

# Untersuchung des Tragverhaltens von in die Zwischenschicht von Verbundglas integrierten Lasteinleitungselementen

Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart zur  
Erlangung der Würde eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigte  
Abhandlung

Vorgelegt von

Kerstin Puller

aus Braunschweig

Hauptberichter:

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

Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren

Universität Stuttgart

Mitberichter:

Prof. Dr.-Ing. habil. Manfred Bischoff

Institut für Baustatik

Universität Stuttgart

Tag der mündlichen Prüfung:

26.06.2012

Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren der Universität Stuttgart, 2012



---

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren (ILEK) an der Universität Stuttgart. Sie wurde von der Forschungsinitiative „Zukunft Bau“ des Bundesamtes für Bauwesen und Raumordnung im Rahmen des Forschungsprojekts „Hochleistungsfähige, materialminimale und werkstoffgerechte Verbindungstechnik im Glasbau“ (Aktenzeichen: Z6-10.08.18.7-08.24/II2-F20-08-21) gefördert und durch die Industriepartner Seele Sedak GmbH & Co. KG, Du Pont de Nemours (Deutschland) GmbH und Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH unterstützt. Ich bedanke mich herzlich bei der Forschungsinitiative „Zukunft Bau“ und den Industriepartnern.

Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Werner Sobek. Er gab mir die Anregung zu dieser Arbeit und stand mir jederzeit für fachliche Diskussionen zur Verfügung. Ich danke ihm herzlich für seine Denkanstöße und für die Übernahme des Hauptberichts.

Herrn Professor Dr.-Ing. habil. Manfred Bischoff danke ich sehr für die Übernahme des Mitberichts und für den wertvollen fachlichen Austausch während der Bearbeitung dieser Arbeit. Bei Herrn Professor Dr. Manfred Joswig möchte ich mich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes bedanken.

Ich danke außerdem Herrn Professor Dr.-Ing. Frieder Haakh für seine konstruktive Begleitung im Rahmen des Mentoring-Programms der Universität Stuttgart.

Bei allen Angehörigen des Instituts bedanke ich mich für ihre Unterstützung, die kollegiale Zusammenarbeit und die angenehme Arbeitsatmosphäre.

Meiner Familie und meinen Freunden danke ich herzlich für den steten Rückhalt in dieser Zeit.

---



---

## Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen	vii
Kurzfassung	ix
Abstract	x
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Stand der Technik	4
1.3 Zielsetzung der vorliegenden Arbeit	8
1.4 Methodischer Lösungsansatz und Gliederung	9
2 Materialverhalten von SentryGlas®	10
2.1 Einführung	10
2.2 Bisherige Untersuchungen zum Materialverhalten von SG	11
2.3 Experimentelle Untersuchung der Zugeigenschaften von SG	18
2.3.1 Festlegung der Randbedingungen	18
2.3.2 Versuchsdurchführung	20
2.3.3 Versuchsergebnisse	22
2.3.4 Diskussion und Bewertung der Versuchsergebnisse	28
2.4 Abbildung des Materialverhaltens in numerischen Modellen	29
2.4.1 Auswahl eines Materialmodells und Betrachtung unterschiedlicher Fließbedingungen	30
2.4.2 Ableitung der Materialeingabedaten	33
2.4.3 Numerische Simulation des Zugversuchs mit von-Mises-Fließbedingung	36
2.4.4 Numerische Simulation des Zugversuchs mit der extended Drucker-Prager-Fließbedingung	40
2.4.5 Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen	41
2.4.6 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse	43
3 Experimentelle Untersuchung des Tragverhaltens der Verbundglasverbindung	44
3.1 Versuchsmethodik und Festlegung der Randbedingungen	44
3.2 Versuchsdurchführung	46
3.3 Versuchsergebnisse	49
3.4 Diskussion und Bewertung der Versuchsergebnisse	59

---

4	Numerische Simulation des Tragverhaltens der Verbundglasverbindung	60
4.1	Aufbau des numerischen Modells	60
4.2	Vorgehen bei der numerischen Simulation	62
4.3	Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen	69
4.4	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse	72
5	Spannungsverteilung innerhalb einer Insertverbindung und Geometrieangepassung zur Spannungsreduktion	74
5.1	Simulation einer hängenden Glasscheibe mit eingebettetem Insert (Standardgeometrie)	74
5.2	Anpassung der Insertgeometrie zur Spannungsreduktion im Glas	86
6	Zusammenfassung und Ausblick	94
6.1	Zusammenfassung	94
6.2	Anregungen für weitere Arbeiten	95
	Literaturverzeichnis	97
	Abbildungsverzeichnis	101
	Tabellenverzeichnis	110
7	Anhang	112
7.1	Ergebniszusammenstellung der Zugversuche an SG-Schulterproben	112
7.2	Invarianten des Spannungstensors und des Spannungsdeviators	119
7.3	Messung der Zwischenschichttemperatur unterschiedlicher Verbundglasaufbauten	121
7.4	In die Prüfmaschine einbaubare Heizkammer: Aufbau und Temperaturverteilung	122
7.5	Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse der Auszugsversuche bei ausgewählten Verformungsschritten	126

---

## Bezeichnungen

Folgende Bezeichnungen werden im Rahmen dieser Arbeit verwendet. Davon abweichende oder ergänzende Definitionen bzw. hier nicht aufgeführte Bezeichnungen werden im Text erläutert.

### Akronyme

APDL	Ansys Parametric Design Language
DMA	dynamisch-mechanische Analyse
DP	Drucker-Prager
EPDM	Ethylen-Propylen-Dien-Kautschuk
FEM	Finite Elemente Methode
PTFE	Polytetrafluorethen
PVB	Polyvinylbutyral
SG	SentryGlas <sup>®</sup> (Produkt der Firma DuPont)
UV	ultraviolett
VSG	Verbundsicherheitsglas

### Lateinische Buchstaben

$A$	Fläche zum betrachteten Zeitpunkt
$A_0$	Ausgangsfläche
$a_{pSch}$	Materialparameter nach Schlimmer
$E$	E-Modul
$E_i$	E-Modul bei der betrachteten Frequenz
$E_i^{ref}$	E-Modul der Referenzfrequenz
$E_t$	Zugmodul nach DIN EN ISO 527-1 [1]
$E^*$	Komplexer Modul
$E'$	Speichermodul
$E''$	Verlustmodul
$F$	Fließbedingung
$f$	betrachtete Frequenz [ $s^{-1}$ ]
$f^{ref}$	Referenzfrequenz [ $s^{-1}$ ]
$G$	Schubmodul

---

$I_1, I_2, I_3$	erste, zweite und dritte Invariante des Spannungstensors
$J_1, J_2, J_3$	erste, zweite und dritte Invariante des Spannungsdeviators
$l$	Länge zum betrachteten Zeitpunkt
$L_0$	Messlänge (vor Belastungsbeginn)
$l_0$	Ausgangslänge
$l_{\text{Spann}}$	Abstand der Auflager
$m$	Verhältnis von Druck- zu Zugfließspannung
$m_{\text{Sch}}$	Materialparameter nach Schlimmer
$P$	aufgebrachte Kraft
$p_{\text{Sch}}$	Materialparameter nach Schlimmer
$q_{\text{Sch}}$	Materialparameter nach Schlimmer
$R^2$	Bestimmtheitsmaß
$T_g$	Glasübergangstemperatur
$t$	Probekörperdicke
$w_{\text{Mitte}}$	in der Mitte des Probekörpers aufgebrachte Verformung

#### Griechische Buchstaben

$\alpha$	hydrostatischer Sensitivitätsparameter
$\delta$	Phasenversatz
$\varepsilon$	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	Dehngeschwindigkeit
$\varepsilon_{\text{ing}}$	(Ingenieur-) Dehnung
$\varepsilon_{\text{log}}$	logarithmische Dehnung
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$	Schubspannung in xy-, yz- bzw. xz-Richtung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	erste, zweite und dritte Hauptspannung
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Normalspannung in x-, y- bzw. z-Richtung
$\sigma_{\text{ing}}$	(Ingenieur-) Spannung
$\sigma_{\text{wahr}}$	"wahre" Spannung
$\sigma_{yd}$	Fließspannung
$\sigma_{yd,C}$	Druckfließspannung
$\sigma_{yd,T}$	Zugfließspannung

---

## Kurzfassung

Ein neu entwickeltes Zwischenschichtmaterial für Verbundglas (SentryGlas®, SG) ermöglicht einen innovativen Verbindungsansatz im Glasbau, bei dem die Last über ein in die Verbundglaszwischenschicht integriertes Metallelement (Insert) eingeleitet wird. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Tragverhalten einer Insertverbindung unter kurzzeitiger Zugbelastung untersucht und eine Methode zur Berechnung der Spannungsverteilung innerhalb einer Insertverbindung entwickelt. Eine Geometrieangepasstung zeigte abschließend, dass durch eine Veränderung der Insertgeometrie die Spannungsverteilung im Verbundglas beeinflusst und tragstrukturell optimiert werden kann.

Zugversuche am Folienmaterial dienten der Ableitung eines SG-Materialmodells für diskrete Dehnraten und Temperaturen (23 °C, 40 °C, 75 °C). Eine numerische Simulation bildete die Zugversuche ab und zeigte eine gute Übereinstimmung der experimentellen und der numerischen Ergebnisse.

Darauffolgend wurde das Tragverhalten der Insertverbindung untersucht und Auszugsversuche durchgeführt. Da diese Versuche dazu dienten, die Abbildbarkeit des mechanischen Verhaltens von SG zu überprüfen, folgte die Festlegung der Versuchsparameter der Prämisse, möglichst große Verformungen im SG hervorzurufen und ein frühzeitiges Versagen durch Metallfließen oder Glasbruch zu vermeiden. Die Auszugsversuche zeigten, dass bei geringen Verformungen ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Kraft und Verformung besteht. Dabei wiesen die Versuche bei 23 °C die größte und bei 75 °C die geringste Steifigkeit auf. Mit zunehmender Verformung waren Ablöseerscheinungen (23 °C, 40 °C) bzw. Blasenbildung (75 °C) am Insertende und eine Abnahme der Steigung der Kraft-Verformungsbeziehung zu beobachten. Beim Erreichen der Maximallast war ein Versatz zwischen dem Insertende und dem SG zu erkennen.

Zur Berücksichtigung des visko-elastischen Verhaltens von SG wurde bei der numerischen Simulation der Insertverbindung ein iteratives Vorgehen verwendet, bei dem das Materialmodell an die beim Versuch auftretende Dehngeschwindigkeit angepasst wurde. Ein Vergleich der numerisch berechneten mit der experimentell ermittelten Kraft-Weg-Beziehung zeigte insbesondere bei Belastungsbeginn eine gute Übereinstimmung. Im Bereich größerer Verformungen bildete das numerische Modell die Versuche nur bedingt ab, da es kein Schädigungsmodell beinhaltete, das die im Experiment auftretenden Ablöseerscheinungen erfasste. Dennoch war das numerische Modell geeignet, die Spannungsverteilung in der Insertverbindung bei geringer Belastung abzubilden und einen Vergleich der Spannungsverteilungen bei unterschiedlichen Geometrien zu ermöglichen.

Die numerische Analyse des Tragverhaltens zeigte, dass die Kraft flächig über das Insert und über eine Zugkraft am Insertende übertragen wurde. Dabei war die Kraftaufteilung abhängig von der Steifigkeit der Verbundpartner. Aufgrund des steifen Materialverhaltens von SG bei 23 °C wurde bei den gewählten Abmessungen die Last zu einem großen Anteil über die Insertfläche übertragen, wohingegen die geringere Steifigkeit von SG bei 75 °C eine große Zugkraft am Insertende hervorrief.

Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wurde die Insertgeometrie angepasst. Damit gelang es, bei gleicher Metallansichtsfläche und unter gleicher Belastung die Spannungsverteilung innerhalb der Insertverbindung zu beeinflussen und Spannungsspitzen zu reduzieren.

---

## Abstract

The introduction of a new interlayer material for laminated glass – SentryGlas® or SG – has enabled the development of an innovative glass connection technique in which a metal element is embedded in the interlayer of the laminate and acts as a load-carrying device. This thesis focuses on the evaluation of the load transfer behavior of this connection under short-term tensile loading and the stress distribution within this multi-material system. A numerical analysis subsequently shows that the stress distribution can be manipulated by modifying the insert geometry, allowing stress concentrations to be significantly reduced through design optimization of the system.

Tensile tests on the interlayer material were performed to determine the material properties of SG at specific temperatures (23 °C, 40 °C, 75 °C) and loading rates. Material models were then derived from the experimental results to allow numerical simulation of the tensile tests. The simulated force-deformation relationship agreed well with the experimental data.

Pull-out tests of the proposed metal insert system were then carried out to study its load-bearing behavior and to verify the material models using numerical analysis. To minimize the influence of measurement errors, the specimens were designed so that the majority of the deformation would occur in the SG and so that glass failure and metal yielding would be avoided. The initial force-displacement relationship was found to be linear, and because the material properties of SG are highly temperature-dependent, a much stiffer behaviour was observed at 23 °C than at 75 °C. After a period of initial deformation the stiffness was found to decrease, and a loss of adhesion (23 °C, 40 °C) or the formation of bubbles (75 °C) at the end of the insert was observed. When the peak load was reached, a gap between the end of the insert and the SG was clearly visible.

To account for the viscoelastic behaviour of SG in the numerical simulation of the pull-out test, an iterative scheme was employed. In this scheme the SG material model was adjusted until the strain rate of the analysis corresponded to the strain rate observed during the experiments. The simulated force-deformation relationship was compared to the experimentally recorded data, and a good agreement was found, especially in the initial deformation range. For large deformations the agreement was not as close, because the numerical model did not include a damage model. The adhesion failure observed in the test specimens – which reduced the initial stiffness – could therefore not be modelled. The numerical model can, however, approximate the initial behaviour quite accurately, and can be used to evaluate the stress distribution within the multi-material system. It can also be applied to compare the stress distributions of different insert geometries.

The numerical analysis shows that the load-bearing mechanism of the proposed connection comprises two components: load is transferred over the embedded surface area of the metal insert, and at the insert end. It was determined that the force transferred by each component depends on the relative stiffnesses of the different elements in the multi-material system. Around 23 °C SG is relatively stiff, and most of the force at this temperature is transferred over the embedded surface area, whereas at 75 °C, the decreased stiffness of SG results in a relatively high tensile force at the insert end.

Finally, with these insights in mind the insert geometry was modified, resulting in a significant reduction in peak stresses with the same embedded metal area and applied load.

# 1 Einleitung

## 1.1 Problemstellung

Tragende Elemente aus Glas schaffen eine immer wieder aus architektonischer Sicht geforderte Transparenz. Um Glaselemente untereinander und mit anderen Tragelementen verbinden zu können, stehen drei unterschiedliche Prinzipien der Krafteinleitung zur Verfügung: Krafteinleitung über Kontakt, Reibung oder stofflichen Verbund. Diese Prinzipien werden in Anlehnung an die Ausführungen in [2] im Folgenden erläutert.

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 aufgebrachtene Druckvorspannung möglich. Weiche Zwischenlagen verhindern den direkten Kontakt von 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. Besonders bei punktuellen Kontaktverbindung geht hiermit häufig eine Vergrößerung der Glasdicke und somit eine unwirtschaftliche Dimensionierung des gesamten Glaselements einher. Ungeachtet dessen finden unterschiedliche Ausführungen dieser Verbindungsart Anwendung (Abbildung 1.1).

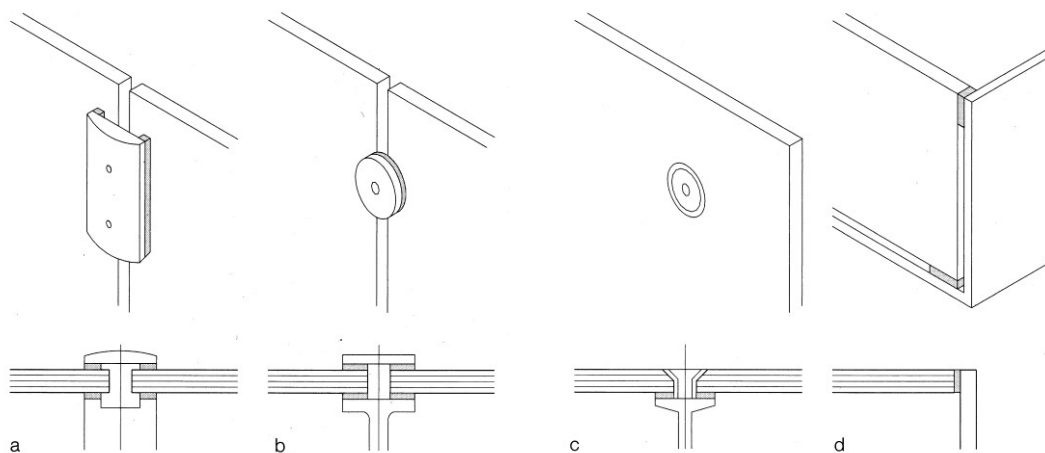


Abbildung 1.1: Krafteinleitung über Kontakt; a) Pressleiste, b) Klemmhalter, c) Punkthalter, d) Halte- und Distanzklötze, aus [2]

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) [2].

Bei der Krafteinleitung über Reibung wird die Glasscheibe zwischen zwei Klemmtellern eingeklemmt. Eine Zwischenschicht aus z.B. Weichmetallen (reines Aluminium, enthärtet) oder Kunststoffen (Silikon, EPDM (Ethylen-Propylen-Dien-Kautschuk)) verhindert den direkten Kontakt zwischen Klemmteller und Glas. Eine Erhöhung der Klemmkraft bewirkt einen nahezu linearen Zuwachs der über Reibung übertragbaren Kraft [2]. Bei der Auslegung der Klemm-

fläche 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 benötigte Bohrung im Glas zur Durchführung eines Bolzens (Abbildung 1.2).

