe von insgesamt vier Auszugsversuchen mit Standardinserts (Temperatur $T = 75^\circ\text{C}$; Traversengeschwindigkeit $v = 1 \text{ mm/min}$).

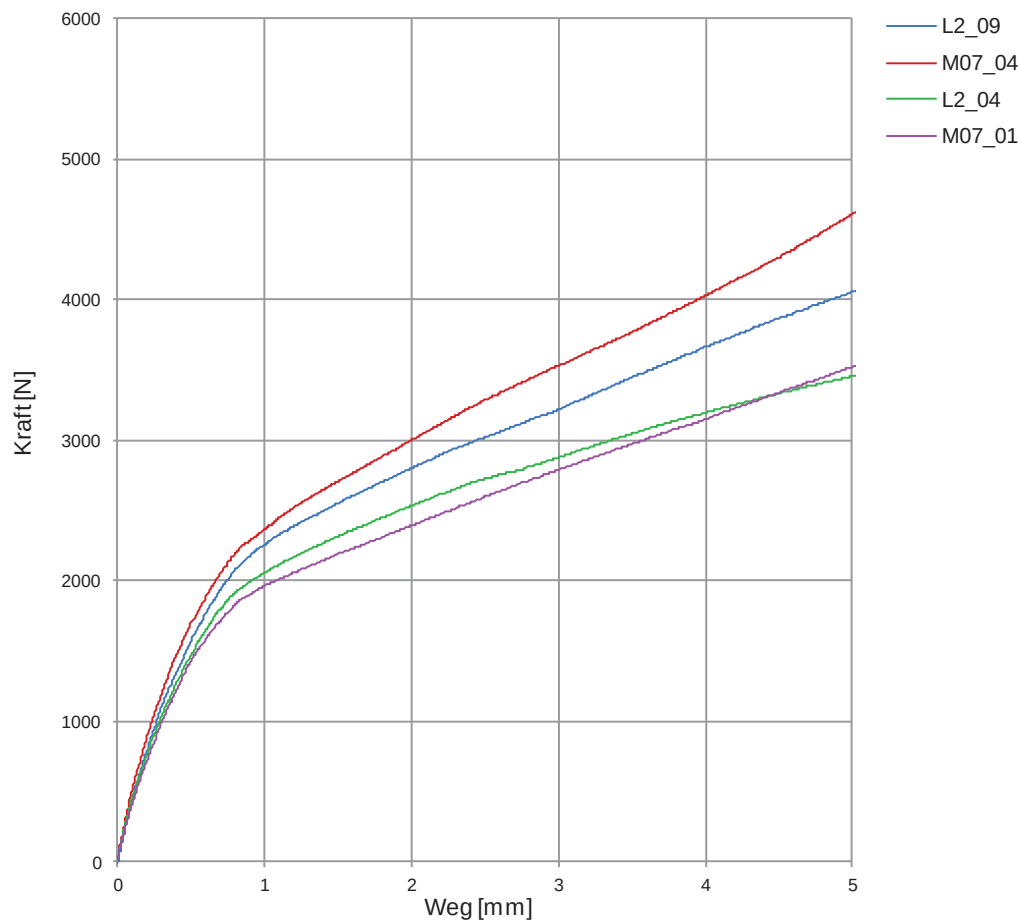


Abbildung 5-6: Kraft - Weg- Diagramm der Auszugsversuche mit Standardinserts
($T = 75\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $v = 1\text{ mm/min}$)

Der Kraft-Weg-Verlauf im dargestellten Bereich ist quasi bilinear. Der Übergang der beiden Steifigkeitsbereiche befindet sich bei ca. 2000 N und einer Verformung an der Austrittsstelle des Inserts von ca. 0,65 mm. Die Höhe der Belastung wird so gewählt, dass die drei verschiedenen Belastungsniveaus innerhalb des ersten linear ansteigenden Bereichs liegen.

Mit ausreichendem Abstand zur Übergangszone wird als maximale Belastung $F_{\max} = 1500\text{ N}$ festgelegt. Die Abstufung für die beiden weiteren Lasten erfolgt in 500 N Schritten.

Belastungen: $F_1 = 1500\text{ N}$; dazugehörige Schubspannung: $\tau_1 = 0,6\text{ N/mm}^2$
 $F_2 = 1000\text{ N}$ $\tau_2 = 0,4\text{ N/mm}^2$
 $F_3 = 500\text{ N}$ $\tau_3 = 0,2\text{ N/mm}^2$

Die gemäß Abbildung 5-6 zu erwartenden Anfangsverformungen liegen somit in einer Größenordnung, die messtechnisch gut erfassbar ist.

5.1.5 Versuchsdauer

Die DIN EN ISO 899: Kunststoffe - Bestimmung des Kriechverhaltens [34] macht keine Vorgaben zur Dauer der Langzeitversuchen.

Erste Versuchsreihe

Die hier untersuchten Verbindungselemente werden für einen Anwendung im Fassadenbereich konzipiert. Für die Festlegung der Versuchsdauer wird, wie bereits für die Festlegung der Prüftemperaturen, Bezug auf eine Studie des ZL (heute Teil des ILEK) genommen, bei welcher die Temperaturen in der Zwischenschicht von Verbundsicherheits scheiben in verschiedenen Konfigurationen für den Raum Stuttgart ermittelt wurden [35]. Aus dem Bericht zu dieser Studie sind die beiden folgenden Diagramme entnommen. Das erste der Diagramme zeigt das Temperaturprofil der Zwischenschicht eines typischen heißen Sommertags in Stuttgart. Die beiden Temperaturgrenzen 70 °C und 60 °C sind zur besseren Orientierung hervorgehoben. Das Diagramm zeigt, dass bei entsprechender Sonneneinstrahlung die Temperatur in der Zwischenschicht ca. 6,5 Stunden (11:30 bis 18:00 Uhr) über 60 °C und hiervon 3 Stunden (13:00 bis 16:00 Uhr) über 70 °C betragen kann.

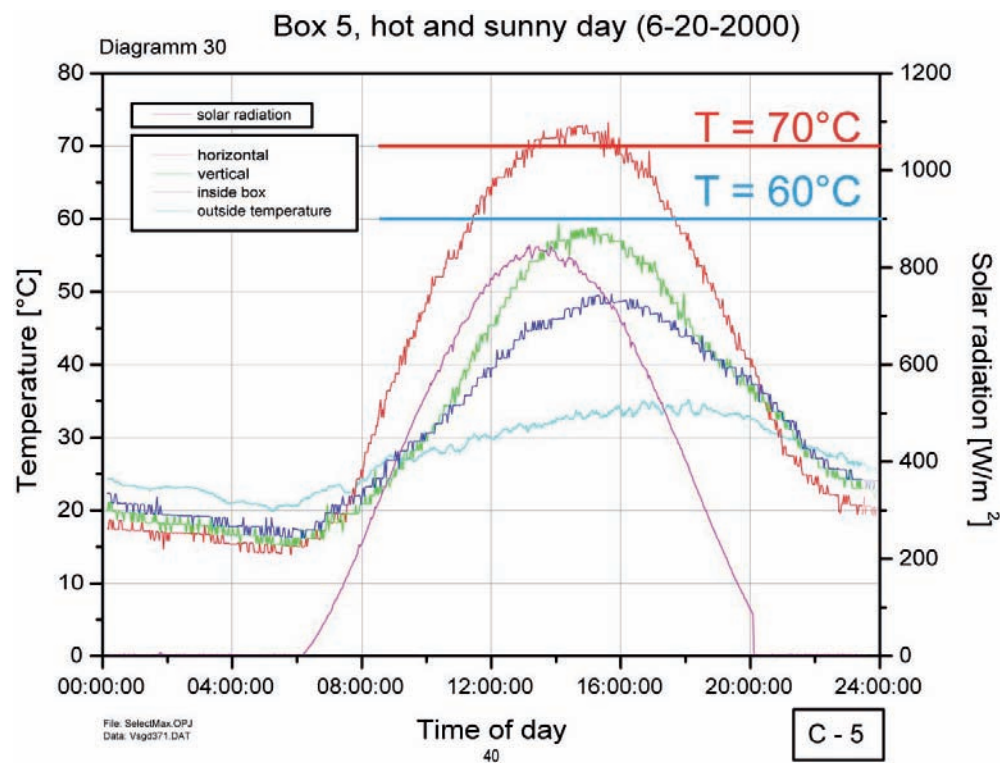


Abbildung 5-7: Temperaturprofil eines heißen Sommertages, gemessen in der Verbundsicht, entnommen aus [35] und ergänzt

Die nachfolgende Abbildung 5-8 zeigt den Verlauf der Tagesmaximaltemperaturen für den Studienzeitraum von August 1999 bis August 2000. Zusätzlich sind die Temperaturgrenzen $T = 60\text{ °C}$ und $T = 70\text{ °C}$ hervorgehoben. Die Kreuze markieren die Tage, an denen die Tageshöchsttemperaturen diese Temperaturgrenzen überschritten haben. Folglich erreichten die Temperaturen in der Zwischenschicht im betrachteten Zeitraum an insgesamt 21 Tagen Temperaturen über 60 °C und davon an zwei Tagen Temperaturen über 70 °C.

Gemäß dieser Daten kann davon ausgegangen werden, dass innerhalb eines Jahres die Temperatur in der Zwischenschicht für insgesamt $21 \times 6,5\text{ h} = 136,5\text{ h}$ über 60 °C und hiervon ca. $2 \times 3\text{ h} = 6\text{ h}$ über 70 °C beträgt.

Diese Berechnung ist statistisch nicht valide, dient jedoch als Anhaltspunkt für die Festlegung der Versuchszeiträume.

Ausgehend von der Annahme eines linear-viskoelastischen Materialverhaltens und der daraus resultierenden Möglichkeit zur Superposition, können mehrere Jahre über mehrere hundert Versuchsstunden erfasst werden. Auf der sicheren Seite liegend werden die in [35] gemessene Zeitspannen der Temperaturen über $T=60^\circ$ als Grundlage für die Versuche bei $T=75^\circ\text{C}$ herangezogen. Folglich entsprechen fünf Jahre Belastungsdauer einer Versuchsdauer von ca. 680 h.

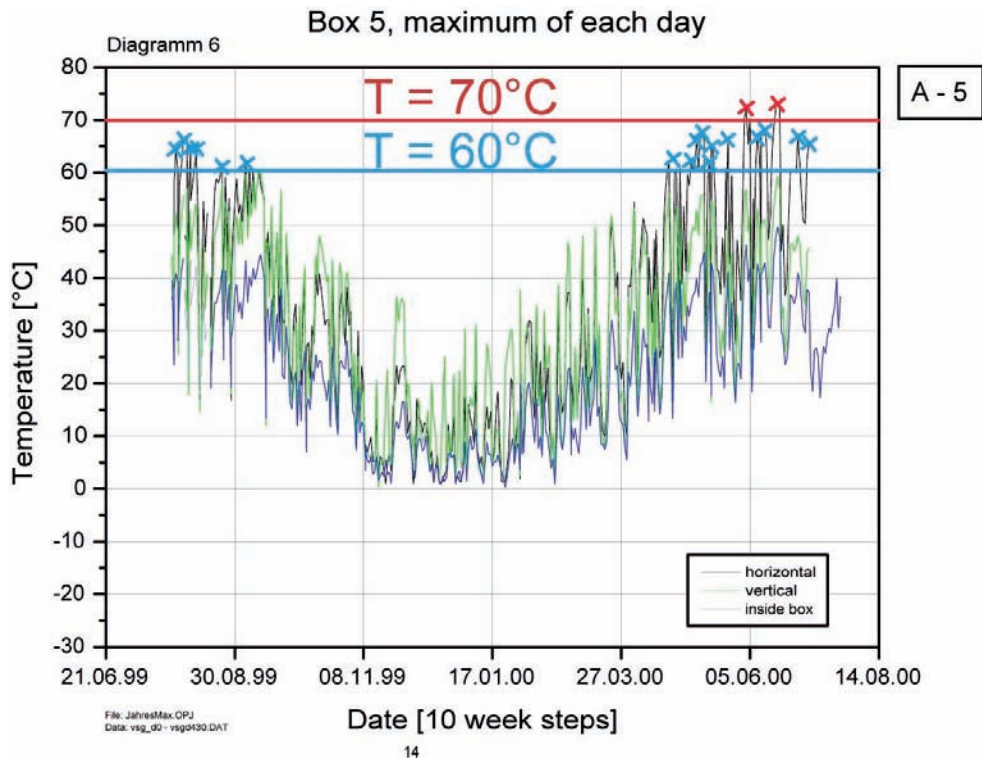


Abbildung 5-8: Tagesmaximaltemperaturen in der Zwischenschicht von VSG, entnommen aus [35] und ergänzt

Für die erste Phase der ersten Versuchsreihe, also der Ermittlung der Kriecheigenschaften unter konstanten Rahmenbedingungen, wird eine Versuchsdauer von ca. 1000h (ca. 7 Jahre) festgelegt.

Die zweite Phase der ersten Versuchsreihe, die zyklische Variation der Raumtemperatur im Bereich von 75°C - 23°C - 75°C , erfolgt in gleich großen Zeitintervallen. Ein Intervall entspricht ca. sieben Tagen, also 168 h. Diese Zeitspanne ist ausreichend für die Abkühlung der Klimakammer einerseits und die Aufzeichnung der Verformung bei stationären Temperaturen andererseits.

In der dritten Phase sind die Versuchskörper unbelastet und die Temperatur der Probekörper beträgt ca. 23°C . Anhand dieser Phase soll das Rückstellverhalten der Verbindung untersucht werden. In Anbetracht der Tatsache, dass der technische Ablauf von Aufheizen, Aufbringung einer Beanspruchung, Abkühlung und Entlastung, wie sie in den vorherigen Phasen 1 und 2 stattfinden, dem üblichen Ablauf des Laminationsprozesses entspricht, sind nur geringfügige Verformungen zu erwarten. Darüber hinaus ist die Viskosität des Materials bei Raumtemperatur sehr hoch. Damit die geringen und langsam stattfindenden Rückverformungen entsprechend erfasst werden können, wird ein Beobachtungszeitraum von mehr als 500 h festgelegt.

Deutlich größere Rückverformungen sind im Falle erneuter Energiezufuhr in Form von Wärme, also dem erneuten Aufheizen der Versuchskörper, zu erwarten. In Phase 4 findet ein erneutes Aufheizen der unbelasteten Probekörper statt. Es ist davon auszugehen, dass sich die eingprägten Deformationen aufgrund der Viskosität des Materials zeitabhängig verändern. Eine Zeitspanne von mind. 500 h wird auch hier für sinnvoll erachtet.

In der letzten Phase, Phase 5, erfolgt die Wiederbelastung der Versuchskörper. Hierbei soll untersucht werden, welche Auswirkungen eine zyklische Belastung auf das Verformungsverhalten hat. Wie bei den vorherigen Phasen wird ein Beobachtungszeitraum von ca. 500 h für angemessen angesehen.

Zweite und dritte Versuchsreihe (23 °C| 40 °C)

Während der zyklischen Temperaturwechsel kann an das Verhalten des Materials bzw. der Verbindung unter einer Umgebungstemperatur von $T = 23\text{ °C}$ für jeweils ca. sechs Tage beobachtet werden. Dieser Beobachtungszeitraum ist für den direkten Vergleich mit dem Verformungsverhalten bei $T=75\text{ °C}$ ausreichend, für eine Erfassung des Kriechverhaltens allerdings zu kurz. Darüber hinaus sind die zu erwartenden Verformungen bei $T = 23\text{ °C}$ aufgrund des Schichtaufbaus der Probekörper für eine exakte Erfassung zu gering. Wie bereits in Kapitel 5.1.3 aufgeführt, erfolgen die Versuchsreihen 2 und 3 an Probekörpern mit angepasstem Schichtaufbau.

Für beide Versuchsreihen sollten zur Vergleichbarkeit mit der ersten Versuchsreihe je eine Versuchsdauer von 1000h ausgeführt werden. Da beide Versuchsreihen nur der Ergänzung und der Verifikation der Versuchsergebnisse der ersten Versuchsreihe dienen, wird die Versuchsreihe für 500 h vorgesehen.

5.2 Versuchsdurchführung

5.2.1 Versuchsaufbau

Jede Versuchsreihe der Langzeitversuche besteht aus neun Versuchskörpern (drei verschiedene Belastungen und jeweils drei Glasscheiben für jede Belastung). Eine unbelastete Referenzprobe ergänzt jede Versuchsreihe, so dass ein Satz aus zehn Versuchskörpern besteht.

Für die Durchführung der Langzeitversuche wurde eigens eine Halterungskonstruktion am ILEK entworfen, bemessen und gebaut, die nun zum Einsatz kommt. Die Gesamtkonstruktion besteht aus zehn baugleichen Rahmenkonstruktionen aus Stahlhohlprofilen (60x60x4), die auf vier quadratischen Hohlprofilen befestigt und somit miteinander verbunden sind. Die folgende Abbildung 5-9 zeigt einen dieser Stahlrahmen. Die Glasscheiben sind in einem Abstand von 175 mm auf PE- Platten aufgelagert. Eine Nut mit der Breite der Gesamtscheibendicke garantiert, dass die Scheiben mittig eingebaut sind und seitlich nicht ausweichen können. Die PE-Lager liegen auf einer Stahlplatte, die wiederum mit Gewindestangen höhenverstellbar an den Rahmenriegel angehängt sind.

Die Lastaufbringung erfolgt über Ballastkörper aus Stahl. Zur Reduktion der notwendigen Ballastmasse wird das Seil, welches mit dem Ballastkörper verbunden ist, über eine am Insert befindliche Umlenkrolle geführt und mit dem Rahmen verbunden. Diese einfache Umlenkung reduziert die Ballastmasse um 50 Prozent, so dass die Maximallast von 1,5 kN mit drei Ballastkörpern à 25 kg aufgebracht werden kann. Die Umlenkrolle ist frei drehbar gelagert. Diese Lagerung ist wiederum mit einer Klemmvorrichtung an das Insert geklemmt. Die Querpressung für die Klemmung wird mittels vorgespannter Schrauben aufgebracht.

Im Querriegel des Rahmens ist ein Langloch in Längsrichtung des Riegels vorgesehen, so dass der Ballastkörper frei hängt. Somit ist bei zentrischem Einbau eine zentrische Belastung der Probekörper gewährleistet.

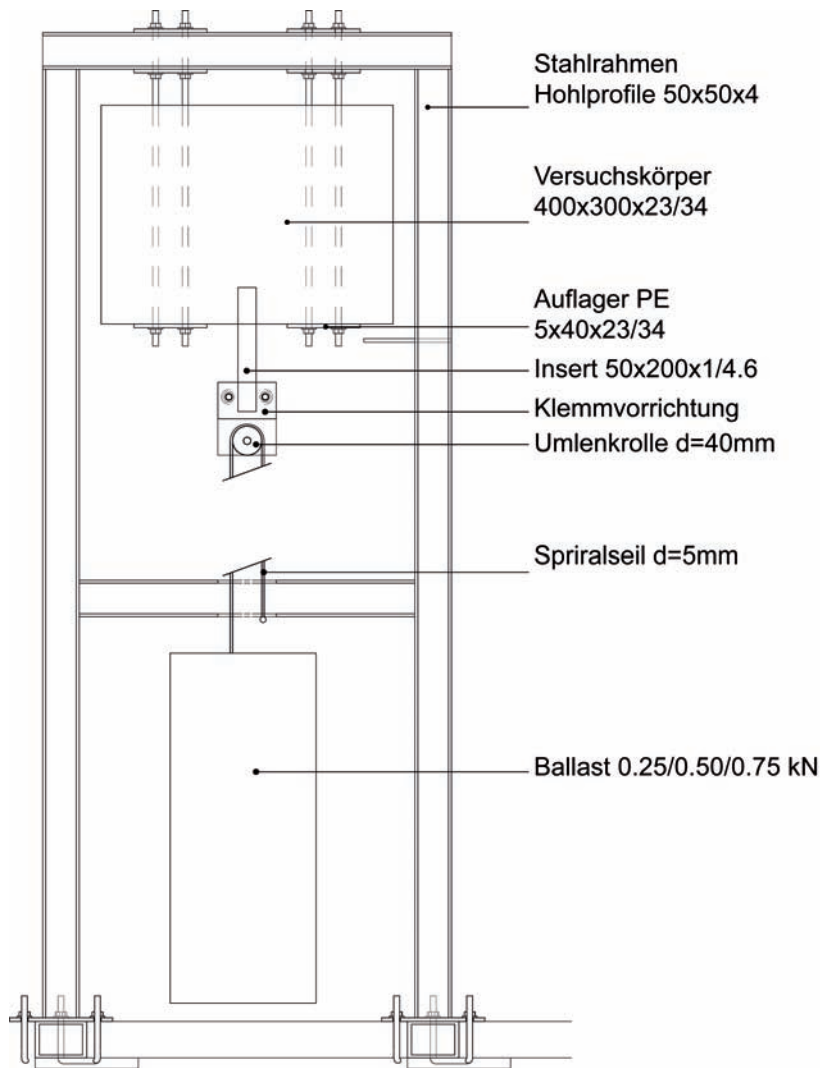


Abbildung 5-9: Stahlrahmen als Halterung für die Langzeitversuche

In der nachfolgenden Abbildung 5-10 ist die Anordnung der zehn Rahmen im Grundriss dargestellt. Die Rahmen sind gleichmäßig entlang zweier Achsen verteilt. Alle Rahmen sind im Grundriss um 45° gegenüber der Horizontalen zur Raummitte hin gedreht. So ist eine einfache visuelle Kontrolle in der Heizkammer möglich. Durch den vorhandenen Abstand der Ballastkörper zueinander (300 mm), sind auch beim vollständigen Herausziehen oder anderweitigem Versagen eines Probekörpers, der Kontakt und damit die Einflussnahme der Versuchskörper untereinander ausgeschlossen.

Die Aufbringung des Ballasts erfolgt je über eine manuell gesteuerte mechanische Hebeplattform für jede Reihe. Die Ballastkörper sind aufgrund der unterschiedlichen Anzahl an Ballastkörpern unterschiedlich hoch, die Seillänge der Aufhängung ist an die Ballasthöhe angepasst. Die Ballastkörper lagern auf der Hebevorrichtung und werden gleichzeitig abgelassen, so dass sich ein vernachlässigbarer zeitlicher Versatz der Belastung ergibt. Darüber hinaus muss die Lastaufbringung reihenweise erfolgen, woraus sich ein zeitlicher Versatz der Be- bzw. Entlastung von weniger als einer Minute ergibt.

5.2.2 Verwendete Versuchskörper für die Langzeitversuche

Alle Versuchskörper erhalten werksseitig bei der Herstellung eine Bezeichnung, die für die weitere Beschreibung und Versuchsauswertung der Identifizierung dient. Alle für die Versuche verwendeten Probekörper werden vor dem Einbau hinsichtlich Abweichung von der Sollgeometrie untersucht und bei großen Abweichungen aussortiert. Die Versuchskörper wurden auf folgende Parameter hin geprüft:

- Zentrische Lage des Inserts bzgl. der Probekörperbreite und -dicke
- Verdrehung des Inserts um die Insertlängsachse und die Insertnormale
- Einbindetiefe des Inserts (Sollwert 50 mm)
- Sichtbare Schädigungen (Glasbruch, Lufteinschlüsse, etc.)

Hinsichtlich der Einbindetiefe weisen die verwendete Probekörper nicht zu vernachlässigende Abweichungen gegenüber der Solleinbindetiefe auf. In den nachfolgenden Tabellen sind die Probekörper, die Belastung, die vorhandene Einbindetiefe und die gemäß Kapitel 5.1.4 ermittelten auftretenden Spannungen aufgeführt. Tabelle 5-1 enthält die Angaben für erste Versuchsreihe, die Tabelle 5-2 für die Versuchsreihe zwei und drei verwendeten Versuchskörper.

Bezeichnung	Belastung [N]	Einbindetiefe [mm]	Insertbreite [mm]	Spannungen [N/mm ²]
M07_05	500	53	25	0,189
M07_08	500	55	25	0,182
L01-I9	500	50,5	25	0,198
M07_03	1000	53	25	0,377
M07_09	1000	54	25	0,370
L02-10	1000	52	25	0,385
M07_02	1500	56	25	0,536
M07_06	1500	53	25	0,566
M07_10	1500	54	25	0,556

Tabelle 5-1: Übersicht der Probekörper und deren Belastung der ersten Versuchsreihe

Als Referenzprobekörper dient der Probekörper mit der Bezeichnung M 0707.

Bezeichnung	Belastung [N]	Einbindetiefe [mm]	Insertbreite [mm]	Spannungen [N/mm ²]
AZV_11	500	49,0	24,8	0,206
AZV_13	500	49,5	24,9	0,203
AZV_20	500	49,0	24,9	0,205
AZV_16	1000	49,0	24,8	0,411
AZV_18	1000	49,5	24,9	0,406
AZV_19	1000	49,0	24,9	0,410
AZV_12	1500	50	24,8	0,605
AZV_14	1500	49,5	24,9	0,608
AZV_17	1500	49,0	24,9	0,615

Tabelle 5-2: Übersicht der Probekörper und deren Belastung der zweiten und dritten Versuchsreihe

Als Referenzprobekörper dient der Probekörper mit der Bezeichnung AZV_15.

In den folgenden Abbildungen Abbildung 5-10 und Abbildung 5-11 sind jeweils die Verteilung der Probekörper im Raum, deren Bezeichnung und zugehörige Belastung für die Probekörper der drei Versuchsreihen dargestellt.

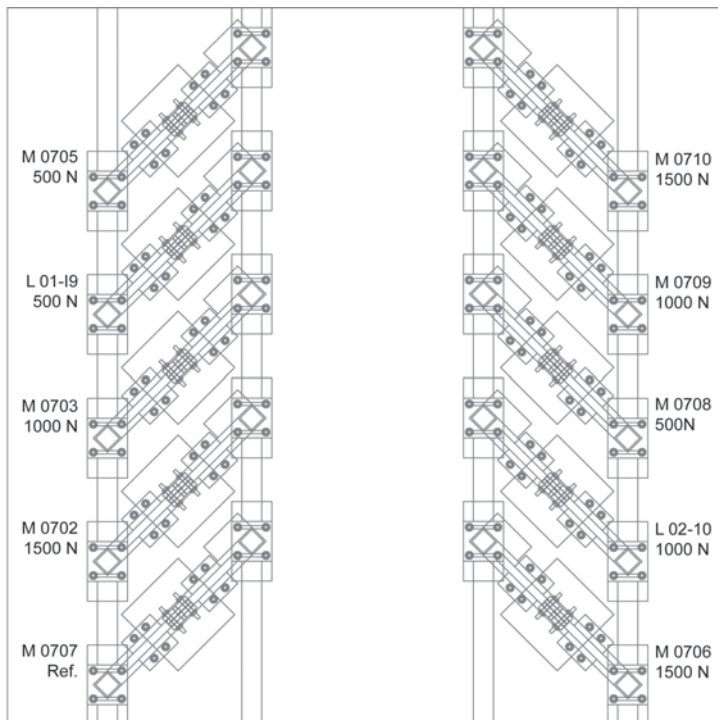


Abbildung 5-10: Übersicht Probekörperanordnung in der Heizkammer und zugehörige Belastung der ersten Versuchsreihe

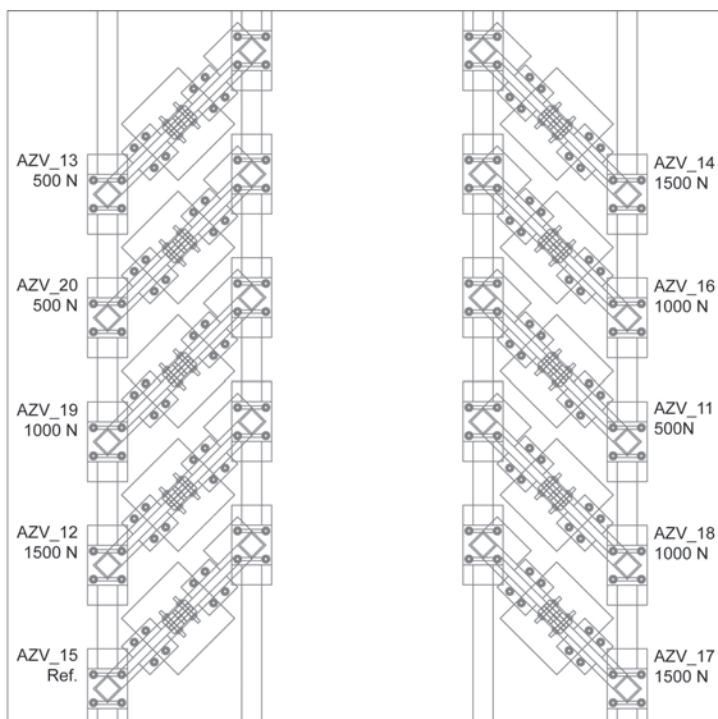


Abbildung 5-11: Übersicht Probekörperanordnung in der Heizkammer und zugehörige Belastung der zweiten und dritten Versuchsreihe

In der folgenden Grafik sind die Verteilung der verwendeten Wegaufnehmer und deren Zuordnung zu den Probekörpern der drei Versuchsreihen der Langzeitversuche dargestellt. Die zugehörigen Kalibrierungsfunktionen können der Tabelle 3-5 entnommen werden.

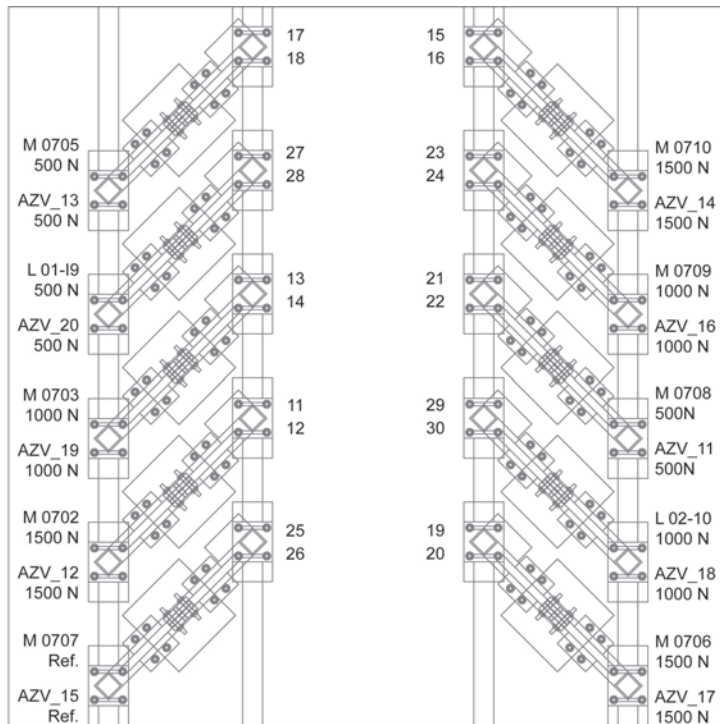


Abbildung 5-12: Übersicht der Wegaufnehmeranordnung für die drei Versuchsreihen der Langzeitversuche

5.3 Versuchsergebnisse

5.3.1 Erste Versuchsreihe (T=75 °C) Phase1

In der Phase 1 der ersten Versuchsreihe waren die Probekörper über eine Dauer von 1000 Stunden konstant den gleichen Bedingungen ausgesetzt. D.h. die Raumtemperatur betrug $T=75\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ und die Belastung war gemäß der in Tabelle 5-1 aufgeführten Lasten aufgebracht.

Das folgende Diagramm zeigt die Messdaten dieser ersten Phase in einem Weg-Zeit-Diagramm. Der Verlauf der Datenreihen stellt einen für Kriechversuche dieser Art typischen Verlauf dar. Die unterschiedlichen Belastungen und damit unterschiedlichen Spannungsniveaus sind deutlich voneinander durch die Höhe der Verformungen zu unterscheiden. Allerdings ist die Streuung der Ergebnisse vor allem bei den Probekörpern mit 1500 N (M07_02; M07_06; M07_20) und mit 1000 N (M07_03; M07_09; LO2-10) Belastung deutlich ablesbar.

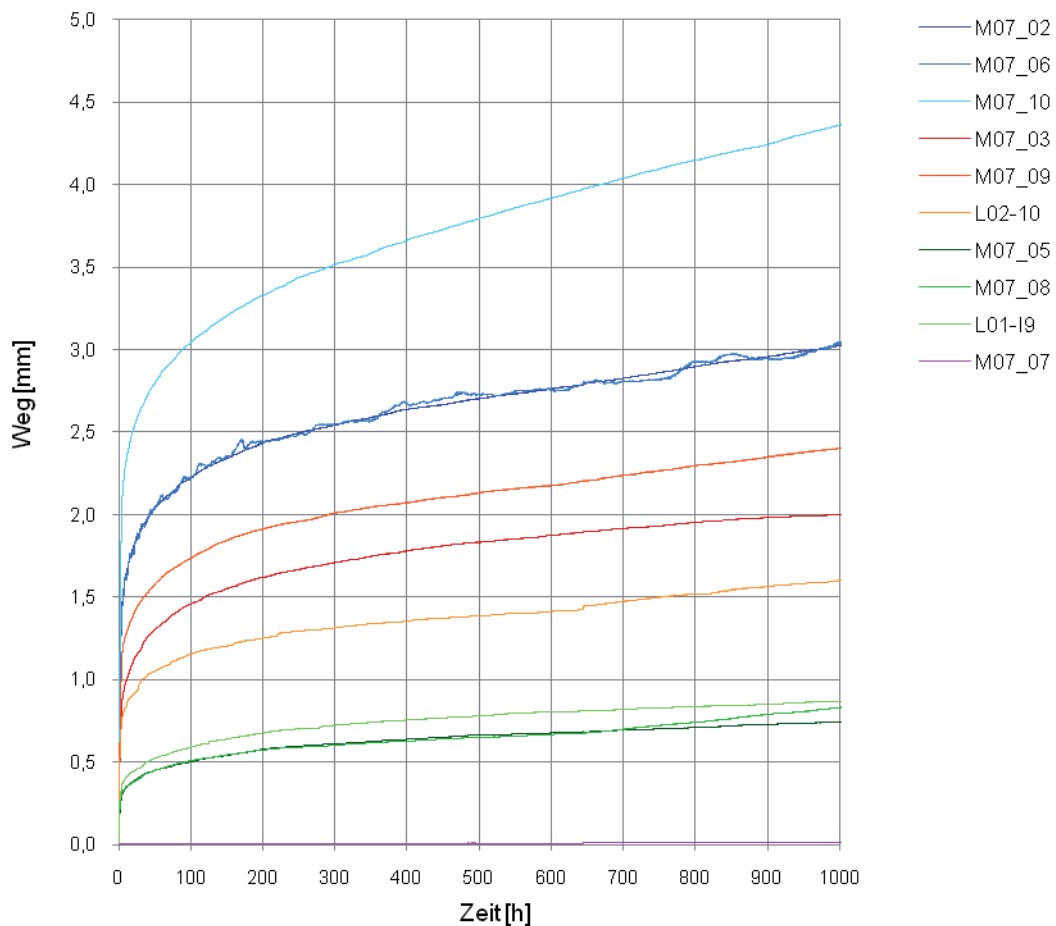


Abbildung 5-13: Weg-Zeit-Diagramm der Messergebnisse der ersten 1000 Stunden der ersten Versuchsreihe

Zur Bewertung der Streuungen werden die Daten der ersten Minuten nach der Belastung näher betrachtet. Die Abbildung 5-14 zeigt die Messdaten der ersten drei Minuten (= 0,05 Stunden). Es erfolgt ein Abgleich der Messdaten mit den Herstellerangaben zum Schubmodul, die in Tabelle 4-10 aufgeführt sind. Als Vergleich werden die Angaben und die Messdaten für eine Belastungsdauer von 1 min = $1/60\text{ h} = 0,0167\text{ h}$ (gestrichelte Linie im Abbildung 5-14), gewählt. Die zugehörigen Messdaten sind in Tabelle 5-3 aufgeführt.

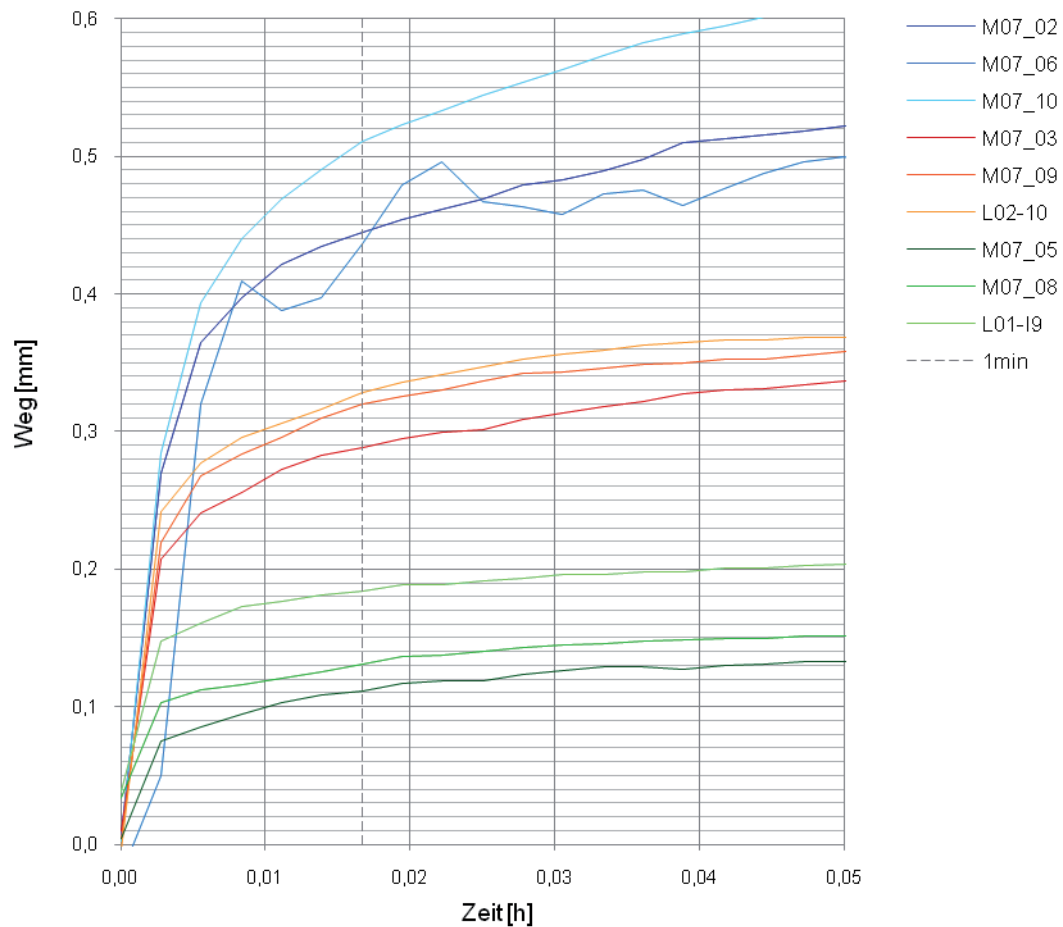


Abbildung 5-14: Weg-Zeit-Diagramm der Messdaten der ersten drei Minuten der ersten Versuchsreihe

Bezeichnung	M07_05	M07_08	L01-19	M07_03	M07_09	L02-10	M07_02	M07_06	M07_10
Verformung [mm]	0,111	0,131	0,184	0,288	0,32	0,328	0,445	0,436	0,511

Tabelle 5-3: Wertetabelle für eine Belastungsdauer von 1 min

Mit Hilfe der interpolierten Werte für den Schubmodul bei $T=75\text{ °C}$ (siehe Tabelle 4-12 in Kapitel 4.2.7) erfolgt eine Gegenüberstellung der rechnerischen Sollverformungen gegenüber den gemessenen Verformungen. Die Tabelle 5-4 zeigt die angesetzten Rechenparameter, die errechneten und die nach einer Minute gemessenen Werte.

Probekörper [-]	Belastung [N]	τ [N/mm ²]	G [N/mm ²]	γ [-]	t [mm]	u [mm]	u Messwerte [mm]
M07_05	500	0,189	1,266	0,149	1	0,149	0,111
M07_08	500	0,182	1,266	0,144	1	0,144	0,131
L01-19	500	0,198	1,266	0,156	1	0,156	0,184
M07_03	1000	0,377	1,266	0,298	1	0,298	0,288
M07_09	1000	0,370	1,266	0,292	1	0,292	0,320
L02-10	1000	0,385	1,266	0,304	1	0,304	0,328
M07_02	1500	0,536	1,266	0,423	1	0,423	0,445
M07_06	1500	0,566	1,266	0,447	1	0,447	0,436
M07_10	1500	0,556	1,266	0,439	1	0,439	0,511

Tabelle 5-4: Gegenüberstellung der errechneten mit den gemessenen Verformungen nach 1 min

Die durch die Abweichung der Einbindetiefe von der Sollgeometrie entstehenden Verformungsunterschiede sind im Vergleich zu den gemessenen Verformungsunterschieden gering.

So unterscheiden sich die rechnerischen Verformungen bei 500 N Belastung um maximal 0,012 mm, bei 1000 N um maximal 0,012 und bei 1500 N um maximal 0,024 mm.

Die Unterschiede der Messergebnisse betragen hingegen 0,073 mm, 0,040 mm und 0,075 mm innerhalb der einzelnen Lastgruppen und sind damit deutlich größer.

Somit sind die Differenzen der Anfangsverformungen nach einer Minute, die geringfügig durch Krieeffekte beeinflusst sind, nicht auf die unterschiedlichen Einbindetiefen zurückzuführen. Ausgehend von der These, dass durch das Fortschreiten des Kriechens der Einfluss der Ausgangsverformung abnimmt, können die geometrischen Unterschiede als Ursache ausgeschlossen werden.

Eine weitere mögliche Erklärung für die unterschiedlichen Verformungsverläufe bei gleicher Belastung, könnten Temperaturunterschiede innerhalb der Heizkammer sein. Diese Unterschiede sind zwar gering (siehe Kapitel 3.4.2), es besteht jedoch ein Temperaturgefälle. In Tabelle 5-5 sind die Temperaturen der einzelnen Probekörper gemäß Messung 1 aufgeführt. Infolge einer Temperaturerhöhung sind aufgrund der Reduktion des Schubmoduls größere Verformungen zu erwarten. In der letzten Zeile sind die infolge des Temperaturgefälles zu erwartenden Verformungsverläufe bzw. Probekörperzuordnung zum direkten Vergleich aufgeführt.

Belastung [N]	1500	1500	1500	1000	1000	1000	500	500	500
T-Sensor [°C]	1010	1002	1006	1009	1003	1007	1008	1005	1004
Messung 1 [°C]	75,9	74,7	74,1	75,9	74,8	74,8	75,5	75,4	75,2
Probekörper [°C]	M0710	M0702	M0706	M0709	M0703	L02-10	M0708	M0705	L01-19
Verformungsverlauf	M0710	M0706	M0702	M0709	M0703	L02-10	L01-19	M0708	M0705

Tabelle 5-5: Vergleich der Temperaturen in der Heizkammer und Verformungsverläufen der Probekörper

Für die hoch belasteten Probekörper scheint die Erklärung insofern zuzutreffen, dass die Temperaturdifferenz von M0710 zu M0702 und M0706 mit 1,2 K hoch ist und sich die Verformungen bei M0710 deutlich von den beiden anderen Probekörpern unterscheiden. Aber bereits bei den mit 1000 N belasteten Probekörpern wird diese These widerlegt. Denn M0703 und L02-10 sind der gleichen Temperatur und Last ausgesetzt, die Verformungsverläufe sind jedoch für alle drei unterschiedlich.

Nachdem ausgeschlossen werden kann, dass weder die geometrischen Abweichungen der Probekörper hinsichtlich Einbindetiefe etc. und das Temperaturgefälle Ursache für die unterschiedlichen Verformungsverläufe sein können, gehen die Autoren davon aus, dass fertigungsbedingte Einflüsse, die sich aus dem Laminationsverfahren ergeben, für die streuenden Ergebnisse verantwortlich sind. Dies belegen auch die Auszugsversuche unter

Kurzzeitbelastung (Siehe Kapitel 4.3.) Hierbei ist nochmal darauf hinzuweisen, dass die vom Hersteller angegebenen Materialkennwerte an reinen Materialproben und nicht im Laminat ermittelt wurden.

Generell belegt diese Auswertung, dass die Annahme einer homogenen Schubspannungsverteilung im Bereich der Inserts für eine Temperatur von 75 °C zutreffend ist, denn, abgesehen von der Varianz der Messwerte, liegen die rechnerischen Werte in der gleichen Größenordnung wie die gemessenen Verformungen.

Auswertung 10h bis 1000h

Betrachtet man das Weg – Zeit-Diagramm bis 1000 Stunden in der logarithmischen ($\log_{10}$) Ansicht, Abbildung 5-15, so sind zwei Bereiche mit unterschiedlicher Steigung zu erkennen. Der Anfangsbereich wird vornehmlich durch das viskose elastische Materialverhalten bestimmt. Erst ab einer Belastungsdauer ca. 8 Stunden stellt sich bei allen Probekörpern eine in der logarithmischen Ansicht konstante Steigung für den weiteren Beobachtungszeitraum (bis 1000h) ein. Für die Beurteilung des Kriechverhaltens wird im Weiteren nur der Bereich von $T = 10\text{h}$ bis $T = 1000\text{h}$, Abbildung 5-16, analysiert.

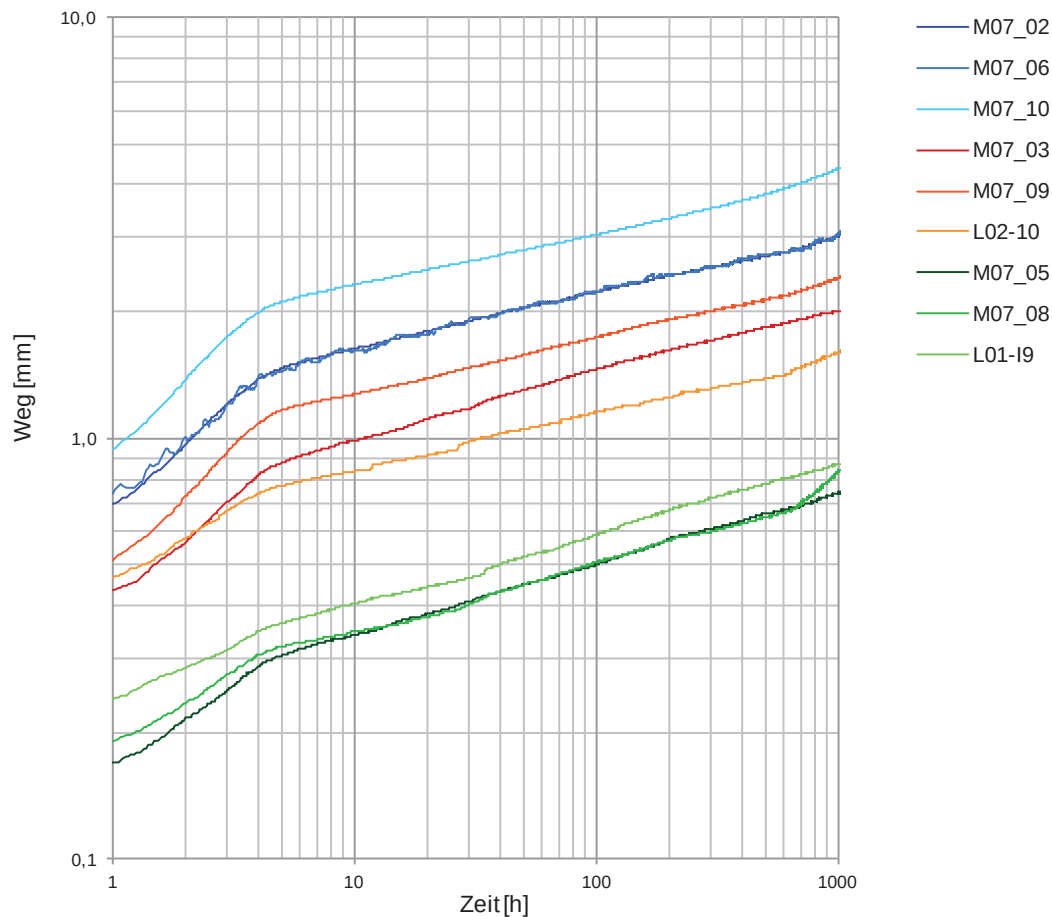


Abbildung 5-15: Auszug des Verformungs-Zeit-Diagramm (1h bis 1000h) in logarithmischer Skalierung der Achsen

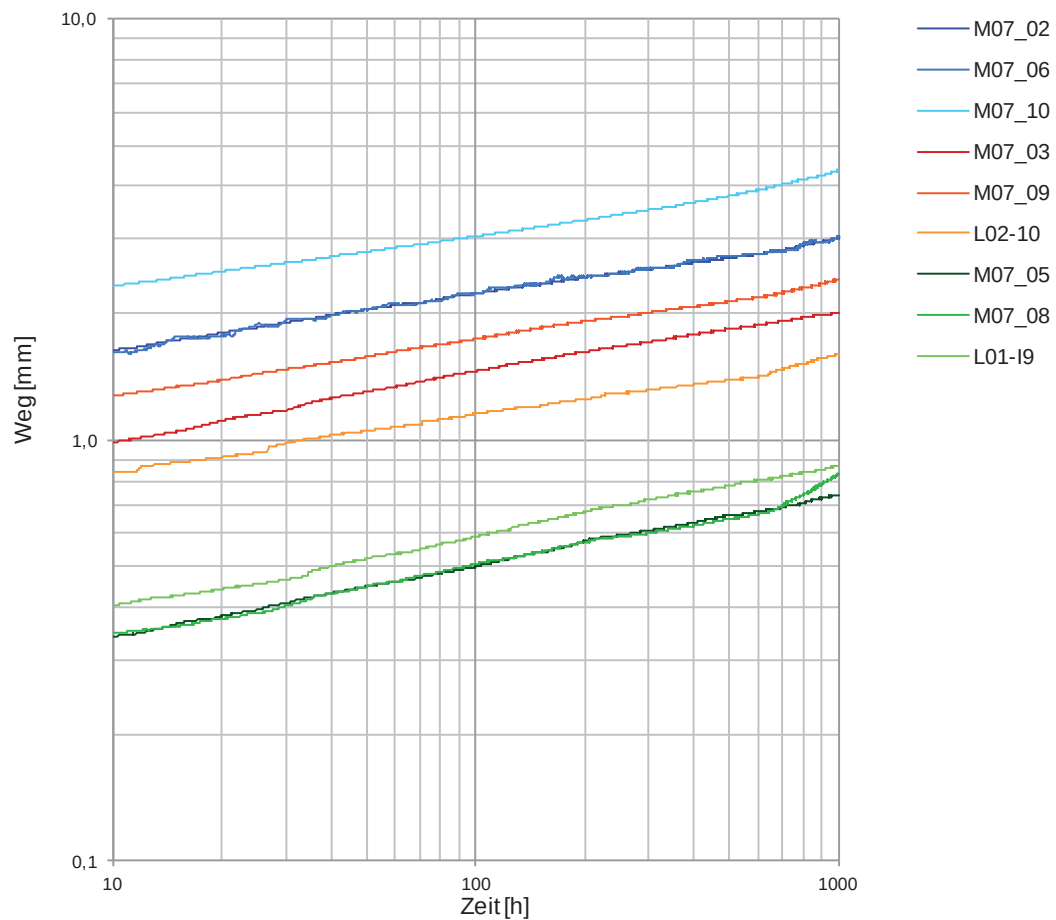


Abbildung 5-16: Auszug der Verformungs-Zeit-Diagramm (10h bis 1000h) in logarithmischer Skalierung der Achsen

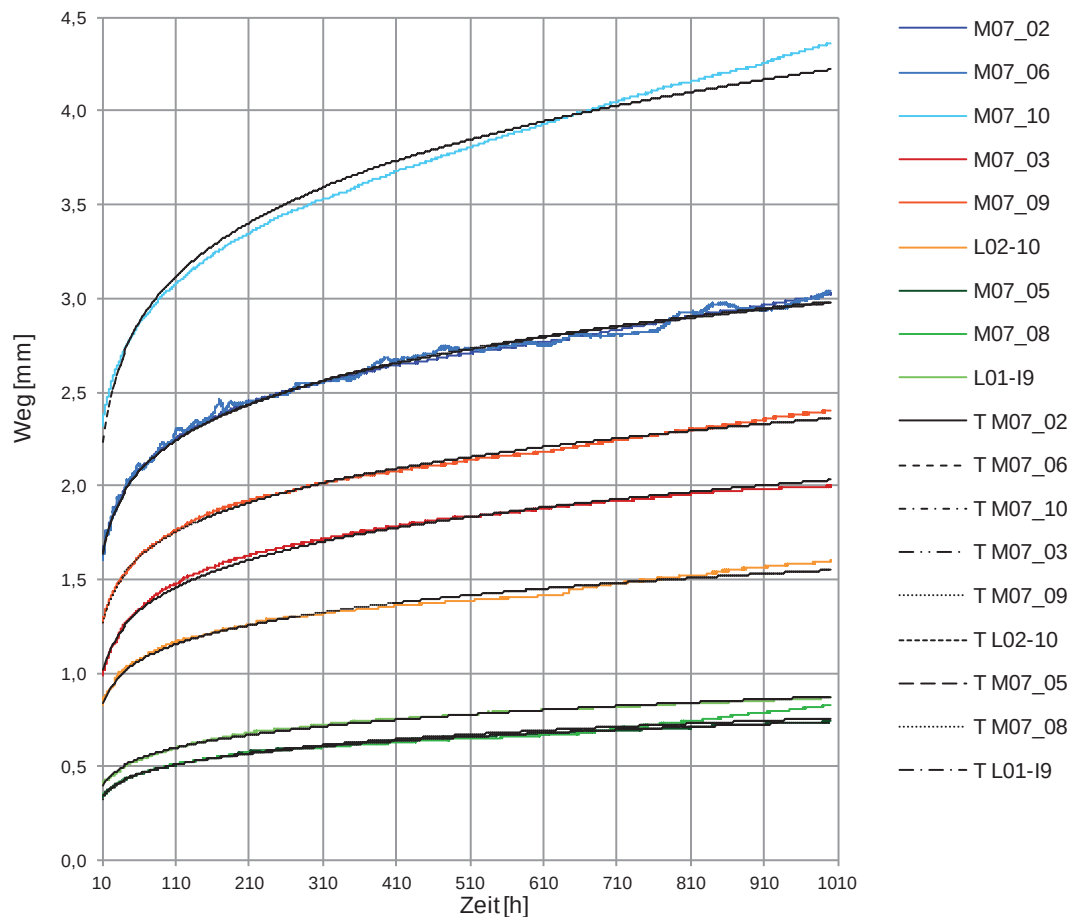


Abbildung 5-17: Auszug der Verformungs-Zeit-Diagramm (10h bis 1000h) mit zugehörigen Trendlinien

Wie Abbildung 5-17 gut zu erkennen ist, lassen sich die Versuchsdaten der Verformungs-Zeitverläufe mittels Potenzfunktion folgenden Aufbaus hinreichend genau approximieren.

$$y = C1x^{C2}$$

D.h. die Zunahme der Verformung über die Zeit lässt sich mit den Konstanten $C1$ und $C2$ beschreiben. Hierbei ist vornehmlich die Konstante $C2$ von Interesse, da sie eine Aussage über die Verformungsgeschwindigkeit trifft. In der logarithmischen Darstellung in Abbildung 5-16 ist die Konstante $C2$ die Steigung der Geraden. Die folgende Tabelle zeigt die Koeffizienten der Potenzfunktion für die neun belasteten Probekörper und das Bestimmtheitsmaß R^2 der Funktionen.