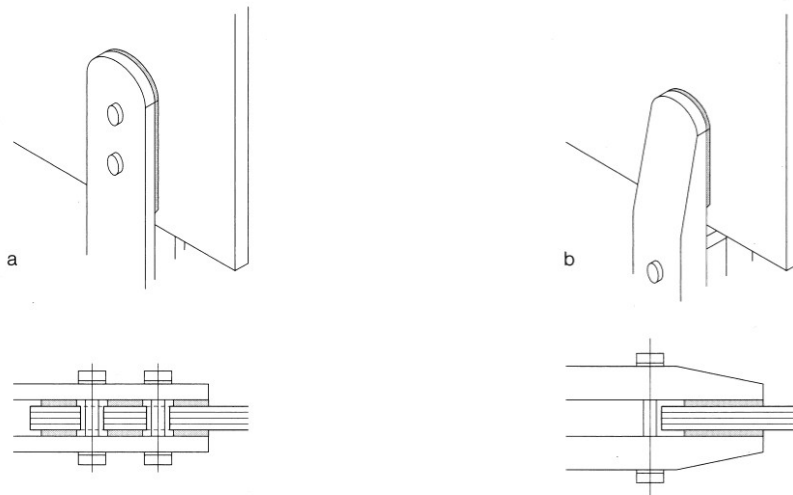


Abbildung 1.2: Krafteinleitung über Reibung am Klemmteller; a) mit Bohrung, b) ohne Bohrung, aus [2]

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 Verbundsicherheitsglas (VSG)) oder sich verändernde Reibungseigenschaften der Kontaktflächen (z.B. durch eindringende Feuchtigkeit) führen [2]. Außerdem ist auf die Dauerstandfestigkeit der Zwischenschicht zu achten. Zwangskräfte aufgrund von verhinderten Temperaturdehnungen können ebenfalls ein Versagen der Verbindung hervorrufen. Bei dieser Verbindungsart ist zudem nachteilig, dass auf dem außenliegenden Klemmteller Schmutzablagerungen an Fassaden auftreten, die bei Niederschlag Schlieren bilden und den Reinigungsaufwand erhöhen. (Das gleiche Phänomen tritt auch bei einigen Ausführungen der Krafteinleitung über Kontakt auf (vgl. Abbildung 1.1, Ausführung a) und b)).

Eine weitere Art der Krafteinleitung ist über den stofflichen Verbund (Abbildung 1.3) gegeben. Dabei findet der durch thermische Behandlung erzielte stoffliche Verbund von Glas und Glas oder Glas und Metall bei tragenden Glaskonstruktionen keine Anwendung mehr, da durch die lokale thermische Behandlung sowohl bei der Herstellung als auch beim Einbau Probleme auftreten [2]. Stattdessen werden Klebstoffe zur Verbindung von Glas und Glas oder Glas und 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 wissenschaftlicher Untersuchungen [3–6]. Sie werden zumeist mit sehr geringen Schichtdicken aufgetragen, wodurch ein Ausgleich der unterschiedlichen Temperaturexpansionen von Glas, Klebstoff und Metall über die Dicke des Klebstoffs erschwert wird und hohe lokale Spannungen entstehen können.



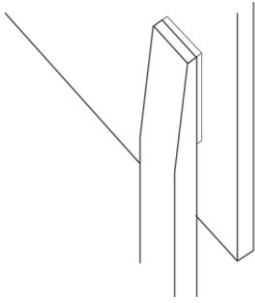


Abbildung 1.3: Krafteinleitung über stofflichen Verbund

Verunreinigungen auf den zu verklebenden Oberflächen genauso 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.

Ein neu entwickeltes Zwischenschichtmaterial für Verbundglassysteme ermöglicht einen innovativen, in dieser Arbeit verfolgten, Verbindungsansatz auf Grundlage des stofflichen Verbunds. Das neue Zwischenschichtmaterial (SentryGlas<sup>®</sup>, SG) weist eine deutlich höhere Steifigkeit, Tragfähigkeit und Temperaturstabilität im Vergleich zu bisherigen Zwischenschichtmaterialien (Polyvinylbutyral, PVB) auf. Anstatt die Last direkt in das Glas einzuleiten und dort lokale Spannungsspitzen zu erzeugen, erfolgt bei dem in dieser Arbeit betrachteten Ansatz die Lasteinleitung über ein in die polymere Zwischenschicht eingebettetes Metallelement (Abbildung 1.4). Dieses Metallelement wird im Folgenden als Insert bezeichnet.

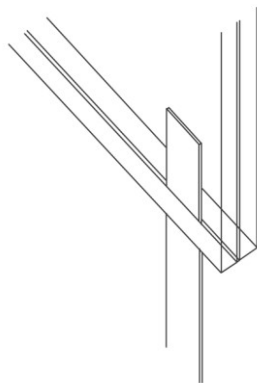


Abbildung 1.4: Krafteinleitung über stofflichen Verbund: Einbettung eines Metallelementes (Insert) in die Zwischenschicht eines Verbundglases

Eine flächige Einbettung des Inserts hätte zum Ziel, die Last relativ gleichmäßig vom Metall in das Glas einzuleiten und im Glas eine möglichst homogene Spannungsverteilung hervorzurufen. Dieses wäre vorteilhaft gegenüber anderen, bereits etablierten Verbindungstechniken. Von Vorteil wäre ebenfalls, dass die Inserts bereits im Laminierprozess unter kontrollierbaren Bedingungen in das Mehrscheibenpaket eingebettet und auf der Baustelle über Verbindungsmittel sehr schnell mit der Tragstruktur verbunden werden könnten. Somit könnten die insbesondere für den stofflichen Verbund wichtigen Oberflächen- und Ausführungsqualitäten sichergestellt werden. Des Weiteren könnte das duktile Materialverhalten der Zwischenschicht eine Sicherung der Resttragfähigkeit bei Glasbruch ermöglichen.

## 1.2 Stand der Technik

Die in Kapitel 1.1 angesprochene Insertverbindungstechnik wurde in unterschiedlichen Abwandlungen in wissenschaftlichen Arbeiten untersucht und fand in variierenden Ausführungen bei Bauprojekten Anwendung. Der folgende Abschnitt fasst die bisher durchgeführten Untersuchungen chronologisch zusammen und stellt deren Ergebnisse dar.

Neugebauer [7, 8] präsentierte 2005 ein Konzept zur Erhöhung der Resttragfähigkeit von Verbundgläsern, bei dem er im Bereich der Glashalterungen Gewebe in die Zwischenschicht einbettete, die Gewebe aus dem Verbundglas herausführte und diese mit der Halterung kraftschlüssig verband (Abbildung 1.5). Als Zwischenschichtmaterial verwendete er PVB.

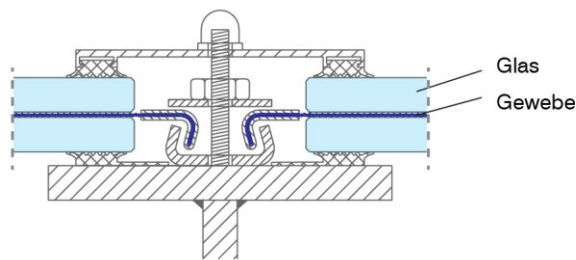


Abbildung 1.5: In die Zwischenschicht integriertes Gewebe zur Erhöhung der Resttragfähigkeit von Verbundgläsern nach Neugebauer [7, 8]

Um die Tragfähigkeitssteigerung abschätzen zu können, untersuchte er das Auszugsverhalten unterschiedlicher Gewebe (Edelstahl, Polyamid, Polyester, Ethylen, Tetrafluorethylen) bei variierenden Drahtdurchmessern und Maschenweiten aus einem Verbundglas mit PVB-Zwischenschicht (Abbildung 1.6).

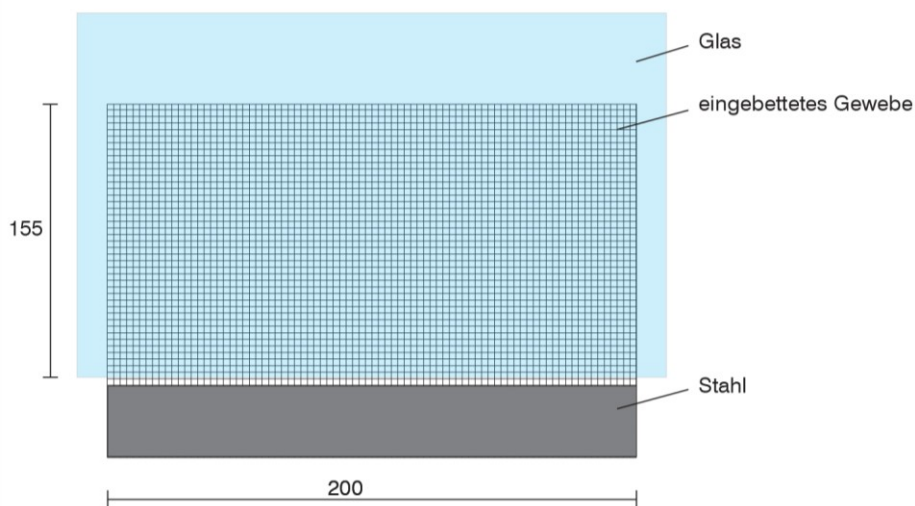


Abbildung 1.6: Probekörper der Auszugsversuche von einlaminierter Geweben, Neugebauer [7, 8], Maße in mm

Neugebauer's Ergebnisse zeigten, dass bei den Geweben aus Kunststofffasern größere Verformungen und geringere Maximallasten auftraten als bei Edelmetallgeweben mit vergleichbaren Maschenweiten und Drahtdicken. Bei den Edelmetallgeweben trat Versagen durch Metallfließen im nicht-einlaminierter Bereich auf, wohingegen Ablöseerscheinungen am Übergang zum PVB zu einem Adhäsionsversagen der Probekörper mit Kunststoffgewebe führten.

Ebenfalls 2005 beschrieb O'Callaghan [9] die Einbettung eines Titanelementes im Randbereich einer Treppenstufe aus Verbundglas (Abbildung 1.7). Die Anbindung der Stufe an die Treppenwange erfolgte über das eingebettete Metallelement. Als Zwischenschichtmaterial und dementsprechend auch als Fügepartner von Glas und Titan wurde SG verwendet. Die Höhe des Metallelementes entsprach der Höhe der Glasscheibe, die im Bereich des Metallelementes eine Aussparung aufwies. O'Callaghan [9] zeigte ein Spannungsbild aus einer FEM-Analyse, ging aber auf keine weiteren Bemessungsdetails (Vorgehen bei der FEM-Analyse, verwendete Materialmodelle) ein.

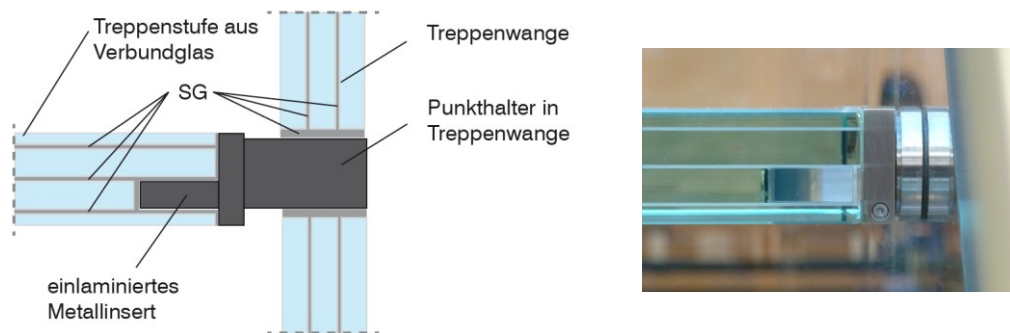


Abbildung 1.7: In eine Treppenstufe einlaminiertes Insert, links: Prinzipskizze, rechts: Detailfoto der Glastreppe im Apple Store Chicago

Auf der glasstec 2006 stellte die Firma Seele Sedak eine über 7 m frei spannde Ganzglas-treppe vor. An der Konzeption und der Berechnung der Treppe waren IBK Forschung + Entwicklung, ITKE Entwicklung und Anwendung und die TTI GmbH der Universität Stuttgart beteiligt. Peters et al. fasste in [10] das Vorgehen bei der Konzeption und der statischen Berechnung zusammen. Wie bei O'Callaghan war auch bei den Treppenstufen der glasstec 2006 Treppe ein Metallelement in eine Aussparung des Verbundglases einlaminiert. Während bei O'Callaghan gebohrte Punkthalter für die Befestigung an der Treppenwange sorgten, waren bei der glasstec 2006 Treppe Beschläge auf die Treppenwange mit SG auflaminiert (Abbildung 1.8).

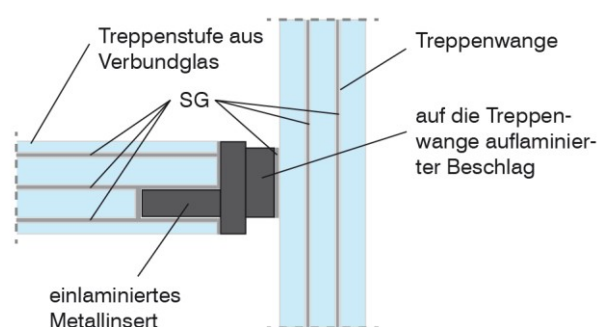


Abbildung 1.8: Verbindungsdetail Treppenstufe-Treppenwange, glasstec 2006, Treppe von Seele Sedak

Peters et al. gaben an, dass zur Auslegung der Verbindungsdetails eine FEM-Analyse durchgeführt wurde. Da diese aber von vielen Parametern abhinge (Programmpaket, Elementwahl, Vernetzung, Materialmodell, etc.), dienten Bauteilversuche zur Ermittlung der Tragfähigkeit [10]. Nach der Kalibrierung des numerischen Modells wurden zu den experimentell ermittelten Versagenslasten die zugehörigen Bruchspannungsverläufe ausgelesen. Diese Span-

nungsverläufe dienten zusammen mit einem Sicherheitsfaktor als Anwendungsgrenze bei der Dimensionierung der Treppendetails. Das Vorgehen bei der Erstellung des numerischen Modells und die verwendeten Materialgesetze wurden nicht weiter erläutert.

Ein weiteres Konzept zur Steigerung der Resttragfähigkeit von Verbundsystemen stellten Feirabend [11] und Feirabend und Sobek [12] vor, die über die Gesamtfläche des Scheibensystems eine Bewehrungslage in die Zwischenschicht integrierten. Sie betrachteten als Zwischenschichtmaterialien PVB und SG und verwendeten überwiegend Edelstahlgewebe als Bewehrungslage. Feirabend und Sobek zeigten, dass im Fall des Bruchs der Verbundglas-scheiben die Resttragfähigkeit des Scheibensystems unter Biegebelastung durch eine integrierte Bewehrungslage erheblich gesteigert werden konnte. Der Lastabtrag fand über eine Zugkraftkomponente in der Bewehrungslage und eine Druckkraftkomponente in der gebrochenen Glasscheibenebene statt.

Im Rahmen von Untersuchungen zur Duktilitätssteigerung von Glaträgern durch eingebettete Bewehrungselemente betrachtete Louter unter anderem das Tragverhalten von in Verbundglas einlaminierten Metallstäben [13, 14]. Als Zwischenschichtmaterial verwendete er SG. Er führte sowohl Vierpunktbiegeversuche an Glaträgern als auch Auszugsversuche an Kleinprobekörpern durch. Im Folgenden werden die Ergebnisse der Auszugsversuche zusammengefasst. Die für diese Versuchsreihe verwendeten Probekörper bestanden aus einem drei-Scheiben-Laminat (Abbildung 1.9). Dabei wies die mittlere Glasscheibe eine Aussparung über die gesamte Glasscheibendicke auf, durch die ein Metallstab geführt wurde.

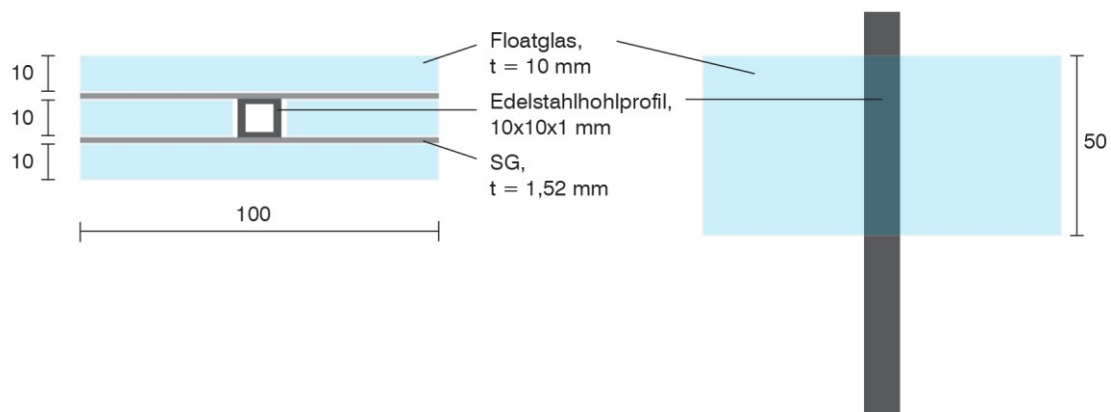


Abbildung 1.9: Probekörperaufbau der Auszugsversuche von Louter [13,14], Maße in mm

Louter untersuchte an diesen Probekörpern den Einfluss unterschiedlicher Umgebungsbedingungen auf das Tragverhalten. Als Versuchstemperaturen betrachtete er  $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $23\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $60\text{ }^{\circ}\text{C}$  und  $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Des Weiteren setzte er Probekörper einer zyklischen Temperaturbelastung ( $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$  bis  $30\text{ }^{\circ}\text{C}$ , Zyklusperiode: 8 h, Anzahl der Zyklen: 150) aus, bzw. lagerte sie bei erhöhter Luftfeuchtigkeit und bei  $50\text{ }^{\circ}\text{C}$  (Lagerungsdauer: 2 Wochen). Die bei den einzelnen Versuchsreihen erreichten Maximallasten sind in Tabelle 1.1 aufgeführt.