Probekörper	C1	C2	R ²
M0710	1,6295	0,1378	0,9898
M0706	1,2178	0,1296	0,9945
M0702	1,2215	0,1289	0,9980
M0709	0,9293	0,1349	0,9976
M0703	0,7163	0,1509	0,9958
L02-10	0,6130	0,1343	0,9902
L01-19	0,2711	0,1694	0,9976
M0708	0,2189	0,1801	0,9758
M0705	0,2332	0,1672	0,9987

Tabelle 5-6: Koeffizienten der Trendlinien für den Datenauszug

Ein Vergleich der C2-Koeffizienten zeigt, dass je Belastungsgruppe zwei Datenreihen ähnliche Koeffizienten aufweisen. Die Koeffizienten nehmen mit abnehmender Belastung zu. Denn für die mit 1500 N belasteten Probekörper ist C2 ca. 0,130, für 1000 N ist C2 ca. 0,135 bei 500 N ist C2 ca. 0,170. D.h. die Verformungszunahme der niedrig belasteten Probekörper verläuft schneller als die der hoch belasteten.

Im Folgenden wird zur Auswertung der Messdaten eine isochrone Darstellung gemäß DIN EN ISO 899 gewählt. Hierbei werden für verschiedene Belastungszeiten die Verzerrungen für die drei untersuchten Schubspannungen ($\tau = 0,2; 0,4; 0,6 \text{ N/mm}^2$) aufgetragen und linear verbunden. Ergänzt wird die Datenreihe durch den Nullpunkt, da ohne Beanspruchung keine Verzerrungen auftreten.

Diese Darstellung der Messdaten zeigt anschaulich, wie sich die Verzerrungen in Abhängigkeit des Spannungszustands über die Zeit verändern. Ebenso ist diese Darstellung für die näherungsweise Inter- und Extrapolation von nicht untersuchten Spannungszuständen geeignet.

Auf Grund der großen Variation der Messdaten für die einzelnen Spannungszustände, vornehmlich für die Schubspannung von $\tau = 0,6 \text{ N/mm}^2$ ($F=1500 \text{ N}$), werden nicht die Mittelwerte, sondern ausgewählte Versuchsreihen zur Erstellung des Diagramms gewählt. Für die Schubspannung $\tau = 0,6 \text{ N/mm}^2$ wird eine der nahezu identischen Versuchsreihen M07_06 und M07_02 gewählt. Die Daten des Probekörpers M07_06 unterliegen messtechnisch bedingten Schwankungen, daher wird M07_02 für die Auswertung herangezogen. Das mittlere Spannungsniveau wird mit M0703 abgebildet, da diese Messreihe den quasi Mittelwert darstellt. Das dritte Spannungsniveau wird über die Datenreihe des Probekörpers M0705 erfasst, weil ab 700h bei LO1-I9 eine Veränderung der Kriechgeschwindigkeit festzustellen ist.

Zur Beurteilung der Abweichung, der beschriebenen Datenauswahl (Abbildung 5-18) gegenüber einer Auswertung der Mittelwerte, sind in Abbildung 5-19 die beide Datensätze für $T=10\text{h}$, 100h und 1000h dargestellt. Die mit „D1“ gekennzeichneten Werte entsprechen den Daten aus Abbildung 5-18, die mit „D4“ gekennzeichneten Werte sind die Mittelwerte.

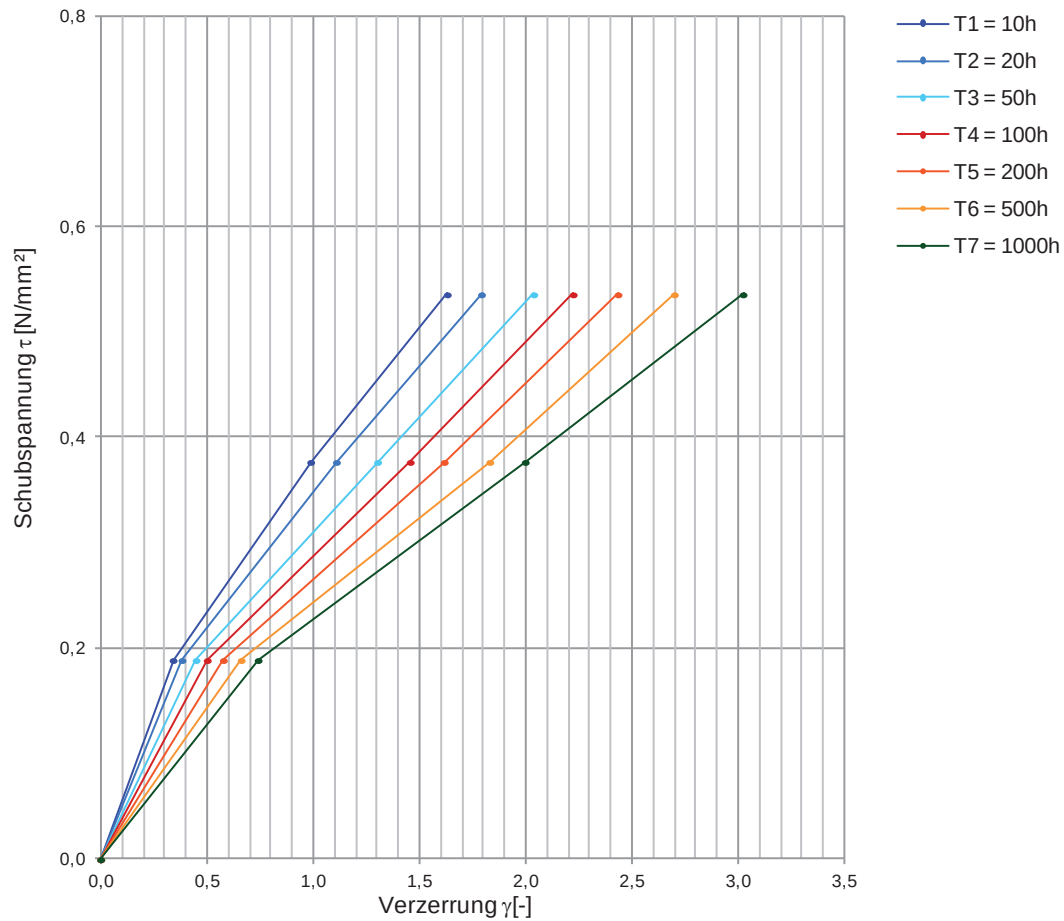


Abbildung 5-18: Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm für die Belastungsdauer von 10h, 20h, 50h, 100h, 200h, 500h, 1000h auf der Basis der Langzeitdaten der Probekörper M07_02 ($\tau = 0,536 \text{ N/mm}^2$); M07_03 ($\tau = 0,377 \text{ N/mm}^2$); M07_05 ($\tau = 0,189 \text{ N/mm}^2$)

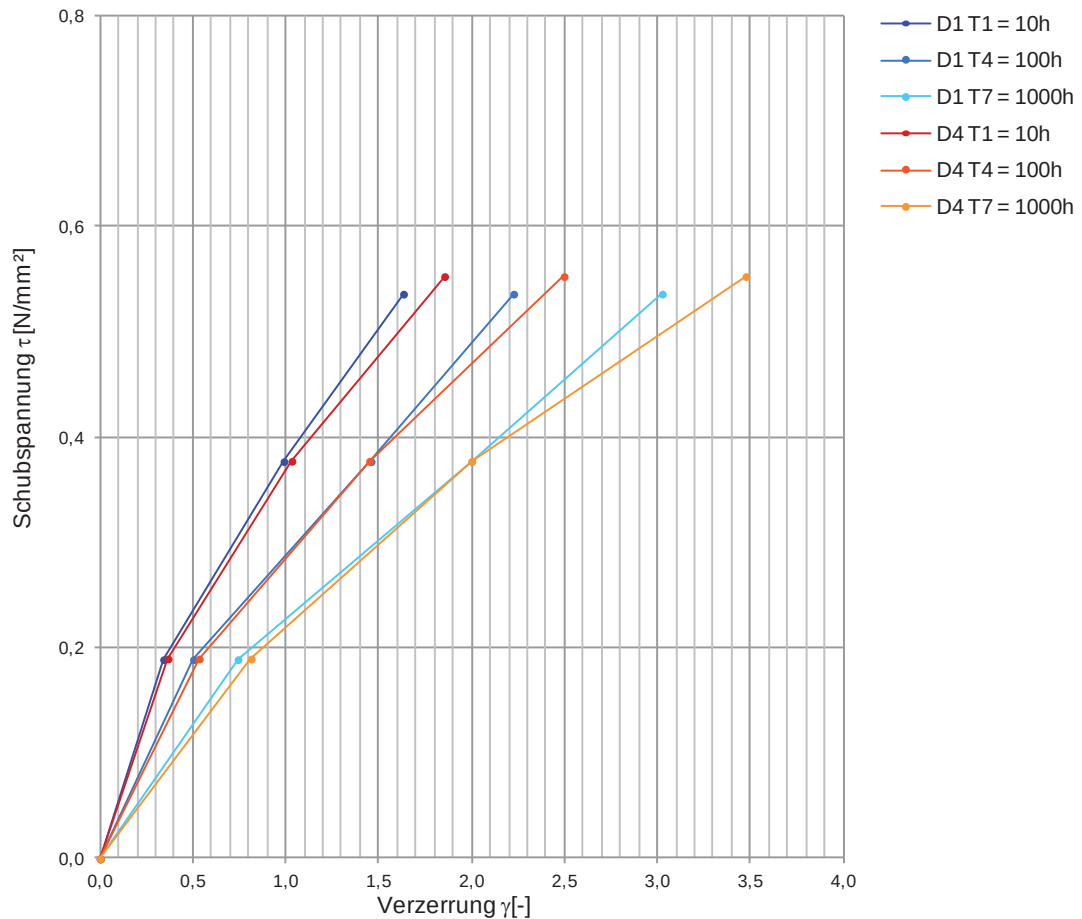


Abbildung 5-19: Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm der Probekörper M07_02 ($\tau = 0,536 \text{ N/mm}^2$); M07_03 ($\tau = 0,377 \text{ N/mm}^2$); M07_05 ($\tau = 0,189 \text{ N/mm}^2$) und den Mittelwerten aus drei Probekörpern je Spannungszustand für die Belastungsdauern 10h, 100h, 1000h Langzeitdaten.

Wie die Abbildung zeigt, sind Unterschiede vornehmlich bei dem höchsten Spannungsniveau zu erkennen. Nachdem der Probekörper M0710 vermutlich ein Ausreiser ist, liegen die Kurven der Abbildung 5-18 vermutlich näher an den, unter Voraussetzung qualitativ hochwertiger Fertigung, möglichen Kriechverformungen. Die Mittelwerte liegen eher auf der sicheren Seite, eignen sich allerdings nicht für eine Grenzwertbetrachtung.

Für eine Grenzwertbetrachtung bzgl. maximal möglicher Kriechverformungen, bietet Abbildung 5-20 die Grundlage. Hierin enthalten sind jeweils die Datenreihen mit den maximalen Verformungen je Belastungsgruppe.

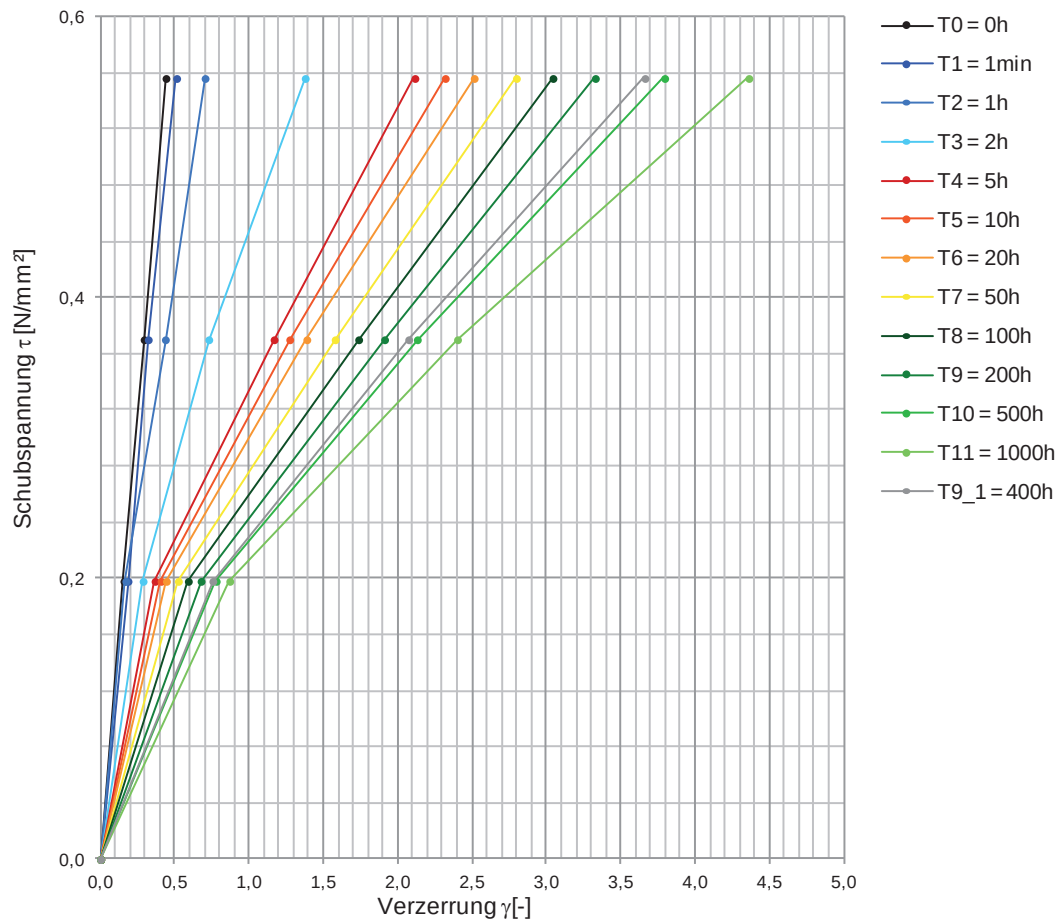


Abbildung 5-20: Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm der Probekörper M07_10 ($\tau = 0,556 \text{ N/mm}^2$); M07_09 ($\tau = 0,370 \text{ N/mm}^2$); LO1-I9 ($\tau = 0,198 \text{ N/mm}^2$) für die Belastungsdauern 10h, 20h, 50h, 100h, 200h, 400h, 500h, 1000h und die elastische Verformung zum Zeitpunkt T0 (1min) unter Ansatz von $G = 1,266 \text{ N/mm}^2$

Alle drei isochronen Diagramme zeigen, dass zwischen einer Belastungsdauer von 10h und 1000h die Verformung (Verzerrung) sich in etwa verdoppelt. Das Verhältnis zwischen $\gamma(10h)/\gamma(1000h)$ liegt je Messreihe und Spannung zwischen 1,85 und 2,38. Je höher die Spannung desto geringer ist das Verhältnis (Im Mittel $\sigma = 0,6 \text{ N/mm}^2$: 1,87; $\sigma = 0,4 \text{ N/mm}^2$: 1,94; $\sigma = 0,2 \text{ N/mm}^2$: 2,23).

In Abbildung 5-20 sind als Orientierung die berechneten elastischen Verzerrungen für die aufgeführten Probekörper unter Verwendung des Schubmodul $G = 1,266 \text{ N/mm}^2$ aufgeführt. Hier zeigt sich, dass aufgrund des konstanten Schubmoduls die Verformungszunahme nicht mit einem konstanten Wert angegeben werden kann.

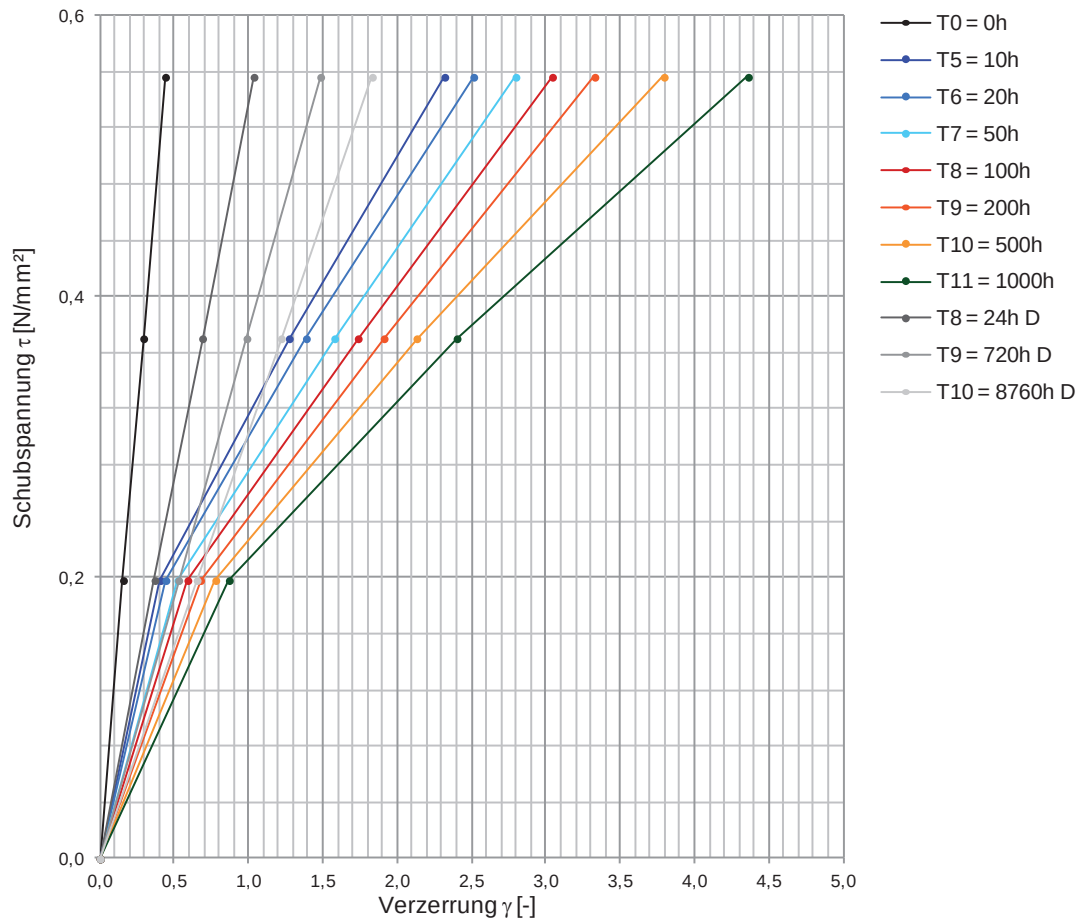


Abbildung 5-21: Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm der Probekörper M07_10 ($\tau = 0,556 \text{ N/mm}^2$); M07_09 ($\tau = 0,370 \text{ N/mm}^2$); LO1-I9 ($\tau = 0,198 \text{ N/mm}^2$) für die Belastungsdauern 10h, 20h, 50h, 100h, 200h, 500h, 1000h und die Verformung zum Zeitpunkt T_0 (1min), T_8 (24h); T_9 (720h); T_{10} (8760h) auf Grundlage der Schubmoduli nach Angaben des Herstellers

In Abbildung 5-21 sind zusätzlich zu den gemessenen Werten, die auf Grundlage der Angaben des Herstellers, aus [10], berechnete Werte für die Belastungsdauern 24h (1 Tag), 720h (1 Monat) und 8760h (1 Jahr) aufgeführt. Die Darstellung zeigt, dass die angegebenen Schubmoduli für die hier untersuchte Anwendung zu hoch angesetzt sind, die Steifigkeit also überschätzt wird.

5.3.2 Erste Versuchsreihe (T=75 °C) Phase 2

Wie bereits in Kapitel 5.1.1 beschrieben erfolgt in dieser Phase eine zyklische Variation der Prüfkammertemperatur von 75 °C über 23 °C auf 75 °C. Mittels dieser zyklischen Temperaturbeaufschlagung soll der Einfluss der Temperaturhistorie auf das Kriechverhalten untersucht werden. Die folgende Abbildung zeigt den Ausschnitt der Versuchsreihen bis 2200h.

Je Versuchsreihe sind die drei Temperaturzyklen deutlich zu erkennen. Auffällig ist, dass die Verformungen in der Abkühlphase zunehmen und während der Aufheizphase abnehmen. Anhand der Verformungsverläufen ist der Verlauf der Temperaturzyklen gut ablesbar, denn die vergleichsweise träge Abkühlungsphase im Gegensatz zum schnellen Temperaturanstieg in der Aufheizphase (siehe Abbildung 3-26)m, führt zu einer Ausrundung der Verformungsverläufe jeweils zu Beginn der Temperaturzyklen.

Die aufgrund von Temperaturdifferenzen zwischen den Fügepartnern und den Befestigungselementen rechnerischen Verformungen sind in Ihrer Richtung und Größenordnungen gegenüber den gemessenen Verformungen verschieden. Daher kann dies als Ursache ausgeschlossen werden.

Die unbelastete Referenzprobe M07_07 zeigt ähnliche Verformungsänderungen (siehe Abbildung 5-25) wie die belasteten Probekörper. Dies legt die Vermutung nahe, dass die Wegaufnehmer durch den Temperaturwechsel beeinflusst werden. Allerdings steigt bei Zunahme der Temperatur der elektrische Widerstand und somit sollte eine Verformungsreduktion bei Temperaturreduktion verzeichnet werden.

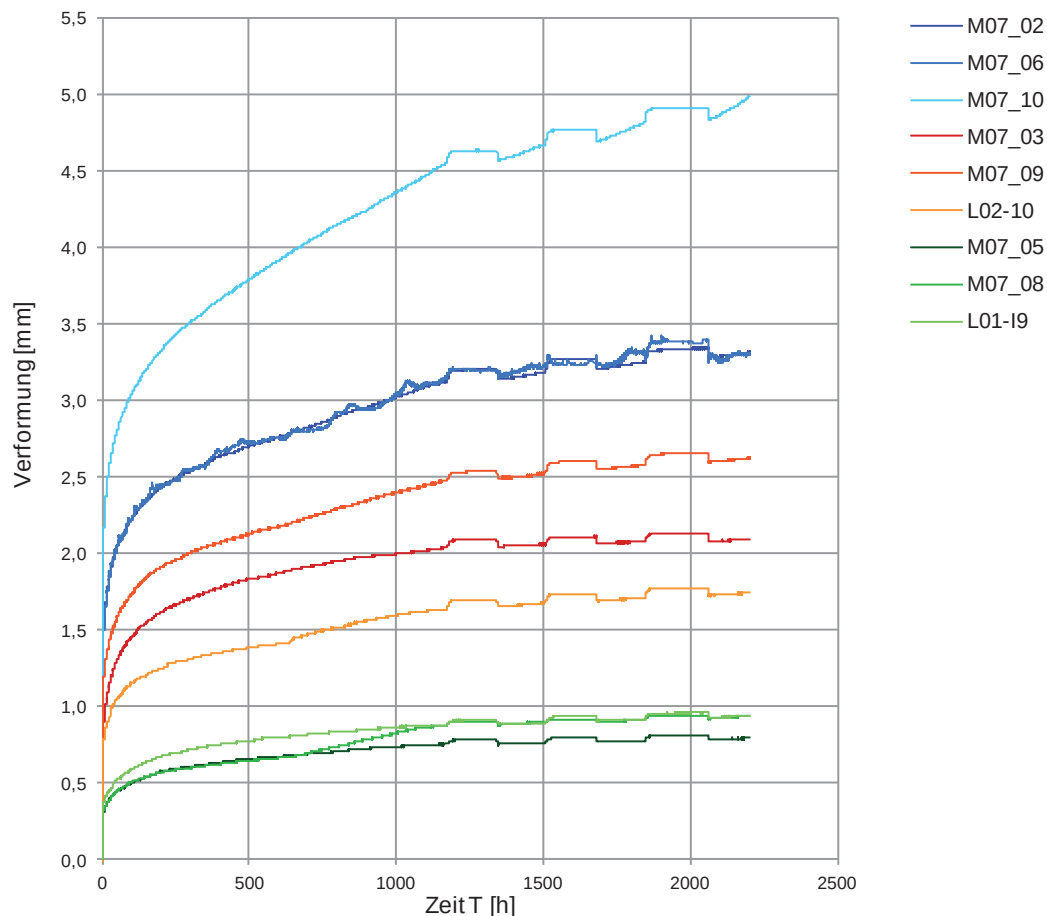


Abbildung 5-22: Übersicht der Langzeitversuchsdaten bis zu 2200h Versuchsdauer

Eine weitere mögliche Begründung liegt in der Veränderung der Querdehnzahl μ . Infolge der Temperaturreduktion nimmt die Querdehnzahl ab. Bei $T=75^\circ$ beträgt die Querdehnzahl $\mu=0,499$; bei $T=23^\circ\text{C}$ ca. $\mu=0,46$. Die bei 75°C und Volumenkonstanz behinderte Querdehnung kann Einfluss auf die Vertikalverformung haben. Bei Reduktion der Temperatur und damit der Querdehnzahl reduziert sich die behinderte Querdehnung, es kann also zu einer Verformungszunahme bei Temperaturzunahme kommen. Diese These konnte im Rahmen des Forschungsvorhabens nicht bewiesen werden.

Da die Verformungszunahme sich nicht nachteilig auf die weiteren Verformungen und Versuchsergebnisse auswirkt wird die Ursache nicht weiter untersucht.

Im Weiteren sind die drei Belastungsniveaus nochmals einzeln für den Bereich von 1000 bis 2200h dargestellt.

In Abbildung

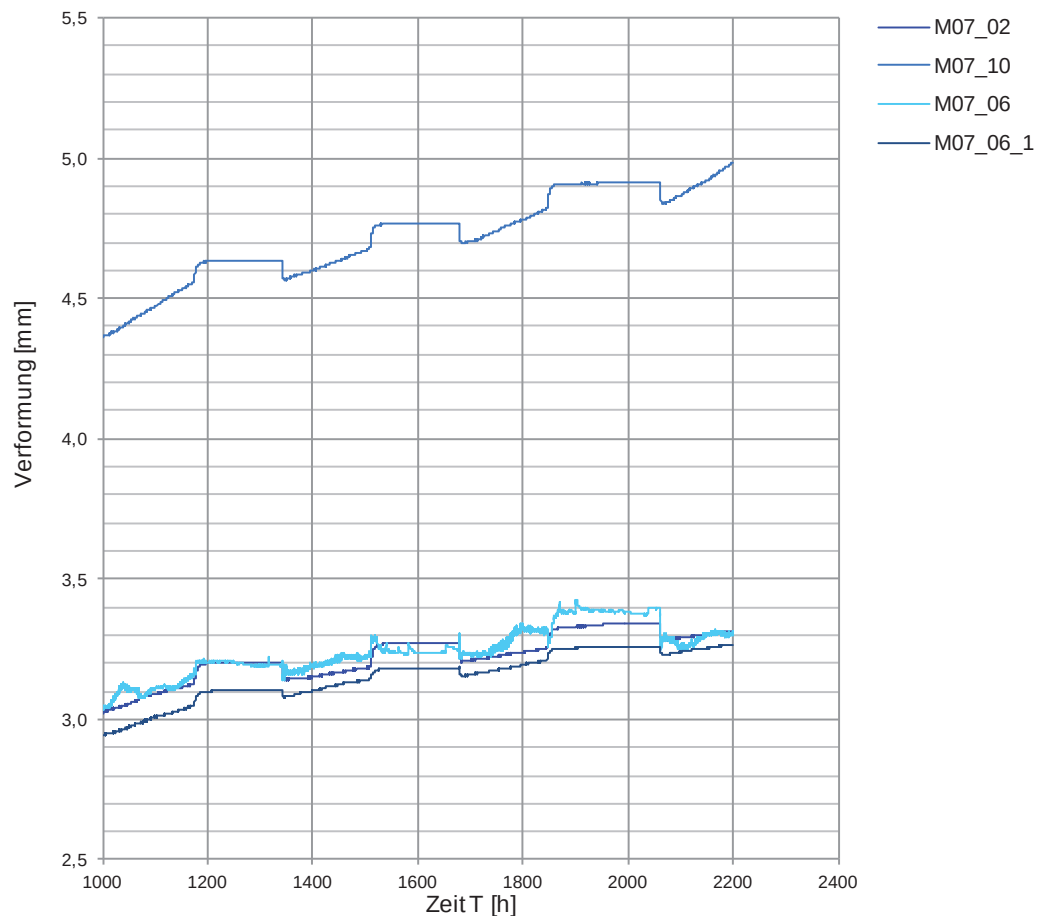


Abbildung 5-23: Verformungs-Zeit-Diagramm für Lastgruppe 1 ($\sigma = 0,6 \text{ N/mm}^2$); Belastungsdauer 1000h bis 2200h

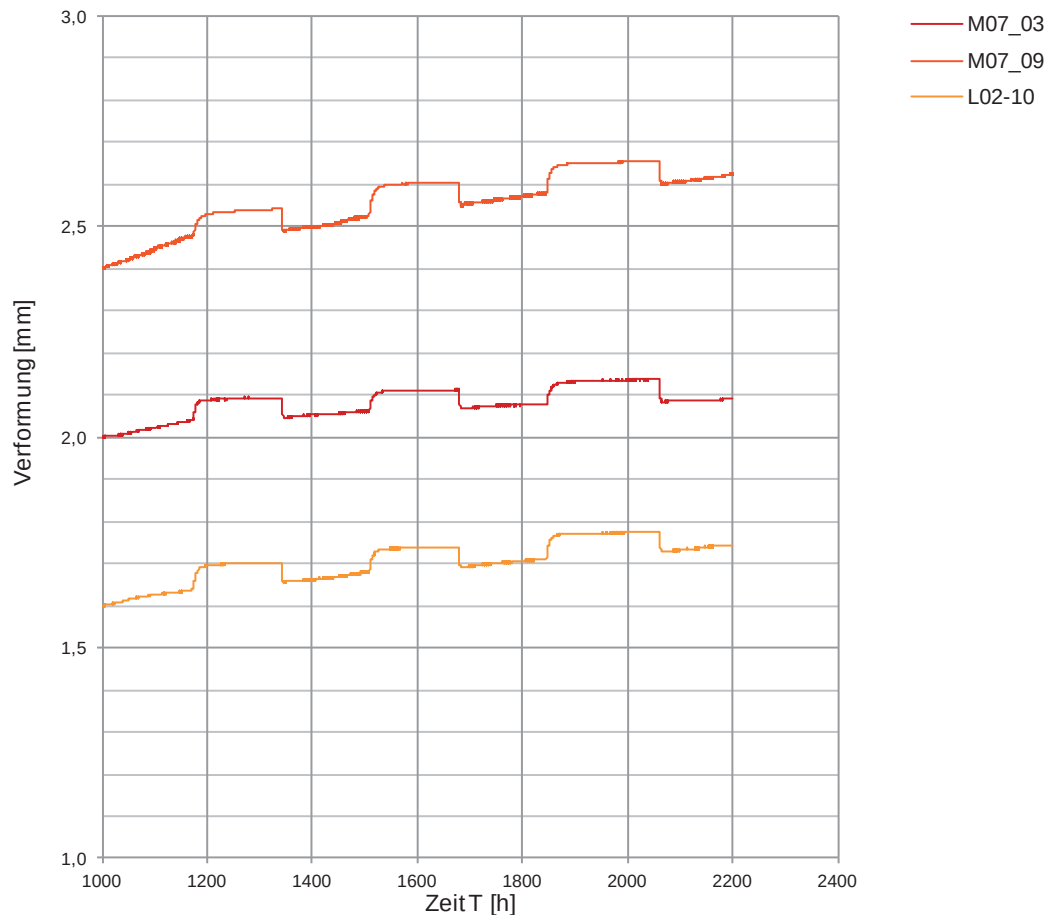


Abbildung 5-24: Verformungs-Zeit-Diagramm für Lastgruppe 2 ($\sigma = 0,4 \text{ N/mm}^2$); Belastungsdauer 1000h bis 2200h

Es zeigt sich bei allen Lastgruppen das gleiche Verformungsverhalten, während und nach jedem Zyklus. So nimmt die Kriechgeschwindigkeit bei Temperaturreduktion ab, bei Raumtemperatur ist sie nahezu null und bei der erneuten Temperaturerhöhung nimmt sie den gleichen Wert wie vor dem Temperaturzyklus an.

Die Differenz des letzten Datenwerts bei $T = 75^\circ\text{C}$ und des ersten Datenwerts nach erneuten Erreichen von $T = 75^\circ\text{C}$ ist gering und auf die träge Abkühlphase einerseits, da hier das Kriechen zwar verlangsamt aber dennoch stattfindet, und andererseits auf Einflüsse aus der Temperaturabhängigkeit der Wegaufnahme zurückzuführen.

Insgesamt kann anhand dieser Messdaten gezeigt werden, dass die Kriechverformungen unter konstanter Belastung und veränderlichen Temperaturen aufaddiert werden können. So hat die Zeitspanne mit $T = 23^\circ\text{C}$ und einer Kriechgeschwindigkeit die gegen null strebt, einen sehr geringen Einfluss auf Kriechverformung bei $T = 75^\circ\text{C}$ hat.

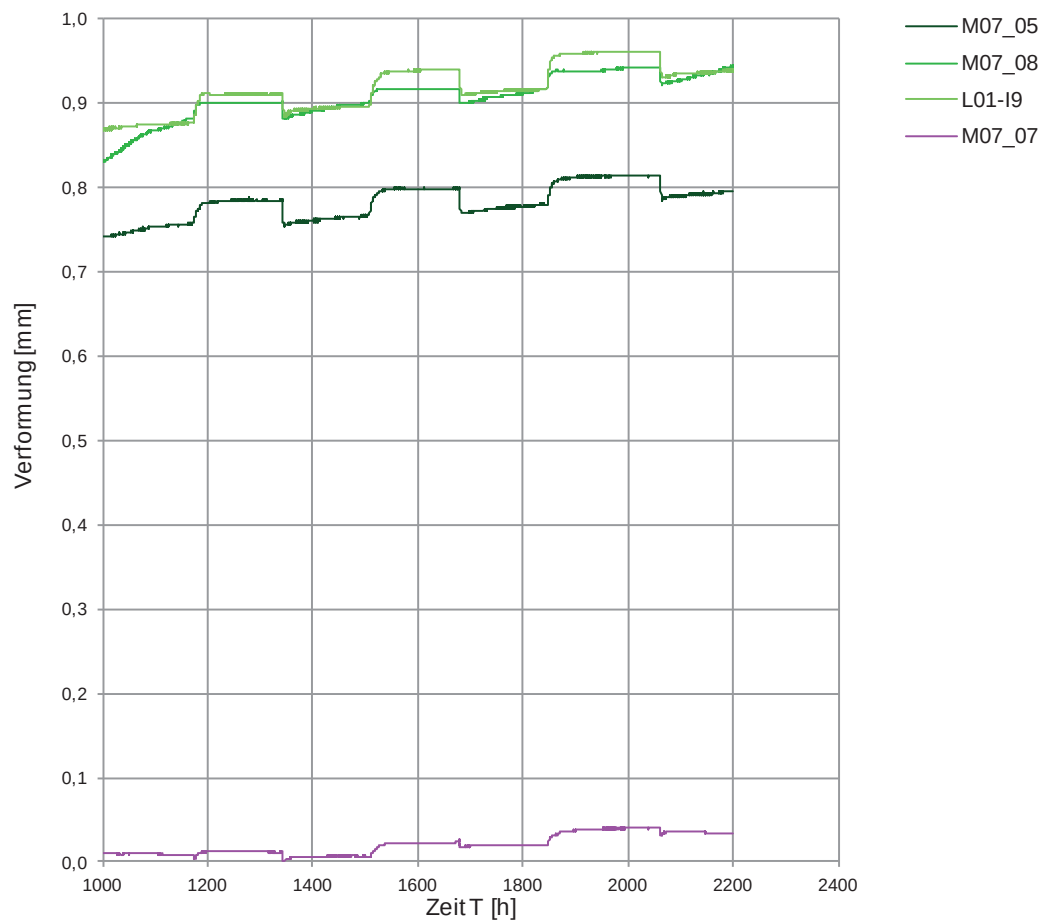


Abbildung 5-25: Verformungs-Zeit-Diagramm für Lastgruppe 3 ($\sigma = 0,2 \text{ N/mm}^2$) und den unbelasteten Referenzprobekörper M07_07; Belastungsdauer 1000h bis 2200h

5.3.3 Erste Versuchsreihe (T=75 °C) Phasen 3 bis 5

In diesem Kapitel sind die Ergebnisse der Phase 3 bis 5 der Langzeitversuche bei 75 °C zusammengefasst. Mit Hilfe dieser Versuchsphasen soll das Rückstellverhalten bei Raumtemperatur nach Entlastung, das Relaxationsverhalten der unbelasteten Probekörper bei Raumtemperatur, das Rückstellverhalten bei Energiezufuhr durch Erhöhung der Raumtemperatur und das Kriechverhalten bei Wiederbelastung bei erhöhter Raumtemperatur erfasst werden.

Hierfür erfolgten folgende Arbeitsschritte:

- Reduktion der Temperatur auf Raumtemperatur (T=23 °C)
- Entlastung der Probekörper
- Erhöhung der Raumtemperatur auf T = 75 °C
- Reduktion der Raumtemperatur auf T =23 °C
- Erhöhung der Raumtemperatur auf T=75°
- Widerbelastung der Probekörper

Die folgenden Diagramme, Abbildung 5-26 und Abbildung 5-27, bieten einen Überblick über alle drei Phasen. Das erste Diagramm zeigt die Verformungen der Inserts und Abbildung 5-27 das zugehörige Temperaturprofil.

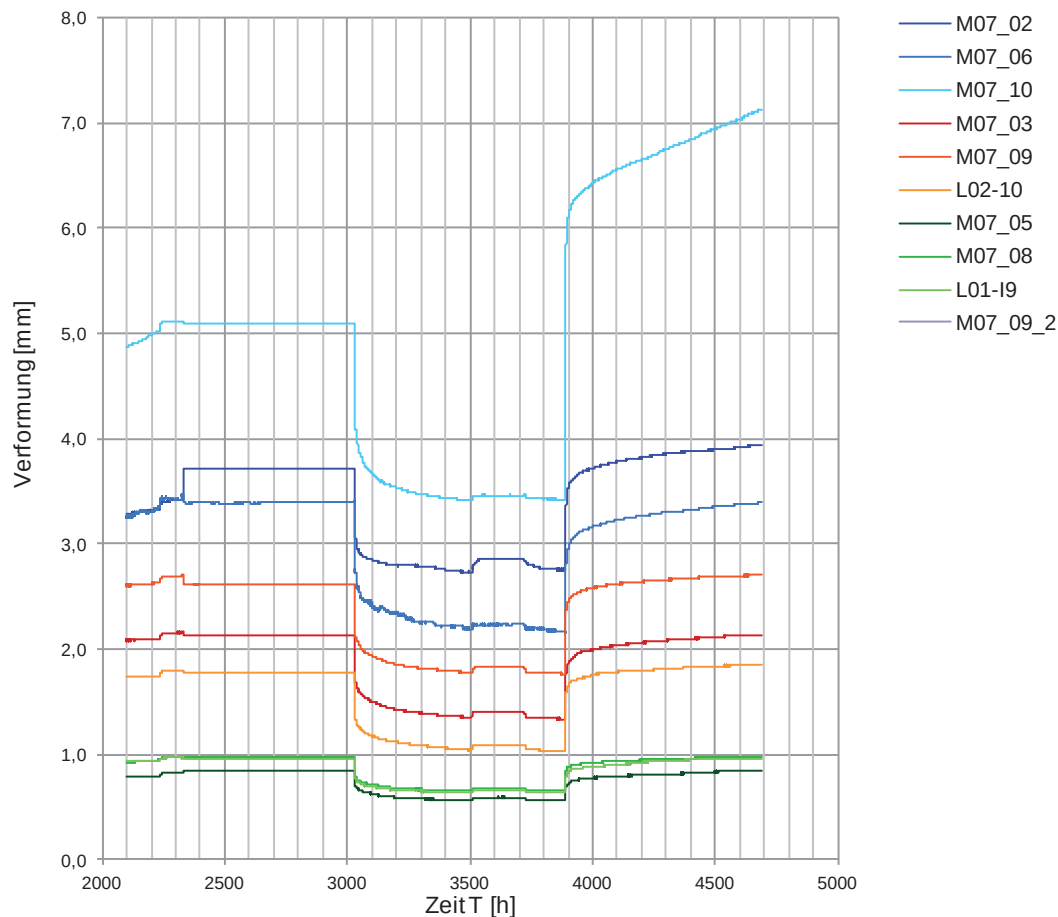


Abbildung 5-26: Verformung-Zeit-Diagramm der Langzeitversuche bei T=75 °C von 2100h bis 4700 h (Phase 3 bis 5)

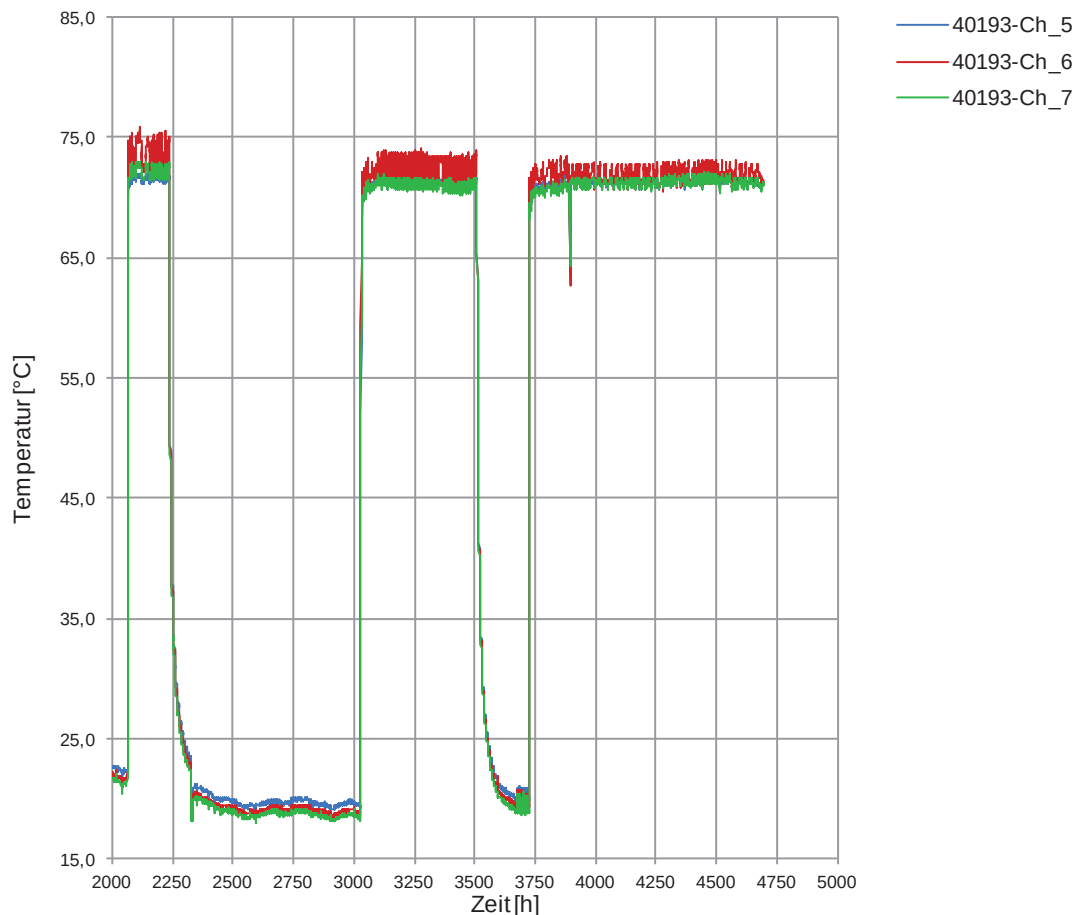


Abbildung 5-27: Temperatur-Zeit-Diagramm der Langzeitversuche bei $T=75\text{ °C}$ von 2100h bis 4700 h (Phase 3 bis 5)

In Abbildung 5-26 ist zu erkennen, dass es bei verschiedenen Probekörpern im Vergleich zu den Probekörpern der gleichen Lastgruppe zu überproportionalen Verformungsveränderungen kommt. Bei den Be- und Entlastungsvorgängen der Probekörper während dieser Versuchsphasen haben sich vereinzelt Wegaufnehmer gelöst und/oder verschoben. Da an jedem Probekörper zwei Wegaufnehmer befestigt waren, wurden die Daten des verbliebenen Wegaufnehmers zur Auswertung herangezogen. Diese Probekörper sind nicht mehr geeignet eine quantitative Aussage über die Verformungshöhe zu treffen, allerdings kann der qualitative Verformungsverlauf gezeigt werden.

Diese Probekörper sind durch Ausfälle betroffen:

M0702 nach ca. 2330 h

M0710 nach ca. 3900 h

M0706 nach ca. 3900 h

L0210 nach ca. 3900 h

Wie bereits bei Auswertung der Phase 2 beschrieben, nehmen die gemessenen Verformungen bei Temperaturreduktion zu. Dadurch ist die Abkühlphase sehr gut zu erkennen. Der Abfall der Verformungen findet zum Zeitpunkt der Entlastung, bei einer Belastungsdauer von 2330h statt. Die Rückverformung fällt innerhalb der Belastungsgruppen unterschiedlich aus, so dass anzunehmen ist, dass die gemessene Rückverformung eine Kombination der Rückstellung des Materials und des Abbaus der Messfehler durch mechanische Einwirkung bei Entlastung der Probekörper, darstellt (siehe auch Abbildung 5-26).

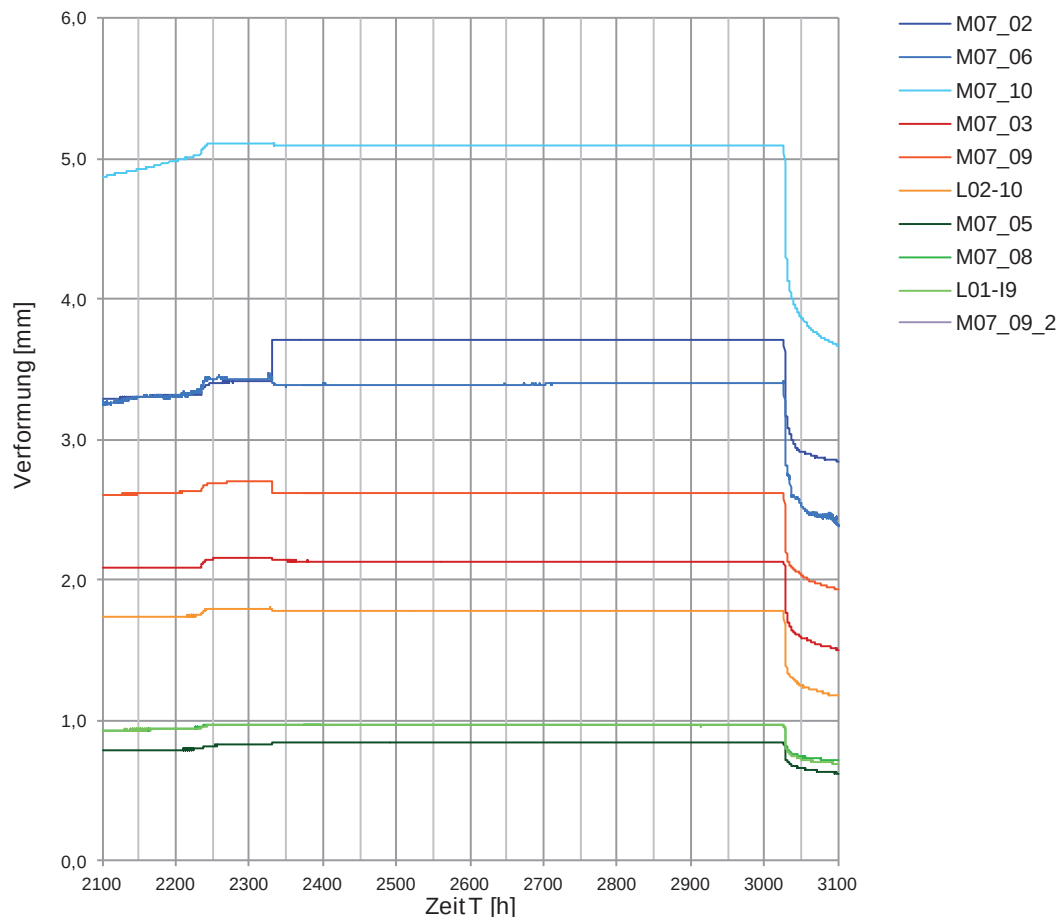


Abbildung 5-28: Verformungs-Zeit-Diagramm der unbelasteten Probekörper unter $T=23\text{ °C}$

In Abbildung 5-28 ist der Bereich nach der Entlastung noch einmal als Auszug aus Abbildung 5-26 dargestellt.

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Rückverformungen der einzelnen Probekörper, selbst unter Berücksichtigung der „Messfehler“ sehr gering sind.

Darüber hinaus treten keinerlei Verformungsveränderungen und somit keine messbaren Relaxationsverformungen bei Raumtemperatur auf.

Bei einer Temperaturerhöhung hingegen, nehmen die Verformungen deutlich erkennbar ab. In Abbildung 5-29 ist zu sehen, dass die gemessene Rückverformung einen Anfangsbereich mit großer Steigung aufweist und dann stark abflacht, also einen Logarithmischen Verlauf aufweist ($\log$ zur Basis <1).

In Tabelle 5-7 sind die Verformungen der ersten 25h nach bzw. während der Temperaturerhöhung (3025-3050h) und der folgenden 450h (3050-3500h) aufgeführt.

Die Verformungen gehen im Mittel in den ersten 25h um 24% und in den weiteren 450 Stunden um weitere 10% zurück. Somit verbleiben nach 475h im Mittel 66% der Ausgangsverformung.

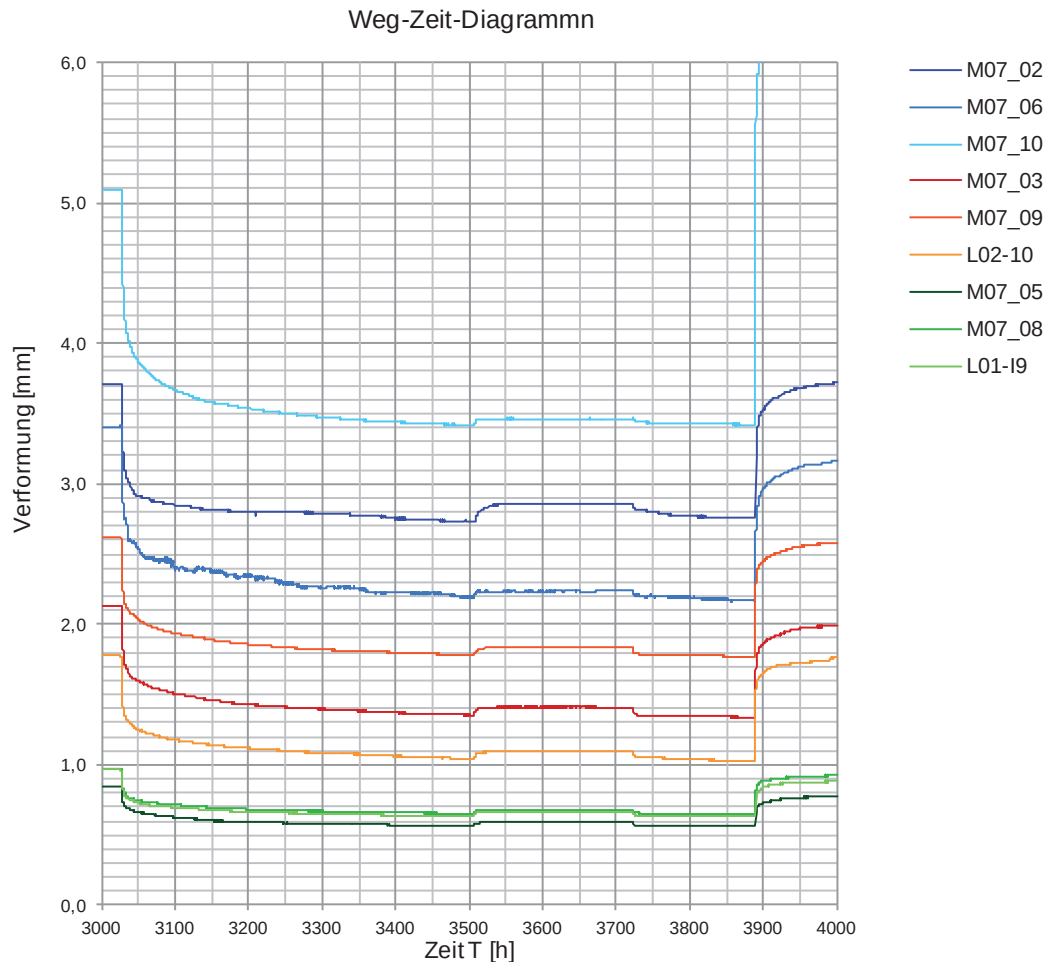


Abbildung 5-29: Verformungs-Zeit-Diagramm Rückstellverhalten bei T=75 °C von 3000h bis 4000h

T [h]	Verformungen [mm]								
	M07_02	M07_06	M07_10	M07_03	M07_09	L02-10	M07_05	M07_08	L01-I9
3025	3,71	3,40	5,09	2,13	2,62	1,78	0,85	0,98	0,96
3050	2,91	2,54	3,87	1,60	2,03	1,25	0,66	0,75	0,73
3500	2,73	2,20	3,42	1,35	1,78	1,04	0,57	0,65	0,64
3025/3050	0,78	0,75	0,76	0,75	0,77	0,70	0,78	0,76	0,76
3025/3500	0,74	0,65	0,67	0,63	0,68	0,59	0,67	0,67	0,66

Tabelle 5-7: Auswertung des Verformungs-Zeit-Verlaufs für die Rückverformung bei T=75 °C

500 Stunden nach der Temperaturerhöhung auf 75 °C wurde ein Temperaturzyklus durchfahren und damit die Auswirkungen der Temperaturveränderung auf die unbelasteten Proben untersucht. Wie auch bei den belasteten Proben wird die Verformungsveränderung, hier die Relaxation, lediglich durch die Zeitspanne bei Raumtemperatur unterbrochen. Nach erneuter Temperaturerhöhung setzt sich die Relaxation in gleicher Art fort.

In Abbildung 5-30 ist die letzte Phase der ersten Versuchsreihe dargestellt. Nach 3900h Gesamtversuchsdauer wurden die Probekörper unter einer Raumtemperatur von $t = 75\text{ °C}$ wiederbelastet. Ziel ist es die Kriechverhalten nach Wiederbelastung zu beobachten.

Als Referenz wurde das Diagramm um Referenzachsen, welche die Verformungswerte vor der Entlastung darstellen, ergänzt.

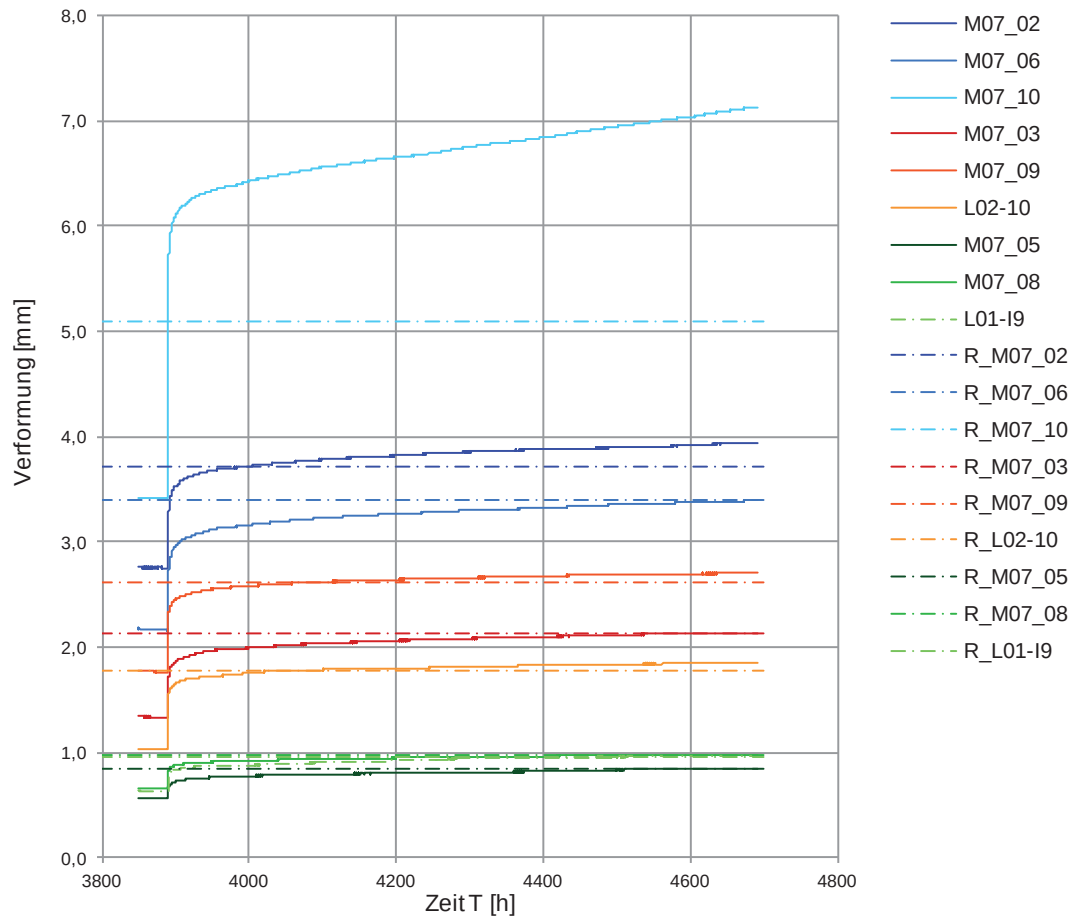


Abbildung 5-30: Verformungs-Zeit-Diagramm Wiederbelastung bei $T=75\text{ °C}$ von 3850h bis 4700h

Die Messwerte der Probekörper M0710, M0706 und L02-10 sind, wie eingangs dieses Kapitels beschrieben, durch den Wegfall bzw. die Verschiebung einzelner Wegaufnehmer verfälscht.

Insgesamt kann festgestellt werden, dass bei den verbliebenen Probekörpern ein Großteil der Rückverformung innerhalb weniger Minuten egalisiert ist. Das Kriechen beginnt erneut mit ähnlicher Geschwindigkeit wie vor der Entlastung, allerdings streuen die Messwerte aus den genannten Gründen stärker.

5.3.4 Erste Versuchsreihe ($T=75\text{ °C}$) Probekörper nach Versuchsende

Im Folgenden sind Bilder der Probekörper nach Versuchende der ersten Versuchsreihe sowohl in der Einbausituation mit Wegaufnehmern als auch im ausgebauten Zustand dokumentiert.

In Abbildung 5-31 ist gut zu erkennen an welchen Probekörpern die Wegaufnehmer abgefallen sind.

In Abbildung 5-32 kann man sehr deutlich die unterschiedlichen Belastungsniveaus anhand der sichtbaren plastischen Verformungen erkennen. Alle Probekörper weisen an den Insertenden (Maximale Einbindetiefe) Blasenbildungen in unterschiedlicher Ausprägung auf. Ähnliche Blasenbildungen konnten bereits bei den Kurzzeitversuchen unter $T=75\text{ °C}$ festgestellt werden, hier jedoch bei höheren Belastungen aber ähnlichen Verformungen.

Da die Bilddokumentation während des Versuchs nicht möglich war, kann der Zeitpunkt der ersten Blasenbildung nicht angegeben werden. Betrachtet man jedoch die unterschiedliche starke Ausprägung der Verformung, so ist die Annahme naheliegend, dass Blasenbildung in Relation zur Gesamtverformung steht und nur geringfügig von der Dauer der Temperatur abhängig ist. Daraus abgeleitet treten die ersten Blasen bei einer Verformung auf, die der maximal auftretenden Verformung bei der geringsten Belastung entspricht. Also bei einer Verformung von ca. 1 mm.

Die Blasenbildung ist aus Sicht der Autoren ein Indiz für die fertigungsbedingten Unterschiede. So entsprechen die visuell feststellbaren Unterschiede auch den Unterschieden der Messergebnisse. Das deutlichste Beispiel stellt hierbei der Probekörper M0710 dar. Hier sind neben den Blasen am Insertende auch Ablösungen an der Insertoberfläche, durch die unterschiedliche Helligkeit der Insertoberfläche, zu erkennen, welches wiederum zu höheren Verformungen an Insertende und Austrittsstelle führt.



M07_05

500 N



M07_08

500 N



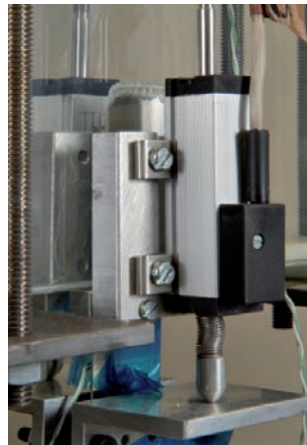
L01-I9

500 N



M07_03

1000 N



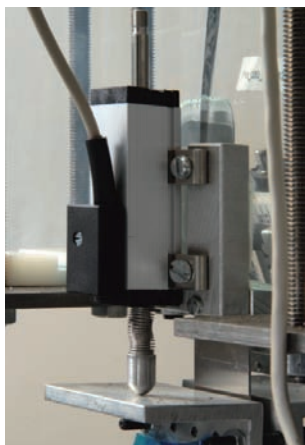
M07_09

1000 N



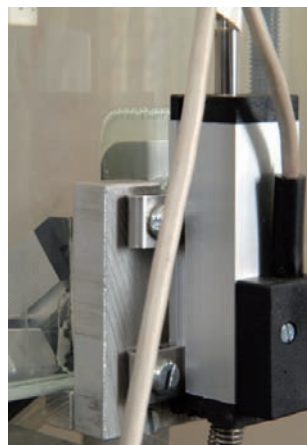
L02-10

1000 N



M07_02

1500 N



M07_10

1500 N



M07_06

1500 N

Abbildung 5-31: Fotos Inserts Langzeitstand 75 °C, eingebauter Zustand



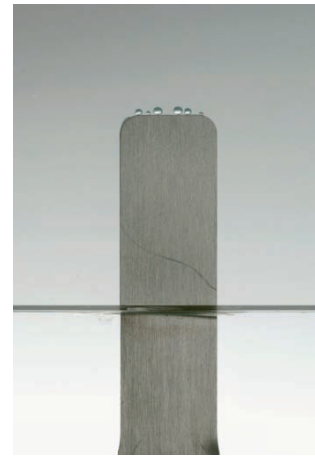
M07_05

500 N



M07_08

500 N



L01-I9

500 N



M07_03

1000 N



M07_09

1000 N



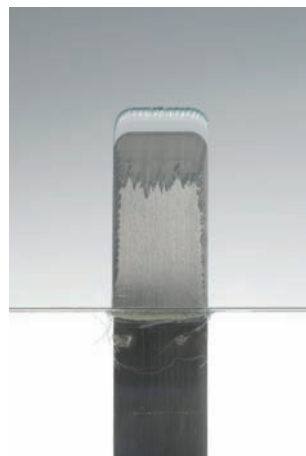
L02-10

1000 N



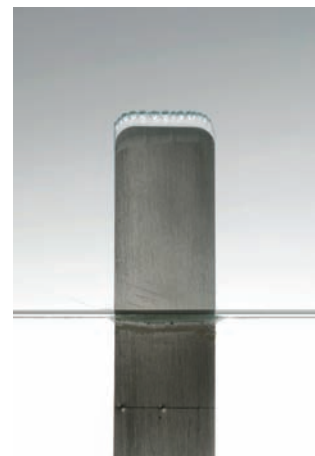
M07_02

1500 N



M07_10

1500 N



M07_06

1500 N

Abbildung 5-32: Fotos Inserts Langzeitstand 75 °C, nach dem Ausbau

5.3.5 Zweite Versuchsreihe (T=23 °C) Phase 1 und 2

In Abbildung 5-33 sind die Messwerte der gesamten Messreihe aufgeführt. In Phase 1 (bis 420 h) wurden die Probekörper einer konstanten Belastung in gleicher Abstufung wie bei Versuchsreihe 1 ausgesetzt. Siehe hierzu Tabelle 5-2.

Nach 420 h wurden die Probekörper entlastet und die Rückverformung für 12 h aufgezeichnet.

Die Messergebnisse streuen innerhalb der Belastungsgruppen. Bei der Belastungsgruppe 1 (1500 N) und 2 (1000 N) verlaufen jedoch zwei der Messreihen nahezu identisch. Die gering belasteten Probekörper weist die größte Streuung auf.

Insgesamt sind die Verformungen, wie erwartet, sehr gering, unter 0,1 mm. Zum Vergleich mit den weiteren Reihen dürfen nicht die Verformungen, sondern die Verzerrungen verglichen werden. Die hier verwendeten Probekörper haben eine SG-Schichtdicke (zwischen Insert und Glasscheibe) von 4,56 mm. Damit treten unter Annahme einer reinen Verzerrung bei konstantem Verzerrungswinkel die 4,56 fache Verformungen als bei einer 1 mm Schichtdicke (siehe Versuchsreihe 1) auf. D.h. bei einer Schichtdicke von $t=1\text{ mm}$ würden bei Raumtemperatur innerhalb dieser Versuchsreihe, also mehr als 400h Belastungsdauer, Verformungen von maximal 0,022 mm auftreten.

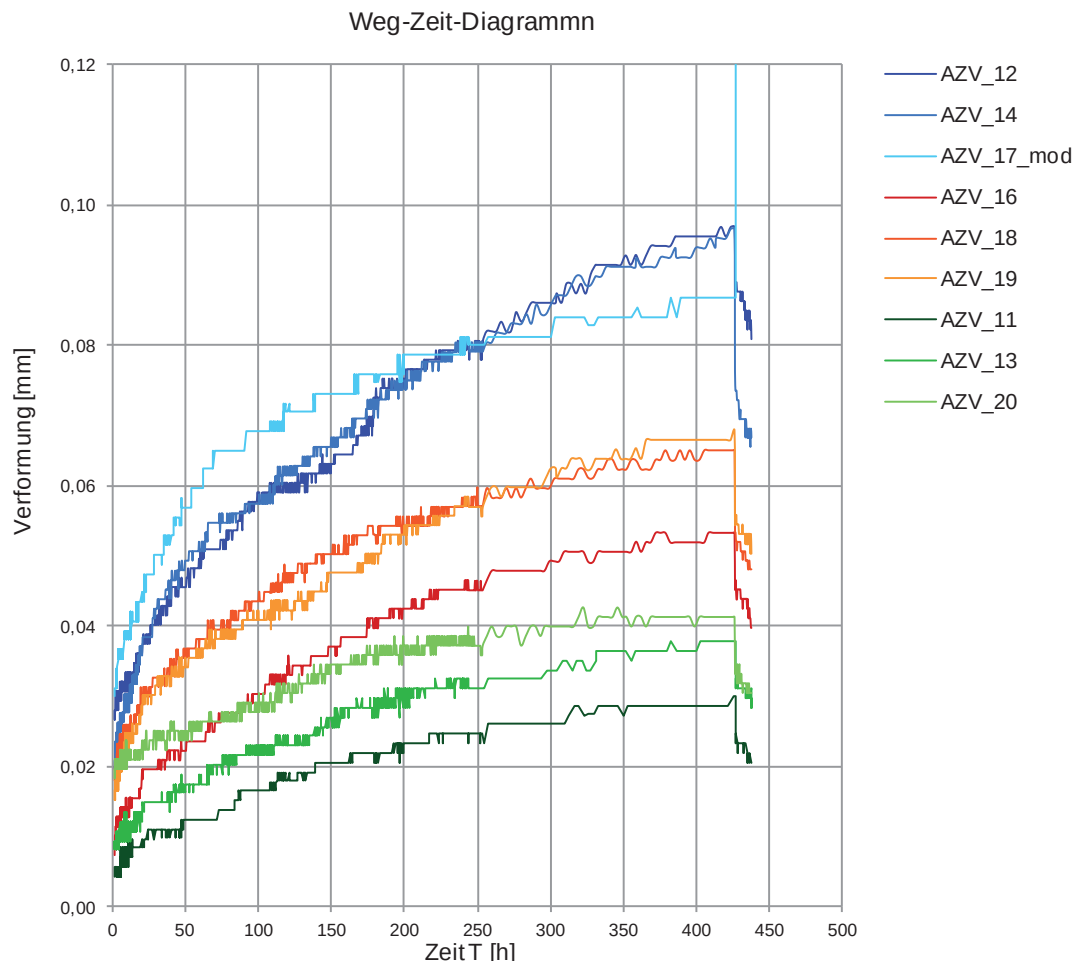


Abbildung 5-33: Verformungs-Zeit-Diagramm der zweiten Versuchsreihe (T=23 °C)

Abbildung 5-34 zeigt die in Schubspannung und Verzerrungen umgerechnete Messergebnisse für verschiedene Zeitpunkte in der isochronen Darstellungsweise. Für diese Auswertung wurde in den Lastgruppen eins und zwei der Mittelwert jeweils aus den nahezu identischen Kurven (AZV_12,14 bzw. AZV_18,19) und bei Lastgruppe 3 der Mittelwert aller drei Kurven verwendet. Als Referenzgröße wurde die Verzerrungen auf Grundlage der für Raumtemperatur und eine Belastungsdauer von $T=1\text{h}$ vom Folienhersteller angegebenen Werte ($G=142\text{N/mm}^2$) ermittelt und im Diagramm aufgenommen.

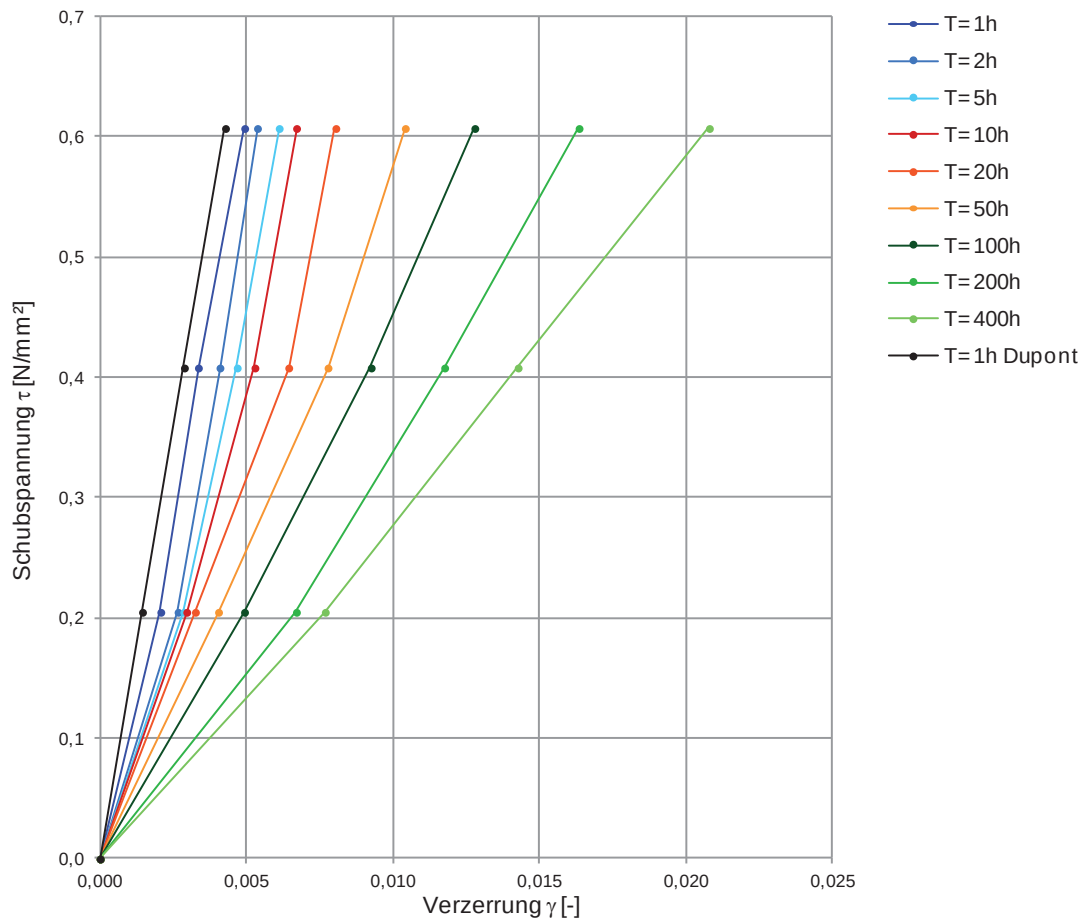


Abbildung 5-34: Isochrone Darstellung des Schubspannungs – Verzerrungs – Diagramm der 2. Versuchsreihe ($T=23\text{ °C}$)

Es zeigt sich, dass die Verzerrungen innerhalb von 400h sich in etwa Vervielfachen. Bei $T=75\text{ °C}$ nahm der Anfangswert ($T=1\text{h}$) nach 400h gegenüber der Verformung nach einer Stunde den 4,0-fachen Wert an. (siehe Abbildung 5-18 ff)

Die auf Grundlage der Herstellerfirma der Zwischenschicht berechneten Angaben decken sich gut mit den Messergebnissen.

Insgesamt sind die auftretenden Verzerrungen gegenüber den bei $T=75\text{ °C}$ vernachlässigbar gering, welches die Beobachtung der ersten Versuchsreihe bestätigt.

Die nach der Entlastung gemessenen Verformungen der Probekörper zeigen ebenfalls ein ähnliches Verformungsverhalten wie die Versuche der ersten Versuchsreihe auf. So geht nach Entlastung die Verformung zuerst auf ca. 85% der Ursprungsverformung und danach beginnt die Relaxation.

5.3.6 Dritte Versuchsreihe (T=40 °C) Phase 1 und 2

In Abbildung 5-35 sind die Messwerte der gesamten Messreihe aufgeführt. In Phase 1 (bis 420 h) wurden die Probekörper einer konstanten Belastung in gleicher Abstufung wie bei Versuchsreihen eins und zwei ausgesetzt. Für diese Versuchsreihe kamen dieselben Probekörper wie für die Versuche bei Raumtemperatur zum Einsatz, da davon auszugehen ist, dass die Durchführung der zweiten Versuchsreihe keine Auswirkungen auf diese Versuchsreihe hat. (Belastung siehe hierzu Tabelle 5-2).

Im Gegensatz zu der Versuchsreihe zwei zeichnen sich die unterschiedlichen Belastungsniveaus durch die größeren Verformungsunterschiede deutlicher ab und die Streuung innerhalb der Belastungsgruppen ist geringer.

Innerhalb der Belastungsgruppe 1 ist deutlich zu erkennen, dass die Wegaufnehmer des AZV_17 fehlerhafte Werte liefern, daher wird dieser nicht weiter berücksichtigt. Innerhalb der Belastungsgruppe 2 liegen die Verläufe der Wegaufnehmer, der Probekörper AZV_16 und 19 dicht beieinander. Bei T=23 °C zeigten dieses Verhalten, die Probekörper 18 und 19. Der Probekörper AZV_13, welcher bei T=23 °C die mittlere Kurve innerhalb der Belastungsgruppe 3 darstellte, ist in dieser Versuchsreihe der Probekörper mit den größten Verformungen. Eine mögliche Ursache könnte sein, dass die Herstellungsfehler bei höheren Temperaturen und damit erneuter Energiezufuhr, stärker auswirken wie bei Raumtemperatur.

Insgesamt liegen die Verformungen erwartungsgemäß mit maximal 0,55 mm (entspricht 0,12 mm bei $t_{SG} = 1\text{mm}$) deutlich unter den Verformungen bei T=75 °C.

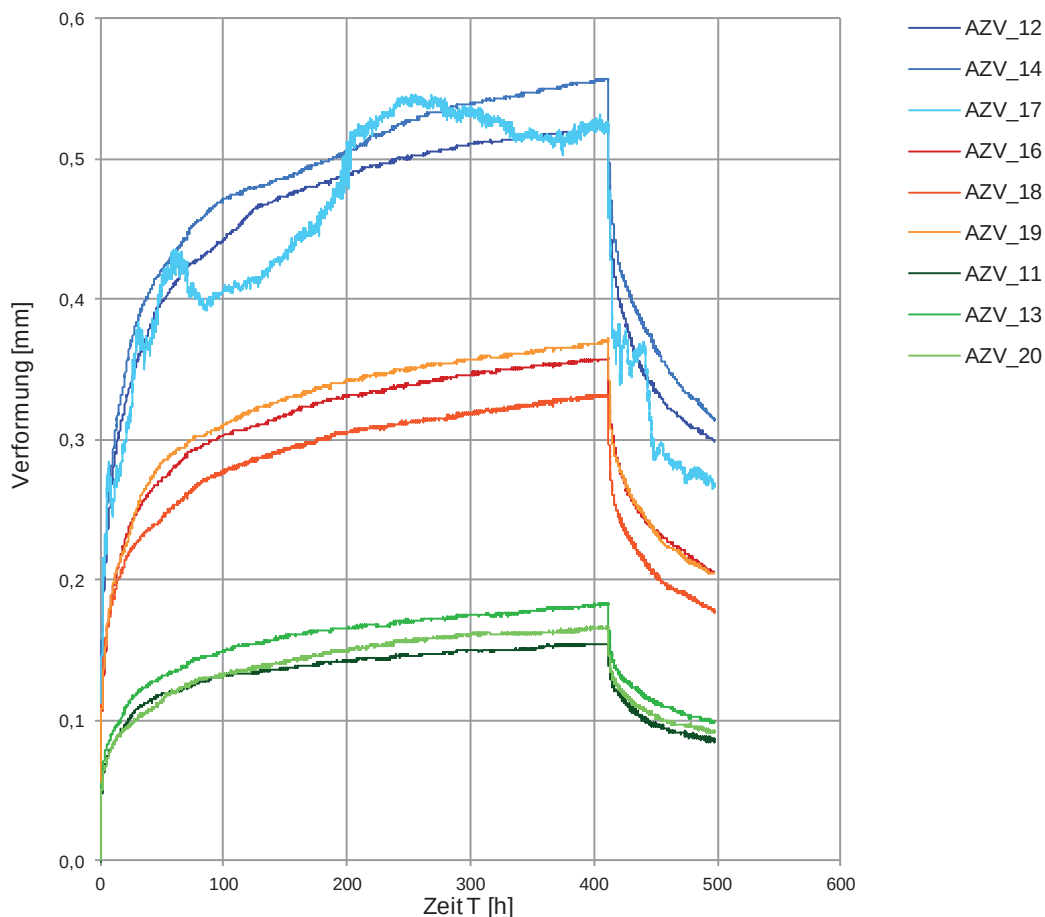


Abbildung 5-35: Verformungs-Zeit-Diagramm der zweiten Versuchsreihe (T=40 °C)

Abbildung 5-36 zeigt die in Schubspannung und Verzerrungen umgerechnete Messergebnisse für verschiedene Zeitpunkte in der isochronen Darstellungsweise. Für diese Auswertung wurde in den Lastgruppen 1 der Mittelwert aus AZV_12 und 14 gebildet, die Messwerte des Probekörpers des AZV_17 wurden nicht berücksichtigt. Für die Lastgruppen 2 und 3 wurden alle drei Messreihen zur Mittelwertbildung herangezogen.

Als Referenzgröße wurde die Verzerrungen auf Grundlage der für $T=40\text{ °C}$ und eine Belastungsdauer von $T=1\text{h}$ vom Folienhersteller angegebenen Schubmodul $G=9,28\text{ N/mm}^2$ ermittelt und in Abbildung 5-36 aufgenommen.

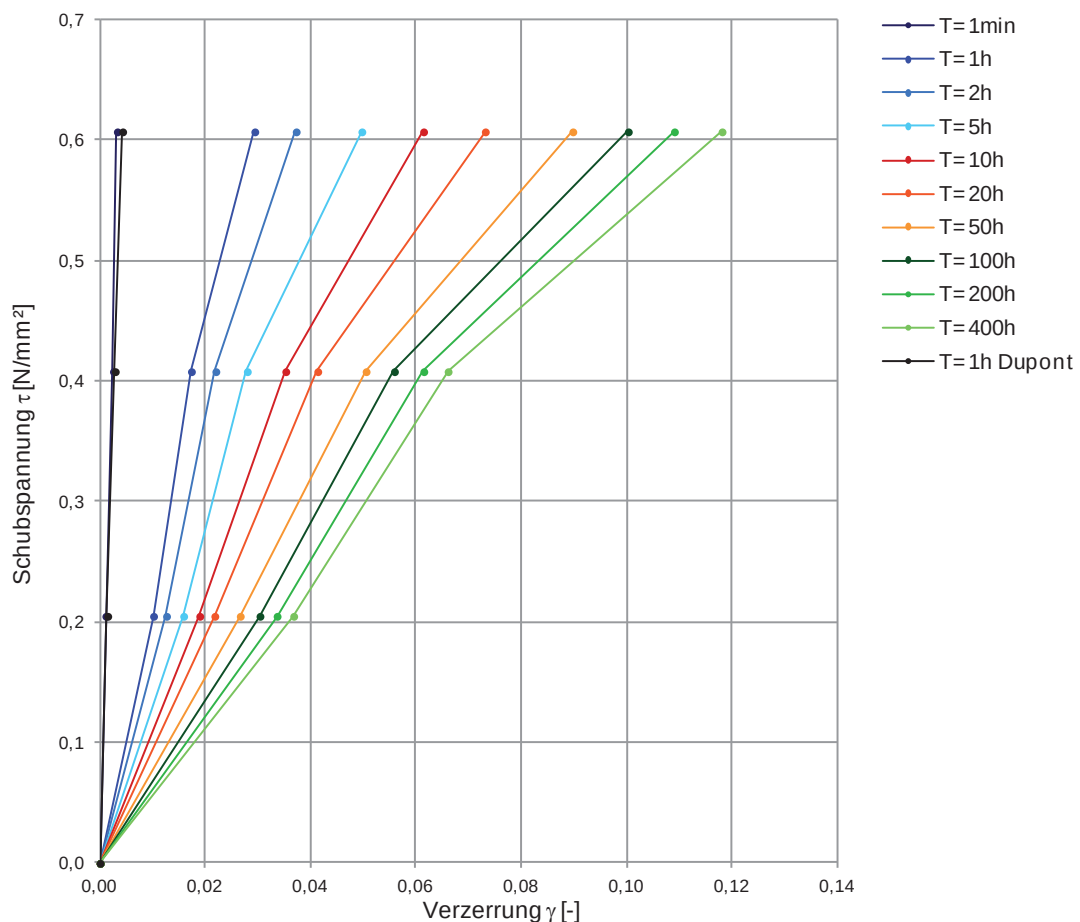


Abbildung 5-36: Isochrone Darstellung des Schubspannungs – Verzerrungs – Diagramm der 3. Versuchsreihe ($T=40\text{ °C}$)

Die gemessenen Verzerrungen sind deutlich größer als die Referenzwerte. Diese entsprechen vielmehr den Messwerten nach 1 Minute.

Die isochrone Darstellung zeigt, dass die Verzerrungen nach einer Belastungsdauer von 400 Stunden ca. die vierfachen Werten gegenüber einer Belastungsdauer von 1h aufweisen. Dies deckt sich mit den Beobachtungen bei $T = 23\text{ °C}$.

In der Phase 2 dieser Versuchsreihe wurden über ca. 80h (420h bis 500h) die Verformungen nach der Entlastung aufgezeichnet. Hier zeigt sich das gleiche Verhalten wie bei den Versuchsreihen zuvor. Die Verformungen gehen quasi zeitgleich mit der Entlastung um ca. 20% zurück und dann folgt eine verlangsamte Relaxation.

5.4 Zusammenfassung der Ergebnisse

Mittels der Langzeitversuche konnte das prinzipielle Tragverhalten der Verbindung unter konstanten Rahmenbedingungen untersucht werden. Ein Vergleich des Langzeitverhaltens für drei verschiedene Spannungszustände und drei Umgebungstemperaturen ist für eine Zeit von 400h möglich.

Abbildung 5-37 zeigt die ersten 400 Stunden der drei untersuchten Versuchsreihen. Zur besseren Übersicht sind je Lastgruppe und Temperatur die drei Messreihen zusammengefasst oder durch eine Messreihe eines repräsentativen Probekörpers dargestellt. Bei den Temperaturen 23 °C und 40 °C sind die Werte der Probekörper 12&14, 16&19 bzw. 18&19 und 11&20 bzw. 11&13&20 verwendet worden. Für die Versuchstemperatur $T=75\text{ °C}$ wurden Probekörper M0702, M0703 & M0709 & L02-10 und M0705 & M0708 ausgewertet. Da die Versuchskörper versuchsbedingt mit unterschiedlichen Schichtdicken gefertigt wurden, erfolgte die Auswertung anhand der Verzerrungen.

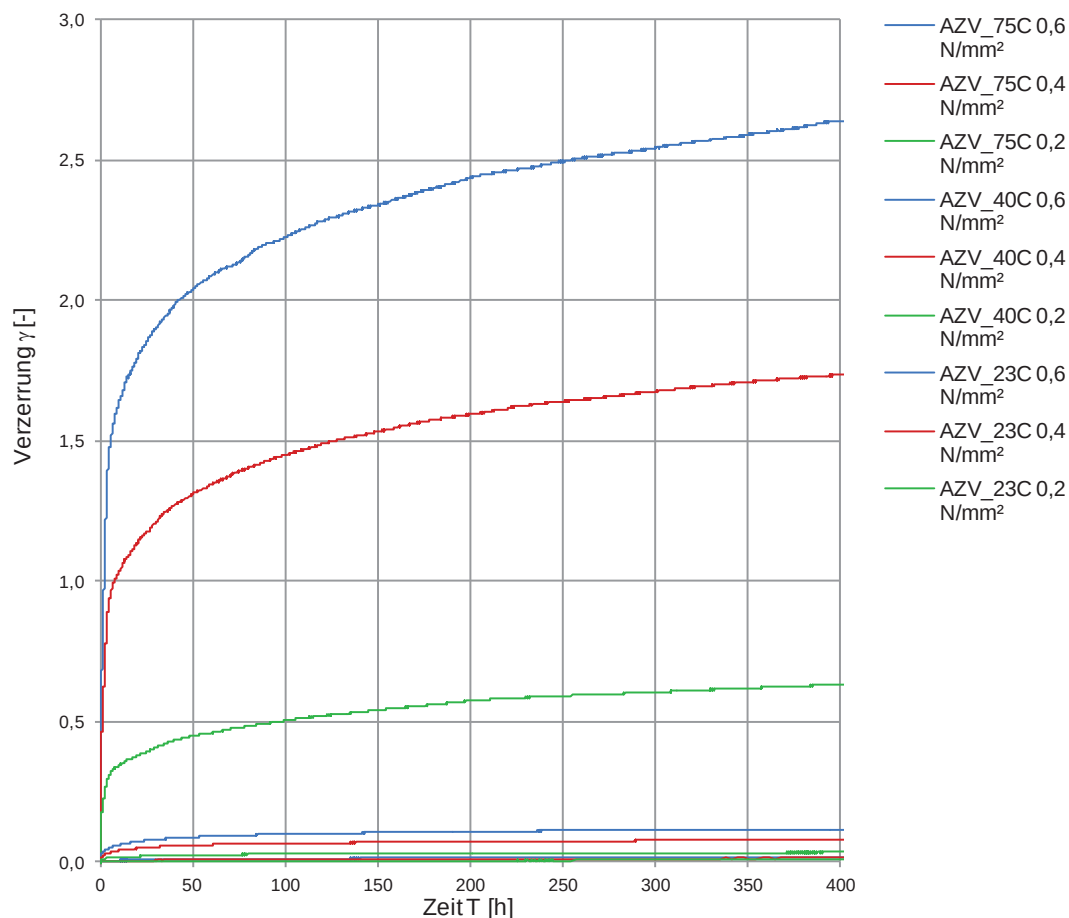


Abbildung 5-37: Vergleich der gemittelten Werte der Langzeitversuche bei $T=23\text{ °C}$, 40 °C und 75 °C jeweils die ersten 400 h

Es zeigt sich deutlich, dass sowohl die Anfangsverformungen wie auch die Verformungen nach 400h bei $T=75\text{ °C}$ um eine vielfaches größer sind als die Verzerrungen gegenüber den bei 40 °C bzw. Raumtemperatur. Dieses Verhalten entspricht den Erwartungen, da mit $T=75\text{ °C}$ eine Temperatur deutlich über der Glasübergangstemperatur gewählt wurde.

Das Diagramm zeigt, dass die Verformungen bei Raumtemperatur für die Auslegung dieser Inserts im Fassadenbereich vernachlässigbar sind. Gleiches gilt für die Verformungen unter 40 °C , wenn die Fassade so gestaltet ist, dass Temperaturen über der Glasübergangstemperatur auftreten können. Hier sind für die Temperaturen über der Glasübergangstemperatur stets maßgebend.

Es zeigt sich, dass die Zunahme der Verformungen bzw. Verzerrung über die Zeit bei allen drei Versuchsreihen und den drei Belastungszuständen affine Verläufe aufweisen. Dies zeigen auch die isochronen Darstellungen der Versuchsergebnisse. Denn die Spreizung der Zeitverläufe ist ebenfalls affin. Einen direkten Vergleich ausgewählter Belastungsdauern zeigt die folgende Tabelle 5-8. Vergleicht man z.B. die Verformungen nach 1h mit den Verformungen bei 400h, für alle Temperaturen und Spannungen, so liegen die Verhältnisse in der gleichen Größenordnung, sie vervierfachen sich. Die Tabelle zeigt, jedoch auch, dass beim Vergleich geringerer Zeitspannen die Größenordnung ähnlich sind, es aber Unterschiede zwischen Temperaturen gibt. Dies liegt darin begründet, dass kurz nach der Lastaufbringung und nach dem Erreichen der elastischen Verformung, die Zunahme der Verformungen schneller, also mit einer größeren Steigung im Weg-Zeit-Diagramm von staten geht. (Siehe hierzu Abbildung 5-15) Bei niedrigen Temperaturen ist diese Übergangsphase länger und deren Einfluss nimmt bei der Betrachtung kürzerer Belastungszeiten bzw. Temperaturen zu.

τ N/mm ²	Verhältnis 400h/1h			Verhältnis 100h/1h			Verhältnis 10h/1h		
	23C	40C	75C	23C	40C	75C	23C	40C	75C
0,600	4,2	4,0	3,9	2,4	3,4	3,2	1,4	2,1	2,5
0,400	4,3	3,8	4,0	2,4	3,2	3,4	1,6	2,0	2,5
0,200	3,7	3,6	3,1	2,3	3,0	2,5	1,4	1,9	1,7

Tabelle 5-8: Vergleich der Verzerrungszunahmen für die ausgewählten Zeiten 1h und 400h für die drei untersuchten Temperaturen

Der Verlauf der isochronen Schubspannungs-Verzerrungsdiagramme zeigt darüber hinaus, dass die Angabe eines konstanten Schubmoduls für eine Belastungsdauer nicht ausreichend ist. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass jeweils nur drei Spannungen untersucht wurden und bei den auftretenden Streuungen der Messergebnisse groß sind.

Der Abgleich der Versuchsergebnisse mit den in [10] in Abhängigkeit von der Versuchstemperatur und Belastungsdauer angegebenen Schubmoduli, zeigt dass die angegebene Schubmoduli zu $T=75\text{ °C}$ zu deutlich niedrigeren berechneten Verformungen führen, als die Messungen ergaben. Die Steifigkeit der Verbindung wird also überschätzt. (Siehe hierzu Abbildung 5-21, Abbildung 5-34, Abbildung 5-36).

Die visuelle Kontrolle der Probekörper nach der Versuchsreihe 1 zeigt, dass alle untersuchten Probekörper bleibende Verformungen und Schädigungen aufweisen. (Siehe Abbildung 5-31 und Abbildung 5-32). Ausgehend von der Annahme, dass die sichtbaren Schädigungen vornehmlich von den Gesamtverformungen abhängig sind, und weniger von der Anfangsspannung, wird die für Auslegung auf Gebrauchstauglichkeitsniveau maßgebend für die Dimensionierung.

Mittels der ersten Versuchsreihe konnte aufgezeigt werden, dass die Veränderung der Temperatur direkten Einfluss auf das Kriechverhalten hat. So reduziert sich die Zunahme der Verformung bei Abkühlung und steigt wieder auf das Ausgangsniveau an. Daraus abgeleitet ist eine Addition der Verformungen aus unterschiedlichen Temperaturbereichen denkbar, dies sollte jedoch noch weitergehend untersucht werden.

Generell kann festgestellt werden, dass anhand der durchgeführten Versuchsreihen das prinzipielle Kriechverhalten dieser Verbindung erfasst werden konnte. Die Grundlagen für eine vertiefte rheologische Untersuchung wurden erarbeitet. Aufgrund der zum Teil großen Streuungen der Messergebnisse, die aus Sicht der Autoren vornehmlich fertigungsbedingt sind, sollte bei weiteren Untersuchungen, z.B. an der optimierten Geometrie, auch die Fertigung selbst untersucht werden. Hierbei sei jedoch erwähnt, dass die Fertigungsqualität der Fa. Sedak um ein vielfaches höher ist, als z.B. bei am ILEK erstellten Eigenlaminaten.

6 Numerische Simulation des Tragverhaltens unter Kurzzeitbelastung

6.1 Zugversuche

Um das mechanische Verhalten von SG in unterschiedlichen Fertigungsgeometrien und unter unterschiedlichen Belastungen abschätzen zu können, wird im folgenden Abschnitt aus den experimentellen Untersuchungen (Kapitel 4.1) ein numerisches Materialmodell abgeleitet. Dieser Abschnitt fasst das Vorgehen und die Ergebnisse von Arbeitspaket 1.ii zusammen.

Für die numerische Simulation wird das Finite-Elemente Programm ANSYS 12.0.1 verwendet. Bei dem Programm ANSYS handelt sich um eine seit 1970 kommerziell vertriebene Software zur Simulation von Problemen u.a. der Strukturmechanik, Fluidmechanik, Thermomechanik und des Elektromagnetismus [36]. Um schnell Änderungen in der Simulation durchführen zu können, erfolgt die Erzeugung und die Berechnung des numerischen Modells in APDL-Form (ANSYS Parametric Design Language). Der hierfür benötigte Programmcode gliedert sich in drei Abschnitte: das Preprocessing, der Lösungsabschnitt und das Postprocessing. Während im Preprocessing alle wesentlichen Modellparameter definiert und die Geometrie und das Netz erzeugt werden, finden die Aufbringung von Lasten und das Berechnen der numerischen Lösung im Lösungsabschnitt statt. Das Postprocessing erlaubt das Betrachten und eine weitere Auswertung der Ergebnisse.

6.1.1 Auswahl eines Materialmodells

Für die Abbildung des mechanischen Verhaltens eines Materials steht im ANSYS Programmpaket eine Vielzahl von Materialmodellen zur Verfügung. Folgende Punkte dienen als Grundlage für die Wahl eines Materialmodells:

- nicht-linearer Spannungs-Dehnungs-Verlauf von SG -> nicht-lineares Materialmodell
- keine Betrachtung der Belastungsgeschichte und zeitlich-veränderlicher Effekte innerhalb einer Simulation (wie z.B. Kriechen), sondern ein separates Materialmodell für jede Belastungsgeschwindigkeit -> geschwindigkeitsunabhängiges Materialmodell
- Annahme eines isotropen Materialverhaltens mit isotropem Fließen -> "Multilinear-Isotropic-Hardening"

Um das Fließen eines Körpers unter einer Beanspruchung beschreiben zu können, existieren eine Vielzahl unterschiedlicher Fließbedingungen. Im Folgenden werden einige für den betrachteten Themenbereich relevanten Fließbedingungen erläutert und die getroffene Wahl für die numerische Simulation begründet. Alle Fließbedingungen sind in der aufgeführten Form nur für die Betrachtung isotroper Materialien und für quasi statische Kurzzeitbelastung (keine zyklische Belastung (Ermüdung), keine Langzeitbelastung (Kriechen)) geeignet.

Von Mises zeigt in [37] die Abhängigkeit des Spannungszustandes im plastischen Bereich vom Deformationszustand auf und leitet mit Hilfe der Bewegungsgleichungen die Fließbedingung (6.1) her. Diese hängt ausschließlich von der zweiten Invariante des Spannungsdeviators⁶ ab und ist somit unabhängig vom hydrostatischen Spannungsanteil.

$$F = \sqrt{3 \cdot J_2} - \sigma_y \quad (6.1)$$

F	Fließbedingung
J_2	zweite Invariante des Spannungsdeviators
σ_y	Fließspannung

⁶ Die Invarianten des Spannungstensors und des Spannungsdeviators werden in Kapitel 10.2 hergeleitet und mit der in dieser Arbeit verwendeten Vorzeichenkonvention aufgeführt.

Drucker und Prager stellen in [38] und [39] eine Fließbedingung für Böden vor, die über die erste Invariante des Spannungstensors den Einfluss des hydrostatischen Spannungszustands auf die Fließbedingung berücksichtigt (6.2).

$$F = \sqrt{J_2} + \alpha \cdot I_1 - \sigma_y \quad (6.2)$$

I_1 erste Invariante des Spannungstensors

Für Kunststoffe schlägt Raghava et al. in [40] eine Fließbedingung vor, die den hydrostatischen Spannungszustand und die einaxiale Fließdruck- bzw. Fließzugspannung berücksichtigt.

$$F = \sqrt{2 \sigma_{y,C} \sigma_{y,T}} - \sigma_y = \sqrt{6 \cdot J_2 + 2 (\sigma_{y,C} - \sigma_{y,T}) \cdot I_1} - \sigma_y \quad (6.3)$$

$\sigma_{y,C}$ Druckfließspannung

$\sigma_{y,T}$ Zugfließspannung

Eine Fließbedingung mit der Möglichkeit der Berücksichtigung eines höher exponentigen Ansatzes formuliert Schlimmer in [41] und wendet sie für Klebstoffsysteme unter anderem in [42] an.

$$F = J_2^{\frac{m_{Sch}}{2}} + \left(\frac{1}{3}\right)^{\frac{m_{Sch}}{2}} \sum_{p_{Sch}=1}^{q_{Sch}} m_{Sch} a_{p_{Sch}} \sigma_{y,T}^{m_{Sch}-p_{Sch}} I_1^{p_{Sch}} - \sigma_y \quad (6.4)$$

$a_{p_{Sch}}, m_{Sch}, p_{Sch}, q_{Sch}$ Materialparameter nach Schlimmer

Während die von-Mises-Fließbedingung das Verhalten von Metallen gut abbildet, zeigen Untersuchungen an Kunststoff- und Klebsystemen von u.a. Ward [43], Raghava et al [40], Schlimmer et al. [41], [42] die Abhängigkeit der Fließbedingung vom hydrostatischen Spannungszustand auf. Um den Einfluss dieses Spannungszustands auf das Kraft-Verformungsverhalten der in dieser Arbeit untersuchten Verbindung abzuschätzen, erfolgt die numerische Simulation des Tragverhaltens nicht nur nach der Fließbedingung nach von-Mises sondern – in einer weiteren Simulation – auch nach Drucker-Prager.