Tabelle 1.1: Maximallasten der von Louter durchgeführten Auszugsversuche bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen [14]

Versuchstemperatur °C	-20	+23	+60	+80	+23	+23
Konditionierung	-	-	-	-	Zykl. Temperaturbeanspruchung	Feuchtlagerung
Mittelwert der Maximallast [kN]	24.2	21.8	11.1	3.2	6.2	12.1
Standardabweichung [kN]	4.3	1.2	0.9	0.2	0.3	1.8
Rel. Standardabweichung [%]	17.8	5.3	8.1	4.9	5.1	15.2
Versagensart	Glasbruch	Glasbruch	Metallauszug	Metallauszug	Metallauszug	Glasbruch

Der Vergleich der Maximallasten zeigte, dass die Tragfähigkeit bei ungünstigen Bedingungen (erhöhte Temperatur, nach zyklischer Temperaturbeanspruchung, nach Feuchtlagerung) auf bis zu 15% der Maximallast bei Raumtemperatur absank. Da nicht bei allen Versuchsreihen Adhäsionsversagen zwischen SG und Metall auftrat, war keine quantitative Aussage über die Veränderung der Verbundfestigkeit von SG und Metall möglich.

Willareth wendete 2011 eine Insertverbindung zur Verbindung von zwei Verbundglasscheiben an der oberen Fallwerklinie der transluzenten Zwischendecke des Züricher Hallenbades an [15]. Im Gegensatz zu O'Callaghan und Peters et al. setzte Willareth ein dünnes Blechelement als Insert ein, das ohne Glasaussparung in die Zwischenschicht des Verbundglases integriert werden konnte (Abbildung 1.10). Da das Blech in beide Verbundgläser eingebunden war und eine ausreichend hohe Biegesteifigkeit aufwies, verband es die beiden Gläser kraftschlüssig. Als Zwischenschichtmaterial diente SG.

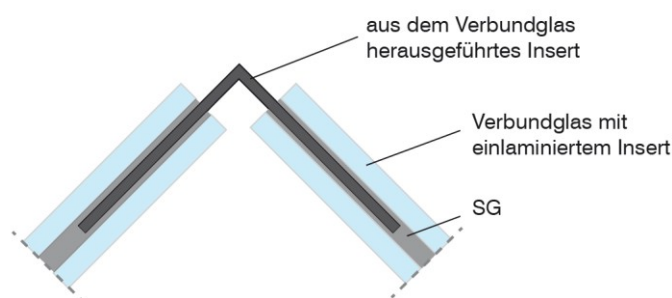


Abbildung 1.10: Verbindungsdetail Hallenbad Zürich, Insertverbindung nach Willareth [15]

Carvalho et al. untersuchte (2011) das Auszugsverhalten von in die Zwischenschicht von Verbundglas eingebetteten Metallstreifen [16]. Als Zwischenschichtmaterialien verwendete er PVB und SG. Die eingebetteten Metallstreifen hatten eine Dicke von 1 mm und waren aus Flachmaterial bzw. Lochblech (Lochdurchmesser 5 mm) gefertigt. Die Breite der Metallstreifen passte er so an, dass die Metallansichtsfläche beider Ausführungen identisch war. Für beide Metallausführungen untersuchte er jeweils zwei Einbindetiefen: in der ersten Versuchsreihe 20 mm und in der zweiten Versuchsreihe 40 mm. Alle Versuche fanden bei einer Versuchstemperatur von 15-17 °C und einer Auszugsgeschwindigkeit von 2 mm/min statt.

Bei dem gewählten Versuchsaufbau mit SG als Zwischenschicht und einer Einbindetiefe von 20 mm trat bei beiden Insertausführungen (Flachmaterial und Lochblech) Metallfließen auf. Dieses setzte bei vergleichbaren Lastniveaus ein (Flachmaterial: ca. 7,5 kN, Lochblech: ca. 7 kN). Nach Beginn des Stahlfließens konnte die Last nur noch geringfügig gesteigert werden. Während das Versagen der Lochblechverbindung durch einen Bruch des Bleches gekennzeichnet war, versagte die Verbindung mit Flachmaterial durch Herausrutschen des Bleches.

Auch bei den Versuchen mit einer Einbindetiefe von 40 mm wurde das Tragverhalten der Verbindung durch Stahlfließen dominiert. Dieses trat bei beiden Blechdurchführungen auf, wobei durch eine nachteilige Schnittführung beim Lochblech eine geringere Kraft aufgebracht werden konnte (Flachmaterial: 7,5 kN, Lochblech: ca. 5,5 kN). Die Verbindung mit Lochblech versagte durch Metallbruch, und bei der Verbindung mit regulärem Blech trat Glasbruch auf.

Carvalho wertete die Versuchsergebnisse durch den Vergleich der erzielten Maximallasten aus. Da zu diesem Zeitpunkt bei allen Versuchen bereits Stahlfließen aufgetreten war und dieses die Kraft-Verformungslinie dominierte, konnten durch seinen Vergleich keine eindeutigen Rückschlüsse auf das Tragverhalten von SG gezogen werden. Interessant wäre ein Vergleich der anfänglichen Steifigkeiten der unterschiedlichen Verbindungsausführungen gewesen. Auch dieser wäre jedoch nur eingeschränkt aussagekräftig, da der Nachweis gleicher Dehngeschwindigkeiten nicht erbracht wurde. Zusammenfassend zeigten seine Untersuchungen, dass bei der gewählten Versuchstemperatur und den gewählten Querschnittsabmessungen bereits eine Einbindetiefe des Metallelements von 20 mm ausreicht, um bei Kurzzeitbelastung kein SG, sondern Metallversagen zu erzeugen. Im Gegensatz dazu trat bei allen Versuchen mit PVB als Zwischenschicht kein Metall, sondern Folienversagen auf.

Die bisher durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass in das Verbundglassystem eingebettete Metallelemente zum Lastabtrag (O'Callaghan, Peters et al., Willareth, Carvalho) und zur Steigerung der Resttragfähigkeit (Neugebauer, Feirabend und Sobek) herangezogen werden können. Besonders vielversprechend scheint in diesem Zusammenhang die Verwendung von SG als Zwischenschichtmaterial zu sein (O'Callaghan, Peters et al., Feirabend und Sobek, Willareth, Louter, Carvalho). Bei Raumtemperatur ist bei einer Einbindetiefe von 20 mm und einer Blechstärke von 1 mm (Edelstahl) die übertragbare Kraft so groß, dass im Auszugsversuch nicht die Kontaktfläche versagt, sondern das Metall zu fließen beginnt (Carvalho). Louter zeigte jedoch auf, dass Umwelteinwirkungen (Feuchtlagerung, Temperaturzyklen) und erhöhte Temperaturen zu einer Reduzierung der übertragbaren Kraft führen.

Im Fokus aller vorgestellten Arbeiten lag die Bestimmung der Tragfähigkeit eines speziellen Insertaufbaus. Es wurden die Maximallasten experimentell ermittelt und diese zur Auslegung eines Details herangezogen. Eine allgemeine Analyse des Tragverhaltens und den entstehenden Spannungsverteilungen konnte den Beiträgen nicht entnommen werden.

### 1.3 Zielsetzung der vorliegenden Arbeit

Die vorliegende Arbeit verfolgt das Ziel, das Tragverhalten einer Insertverbindung zu untersuchen und eine Methode zu entwickeln, mit der das Tragverhalten numerisch abgebildet werden kann. Anschließend dient die abgeleitete Methode als Grundlage für die Auswertung der Spannungsverläufe innerhalb der einzelnen Verbundpartner der Insertverbindung. Aufbauend auf der Betrachtung der Spannungsverläufe erfolgt die Anpassung der Insertgeometrie mit dem Ziel, Spannungsspitzen in den Verbundpartner abzubauen.

Um den Rahmen der Arbeit zu begrenzen, wird das Tragverhalten einer Insertverbindung für eine kurzzeitig einwirkende Zugkraftbeanspruchung bei ausgewählten Temperaturen untersucht.

Die Ergebnisse dieser Arbeit sollen dazu dienen, das Tragverhalten einer Insertverbindung und die unter Belastung hervorgerufenen Spannungszustände innerhalb der einzelnen Verbundpartner zu verstehen. Sie soll damit dazu beitragen, dass diese innovative Verbindungstechnik eine breite Anwendung im Glasbau findet und materialminimale Anschlüsse ermöglicht.

#### 1.4 Methodischer Lösungsansatz und Gliederung

In der vorliegenden Arbeit werden zwei unterschiedliche Untersuchungsebenen betrachtet: das Materialverhalten von SG und das Tragverhalten der Insertverbindung. Diese getrennte Betrachtung ist notwendig, da SG als ein Bestandteil der Insertverbindung deren Tragverhalten maßgeblich beeinflusst und sein Materialverhalten im Gegensatz zu dem der anderen Verbundmaterialien der Insertverbindung noch nicht hinreichend genau untersucht ist. Dafür werden zwei unterschiedliche Untersuchungsmethoden angewandt: die experimentelle Untersuchung und die numerische Simulation. Der Vergleich der Ergebnisse beider Methoden dient zur Bewertung der numerischen Simulation. Anschließend dient das verifizierte numerische Modell zur Prognose des Tragverhaltens anderer Probekörperaufbauten.

Zuerst wird das Materialverhalten von SG thematisiert (Kapitel 2). Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen werden beschrieben und von ihnen Materialparameter abgeleitet, die als Grundlage für ein numerisches Materialmodell dienen. Anschließend erfolgen die numerische Simulation der Zugversuche und ein Vergleich der numerischen und der experimentellen Ergebnisse.

In Kapitel 3 werden die Versuche zum Tragverhalten der Insertverbindung beschrieben und die Ergebnisse dargestellt. Die Wahl der Probekörperabmessungen erfolgt unter der Prämisse, möglichst große Verformungen im SG hervorzurufen, um so die Kraft-Verformungsbeziehung der Insertverbindung möglichst fein aufgelöst aufzeichnen zu können.

Die in Kapitel 2 abgeleiteten SG-Materialmodelle bilden die Grundlage für die numerische Simulation des Tragverhaltens der Insertverbindung, die in Kapitel 4 vorgestellt wird. Über ein iteratives Vorgehen kann das visko-elastische Verhalten von SG berücksichtigt und das Materialmodell an die im Experiment auftretende Dehngeschwindigkeit angepasst werden.

In Kapitel 5 erfolgt die numerische Analyse des Tragverhaltens einer Insertverbindung, mit im Gegensatz zu den Probekörpern in Kapitel 3 anwendungsorientierten Abmessungen und Auflagerungen. Die Betrachtung von Stabwerkmodellen ermöglicht eine qualitative Plausibilisierung der numerisch berechneten Spannungsverläufe. Eine auf ingenieurtechnischen Grundgedanken basierende Geometrieoptimierung zeigt abschließend auf, dass durch eine Veränderung der Insertgeometrie die Spannungsverläufe im Glas und im SG beeinflusst und Spannungsspitzen abgebaut werden können.

Kapitel 6 fasst die wesentlichen Erkenntnisse der Arbeit zusammen und zeigt Thematiken auf, die die Grundlage für weitere Forschungsarbeiten bilden könnten.

## 2 Materialverhalten von SentryGlas®

### 2.1 Einführung

Bei dem Produkt SentryGlas® (SG) 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 Hurrikanengebieten konzipiert, weist es im Vergleich zu herkömmlichen Produkten laut Herstellerangaben deutlich überlegene Materialeigenschaften auf. Nach [17] besitzt SG eine hundertmal größere Steifigkeit und fünffach höhere Zugfestigkeit als herkömmliche Zwischenschichtmaterialien. Abbildung 2.1 zeigt schematisch die Spannungs-Dehnungslinie für SG und PVB (Polyvinylbutyral, herkömmliches Zwischenschichtmaterial) unter Zugbelastung bei Raumtemperatur in Anlehnung an [18].

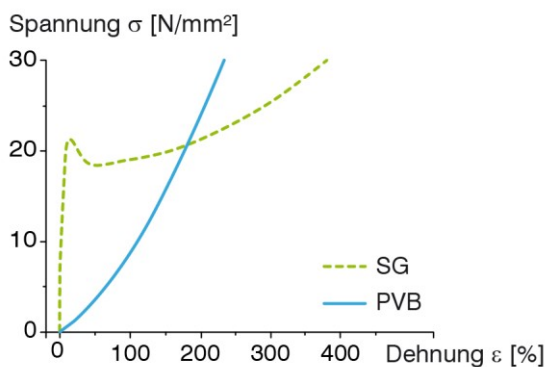


Abbildung 2.1: Schematische Darstellung der Spannungs-Dehnungslinie von SG und PVB unter Zugbelastung bei Raumtemperatur nach [18]

Aufgrund seiner chemischen Zusammensetzung gehört SG zu der Gruppe der Ionomere. Bei Ionomeren handelt es sich um Polymere, die Ionen enthalten. Durch eine Copolymerisation mit einer organischen Säure und einer anschließenden Neutralisierung durch alkalische Medien entstehen entlang der Makromolekülketten Metallsalze mit zweiwertigen Kationen, die eine partielle Ionenbindung zwischen benachbarten Makromolekülketten hervorrufen [19, 20]. Abbildung 2.2 zeigt eine schematische Darstellung einer Ionenbindung. Da zwischen Kationen und Anionen in der Regel sehr starke Bindungskräfte herrschen, kann durch die Steuerung des Verhältnisses polarer zu nicht-polarer Anteile das mechanische Verhalten des Polymers eingestellt werden.

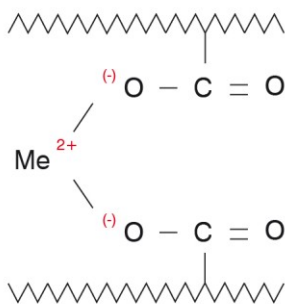


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung einer Ionenbindung aus [19]



SG stellt eine Hauptkomponente des in dieser Arbeit betrachteten Verbundaufbaus dar. Sein Materialverhalten bestimmt wesentlich das Tragverhalten des Aufbaus, so dass zur Beschreibung des Tragverhaltens die Kenntnis des mechanischen Verhaltens von SG erforderlich ist. In den folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse bereits durchgeführter mechanischer Untersuchungen des Herstellers und von Forschungsstellen zusammengefasst und darauf folgend die Ergebnisse eigener Experimente dargestellt.

## 2.2 Bisherige Untersuchungen zum Materialverhalten von SG

In Tabelle 2.1 bis Tabelle 2.3 sind die Materialwerte von SGP 5000 (SentryGlas Plus) nach Herstellerangaben, Stand April 2008, dargestellt [21]. Anfang 2009 fand eine Umbenennung des Produkts von SGP 5000 zu SG statt. Nach Aussage der herstellenden Firma fand jedoch 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 [22] und durch Kriechversuche.

Tabelle 2.1: E-Modul [N/mm<sup>2</sup>] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [21]

		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 2.2: Schubmodul [N/mm<sup>2</sup>] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [21]

		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 2.3: Querkontraktionszahl [-] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [21]

		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 2.1 und Tabelle 2.2 zeigen, dass die Zug- und die Schubsteifigkeit von SG bei steigenden Temperaturen und längeren Belastungsdauern abnehmen. Der Abfall der Steifigkeit ist besonders ausgeprägt im Temperaturbereich von 30 °C bis 60 °C. Die Querkontraktionszahl variiert im aufgeführten Temperatur- und Belastungsdauerbereich zwischen 0,442 und 0,5, was auf ein inkompressibles Materialverhalten hinweist.

Der beobachtete Steifigkeitsverlust bei Temperaturen zwischen 30 °C und 60 °C deckt sich mit Ergebnissen einer am Institut für Baukonstruktion der Technischen Universität Dresden durchgeführten dynamisch-mechanischen Analyse (DMA) [23, 24]. Bei der dynamisch-mechanischen Analyse wird eine zu untersuchende Materialprobe einer zyklischen Belastung konstanter Frequenz ausgesetzt und dabei die Umgebungstemperatur schrittweise erhöht [25]. 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 (aus der Kraft berechnet) und dynamischer Dehnung (aus der Verformung berechnet) wird mit der komplexen Größe  $E^*$  beschrieben. Die komplexe Größe  $E^*$  besteht aus einem Realteil  $E'$  (Speichermodul) und einem Imaginärteil  $E''$  (Verlustmodul). Der Speichermodul ermöglicht eine Aussage über die Energiespeicherfähigkeit 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. Der Verlustfaktor  $\tan \delta$  ist definiert als der Quotient aus Verlust- und Speichermodul. Ein Phasenversatz von  $\delta = 0^\circ$  kennzeichnet ein rein elastisches Materialverhalten, bei dem der Probekörper verzögerungsfrei auf die aufgebrachte Belastung reagiert. Rein viskoses Materialverhalten ist hingegen durch einen Phasenversatz von  $\delta = 90^\circ$  gekennzeichnet (Abbildung 2.3). Bei  $0^\circ < \delta < 90^\circ$  liegt visko-elastisches Materialverhalten vor.

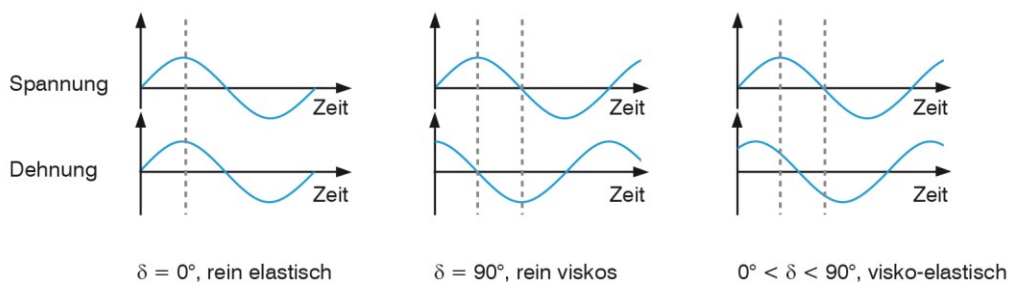


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung der Spannungs- und Dehnungsverläufe bei einer dynamisch-mechanischen Analyse für rein elastisches, rein viskoses und visko-elastisches Materialverhalten, in Anlehnung an [25]

Bei den an der TU Dresden durchgeführten Messungen wurden mehrere SG-Proben im Zug- und im Biegemodus einem Temperaturbereich von ca.  $-150\text{ °C}$  /  $-120\text{ °C}$  bis  $80\text{ °C}$  (Heizrate:  $1\text{ K/min}$ ) ausgesetzt und Belastungen mit Frequenzen von  $0,5\text{ Hz}$ ,  $1\text{ Hz}$ ,  $5\text{ Hz}$  und  $10\text{ Hz}$  aufgebracht. Ein charakteristischer Verlauf der Messgrößen ist in Abbildung 2.4 dargestellt [23]. Alle im Folgenden aufgeführten Werte beziehen sich auf den graphisch dargestellten Versuch und können als Anhaltswerte für das Verhalten von SG dienen.

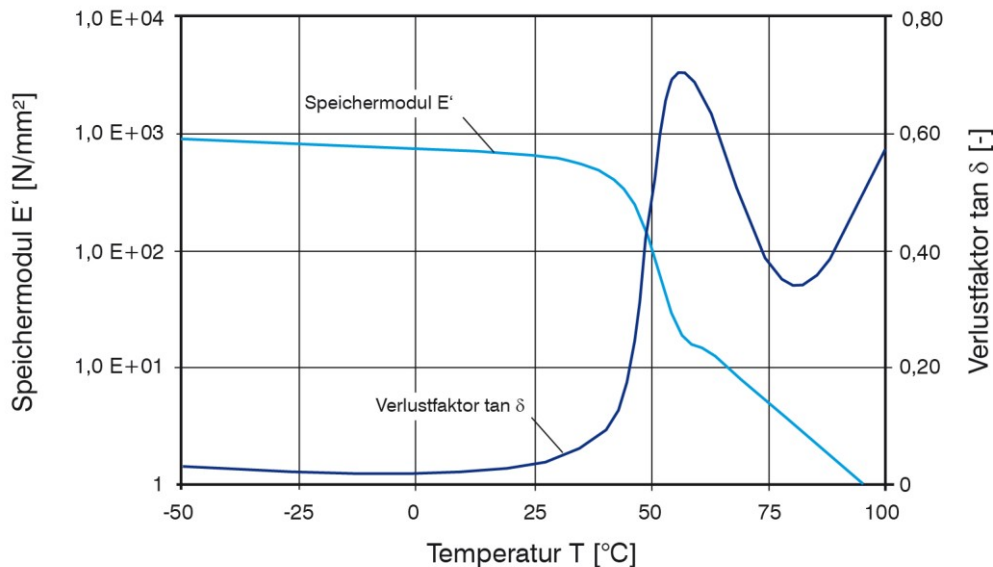


Abbildung 2.4: DMA-Thermogramm einer SG-Probe, Temperaturbereich von  $-50\text{ °C}$  bis  $+100\text{ °C}$ , nach [23]

Während der Speichermodul  $E'$  in einem Bereich von  $-50\text{ °C}$  bis ca.  $30\text{ °C}$  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  $-50\text{ °C}$  bis ca.  $30\text{ °C}$  annähernd konstant und auf einem niedrigen Niveau ( $<0,1$ ). Ab einer Temperatur von ca.  $30\text{ °C}$  nimmt die Phasenverschiebung deutlich zu und erreicht bei ca.  $55\text{--}60\text{ °C}$  ein Maximum. Der Tangens des Phasenwinkels erreicht hier einen Wert um  $0,7$  (dieses entspricht einem Phasenwinkel von ca.  $35^\circ$ ). Da bei reiner Viskosität ein Phasenversatz von  $90^\circ$  auftritt, zeigen die gemessenen Werte, dass in dem betrachteten Temperaturbereich weder rein elastisches, noch rein viskoses, sondern vielmehr ein visko-elastisches Materialverhalten vorliegt.

Aus den Ergebnissen einer DMA kann ein weiterer, das temperaturabhängige Verhalten eines Polymers beschreibender, Parameter ermittelt werden: die sogenannte Glasübergangstemperatur. Diese kennzeichnet einen ca.  $15\text{--}20\text{ K}$  großen Temperaturbereich, in dem sich das mechanische Verhalten eines Polymers stark ändert [25]. Unterhalb der Glasübergangstemperatur ( $T_g$ ) herrscht bei Thermoplasten<sup>1</sup> ein vorwiegend energie-elastisches Verhalten vor. Die

<sup>1</sup> Nach DIN 7724 [26] kann anhand der Kurven der dynamisch-mechanischen Analyse und dem Ergebnis des Zug-Verformungsrest die Eingruppierung eines Kunststoffes erfolgen. Zur Ermittlung des Zug-Verformungsrest wird in Anlehnung an DIN ISO 2285 [27] ein Probekörper bei Raumtemperatur um  $100\%$  gedehnt, für eine Minute in der Position gehalten und die bleibende Dehnung eine Minute nach Entnahme aus der Vorrichtung gemessen. Die Zugversuche in 2.3 werden zeigen, dass die Fließgrenze von SG bei Raumtemperatur bei Dehnungen  $<10\%$  liegt. Somit ist davon auszugehen, dass nach einer aufgetragenen Dehnung von  $100\%$  große plastische Dehnungen im SG vorliegen und der Zug-Verformungsrest die Grenze von  $50\%$  übersteigt. SG kann demnach nach DIN ISO 2285 in die Gruppe der Thermoplaste eingeordnet werden.

Aufbringung einer äußeren Kraft führt zur Streckung der Makromolekülketten und Verzerrung der Valenzwinkel. Diese Deformation der Atombindungen ruft eine Rückstellkraft hervor, die der äußeren Belastung entgegen wirkt [28]. Ein relativ steifes mechanisches Verhalten ist die Folge. Oberhalb der Glasübergangstemperatur dominiert die Entropieelastizität. Die zugeführte thermische Energie und vergrößerte Kettenabstände führen bei Lasteinwirkung zu einem Strecken und Abgleiten der Makromolekülketten. Hierbei treten größere Verformungen als bei der Verzerrung der Atombindungen im energie-elastischen Zustand auf. Eine geringere Steifigkeit ist die Folge. Die Rückverformung der Molekülketten erfolgt durch stochastische thermische Bewegungen, welche die gestreckten Moleküle nach Lastwegnahme wieder in einen verknäulten Zustand mit höherer Entropie überführen [29].

Durch die Kenntnis der Glasübergangstemperatur können somit erste Rückschlüsse auf das mechanische Verhalten eines Polymers bei einer gegebenen Temperatur gezogen werden. Laut [23] liegt die Glasübergangstemperatur von SG bei ca. 50 °C bis 60 °C.

Zur Bestimmung der Glasübergangstemperatur aus einer DMA werden drei unterschiedliche Vorgehen angewandt, die je nach Polymer sich um mehrere Kelvin unterscheidende Ergebnisse liefern [25]. DIN EN 6032 [30] unterscheidet folgende Glasübergangstemperaturen (T<sub>g</sub>):

- T<sub>g</sub>-Onset, „Temperatur im Schnittpunkt der extrapolierten Tangenten, die an die Punkte der Speichermodulkurve vor und nach Beginn des Glasübergangs angelegt werden“ [30]
- T<sub>g</sub>-Verlust, „Temperatur im Maximum der als Funktion der Temperatur aufgezeichneten Verlustmodulkurve“ [30]
- T<sub>g</sub>-Peak, „Temperatur im Maximum der als Funktion der Temperatur aufgezeichneten Kurve von  $\tan \delta$ “ (Verlustfaktor) [30]

Aufgrund der Abhängigkeit des mechanischen Verhaltens von der Belastungsgeschwindigkeit treten bei unterschiedlichen Belastungsfrequenzen unterschiedliche Glasübergangstemperaturen auf.

Zur Bestimmung der Glasübergangstemperatur von SG wurden die aus Untersuchungen an der TU Dresden vorliegenden Daten [24] für eine Frequenz von 1 Hz (Verfahren A gemäß DIN EN 6032 [30]) ausgewertet und in Abbildung 2.5 dargestellt. Da die Daten aus einem einzigen Versuch resultieren, dienen die ermittelten Kennwerte als Anhaltswerte für SG. Zu beachten gilt, dass zwischen den nach den unterschiedlichen Verfahren ermittelten Glasübergangstemperaturen eine Differenz von nahezu 20 K auftritt. Um Irritationen zu vermeiden und eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten, sollte dementsprechend, neben der Glasübergangstemperatur, das Auswerteverfahren und die betrachtete Belastungsfrequenz aufgeführt werden.

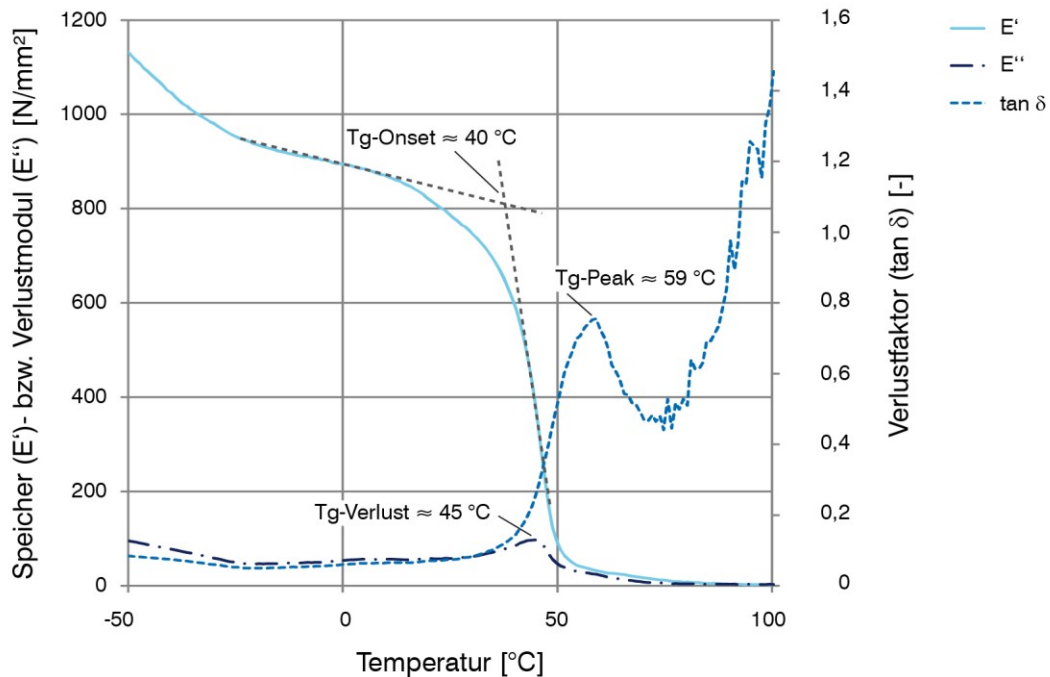


Abbildung 2.5: Ermittlung der Glasübergangstemperatur von SG nach drei Verfahren gemäß [30] und auf Grundlage der DMA-Ergebnisse aus [24] (Frequenz: 1 Hz, drei-Punkt-Biegeversuch); Speicher- und Verlustmodul sind auf die Primärachse, der Verlustfaktor auf die Sekundärachse bezogen.

Weitere Versuche zum Materialverhalten von SG wurden an der FH München [31] durchgeführt. Das Versuchsprogramm umfasste Zugversuche an SG-Folienmaterial, Schubversuche an kleinformatigen Verbundglasscheiben, Untersuchungen an punktförmig und zweiseitig linienförmig gelagerten Scheiben sowie Untersuchungen 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.

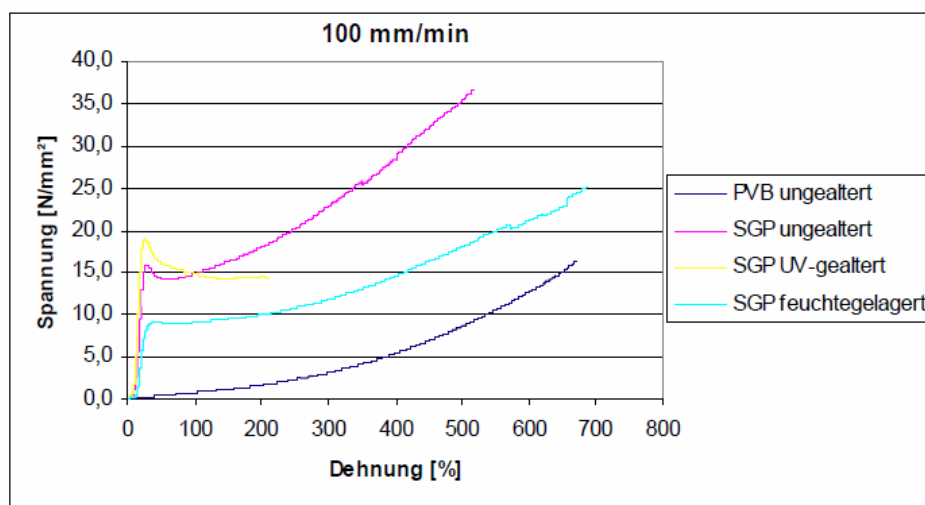


Abbildung 2.6: Gemittelte Spannungs-Dehnungs-Kurven der jeweiligen Testreihe aus [31]

Abbildung 2.6 und Abbildung 2.7 fassen die Ergebnisse der Zugversuche zusammen und zeigen, dass sich SG steifer als PVB verhielt. Die Feuchtlagerung der SG-Proben bewirkte eine Reduktion der Fließgrenze, wohingegen nach Alterung unter UV-Licht eine geringere Bruchdehnung charakteristisch war.

		Probe 1	Probe 2	Probe 3	Probe 4	Probe 5	Probe 6	Mittelwert
PVB ungealtert	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]	*	*	*	*	*	*	
	Bruchdehnung [%]	699,5	684,5	704,4	668,8	689,0	690,9	689,5
	Bruchspannung [N/mm <sup>2</sup> ]	15,4	16,5	14,7	18,7	19,4	18,7	17,2
SGP ungealtert	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]	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/mm <sup>2</sup> ]	27,3	27,7	36,1	36,6	35,0	*	32,5
SGP UV-gelagert	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]	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/mm <sup>2</sup> ] **	12,9	14,2	13,9	14,7	15,1	*	14,2
SGP feuchtegelagert	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]	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/mm <sup>2</sup> ]	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 2.7: Ergebniszusammenstellung der Folien-Zugversuche aus [31]

Der E-Modul ungealterter SG-Proben variierte zwischen 197,9 N/mm<sup>2</sup> (Probe 5) und 320,3 N/mm<sup>2</sup> (Abbildung 2.7). Auf Probe 5 bezogen entspricht dies einer Abweichung von über 60 %. Mögliche Gründe für diese Abweichung wurden in [31] nicht genannt.

Im Rahmen desselben Forschungsvorhabens [31] wurde der Schubmodul von SG an kleinformatigen (250 mm x 80 mm, Scherbereich: 50 mm x 80 mm,  $t_{\text{Glas}} = 6$  bzw. 8 mm,  $t_{\text{SG}} = 1,52$  mm) Verbundglasproben untersucht. Dazu wurde eine der Glasscheiben gehalten und die andere in Glasscheibenlängsachse gezogen. 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/mm<sup>2</sup>). Über die Messung der auftretenden Verformung konnte der Schubmodul berechnet werden. 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 streuten innerhalb einer Versuchsreihe bereits sehr stark. So variierte der Schubmodul ungealterter Proben bei 20 °C zwischen ca. 33 N/mm<sup>2</sup> und 127 N/mm<sup>2</sup> und bei 75 °C zwischen ca. 1 N/mm<sup>2</sup> und 30 N/mm<sup>2</sup>. Eine Abhängigkeit des Schubmoduls von der Belastungsgeschwindigkeit konnte bis zu einer Temperatur von 60 °C nicht festgestellt werden.

Die in [31] veröffentlichten Ergebnisse illustrieren den qualitativen Einfluss unterschiedlicher Lagerungs- und Umweltbedingungen auf das Materialverhalten von SG. Aufgrund der auftretenden Streuungen der Ergebnisse innerhalb einer Meßreihe können die ermittelten Kennwerte nicht als Grundlage für eine numerische Simulation verwendet werden.

An der Universität Ghent wurde an Schulterproben (nach [32]) das einaxiale Zugverhalten von SGP 2000 untersucht [33]. (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 2.8 zeigt die Spannungs-Dehnungslinien für Versuchsgeschwindigkeiten von 5 mm/min, 10 mm/min, 20 mm/min, 50 mm/min und 100 mm/min (Raumtemperatur:  $20 \pm 1 \text{ }^\circ\text{C}$ , Luftfeuchtigkeit: 54-65 %). Während sich der prinzipielle Verlauf der Spannungs-Dehnungslinien für alle Versuchsgeschwindigkeiten sehr ähnelte (linearer Ast im Anfangsbereich, gefolgt von einem plastischen Plateau und einem sich anschließenden Verfestigungsbereich), so führten höhere Versuchsgeschwindigkeiten zu höheren Streckspannungen und -dehnungen.