Eine Simulation des Verhaltens nach Raghava oder Schlimmer wird nicht durchgeführt. Insbesondere zur Abbildung der Fließbedingung nach Schlimmer wäre eine umfangreiche Versuchsserie notwendig, um die erforderlichen Materialparameter zu bestimmen. Neben einer aufwändigen Versuchstechnik erfordern die verfeinerten Fließbedingungen einen zusätzlichen Aufwand im Bereich der Implementierung, da sie bisher nur zum Teil in kommerziellen Programmen integriert wurden. Die Arbeit von Diercks [44] zeigt hierfür einen ersten Ansatz auf. Es ist jedoch fraglich, inwiefern der Aufwand zur Verwendung einer verfeinerten Fließbedingung gerechtfertigt wäre, da davon auszugehen ist, dass das Tragverhalten der Verbindung vielmehr durch herstellungsbedingte Effekte (Laminierungsvorgang, Störstellen, Einschlüsse) beeinflusst wird. Diese Effekte blieben auch bei einer verfeinerten Fließbedingung unberücksichtigt.

Abbildung 6-1 zeigt einen von-Mises-Fließzylinder und einen Drucker-Prager-Fließkegel im Hauptspannungsraum. Beide Körper sind entlang der Raumdiagonalen orientiert. Die Punkte der Raumdiagonalen weisen einen rein hydrostatischen Spannungszustand auf, so dass auch der Begriff "hydrostatische Achse" verwendet wird. Die Mantelfläche des von-Mises-Fließzylinders hat einen konstanten Abstand von der hydrostatischen Achse. Dieses verdeutlicht, dass die Größe der zum Fließen führenden Spannung unabhängig vom einwirkenden hydrostatischen Spannungszustand ist. Der Drucker-Prager-Fließkegel weitet sich für hydrostatische Druckspannungszustände auf und verjüngt sich für hydrostatische

Zugspannungszustände. Die Fließspannung ist somit abhängig vom hydrostatischen Spannungszustand. Die rechte Darstellung in Abbildung 6-1 zeigt die Fließkurven für $\sigma_3 = 0$. Die von-Mises Fließkurve schneidet die Abszisse und Ordinate bei $\pm\sigma_{y,T}$, die Drucker-Prager-Fließkurve hingegen bei $+\sigma_{y,T}$ und $-m \cdot \sigma_{y,T}$.

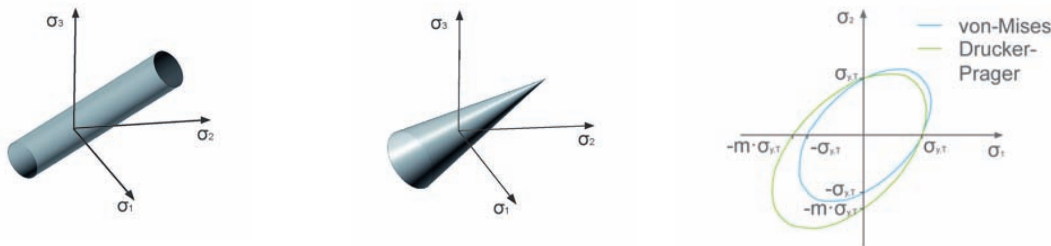


Abbildung 6-1: Links: von-Mises-Fließzylinder, Mitte: Drucker-Prager-Fließkegel, rechts: von-Mises- und Drucker-Prager-Fließkurve für $\sigma_3 = 0$

Während das reguläre Drucker-Prager-Modell in Ansys ein rein elastisch-plastisches Materialverhalten abbildet, erlaubt das extended Drucker-Prager-Modell die Simulation eines Materialmodells mit Verfestigung. In diesem Fall überlagert sich das Multilinear-Isotropic-Hardening-Modell mit der Drucker-Prager-Fließbedingung.

Zur Beschreibung des extended Drucker-Prager-Modells wird neben Spannungs-Dehnungsdaten die Eingabe eines materialabhängigen Parameters benötigt, der den Einfluss des hydrostatischen Spannungszustands auf den Gesamtspannungszustand angibt. Dieser auf das Verhältnis von Druck- zu Zugfließspannung zurückführbare Wert ist für SG bisher nicht bekannt. Raghava et al. fassen in [40] die Verhältnisse von Druck- zu Zugfließspannungen unterschiedlicher Kunststoffe und Studien zusammen (Abbildung 6-2). Der Wert variiert für die betrachteten Kunststoffe zwischen 1,20 und 1,33, so dass zur Abschätzung des Einflusses des hydrostatischen Spannungszustands für SG ein Wert von 1,3 angenommen wird. (Die den Ergebnissen zugrunde liegenden Dehngeschwindigkeiten und Temperaturen sind in [40] nicht aufgeführt.)

SOURCE OF DATA	MATERIAL	C/T RATIO
PRESENT STUDY	PVC	1.33
PRESENT STUDY	PC	1.20
WHITNEY (2)	PS	1.30
BAUWENS (3)	PVC	1.30
STERNSTEIN (4)	PMMA	1.30

Abbildung 6-2: Verhältnis von Druck- zu Zugfließspannung (C/T) unterschiedlicher Kunststoffe aus [40]

Um die Freiwerte des in Ansys implementierten extended Drucker-Prager-Modells (6.5) in Abhängigkeit des Verhältnisses von Druck- zu Zugfließspannung bestimmen zu können, wird die in [45] formulierte Drucker-Prager-Fließbedingung (6.6) umgeformt und ein Koeffizientenvergleich durchgeführt.

$$\sqrt{3}J_2 + \frac{\alpha}{3} I_1 - \sigma_y \leq 0 \quad (6.5)$$

α hydrostatischer Sensitivitätsparameter

$$F = \sqrt{J_2} + \beta I_1 - \sigma_y \leq 0 \quad (6.6)$$

$$\text{mit } \beta = \frac{\sigma_{y,C} - \sigma_{y,T}}{\sqrt{3}(\sigma_{y,C} + \sigma_{y,T})} \quad \sigma_y = \frac{2 \cdot \sigma_{y,C} \sigma_{y,T}}{\sqrt{3}(\sigma_{y,C} + \sigma_{y,T})} \quad (6.7)$$

Durch Einsetzen von β und σ_y folgt:

$$\sqrt{3J_2} + \frac{\sigma_{y,C} - \sigma_{y,T}}{(\sigma_{y,C} + \sigma_{y,T})} I_1 - \frac{2 \cdot \sigma_{y,C} \sigma_{y,T}}{(\sigma_{y,C} + \sigma_{y,T})} \leq 0 \quad (6.8)$$

Mit der Einführung des Parameters $m = \frac{\sigma_{y,C}}{\sigma_{y,T}}$, der das Verhältnis von Druck- zu Zugfließspannung ausdrückt, erhält man:

$$\sqrt{3J_2} + \frac{(m-1)}{(m+1)} I_1 - \frac{2 \cdot m \sigma_{y,T}}{(m+1)} \leq 0 \quad (6.9)$$

Über einen Koeffizientenvergleich von (6.9) mit (6.5) ergeben sich α und σ_y zu:

$$\alpha = 3 \cdot \frac{(m-1)}{(m+1)} \quad \sigma_y = \frac{2 \cdot m}{(m+1)} \cdot \sigma_{y,T} \quad (6.10)$$

6.1.2 Ableitung der Materialeingabedaten

Als Parametereingabe erfordert das Materialmodell "Multilinear-Isotropic-Hardening" logarithmische Dehnungs- und "wahre" Spannungswerte aus einaxialen Zugversuchen. Dabei stellt die logarithmische Dehnung ε_{log} eine Summation von auf die jeweils aktuelle Länge bezogenen Verformungsinkrementen dar [45], [46].

$$\varepsilon_{log} = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln l - \ln l_0 = \ln \left(\frac{l}{l_0} \right) = \ln \left(\frac{l_0 + (l - l_0)}{l_0} \right) = \ln(1 + \varepsilon_{ing}) \quad (6.11)$$

ε_{log}	logarithmische Dehnung
ε_{ing}	(Ingenieur-) Dehnung
l	Länge zum betrachteten Zeitpunkt
l_0	Ausgangslänge

Wie die Ingenieurdehnung betrachtet die logarithmische Dehnung die Verformung über einen festgelegten Probekörperbereich. Treten innerhalb dieses Probekörperbereichs Inhomogenitäten wie zum Beispiel Einschnürungen auf, so werden diese Effekte auf den gesamten Probekörperbereich bezogen. Dieses führt zu einer Unterschätzung der lokal auftretenden Dehnung.

Während die Ingenieurspannung σ_{ing} die aufgebrachte Kraft auf die Ausgangsfläche des Probekörpers bezieht, berücksichtigt die "wahre" Spannung σ_{wahr} die belastungsbedingte Querschnittsveränderung. Um die "wahre" Spannung berechnen zu können, muss im Versuch die Probekörperfläche gemessen werden. Dieses kann mithilfe von zusätzlichen mechanischen Messfühlern in Breiten- und Dickenrichtung bzw. über eine optische Messeinrichtung geschehen. Da dieses den versuchstechnischen Aufwand jedoch stark erhöht, wird zumeist die "wahre" Spannung aus der Ingenieurspannung berechnet. Unter der Annahme, dass Inkompressibilität und Volumenkonstanz herrscht, gilt folgender Zusammenhang [45], [46]:

$$A_0 \cdot l_0 = A \cdot l \quad (6.12)$$

$$\sigma_{wahr} = \frac{F}{A} = \frac{F \cdot l}{A_0 \cdot l_0} = \sigma_{ing} \cdot \frac{l}{l_0} \quad (6.13)$$

mit $\frac{l}{l_0} = 1 + \varepsilon_{ing}$ aus (6.11) folgt:

$$\sigma_{wahr} = \sigma_{ing} \cdot (1 + \varepsilon_{ing}) \quad (6.14)$$

A_0 Ausgangsfläche

A Fläche zum betrachteten Zeitpunkt

σ_{ing} (Ingenieur-) Spannung

σ_{wahr} "wahre" Spannung

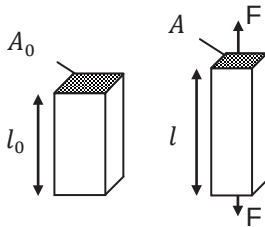


Abbildung 6-3: Körper mit Volumenkonstanz, links: vor der Belastung, rechts: unter Belastung

Um die in den Zugversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungs-Daten (Kapitel 4.1) in "wahre" Spannungs- und logarithmische Dehnungspaare zu überführen, wurden die Formeln (6.11) und (6.14) angewendet. Zur Mittelung der Versuchsdaten einer Versuchsreihe wurden die Spannungswerte jedes Versuchs für festgesetzte, diskrete Dehnungswerte zwischen zwei Messwerten linear interpoliert. Dieses war notwendig, da die Datenaufzeichnung während der Versuche nicht für definierte Dehnungswerte sondern in einem festgesetzten zeitlichen Intervall erfolgte. Die gemittelten Kurven sind für die einzelnen Versuchsreihen in Abbildung 6-4 dargestellt.

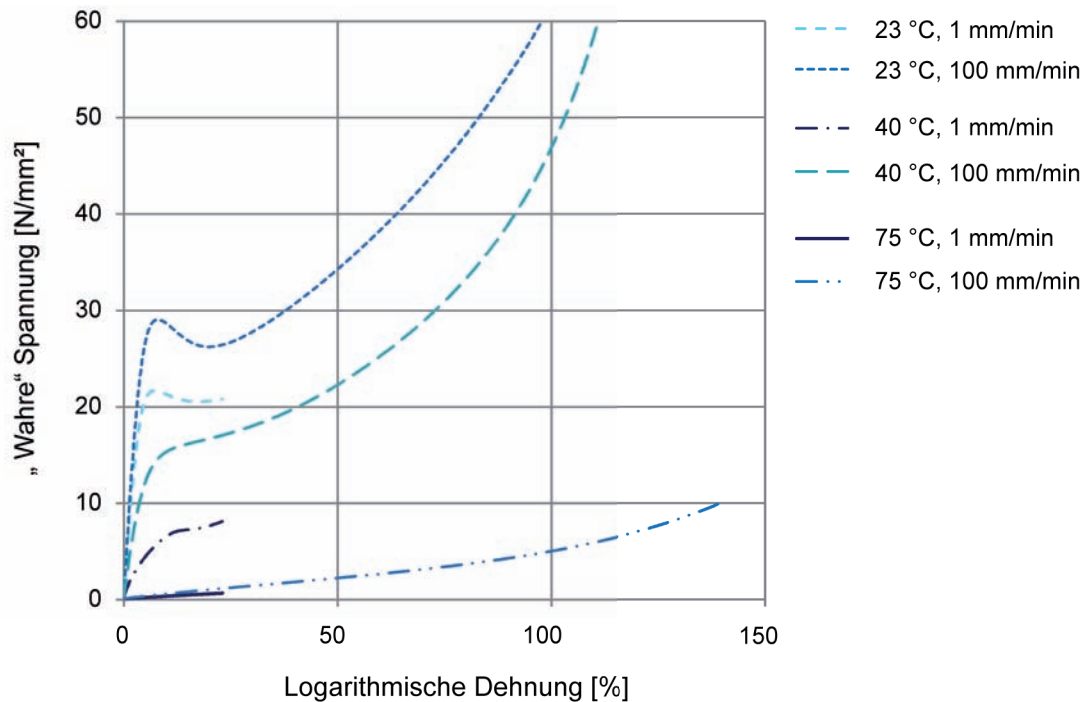


Abbildung 6-4: "Wahres" Spannungs-log. Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben: für jede Versuchsreihe aus drei Einzelkurven gemittelt, Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min bzw. 100 mm/min, Temperaturen: 23 °C ± 2 °C, 40 °C ± 2 °C, 75 °C ± 2 °C, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert

Für das "Multilinear Isotropic Hardening"-Materialmodell gelten bei der Dateneingabe noch weitere Restriktionen:

- die Steigung der Datenkurve darf nicht negativ werden (keine Entfestigung)
- die Steigung der Datenkurve darf nicht größer als die Steigung des ersten Wertpaares sein

Wie Abbildung 6-4 zu entnehmen ist, tritt bei den Versuchen bei 23 °C nach der Streckgrenze ein Steifigkeitsabfall auf. Diese Entfestigung kann mit der gewählten numerischen Simulationssoftware nicht abgebildet werden, so dass eine Modifikation der Daten vor der Eingabe erfolgte: die ab diesem Bereich aufgezeichneten niedrigeren Spannungswerte wurden durch den Spannungswert ersetzt, der vor der negativen Steigung auftrat. Keine Modifikation erfolgte für Spannungswerte, die den Ersatzwert überstiegen.

Extended Drucker-Prager-Modell

Zur Verwendung der Spannungs-Dehnungsdaten für das extended Drucker-Prager-Modell musste eine weitere Modifikation durchgeführt werden. Der Spannungswert des Multilinear-Isotropic-Hardening-Modells gibt den zur Dehnung zugehörigen Vergleichsspannungswert an. Da die Drucker-Prager-Vergleichsspannung den hydrostatischen Spannungszustand berücksichtigt und dieser beim einaxialen Zugversuch ungleich null ist, muss die "wahre" Spannung gemäß (6.10) mit dem Faktor $\frac{2 \cdot m}{(m+1)}$ multipliziert werden.

Als weiterer Parameter muss die Querdehnzahl an das FEM-Programm übergeben werden. Da bei den experimentellen Untersuchungen aufgrund des hohen messtechnischen Aufwands und der Fehleranfälligkeit der Messung keine Ermittlung der Querdehnzahl erfolgte, wurde diese je nach Versuchsdauer im linear-elastischen Bereich nach Tabelle 2-3 gewählt. Die verwendeten Werte sind in Tabelle 6-1 aufgeführt.

		Temperatur					
		23 °C		40 °C		75 °C	
		1 mm/min	100 mm/min	1 mm/min	100 mm/min	1 mm/min	100 mm/min
Querdehnzahl	[-]	0,453	0,452	0,484	0,481	0,499	0,499

Tabelle 6-1: Verwendete Querdehnzahlen

6.1.3 Numerische Simulation des Zugversuchs mit von-Mises-Fließbedingung

Um die abgeleiteten Materialmodelle zu verifizieren, wurde in numerischen Simulationen der Zugversuch für die untersuchten Temperaturen und Versuchsgeschwindigkeiten abgebildet und anschließend die berechneten mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Dieser Abschnitt erläutert den Aufbau der numerischen Simulation, während in 6.1.5 der Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse geführt wird.

Für das numerische Modell wurden Elemente des Typs "Plane 182" verwendet. Hierbei handelt es sich um ein 2-dimensionales Element mit vier Knoten, die jeweils zwei Verschiebungsfreiheitsgrade in x- und y-Richtung aufweisen. Das Element eignet sich, um große Verformungen und Dehnungen zu berechnen. Da bei der zu simulierenden Belastung keine Spannungen in Dickenrichtung auftreten, wurde eine plane-stress Formulierung des Elements verwendet. Diese Variante ermöglicht die Eingabe der Probekörperdicke und berücksichtigt bei der Simulation die durch die Querdehnung hervorgerufene Dickenveränderungen.

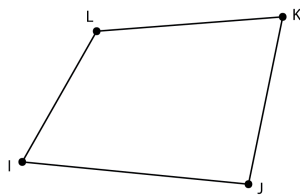


Abbildung 6-5: Plane182-Element aus [47]

Zu Beginn des Preprocessings erfolgte das Einlesen der Probekörpergeometrie. Dabei wurden die Abmessungen gemäß der Ist-Maße der Probekörper gewählt. Aufgrund der verwendeten Stanzvorrichtung betrug die Breite im mittleren Probekörperbereich 9,81 mm. Die Dicke der Probekörper wurde im Mittel zu 1,67 mm bestimmt und die Länge in Anlehnung an die Einspannlänge der Versuchsvorrichtung zu 115 mm gewählt. Die Abmessungen jedes Probekörpers sind Tabelle 10-1 zu entnehmen.

Die Vernetzung der Geometrie erfolgte mit einer Elementgröße von maximal 2 mm Kantenlänge. Die vernetzte, unbelastete Probekörpergeometrie ist in Abbildung 6-6 dargestellt.

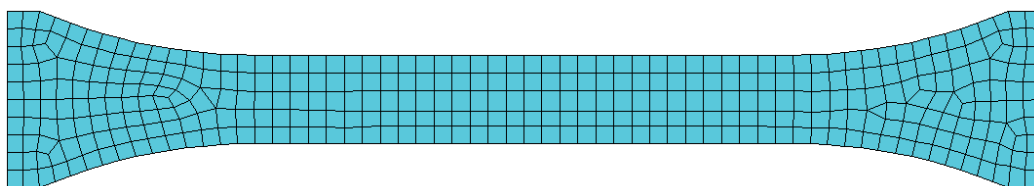


Abbildung 6-6: Vernetzte Probekörpergeometrie

Im Processing wurden die Auflager definiert, ein Verformungsschritt aufgebracht und die material- und geometrisch-nicht-lineare Berechnung gestartet. Da insbesondere im Bereich

der Probekörpereinschnürung große lokale Elementdeformationen auftraten, wurde nach jedem dritten aufgetragenen Verformungsschritt ein Rezoning-Algorithmus angewendet. Dieser Algorithmus vernetzte die bereits deformierte Probekörpergeometrie neu und übertrug die Ergebnisse der vorherigen Simulation auf das neue Netz. Das neue Netz diente als Grundlage für die nächste Verformungsaufbringung. Dieser Vorgang der Verformungsaufbringung und Neuvernetzung wurde solange wiederholt, bis die Gesamtverformung aufgebracht war. Ein Ablaufdiagramm der numerischen Simulation ist Abbildung 6-7 zu entnehmen.

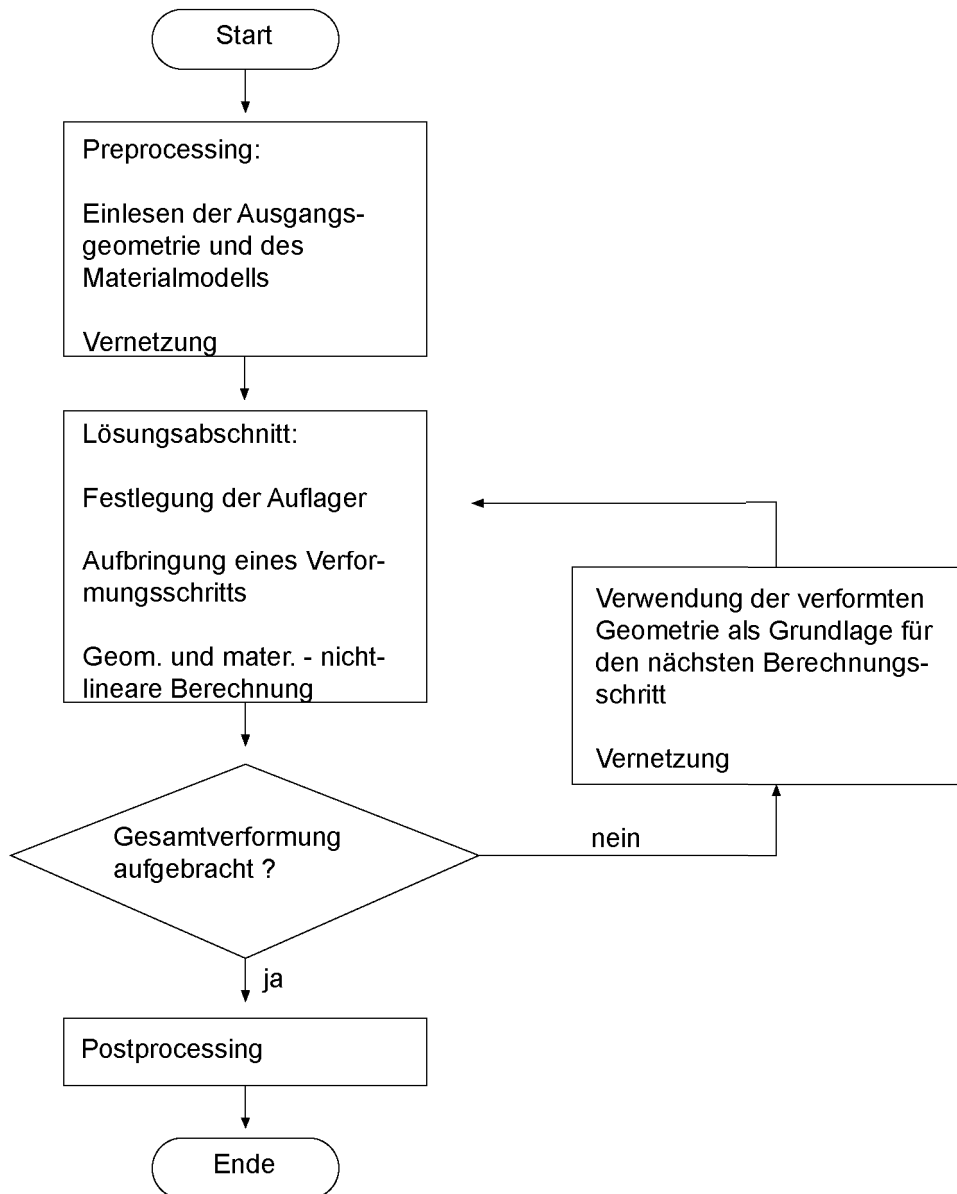


Abbildung 6-7: Ablaufdiagramm der numerischen Simulation des Zugversuchs

Nach Aufbringung der Gesamtverformung konnten unter anderem die Dehnungs- und Spannungsverteilung der einzelnen Verformungsschritte betrachtet und die Auflagerreaktionen ausgelesen werden. Die Vergleichsdehnungsverteilung für den Zugversuch bei 23 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min ist für aufgetragene Verformungen von 1 mm bis 140 mm in Abbildung 6-8 dargestellt. Die Farbskala kennzeichnet – wie auch bei Abbildung 6-9 und Abbildung 6-10 – für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot. Bei einem Verformungsschritt von 20 mm zeichnet sich die Einschnürung im mittleren Probekörperbereich deutlich ab. Diese

Querschnittsverjüngung breitet sich bei den weiteren Verformungsschritten weiter aus, bis bei einem Verformungsschritt von 100 mm der gesamte mittlere Probekörperbereich verjüngt ist. Dieses Verformungsverhalten deckt sich mit dem in Abbildung 4-8 dargestellten.

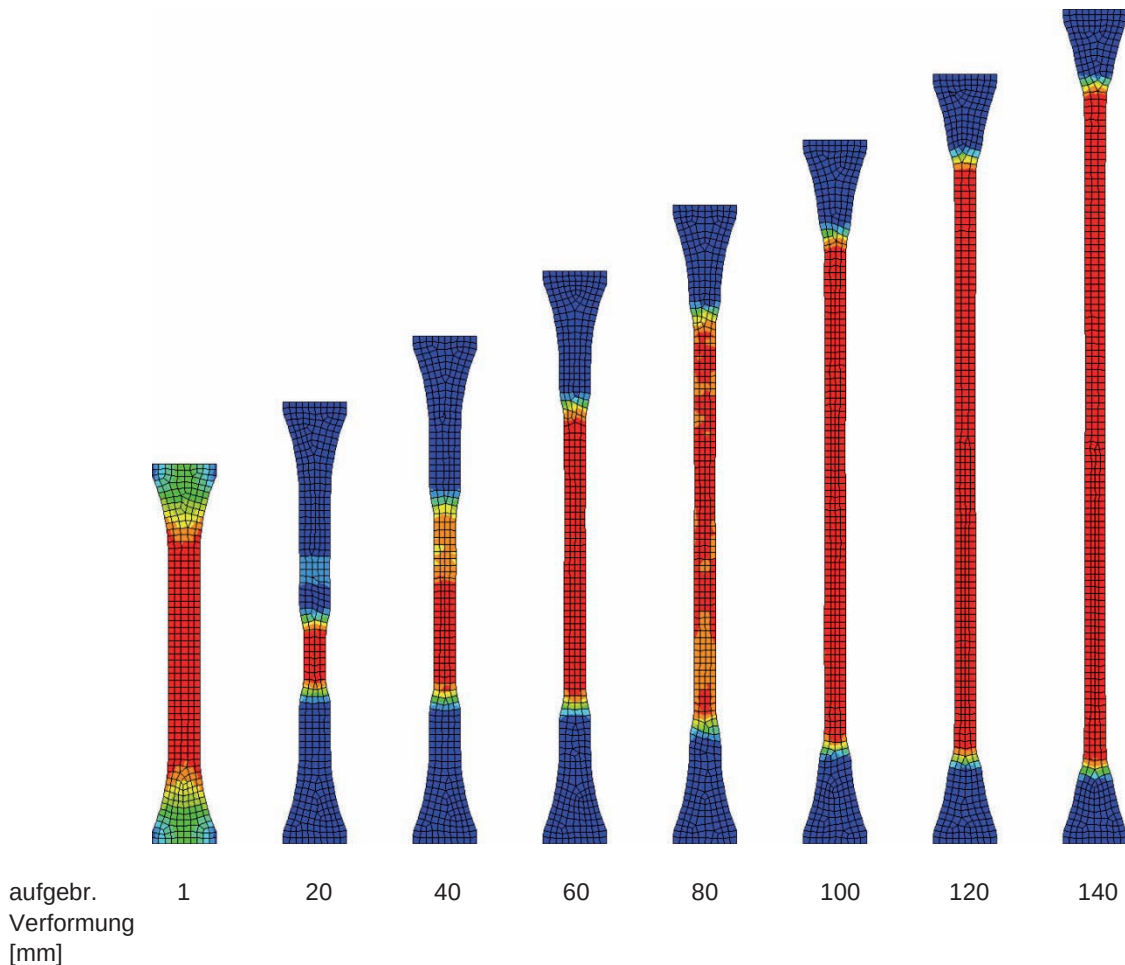


Abbildung 6-8: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 23 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.

Weniger stark ausgeprägt tritt die Einschnürung bei 40 °C auf. Die Vergleichsdehnung für Verformungsschritte von 1-140 mm ist Abbildung 6-9 zu entnehmen. Keine Einschnürung sondern eine gleichmäßige Probekörperverjüngung findet bei den Versuchen bei 75 °C statt. Die Vergleichsdehnungen sind in Abbildung 6-10 dargestellt.

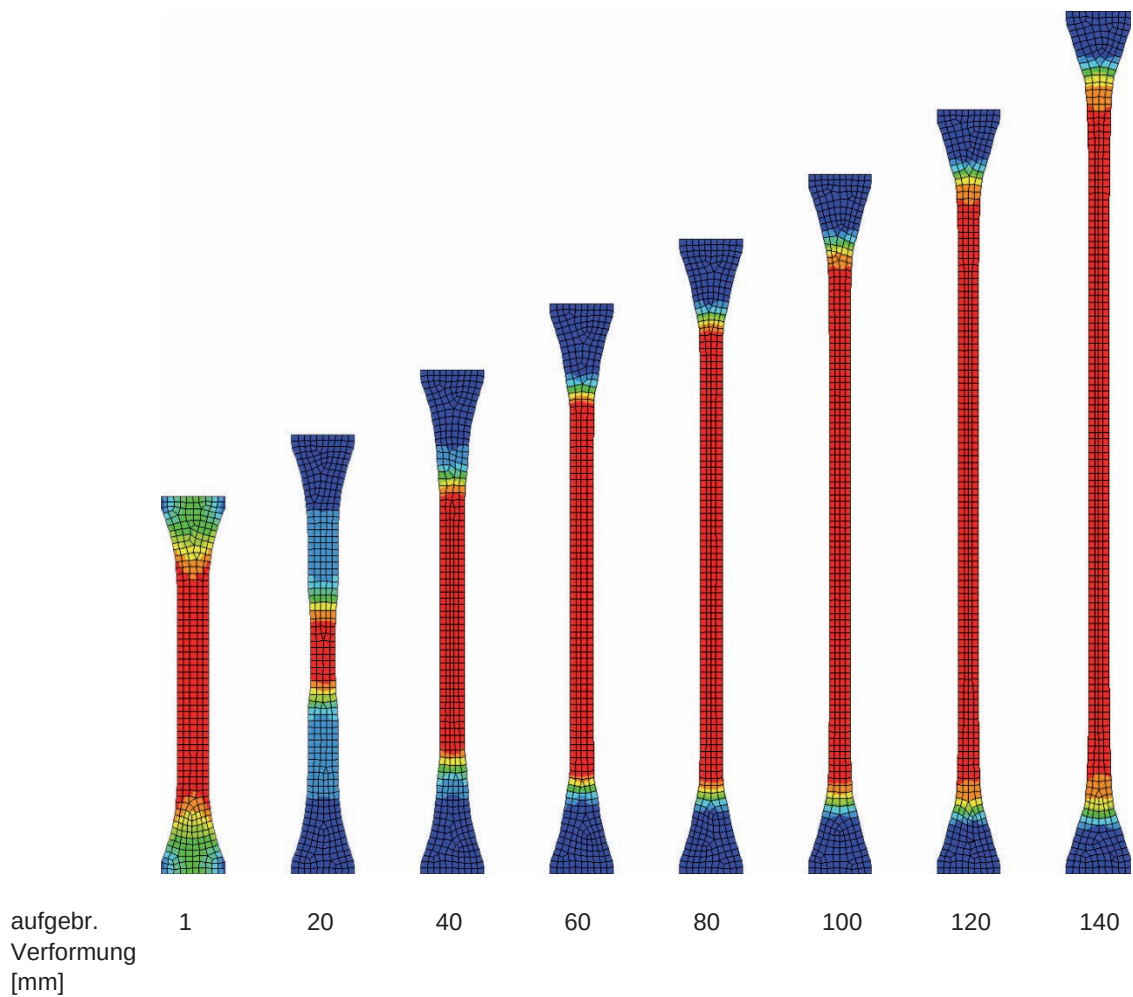


Abbildung 6-9: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 40 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.

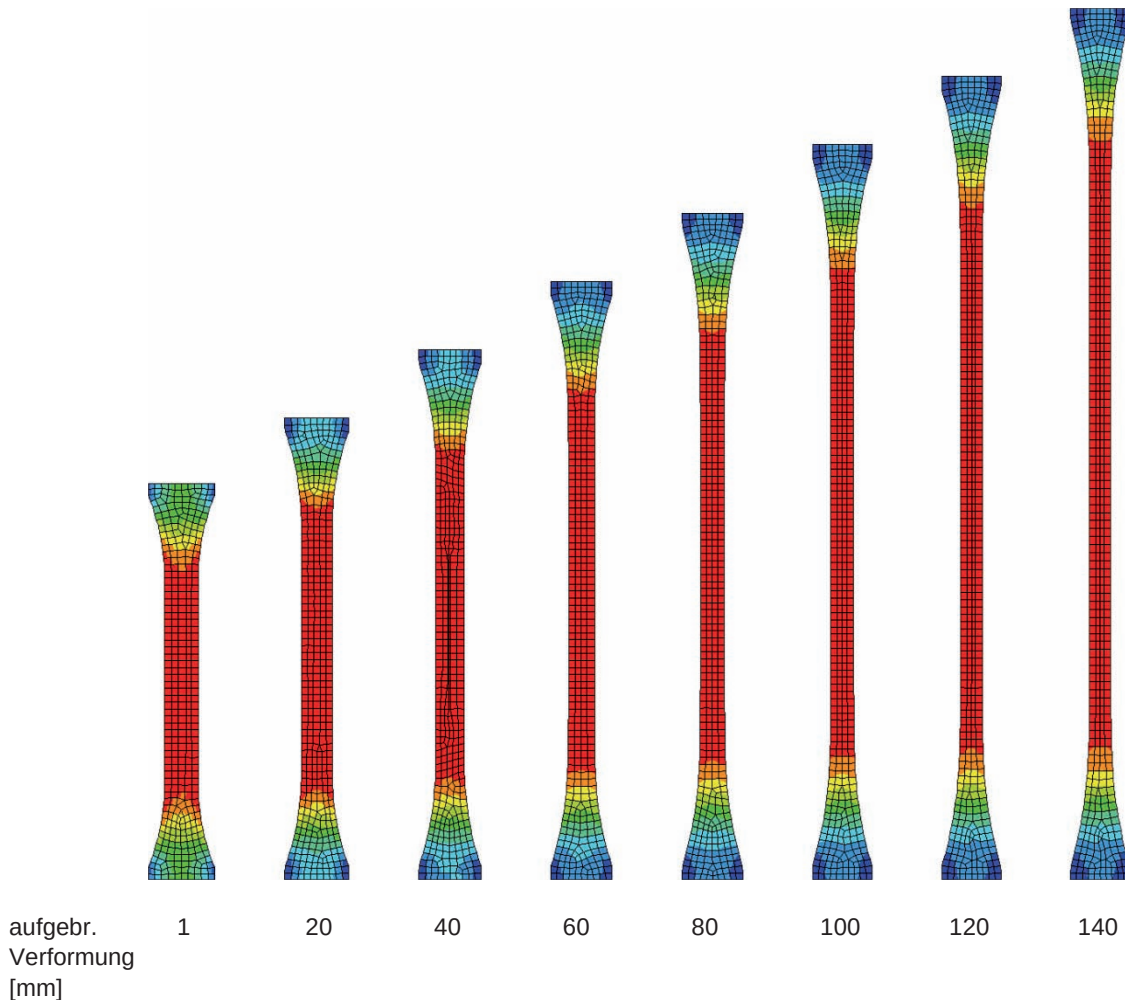


Abbildung 6-10: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 75 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.

6.1.4 Numerische Simulation des Zugversuchs mit der extended Drucker-Prager-Fließbedingung

Um den Einfluß der Fließbedingung auf die Simulation des Tragverhaltens zu untersuchen, erfolgte die Modellierung der Zugversuche nicht nur nach der von-Mises-Fließbedingung sondern auch nach dem extended Drucker-Prager-Modell. Da das extended Drucker-Prager-Modell im verwendeten FEM-Programm nicht mit 2-D-Elementen (plane-stress option) kombinierbar ist, musste die Simulation mit Volumenelementen (solid185, 8-Knoten-Element) erfolgen. Abbildung 6-11 zeigt schematisch den verwendeten Elementtyp.

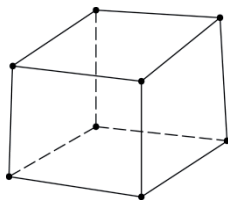


Abbildung 6-11: Solid185, Ansys-Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Verschiebungsfreiheitsgrade

Da der Rezoning-Algorithmus wiederum nicht für Volumenelemente anwendbar ist, konnte die Simulation nicht für den gesamten Verformungsbereich ausgeführt werden. Die Simulation erfolgte, bis zu große Elementverformungen zu einem Überschreiten der von Ansys vorgegebenen Konvergenzkriterien führten. Die maximal aufgebrauchten Verschiebungen sind Tabelle 6-2 zu entnehmen.

	Temperatur					
	23 °C		40 °C		75 °C	
	1 mm/min	100 mm/min	1 mm/min	100 mm/min	1 mm/min	100 mm/min
max. Verschiebung [mm]	6,5	6	12	11	25	40

Tabelle 6-2: Numerische Simulation des Zugversuchs mit extended D-P-Fließbedingung: maximal aufgebrauchte Verschiebung

6.1.5 Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen

Um die Ergebnisse der numerischen Simulation mit denen der experimentellen Untersuchungen vergleichen zu können, wurden für jede Simulation die Auflagerkräfte der einzelnen Verformungsschritte ausgelesen. Diese sind für die von-Mises-Fließbedingung zusammen mit den experimentell gemessenen Kräften und der dazugehörigen Traversenverschiebung in Abbildung 6-13 aufgetragen. Es zeigt sich insgesamt eine sehr gute Übereinstimmung der numerischen und der experimentellen Ergebnisse. Bei den Versuchen bei 23 °C und 100 mm/min mit von-Mises-Fließbedingung treten jedoch nach dem Erreichen der Streckspannung Differenzen zwischen der experimentellen und der numerischen Lösung auf. Diese sind darauf zurück zu führen, dass das Materialmodell (23 °C, 100 mm/min) aufgrund einer negativen Steigung der "wahren" Spannungs-logarithmischen Dehnungskurve zur Eingabe in das FEM-Programm modifiziert werden musste. Anstatt diesen Bereich mit einer negativen Steigung abzubilden, wurden niedrigere Spannungswerte durch den Spannungswert vor dem Auftreten der negativen Steigung ersetzt. Dieses entspricht einer Steigung von null und erklärt die horizontal verlaufende Kraft-Wegkurve nach dem Überschreiten der Streckgrenze. Gleichzeitig führt eine Steigung der Spannungs-Dehnungsdaten von null zu numerischen Konvergenzproblemen, so dass die Kraft-Wegkurve in diesem Bereich unregelmäßig verläuft.

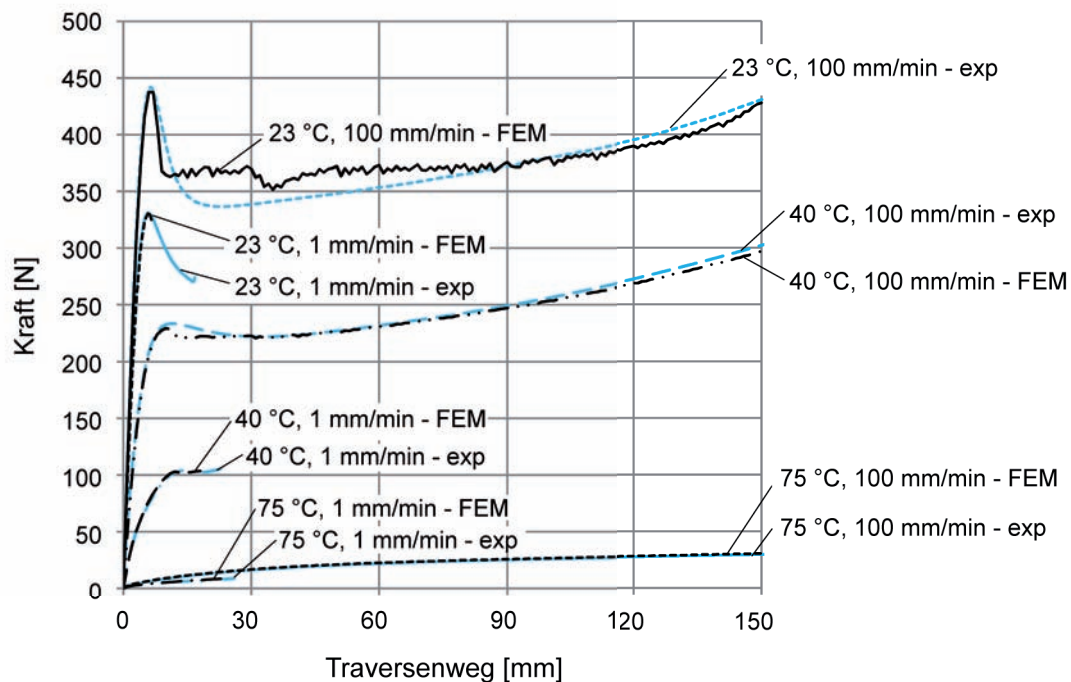


Abbildung 6-12: Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte, schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten, von-Mises-Fließbedingung

Die Kraft-Wegdaten der Simulation mit Drucker-Prager-Fließbedingung sind Abbildung 6-13 zu entnehmen. Aufgrund großer Elementverformungen und auftretenden Konvergenzproblemen konnte die Simulation der Zugversuche nur im Anfangsbereich der Versuche erfolgen. Die numerisch ermittelten Kraft-Wegdaten stimmen mit den Versuchsergebnissen sehr gut überein. Dieses bestätigt die Anwendbarkeit des in 6.1.2 beschriebenen Vorgehens zur Ableitung der Materialparameter.

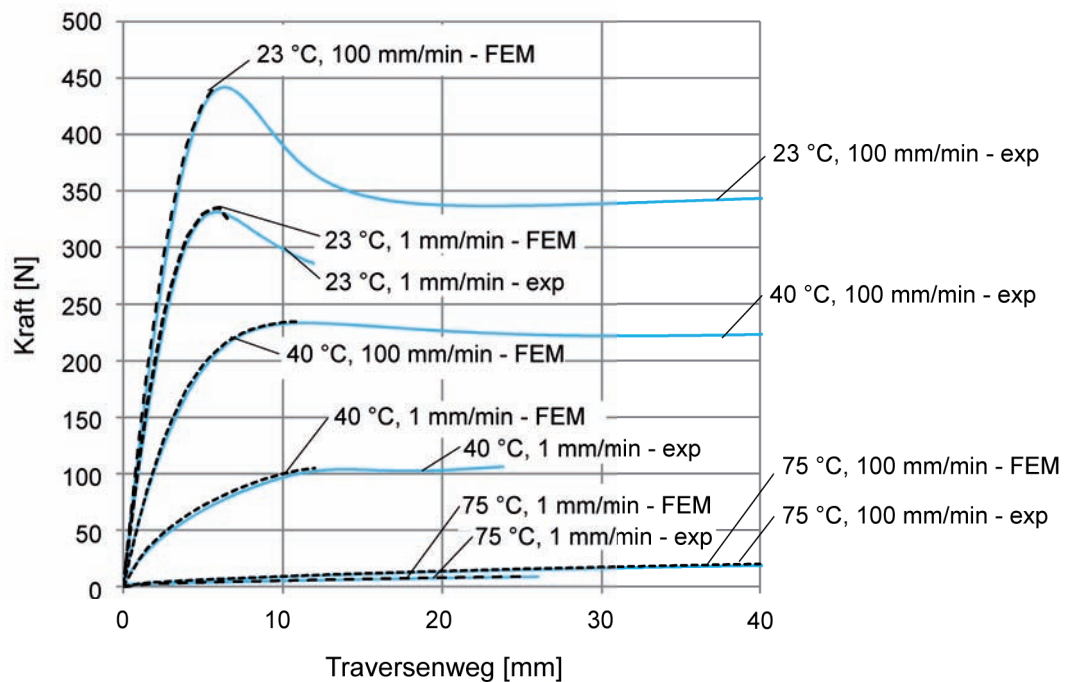


Abbildung 6-13: Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte, schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten, Drucker-Prager-Fließbedingung

6.1.6 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

Die aus den Versuchen abgeleiteten und in "wahre" Spannungs-logarithmische Dehnungsdaten überführten Materialmodelle einschließlich der gewählten Fließbedingung nach von-Mises bilden das Verhalten von SG im einaxialen Zugversuch sehr gut ab. Es ist gelungen, mittels des "Rezoning"-algorithmus große Verformungen aufzubringen und das phänomenologische Verhalten von SG zu simulieren. Ein Nachweis, ob diese im einaxialen Zugversuch ermittelten Daten das Verhalten des Kunststoffs auch unter anderen Belastungszuständen abbilden, ist noch zu führen.

6.2 Auszugsversuche

Die in Kapitel 4.3 beschriebenen Auszugsversuche von Metallinserts aus einem Verbundglaselement werden in diesem Kapitel durch eine numerische Simulation abgebildet (Arbeitspaket 2.iv). Hierzu wird eine Methode aufgezeigt, die sich für die Simulation unterschiedlicher Insertgeometrien unter Kurzzeitbelastung bei 23 °C, 40 °C und 75 °C eignet. Ein Vergleich der berechneten Kraft-Weg-Beziehungen mit den experimentell ermittelten ermöglicht eine Bewertung der Qualität der verwendeten Methode. Das Kapitel schließt mit einer Auswertung der Spannungs- und Dehnungsverteilung innerhalb der Verbindung.

6.2.1 Aufbau des numerischen Modells

Für die numerische Simulation wurde das Finite-Element Programm Ansys 12.1 verwendet, welches auch zur Simulation der Zugversuche (Kapitel 6.1) diente. Das dreidimensionale Tragverhalten erforderte eine Simulation des Probekörpers im Volumenmodell. Aufgrund der vorliegenden Symmetrien konnte das Modell auf ein Viertel der Probekörpergröße verkleinert und somit die Rechenzeit verkürzt werden. Den miteinander direkt verbundenen Volumen (vglue-Kommand) konnten die unterschiedlichen Materialmodelle zugewiesen werden. Auf der Grundlage, dass ausschließlich Kurzzeitbeanspruchungen simuliert werden (keine zykl. Beanspruchung (Ermüdung), keine Langzeitbelastung (Kriechen, Viskoelastizität), keine

hohen Belastungsgeschwindigkeiten (Explosionslasten)), fanden folgende Materialmodelle Verwendung:

- Glas:

linear-elastisches Materialmodell, isotrop, E-Modul: 70 000 N/mm², $\nu=0,2$ (beide Angaben nach DIN EN 572-1 [48])

- hochfester Stahl Domex 700 MC D (23 °C und 40 °C-Modell):

bilineares-Materialmodell, isotrop, Fließbedingung nach von-Mises, E-Modul: 210 000 N/mm², σ_y : 700 N/mm², $\nu=0,3$, Steigung des plastischen Asts: 210 N/mm²

- Edelstahl (75 °C- Modell):

bilineares-Materialmodell, isotrop, Fließbedingung nach von-Mises, E-Modul: 200 000 N/mm² [49], $R_{p0,2}$: 210 N/mm² (Fertigungszustand: warmgewalztes Blech nach [31]), $\nu=0,3$ nach [50], Steigung des plastischen Asts: 200 N/mm²

- SG:

multilineares Materialmodell, isotrop, einmal mit von-Mises-Fließbedingung, einmal extended Drucker-Prager-Modell mit $m = 1,3$, Spannungs-Dehnungspaare aus den Zugversuchen abgeleitet.

Die aus den einaxialen Zugversuchen abgeleiteten Spannungs-Dehnungspaare werden genutzt, um ein isotropes Materialmodell für SG aufzustellen. Dabei wird die Annahme getroffen, dass die Steifigkeit von SG unter Druck- bzw. Mehraxialerbeanspruchung der Steifigkeit unter Zugbeanspruchung entspricht.

Die generierten Volumen werden mit solid185-Elementen vernetzt. Hierbei handelt es sich um ein Volumenelement mit acht Knoten, wobei die Knoten jeweils drei Verschiebungsfreiheitsgrade aufweisen.

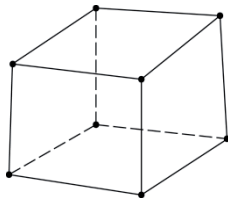


Abbildung 6-14: Solid185, Ansys Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Verschiebungsfreiheitsgrade

Da die Querkontraktionszahl von SG je nach Temperatur und Belastungsdauer zwischen 0,4 und 0,5 liegt, besteht die Gefahr, dass in der numerischen Simulation Volumenlocking auftritt und dieses die Ergebnisse verfälscht. Eine anschauliche Erklärung dieses Effekts gibt Koschnick [51], der ein zwei-dimensionales Element mit linearem Verschiebungsansatz betrachtet (Abbildung 6-15). Seine Ausführungen werden im folgenden Absatz sinngemäß wiedergegeben.

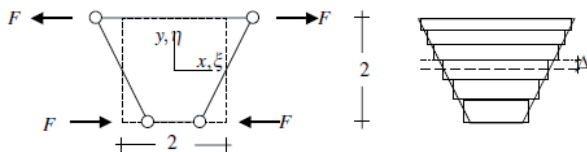


Abbildung 6-15: Element mit linearem Verschiebungsansatz, $\nu \approx 0,5$, links: aufgebrachte Belastung, rechts: verformtes Element, aus [51]

Ein quadratisches Element wird am oberen Rand durch ein Zugkräftepaar und am unteren Rand durch ein Druckkräftepaar belastet. Die Kräftepaare sind betragsmäßig gleich. Die am

oberen Rand befindlichen und auf Zug belasteten Elementstreifen dehnen sich aus. Aufgrund der Querkontraktionszahl von $\nu \approx 0,5$ haben diese Fasern gleichzeitig das Bestreben sich in der Querrichtung zusammenzuziehen. Die am unteren Rand befindlichen Fasern werden auf Druck belastet und gestaucht. Gleichzeitig dehnen sie sich in der Querrichtung aus. Aufgrund der Querdehnungen und der damit verbunden vertikalen Materialumverteilung müsste die materielle Mittellinie des Elements vertikal nach oben verschoben werden. Dieses ist jedoch bei der regulären Elementformulierung nicht möglich, sofern keine vertikale Verschiebung an den Knoten aufgebracht wird. Das hat zur Folge, dass in dem oben dargestellten Fall (betragsmäßig-äquivalenter Zug- und Druckbeanspruchung) die Dehnung auf der (unverschobenen) Mittelachse ungleich null ist. Es tritt also eine Dehnung auf, die nach strukturmechanischem Ansatz nicht vorhanden sein sollte.