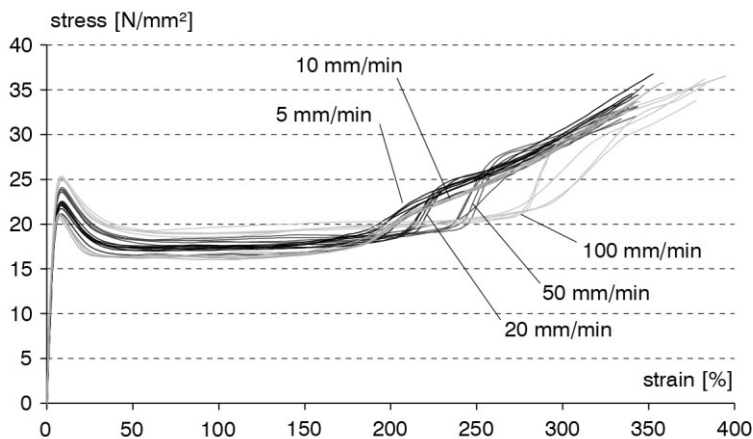


Abbildung 2.8: Spannungs-Dehnungslinien von SGP 2000 Schulterproben unter Zugbelastung bei Raumtemperatur aus [33]

Die in [33] veröffentlichten Materialparameter können für eine prinzipielle Beschreibung des Materialverhaltens von SG verwendet werden. Um das Materialverhalten in einem numerischen Modell auch im Bereich kleiner Dehnungen abzubilden, ist die in Abbildung 2.7 dargestellte Grafik aufgrund des gewählten Maßstabs jedoch nicht geeignet: so nimmt der Bereich bis zu einer Streckdehnung von ca. 10% nur 1/40 der Abszisse ein. Des Weiteren erfolgte keine Untersuchung des Einflusses der Versuchstemperatur auf das mechanische Verhalten.

Die vorliegenden Informationen zum mechanischen Verhalten von SG (bzw. von vergleichbaren Vorgängerprodukten) umfassen Einpunkt-Kennwerte des Herstellers für unterschiedliche Belastungsdauern in einem Temperaturbereich von 10-80 °C [21], Ergebnisse zum temperaturabhängigen Steifigkeitsverlauf [23], Untersuchungen zum Einfluss unterschiedlicher Lagerungs- und Umweltbedingungen [31] und Untersuchungen zum Spannungs-Dehnungsverlauf für unterschiedliche Versuchsgeschwindigkeiten [33]. Die vorliegenden Informationen ermöglichen eine prinzipielle Beschreibung des mechanischen Verhaltens von SG. Sie erlauben aber – besonders im Bereich kleiner und mittlerer Dehnungen ( $\varepsilon < 50\%$ ) – keine präzise Ableitung eines nicht-linearen Materialmodells. Das Materialmodell ist jedoch eine unverzichtbare Grundlage für die numerische Simulation, so dass im Rahmen dieser Arbeit eigene Versuchsreihen durchgeführt wurden, um das mechanische Verhalten von SG möglichst präzise beschreiben zu können. Diese Versuchsreihen werden im folgenden Abschnitt erläutert.

### 2.3 Experimentelle Untersuchung der Zugeigenschaften von SG

Um das Materialverhalten von SG durch ein vollständiges 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 strukturmechanischen Modells haben den Umfang einer eigenständigen Forschungsarbeit (vgl. [34]). Da die hier vorliegende 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 für das Materialmodell 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 betrachtet. Das visko-elastische Verhalten wurde nicht durch ein geschlossenes visko-elastisches Materialmodell abgebildet, sondern durch eine iterative Anpassung der Dehnraten approximiert (vgl. 4.2).

Der folgende Abschnitt erläutert die durchgeführten Versuche, auf deren Grundlage in 2.4 für die gewählten Temperaturen und Dehnraten diskrete Materialmodelle abgeleitet werden.

#### 2.3.1 Festlegung der Randbedingungen

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

- der Verlauf der Längsachse des Probekörpers in Bezug zur Extrusionsrichtung des Folienmaterials<sup>2</sup>
- die Belastungsgeschwindigkeit, Belastungsgeschichte
- die Temperatur des Probekörpers
- der Feuchtigkeitsgehalt des Probekörpers
- Umwelteinflüsse wie z.B. Bewitterung.

Die Berücksichtigung dieser Faktoren wird im Folgenden diskutiert.

Abbildung 2.9 zeigt eine mikroskopische Aufnahme des Folienmaterials (32-fache Vergrößerung) mit horizontal verlaufender Extrusionsrichtung. Deutlich zu erkennen ist die eingeprägte Oberflächenstruktur. Während des Laminationsprozesses ermöglicht diese den Luftaustritt zwischen mehreren SG-Lagen bzw. zwischen SG und Glas.

---

<sup>2</sup> Da SG-Folien bei der Herstellung extrudiert werden, liegen im Material zwei Richtungen vor: die Extrusionsrichtung und die Richtung senkrecht dazu.



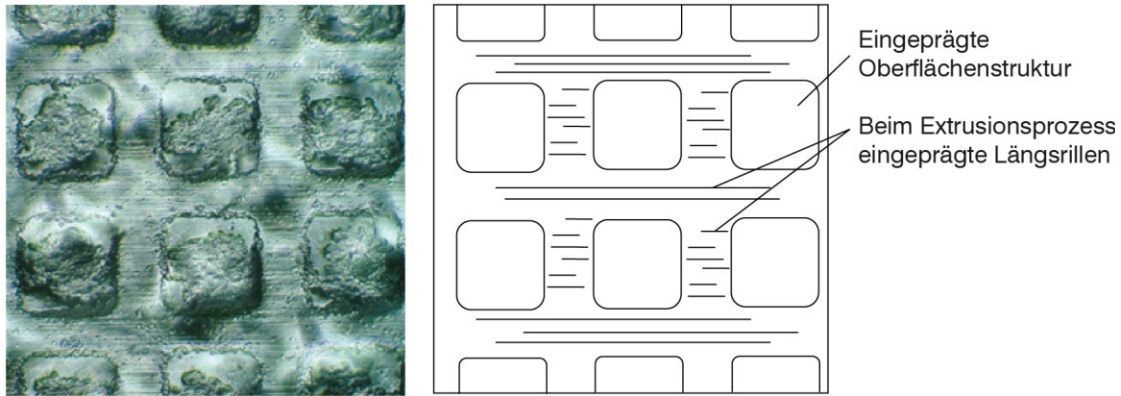


Abbildung 2.9: Links: mikroskopische Aufnahme von SG (32-fache Vergrößerung) mit horizontal verlaufender Extrusionsrichtung und eingepprägter Oberflächenstruktur; rechts: schematische Darstellung der eingepprägten Oberflächenstruktur und der Längsrillen

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

Zur Ermittlung der Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von der Belastungsgeschwindigkeit erfolgte die Verformungsaufbringung der Probekörper mit zwei unterschiedlichen Traversengeschwindigkeiten. In Anlehnung an [1] 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 unter mitteleuropäischen Klimaverhältnissen bei einem nicht-hinterlüfteten, schwarz-emaillierten Verbundglasaufbau Temperaturen von bis zu 75 °C auftreten können (vgl. Kapitel 7.3 und [35]). Zugleich zeigten unter anderem die Untersuchungen von Weller et al. [23], 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 (Versuchsreihe 2), 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 von 2008 ist der Feuchtegehalt zur Verarbeitung der Folie auf 0,2% zu begrenzen [36]<sup>3</sup>. Untersuchungen von DuPont über den Feuchtegehalt von SG bei unterschiedlichen Umgebungsklimata zeigen, dass dieser Wert bei einer relativen Luftfeuchtigkeit von 20% erreicht wird [36]. Dementsprechend wurde die relative Luftfeuchte des Versuchsklimas auf 20% 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

<sup>3</sup> In der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-70.3-170 [37] für SG von November 2011 wird der Feuchtegehalt auf 0,15% begrenzt.

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.

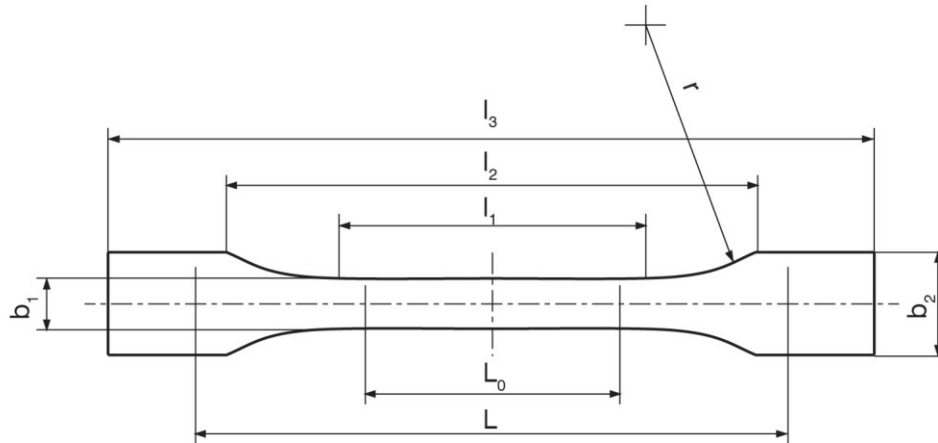
Tabelle 2.4 fasst die festgelegten Randbedingungen der durchgeführten Zugversuche zusammen. Je Parametersatz wurden drei Probekörper untersucht.

Tabelle 2.4: Randbedingungen der Zugversuche

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

### 2.3.2 Versuchsdurchführung

Zur Durchführung aller Versuchsreihen wurden Zugprobekörper aus dem Folienmaterial gestanzt, welches zuvor in einem nahezu wasserdampfundurchlässigen, luftdicht-verschlossenen Aluminiumfolienbehälter lagerte. Bei der Stanzung wurde die Geometrie und die Abmessungen gemäß Typ 1B nach DIN EN ISO 527-2 [32] gewählt. Diese Geometrie ist für mechanisch hergestellte, z.B. gestanzte, Probekörper zu wählen. Die wesentlichen Abmessungen sind Abbildung 2.10 zu entnehmen.



$l_3$	Gesamtlänge	$\geq 150$
$l_1$	Länge des engen parallelen Teils	$60,0 \pm 0,5$
$r$	Radius	$\geq 60$
$l_2$	Entfernung zwischen den breiten parallelen Teilen	106 bis 120
$b_2$	Breite an den Enden	$20,0 \pm 0,2$
$b_1$	Breite des engen Teils	$10,0 \pm 0,2$
$h$	Bevorzugte Dicke	$4,0 \pm 0,2$
$L_0$	Meßlänge	$50,0 \pm 0,5$
$L$	Anfangsabstand der Klemmen	$l_2 (+5, -0)$

Abbildung 2.10: Probekörpergeometrie 1B für Zugversuche gemäß [32], Angaben in mm

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 einem Messschieber.



Abbildung 2.11: Links: Stanze zur Stanzung der Probekörper, rechts: Dickenmessung an einem Probekörper mit einem kraftgesteuerten Messtaster Typ HH MT 60M der Firma Heidenhain

Da in Versuchsreihe 1 keine Materialdaten für eine numerische Simulation ermittelt wurden, 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 [38] ( $23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ ,  $50\% \pm 10\%$  rel. Luftfeuchtigkeit) und einer Prüfgeschwindigkeit der Traverse von  $100\text{ mm/min}$ . 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 2-4 erfolgte eine Konditionierung der Temperatur und der Folienfeuchte gemäß 2.3.1. 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  $40\text{ °C}$ , bzw.  $75\text{ °C}$  war es deshalb erforderlich, dass die gesamte Versuchseinrichtung für mindestens  $15\text{ h}$  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:  $\pm 1\%$ ) zur Messung der Verschiebung zwischen zwei – im Ausgangszustand  $50\text{ mm}$  voneinander entfernten – Messmarken. Während der Versuche erfolgte die Datenerfassung mit der Software Zwick testXpert V10.0. Die Messung der Kraft wurde mit einer Genauigkeit von  $\pm 1\%$  durchgeführt.

Aus Gründen der Gebrauchstauglichkeit der Insertverbindung und zur Begrenzung der Versuchsdauer wurden die Probekörper bei einer Traversengeschwindigkeit von  $1\text{ mm/min}$  nur bis zu einer festgelegten Dehnung verformt. Es wurde in Absprache mit dem Institut für Kunststofftechnik der Universität Stuttgart eine Dehnung von  $26\%$  gewählt, mit der eine maximale Versuchsdauer von ca.  $25\text{ Minuten}$  je Probekörper einherging.

### 2.3.3 Versuchsergebnisse

Für alle im folgenden aufgeführten Spannungs-Dehnungsdiagramme 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.

Die Dehnung ergibt sich zu

$$\varepsilon_{ing} = \frac{l - L_0}{L_0} \quad (2.1)$$

$\varepsilon_{ing}$ :	(Ingenieur-) Dehnung
$l$ :	Länge zum betrachteten Zeitpunkt
$L_0$ :	Messlänge (vor Belastungsbeginn)

Eine lokale Messung der Dehnung ist im Allgemeinen mit Hilfe von Dehnmessstreifen (DMS) über die Messung der Änderung des elektrischen Widerstands möglich. Die Dehnmessstreifen 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 [39]. 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. Des Weiteren eignen sich typische Dehnmessstreifen nur zu einer Dehnungsmessung von maximal 5%. Deshalb wird in dieser Arbeit die Dehnung bereichsweise über die Abstandsmessung eines Extensometers ermittelt.

Die Messfühler des Extensometers wurden durch eine Klemmvorrichtung am Probekörper fixiert. Dabei musste die Klemmkraft groß genug sein, um ein Abrutschen der Messfühler zu verhindern. Gleichzeitig durfte 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.

### Versuchsreihe 1 - Einfluss der Stanzrichtung

Den Spannungs-Dehnungslinien in Abbildung 2.12 ist zu entnehmen, dass sich das mechanische Verhalten der beiden Stanzrichtungen unterscheidet.

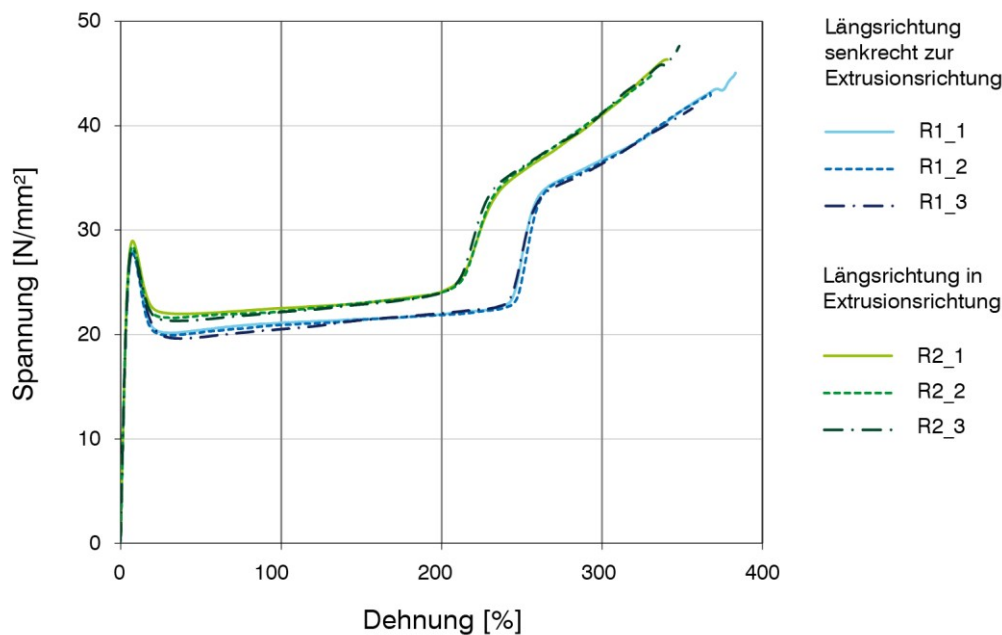


Abbildung 2.12: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben unterschiedlicher Stanzrichtungen, Probekörpergeometrie Typ 1B gemäß [32], Raumklima gemäß [38] (23 °C ± 2 °C, 50% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit); Traversengeschwindigkeit 100 mm/min

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 je nach Stanzrichtung 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. Damit verformt sich der Extensometerbereich weniger 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 der Verbundglasherstellung wieder erweicht und anschließend abgekühlt wird, findet während dieses Prozesses eine erneute Umorientierung der Makromoleküle statt. Es erscheint deshalb nicht relevant für die Insert-Probekörperfertigung zu sein, in welcher Richtung die Folien in Bezug zur Orientierung des Lasteinleitungselementes eingebracht werden. Um dennoch die Streuungen innerhalb einzelner Versuchsreihen am Folienmaterial zu reduzieren und die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, erfolgten alle weiteren Untersuchungen in diesem Kapitel an Probekörpern einer einheitlichen Stanzrichtung. Die Stanzrichtung wurde so festgelegt, dass die Probekörperlängsachse in Richtung der Extrusionsrichtung verlief.

#### **Versuchsreihe 2 - 4**

Die Spannungs-Dehnungslinien der Versuchsreihen 2-4 sind in Abbildung 2.13 dargestellt. Zur Begrenzung der Versuchsdauer und aus Gründen der Gebrauchstauglichkeit erfolgte die Verformungsaufbringung bei 1 mm/min nur bis zu einer festgelegten Dehngrenze. Diese wurde in Absprache mit dem Institut für Kunststofftechnik der Universität Stuttgart zu 26% gewählt.

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-Tabelle 2.3 ersichtliche Trend, dass sich SG bei steigender Temperatur oder langsamerer Belastungsgeschwindigkeit weicher verhält. Damit einhergehend ist eine Verringerung der Streckgrenze festzustellen.