Um Einflüsse des Volumenlockings zu vermeiden, kann eine verfeinerte Elementformulierung verwendet werden. Die Grundzüge der für das gewählte Element implementierten Formulierungen werden im Folgenden anhand von [47], [52] und [53] zusammengefasst. Dem solid185-Element können in der verwendeten Ansys-Version vier unterschiedliche Lösungsformulierungen zugewiesen werden: full integration with $\bar{B}$ -method, reduced integration, enhanced strain formulation und simplified enhanced strain formulation [47]. Die „full integration with $\bar{B}$ -method“ ersetzt die Volumendehnung an den Gauß-Integrationspunkten durch die gemittelte Dehnung des Gesamtelementes. Die Dehnung wird konstant über das Element angenommen. Dadurch dehnt sich das Element gleichmäßig aus und ein Volumenlocking wird vermieden. Gleichzeitig können die getroffenen Vereinfachungen die Qualität der Lösung beeinflussen. Die „uniform reduced integration“-Methode stellt eine Vereinfachung der „full integration“-Methode dar, bei der nur ein Gauß-Integrationspunkt verwendet wird. Hierdurch verringert sich die Berechnungszeit. Bei diesem Ansatz zusätzlich hinzugefügte künstliche Energie kann die Rechengenauigkeit negativ beeinflussen. Die „enhanced strain formulation“ reduziert nicht die Anzahl der Freiheitsgrade – wie es bei der full und der reduced integration der Fall ist – sondern führt in jedem Element zusätzliche Parameter ein, die die inkorrekten Dehnungen kompensieren. Damit ist diese Formulierung in der Lage, sowohl Volumen- als auch Schublocking zu verhindern. Die Anzahl der zusätzlich eingeführten Parameter ist bei der „simplified enhanced strain formulation“ geringer, so dass hiermit zwar das Schublocking aber nicht das Volumenlocking vermieden werden kann.

Von den implementierten Verfahren ist für den betrachteten Anwendungsfall die enhanced strain formulation zu bevorzugen, da diese die Dehnungen im Element weiterhin als veränderlich betrachtet und gleichzeitig ein Volumenlocking verhindert. Da bei den Simulationen bei 23 °C und 75 °C bereits bei aufgetragenen Verschiebungen von 0,45 mm Konvergenzprobleme auftraten, erfolgte hier die Simulation auch nach der full integration-Methode.

6.2.2 Vorgehen bei der numerischen Simulation

Zur Abbildung der Auszugsversuche wurde am numerischen Modell eine schrittweise Verschiebung am Insert aufgebracht. Der Abstand zwischen der Glaskante und dem Ort der Verschiebungsaufbringung entsprach dem Meßweg der Potentiometer während der experimentellen Untersuchungen. Aufgrund der hohen Steifigkeit der Glasscheibe im Vergleich zum Gesamtsystem verformt sich diese nur geringfügig, so dass der numerisch aufgetragene Weg mit dem gemessenen Potentiometerweg gleichgesetzt werden kann. Der Maximalwert der aufgetragenen Verschiebung orientierte sich am linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurven (Tabelle 6-3, vergleiche Tabelle 4-16).

		Temperatur		
		23 °C	40 °C	75 °C
Verschiebung während der Iteration	[mm]	0,45	0,70	0,60

Tabelle 6-3: aufgebrauchte Maximalverschiebung in der numerischen Simulation

Als Ausgangsmaterialmodell für SG dienten die aus den Zugversuchen bei einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min abgeleiteten "wahren" Spannungs- und logarithmischen Dehnungspaare. Um den gesamten Verschiebungsbereich abzudecken, mussten die bis ca. 22% logarithmischer Dehnung abgeleiteten Materialmodelle extrapoliert werden. Abbildung 6-16 zeigt die aus den experimentellen Untersuchungen abgeleiteten Materialmodelle und deren Extrapolation.

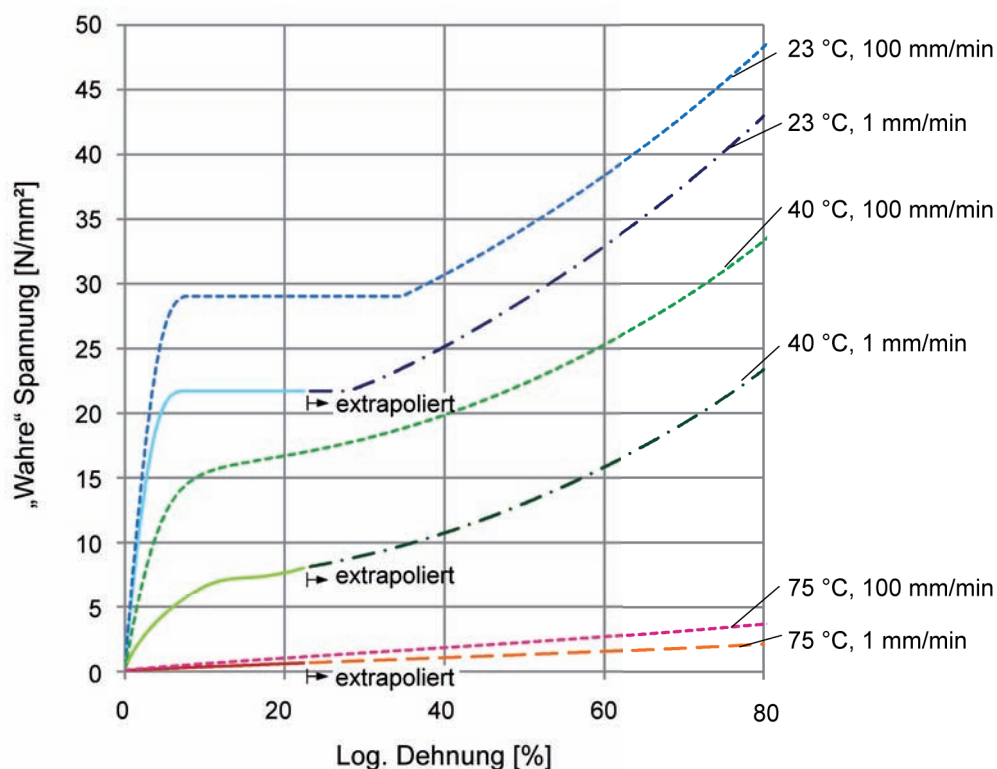


Abbildung 6-16: Aus den Zugversuchen abgeleitete Materialmodelle und deren Extrapolation

Die Wahl der Querdehnzahl erfolgte in Anlehnung an die Herstellerangaben (Tabelle 2-3, dabei entsprach die Belastungsdauer der Versuchsdauer).

		Temperatur					
		23 °C		40 °C		75 °C	
		1 mm/min	100 mm/min	1 mm/min	100 mm/min	1 mm/min	100 mm/min
Querdehnzahl	[-]	0,453	0,452	0,484	0,481	0,499	0,499

Tabelle 6-4: Verwendete Querdehnzahlen

Um die in der Simulation auftretende SG-Dehngeschwindigkeit zu ermitteln, wurde entlang von Pfaden im Bereich des Inserts die Dehnung im SG ausgelesen. Die Auswertung beschränkte sich auf diesen Bereich, da außerhalb davon das SG nahezu dehnungsfrei blieb. Die

Längsachsen der Pfade verliefen in der Mittel- und Viertelachse des Inserts, auf einer Höhe von $0 \cdot t_{SG}$ (SG-Dicke), $1/3 \cdot t_{SG}$, $2/3 \cdot t_{SG}$ und t_{SG} sowie über die gesamte Insertlänge (vergl. Abbildung 6-17). Während der Auswertung waren ausschließlich die Elemente mit SG-Materialmodell selektiert, so dass keine Dehnungsmittelung über Materialgrenzen erfolgte.

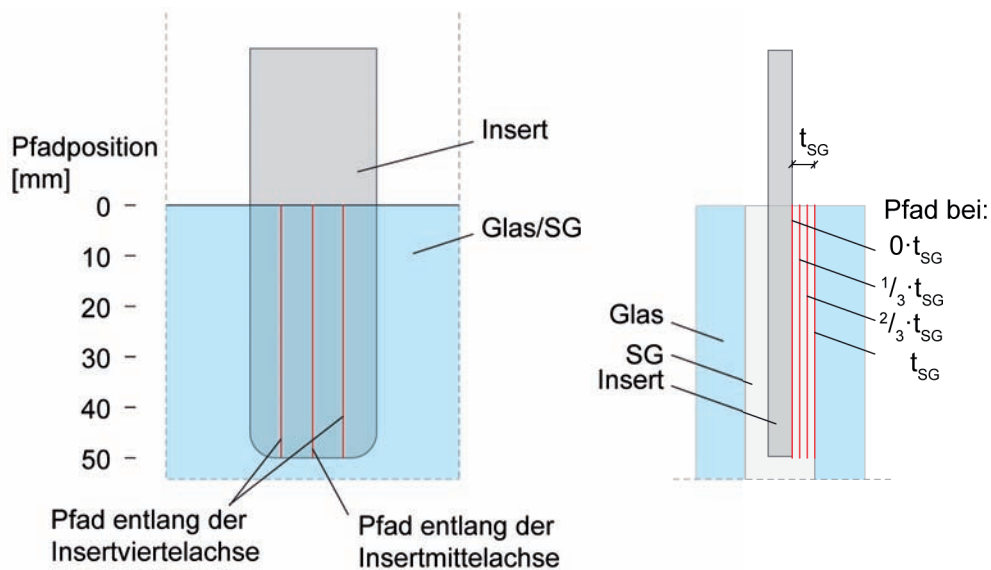


Abbildung 6-17: Pfadführung im Insertbereich zur Dehnungsauswertung, links: Ansicht, rechts: Schnitt durch den Probekörper

Die ausgelesenen Daten wurden für jeden Pfad gemittelt und über die Verformungsschritte aufgetragen. Abbildung 6-18 zeigt exemplarisch den Verlauf der Vergleichsdehnung über die Inserttiefe für unterschiedliche aufgebrachte Verschiebungen. (Das zugrundeliegende numerische Modell benutzt ein 23°C -SG-Materialmodell mit einer Dehngeschwindigkeit von $0,000213 \text{ s}^{-1}$ und einer von-Mises-Fließbedingung mit enhanced-strain-Formulierung). Bei allen Simulationen trat ein über die Inserttiefe recht homogener Vergleichsdehnungsverlauf auf, der jeweils am Insertanfang und -ende (Pfadposition $\sim 0 \text{ mm}$ und $\sim 50 \text{ mm}$) Dehnungsspitzen aufwies. Zur Berechnung der gemittelten Vergleichsdehnung wurden die Vergleichsdehnungswerte eines Pfades für jede aufgebrachte Verschiebung über die Pfadlänge integriert und anschließend durch diese dividiert.

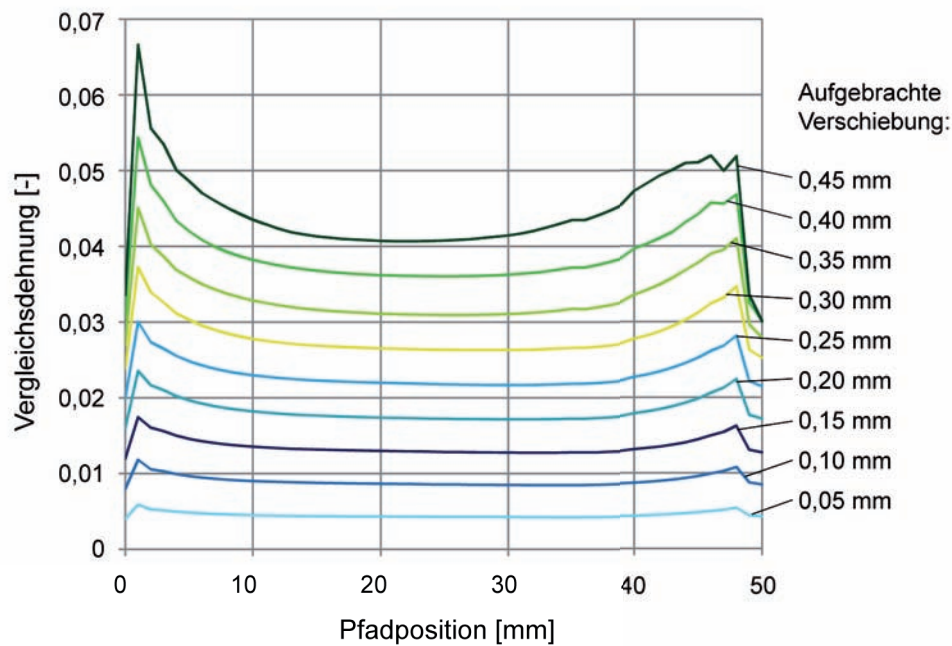


Abbildung 6-18: Vergleichsdehnungsverlauf entlang der Insertlänge (Pfadposition 0: Glaskante, Pfadposition 50: Insertende) für unterschiedliche Verschiebungsschritte (0,05 mm – 0,45 mm), ausgewertet entlang der Insertmittellachse und bei einer SG-Tiefe von $1/3$ der Gesamt-SG-dicke, 50 Auswertepunkte entlang des Pfads, $23\text{ }^{\circ}\text{C}$, Dehngeschwindigkeit: $0,000213\text{ s}^{-1}$, enhanced strain-Formulierung, von-Mises-Fließbedingung

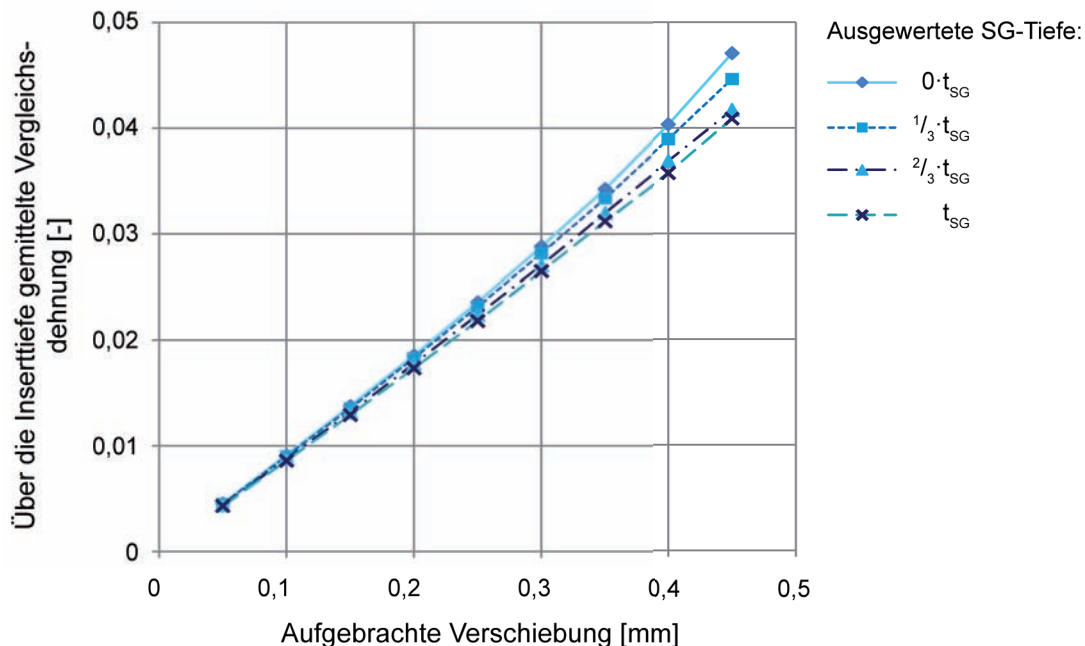


Abbildung 6-19: Über die Inserttiefe gemittelte Vergleichsdehnung über die aufgetragene Verschiebung aufgetragen, betrachtet entlang der Insertmittellachse und bei einer SG-Tiefe von $0 \cdot t_{SG}$, $1/3 \cdot t_{SG}$, $2/3 \cdot t_{SG}$ und t_{SG} (vergl. Abbildung 6-17), $23\text{ }^{\circ}\text{C}$, Dehngeschwindigkeit: $0,000213\text{ s}^{-1}$, enhanced strain-Formulierung, von-Mises-Fließbedingung

Abbildung 6-19 zeigt die gemittelten Vergleichsdehnungen vierer Pfade für die aufgetragenen Verschiebungsschritte (hier exemplarisch $23\text{ }^{\circ}\text{C}$, Insertmittellachse, Dehngeschwindigkeit: $0,000213\text{ s}^{-1}$). Die Steigung der Dehnungs-Weg-Beziehung gibt an, wie groß die gemittelte

Dehnung im Insertbereich je aufgebrachtter Verschiebung ist. Durch die Multiplikation dieses Wertes mit der Potentiometerweggeschwindigkeit aus Tabelle 4-19 konnte die mittlere Dehngeschwindigkeit im SG berechnet werden. Diese Dehngeschwindigkeit wurde mit der dem eingebenden SG-Materialmodell zugrundeliegenden verglichen. Sofern die beiden Dehngeschwindigkeiten voneinander abwichen, erfolgte eine erneute Simulation des Auszugsversuchs mit einem an die simulierte Dehngeschwindigkeit angepassten Materialmodell. Dieser iterative Vorgang wurde solange wiederholt, bis die simulierte Dehngeschwindigkeit von der Dehngeschwindigkeit des Materialmodells um weniger als 1 % abwich.

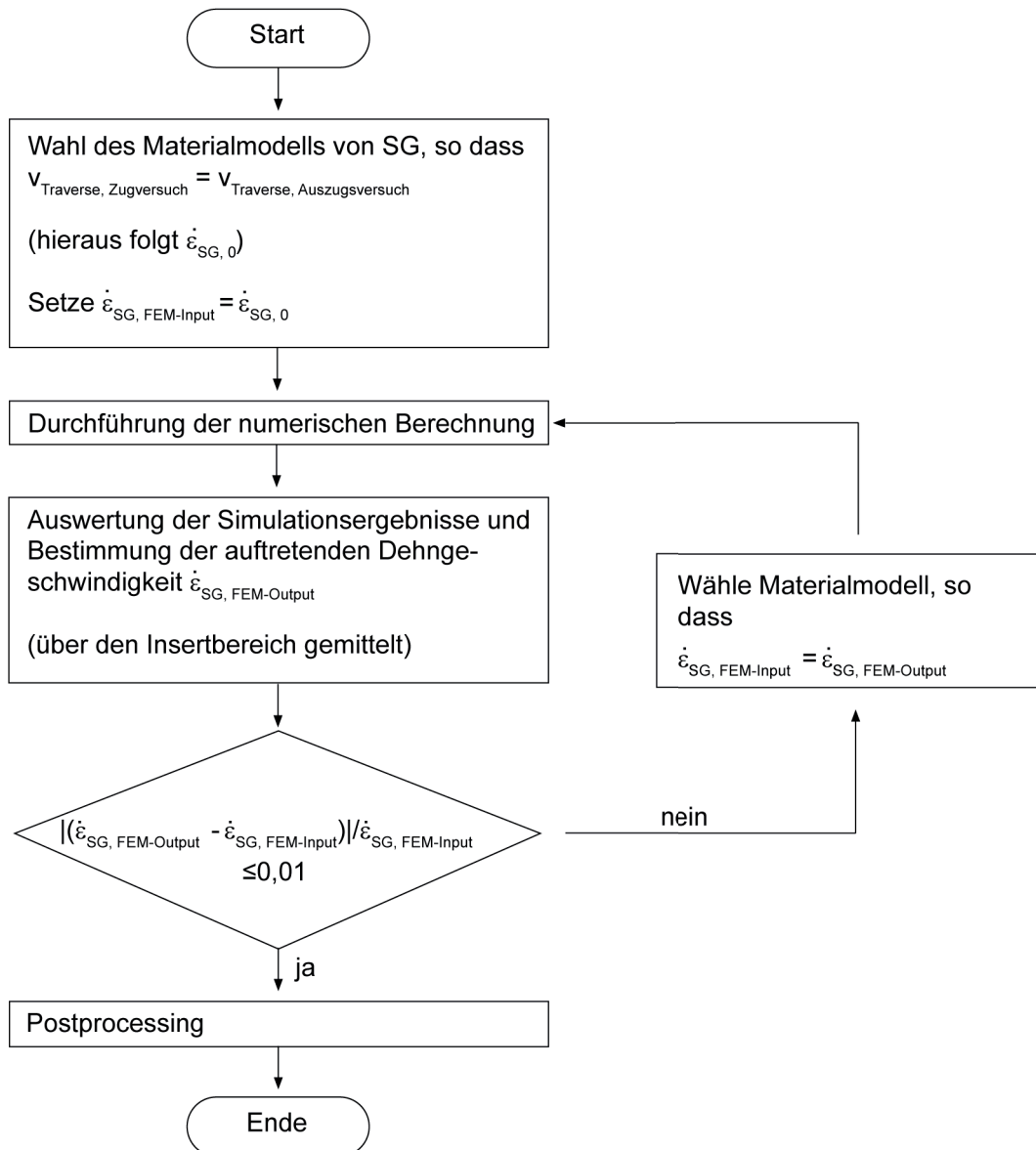


Abbildung 6-20: Ablaufdiagramm zur numerischen Simulation des Auszugsversuchs

Die Zugversuche an SG, die als Grundlage für die Ableitung der Materialmodelle dienen, wurden für jede betrachtete Temperatur bei zwei Traversengeschwindigkeiten durchgeführt (Kapitel 4.1). Somit lagen für diskrete Temperaturen und diskrete Dehngeschwindigkeiten Spannungs-Dehnungspaare vor. Um aus diesen Daten ein im betrachteten Temperatur- und Dehngeschwindigkeitsbereich kontinuierliches Materialmodell ableiten zu können, müsste eine Vielzahl weiterer Versuche durchgeführt werden, die den Rahmen dieser Arbeit

überschreiten. Um dennoch eine Anpassung des Materialmodells an die simulierte Dehngeschwindigkeit zu ermöglichen, erfolgte eine Interpolation der Materialmodelle zwischen den experimentell untersuchten Dehngeschwindigkeiten und eine weiterhin diskrete Temperaturbetrachtung (23 °C, 40 °C, 75 °C).

Als Grundlage für die Interpolation der Materialmodelle diene eine Veröffentlichung von Richeton et al. [54], die ein Konzept zur Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeit des E-Moduls amorpher Polymere aufzeigt und einen logarithmischen Zusammenhang des E-Moduls unterschiedlicher Frequenzen vorschlägt. Für die Modellbildung verwendet Richeton et al. DMA-Daten und Ergebnisse aus einaxialen Kompressionsversuchen.

$$E_i = E_i^{ref} \left(1 + s \cdot \log \left(\frac{f}{f^{ref}} \right) \right) \quad (6.15)$$

E_i E-Modul bei der betrachteten Frequenz

E_i^{ref} E-Modul der Referenzfrequenz

s Materialparameter

f betrachtete Frequenz [s^{-1}]

f^{ref} Referenzfrequenz [s^{-1}]

Um zu überprüfen, inwiefern der für amorphe Kunststoffe und Frequenzen vorgeschlagene Zusammenhang auf das Materialverhalten von SG und auf Dehngeschwindigkeiten übertragbar ist, wurden die Daten einer SG-DMA-Untersuchung (Biegemodus) der Technischen Universität Dresden [55] ausgewertet. Die verwendeten Probekörper wiesen eine Länge von 20 mm, eine Breite von 5,63 mm und eine Dicke von 1,65 mm auf. Die maximale Verformungsamplitude betrug 30 μm . Um plastische Verformungen der Probe während der DMA-Analyse zu verhindern, wurde zusätzlich zur Verformungsbeschränkung eine Maximallast von 6 N festgelegt. Während des betrachteten Versuchs war die Verformungsbeschränkung über den gesamten Temperaturbereich maßgebend. Im Bereich der Glasübergangstemperatur wurde aufgrund der sich stark ändernden Materialsteifigkeit die Verformungsbeschränkung überschritten und eine Verformung von 31,4 μm aufgebracht. Dieser lokale auftretende Effekt wird im Folgenden nicht weiter betrachtet. Die Dehnung in Abhängigkeit von der aufgetragenen Verformung ergibt sich bei dem gewählten Prüfaufbau zu:

$$\varepsilon = \frac{6 \cdot w_{Mitte} \cdot t}{l_{Spann}^2} \quad (6.16)$$

w_{Mitte} in der Mitte des Probekörpers aufgetragene Verformung

t Probekörperdicke

l_{Spann} Abstand der Auflager

Zur Umrechnung der Frequenz der DMA in eine Dehngeschwindigkeit wurde ein Ansatz von Xiao et al. [56] verfolgt, der die Dehngeschwindigkeit approximiert als Quotienten aus Dehnungsamplitude und der Zeitdauer einer Viertelfrequenz (Abbildung 6-21).

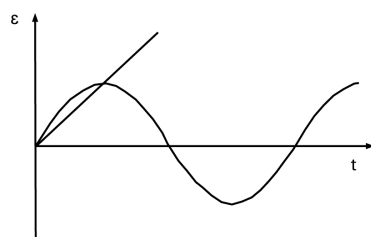


Abbildung 6-21: Umrechnung der Frequenz der DMA in eine Dehngeschwindigkeit nach [56]

Aus Formel (6.16) ergibt sich die nach Xiao et al. approximierte Dehngeschwindigkeit zu:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{6 \cdot w_{\text{Mitte}} \cdot t}{l^2} \cdot 4 f \quad (6.17)$$

Die Speichermodule wurden für die betrachteten Temperaturen (23 °C, 40 °C und 75 °C) aus den DMA-Daten ausgelesen, die verwendeten Frequenzen in Dehngeschwindigkeiten umgerechnet und die Datenpaare in Abbildung 6-22 eingetragen. Die Datenpaare einer Temperatur lassen sich durch eine logarithmische Funktion mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 \geq 0,99$ abbilden. Diese Auswertung bestätigt, dass zwischen der Steifigkeit von SG bei den betrachteten Dehngeschwindigkeiten und Temperaturen ein logarithmischer Zusammenhang angenommen werden kann.

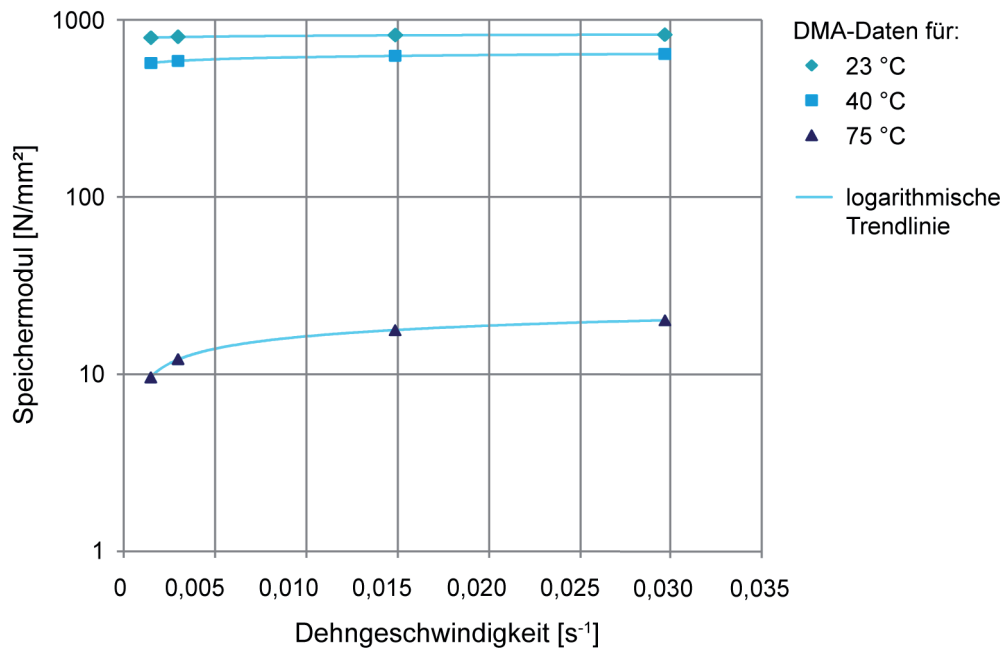


Abbildung 6-22: Speichermodule-Dehngeschwindigkeits-Verlauf für 23 °C, 40 °C und 75 °C, DMA-Daten eine Untersuchung an SG an der Technischen Universität Dresden [55]

Für Materialmodelle mit Dehngeschwindigkeiten, die nicht in den Zugversuchen an SG untersucht wurden, erfolgte eine logarithmische Interpolation zwischen den vorhandenen Datenpaaren.

6.2.3 Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen

Um die Qualität des gewählten Vorgehens bei der numerischen Simulation bewerten zu können, erfolgt im Folgenden ein Vergleich der numerischen und der experimentellen Ergebnisse (Arbeitspaket 2.v). In Abbildung 6-23 bis Abbildung 6-25 sind die Kraft-Weg-Kurven der Versuche und der Simulationen aufgetragen und in Tabelle 6-5 bis Tabelle 6-7 die Kräfte für ausgewählte Verformungsschritte aufgeführt.

Der visuelle Vergleich der Ergebnisse bei 23 °C zeigt, dass ab einem Potentiometerweg von ca. 0,075 mm die Versuchsergebnisse eine größere Streuung aufweisen. Die Steifigkeit im Anfangsbereich wird von den FEM Simulationen mit von-Mises-Fließbedingung gut abgebildet. Die Simulation mit Drucker-Prager-Fließbedingung zeigt ein steiferes Verhalten als die Simulationen mit von-Mises-Fließbedingung. Dieses ist darauf zurückzuführen, dass in den oberen ca. 2/3 des Inserts das SG einen hydrostatischen Druckzustand aufweist. Aufgrund des Aufweitens des Drucker-Prager-Kegels im hydrostatischen Druckbereich kommt es zu einer Steigerung der Fließdruckspannung und somit zu einem steiferen mechanischen Verhalten. Die Kraft-Weg-Beziehung des Versuchs Std_50_23_4 ist von allen durchgeführten Versuchen am steifsten und wird von den numerischen Simulationen sehr gut abgebildet. Bis zu einem Potentiometerweg von 0,2 mm beträgt die Abweichung der Versuchsergebnisse

untereinander maximal 8,1%. Die Abweichung der Simulation mit enhanced strain Formulierung beläuft sich in diesem Verschiebungsbereich auf maximal 10,7% und mit full-integration Formulierung auf maximal 6,9%. Damit ist die Abweichung der Simulation mit full-integration Formulierung geringer als die Abweichung die innerhalb der unterschiedlichen Versuche auftritt. Die Simulation mit Drucker-Prager-Fließbedingung überschätzt die Steifigkeit der Verbindung und liefert die größte Abweichung mit 17,3%.

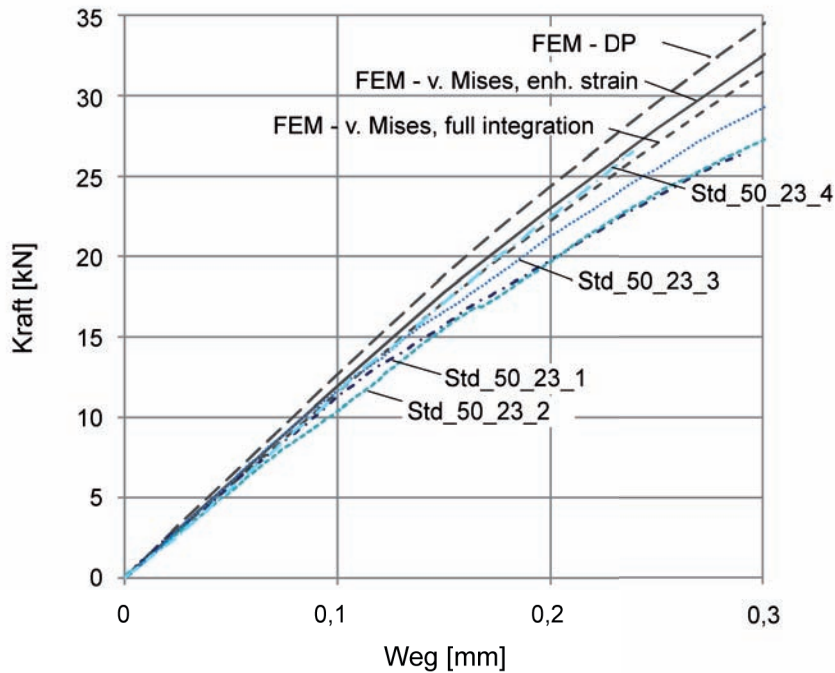


Abbildung 6-23: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 23 °C

Verformung	AZV_34m m_02	AZV_34m m_03	AZV_34m m_04	AZV_34m m_08	Mittelwert	maximale Abweichung	FEM (enh. strain)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente	FEM (stabilized)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente	FEM (DP)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente
[N]	[N]	[N]	[N]	[N]	[N]	[%]	[N]	[%]	[N]	[%]	[N]	[%]
0,05 [mm]	5850	5355	5922	5533	5665	5,5	5964	5,28	5777	2,0	6345	12,0
0,1 [mm]	11249	10369	11632	11508	11190	7,3	11922	6,55	11522	3,0	12651	13,1
0,15 [mm]	15750	15496	16566	17165	16244	5,7	17785	9,49	17183	5,8	18823	15,9
0,2 [mm]	19783	19628	21258	22472	20785	8,1	22998	10,65	22220	6,9	24381	17,3
0,25 [mm]	23707	23874	25409		24330	4,4	27925	14,78	27004	11,0	29573	21,5
0,3 [mm]			29236		29236		32493	11,14	31497	7,7	34430	17,8
0,35 [mm]			32205		32205		36175	12,33	35174	9,2	38626	19,9
0,4 [mm]			34782		34782		39301	12,99	38355	10,3	42189	21,3
0,45 [mm]			36649		36649		41672	13,71	40931	11,7	45230	23,4
0,5 [mm]			38097		38097				42688	12,1	47630	25,0
0,55 [mm]			39043		39043				43943	12,5	49451	26,7
0,6 [mm]			39697		39697				44772	12,8	50929	28,3
0,65 [mm]			40047		40047				45291	13,1	52084	30,1
0,7 [mm]			40215		40215				45640	13,5	53030	31,9
0,75 [mm]			40217		40217				45949	14,3	53868	33,9
0,8 [mm]			40094		40094				46305	15,5	54468	35,9

Tabelle 6-5: Auszugsversuche bei 23 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen

Die Kraft-Weg-Kurven der Auszugsversuche bei 40 °C weichen nur geringfügig voneinander ab. Im Verschiebungsbereich bis 0,8 mm beträgt die Abweichung vom Versuchsmittelwert maximal 4,5%. Der Verlauf der simulierten Kraft-Weg-Beziehung ähnelt den Versuchskurven, weist aber über nahezu den gesamten Verschiebungsbereich zu hohe Kraftwerte auf. Dabei weicht die Simulation mit von-Mises Fließbedingung und enhanced-strain-Formulierung maximal 26,9% und mit Drucker-Prager-Fließbedingung maximal 36,9% vom Versuchsmittelwert ab. Diese maximalen Abweichungen werden bei einer Verschiebung von 0,15 mm erreicht und nehmen mit Zunahme der Verschiebung wieder ab. Somit wird besonders die Anfangssteifigkeit der Verbindung durch die numerische Simulation überschätzt.

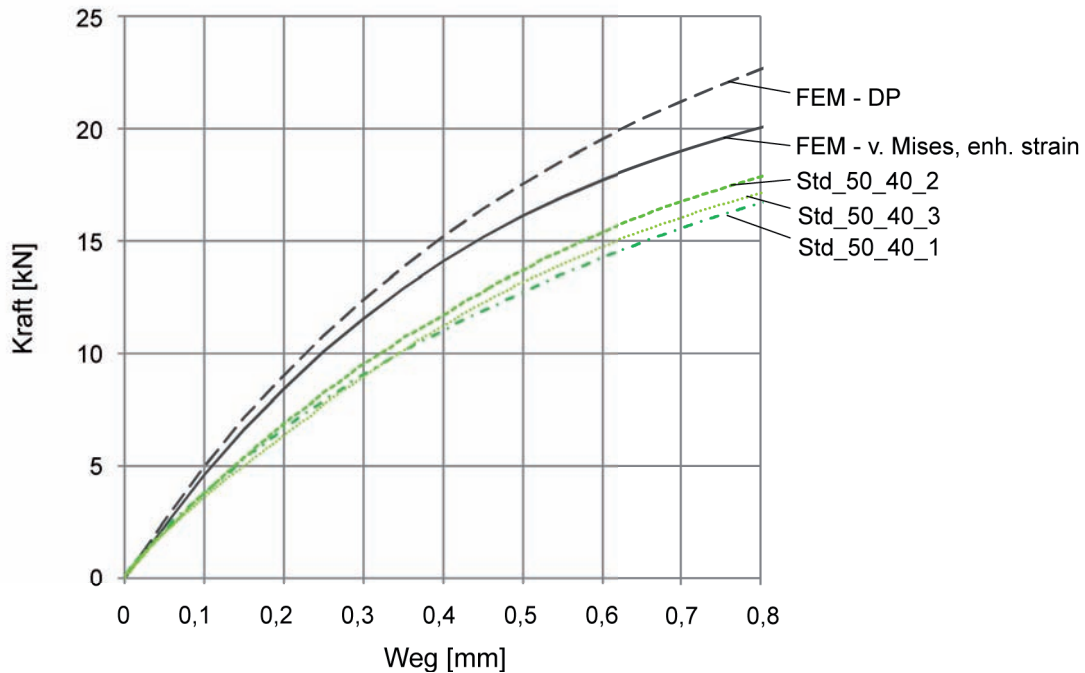


Abbildung 6-24: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 40 °C

Verformung	AZV_34m m_05 [N]	AZV_34m m_06 [N]	AZV_34m m_07 [N]	Mittelwert [N]	maximale Abweichung [%]	FEM (enh. strain) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]	FEM (DP) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]
0,05 [mm]	2143	2073	2012	2076	3,2	2301	10,9	2548	22,7
0,1 [mm]	3770	3788	3592	3717	3,4	4588	23,4	4958	33,4
0,15 [mm]	5326	5375	4997	5233	4,5	6638	26,9	7165	36,9
0,2 [mm]	6698	6885	6360	6648	4,3	8422	26,7	9018	35,7
0,25 [mm]	7907	8269	7739	7972	3,7	10091	26,6	10807	35,6
0,3 [mm]	9065	9532	8963	9187	3,8	11548	25,7	12395	34,9
0,35 [mm]	10134	10714	10117	10322	3,8	12902	25,0	13856	34,2
0,4 [mm]	11032	11709	11236	11326	3,4	14102	24,5	15211	34,3
0,45 [mm]	11913	12761	12264	12313	3,6	15173	23,2	16444	33,6
0,5 [mm]	12762	13707	13191	13220	3,7	16135	22,1	17560	32,8
0,55 [mm]	13535	14586	13981	14034	3,9	16975	21,0	18600	32,5
0,6 [mm]	14261	15395	14749	14802	4,0	17731	19,8	19535	32,0
0,65 [mm]	14915	16092	15413	15473	4,0	18395	18,9	20402	31,9
0,7 [mm]	15558	16747	16029	16111	3,9	18998	17,9	21198	31,6
0,75 [mm]	16138	17308	16614	16687	3,7	19540	17,1	21940	31,5
0,8 [mm]	16675	17852	17128	17218	3,7	20037	16,4	22626	31,4

Tabelle 6-6: Auszugsversuche bei 40 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen

Die Ergebnisse der FEM-Simulation mit von-Mises-Fließbedingung weisen bis zu einer Verschiebung von ca. 0,25 mm eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Kraft-Weg-Kurven auf. In diesem Verschiebungsbereich beträgt die Abweichung der Kraftwerte zwischen den Versuchen maximal 9%. Im gleichen Verschiebungsbereich weichen die mit von-Mises-Fließbedingung simulierten Kräfte vom experimentellen Mittelwert maximal 9,7% (enhanced strain) bzw. 7% (full integration) ab. Somit ist die Abweichung der simulierten Werte nach der full-integration-Formulierung geringer als die Abweichung innerhalb der Versuchsreihe. Die Ergebnisse der Simulation mit Drucker-Prager-Fließbedingung weichen mit maximal 23,7% deutlich stärker von den experimentellen Daten ab.

Für größere Verformungen sinkt die Steifigkeit der Versuchskurven. Diese Steifigkeitsabnahme wird durch die FEM-Simulation nicht abgebildet. Hierfür könnte eine Ursache sein, dass ein Ablösen des SGs vom Insert die Steifigkeit der Verbindung reduziert, dieses jedoch nicht in die FEM-Simulation integriert ist. Die Abweichungen der FEM-Ergebnisse von dem experimentellen Mittelwert vergrößern sich und sind für eine detailliertere Betrachtung in Tabelle 6-7 aufgeführt.

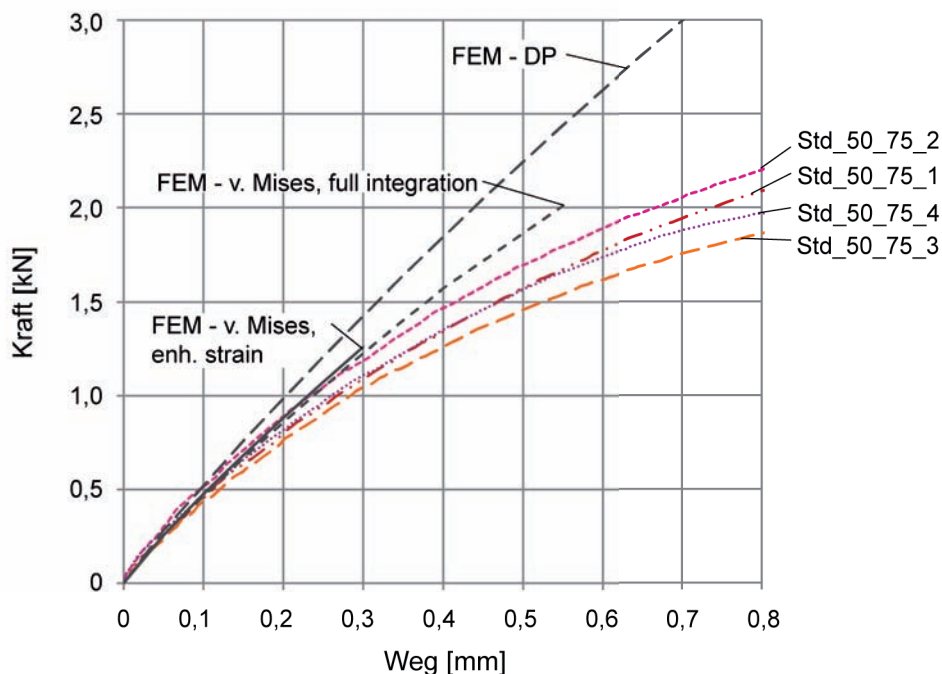


Abbildung 6-25: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C

	L02_09	M07_04	M07_01	L02_04	Mittelwert	maximale Abweichung	FEM (enh. strain)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente	FEM (stabilized)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente	FEM (DP)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente
Verformung	[N]	[N]	[N]	[N]	[N]	[%]	[N]	[%]	[N]	[%]	[N]	[%]
0,05 [mm]	252	299	269	280	275	8,7	256	-6,9	256	-6,9	283	2,9
0,1 [mm]	460	515	466	476	479	7,5	476	-0,7	462	-3,6	519	8,3
0,15 [mm]	635	711	630	653	657	8,2	683	3,9	667	1,5	759	15,5
0,2 [mm]	791	899	785	823	825	9,0	882	7,0	857	3,9	983	19,2
0,25 [mm]	948	1052	937	974	978	7,6	1073	9,7	1046	7,0	1209	23,7
0,3 [mm]	1085	1184	1062	1107	1110	6,7	1259	13,5	1225	10,4	1423	28,3
0,35 [mm]	1221	1327	1177	1224	1237	7,3			1403	13,4	1637	32,3
0,4 [mm]	1343	1474	1292	1353	1366	7,9			1569	14,9	1843	35,0
0,45 [mm]	1459	1573	1387	1460	1470	7,0			1715	16,7	2047	39,3
0,5 [mm]	1570	1691	1477	1565	1576	7,3			1863	18,2	2244	42,4
0,55 [mm]	1668	1795	1560	1662	1671	7,4			2010	20,3	2439	45,9
0,6 [mm]	1772	1890	1637	1734	1758	7,5					2627	49,4
0,65 [mm]	1859	1967	1710	1808	1836	7,1					2814	53,3
0,7 [mm]	1942	2054	1768	1880	1911	7,5					2994	56,7
0,75 [mm]	2018	2127	1826	1925	1974	7,8					3171	60,6
0,8 [mm]	2091	2201	1871	1969	2033	8,3					3347	64,6

Tabelle 6-7: Auszugsversuche bei 75 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen

Abbildung 6.26 bis Abbildung 6.28 zeigen die Kraft-Weg-Kurven der von der Standardgeometrie abweichenden Geometrien und die Ergebnisse der jeweiligen numerischen Simulation. Es zeigt sich auch hier, dass der erste lineare Ast sehr gut durch die Simulation abgebildet werden kann. Das gewählte Vorgehen eignet sich somit, die anfängliche Steifigkeit unterschiedlicher Insertgeometrien abzubilden. Auch die Modellierung der mit 100 mm/min durchgeführten Auszugsversuche an der 100 mm x 25 mm Geometrie ist gelungen. Dieses bestätigt die Anwendbarkeit der logarithmischen Interpolation zwischen den SG-Materialmodellen.

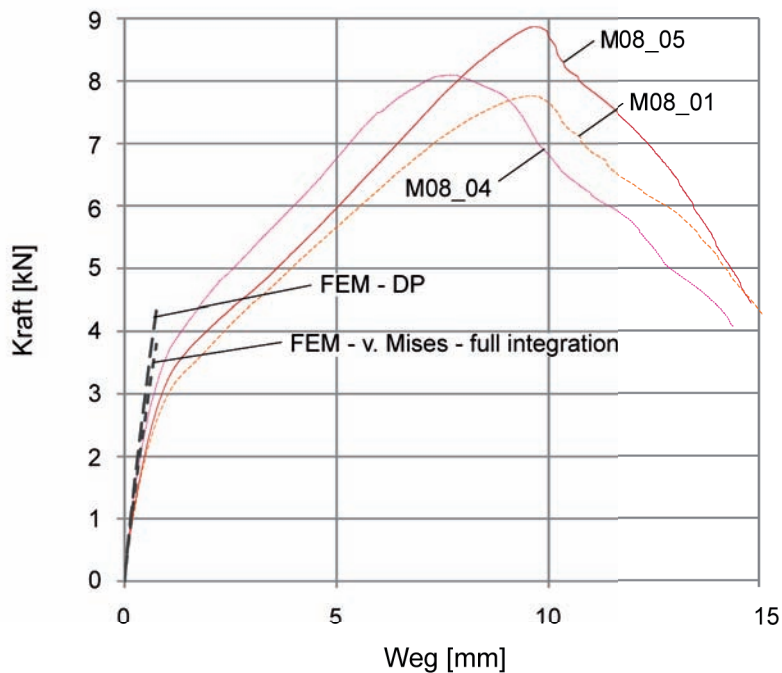


Abbildung 6.26: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C, Geometrie: Kamm, Auszugsgeschwindigkeit: 1 mm/min

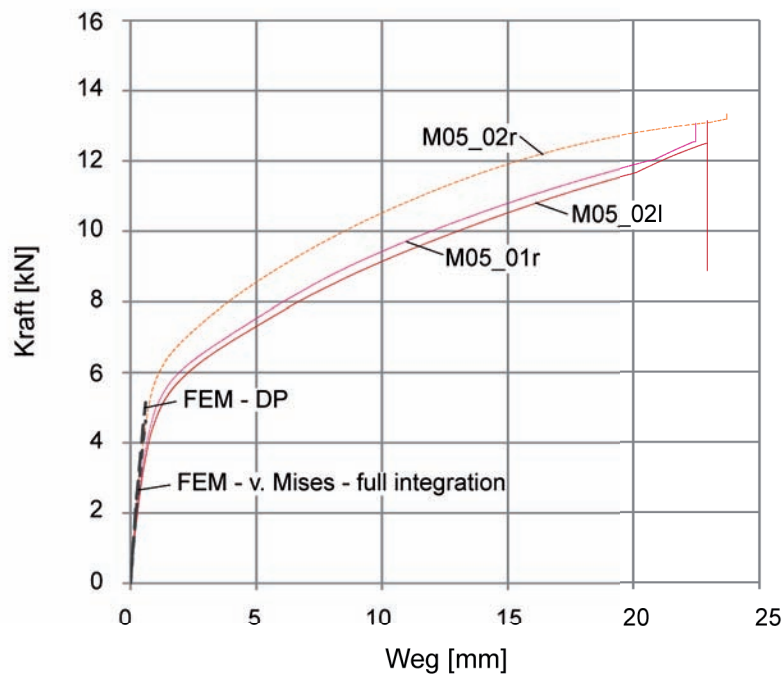


Abbildung 6.27: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C, Geometrie: 125 mm x 25 mm, Auszugsgeschwindigkeit: 1 mm/min

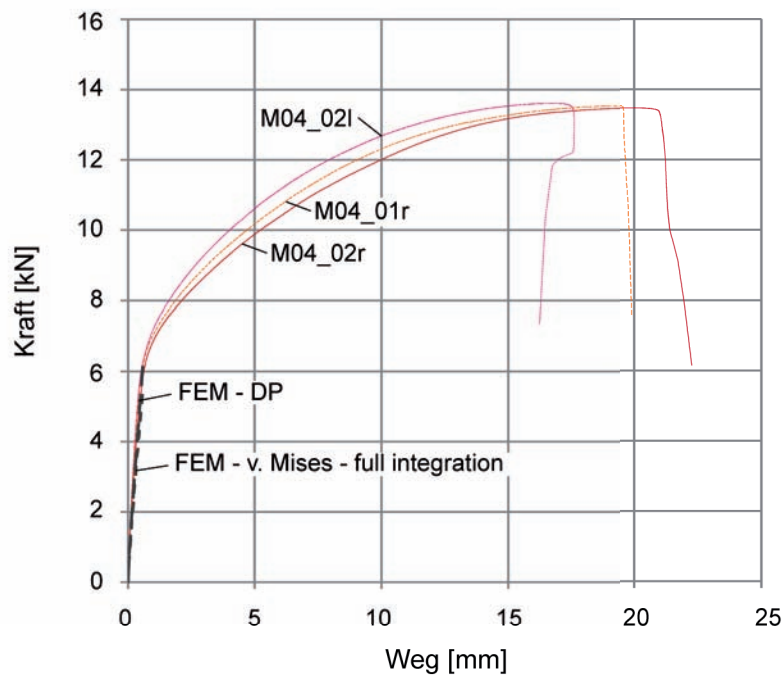


Abbildung 6.28: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C, Geometrie: 100 mm x 25 mm, Auszugsgeschwindigkeit: 100 mm/min

6.2.4 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

Die Steifigkeit der Verbindung kann durch die numerische Simulation approximiert werden. Die Versuchsdaten und die Ergebnisse der Simulation bei 23 °C und 75 °C stimmen sehr gut überein. Sie weichen zum Teil geringfügiger vom Versuchsmittelwert ab als die Daten der einzelnen Versuche. Bei der 40 °C Versuchsreihe tritt eine größere Abweichung auf. Eine Vielzahl von Gründen könnte hierfür verantwortlich sein: so könnte zum Beispiel die während des Versuchs ansteigende Verschiebungsgeschwindigkeit (Tabelle 4-19), die im Rahmen der Simulation konstant abgebildet wird, eine anfänglich geringere Steifigkeit hervorrufen. Außerdem können bei dieser Temperatur bereits geringe Temperaturschwankungen das mechanische Verhalten von SG stark beeinflussen.

Da die Simulation kein Schädigungsmodell berücksichtigt, kann weder ein adhäsives noch ein kohäsives Versagen abgebildet werden. Dieses tritt jedoch in Form von Ablöseerscheinungen und Blasenbildung während der Versuche auf. Es ist davon auszugehen, dass diese Effekte das Tragverhalten der Verbindung beeinflussen und somit zu einer Abweichung der Simulation von den Versuchsdaten führen.