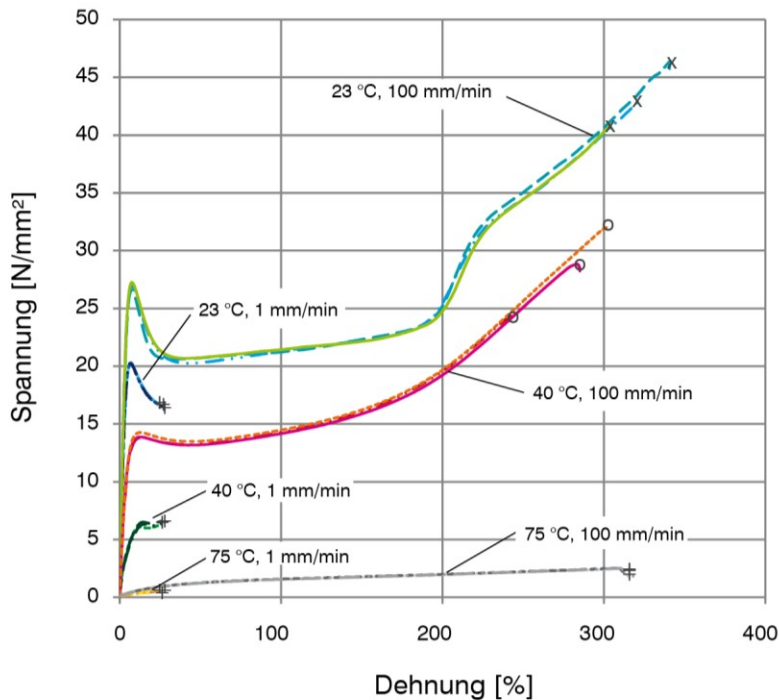


Abbildung 2.13: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben, Probekörpergeometrie Typ 1B gemäß [32] mit Längsachse in Extrusionsrichtung, bei unterschiedlichen Temperaturen ( $23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ ,  $40\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ ,  $75\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ ), Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min bzw. 100 mm/min,  $20\% \pm 10\%$  rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert; x: Probekörperbruch, o: aus Einspannung gerutscht, +: Dehnlimit/Traversenlimit der Klimakammer erreicht

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

$$E_t = \frac{\sigma_2 - \sigma_1}{\varepsilon_2 - \varepsilon_1} \quad (2.2)$$

$E_t$ : Zugmodul nach DIN EN ISO 527-1

$\varepsilon_1$  = 0,0005

$\varepsilon_2$  = 0,0025

$\sigma_1$ : Spannung gemessen bei  $\varepsilon_1$

$\sigma_2$ : Spannung gemessen bei  $\varepsilon_2$

In Abbildung 2.14 ist exemplarisch die Spannungs-Dehnungslinie der SG-Zugproben bei  $23\text{ °C}$  für die Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bis zu einer Dehnung von 10% 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 Deh-

nungsbereich 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 2.14 ist exemplarisch eine Trendgerade für die Versuchsreihe bei 23 °C mit einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min dargestellt.

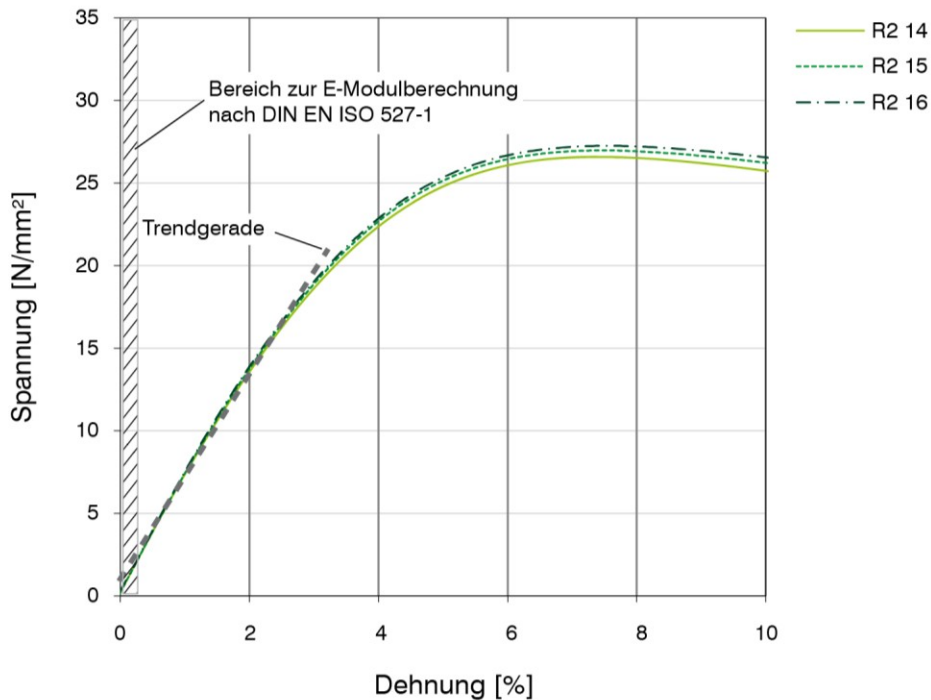


Abbildung 2.14: Ausschnitt des Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben bei 23 °C ± 2 °C, Dehnungsbereich der E-Modulbestimmung markiert, Traversengeschwindigkeit: 100 mm/min, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert

Die Ermittlung der E-Moduli erfolgte für alle Probekörper nach den beiden vorhergehend beschriebenen Verfahren. Eine detaillierte Zusammenstellung der Werte ist Kapitel 7.1 zu entnehmen. In Abbildung 2.15 sind die für jeden einzelnen Probekörper ermittelten E-Moduli über der jeweiligen Prüftemperatur aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass die nach DIN EN ISO 527-1 ermittelten Werte eine höhere Streuung aufweisen als die aus den Trendgeraden abgeleiteten E-Moduli. Außerdem sinkt die Steifigkeit bei abnehmender Traversengeschwindigkeit und steigender Temperatur. 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.



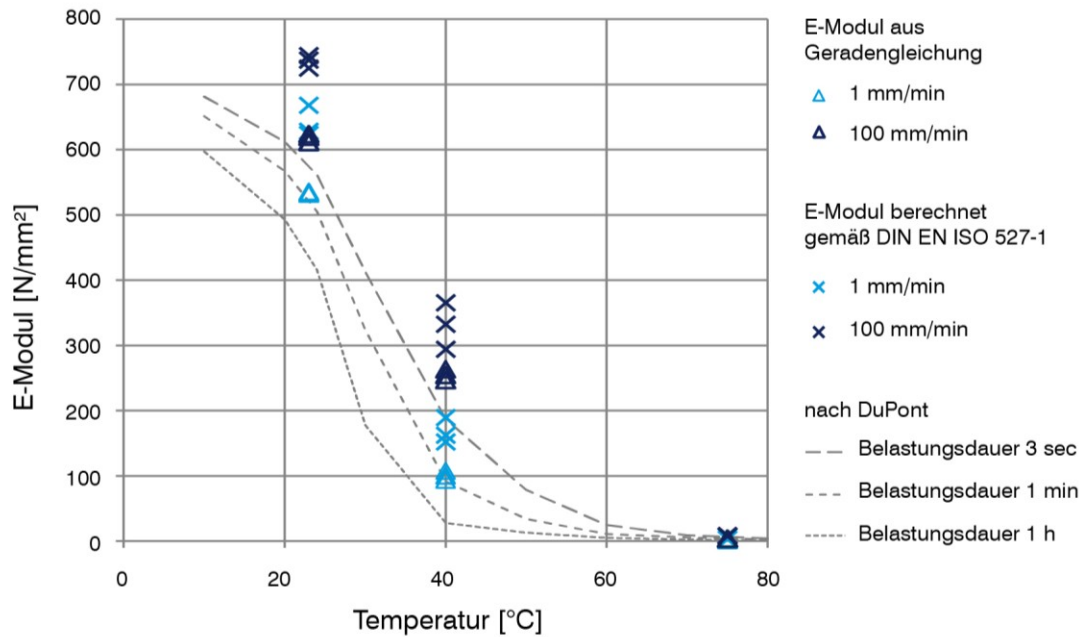


Abbildung 2.15: E-Modul von SG für 23 °C, 40 °C und 75 °C; aus den Versuchen ermittelt gemäß [1] und aus der Steigung der Spannungs-Dehnungsdiagramme, nach Herstellerangaben [21]

Um dennoch einen qualitativen Vergleich mit den Herstellerangaben führen zu können, sind in Abbildung 2.15 die vom Hersteller angegebenen E-Moduli der Belastungsdauern von 3 s, 1 min und 1 h für einen Temperaturbereich von 10-80 °C dargestellt. (Die Belastungsdauern wurden in Anlehnung an die Versuchsdauern im linear-elastischen Bereich gewählt, vgl. Tabelle 2.5.) 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; zeigen jedoch eine prinzipiell gute Übereinstimmung.

Tabelle 2.5: Versuchsdauer des linear-elastischen Bereichs und gemittelte E-Moduli

Temperatur [°C]	23		40		75	
Traversengeschwindigkeit [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
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm²]	533,7	618,0	124,5	304,0	1,76	3,41
E-Modul Mittelwert berechnet nach [1] [N/mm²]	639,7	735,3	167,7	330,3	2,93	7,80

Durch die Auftragung der Dehnung über die Versuchszeit kann die Dehngeschwindigkeit der einzelnen Versuche bestimmt werden. Die Dehngeschwindigkeit der Zugversuche wird für das in Kapitel 4.2 vorgestellte Verfahren zur Berücksichtigung des visko-elastischen Verhaltens von SG benötigt. In Tabelle 2.6 sind die Dehngeschwindigkeiten der Versuchsreihen angegeben, wobei jeder Wert einem aus drei Versuchen gemittelten Wert entspricht.

Tabelle 2.6: Traversengeschwindigkeit der einzelnen Versuche und äquivalente Dehngeschwindigkeit (aus drei Versuchen gemittelt)

Temperatur [°C]	23		40		75	
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	1	100	1	100	1	100
Dehngeschwindigkeit [s <sup>-1</sup> ]	0,000184	0,01848	0,000160	0,01812	0,000146	0,01432

### 2.3.4 Diskussion und Bewertung der Versuchsergebnisse

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. Die Steifigkeit des mechanischen Verhaltens von SG nimmt mit steigender Temperatur und sinkender Versuchsgeschwindigkeit ab (vgl. Abbildung 2.13). Die Spannungs-Dehnungsline und die Anordnung der Makromolekülketten in einem amorphen Thermoplast sind für Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur schematisch in Abbildung 2.16 dargestellt.

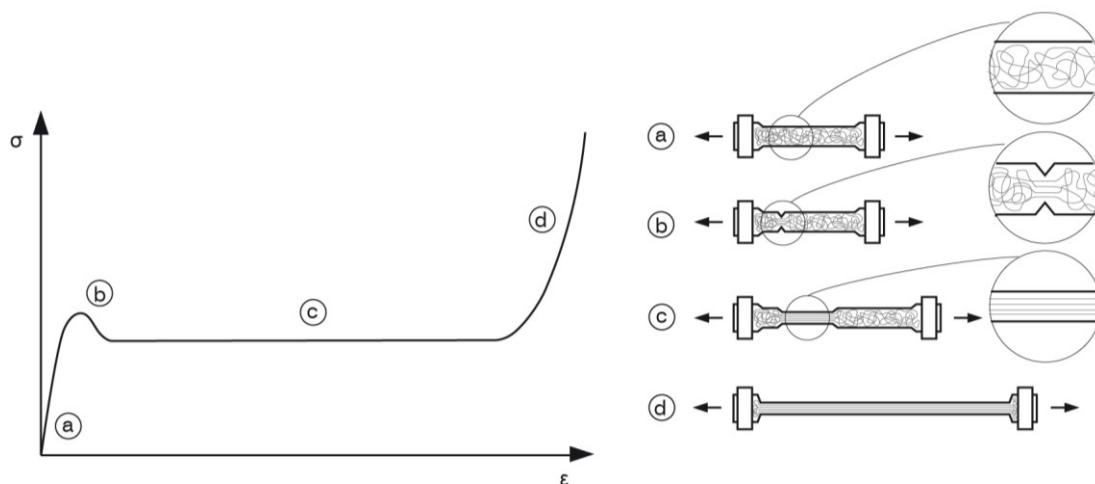


Abbildung 2.16: Spannungs-Dehnungsline eines amorphen Thermoplasten nach [40] und [41]

Unterhalb der Glasübergangstemperatur (23 °C und 40 °C) überwiegt im Bereich kleiner Dehnungen ein energie-elastischer Zustand. Die aufgebrachte Verformung führt zu einer Verzerrung der Atombindungen und zu einem nahezu linearen Spannungs-Dehnungsverhalten (a). Im Bereich der Streckgrenze gleiten einzelne Molekülketten aneinander ab. Der Probekörper schnürt sich lokal ein (b). 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 (c). Dabei strecken sich die Makromolekülketten und richten sich in Belastungsrichtung aus [29]. Nachdem der mittlere Bereich des Probekörpers vollständig gestreckt ist und die Makromoleküle in Belastungsrichtung orientiert sind, kommt es zu einer Verfestigung (d). Sobald lokal die maximal ertragbare Spannung der Makromoleküle überschritten wird, reißt der Probekörper.

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 [40]. Eine geringe Steifigkeit ist die Folge. Im Gegensatz zu den Versuchen unterhalb der Glasübergangstemperatur dehnt sich der Probekörper bei Temperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur gleichmäßig entlang seiner Längsachse [41] und es tritt keine Einschnürung auf.

Bei einer Verringerung der Versuchsgeschwindigkeit bleibt den Makromolekülen mehr Zeit, sich unter der aufgebrachten Verformung zu deformieren bzw. aneinander abzugleiten. Hieraus resultiert ein im Vergleich zu höheren Belastungsgeschwindigkeiten weniger steifes Materialverhalten. Eine Reduzierung der Belastungsgeschwindigkeit ruft ein Spannungs-Dehnungsverhalten hervor, welches mit dem Verhalten bei einer Temperaturerhöhung vergleichbar ist. Zusammenhänge zum Beispiel nach Arrhenius und Williams-Landel-Ferry [42] beschreiben diesen Effekt. Weitere Details sind unter anderem Schwarzl [41] und Ward und Hadley [43] zu entnehmen.

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 [1] 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. 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 multilineare Approximation bildet die Grundlage eines in Abschnitt 2.4 verwendeten Materialmodells.

## 2.4 Abbildung des Materialverhaltens in numerischen Modellen

Um das mechanische Verhalten von SG in unterschiedlichen Fertigungsgeometrien und unter unterschiedlichen Belastungen abschätzen zu können, wurde aus den experimentellen Untersuchungen ein numerisches Materialmodell abgeleitet.

Für die numerische Simulation wurde das Finite-Elemente Programm Ansys 12.1 verwendet. Das Programm Ansys ist eine seit 1970 kommerziell vertriebene Software zur Simulation von Fragestellungen unter anderem der Strukturmechanik, Fluidmechanik, Thermomechanik und des Elektromagnetismus [44]. Um schnell Änderungen in der Simulation durchführen zu können, erfolgte die Erzeugung und die Berechnung des numerischen Modells in APDL-Form (Ansys Parametric Design Language). Der hierfür benötigte Programmcode gliederte sich in drei Abschnitte: das Preprocessing, der Lösungsabschnitt und das Postprocessing. Im Preprocessing wurden alle wesentlichen Modellparameter definiert und die Geometrie und

das Netz erzeugt. Die Aufbringung von Lasten und das Berechnen der numerischen Lösung fanden im Lösungsabschnitt statt. Das Postprocessing ermöglichte eine Visualisierung und weitere Auswertung der Ergebnisse.

#### 2.4.1 Auswahl eines Materialmodells und Betrachtung unterschiedlicher Fließbedingungen

Aufgrund des stark nicht-linearen Spannungs-Dehnungsverhaltens wurde ein nicht-lineares Materialmodell gewählt. Vereinfachend wurde angenommen, dass sich der Probekörper überall mit der gleichen Dehngeschwindigkeit verformt, so dass ein geschwindigkeitsunabhängiges Materialmodell verwendet wurde.<sup>4</sup> Da davon ausgegangen werden konnte, dass das Material nach dem Laminationsprozess keine richtungsabhängigen Materialeigenschaften aufweist, erfolgte die Wahl eines isotropen Materialgesetzes. Das sogenannte „Multilinear-Isotropic-Hardening“-Modell erfüllte diese Anforderungen. Für dieses Materialmodell werden die Eingabedaten in Kapitel 2.4.2 abgeleitet.

Um das Fließen eines Körpers unter einer Beanspruchung beschreiben zu können, existieren eine Vielzahl unterschiedlicher Fließbedingungen. Im Folgenden werden einige für den betrachteten Themenbereich relevante 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 geeignet (keine zyklische Belastung (Ermüdung), keine Langzeitbelastung (Kriechen)).

Von Mises zeigte in [45] die Abhängigkeit des Spannungszustandes im plastischen Bereich vom Deformationszustand auf und leitete mit Hilfe der Bewegungsgleichungen die Fließbedingung (2.3) her. Diese hing ausschließlich von der zweiten Invariante des Spannungsdeviators<sup>5</sup> ab und war somit unabhängig vom hydrostatischen Spannungsanteil.

$$F = \sqrt{3 \cdot J_2} - \sigma_{yd} < 0 \quad (2.3)$$

$F$	Fließbedingung
$J_2$	zweite Invariante des Spannungsdeviators
$\sigma_{yd}$	Fließspannung

Drucker und Prager stellten in [46] und [47] eine Fließbedingung für Böden vor, die über die erste Invariante des Spannungstensors den Einfluss des hydrostatischen Spannungszustands auf die Fließbedingung berücksichtigte (2.4).

$$F = \sqrt{J_2} + \alpha \cdot I_1 - \sigma_{yd} < 0 \quad (2.4)$$

$I_1$	erste Invariante des Spannungstensors
$\alpha$	hydrostatischer Sensitivitätsparameter

Für Kunststoffe schlugen Raghava et al. in [48] eine Fließbedingung vor, die den hydrostatischen Spannungszustand und die einaxiale Fließdruck- bzw. Fließzugspannung einbezog.

<sup>4</sup> Bei der Simulation der Auszugsversuche wird das viskose Materialverhalten iterativ durch eine Anpassung des Materialmodells an die auftretende Dehngeschwindigkeit berücksichtigt.