Um ein Adhäsionsversagen simulieren zu können, könnte eine weiterführende Arbeit Haftparameter von SG unter einer Variation von Versuchsparametern (Temperatur, Belastungsgeschwindigkeit, etc.) und Herstellungsparametern (Reinigungsprozess, Laminationsprozess, Abkühlrate, etc.) ermitteln.

Im Herstellungsprozess eingeprägte Störungen (wie z.B. Lufteinschlüsse) könnten zu einer Reduktion der Haftspannung führen und eine Ablösung bzw. Blasenbildung initiieren. Eine numerische Abbildung dieser Effekte dürfte sich als äußerst schwierig gestalten, so dass bei großen Verschiebungen selbst mit erhöhtem Simulationsaufwand eine Abweichung zwischen den Ergebnissen der Simulation und den Versuchsdaten wird.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Qualität der numerischen Lösung gesteigert werden könnte durch die Integration von Schädigungsmodellen und durch die Ableitung eines dehnratenübergreifendem Materialmodells unter Verwendung von Probekörpern, die bereits den Laminationsprozess durchlaufen haben. Fraglich bleibt, inwiefern Produktionseffekte (z.B. Lufteinschlüsse) weiterhin eine Diskrepanz zwischen den experimentellen und den numerischen Ergebnissen hervorrufen könnten. Gleichzeitig ist jedoch festzuhalten, dass das gewählte Vorgehen eine Abbildung der anfänglichen Systemsteifigkeit erlaubt und somit in der Lage ist, die im Verbundkörper auftretenden Spannungsverteilungen abzuschätzen. Die aufgezeigte Methode eignet sich als Grundlage für einen Vergleich unterschiedlicher Geometrien und erlaubt die Ableitung einer spannungsspitzenreduzierenden Insertgeometrie.

7 Homogenisierung der Spannungsverteilung durch Geometrieanpassung

Die bisherigen FEM-Simulationen verfolgten das Ziel, die durchgeführten Auszugsversuche abzubilden und das gewählte Vorgehen der numerischen Simulation zu verifizieren. Da in Kapitel 6.2 eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen und den numerischen Ergebnissen aufgezeigt werden konnte, ist das gewählte Vorgehen als geeignet anzusehen, eine Spannungsverteilung innerhalb der Verbundglasscheibe abzuschätzen. Die numerischen Modelle können somit als Grundlage für weiterführende Betrachtungen dienen und ermöglichen den Vergleich der Spannungsverteilung bei unterschiedlichen Insertgeometrien.

In diesem Kapitel wird zuerst die Spannungsverteilung einer an einem Insert mit Standardgeometrie hängenden Glasscheibe betrachtet. Aus den hieraus gewonnen Erkenntnissen werden Ansätze zur Geometrieoptimierung abgeleitet und die Spannungsverteilung tragstrukturell optimierter Geometrien untersucht (Arbeitspaket 5).

7.1 Simulation einer hängenden Glasscheibe mit eingebettetem Insert (Standardgeometrie)

Bevor die Ergebnisse der numerischen Simulation wiedergegeben werden, dienen Gedanken zum Lastpfadverlauf der Abschätzung und späteren Plausibilisierung der FEM-Ergebnisse. Betrachtet wird zuerst eine mittig am oberen Rand, punktuell in y-Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßig verteilter Vertikallast am unteren Scheibenrand (Abbildung 7-1 a)). Die Lastpfade gehen von der mittigen Lagerung aus, weiten sich über die Gesamtbreite der Scheibe auf und laufen schließlich parallel und geradlinig zum unteren Scheibenrand (Abbildung 7-1 b)).

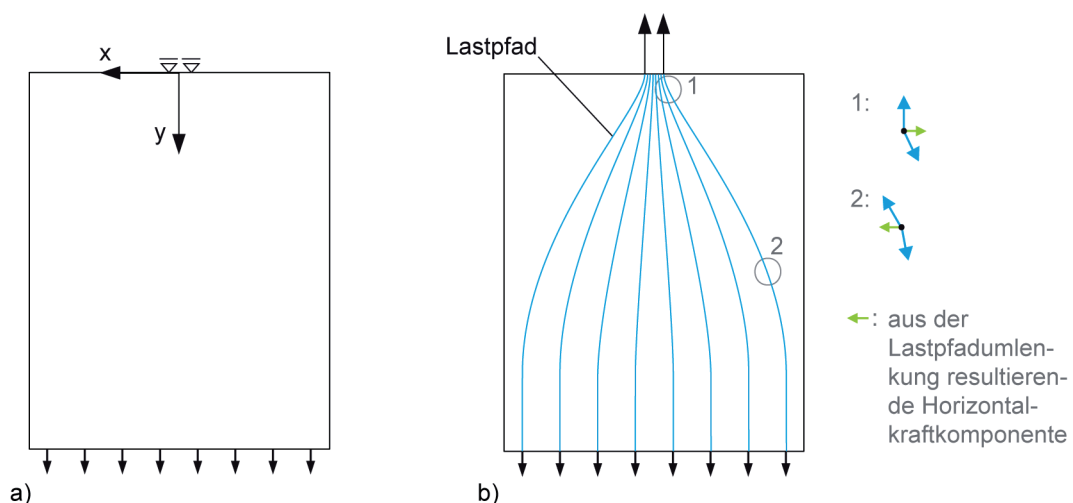


Abbildung 7-1: Mittig am oberen Rand, punktuell in y-Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): prinzipieller Lastpfadverlauf

Infolge der Aufweitung der Lastpfade entstehen am Punkt 1 Umlenkkräfte, deren Horizontalkomponente von der Scheibenmittellachse weg zeigt – dieses ruft in der Scheibenmittellachse eine Zugbeanspruchung in x-Richtung hervor. Nach einem Krümmungswechsel der Lastpfade sind am Punkt 2 die Horizontalkomponenten der Umlenkkräfte zur Scheibenmittellachse hin gerichtet. Dieses bewirkt eine Druckbeanspruchung in x-Richtung in der Scheibenmittellachse. Im unteren Teil der Scheibe verlaufen die Lastpfade geradlinig und parallel zu einander, so dass hier keine Umlenkkräfte auftreten und keine Horizontalkomponenten an der Scheibenmittellachse wirken. Abbildung 7-2 c) zeigt schematisch den σ_x -Spannungsverlauf entlang der Scheibenmittellachse. Im Lasteinleitungsbe-
reich rufen die Horizontalkomponenten der Umlenkkräfte eine Zugspannung hervor. Diese

nimmt mit der Verringerung der Lastpfadkrümmung ab und erreicht den Nulldurchgang, sobald die Summe aller Horizontalkraftkomponenten der Umlenkkräfte gleich null ist. Mit fortlaufender y-Richtung überwiegen die zur Scheibenmittellachse hin gerichteten Horizontalkraftkomponenten, die eine Druckbeanspruchung hervorrufen (negative σ_x -Spannung). Am unteren Scheibenrand verlaufen die Lastpfade geradlinig, keine Umlenkkräfte entstehen und σ_x wird null. Aus der Forderung des horizontalen Gleichgewichts folgt, dass das Integral des Zugspannungsbereichs dem des Druckspannungsbereichs gleicht.

Die punktuelle Lasteinleitung ruft im Einleitungsbereich die maximale σ_y -Spannung hervor (Abbildung 7-2 d)). Mit der Aufweitung der Lastpfade nimmt dieser Wert ab und erreicht einen konstanten Wert, sobald die Lastpfade parallel zur y-Achse verlaufen.

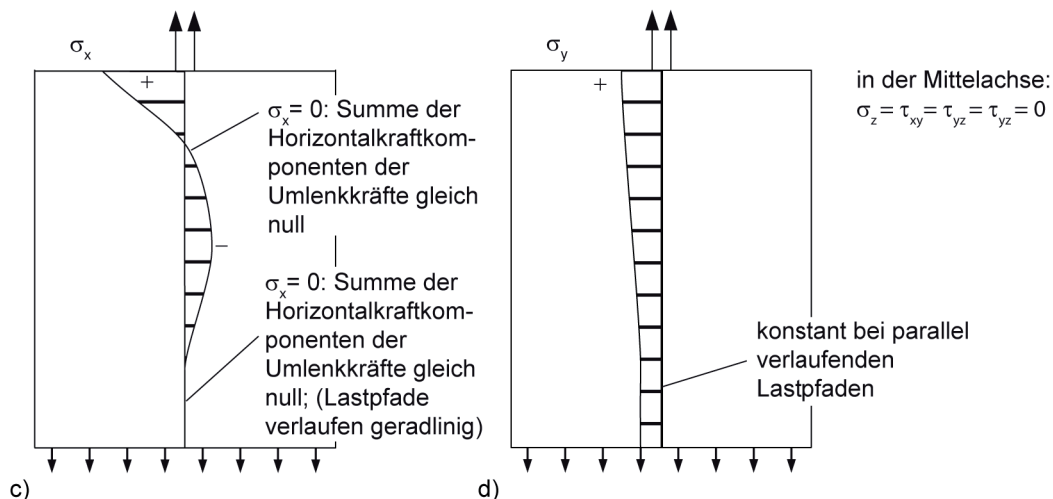


Abbildung 7-2: Mittig am oberen Rand, punktuell in y-Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, c): in der Scheibenmittellachse auftretende σ_x -Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittellachse auftretende σ_y -Spannungsverteilung (schematisch)

Da die Glasscheibe in Realität nicht punktuell gehalten ist, sondern die Lastausleitung über die Fläche des eingebetteten Inserts erfolgt, wird in Abbildung 7-3 eine mittig am oberen Rand aber in y-Richtung verteilt gehaltene Scheibe betrachtet. Die Scheibe ist im Bereich der Auflager über die Gesamtdicke gelagert. Eine gleichmäßig verteilte Vertikallast ist am unteren Scheibenende aufgebracht. Abbildung 7-3 a) zeigt das statische System. Der prinzipielle Lastpfadverlauf ähnelt dem aus Abbildung 7-2; allerdings münden hier die Lastpfade nicht am oberen Scheibenrand, sondern enden im Bereich der in y-Richtung verteilten Lagerung. Der prinzipielle Verlauf der σ_x -Spannung (Abbildung 7-3 c)) ähnelt dem der punktuellen Lagerung. Aufgrund der in y-Richtung verteilten Lasteinleitung verschiebt sich der Nulldurchgang leicht in Richtung des unteren Scheibenrandes. Die maximale σ_y -Spannung tritt im Gegensatz zur punktuellen Lagerung nicht direkt am Scheibenrand sondern etwas unterhalb davon auf, da die Lastausleitung in y-Richtung verteilt erfolgt.

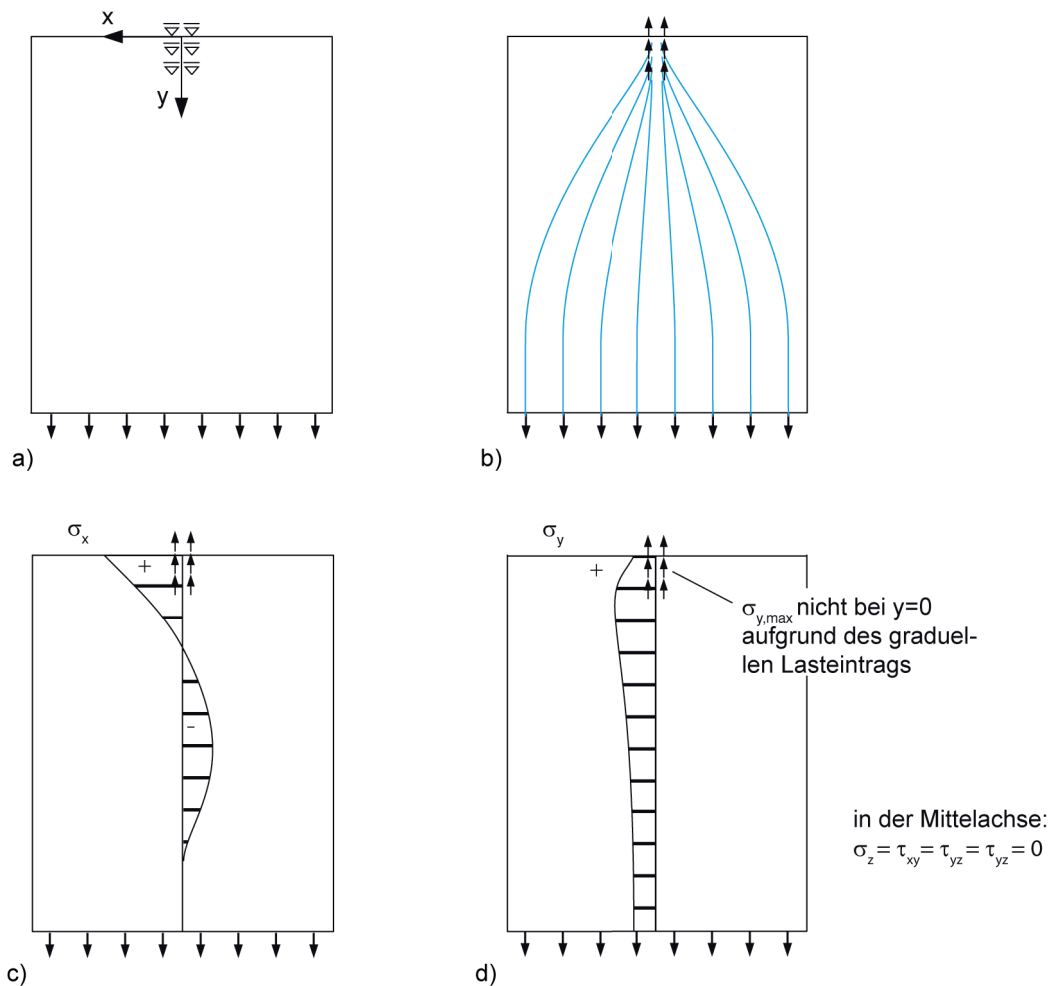


Abbildung 7-3: Mittig am oberen Rand in y-Richtung verteilte, über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): prinzipieller Lastpfadverlauf, c): in der Scheibenmittellachse auftretende σ_x -Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittellachse auftretende σ_y -Spannungsverteilung (schematisch)

Die bisherigen Betrachtungen beruhen auf der Annahme, dass die Scheibe im Bereich der Auflager über die Gesamtdicke gehalten ist. Dieses ist in Realität jedoch nicht der Fall, da die Lagerung über das zur Glasscheibe seitlich versetzte Insert erfolgt. Abbildung 7-4 veranschaulicht diesen Aspekt und betrachtet dabei die über die Insertlängsachse übertragende Kraft (a) - d)) getrennt von der Zugkraft am Insertende (e) - h)). Beide Kraftübertragungen rufen prinzipiell ähnliche Spannungsverteilungen hervor, jedoch an unterschiedlichen Abschnitten der y-Achse.

Unter der Annahme einer gleichmäßigen Kraftübertragung entlang der Verbundlänge breiten sich die Lastpfade vom Insert über das SG in die Glasscheibe aus. Aufgrund der begrenzten Glasscheibendicke erfolgt eine Umlenkung der Lastpfade in Richtung des unteren Scheibenrandes (Abbildung 7-4 b)). Die Lastpfadumlenkung ruft Umlenkkkräfte hervor, deren Horizontalkomponente eine Spannung in Dickenrichtung erzeugt. Diese Horizontalkomponenten bewirken – bezogen auf die Glasscheibenmittellachse – eine Druckbeanspruchung in x-Richtung am oberen Glasscheibenrand ($y=0$) und eine Zugbeanspruchung für tiefer in y-Richtung gelegene Bereiche (c)). Gleichzeitig wirkt im Bereich nicht vertikal verlaufender Lastpfade eine Schubspannung τ_{yz} (d)). In Analogie zum Spitzendruck bei Pfählen tritt am Insertende eine Zugkraft auf, deren Lastpfadverlauf schematisch in f) dargestellt ist. Diese lokal auftretende Kraft ruft in der Mittellachse des Glases im Bereich des Insertendes eine

Spannung σ_z (g)) und eine Schubspannung τ_{yz} (h)) hervor. Der σ_z - Verlauf ergibt sich aus den Horizontalkomponenten der Lastpfadumlenkkkräfte. Die Schubspannung τ_{yz} tritt im Bereich in yz-Richtung geneigter Lastpfade auf.

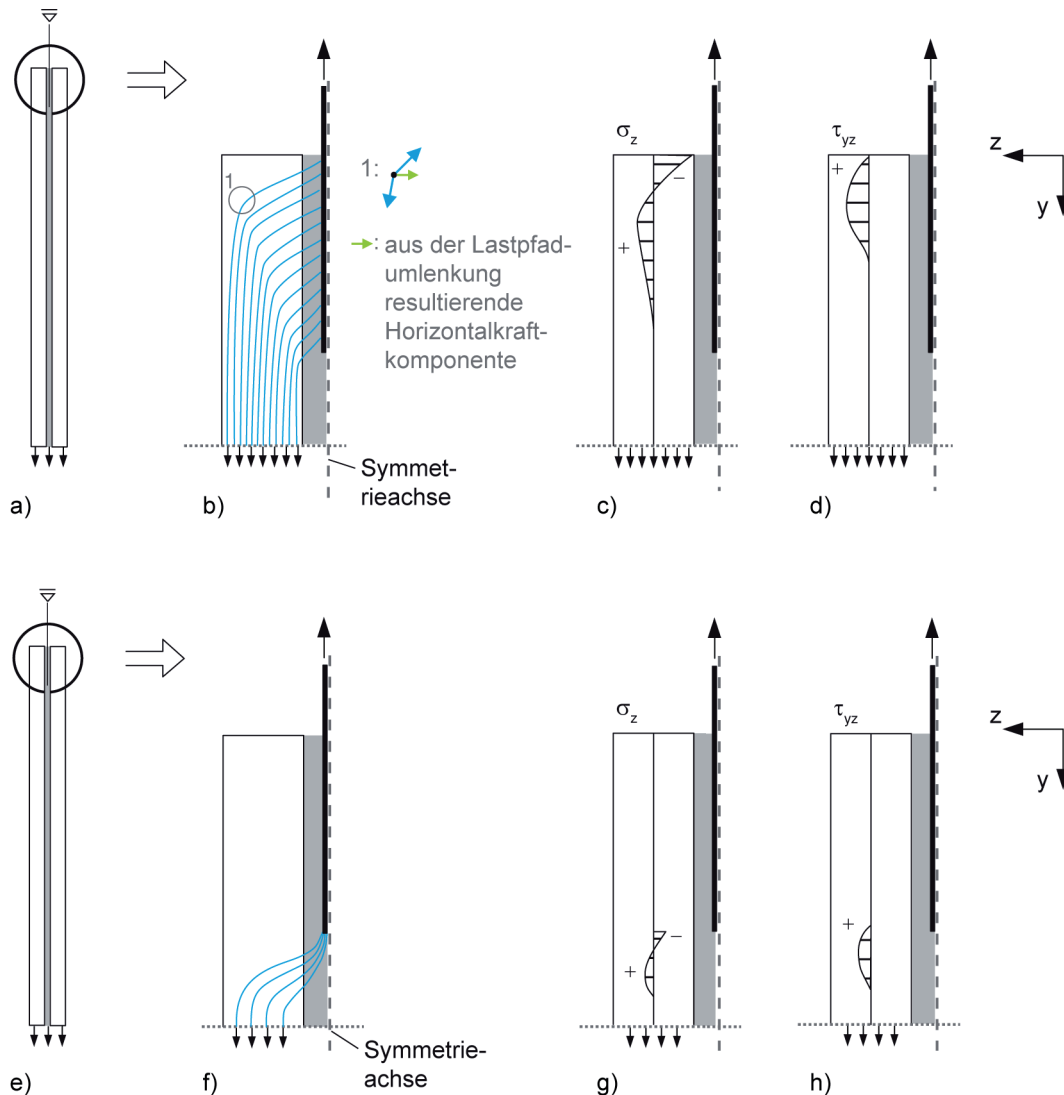


Abbildung 7-4: Glas-SG-Metallinsert-Verbundkörper: am Insert gehalten, Belastung am unteren Rand des Verbundkörpers aufgebracht; getrennte Betrachtung der entlang der Insertlängsachse übertragenden Kraft (b – d)); Annahme einer gleichmäßigen Verteilung und der Zugkraft am Insertende (f – h)). a): statisches System, b): prinzipieller Lastpfadverlauf in Dickenrichtung des Verbundkörpers, c): in der Glasscheibenmittellachse auftretende σ_z - Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Glasscheibenmittellachse auftretende τ_{yz} - Spannungsverteilung (schematisch), e): statisches System, f): Lastpfadverlauf in Dickenrichtung des Verbundkörpers, g): in der Glasscheibenmittellachse auftretende σ_z - Spannungsverteilung (schematisch), h): in der Glasscheibenmittellachse auftretende τ_{yz} - Spannungsverteilung (schematisch). Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind die Schichtdicken nicht maßstabsgerecht dargestellt.

Nach diesen prinzipiellen Gedanken zum Spannungsverlauf wird zur Ermittlung der genauen Spannungsverteilung ein Scheibenaufbau unter Anwendung der FEM numerisch untersucht. Da bei den experimentellen Untersuchungen bei 23 °C und 40 °C die Probekörpergeometrie vom späteren Anwendungsfall abgewandelt werden musste, um messbare Verschiebungen während der Belastung hervorrufen zu können, dient die bei den 75 °C verwendete Standardgeometrie und die bei diesen Versuchen erzielte Dehngeschwindigkeit als Grundlage für die weiteren Betrachtungen. Die Standardgeometrie der 75 °C Auszugsversuche ist aus

Edelstahl und weist eine Breite von 25 mm, eine Einbindelänge von 50 mm und eine Blechstärke von 1 mm auf. Die Höhe des modellierten Verbundprobekörpers wird mit 250 mm zu einem Fünffachen der Einbindetiefe und die Breite mit 200 mm zu einem Vierfachen der Einbindetiefe gewählt. Zur Verkürzung der Rechenzeit werden die Symmetriebedingungen genutzt und nur ein Viertel des Probekörpers simuliert (Abbildung 7-5).

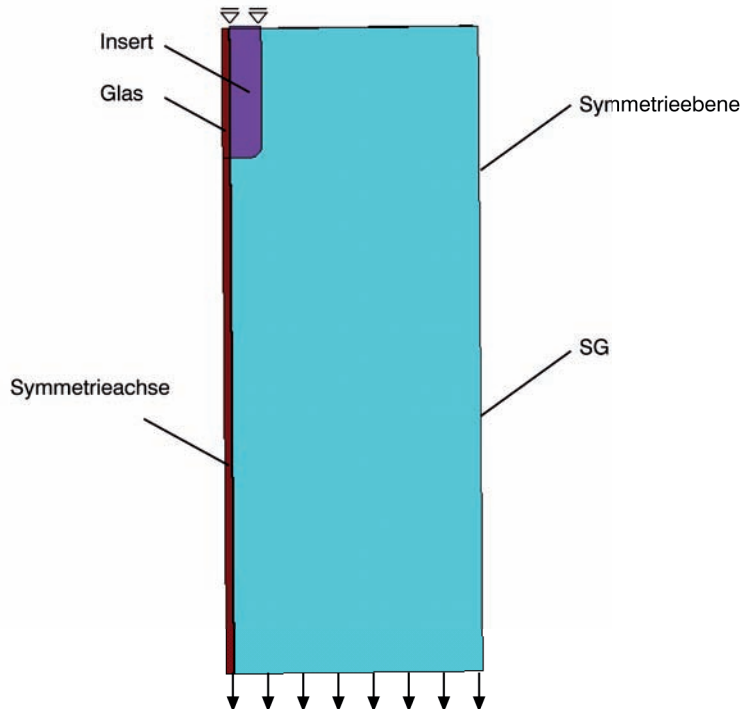


Abbildung 7-5: Volumendarstellung des numerischen Modells

Als Belastung des Viertelprobekörpers dient eine gleichmäßig verteilte Kraft von 250 N am Glasscheibenende. Dieses entspricht einer Gesamtbelastung von 1 kN. Für diese Belastung zeigten alle Auszugsversuche eine gute Übereinstimmung der numerischen und experimentellen Ergebnisse.⁷

Die auf der Basis von Überlegungen zum Lastpfadverlauf abgeleiteten Spannungsverläufe werden in Abbildung 7-6 und Abbildung 7-7 mit den Spannungsverläufen aus der FEM-Simulation verglichen. Als Grundlage für die FEM-Auswertung dient das Modell einer hängenden Scheibe mit einem Materialmodell bei 23 °C und einer Dehngeschwindigkeit von $0,0059 \text{ s}^{-1}$ (enhanced strain-Formulierung, von-Mises-Fließbedingung, Dehngeschwindigkeit in Anlehnung an 75 °C Versuch, da bei dem Versuch der gleiche Probekörperaufbau untersucht wurde).

Die Auswertung der Spannungsverläufe erfolgt – in Analogie zu den Lastpfadbetrachtungen – in der Glasscheibenmittellachse und auf halber Glasscheibendicke. Es zeigt sich, dass die Spannungsverläufe durch die Betrachtung der Lastpfadverläufe gut abgeschätzt werden können. Im Bereich der oberen Glaskante herrscht eine Zugspannung in x-Richtung, die ungefähr bei halber Inserteinbindetiefe (25 mm) in eine Druckspannung wechselt und die zum unteren Glasscheibenende hin abnimmt (Abbildung 7-6 a)). Die Zugspannung in y-Richtung baut sich vom oberen Glasrand her auf und fällt nach dem Bereich der Lasteinleitung aufgrund der seitlichen Kraftausbreitung auf einen deutlich niedrigeren Wert ab.

⁷ Zwar unterschied sich die Geometrie der 23 °C und der 40 °C Auszugsversuche von der nun betrachteten (geringere SG-Dicke, geringere Metalldicke), doch da lokales Adhäsionsversagen bei den Auszugsversuchen erst bei deutlich höheren Belastungsniveaus auftrat, kann davon ausgegangen werden, dass die Spannungsverteilung auch für diese Temperaturen gut abgebildet werden kann.

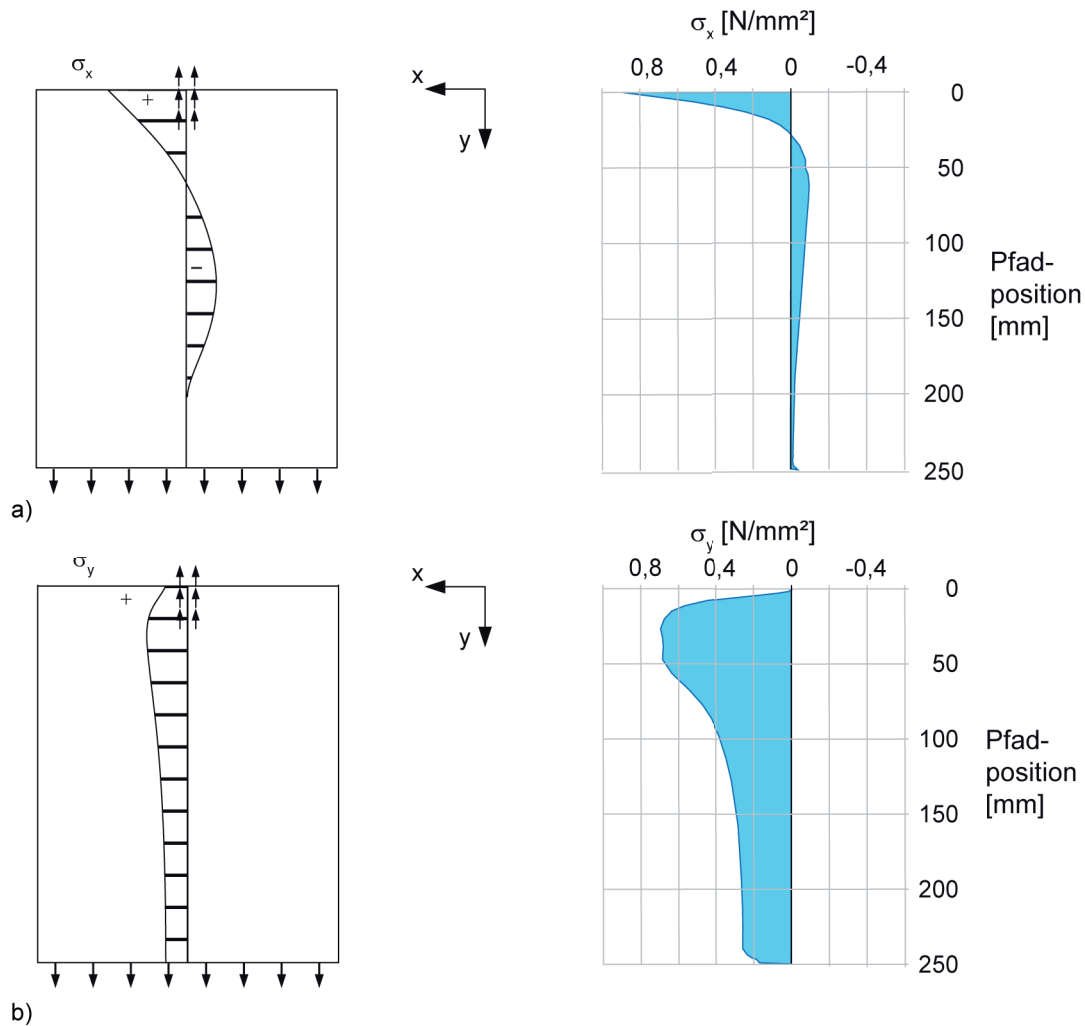


Abbildung 7-6: Vergleich der aus dem Lastpfadverlauf abgeleiteten Spannungsverteilung (links) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse, bei der FEM-Analyse aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung: 23 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s⁻¹, enhanced-strain Formulierung, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittelachse und in der Mitte der Glasscheibendicke. a) Spannungen in Querrichtung (σ_x), b) Spannungen in Längsrichtung (σ_y)

Die Lastausbreitung in Glasscheibendickenrichtung ruft in der Glasscheibenmittelachse auf halber Glasscheibendicke eine Druckbeanspruchung in z-Richtung am oberen Glasscheibenrand ($y=0$) hervor, die dann in eine Zugbeanspruchung wechselt (Abbildung 7-7, a)). Zusätzlich zu diesen im ersten Viertel des Lasteinleitungsbereichs auftretenden Spannungen erzeugt die Zugkraftübertragung am Insertende eine weitere Beanspruchung (zuerst Druck-, dann Zugbeanspruchung). Auch die Schubspannungsverteilung in der Glasdickenebene resultiert aus dem Lasteintrag entlang der Insertlängsachse und der Zugkraftübertragung am Insertende (b)). Der Verlauf ähnelt dem der Lastpfadbetrachtung.

Die Schubspannungen τ_{xz} und τ_{xy} nehmen entlang der Glasscheibenmittelachse Werte um Null an und sind deshalb nicht dargestellt.

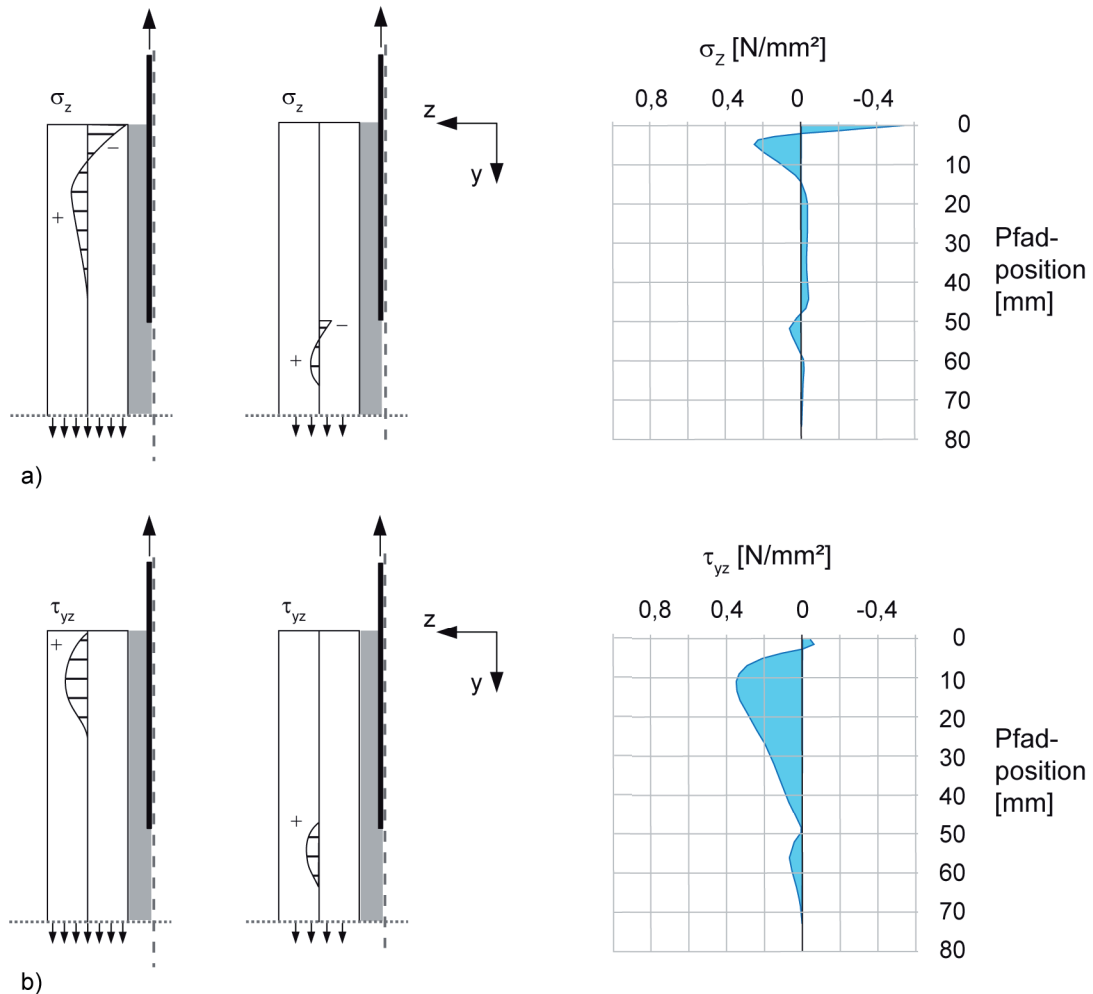


Abbildung 7-7: Vergleich der aus dem Lastpfadverlauf abgeleiteten Spannungsverteilung (links) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse, bei der FEM-Analyse aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung: 23 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittellachse und in der Mitte der Glasscheibendicke. a) Spannungen in der Dickenrichtung der Glasscheibe (σ_z), b) Schubspannungen in der Glasdickenebene (τ_{yz})

Nach dieser Plausibilisierung der Spannungsverläufe entlang eines ausgewählten Schnittes und bei einer Temperatur werden im Folgenden die Spannungsverläufe für 23 °C, 40 °C und 75 °C im Stahl, im SG und im Glas miteinander verglichen. Die Schnittführung erfolgt stets entlang der Probekörpermittelachse (vergl. Abbildung 7-8) und auf halber Dicke des jeweils betrachteten Materials. Als SentryGlas Materialmodelle dienen Spannungs-Dehnungspaare für eine Dehngeschwindigkeit von $0,0059 \text{ s}^{-1}$ und für Temperaturen von 23 °C, 40 °C und 75 °C. Die Wahl der Dehngeschwindigkeit erfolgte in Anlehnung an die Dehngeschwindigkeit der 75 °C Auszugsversuche, da bei diesen Versuchen ein gleicher Probekörperaufbau untersucht wurde. Als Fließbedingung wurde die von-Mises-Fließbedingung und als Elementformulierung die enhanced-strain Methode gewählt.

Entgegen der Auswertung in Abbildung 7-6 werden die Spannungsverläufe nicht entlang der gesamten Glasscheibenlänge sondern nur entlang der ersten 100 mm vom oberen Glasscheibenrand (entspricht dem Zweifachen der Inserteinbindelänge) aufgeführt (Pfadführung siehe Abbildung 7-8). Dieses ermöglicht die detaillierte Betrachtung der Spannungsverteilung im Insertbereich mit den dort auftretenden Spannungsmaxima. Alle nicht aufgeführten Spannungsverteilungen sind entlang des jeweils ausgewerteten Pfades nahezu konstant null und werden deshalb nicht betrachtet.

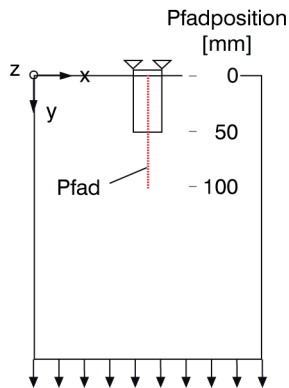


Abbildung 7-8: Verbundprobekörper mit in der Probekörpermittelachse verlaufendem Pfad

Abbildung 7-9 zeigt die Spannung im Stahl in Insertlängsrichtung (links) und deren auf Pfadintervalle bezogenes Dekrement (rechts). Da bei allen Simulationen eine Kraft gleicher Größe aufgebracht und über das Metallelement (mit konstanten Abmessungen) geleitet wird, tritt am Insertanfang (Pfadposition: $y = 0$ mm) bei allen Simulationen die gleiche Spannung auf. Der Vergleich der Spannungskurven zeigt, dass aufgrund der deutlich höheren Steifigkeit des SGs bei 23 °C die Last schneller aus dem Metall in das SG übertragen wird als bei 75 °C (vergl. Tabelle 2-1). So hat sich bei 23 °C bereits nach 15 mm die Stahlspannung halbiert, wohingegen bei 40 °C eine Länge von 20 mm und bei 75 °C von 29 mm benötigt wird. Bei allen Temperaturen ist die Spannung am Insertende (Pfadposition: 50 mm) ungleich null. Die dazu gehörige Kraft wird über eine Zugkraft am Insertende übertragen, die je nach Größe nicht zu vernachlässigende Spannungskonzentrationen hervorruft (vergl. Abbildung 7-10).

Rechts neben den σ_y -Spannungsverläufen sind in Abbildung 7-9 die auf ein Pfadintervall bezogenen σ_y -Spannungsdekremente dargestellt. Da der Metallquerschnitt über die Einbindetiefe konstant ist und nur geringe Dehnungen in Insertbreiten- und -dickenrichtung auftreten, ist der $d\sigma_y/dy$ -Verlauf als proportional zum $dKraft/dy$ -Verlauf anzusehen.

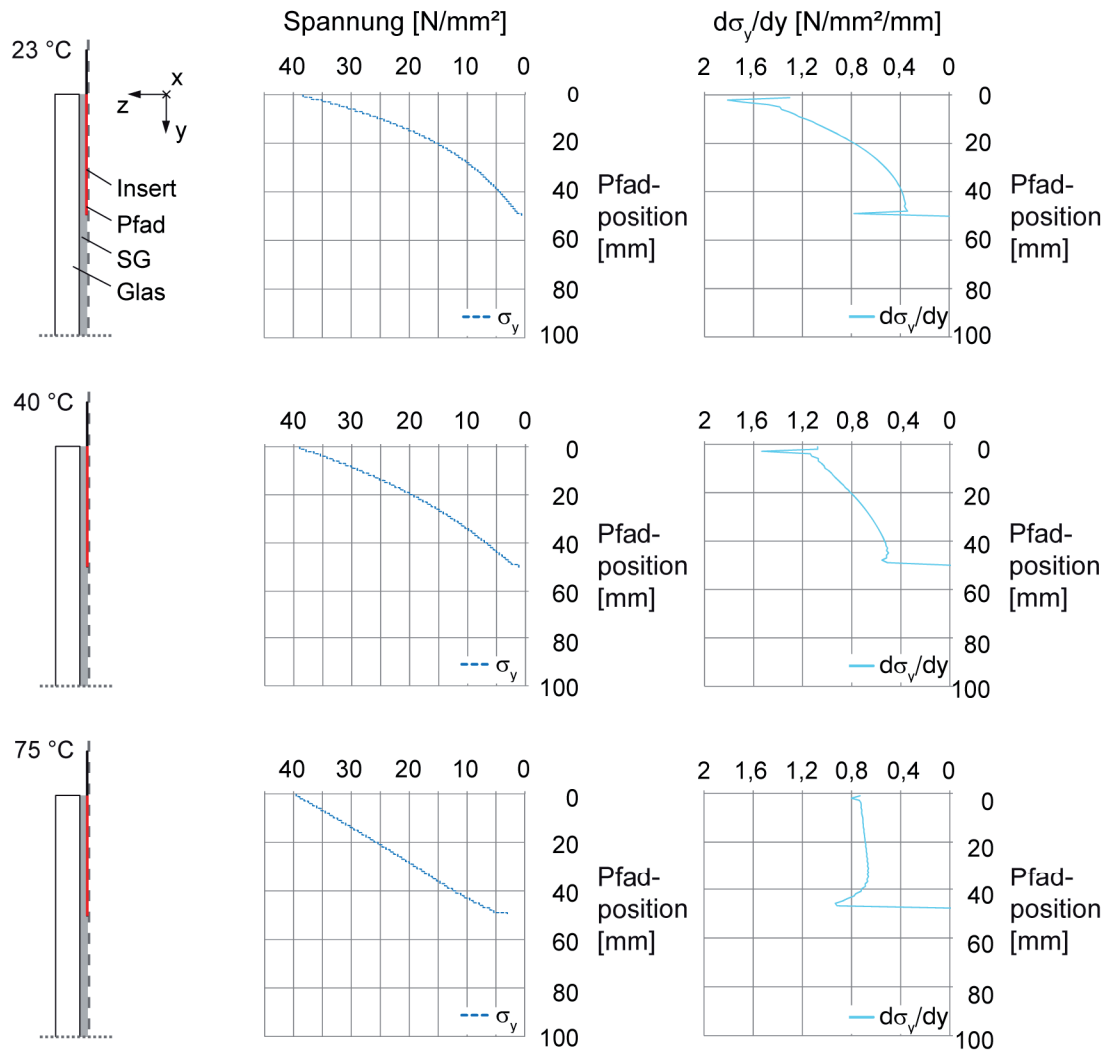


Abbildung 7-9: Spannung σ_y und das auf Pfadintervalle bezogene Spannungsdekrement ($\Delta\sigma_y/\Delta l$) im Stahl entlang der Probekörpermittelachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilinelares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s⁻¹, enhanced-strain Formulierung

Die σ_x -, σ_y -, σ_z - und τ_{yz} - Spannungsverläufe im SG (mittig zwischen Metallinsert und Glasscheibe) sind in Abbildung 7-10 dargestellt. Die links aufgeführten σ_x -, σ_y -, σ_z -Verläufe ähneln sich sehr und liegen für die jeweils betrachtete Temperatur fast aufeinander. SG weist für diese Temperaturen eine Querkontraktionszahl zwischen 0,453 und 0,499 auf. Durch eine einaxiale Belastung werden dementsprechend Querdehnungen von in etwa 50% der Längsdehnung hervorgerufen. Die vergleichsweise sehr steife Glasscheibe und die gehaltene Symmetrieachse verhindern jedoch eine Querdehnung des Materials, so dass eine in einer Richtung wirkende Spannung auch Spannungskomponenten in den beiden anderen, zu ihr senkrechten Richtungen erzeugt.⁸

Bei 23 °C und 40 °C lassen sich die Verläufe auf eine Lastausbreitung über die Glasscheibenbreite (vergl. Abbildung 7-6 a)) und eine Spannung aufgrund der Zugkraft am Insertende zurückführen. Bei 75 °C tritt ein prinzipiell ähnlicher Spannungsverlauf auf. Dieser wird aber insbesondere zwischen den Pfadpositionen 30 mm und 60 mm durch Spannungen, resultierend aus der Zugkraft am Insertende, dominiert. Der stufige Spannungsverlauf bei 75 °C ist auf den großen Spannungsgradienten und die gewählte Vernetzungs- und Pfaddichte zurückzuführen, die im Rahmen dieser Betrachtungen für alle Spannungsverläufe identisch ist. Während entlang des Pfades ca. 100 Elemente liegen, erfolgt die Auswertung der Spannung zwischen den Pfadendpunkten an 2000 Punkten. Dieses entspricht ca. 20 Auswertepunkten je Element. Die Punktzahl wurde bewusst so gewählt, da durch dieses Vorgehen sichergestellt werden kann, dass die Spannungen eines jeden Elementes berücksichtigt und nicht entlang des Pfades durch das Auswerteverfahren interpoliert und somit homogenisiert werden. Da bei dieser 75 °C-Betrachtung große Spannungsgradienten auftreten, sieht die Spannungsverteilung nicht homogen sondern leicht stufig aus. Träten noch ausgeprägtere Stufen im Spannungsverlauf auf, so wäre eine feinere Vernetzung erforderlich.

Die rechts in Abbildung 7-10 aufgeführten Schubspannungen gleichen vom Verlauf den $d\sigma_y/dy$ – Verläufen in Abbildung 7-9 und unterstützen somit die Überlegung, dass bei 23 °C und 40 °C die Kraft verstärkt im oberen Insertbereich übertragen wird, wohingegen bei 75 °C eine über die Insertlänge gleichmäßige Kraftübertragung auftritt.

⁸ Für ein isotropes Material gilt nach [46]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \end{bmatrix} = \frac{E}{h} \begin{bmatrix} 1-\nu^2 & \nu+\nu^2 & \nu+\nu^2 \\ \nu+\nu^2 & 1-\nu^2 & \nu+\nu^2 \\ \nu+\nu^2 & \nu+\nu^2 & 1-\nu^2 \\ & & & G \cdot \frac{h}{E} \\ & & & G \cdot \frac{h}{E} \\ & & & & G \cdot \frac{h}{E} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \end{bmatrix} \quad (6.1)$$

mit
$$h = (1+\nu)^2(1-2\nu) = 1-3\nu^2-2\nu^3 \quad (6.2)$$

E E-Modul

G Schub-Modul

ν Querkontraktionszahl

Dementsprechend bewirkt eine Spannung in x-Richtung bei verhinderter Querdehnung eine Spannung in y-Richtung von:

$$\sigma_{yy} = \frac{E}{h} (1-\nu^2) \cdot \varepsilon_{xx} \quad (6.3)$$

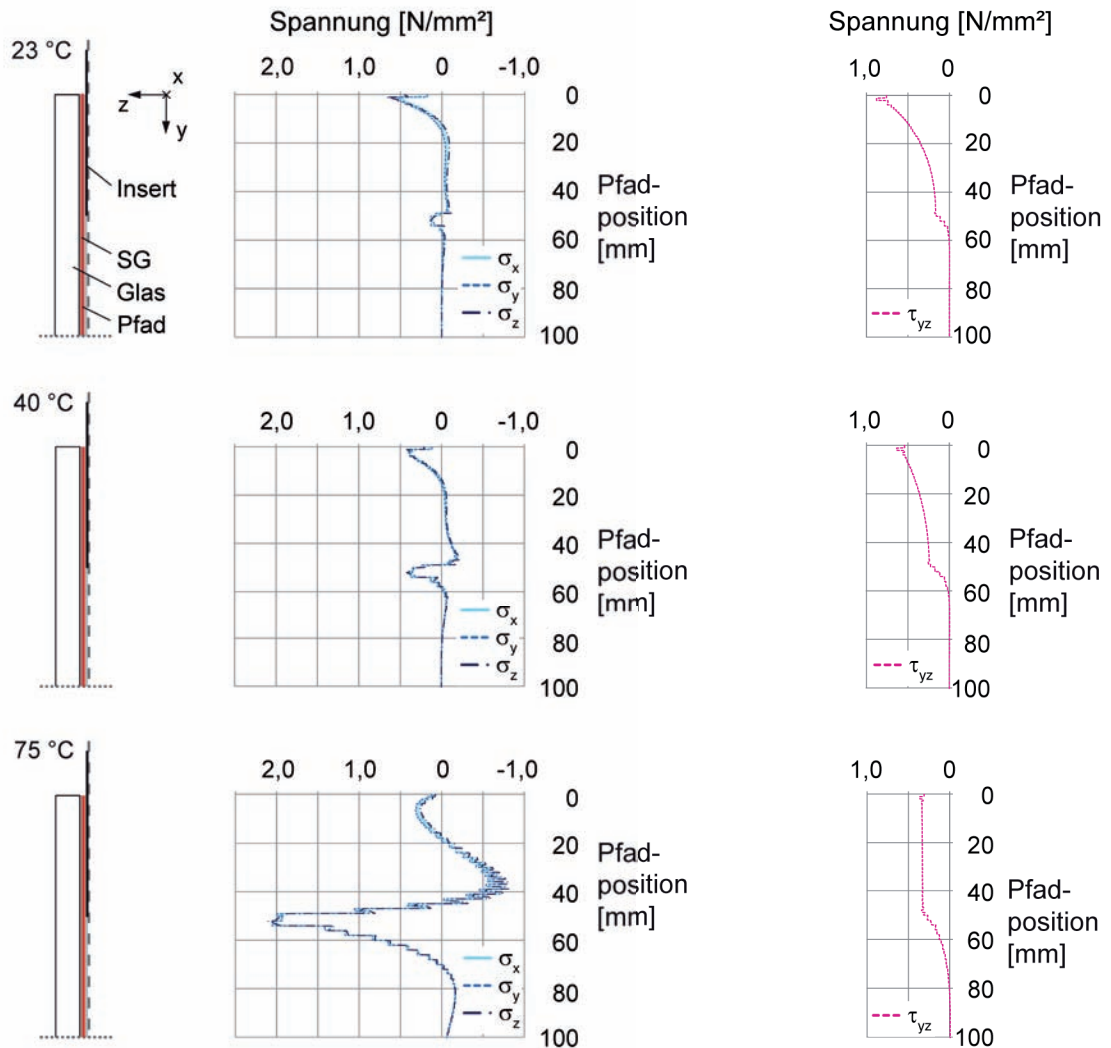


Abbildung 7-10: Spannungen σ_x , σ_y , σ_z (links) und τ_{yz} (rechts) im SG entlang der Probekörpermittellachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung

Die Spannungsverläufe im Glas auf halber Glasscheibendicke wurden bei Lastpfad- und Plausibilitätsbetrachtungen in Abbildung 7-6 und Abbildung 7-7 für 23 °C detailliert erläutert. Die Verläufe bei 40 °C stimmen im Wesentlichen mit denen bei 23 °C überein, wobei die verzögerte Lasteinleitung zu einer Verschiebung von $\sigma_{y,\max}$ und des Nulldurchgangs von σ_x in Richtung des unteren Glasscheibenendes führt. Bei 75 °C ist insbesondere der σ_z - und der τ_{yz} -Spannungsverlauf durch die verstärkte Lastübertragung am Insertende und die einhergehenden Zwangsspannungen im SG beeinflusst.

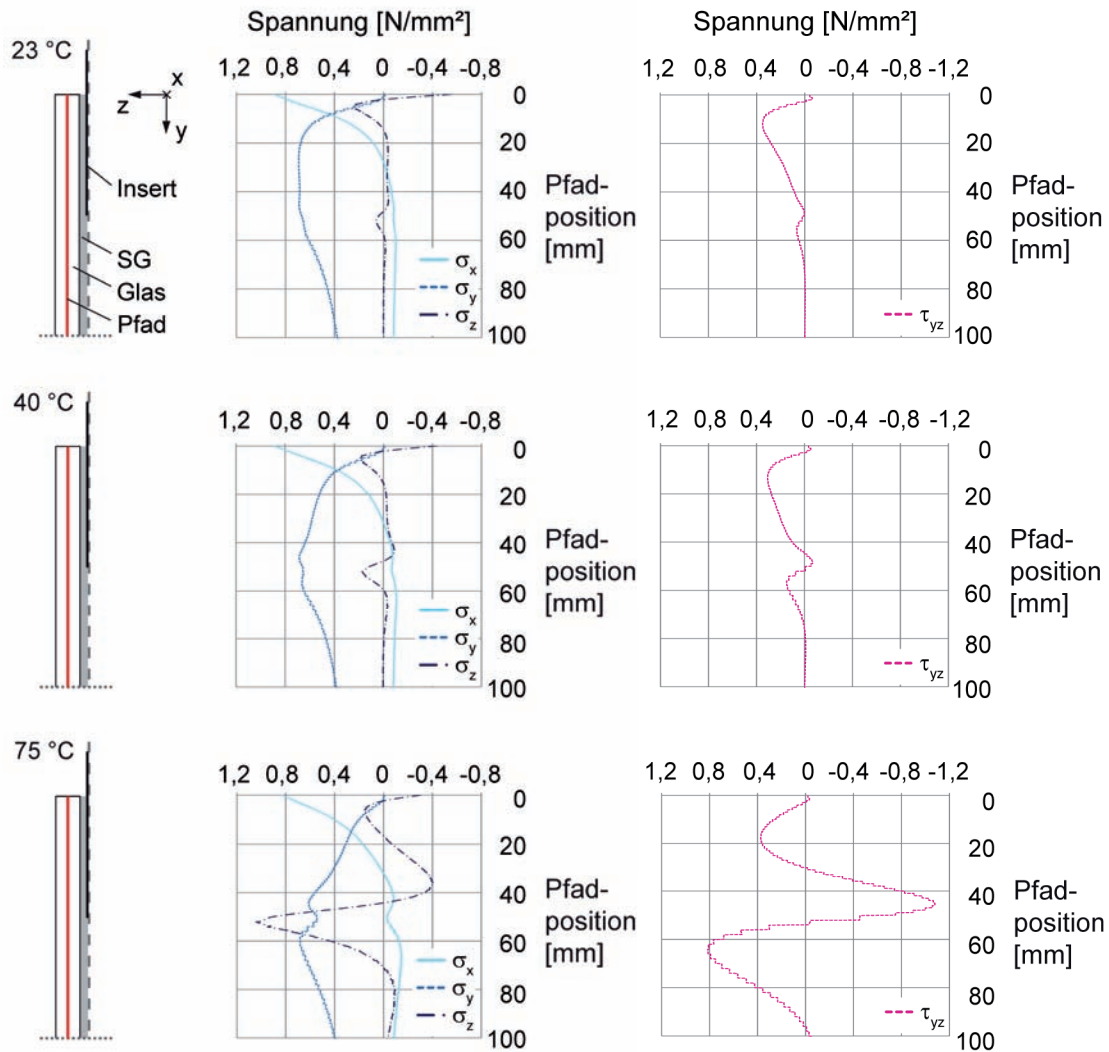


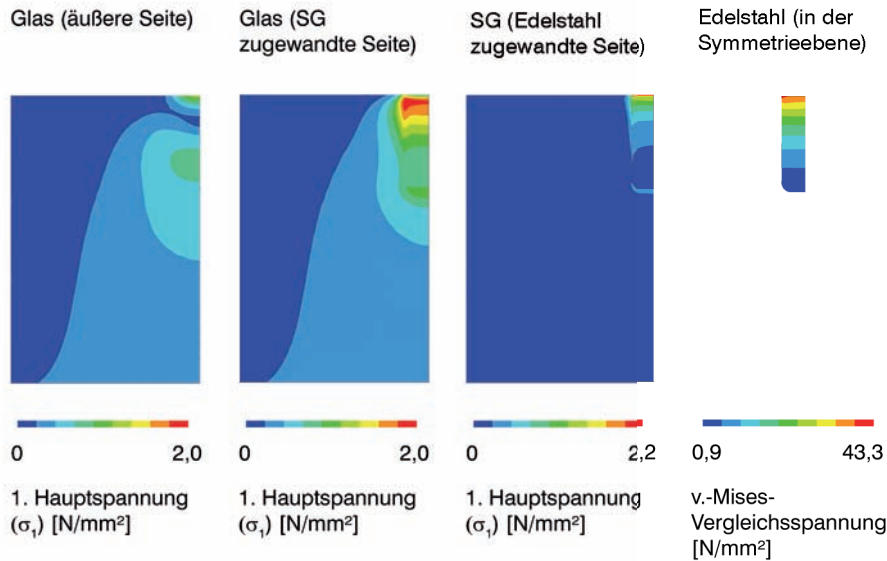
Abbildung 7-11: Spannungen σ_x , σ_y , σ_z (links) und τ_{yz} (rechts) im Glas entlang der Probekörpermittelachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s⁻¹, enhanced-strain Formulierung

7.2 Anpassung der Insertgeometrie zur Spannungsreduktion im Glas

Aufgrund seines spröden Materialverhaltens und der damit einhergehenden fehlenden Fähigkeit Spannungsspitzen über Materialplastifizierung abzubauen, muss Glas für auftretende Spannungsspitzen bemessen werden. Mikro- und makroskopische Oberflächendefekte führen zu einer - gegenüber der Druckfestigkeit - deutlich geringeren Zugfestigkeit des Glases [57], so dass insbesondere Zugspannungsspitzen an der Glasoberfläche durch eine sorgfältige Detaillierung vermieden werden müssen. Aufbauend auf einer Analyse der Spannungsverteilung, die bei der Belastung einer Scheibe mit Standardinsertgeometrie auftritt, erfolgt eine Anpassung der Insertgeometrie mit dem Ziel, die Zugspannungsspitzen im Glas zu reduzieren (Arbeitspaket 5). Für diese Betrachtung ist im Bereich der oberen Glaskante das steife Materialverhalten von SG bei 23 °C und im Bereich des Insertendes das weichere Materialverhalten von SG bei 75 °C maßgebend (vergl. Abbildung 7-11), so dass die Auswertung der Spannungsverteilung für diese Temperaturen erfolgt. Die Dehngeschwindigkeit wurde in Anlehnung an die Auszugsversuche bei 75 °C und die Betrachtungen in 7.1 zu $0,0059 \text{ s}^{-1}$ gewählt. Desweiteren liegen allen Simulationen ein SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung und ein Elementansatz mit enhanced-strain-Formulierung zugrunde. Als Belastung der Gesamtscheibe diente eine Kraft von 1 kN am unteren Scheibenrand. Zur Verkürzung der Simulationszeit wurden die Probekörpersymmetrien genutzt und nur ein Viertel des Probekörpers simuliert.

In Abbildung 7-12 sind für die Standardinsertgeometrie die Verteilung der ersten Hauptspannung an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche, sowie die Verteilung der von-Mises Vergleichsspannung im Stahl dargestellt. Die maximale erste Hauptspannung im Glas ist bei 75 °C mit $5,7 \text{ N/mm}^2$ mehr als doppelt so groß als bei 23 °C mit $2,0 \text{ N/mm}^2$. Aufgrund des steiferen Materialverhaltens wird bei 23 °C ein Großteil der Kraft im Bereich der Glaskante übertragen, so dass in diesem Bereich die maximale Zugspannung auftritt. Bei 75 °C dominiert hingegen die Zugkraftübertragung am Insertende. Aufgrund dieser und der Querdehnungsbegrenzung des SGs tritt die maximale Zugspannung an der Glasoberfläche im Bereich des Insertendes auf.

23 °C



75 °C

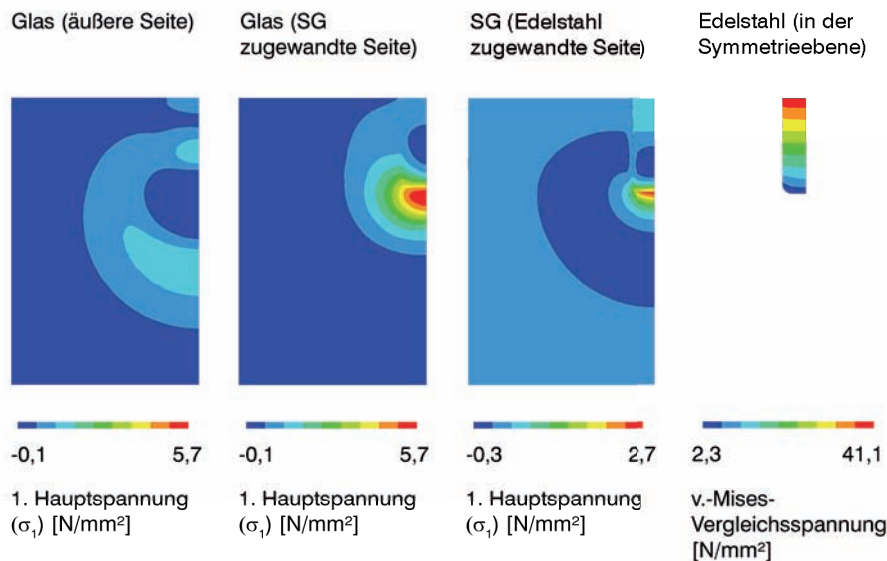


Abbildung 7-12: Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, Standardinsertgeometrie (50 mm x 25 mm); auf das Gesamtmodell aufgebrachte Kraft am unteren Scheibende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit: 0,0059 s⁻¹, enhanced-strain Formulierung

Die erste Geometrie Anpassung verfolgt das Ziel, die Spannungsspitzen am Insertende abzubauen. Durch eine Auffächerung des Inserts und einer einhergehenden Vergrößerung der Insertumlaufänge soll ein größerer SG- und somit auch Glasbereich zum Lastabtrag aktiviert werden. Hierdurch wird der Anteil des flächigen Kraftübertrags gegenüber dem Kraftübertrag am Insertende vergrößert. Die Insertenden richten sich in ihrem Endbereich in Lastrichtung aus (Abbildung 7-13).

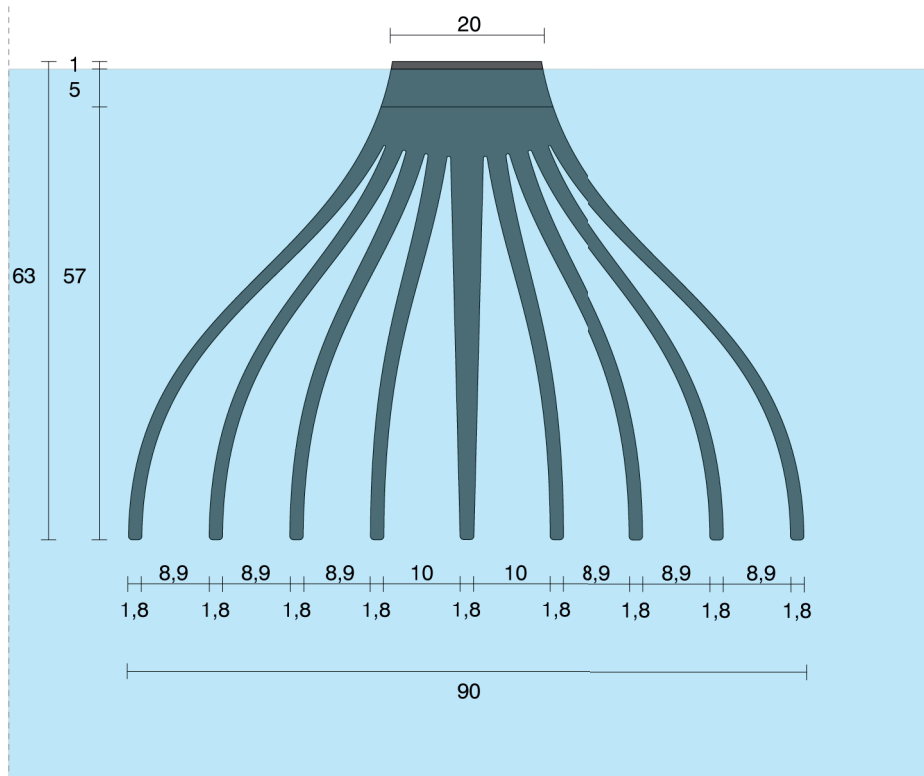


Abbildung 7-13: Erste angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe

Diese Geometrie ähnelt Ergebnissen von Rückert [58], der die Modellfindung auf der Basis von Trajektorienverläufen für die Ableitung von Stabwerkmodellen untersuchte. Hierbei betrachtete er unter anderem die Trajektorienverläufe unterschiedlicher Scheibengeometrien mit variierenden Belastungs- und Lagerungssituationen. In Abbildung 7-14 a) ist eine auf zwei Randauflagern aufgelagerte Scheibe mit einer am oberen Scheibenende gleichmäßig verteilten Vertikallast dargestellt. Für diesen Beanspruchungszustand sind in Abbildung 7-14 b) entlang der Trajektorien die Spannungen in Trajektorienrichtung aufgetragen, wobei die Breite der Trajektorien proportional zur Spannungsgröße ist. Durch eine Spiegelung dieses Verlaufs entlang der Auflagerachse erhält man eine Darstellung, die der Insertgeometrie in Abbildung 7-13 sehr ähnelt. Wenn das Insert sich über die Gesamtscheibe erstreckte, könnte es in Anlehnung an die Untersuchungen Rückerts als eine Materialisierung der Trajektorienverläufe interpretiert werden, wobei die jeweilige Materialbreite zur Spannung in Trajektorienrichtung nahezu proportional wäre. Da dieses jedoch mit einer Steifigkeitsänderung der Gesamtscheibe einherginge und dieses den Lastabtrag veränderte, müsste das Trajektorienbild für die dann gegebenen Steifigkeitsverhältnisse neu berechnet und die Materialisierung angepasst werden.

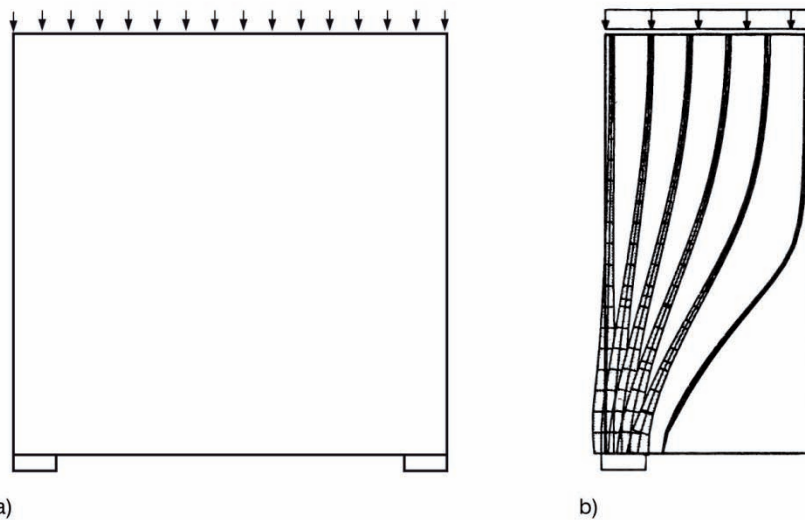
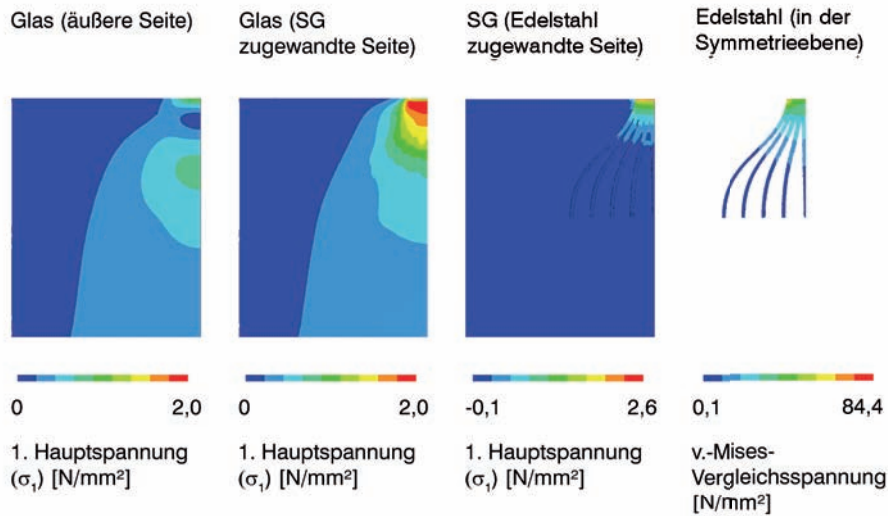


Abbildung 7-14: Scheibe auf zwei Randauflagern mit gleichmäßiger Vertikallast am oberen Scheibenrand, a) Systemskizze, b) Spannungen in Trajektorienrichtung entlang der Trajektorien aufgetragen (die dargestellte Breite ist proportional zur Spannungsgröße); b) entnommen aus [58]

In Abbildung 7-15 sind die Verteilung der ersten Hauptspannung an den beiden Glas- und an einer SG-Oberfläche sowie die von-Mises-Vergleichsspannung im Insert dargestellt. Während sich bei 23 °C die maximale erste Hauptspannung im Glas gegenüber Ausführung mit der Standardgeometrie nicht reduziert, kann bei 75 °C durch die veränderte Insertgeometrie der maximale Spannungswert im Glas nahezu halbiert werden. Allerdings treten in den gekrümmten Auffächerungen Biegespannungen im Insert auf, deren Spannungswerte die des Standardinserts um mehr als ein Fünffaches übersteigen.

23 °C



75 °C

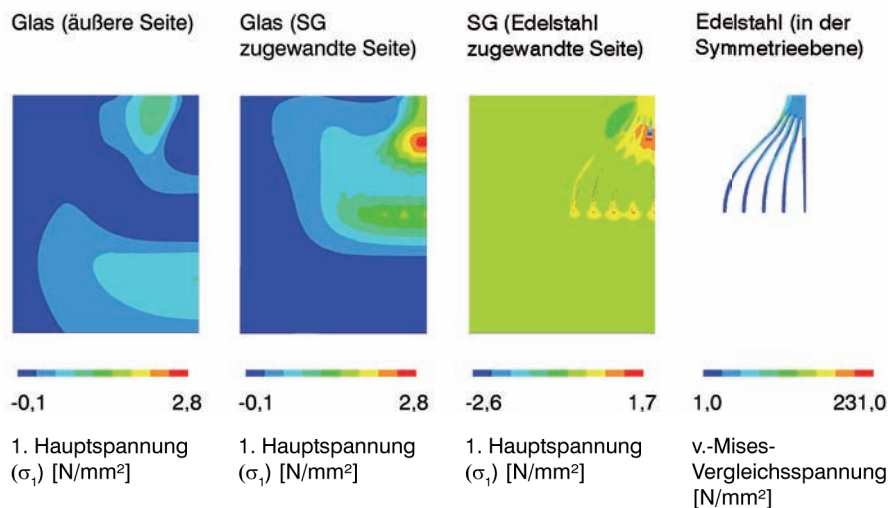
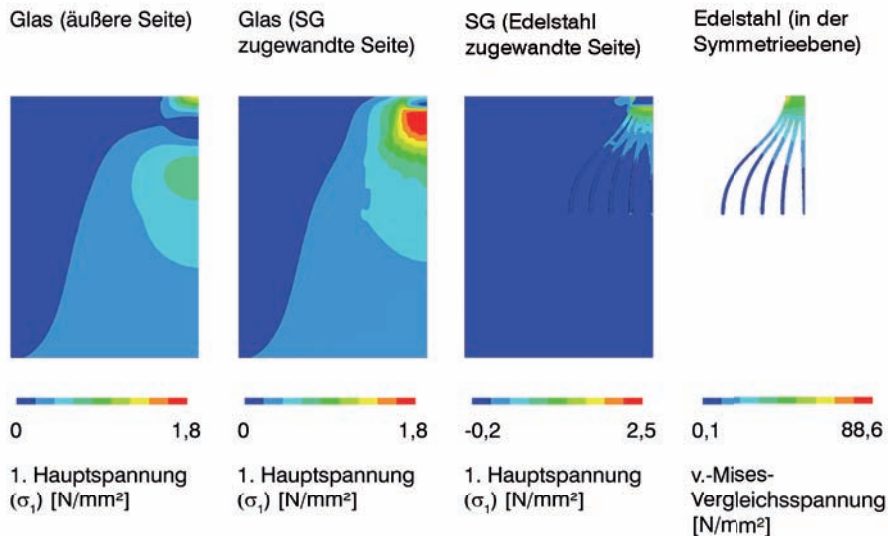


Abbildung 7-15: Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, aufgefächerte Geometrie; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s⁻¹, enhanced-strain Formulierung

Um den bei 23 °C auftretenden Spannungsspitzen im Bereich der Glaskante entgegenzuwirken, wird der Anfangsbereich des Inserts vom SG entkoppelt. Anstatt im numerischen Modell die benachbarten Volumen direkt miteinander zu vernetzen, bleiben sie im Bereich der Glaskante als separate Volumina bestehen. Im Fertigungsprozess könnte dieses durch die Aufbringung einer mit dem SG-nicht-haftenden Schicht (z.B. PTFE, Silikon) realisiert werden. Die in Abbildung 7-16 dargestellten Simulationsergebnisse zeigen, dass durch diesen Ansatz die maximalen ersten Hauptspannungen nicht mehr im Bereich der Glaskante sondern in einem Abstand zu dieser auftreten. Dieses ist von Vorteil, da durch den Zuschnitt und die Weiterbearbeitung des Glases im Bereich der Glaskante mehr mikro- und makroskopische Oberflächendefekte vorliegen und dieses zu einer im Vergleich zur restlichen Glasscheibe

reduzierten Festigkeit führt. Zusätzlich zur Verschiebung der maximalen ersten Hauptspannung von der Glaskante in den inneren Bereich kann diese von $2,0 \text{ N/mm}^2$ auf $1,8 \text{ N/mm}^2$ reduziert werden. Bei 75°C ändert sich die Spannungsverteilung im Glas und im SG nicht signifikant. Im Insert treten allerdings gegenüber der Variante mit Vollkontakt erhöhte Biegespannungen auf.

23 °C



75 °C

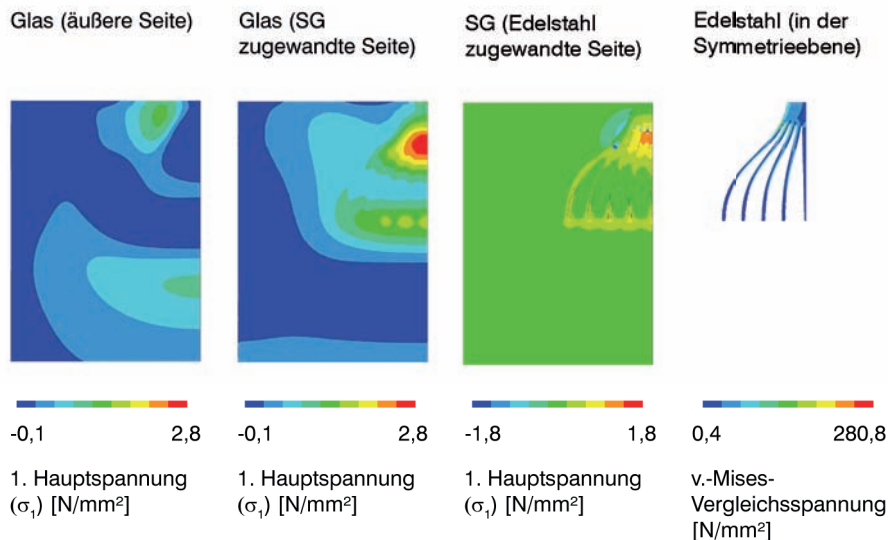


Abbildung 7-16: Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23°C und 75°C , aufgefächerte Geometrie; Anfangsbereich des Inserts ohne Kontakt zum SG simuliert; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN ; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23°C und 75°C , Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung

In einem weiteren Geometrieoptimierungsschritt soll durch eine geradlinige und parallel zur Lastaufbringung verlaufende Gestaltung der Insertfinger der Biegeanteil der Spannung im Stahl reduziert werden (Abbildung 7-17). Die Fingerbildung setzt über die Breite betrachtet nicht bei einer Einbindetiefe ein, sondern beginnt am äußeren Rand bei einer geringeren

Einbindetiefe. Analog dazu enden die Insertfinger nicht alle bei der gleichen Einbindetiefe sondern laufen versetzt aus. Hierdurch soll in Kombination mit einer graduellen Querschnittsverjüngung der Insertfinger ein abrupter Steifigkeitssprung vermieden werden. Um die Spannungsspitzen bei 23 °C von der Glaskante ins Scheibeninnere zu verschieben, ist auch bei dieser Geometrie der Anfangsbereich des Inserts (bis zu einer Einbindetiefe von 3,5 mm) nicht mit dem SG verbunden. Die eingebettete Insertfläche stimmt mit der Fläche der aufgefächerten Geometrie und der Standardgeometrie überein.

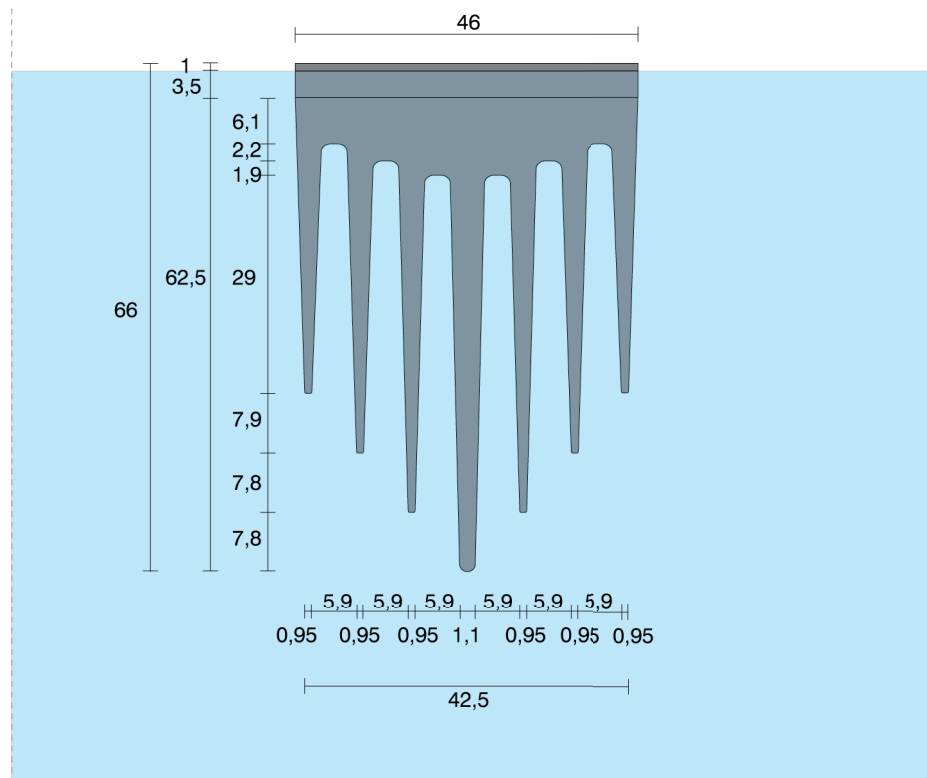


Abbildung 7-17: Zweite angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe

Die Spannungsauswertung in Abbildung 7-18 zeigt, dass es durch die geradlinige und parallel zur Lastaufbringung verlaufende Gestaltung der Insertfinger gelingt, die Spannungen im Stahl signifikant zu reduzieren und sie auf das Spannungsniveau der Standardgeometrie zu senken (vergl. Abbildung 7-18). Desweiteren zeigt das Ergebnis dieser tragstrukturell motivierten Querschnittsanpassung, dass die erste Hauptspannung im Glas im Vergleich zur Standardgeometrie bei 23 °C um 20% (von 2,0 N/mm² auf 1,6 N/mm²) und bei 75 °C um 58% (von 5,7 N/mm² auf 2,4 N/mm²) reduziert werden konnte. Es ist außerdem gelungen, den Ort des Auftretens der maximalen ersten Hauptspannung von der Glaskante ins Scheibeninnere zu verschieben.

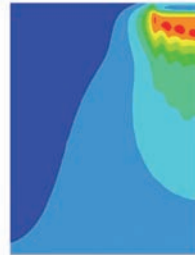
23 °C

Glas (äußere Seite)



0 1,6
1. Hauptspannung
(σ_1) [N/mm²]

Glas (SG zugewandte Seite)



0 1,6
1. Hauptspannung
(σ_1) [N/mm²]

SG (Edelstahl zugewandte Seite)



-0,1 1,7
1. Hauptspannung
(σ_1) [N/mm²]

Edelstahl (in der Symmetrieebene)



0,3 33,5
v.-Mises-
Vergleichsspannung
[N/mm²]

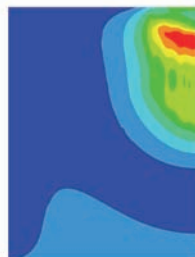
75 °C

Glas (äußere Seite)



-0,1 2,7
1. Hauptspannung
(σ_1) [N/mm²]

Glas (SG zugewandte Seite)



-0,1 2,7
1. Hauptspannung
(σ_1) [N/mm²]

SG (Edelstahl zugewandte Seite)



-2,0 1,7
1. Hauptspannung
(σ_1) [N/mm²]

Edelstahl (in der Symmetrieebene)



0,9 43,3
v.-Mises-
Vergleichsspannung
[N/mm²]

Abbildung 7-18: Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, kammartige Geometrie, Anfangsbereich des Inserts ohne Kontakt zum SG simuliert; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung

Die durchgeführte Geometrieangepassung erhebt nicht den Anspruch, eine in allen Aspekten optimierte Geometrie abzuleiten. Stattdessen soll sie aufzeigen, dass durch eine Anpassung der Insertgeometrie – bei gleichbleibender Größe der Metallansichtsfläche – die Spannungsverteilung beeinflusst und die Spannungswerte maßgeblich reduziert werden können.

8 Zusammenfassung der Ergebnisse

Aufgrund der aus architektonischer Sicht geforderten Transparenz werden im Bauwesen mehr und mehr tragende Elemente aus Glas ausgebildet. Die dabei verwendete Verbindungstechnik ist zumeist an Stahlbauverbindungen angelehnt. Da es der Werkstoff Glas im Gegensatz zu Stahl allerdings nicht vermag, lokal auftretende Spannungsspitzen durch Materialplastifizierung abzubauen, bestimmen Spannungskonzentrationen die Dimensionierung der Glaselemente.

Ein neues Zwischenschichtmaterial (SentryGlas, SG) für Verbundglassysteme ermöglicht einen innovativen Verbindungsansatz, bei dem ein in die Zwischenschicht integriertes Metallelement (Insert) zum Lastabtrag herangezogen wird.

Um das Tragverhalten dieser Verbindung analysieren zu können, wurde zunächst das mechanische Verhalten von SG im Zugversuch bei unterschiedlichen Temperaturen und Belastungsgeschwindigkeiten untersucht. Es konnte ein bei steigender Temperatur und sinkender Belastungsgeschwindigkeit weicher werdendes mechanisches Verhalten beobachtet werden.

Anschließend wurde das Tragverhalten der Verbindung sowohl unter Kurzzeit- als auch unter Langzeitbelastung experimentell untersucht. Die Festlegung der Probekörperabmessungen und des Versuchsaufbaus folgten der Prämisse, messbare Verformungen im SG hervorzurufen und ein vorzeitiges Versagen der Verbindung durch Glasbruch oder Metallfließen zu verhindern. Die aufgezeichneten Kraft-Verformungsbeziehungen zeigten ein zunächst nahezu lineares Verhalten. Begleitet von Ablöseerscheinungen (23 °C, 40 °C) und Blasenbildung (75 °C) nahm die anfängliche Steifigkeit ab. Bei Erreichen der Maximallast war ein Versatz zwischen Insertende und SentryGlas erkennbar, der insbesondere bei 40 °C und 75 °C deutlich ausgeprägt war.

Mittels der Langzeitversuche konnte das prinzipielle Tragverhalten der Verbindung unter konstanten Rahmenbedingungen untersucht werden. Ein Vergleich des Langzeitverhaltens für drei verschiedene Spannungszustände und drei Umgebungstemperaturen ist für eine Zeit von 400h möglich. Es zeigt sich deutlich, dass sowohl die Anfangsverformungen wie auch die Verformungen nach 400h bei $T=75\text{ °C}$ um ein vielfaches größer sind als die Verformungen bei 40 °C bzw. Raumtemperatur. Dieses Verhalten entspricht den Erwartungen, da mit $T=75\text{ °C}$ eine Temperatur deutlich über der Glasübergangstemperatur gewählt wurde. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Verformungen bei Raumtemperatur für die Auslegung dieser Inserts im Fassadenbereich vernachlässigbar sind. Gleiches gilt für die Verformungen unter 40 °C, wenn die Fassade so gestaltet ist, dass Temperaturen über der Glasübergangstemperatur auftreten können. Hier sind für die Temperaturen über der Glasübergangstemperatur stets maßgebend.

Es zeigt sich, dass die Zunahme der Verformungen bzw. Verzerrung über die Zeit bei allen drei Versuchsreihen und den drei Belastungszuständen affine Verläufe aufweisen. Dies zeigen auch die isochronen Darstellungen der Versuchsergebnisse. Denn die Spreizung der Zeitverläufe ist ebenfalls affin. Somit können von der Anfangsverformung Rückschlüsse auf die Endverformung gezogen werden. Beim Durchlaufen von Temperaturzyklen scheint die Kriechgeschwindigkeit stets der Kriechgeschwindigkeit der zugehörigen Temperatur zu folgen.

Ein weiterer wesentlicher Aspekt dieses Forschungsvorhabens war es, das Tragverhalten von SG und der Insertverbindung durch eine numerische Simulation abzubilden. Dazu wurden auf der Grundlage der im Zugversuch an SG-Probekörpern experimentell ermittelten Daten für diskrete Temperaturen und Versuchsgeschwindigkeiten multi-lineare Materialmodelle abgeleitet. Anschließend erfolgte eine numerische Simulation der Zugversuche. Ein Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse zeigte eine sehr gute Übereinstimmung.

Um die Anwendbarkeit der Materialmodelle für die Simulation des Tragverhaltens der Verbindung überprüfen zu können, wurden auch die Auszugsversuche numerisch simuliert. Durch ein iteratives Vorgehen wurden die für diskrete Versuchsgeschwindigkeiten abgeleiteten SG-Materialmodelle an die im Auszugsversuch der Insertverbindung auftretenden Dehngeschwindigkeiten angepasst. Da das Verfahren innerhalb weniger Iterationen konvergierte, ist das Vorgehen geeignet, um das visko-elastische Materialverhalten von SG zu berücksichtigen. Das Tragverhalten der Verbindung wurde mit einem SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung und mit Drucker-Prager-Fließbedingung simuliert. Die anfängliche Steifigkeit der Kraft-Verformungsbeziehungen konnte durch die numerische Simulation gut abgebildet werden, wobei die Simulation mit SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung das experimentell ermittelte Verhalten besser approximiert. Da das verwendete numerische Modell keine Schädigungsmodelle beinhaltet, konnte die Steifigkeitsverringerung der Kraft-Verformungsbeziehungen nicht simuliert werden.

Das numerische Modell wurde anschließend dazu verwendet, den Lastabtrag einer Insertverbindung in einer hängenden Verbundglasscheibe zu untersuchen. Von Lastpfadverläufen abgeleitete qualitative Spannungsverläufe dienten der Plausibilisierung der numerisch ermittelten Spannungsverläufe. Die Betrachtungen zeigten, dass die Kraft flächig über das Insert und über eine Zugkraft am Insertende übertragen wird. Aufgrund der hohen Steifigkeit von SG bei 23 °C erfolgte die Kraftübertragung fast vollständig über die Insertfläche, während das weiche Materialverhalten von SG bei 75 °C eine große Zugkraft am Insertende hervorrief. Die vergleichsweise steifen Glasscheiben verhinderten eine Querdehnung des SG-Materials, so dass zusätzliche Zwangsspannungen im Bereich des Insertendes entstanden.

Nach der Analyse der Spannungsverläufe wurde die Insertgeometrie mit dem Ziel, die auftretenden Spannungskonzentrationen zu minimieren, tragstrukturell optimiert. Um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten, blieben die Ansichtsfläche des Insert, die aufgebrachte Last und die verwendeten Materialmodelle unverändert. Es zeigte sich, dass bei dieser Verbindungstechnik insbesondere bei 75 °C Steifigkeitssprünge zu vermeiden sind, da diese Spannungskonzentrationen hervorrufen. Anstatt bei einer Einbindetiefe zu enden, läuft das optimierte Insert abschnittsweise aus. Um zugleich einen größeren SG-Bereich zum Lastabtrag aktivieren zu können, spreizt sich das Insert in mehrere, in Lastrichtung gerichtete, Finger auf. Da bei 23 °C die Kraft zum Großteil bereits an der oberen Glaskante übertragen wird, diese herstellungsbedingt jedoch eine geringere Festigkeit aufweist, wurde das Insert am Glasscheibenrand ohne Kontakt zum SG ausgebildet. Hierdurch setzte der Lastübertrag erst in einem Abstand von der Glaskante ein und die Spannungskonzentrationen traten nicht mehr am Glasscheibenrand auf. Mittels dieser tragstrukturellen Geometrie Anpassungen gelang es, die Spannungsspitzen im Glas um 20% bei 23 °C und um 53% bei 75 °C – im Vergleich zu der Ausführung mit rechteckigem Insert – zu reduzieren.

9 Anregungen für weitere Arbeiten

Aufbauend und ergänzend zu den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen bleiben noch weitere Thematiken für die Forschung interessant. Um die Anwendbarkeit dieser Verbindungstechnik für unterschiedliche Belastungsarten zu ermöglichen, sollte der Lastabtrag für andere Beanspruchungsarten (Druck-, Schub- und Kombinationsbeanspruchungen) untersucht und eine tragstrukturell angepasste Geometrie abgeleitet werden.

Außerdem von Relevanz ist die Untersuchung des Adhäsionsverhaltens in Abhängigkeit unterschiedlicher Herstellungsparameter (Reinigungsvorgang, Oberflächenbeschaffenheit, Laminationsparameter, etc.). Hierbei sollte das Ziel verfolgt werden, eine Größe (Spannungsniveau, Energieniveau) abzuleiten, die sich zur Vorhersage des Adhäsionsversagens eignet und die in ein (möglichst dehnraten- und temperaturübergreifendes) Schädigungsmodell überführt werden kann.

Desweiteren sollte untersucht werden, inwiefern Umwelteinwirkungen (Feuchte, Temperaturwechsel) das Tragverhalten von in das Verbundglas eingebetteten Insertverbindungen beeinflussen. Diese Untersuchungen sind zwingend notwendig, um eine Anwendbarkeit im Außenbereich zu ermöglichen.

Auf der Grundlage all dieser Untersuchungen könnte eine Parameterstudie durchgeführt und ein Sicherheitskonzept erarbeitet werden, so dass für die jeweils einwirkenden Lastgrößen für unterschiedliche Belastungskonfigurationen (Kurzzeit, Langzeit) und Expositionsklassen (Innenraum, freie Bewitterung) eine Insertgeometrie und –größe ausgewählt werden kann.

Hinsichtlich des Langzeitverhaltens einer solchen Verbindung sind hier die Grundlagen für eine vertiefte rheologische Untersuchung erarbeitet worden. Ziel einer weiteren Bearbeitung sollte die Implementierung einer Zeit-Temperatur-Verschiebungs-Beziehung in das numerische Materialmodell sein.

10 Anhang

10.1 Ergebniszusammenstellung der Zugversuche an SG-Schulterproben

Probekörper	gemessene Breite [mm]	gemessene Dicke [mm]
R2 11	9,80	1,67
R2 12	9,80	1,67
R2 13	9,80	1,66
R2 14	9,80	1,67
R2 15	9,80	1,67
R2 16	9,80	1,68
R2 21	9,81	1,70
R2 22	9,81	1,68
R2 23	9,81	1,68
R2 24	9,81	1,70
R2 25	9,81	1,70
R2 26	9,81	1,70
R2 31	9,81	1,67
R2 32	9,81	1,65
R2 33	9,81	1,66
R2 34	9,81	1,66
R2 35	9,81	1,67
R2 36	9,81	1,66
Mittelwert	9,81	1,67

Tabelle 10-1: gemessene Probekörperabmessungen

Parameter	R2_11	R2_12	R2_13
Temperatur [°C]	23	23	23
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	1	1	1
Gleichung der Trendlinie (für $\varepsilon \leq 2,9\%$)	$y = 5,322x + 0,604$	$y = 5,332x + 0,603$	$y = 5,357x + 0,588$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, R^2	0,995	0,995	0,995
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	532,2	533,2	535,7
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	533,7		
E-Modul berechnet nach [21] [N/mm ²]	668	628	623
E-Modul Mittelwert	639,7		

Tabelle 10-2: Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

Parameter	R2_14	R2_15	R2_16
Temperatur [°C]	23	23	23
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	100	100	100
Gleichung der Trendlinie (für $\varepsilon \leq 3,2\%$)	$y = 6,112x + 0,956$	$y = 6,193x + 0,944$	$y = 6,234x + 0,994$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, R^2	0,995	0,995	0,995
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	611,2	619,3	623,4
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	617,97		
E-Modul berechnet nach [21] [N/mm ²]	744	737	725
E-Modul Mittelwert	735,3		

Tabelle 10-3: Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

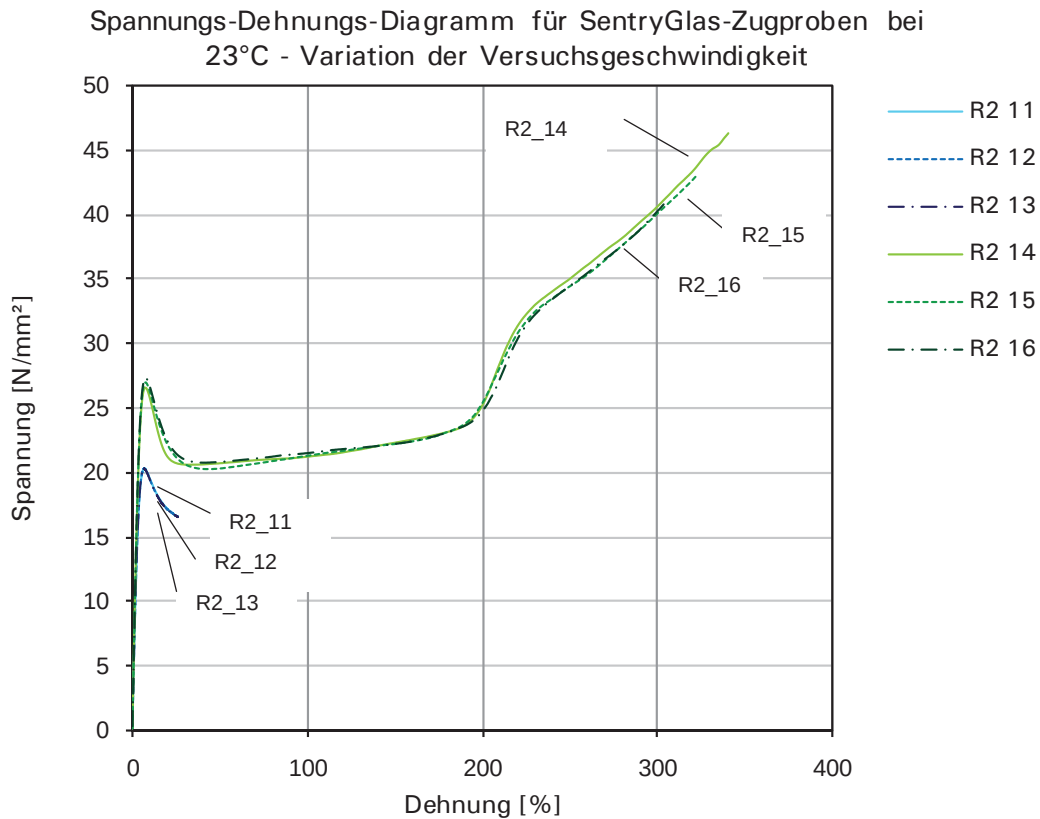


Abbildung 10-1: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei 23 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [16], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert;

Anmerkung: Zur Begrenzung der Versuchsdauer wurden die Probekörper bei einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min nur bis zu einer Dehnung von 26% verformt.

Parameter	R2_21	R2_22	R2_23
Temperatur [°C]	40	40	40
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	1	1	1
Gleichung der Trendlinie (für $\epsilon \leq 1,5\%$)	$1,323x + 0,192$	$y = 1,181x + 0,192$	$y = 1,232x + 0,172$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, R^2	0,989	0,992	0,994
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	132,3	118,1	123,2
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	124,5		
E-Modul berechnet nach [21] [N/mm ²]	189	162	152
E-Modul Mittelwert	167,7		

Tabelle 10-4: Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

Parameter	R2_24	R2_25	R2_26
Temperatur [°C]	40	40	40
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	100	100	100
Gleichung der Trendlinie (für $\epsilon \leq 2,0\%$)	$y = 2,984x + 0,150$	$y = 3,056x + 0,314$	$y = 3,080x + 0,196$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, R^2	0,998	0,997	0,998
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	298,4	305,6	308,0
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	304		
E-Modul berechnet nach [21] [N/mm ²]	332	365	294
E-Modul Mittelwert	330,3		

Tabelle 10-5: Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

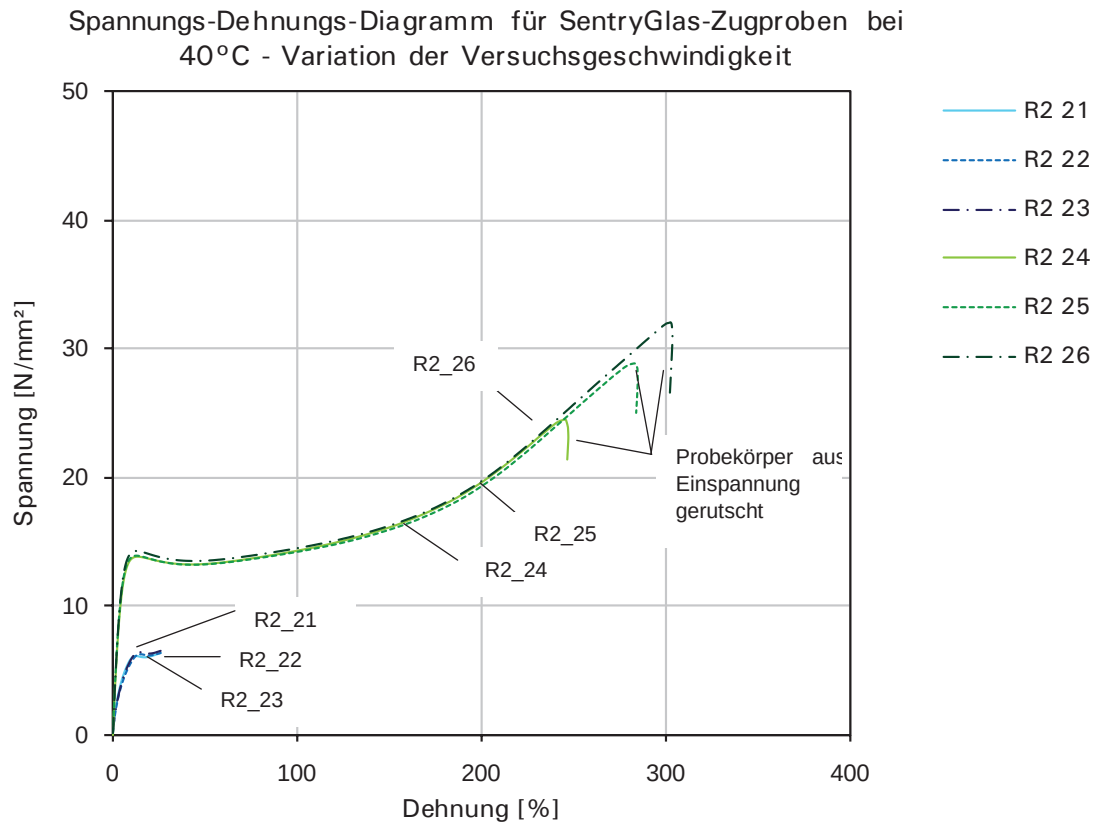


Abbildung 10-2: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei 40 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [16], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert;

Anmerkung: Zur Begrenzung der Versuchsdauer wurden die Probekörper bei einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min nur bis zu einer Dehnung von 26% verformt.

Parameter	R2_31	R2_32	R2_33
Temperatur [°C]	75	75	75
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	1	1	1
Gleichung der Trendlinie (für $\varepsilon \leq 25\%$)	$y = 0,0174x + 0,124$	$y = 0,0177x + 0,125$	$y = 0,0178x + 0,125$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, R^2	0,987	0,986	0,987
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	1,74	1,77	1,78
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	1,76		
E-Modul berechnet nach [21] [N/mm ²]	2,8	3,2	2,8
E-Modul Mittelwert	2,93		

Tabelle 10-6: Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

Parameter	R2_34	R2_35	R2_36
Temperatur [°C]	75	75	75
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	100	100	100
Gleichung der Trendlinie (für $\varepsilon \leq 20\%$)	$y = 0,0337x + 0,178$	$y = 0,0347x + 0,165$	$y = 0,0339x + 0,161$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, R^2	0,985	0,985	0,985
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	3,37	3,47	3,39
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm ²]	3,41		
E-Modul berechnet nach [21] [N/mm ²]	7,5	8,4	7,8
E-Modul Mittelwert	7,8		

Tabelle 10-7: Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

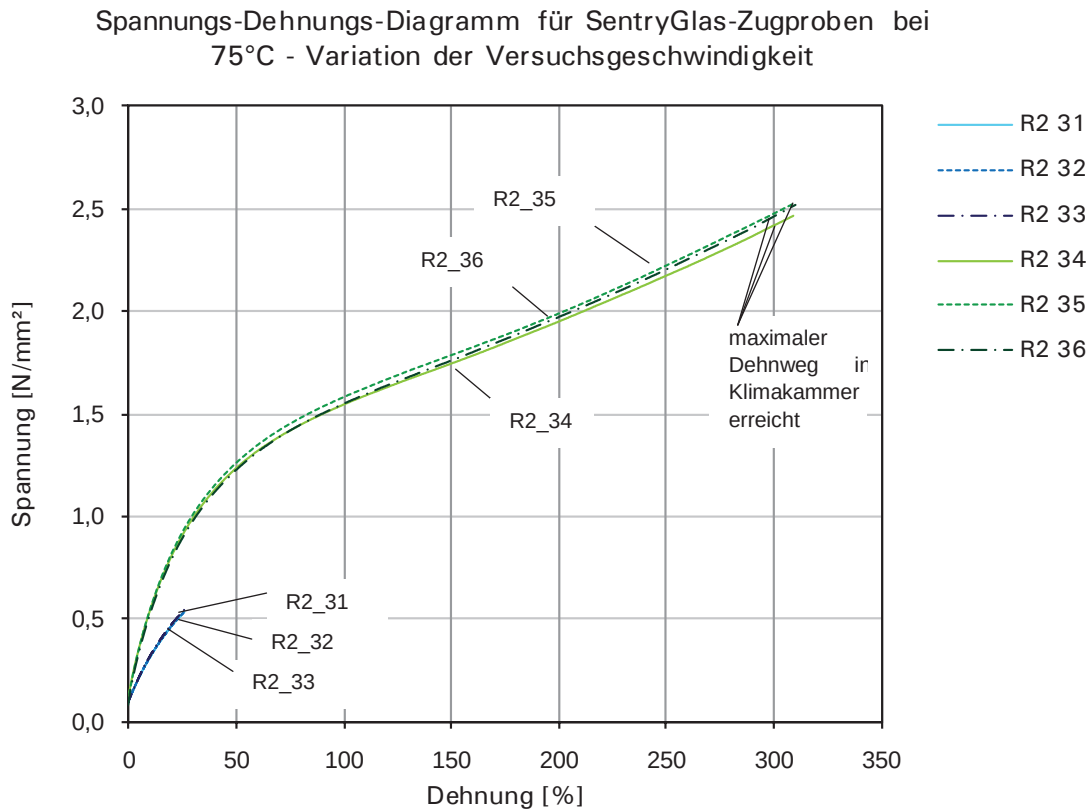


Abbildung 10-3: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei 75 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [16], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert;

10.2 Invarianten des Spannungstensors und des Spannungsdeviators

Aufgrund der in der Literatur variierenden Vorzeichen und Faktorendefinition erfolgt im Folgenden – basierend auf den Darstellungen von [46], [45] und [59] – die in dieser Arbeit verwendete Schreibweise der Invarianten des Spannungstensors und des Deviators.