<sup>5</sup> Die Invarianten des Spannungstensors und des Spannungsdeviators werden in Kapitel 7.2 hergeleitet und mit der in dieser Arbeit verwendeten Vorzeichenkonvention aufgeführt.

$$F = \sqrt{2 \sigma_{y,c} \sigma_{y,d,T} - \sigma_{yd}} = \sqrt{6 \cdot J_2 + 2 (\sigma_{y,d,c} - \sigma_{y,d,T}) \cdot I_1} - \sigma_{yd} < 0 \quad (2.5)$$

$\sigma_{y,d,c}$  Druckfließspannung

$\sigma_{y,d,T}$  Zugfließspannung

Eine Fließbedingung mit der Möglichkeit der Berücksichtigung eines höher exponentigen Ansatzes formulierte Schlimmer in [49] und wendete sie für Klebstoffsysteme unter anderem in [50] an.

$$F = \frac{m_{Sch}}{J_2^2} + \left(\frac{1}{3}\right)^{\frac{m_{Sch}}{2}} \sum_{p_{Sch}=1}^{q_{Sch}} m_{Sch} a_{p_{Sch}} \sigma_{y,T}^{m_{Sch}-p_{Sch}} I_1^{p_{Sch}} - \sigma_{yd} < 0 \quad (2.6)$$

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

Während die von-Mises-Fließbedingung das Verhalten von Metallen gut abbildet, zeigten Untersuchungen an Kunststoff- und Klebsystemen von Ward [51], Raghava et al. [48], Schlimmer et al. [49, 50] die Abhängigkeit der Fließbedingung vom hydrostatischen Spannungszustand auf. Um den Einfluss dieses Spannungszustands auf das Kraft-Verformungsverhalten der in dieser Arbeit untersuchten Verbindung abzuschätzen, erfolgte 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 wurde nicht durchgeführt. Insbesondere zur Abbildung der Fließbedingung nach Schlimmer wäre eine umfangreiche Versuchsserie notwendig gewesen, 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 [52] zeigt hierfür einen 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 (Laminiervorgang, Störstellen, Einschlüsse) beeinflusst wird. Diese Effekte blieben auch bei einer verfeinerten Fließbedingung unberücksichtigt.

Abbildung 2.17 zeigt einen von-Mises-Fließzylinder (a) und einen Drucker-Prager-Fließkegel (b) im Hauptspannungsraum. Beide Körper sind entlang der Raumdiagonalen ( $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ ) 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 Spannungsanteil 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. Abbildung 2.17 (c) zeigt die Fließkurven für  $\sigma_3 = 0$ . Die von-Mises-Fließkurve schneidet die Abszisse und Ordinate bei  $\pm \sigma_{y,d,T}$ , die Drucker-Prager-Fließkurve hingegen bei  $+\sigma_{y,d,T}$  und  $-m \cdot \sigma_{y,d,T}$ . (mit  $m = \frac{\sigma_{y,d,c}}{\sigma_{y,d,T}}$ )

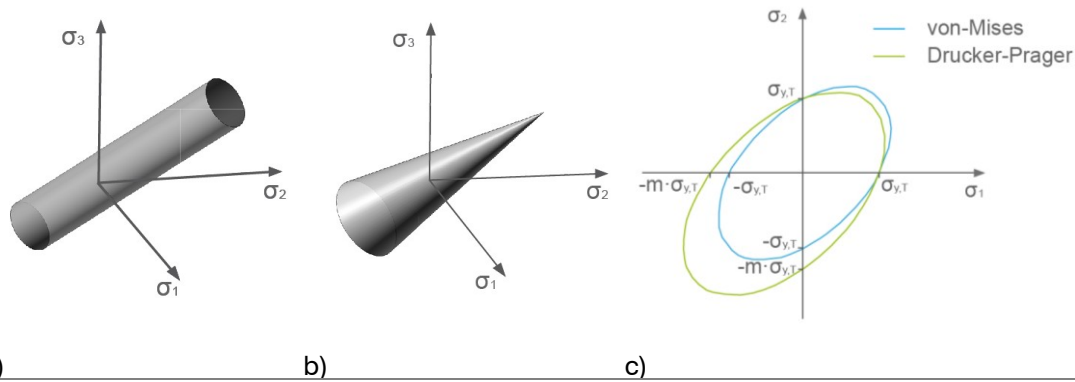


Abbildung 2.17: a): von-Mises-Fließzylinder, b): Drucker-Prager-Fließkegel, c): von-Mises- und Drucker-Prager-Fließkurve für  $\sigma_3 = 0$

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 ein materialabhängiger Parameter 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. [48] fassten die Studienergebnisse unterschiedlicher Kunststoffe zusammen (Abbildung 2.18). Das Verhältnis von Druckfließspannung zu Zugfließspannung schwankte für die betrachteten Kunststoffe um den Wert 1,3, so dass zur Abschätzung des Einflusses des hydrostatischen Spannungszustands für SG dieser Wert angenommen wurde. (Die den Ergebnissen zugrunde liegenden Dehngeschwindigkeiten und Temperaturen sind in [48] 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 2.18: Verhältnis von Druck- zu Zugfließspannung (C/T, entspricht:  $m = \sigma_{y,d,c} / \sigma_{y,d,t}$ ) unterschiedlicher Kunststoffe aus [48]

Um die Parameter des in Ansys implementierten extended Drucker-Prager-Modells (2.7) in Abhängigkeit des Verhältnisses von Druck- zu Zugfließspannung bestimmen zu können, wurde die in [53] formulierte Drucker-Prager-Fließbedingung (2.8)<sup>6</sup> umgeformt und ein Koeffizientenvergleich durchgeführt.

$$\sqrt{3J_2} + \frac{\alpha_{Ansys}}{3} I_1 - \sigma_{y,d,Ansys} \leq 0 \quad (2.7)$$

$\alpha_{Ansys}$  hydrostatischer Sensitivitätsparameter des extended Drucker-Prager-Modells in Ansys

<sup>6</sup> Die in [53] aufgeführte Drucker-Prager-Fließbedingung stimmt mit der von Drucker und Prager vorgeschlagenen Fließbedingung ([46,47]) überein. Vgl. (2.4).

$$F = \sqrt{J_2} + \alpha I_1 - \sigma_{yd} \leq 0 \quad (2.8)$$

$$\text{mit } \alpha = \frac{\sigma_{yd,C} - \sigma_{yd,T}}{\sqrt{3}(\sigma_{yd,C} + \sigma_{yd,T})} \quad \sigma_y = \frac{2 \cdot \sigma_{yd,C} \sigma_{yd,T}}{\sqrt{3}(\sigma_{yd,C} + \sigma_{yd,T})} \quad (2.9)$$

Durch Einsetzen von  $\alpha$  und  $\sigma_y$  und Multiplikation mit  $\sqrt{3}$  folgt:

$$\sqrt{3J_2} + \frac{\sigma_{y,dC} - \sigma_{yd,T}}{(\sigma_{yd,C} + \sigma_{yd,T})} I_1 - \frac{2 \cdot \sigma_{yd,C} \sigma_{yd,T}}{(\sigma_{yd,C} + \sigma_{yd,T})} \leq 0 \quad (2.10)$$

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

$$\sqrt{3J_2} + \frac{(m-1)}{(m+1)} I_1 - \frac{2 \cdot m \sigma_{yd,T}}{(m+1)} \leq 0 \quad (2.11)$$

Über einen Koeffizientenvergleich von (2.11) mit (2.7) ergeben sich  $\alpha_{Ansys}$  und  $\sigma_{yd,Ansys}$  zu:

$$\alpha_{Ansys} = 3 \cdot \frac{(m-1)}{(m+1)} \quad \sigma_{yd,Ansys} = \frac{2 \cdot m}{(m+1)} \cdot \sigma_{yd,T} \quad (2.12)$$

Durch die Festlegung des Parameters  $m$  konnte aufbauend auf den Spannungs-Dehnungsdaten eines einaxialen Zugversuchs und unter Verwendung von (2.12) ein extended Drucker-Prager-Modell aufgestellt werden.

#### 2.4.2 Ableitung der Materialeingabedaten

Als Parametereingabe erfordert das „Multilinear-Isotropic-Hardening“-Materialmodell logarithmische Dehnungs- und „wahre“ Spannungswerte aus einaxialen Zugversuchen. Dabei stellt die logarithmische Dehnung  $\varepsilon_{log}$  eine Summation von auf die jeweils aktuelle Länge bezogenen Verformungsinkrementen dar [53, 54].

$$\varepsilon_{log} = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln l - \ln l_0 = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln\left(\frac{l_0 + (l - l_0)}{l_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_{ing}) \quad (2.13)$$

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

Wie die Ingenieurdehnung betrachtet auch 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  $\sigma_{ing}$  die aufgebrachte Kraft auf die Ausgangsfläche des Probekörpers bezieht, berücksichtigt die „wahre“ Spannung  $\sigma_{wahr}$  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 herrschen, gilt folgender Zusammenhang [53, 54]:

$$A_0 \cdot l_0 = A \cdot l \quad (2.14)$$

$$\sigma_{wahr} = \frac{P}{A} = \frac{P \cdot l}{A_0 \cdot l_0} = \sigma_{ing} \cdot \frac{l}{l_0} \quad (2.15)$$

mit  $\frac{l}{l_0} = 1 + \varepsilon_{ing}$  aus (2.13) folgt:

$$\sigma_{wahr} = \sigma_{ing} \cdot (1 + \varepsilon_{ing}) \quad (2.16)$$

$A_0$	Ausgangsfläche
$A$	Fläche zum betrachteten Zeitpunkt
$\sigma_{ing}$	(Ingenieur-) Spannung
$\sigma_{wahr}$	„wahre“ Spannung
$P$	aufgebrachte Kraft

Um die in den Zugversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungsdaten in „wahre“ Spannungs- und logarithmische Dehnungspaare zu überführen, wurden die Formeln (2.13) und (2.16) 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 2.19 dargestellt.



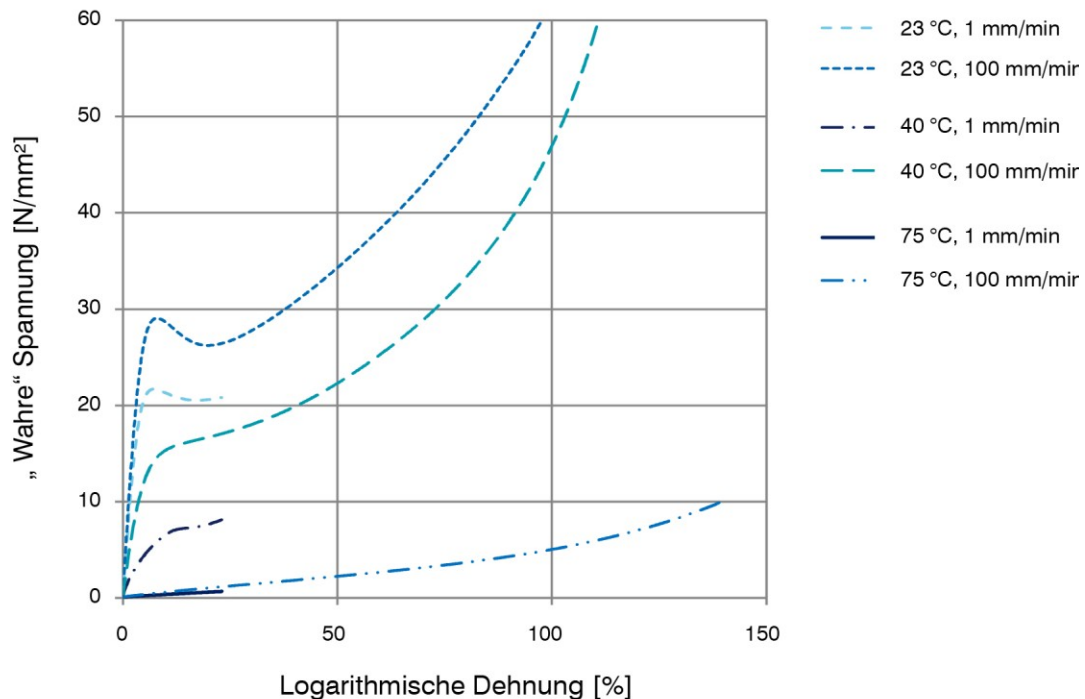


Abbildung 2.19: „Wahres“ Spannungs-log. Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben: für jede Versuchsreihe aus drei Einzelkurven gemittelt, Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min bzw. 100 mm/min, Temperaturen: 23 °C ± 2 °C, 40 °C ± 2 °C, 75 °C ± 2 °C, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, alle Probekörper vorkonditioniert

Für das „Multilinear-Isotropic-Hardening“-Materialmodell gelten bei der Dateneingabe 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 2.19 zu entnehmen ist, trat bei den Versuchen bei 23 °C nach der Streckgrenze ein Steifigkeitsabfall auf. Diese Entfestigung konnte 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.

Zur Verwendung der Spannungs-Dehnungsdaten für das extended Drucker-Prager-Modell (DP) 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 (2.12) mit dem Faktor  $\frac{2 \cdot m}{(m+1)}$  multipliziert werden.

Als weiterer Parameter musste 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 2.7 aufgeführt.

Tabelle 2.7: Verwendete Querdehnraten

	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

#### 2.4.3 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. Abschnitt 2.4.3 erläutert den Aufbau der numerischen Simulation mit von-Mises-Fließbedingung und 2.4.4 für die Drucker-Prager-Fließbedingung. Abschließend vergleicht Abschnitt 2.4.5 die Ergebnisse der numerischen Simulation beider Fließbedingungen mit den experimentellen Ergebnissen.

Für das numerische Modell zur Simulation des Zugversuchs mit von-Mises-Fließbedingung wurden Elemente des Typs Plane182 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 auftraten, wurde eine plane-stress Formulierung des Elements verwendet. Diese Variante ermöglichte die Eingabe der Probekörperdicke und berücksichtigte bei der Simulation die durch die Querdehnung hervorgerufenen Dickenveränderungen.

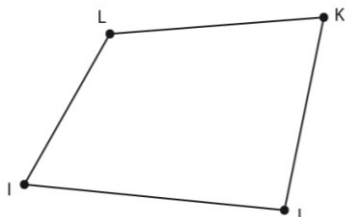


Abbildung 2.20: Plane182-Element aus [55]

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 7.1 zu entnehmen.

Die Vernetzung der Geometrie erfolgte mit einer Elementgröße von maximal 2 mm Kantenlänge. Die vernetzte, unbelastete Probekörpergeometrie ist in Abbildung 2.21 dargestellt.

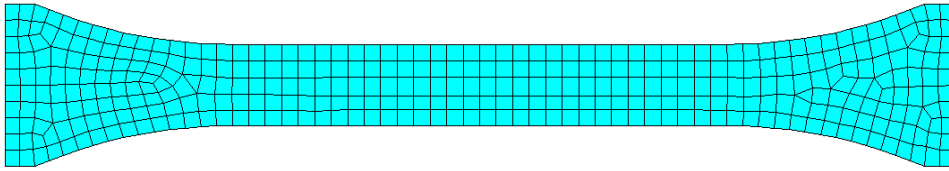


Abbildung 2.21: Vernetzte Probkörpergeometrie

Ein Ablaufdiagramm der numerischen Simulation ist Abbildung 2.22 zu entnehmen.

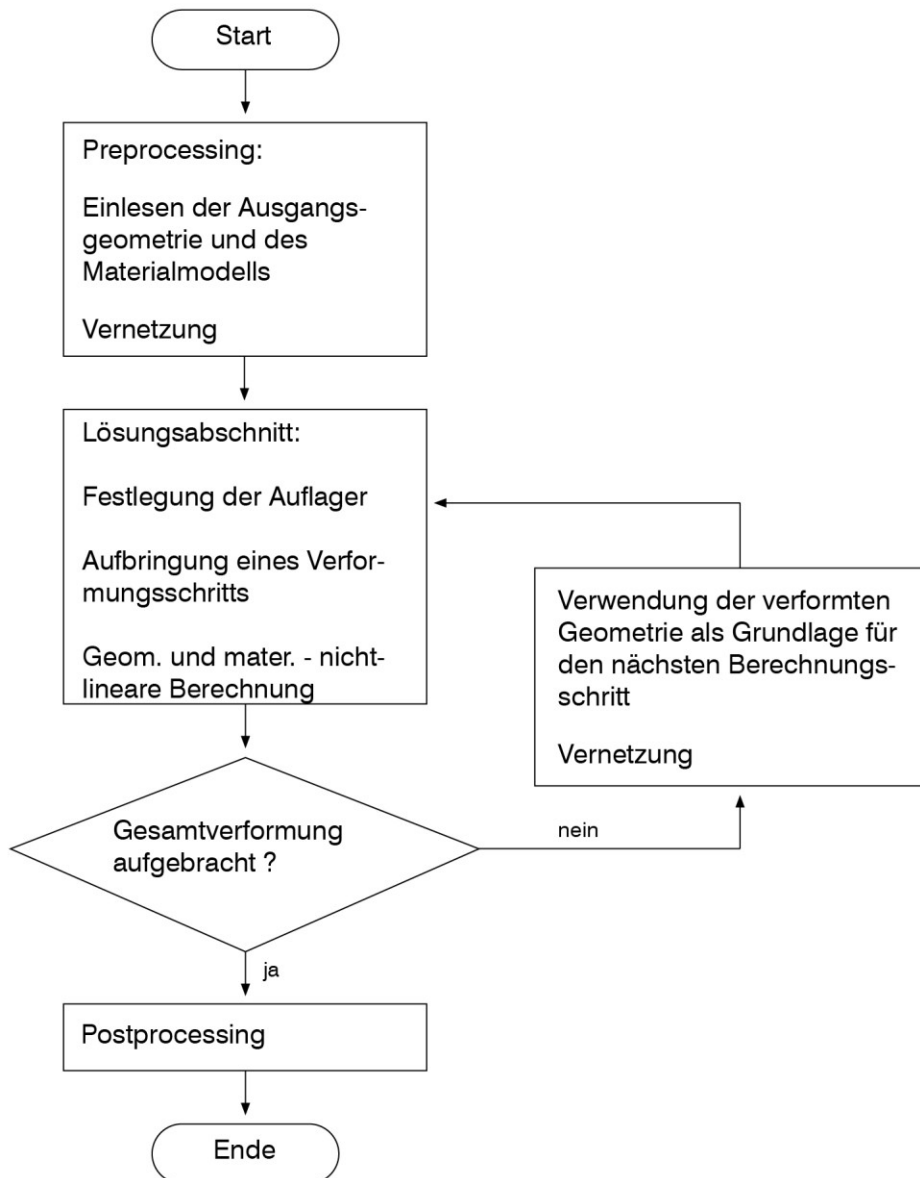


Abbildung 2.22: Ablaufdiagramm der numerischen Simulation des Zugversuchs

Im Lösungsabschnitt wurden die Auflager definiert, ein Verformungsschritt aufgebracht und die material- und geometrisch-nicht-lineare Berechnung gestartet. Da insbesondere im Bereich der Probkörper einschnürung große lokale Elementdeformationen auftraten, wurde nach jedem dritten aufgebrauchten Verformungsschritt ein Rezoning-Algorithmus angewendet. Dieser Algorithmus vernetzte die bereits deformierte Probkörpergeometrie 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.