Die Belastung eines Körpers ruft in diesem einen Beanspruchungszustand hervor. Zur Beschreibung des Beanspruchungszustandes an einem beliebigen Punkt innerhalb des belasteten Körpers wird aus diesem durch imaginäre Schnitte, die senkrecht zu den Koordinatenachsen verlaufen und durch den betrachteten Punkt gehen, ein infinitesimal großes Element herausgeschnitten. Die an den Schnittflächen auftretenden Spannungen können durch den Spannungstensor σ beschrieben werden.

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (10.1)$$

Die Werte des Spannungstensors hängen dabei von dem gewählten Koordinatensystem ab. Spannungen an Schnittflächen, die nicht senkrecht zu den Koordinatenachsen sind, können durch eine Multiplikation des Spannungstensors mit dem Normalenvektor der betrachteten Fläche berechnet werden.

$$t = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \end{bmatrix} = \sigma n \quad (10.2)$$

Eine koordinatensystemunabhängige Beschreibung des Beanspruchungszustands ermöglichen die Hauptspannungen. Diese folgen aus der Forderung, dass die Schnitte nicht senkrecht zu den Koordinatenachsen sondern ohne Auftreten von Schubspannungen zu führen sind. Dieses bedeutet, dass an einer Hauptspannungsschnittfläche der Spannungsvektor senkrecht zu der Fläche steht und in Richtung der Flächennormalen $\mathbf{n}$ zeigt.

$$\boldsymbol{\sigma}\mathbf{n} = \lambda\mathbf{n} \quad (10.3)$$

Aus (10.3) folgt das Eigenwertproblem:

$$(\boldsymbol{\sigma} - \lambda\mathbf{I})\mathbf{n} = \mathbf{0} \quad (10.4)$$

mit $\mathbf{I}$: Identitäts-/Einheitsmatrix

Ausmultipliziert ergibt sich das charakteristische Polynom, dessen Nullstellen die Hauptspannungen und dessen Koeffizienten die Invarianten des Spannungstensors darstellen:

$$\sigma_p^3 - I_1\sigma_p^2 - I_2\sigma_p - I_3 = 0 \quad (10.5)$$

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (10.6)$$

$$I_2 = -(\sigma_x\sigma_y + \sigma_x\sigma_z + \sigma_y\sigma_z - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{xz}^2) \quad (10.7)$$

$$I_3 = \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{vmatrix} \quad (10.8)$$

Der Spannungsanteil des Spannungstensors, der in alle Richtungen gleich ist, wird als hydrostatischer Anteil σ_m bezeichnet. Er bewirkt eine Volumenänderung und beträgt ein Drittel der ersten Invariante.

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = \frac{1}{3} I_1 \quad (10.9)$$

Durch die Anordnung des hydrostatischen Anteils auf der Hauptdiagonalen ergibt sich der Kugeltensor zu:

$$\boldsymbol{\sigma}_m = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} \quad (10.10)$$

Wird vom Spannungstensor der Kugeltensor abgezogen, so bleibt ein ausschließlich die Gestalt ändernder Spannungsanteil zurück - der sogenannte Spannungsdeviator:

$$\mathbf{s} = \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix} \quad (10.11)$$

Auch für den Spannungsdeviator existiert ein Hauptachsensystem, dessen Orientierung mit dem des Hauptachsensystems des Spannungstensors übereinstimmt. Das charakteristische Polynom des Spannungsdeviators und dessen Invarianten ergeben sich zu:

$$s_p^3 - J_1s_p^2 - J_2s_p - J_3 = 0 \quad (10.12)$$

$$J_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z - 3\sigma_m = 0 \quad (10.13)$$

$$J_2 = \frac{1}{6} \left((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6 (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2) \right) = \quad (10.14)$$

$$\frac{1}{6} ((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)$$

$$J_3 = \begin{vmatrix} (\sigma_x - \sigma_m) & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & (\sigma_y - \sigma_m) & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & (\sigma_z - \sigma_m) \end{vmatrix} \quad (10.15)$$

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1:	Krafteinleitung über Kontakt; a - Pressleiste, b - Klemmhalter, c - Punkthalter, d - Halte- und Distanzklötze, als Ansicht (oben) und Schnitt (unten) [1]	1
Abbildung 1-2:	Krafteinleitung über Reibung am Klemmteller; a - mit Bohrungen, b - ohne Bohrung, [1]	2
Abbildung 2-1:	Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von Elastomeren nach [4]	7
Abbildung 2-2:	Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von Duromeren nach [4]	7
Abbildung 2-3:	Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von amorphen Thermoplasten nach [4]	8
Abbildung 2-4:	Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs des Schubmoduls G von teilkristallinen Thermoplasten nach [4]	8
Abbildung 2-5:	Schematische Darstellung eines amorphen (links) und eines teilkristallinen (rechts) Thermoplasts [3]	8
Abbildung 2-6:	Modelle zur Beschreibung des prinzipiellen Aufbaus der teilkristallinen Bereiche, links: Modell der regulären Faltung, rechts: "Switchboard-Modell" [3]	9
Abbildung 2-7:	Schematische Darstellung eines chemisch vernetzten Elastomers [3]	9
Abbildung 2-8:	Schematische Darstellung eines chemisch vernetzten Duroplasts [3]	10
Abbildung 2-9:	Zwischen Makromolekülen wirkende Nebervalenzbindungen [3]	10
Abbildung 2-10:	Zwischen Makromolekülen wirkende Dispersionskräfte [3]	10
Abbildung 2-11:	Dipol einer -CHCl Gruppe [3]	11
Abbildung 2-12:	Schematische Darstellung einer Wasserstoffbrückenbindung [3]	11
Abbildung 2-13:	Schematische Darstellung einer Ionenbindung [3]	11
Abbildung 2-14:	Schematische Darstellung einer mechanischen Bindung [3]	12
Abbildung 2-15:	Schematische Darstellung der Zugspannungs-Dehnungslinie von SG und PVB bei Raumtemperatur nach [9]	12
Abbildung 2-16:	DMA-Thermogramm einer SG-Probe, Temperaturbereich von -50 °C bis +100 °C, [14]	14
Abbildung 2-17:	Gemittelte Spannungs-Dehnungs-Kurven der jeweiligen Testreihe [15]	15
Abbildung 2-18:	Ergebniszusammenstellung der Folien-Zugversuche aus [15]	15
Abbildung 2-19:	Spannungs-Dehnungslinien von SGP 2000 Schulterproben unter Zugbelastung bei Raumtemperatur [17]	16
Abbildung 2-20:	Auszug aus Studie des ZL zur Temperatur der Zwischenschichten von Verbundsicherheitsscheiben	17
Abbildung 3-1:	Verwendete Wegaufnehmer: oben links: MM10; Megatron Elektronik AG & Co München; oben rechts: LP-3U; Midori America Corporation; unten links: MM 30; Megatron Elektronik AG & Co München; unten links: T 25; Novotechnik Siedle Gruppe	20
Abbildung 3-2:	Beispiel für ein Antwortspannungs-Weg-Diagramm der Wegaufnehmer, welche zur Verifikation erneut in die Prüfmaschine eingebaut wurden	21

Abbildung 3-3:	Beispiel für ein Weg-Zeit-Diagramm unter Verwendung einer Mikrometerschraube zur Verifikation der Kalibrierungsfunktion.	22
Abbildung 3-4:	Bild der verwendeten Mikrometerschraube zur manuellen Verifikation	22
Abbildung 3-5:	Schematische Darstellung des Aufbaus der Messanlage	24
Abbildung 3-6:	Klemmvorrichtung für Überprüfung der Temperatursensoren.	26
Abbildung 3-7:	Aufbau der Heizkammer	28
Abbildung 3-8:	Schematische Darstellung und eingebaute Situation der Heizelemente	29
Abbildung 3-9:	Frontalansicht der eingebauten Heizkammer	29
Abbildung 3-10:	Probekörper für Temperaturmessung; Links Lage der Bohrungen, Rechts Position der Temperaturelemente	30
Abbildung 3-11:	Temperatursensoren mit Aluminiumfolienstreifen	30
Abbildung 3-12:	Übersicht über Lage und Nummerierung der Temperatursensoren	31
Abbildung 3-13:	Übersicht über alle Daten zur Temperaturmessung $T=40\text{ °C}$	32
Abbildung 3-14:	Auszug aus Abbildung 3-13 (180 bis 360 min)	33
Abbildung 3-15:	Übersicht über alle Messdaten der Temperaturmessung für $T = 75\text{ °C}$	34
Abbildung 3-16:	Auszug aus Abbildung 3-15 (720 bis 1260 min)	35
Abbildung 3-17:	Anordnung der Temperatursensoren in der Heizkammer der Langzeitversuche	37
Abbildung 3-18:	Erste Temperaturmessung vom 13.07.2010 über 360 Minuten mit zugehöriger Wertetabelle	38
Abbildung 3-19:	Auszug über 60 Minuten (300 bis 360 min) aus der ersten Temperaturmessung vom 13.07.2010 und zugehörige Wertetabelle	39
Abbildung 3-20:	Zweite Temperaturmessung vom 05.08.2010 über 120 Minuten mit zugehöriger Wertetabelle	40
Abbildung 3-21:	Auszug über 60 Minuten (0 bis 60 min) aus der zweiten Temperaturmessung vom 05.08.2010 und zugehörige Wertetabelle	41
Abbildung 3-22:	Dritte Temperaturmessung vom 09.08.2010 über 120 Minuten mit zugehöriger Wertetabelle	42
Abbildung 3-23:	Auszug über 60 Minuten (20 bis 80 min) aus der zweiten Temperaturmessung vom 09.08.2010 und zugehörige Wertetabelle	43
Abbildung 3-24:	Vergleich der drei Temperaturmessungen der Sensoren 1001, 1005, 1006	44
Abbildung 3-25:	Vergleich der drei Temperaturmessungen des Sensors 1009	45
Abbildung 3-26:	Synchrone Darstellung der drei Temperaturzyklen der zweiten Phase; Auswertung anhand des Sensor 1008	46
Abbildung 4-1:	links: mikroskopische Aufnahme von SentryGlas (32-fache Vergrößerung) mit horizontal verlaufender Extrusionsrichtung und eingepprägter Oberflächenstruktur; rechts: schematische Darstellung der eingepprägten Oberflächenstruktur und der Längsrillen	48
Abbildung 4-2:	Probekörpergeometrie für Zugversuche aus [16], gewählte Geometrie: 1B	50
Abbildung 4-3:	links: Stanze zur Stanzung der Probekörper, rechts: Dickenmessung an einem Probekörper	51

Abbildung 4-4:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben unterschiedlicher Stanzzrichtungen, Typ 1B gemäß [16], Raumklima gemäß [23] ($23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$, $50\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit); Traversengeschwindigkeit 100 mm/min	52
Abbildung 4-5:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben Typ 1B gemäß [16] mit Längsachse in Extrusionsrichtung, bei unterschiedlichen Temperaturen ($23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$, $40\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$, $75\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$), Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min bzw. 100 mm/min, $20\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert; x: Probekörperbruch, o: aus Einspannung gerutscht, +: Dehnlimit/Limit der Vorrichtung erreicht	53
Abbildung 4-6:	Ausschnitt des Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei $23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$, Dehnungsbereich der E-Modulbestimmung markiert, Traversengeschwindigkeit: 100 mm/min, $20\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert	55
Abbildung 4-7:	E-Modul von SG für 23 °C , 40 °C und 75 °C , nach Herstellerangaben, ermittelt gemäß [21] und aus der Steigung der Spannungs-Dehnungs-Diagramme	56
Abbildung 4-8:	Spannungs-Dehnungslinie eines amorphen Thermoplasten nach [25] und [6]	57
Abbildung 4-9:	Prüfvorrichtung für Schubversuche	60
Abbildung 4-10:	Detaildarstellung der Prüfvorrichtung für Schubversuche	60
Abbildung 4-11:	Schubspannungs-Verzerrungs-Diagramm der Ergebnisse der Schubversuche für $T=40\text{ °C}$, $T=75\text{ °C}$ und jeweils $V=100\text{ mm/min}$ und $V=1\text{ mm/min}$	61
Abbildung 4-12:	Typische Bruchbilder der Schubprobekörper in Abhängig der Temperatur und der Versuchsgeschwindigkeit.	63
Abbildung 4-13:	Lagerung der Probekörper im numerischen Modell, links: unverschiebbliche Lagerung der Frontknoten, rechts: halbkreisförmige Lagerung der Seitenknoten	65
Abbildung 4-14:	Spannung S_{yz} : dargestellt in der Mittelebene der Zwischenschicht ($z = t_g + t_{sg}/2$), Verlauf in y-Richtung bei unterschiedlichen x- Koordinaten, $E=560\text{ N/mm}^2$, Lagerung der Frontknoten	66
Abbildung 4-15:	Spannung S_{yz} : dargestellt in der Mittelebene der Zwischenschicht ($z = t_g + t_{sg}/2$), Verlauf in y-Richtung bei unterschiedlichen x- Koordinaten, $E=560\text{ N/mm}^2$, Lagerung der Seitenknoten	66
Abbildung 4-16:	Verformungsbild eines Scherprobekörpers mit vergrößerter Zwischenschichtdicke ($t_{sg} = 6\text{ mm}$), $E = 560\text{ N/mm}^2$, $\mu = 0,458$, aufgebrachte Verformung = 1 mm	67
Abbildung 4-17:	Verteilung der ersten Hauptspannung im Glas - Ansichtsfläche grenzt an die Zwischenschicht an. Scherprobekörpers mit vergrößerter Zwischenschichtdicke ($t_{sg} = 6\text{ mm}$), $E = 560\text{ N/mm}^2$, $\mu = 0,458$, aufgebrachte Verformung = 1 mm	68
Abbildung 4-18:	Versuchsaufbau nach Woicke aus [28]	69
Abbildung 4-19:	Spannung S_{xy} : dargestellt im Bereich der Scherfuge, Spannung S_{xy} entlang der Probekörpermittellachse, Elementgröße jeweils begrenzt auf 0,1mm, E- Modul = 560 N/mm^2	69

Abbildung 4-20:	Versuchsaufbau nach [29]	70
Abbildung 4-21:	Schubspannungsverteilung (σ_{xz}) bei einer aufgetragenen Verformung von 1 mm, E-Modul = 560 N/mm ² , ν = 0,458	71
Abbildung 4-22:	Schubspannungsverlauf (S_{xz}) und Normalspannungsverlauf (S_z) entlang von x bei $y=b/2$ und $z = -tg \cdot tsg/3$, aufgetragene Verformung von 1 mm, E-Modul = 560 N/mm ² , ν = 0,458	71
Abbildung 4-23:	Schubmodul über die Temperatur gemäß [10]	73
Abbildung 4-24:	Schubmodul über die Temperatur gemäß [10] ergänzt um $T = 75^\circ\text{C}$	74
Abbildung 4-25:	Prüfvorrichtung für die Auszugsversuche	77
Abbildung 4-26:	An den Probekörper angebrachte Messtechnik zur Verformungsmessung; links: Schnitt entlang der Probekörpermittellachse, rechts: Ansicht	78
Abbildung 4-27:	Speisespannung-Zeit-Verlauf, Netzgerät Typ E3610A der Firma Agilent	79
Abbildung 4-28:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 23°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertnennndicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10. (a-d verweisen auf Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 4-29 dargestellt sind)	80
Abbildung 4-29:	Detailfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper Std_50_23_3) bei ausgewählten Verformungszuständen (Potentiometerweg), Versuchstemperatur: 23°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min	81
Abbildung 4-30:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 40°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertnennndicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10	81
Abbildung 4-31:	Detailfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper AZ_34mm_06) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 40°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min	82
Abbildung 4-32:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnennndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10	82
Abbildung 4-33:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper Std_50_75_1) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min	83
Abbildung 4-34:	Kraft-Weg-Diagramm aller Auszugsversuche (23°C , 40°C , 75°C), Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Probekörper nach Tabelle 4-13 und Tabelle 4-14	83
Abbildung 4-35:	Wegaufnehmer-Zeit-Diagramm, Auszugsversuche bei 23°C , 40°C und 75°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Betrachtung für den quasi-linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurven	86
Abbildung 4.36:	Untersuchte Geometrievarianten (Sollgeometrie): links: Kamm, Mitte: 125 mm x 25 mm, rechts: 100 mm x 25 mm, Glasbereich blau gefärbt.	88
Abbildung 4.37:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75°C , Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnennndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10; a)-d) markieren die Zeitpunkte, für die in Abbildung 4.38 und Abbildung 4.39 Fotos des Inserts abgebildet sind	88

Abbildung 4.38:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M08_05) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min	89
Abbildung 4.39:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M08_05) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min	89
Abbildung 4.40:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75 °C, Standardgeometrie und Kammgeometrie, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10;	90
Abbildung 4.41:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche (Geometrie: 125 mm x 25 mm) bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10; a)-d) markieren die Zeitpunkte, für die in Abbildung 4.42 und Abbildung 4.43 Fotos des Inserts abgebildet sind	92
Abbildung 4.42:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M05_01re) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min	92
Abbildung 4.43:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M05_01re) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min	93
Abbildung 4.44:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche: Vergleich Standardgeometrie vs. Geometrie: 125 mm x 25 mm bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10	94
Abbildung 4.45:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche (Geometrie: 100 mm x 25 mm) bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 100 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10	96
Abbildung 4.46:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M04_02r) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 100mm/min	96
Abbildung 4.47:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper M04_02r) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 100mm/min	97
Abbildung 4.48:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche; Geometrie: 100 mm x 25 mm (Traversengeschwindigkeit: 100 mm/min) vs. 125 mm x 25 mm (Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min), 75 °C, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenndicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10	98
Abbildung 5-1:	Ablaufschema Versuchsreihe 1	103
Abbildung 5-2:	Ablaufschema Versuchsreihen 2 und 3	104
Abbildung 5-3:	Schichtaufbau Versuchskörper Versuchsreihe 1	105
Abbildung 5-4:	Schichtaufbau Versuchskörper Versuchsreihe 2 und 3	105
Abbildung 5-5:	Ansicht der Versuchskörper Langzeitversuche	106
Abbildung 5-6:	Kraft - Weg- Diagramm der Auszugsversuche mit Standardinserts (T = 75 °C und v = 1mm/min)	107

Abbildung 5-7:	Temperaturprofil eines heißen Sommertages, gemessen in der Verbundschicht, entnommen aus [35] und ergänzt	108
Abbildung 5-8:	Tagesmaximaltemperaturen in der Zwischenschicht von VSG, entnommen aus [35] und ergänzt	109
Abbildung 5-9:	Stahlrahmen als Halterung für die Langzeitversuche	111
Abbildung 5-10:	Übersicht Probekörperanordnung in der Heizkammer und zugehörige Belastung der ersten Versuchsreihe	113
Abbildung 5-11:	Übersicht Probekörperanordnung in der Heizkammer und zugehörige Belastung der zweiten und dritten Versuchsreihe	113
Abbildung 5-12:	Übersicht der Wegaufnehmeranordnung für die drei Versuchsreihen der Langzeitversuche	114
Abbildung 5-13:	Weg-Zeit-Diagramm der Messergebnisse der ersten 1000 Stunden der ersten Versuchsreihe	115
Abbildung 5-14:	Weg-Zeit-Diagramm der Messdaten der ersten drei Minuten der ersten Versuchsreihe	116
Abbildung 5-15:	Auszug der Verformungs-Zeit-Diagramm (1h bis 1000h) in logarithmischer Skalierung der Achsen	118
Abbildung 5-16:	Auszug der Verformungs-Zeit-Diagramm (10h bis 1000h) in logarithmischer Skalierung der Achsen	119
Abbildung 5-17:	Auszug der Verformungs-Zeit-Diagramm (10h bis 1000h) mit zugehörigen Trendlinien	120
Abbildung 5-18:	Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm für die Belastungsdauer von 10h, 20h, 50h, 100h, 200h, 500h, 1000h auf der Basis der Langzeitdaten der Probekörper M07_02 ($\tau = 0,536 \text{ N/mm}^2$); M07_03 ($\tau = 0,377 \text{ N/mm}^2$); M07_05 ($\tau = 0,189 \text{ N/mm}^2$)	122
Abbildung 5-19:	Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm der Probekörper M07_02 ($\tau = 0,536 \text{ N/mm}^2$); M07_03 ($\tau = 0,377 \text{ N/mm}^2$); M07_05 ($\tau = 0,189 \text{ N/mm}^2$) und den Mittelwerten aus drei Probekörpern je Spannungszustand für die Belastungsdauern 10h, 100h, 1000h Langzeitdaten.	123
Abbildung 5-20:	Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm der Probekörper M07_10 ($\tau = 0,556 \text{ N/mm}^2$); M07_09 ($\tau = 0,370 \text{ N/mm}^2$); LO1-I9 ($\tau = 0,198 \text{ N/mm}^2$) für die Belastungsdauern 10h, 20h, 50h, 100h, 200h, 400h, 500h, 1000h und die elastische Verformung zum Zeitpunkt T0 (1min) unter Ansatz von $G = 1,266 \text{ N/mm}^2$	124
Abbildung 5-21:	Isochrones Schubspannungs-Verzerrungsdiagramm der Probekörper M07_10 ($\tau = 0,556 \text{ N/mm}^2$); M07_09 ($\tau = 0,370 \text{ N/mm}^2$); LO1-I9 ($\tau = 0,198 \text{ N/mm}^2$) für die Belastungsdauern 10h, 20h, 50h, 100h, 200h, , 500h, 1000h und die Verformung zum Zeitpunkt T0 (1min), T8 (24h); T9 (720h); T10(8760h) auf Grundlage der Schubmoduli nach Angaben des Herstellers	125
Abbildung 5-22:	Übersicht der Langzeitversuchsdaten bis zu 2200h Versuchsdauer	126
Abbildung 5-23:	Verformungs-Zeit-Diagramm für Lastgruppe 1 ($\sigma = 0,6 \text{ N/mm}^2$); Belastungsdauer 1000h bis 2200h	127
Abbildung 5-24:	Verformungs-Zeit-Diagramm für Lastgruppe 2 ($\sigma = 0,4 \text{ N/mm}^2$); Belastungsdauer 1000h bis 2200h	128

Abbildung 5-25:	Verformungs-Zeit-Diagramm für Lastgruppe 3 ($\sigma = 0,2 \text{ N/mm}^2$) und den unbelasteten Referenzprobekörper M07_07; Belastungsdauer 1000h bis 2200h	129
Abbildung 5-26:	Verformung-Zeit-Diagramm der Langzeitversuche bei $T=75 \text{ °C}$ von 2100h bis 4700 h (Phase 3 bis 5)	130
Abbildung 5-27:	Temperatur-Zeit-Diagramm der Langzeitversuche bei $T=75 \text{ °C}$ von 2100h bis 4700 h (Phase 3 bis 5)	131
Abbildung 5-28:	Verformungs-Zeit-Diagramm der unbelasteten Probekörper unter $T=23 \text{ °C}$	132
Abbildung 5-29:	Verformungs-Zeit-Diagramm Rückstellverhalten bei $T=75 \text{ °C}$ von 3000h bis 4000h	133
Abbildung 5-30:	Verformungs-Zeit-Diagramm Wiederbelastung bei $T=75 \text{ °C}$ von 3850h bis 4700h	134
Abbildung 5-31:	Fotos Inserts Langzeitstand 75 °C , eingebauter Zustand	136
Abbildung 5-32:	Fotos Inserts Langzeitstand 75 °C , nach dem Ausbau	137
Abbildung 5-33:	Verformungs-Zeit-Diagramm der zweiten Versuchsreihe ($T=23 \text{ °C}$)	138
Abbildung 5-34:	Isochrone Darstellung des Schubspannungs – Verzerrungs – Diagramm der 2.Versuchsreihe ($T=23 \text{ °C}$)	139
Abbildung 5-35:	Verformungs-Zeit-Diagramm der zweiten Versuchsreihe ($T=40 \text{ °C}$)	140
Abbildung 5-36:	Isochrone Darstellung des Schubspannungs – Verzerrungs – Diagramm der 3.Versuchsreihe ($T=40 \text{ °C}$)	141
Abbildung 5-37:	Vergleich der gemittelten Werte der Langzeitversuche bei $T=23 \text{ °C}$, 40 °C und 75 °C jeweils die ersten 400 h	142
Abbildung 6-1:	Links: von-Mises-Fließzylinder, Mitte: Drucker-Prager-Fließkegel, rechts: von-Mises- und Drucker-Prager-Fließkurve für $\sigma_3 = 0$	146
Abbildung 6-2:	Verhältnis von Druck- zu Zugfließspannung (C/T) unterschiedlicher Kunststoffe aus [40]	146
Abbildung 6-3:	Körper mit Volumenkonstanz, links: vor der Belastung, rechts: unter Belastung	148
Abbildung 6-4:	"Wahres" Spannungs-log. Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben: für jede Versuchsreihe aus drei Einzelkurven gemittelt, Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min bzw. 100 mm/min , Temperaturen: $23 \text{ °C} \pm 2 \text{ °C}$, $40 \text{ °C} \pm 2 \text{ °C}$, $75 \text{ °C} \pm 2 \text{ °C}$, $20\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert	149
Abbildung 6-5:	Plane182-Element aus [47]	150
Abbildung 6-6:	Vernetzte Probekörpergeometrie	150
Abbildung 6-7:	Ablaufdiagramm der numerischen Simulation des Zugversuchs	151
Abbildung 6-8:	Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 23 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm , 20 mm , 40 mm , 60 mm , 80 mm , 100 mm , 120 mm und 140 mm . Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.	152

Abbildung 6-9:	Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 40 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.	153
Abbildung 6-10:	Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 75 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.	154
Abbildung 6-11:	Solid185, Ansys-Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Verschiebungsfreiheitsgrade	154
Abbildung 6-12:	Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte, schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten, von-Mises-Fließbedingung	156
Abbildung 6-13:	Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte, schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten, Drucker-Prager-Fließbedingung	157
Abbildung 6-14:	Solid185, Ansys Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Verschiebungsfreiheitsgrade	158
Abbildung 6-15:	Element mit linearem Verschiebungsansatz, $\nu \approx 0,5$, links: aufgebrachte Belastung, rechts: verformtes Element, aus [51]	158
Abbildung 6-16:	Aus den Zugversuchen abgeleitete Materialmodelle und deren Extrapolation	160
Abbildung 6-17:	Pfadführung im Insertbereich zur Dehnungsauswertung, links: Ansicht, rechts: Schnitt durch den Probekörper	161
Abbildung 6-18:	Vergleichsdehnungsverlauf entlang der Insertlänge (Pfadposition 0: Glaskante, Pfadposition 50: Insertende) für unterschiedliche Verschiebungsschritte (0,05 mm – 0,45 mm), ausgewertet entlang der Insertmittelachse und bei einer SG-Tiefe von 1/3 der Gesamt-SG-dicke, 50 Auswertepunkte entlang des Pfads, 23 °C, Dehngeschwindigkeit: $0,000213 \text{ s}^{-1}$, enhanced strain-Formulierung, von-Mises-Fließbedingung	162
Abbildung 6-19:	Über die Inserttiefe gemittelte Vergleichsdehnung über die aufgebrachte Verschiebung aufgetragen, betrachtet entlang der Insertmittelachse und bei einer SG-Tiefe von $0 \cdot t_{\text{SG}}$, $1/3 \cdot t_{\text{SG}}$, $2/3 \cdot t_{\text{SG}}$ und t_{SG} (vergl. Abbildung 6-17), 23 °C, Dehngeschwindigkeit: $0,000213 \text{ s}^{-1}$, enhanced strain-Formulierung, von-Mises-Fließbedingung	162
Abbildung 6-20:	Ablaufdiagramm zur numerischen Simulation des Auszugsversuchs	163
Abbildung 6-21:	Umrechnung der Frequenz der DMA in eine Dehnungsgeschwindigkeit nach [56]	164
Abbildung 6-22:	Speichermodul-Dehngeschwindigkeits-Verlauf für 23 °C, 40 °C und 75 °C, DMA-Daten eine Untersuchung an SG an der Technischen Universität Dresden [55]	165
Abbildung 6-23:	Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 23 °C	166

Abbildung 6-24:	Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 40 °C	168
Abbildung 6-25:	Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C	170
Abbildung 6.26:	Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C, Geometrie: Kamm, Auszugsgeschwindigkeit: 1 mm/min	172
Abbildung 6.27:	Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C, Geometrie: 125 mm x 25 mm, Auszugsgeschwindigkeit: 1 mm/min	173
Abbildung 6.28:	Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse: Auszugsversuche bei 75 °C, Geometrie: 100 mm x 25 mm, Auszugsgeschwindigkeit: 100 mm/min	173
Abbildung 7-1:	Mittig am oberen Rand, punktuell in y-Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): prinzipieller Lastpfadverlauf	175
Abbildung 7-2:	Mittig am oberen Rand, punktuell in y-Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, c): in der Scheibenmittelachse auftretende σ_x - Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittelachse auftretende σ_y - Spannungsverteilung (schematisch)	176
Abbildung 7-3:	Mittig am oberen Rand in y-Richtung verteilte, über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): prinzipieller Lastpfadverlauf, c): in der Scheibenmittelachse auftretende σ_x - Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittelachse auftretende σ_y - Spannungsverteilung (schematisch)	177
Abbildung 7-4:	Glas-SG-Metallinsert-Verbundkörper: am Insert gehalten, Belastung am unteren Rand des Verbundkörpers aufgebracht; getrennte Betrachtung der entlang der Insertlängsachse übertragenden Kraft (b) – d)); Annahme einer gleichmäßigen Verteilung) und der Zugkraft am Insertende (f) - h)). a): statisches System, b): prinzipieller Lastpfadverlauf in Dickenrichtung des Verbundkörpers, c): in der Glasscheibenmittelachse auftretende σ_z - Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Glasscheibenmittelachse auftretende τ_{yz} - Spannungsverteilung (schematisch), e): statisches System, f): Lastpfadverlauf in Dickenrichtung des Verbundkörpers, g): in der Glasscheibenmittelachse auftretende σ_z - Spannungsverteilung (schematisch), h): in der Glasscheibenmittelachse auftretende τ_{yz} - Spannungsverteilung (schematisch). Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind die Schichtdicken nicht maßstabsgerecht dargestellt.	178
Abbildung 7-5:	Volumendarstellung des numerischen Modells	179
Abbildung 7-6:	Vergleich der aus dem Lastpfadverlauf abgeleiteten Spannungsverteilung (links) und der Spannungsdaten der FEM- Analyse, bei der FEM-Analyse aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG- Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung: 23 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittelachse und in	

	der Mitte der Glasscheibendicke. a) Spannungen in Querrichtung (σ_x), b) Spannungen in Längsrichtung (σ_y)	180
Abbildung 7-7:	Vergleich der aus dem Lastpfadverlauf abgeleiteten Spannungsverteilung (links) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse, bei der FEM-Analyse aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung: 23 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittellachse und in der Mitte der Glasscheibendicke. a) Spannungen in der Dickenrichtung der Glasscheibe (σ_z), b) Schubspannungen in der Glasdickenebene (τ_{yz})	181
Abbildung 7-8:	Verbundprobekörper mit in der Probekörpermittellachse verlaufendem Pfad	182
Abbildung 7-9:	Spannung σ_y und das auf Pfadintervalle bezogene Spannungsdekrement ($\Delta\sigma_y/\Delta l$) im Stahl entlang der Probekörpermittellachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung	183
Abbildung 7-10:	Spannungen σ_x , σ_y , σ_z (links) und τ_{yz} (rechts) im SG entlang der Probekörpermittellachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung	185
Abbildung 7-11:	Spannungen σ_x , σ_y , σ_z (links) und τ_{yz} (rechts) im Glas entlang der Probekörpermittellachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung	186
Abbildung 7-12:	Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, Standardinsertgeometrie (50 mm x 25 mm); auf das Gesamtmodell aufgebrauchte Kraft am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit: $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung	188
Abbildung 7-13:	Erste angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe	189
Abbildung 7-14:	Scheibe auf zwei Randauflagern mit gleichmäßiger Vertikallast am oberen Scheibenrand, a) Systemskizze, b) Spannungen in Trajektorienrichtung entlang der Trajektorien aufgetragen (die dargestellte Breite ist proportional zur Spannungsgröße); b) entnommen aus [58]	190
Abbildung 7-15:	Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, aufgefächerte Geometrie; auf das Gesamtmodell aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-	

	Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung	191
Abbildung 7-16:	Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, aufgefächerte Geometrie; Anfangsbereich des Inserts ohne Kontakt zum SG simuliert; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung	192
Abbildung 7-17:	Zweite angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe	193
Abbildung 7-18:	Hauptzugspannung σ_1 an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, kammartige Geometrie, Anfangsbereich des Inserts ohne Kontakt zum SG simuliert; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit $0,0059 \text{ s}^{-1}$, enhanced-strain Formulierung	194
Abbildung 10-1:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei 23 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [16], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% $\pm$ 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert;	200
Abbildung 10-2:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei 40 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [16], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% $\pm$ 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert;	202
Abbildung 10-3:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SentryGlas-Zugproben bei 75 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [16], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% $\pm$ 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert;	204

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1:	E-Modul [N/mm ²] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [10]	13
Tabelle 2-2:	Schubmodul [N/mm ²] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [10]	13
Tabelle 2-3:	Querkontraktionszahl [-] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [10]	13
Tabelle 3-1:	Kenndaten der verwendeten Wegaufnehmer aus [19]	19
Tabelle 3-2:	Durch Mikrometerschraube gemessene Abweichung der Wegaufnehmer	19
Tabelle 3-3:	Beispiel für die Funktion eines Wegaufnehmers	21
Tabelle 3-4:	Kalibrierungsfunktionen potentiometrische Wegaufnehmer	23
Tabelle 3-5:	Kalibrierungsfunktionen der Wegaufnehmer für die Langzeitversuche (Messbereich 25 mm)	25
Tabelle 3-6:	Auswertung der Daten für den in Abbildung 3-14 dargestellten Bereich	33
Tabelle 3-7:	Auswertung der in Abbildung 3-16 dargestellten Daten	35
Tabelle 4-1:	Randbedingungen der Zugversuche	49
Tabelle 4-2:	Versuchsdauer des linear-elastischen Bereichs	56
Tabelle 4-3:	Traversengeschwindigkeit der einzelnen Versuche und äquivalente Dehngeschwindigkeit	57
Tabelle 4-4:	Ergebnisse der Schubversuche bei T= 40 °C, T=75 °C und jeweils V=1mm/min, V=100mm/min, gemittelte Werte aus je fünf Versuchen	62
Tabelle 4-5:	Aus den Zugversuchen ermittelte Schubmoduli unter Annahme der Querdehnzahlen $\nu = 0,484$ (T=40 °C) und $\nu = 0,499$ (T=75 °C), gemittelte Werte aus je fünf Versuchen	62
Tabelle 4-6:	Ergebnisse der numerischen Simulation der Schubversuche	65
Tabelle 4-7:	Auflagerkräfte der numerischen Berechnung mit erhöhter Schichtdicke	68
Tabelle 4-8:	Vergleich verschiedener Lagerungssituationen für Schubversuche nach [28]	70
Tabelle 4-9:	Auflagerkräfte der numerischen Berechnung der Probekörper nach [29]	71
Tabelle 4-10:	Schubmodul SentryGlas gemäß [10]	72
Tabelle 4-11:	Polynome 2.Grades für die Interpolation der Schubmodule für T=75 °C	73
Tabelle 4-12:	Schubmodulwerte [N/mm ²] für T = 75 °C	73
Tabelle 4-13:	Abmessungen der Probekörper (Nennabmessungen)	75
Tabelle 4-14:	Mechanische Eigenschaften der verwendeten Insertmaterialien	76
Tabelle 4-15:	Kenndaten der verwendeten Wegaufnehmer aus [19]	77
Tabelle 4-16:	Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$	84

Tabelle 4-17:	Bildnummer, Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen (23 °C, 40 °C und 75 °C) Traversengeschwindigkeit 1 mm/min,	85
Tabelle 4.18:	Aus den Bildintervallen resultierender möglicher Fehler bei der Bestimmung der zu ersten Ablöseerscheinungen zugehörigen Kraft bzw. zugehörigem Potentiometerweg	85
Tabelle 4-19:	Wegaufnehmerweggeschwindigkeit, Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Betrachtung des quasi-linearen Bereichs der Kraft-Weg-Kurven ab einer Verformung von 0,001 mm (23 °C, 40 °C) bzw. 0,01 mm (75 °C)	87
Tabelle 4.20:	Klemmlänge der Auszugsversuche Kamm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min	91
Tabelle 4.21:	Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche Kamm, Traversengeschwindigkeit 1mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$	91
Tabelle 4.22:	Potentiometerweggeschwindigkeit im quasi-linearen Bereich der Auszugsversuche Kamm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min	91
Tabelle 4.23:	Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen Kamm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min	91
Tabelle 4.24:	Klemmlänge der Auszugsversuche mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min	95
Tabelle 4.25:	Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$	95
Tabelle 4.26:	Potentiometerweggeschwindigkeit im quasi-linearen Bereich der Auszugsversuche mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min	95
Tabelle 4.27:	Bildnummer, Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen mit 125 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 1 mm/min	95
Tabelle 4.28:	Klemmlänge der Auszugsversuche mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min	99
Tabelle 4.29:	Potentiometerweg und übertragende Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Auszugsversuche mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min, Bestimmtheitsmaß des quasi-linearen Bereichs von $R^2 \geq 0,98$	99
Tabelle 4.30:	Potentiometerweggeschwindigkeit im quasi-linearen Bereich der Auszugsversuche mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min	99
Tabelle 4.31:	Bildnummer, Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen mit 100 mm x 25 mm, Traversengeschwindigkeit 100 mm/min	99
Tabelle 4-32:	Schiefstellung, Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Betrachtung des quasi-linearen Bereichs der Kraft-Weg-Kurven ab einer Verformung von 0,001 mm (23 °C, 40 °C) bzw. 0,01 mm (75 °C)	101

Tabelle 5-1:	Übersicht der Probekörper und deren Belastung der ersten Versuchsreihe	112
Tabelle 5-2:	Übersicht der Probekörper und deren Belastung der zweiten und dritten Versuchsreihe	112
Tabelle 5-3:	Wertetabelle für eine Belastungsdauer von 1 min	116
Tabelle 5-4:	Gegenüberstellung der errechneten mit den gemessenen Verformungen nach 1 min	117
Tabelle 5-5:	Vergleich der Temperaturen in der Heizkammer und Verformungsverläufen der Probekörper	117
Tabelle 5-6:	Koeffizienten der Trendlinien für den Datenauszug	121
Tabelle 5-7:	Auswertung des Verformungs-Zeit-Verlaufs für die Rückverformung bei $T=75\text{ °C}$	133
Tabelle 5-8:	Vergleich der Verzerrungszunahmen für die ausgewählten Zeiten 1h und 400h für die drei untersuchten Temperaturen	143
Tabelle 6-1:	Verwendete Querdehnzahlen	150
Tabelle 6-2:	Numerische Simulation des Zugversuchs mit extended D-P-Fließbedingung: maximal aufgebrachte Verschiebung	155
Tabelle 6-3:	aufgebrachte Maximalverschiebung in der numerischen Simulation	160
Tabelle 6-4:	Verwendete Querdehnzahlen	160
Tabelle 6-5:	Auszugsversuche bei 23 °C : Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen	167
Tabelle 6-6:	Auszugsversuche bei 40 °C : Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen	169
Tabelle 6-7:	Auszugsversuche bei 75 °C : Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen	171
Tabelle 10-1:	gemessene Probekörperabmessungen	198
Tabelle 10-2:	Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min , Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	199
Tabelle 10-3:	Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min , Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	199
Tabelle 10-4:	Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min , Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	201
Tabelle 10-5:	Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min ; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	201
Tabelle 10-6:	Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min ; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	203
Tabelle 10-7:	Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min ; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	203

Quellenverzeichnis

- [1] C. Schittich, G. Staib, D. Balkow, M. Schuler, und W. Sobek, *Glasbau Atlas. Konstruktionsatlanten*, 2. Aufl. Birkhäuser, 2006.
- [2] W. Sobek, *Rheologisches Verhalten von PVB im Schubverbund: Versuche an Verbundsicherheitsglas; im Zeitraum von Dezember 1997 bis September 1998; mit begleitenden analytischen Untersuchungen*. Stuttgart: , 1998.
- [3] W. Kaiser, *Kunststoffchemie für Ingenieure*, 2. Aufl. 2. Aufl., Hanser, München, 2007.
- [4] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Hrsg., „DIN 7724 - Polymere Werkstoffe, Gruppierung polymerer Werkstoffe aufgrund ihres mechanischen Verhaltens; 1993:04“. Beuth Verlag, Apr-1993.
- [5] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Hrsg., „DIN EN ISO 6721 - Bestimmung dynamisch-mechanischer Eigenschaften; 2003:01“. Beuth Verlag, Jan-2003.
- [6] F. R. Schwarzl, *Polymermechanik: Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren*, 2. Aufl. 2. Aufl., Springer, Berlin, 1990.
- [7] G. Menges, E. Haberstroh, W. Michaeli, und E. Schmachtenberg, *Werkstoffkunde Kunststoffe*, 5. Aufl. Hanser Fachbuch, 2002.
- [8] DuPont, „SentryGlas® Plus: Zwischenlagen für architektonisches Verbund-Sicherheitsglas“. 2006.
- [9] S. J. Bennison, „Structural properties of laminated glass“, presented at the Glass Processing Days, June 15-18, 2003, Tampere, Finland.
- [10] DuPont, Hrsg., „SentryGlas® Plus Elastic Properties (SGP 5000)“. 14-Apr-2008.
- [11] „ASTM D4065-06 Standard practice for plastics: dynamic mechanical properties: determination and report of procedures“. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2006.
- [12] J. D. Menczel und R. B. Prime, *Thermal analysis of polymers: fundamentals and applications*. Wiley, Hoboken, NJ, 2009.
- [13] B. Weller u. a., „Werkstoffeigenschaften neuer Zwischenschichtmaterialien“, Fachverband Konstruktiver Glasbau, Köln, 2010.
- [14] B. Weller u. a., „Werkstoffeigenschaften neuer Zwischenschichtmaterialien“, Fachverband Konstruktiver Glasbau, März 2010.
- [15] Trag- und Resttragfähigkeitsuntersuchungen an Verbundglas mit der Zwischenlage ‚SentryGlas Plus‘; AiF-Forschungsvorhaben ; Abschlussbericht ; AIF FH3-Abschlussbericht ; [Laufzeit: 01.09.2003 - 31.01.2005]“, *AIF FH3-Abschlussbericht*, ca-2005. [Online]. Available: <http://edok01.tib.uni-hannover.de/edoks/e01fb07/550435891.pdf>.
- [16] „DIN EN ISO 527-2:1996-07 Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen“. Beuth, Berlin, 1996.
- [17] J. Belis, J. Depauw, D. Callewaert, D. Delincé, und R. Van Impe, „Failure mechanisms and residual capacity of annealed glass/SGP laminated beams at room temperature“, *Engineering Failure Analysis*, Bd. 16, Nr. 6, S. 1866-1875, Sep. 2009.
- [18] W. Sobek und W. Haase, „Temperaturversuche an Verbundsicherheitsglasscheiben unter Sonneneinstrahlung“, Versuchsbericht, Zentrallabor des Konstruktiven Ingenieurbaus, Universität Stuttgart, 2001.

- [19] Megatron, „Datenblatt: Potentiometrische Miniatur-Wegaufnehmer, Serie MM“. Putzbrunn/München.
- [20] J. Méndez Diez, „Thermoviscoplasticity of glassy polymers: experimental characterization, parameter identification and model validation“, Dissertation, Universität Stuttgart, 2010.
- [21] „DIN EN ISO 527-1:1996-04 Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 1: Allgemeine Grundsätze“. Beuth, Berlin, 1996.
- [22] DuPont, „SentryGlas®: Laminating Guide“. 2008.
- [23] „DIN EN ISO 291:2008-08 Kunststoffe: Normalklimate für Konditionierung und Prüfung (ISO 291:2008)“. Beuth, Berlin, 2008.
- [24] J. Rösler, H. Harders, und M. Bäker, *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, 3. Aufl. 3. Aufl., Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2008.
- [25] M. F. Ashby und D. R. H. Jones, *Engineering materials 2: an introduction to microstructures, processing and design*, 2. Aufl. 2nd ed., Butterworth Heinemann, Oxford, 1998.
- [26] M. Keuerleber, „Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Kunststoffen bei hohen Dehnraten am Beispiel von PP“, Dissertation, Universität Stuttgart, 2006.
- [27] ISO Internationale Organisation für Normung, „ISO/DIS 11003-1 "Klebstoffe - Bestimmung des Scherverhaltens von Strukturklebstoffen - Teil 1 Torsionsprüfverfahren unter Verwendung stumpfgeklebter Hohlzylinder“. 00-2000.
- [28] N. Woicke, „Viskoelastizität von Polypropylen im Glasübergang“. [Online]. Available: <http://elib.uni-stuttgart.de/opus/volltexte/2006/2563/>. [Accessed: 14-Juli-2010].
- [29] M. Schlimmer, K. Reiling, und O. Klapp, „Weiterentwicklung des Zugscherversuchs nach DIN 54451 zur Ermittlung der Tau-Gamma-Funktion von Klebschichten in einer einfach überlappten Klebung“, Institut für Werkstofftechnik, Werkstofftechnik mit dem Schwerpunkt Verbundwerkstoffe/Werkstoffverbunde, Universität Gesamthochschule Kassel, Forschungsbericht AiF-Nr. 10.975 N, 1999.
- [30] J.-J. Appl, „Tragverhalten von Verbunddübeln unter Zugbelastung“, Universität Stuttgart, Stuttgart, 2008.
- [31] „DIN EN 10088-4:2010-01 Nichtrostende Stähle, Teil 4: Technische Lieferbedingungen für Blech und Band aus korrosionsbeständigen Stählen für das Bauwesen“. Beuth, Berlin, 2010.
- [32] „DIN EN ISO 7500-1:2004-11 Metallische Werkstoffe: Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen, Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Prüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung“. Beuth, Berlin, 2004.
- [33] DuPont, „Hinweise für die Verbundglasherstellung - SGP Laminating Guide“. 2005.
- [34] DIN Deutsches Institut für Normung e.V., „DIN EN ISO 899 - Kunststoffe - Bestimmung des Kriechverhaltens Teil 1: Zeitstand-Zugversuch“. Okt-2003.
- [35] Zentrallabor des Konstruktiven Ingenieurbaus (heute ILEK), „Temperaturversuche an Verbundsicherheitsglasscheiben unter Sonneneinstrahlung“. 08.2000-1999.
- [36] „ANSYS - Simulation Driven Product Development“. [Online]. Available: <http://www.ansys.com/>. [Accessed: 07-Okt-2010].
- [37] R. v. Mises, „Mechanik der festen Körper im plastisch- deformablen Zustand“, S. 582-592, 1913.

- [38] D. C. Drucker, „Some implications of work-hardening and ideal plasticity“, *Quarterly of applied mathematics*, Bd. 7, S. 411-418, 1950.
- [39] D. C. Drucker und W. Prager, „Soil mechanics and plastic analysis or limit design“, *Quarterly of applied mathematics*, Bd. 10, S. 157-165, 1952.
- [40] R. Raghava, R. M. Caddell, und G. S. Y. Yeh, „The macroscopic yield behaviour of polymers“, *Journal of Materials Science*, Bd. 8, Nr. 2, S. 225-232, 1973.
- [41] M. Schlimmer, „Fließverhalten plastisch kompressibler Werkstoffe“, Dissertation, RWTH Aachen, 1974.
- [42] M. Schlimmer und J. Bornemann, „Berechnung und Dimensionierung von Klebverbindungen mit der Methode der Finiten Elemente und experimentelle Überprüfung der Ergebnisse“, Institut für Werkstofftechnik, Universität Kassel, 2004.
- [43] I. M. Ward, „Review: The yield behaviour of polymers“, *Journal of Materials Science*, Bd. 6, Nr. 11, S. 1397-1417, Nov. 1971.
- [44] N. Diercks, *Validierung und ANSYS-Implementierung des Schlimmer-Mahnken Materialmodells zur Festigkeitsberechnung von Klebeverbindungen*. Diplomarbeit, Universität der Bundeswehr München, 2009.
- [45] W. Rust, *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*. Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2009.
- [46] A. C. Ugural und S. K. Fenster, *Advanced strength and applied elasticity*, 4. Aufl. 4th ed., Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, 2003.
- [47] „ANSYS command reference, release 12.0“. Canonsburg, PA, 2009.
- [48] „DIN EN 572-1:2004-9 Glas im Bauwesen: Basiserzeugnisse aus Kalk--Natronsilicatglas, Teil 1: Definitionen und allgemeine physikalische und mechanische Eigenschaften“. Beuth, Berlin.
- [49] „DIN EN 10088-1:2005-09 Nichtrostende Stähle, Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle“. Beuth, Berlin, 2005.
- [50] Euro Inox, „Bemessungshilfen zu nichtrostenden Stählen im Bauwesen (Dritte Auflage)“. 2006.
- [51] F. Koschnick, „Geometrische Locking-Effekte bei Finiten Elementen und ein allgemeines Konzept zu ihrer Vermeidung“, Dissertation, Technische Universität München, 2004.
- [52] M. Bischoff, E. Ramm, und A. Tkachuk, „Advanced Computational Structural Mechanics, Vorlesungsmanuskript“. Institut für Baustatik und Baudynamik, Universität Stuttgart, 2010.
- [53] M. Bischoff, E. Ramm, und M. von Scheven, „Nichtlineare finite Elemente für Tragwerksberechnungen, Vorlesungsmanuskript“. Institut für Baustatik und Baudynamik, Universität Stuttgart, 2009.
- [54] J. Richeton, G. Schlatter, K. S. Vecchio, Y. Rémond, und S. Ahzi, „A unified model for stiffness modulus of amorphous polymers across transition temperatures and strain rates“, *Polymer*, Bd. 46, Nr. 19, S. 8194-8201, 2005.
- [55] M. Kothe, J. Wünsch, und B. Weller, „Dynamisch-mechanische Analyse von SG (unveröffentlicht)“. Institut für Baukonstruktion, Technische Universität Dresden, 2009.

- [56] C. Xiao, J. Y. Jho, und A. F. Yee, „Correlation between the shear yielding behavior and secondary relaxations of Bisphenol A Polycarbonate and related copolymers“, *Macromolecules*, Bd. 27, Nr. 10, S. 2761-2768, 1994.
- [57] B. Weller, K. Härth, S. Tasche, und S. Unnewehr, *Konstruktiver Glasbau: Grundlagen, Anwendung, Beispiele*. Institut für internationale Architektur-Dokumentation, München, 2008.
- [58] K. J. Rückert, „Entwicklung eines CAD-Programmsystems zur Bemessung von Stahlbetontragwerken mit Stabwerkmodellen“, Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.
- [59] D. Gross, W. Hauger, und P. Wriggers, *Technische Mechanik: Hydromechanik, Elemente der höheren Mechanik, numerische Methoden*. Springer, Berlin, 2007.