Nach Aufbringung der Gesamtverformung konnten unter anderem die Dehnungs- und Spannungsverteilung der einzelnen Verformungsschritte betrachtet und die Auflagerreaktionen ausgelesen werden. In Abbildung 2.23 bis Abbildung 2.25 sind die Vergleichsdehnungsverteilungen der Zugversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min für aufgebrauchte Verformungen von 1-140 mm dargestellt (Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung).

Bei 23 °C und einem Verformungsschritt von 20 mm zeichnete sich die Einschnürung im mittleren Probekörperbereich deutlich ab. Diese Querschnittsverjüngung breitete sich bei den weiteren Verformungsschritten aus, bis bei einem Verformungsschritt von 100 mm der gesamte mittlere Probekörperbereich verjüngt war. Dieses Verformungsverhalten deckte sich mit dem in Abbildung 2.16 dargestellten Verformungsverhalten eines amorphen Thermoplasts.

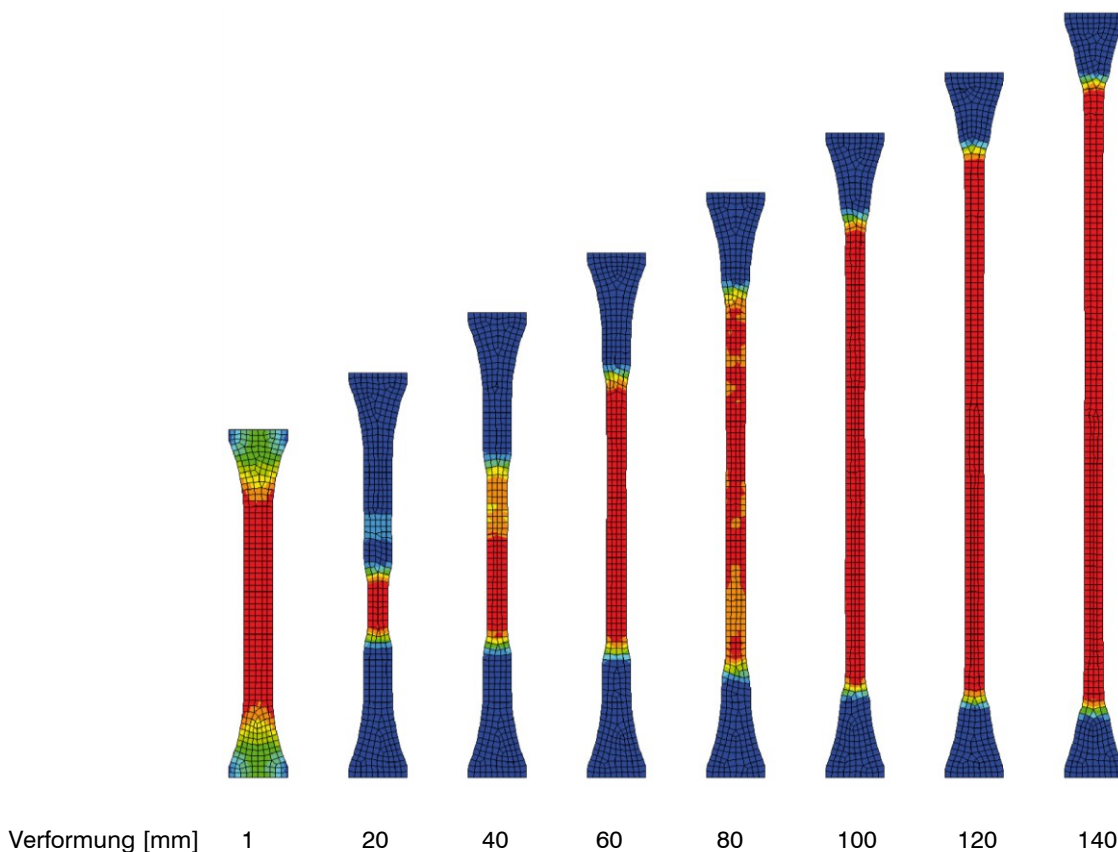


Abbildung 2.23: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 23 °C mit von-Mises-Fließbedingung und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.

Weniger stark ausgeprägt trat die Einschnürung bei 40 °C auf. Die Vergleichsdehnung für Verformungsschritte von 1-140 mm ist Abbildung 2.24 zu entnehmen.

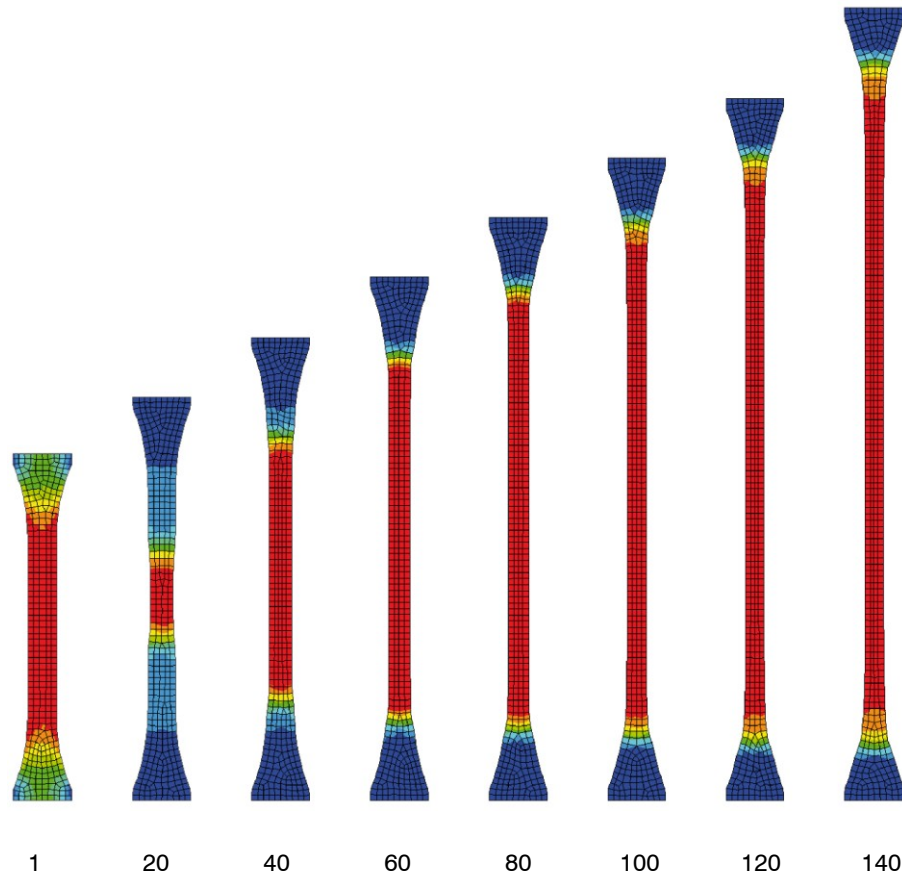


Abbildung 2.24: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 40 °C mit von-Mises-Fließbedingung und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.

Keine Einschnürung, sondern eine gleichmäßige Probekörperverjüngung fand bei der Modellierung bei 75 °C statt. Die Vergleichsdehnungen sind in Abbildung 2.25 dargestellt.

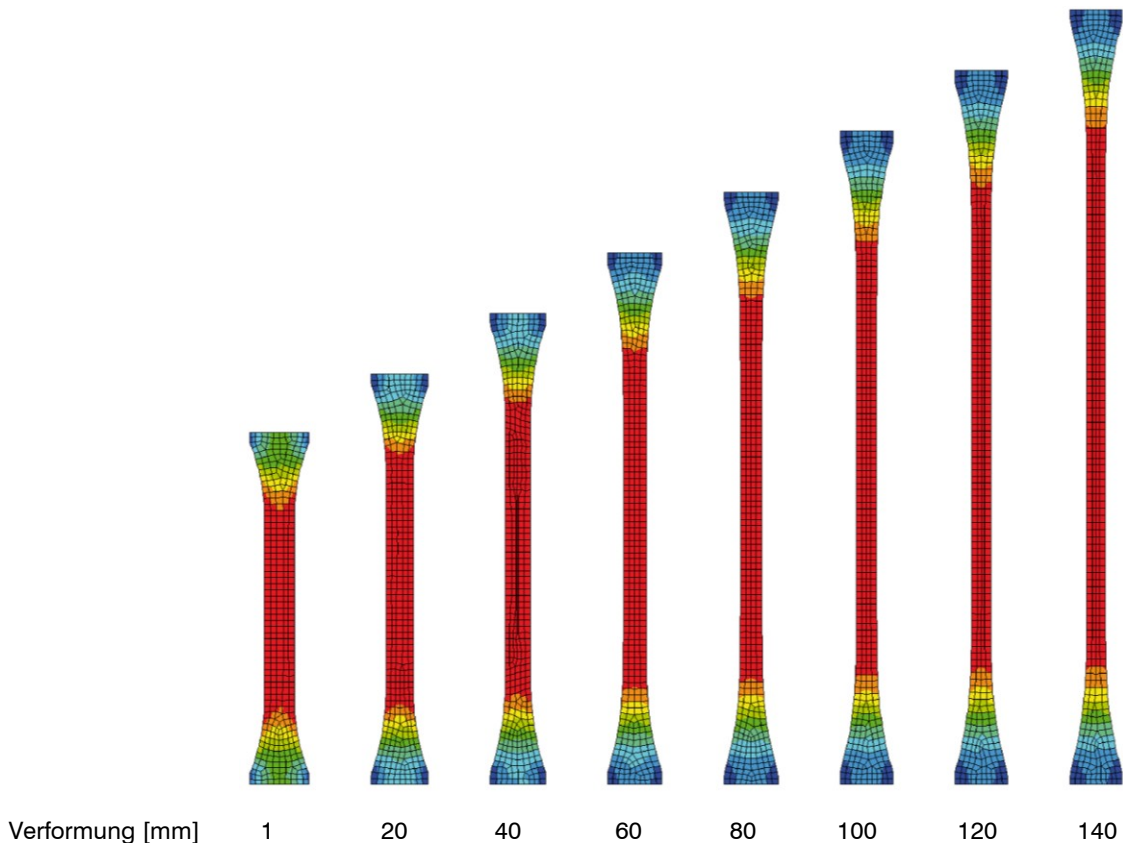


Abbildung 2.25: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 75 °C mit von-Mises-Fließbedingung und einer Traversengeschwindigkeit von 100 mm/min bei Verformungsschritten von 1 mm, 20 mm, 40 mm, 60 mm, 80 mm, 100 mm, 120 mm und 140 mm. Die Farbskala kennzeichnet für jeden Verformungsschritt die geringsten Dehnungen in blau und die maximal auftretenden Dehnungen in rot.

#### 2.4.4 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 war, musste die Simulation mit Volumenelementen (Solid185, 8-Knoten-Element) erfolgen. Abbildung 2.26 zeigt schematisch den verwendeten Elementtyp.

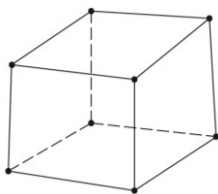


Abbildung 2.26: Solid185, Ansys-Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Verschiebungsfreiheitsgrade

Da der Rezoning-Algorithmus wiederum nicht für Volumenelemente anwendbar war, konnte die Simulation nicht für den gesamten Verformungsbereich ausgeführt werden. Die Simulation erfolgte, bis zu große Elementverformungen zu einem Überschreiten der Konvergenzkri-

terien<sup>7</sup> führten. Die maximal aufgebrachten Verschiebungen sind Tabelle 2.8 zu entnehmen. Aufgrund der nur relativ geringen maximal aufbringbaren Verschiebungen wurde auf eine Darstellung der Vergleichsdehnungen verzichtet.

Tabelle 2.8: Numerische Simulation des Zugversuchs mit extended D-P-Fließbedingung: maximal aufgebrachte Verschiebung

	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

#### 2.4.5 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 2.28 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 traten jedoch nach dem Erreichen der Streckspannung Differenzen zwischen der experimentellen und der numerischen Lösung auf. Diese Differenzen 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. Durch dieses Vorgehen wurde in dem betrachteten Bereich der Spannungs-Dehnungslinie eine Steigung von null erzeugt. Dieses erklärt die horizontal verlaufende Kraft-Wegkurve nach dem Überschreiten der Streckgrenze. Gleichzeitig führte eine Steigung des Spannungs-Dehnungsverlaufes von null zu numerischen Konvergenzproblemen, so dass die Kraft-Wegkurve in diesem Bereich unregelmäßig verläuft.

<sup>7</sup> Im Rahmen dieser Arbeit wurden die in Ansys vordefinierten Konvergenzkriterien angewendet.

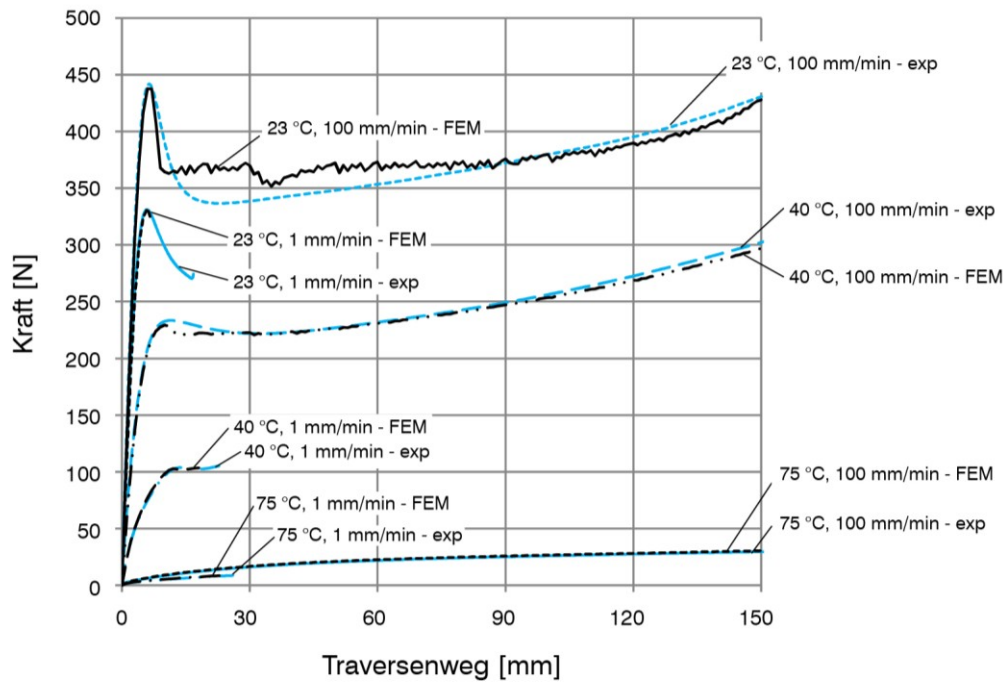


Abbildung 2.27: Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte (abgekürzt: exp), schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten (abgekürzt: FEM) mit von-Mises-Fließbedingung

Die Kraft-Wegdaten der Simulation mit Drucker-Prager-Fließbedingung sind Abbildung 2.28 zu entnehmen.

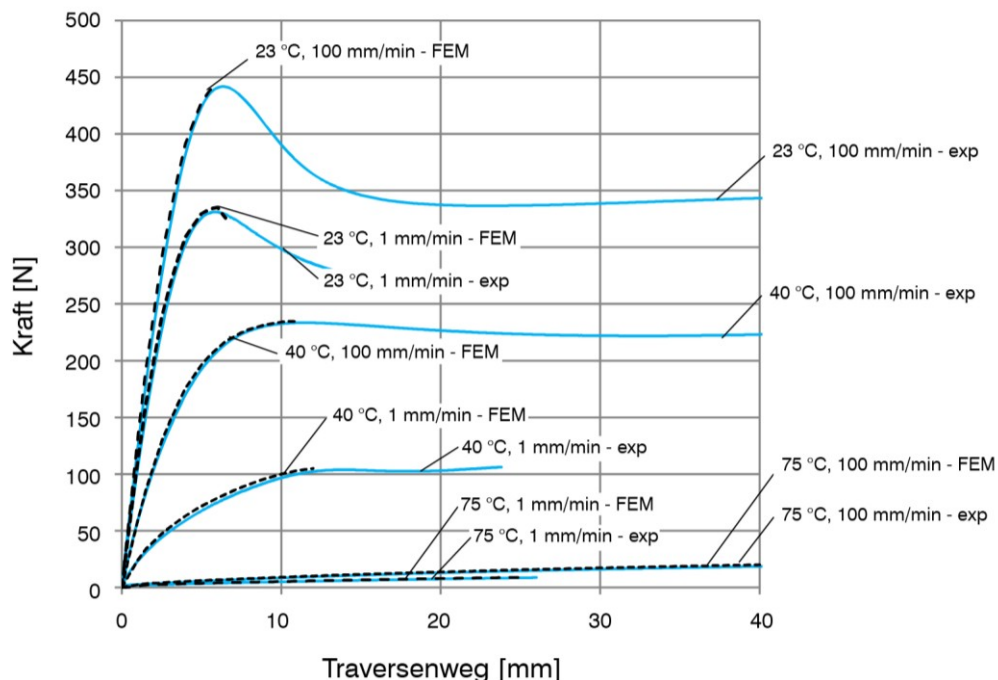


Abbildung 2.28: Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte (abgekürzt: exp), schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten (abgekürzt: FEM) mit Drucker-Prager-Fließbedingung

Aufgrund großer Elementverformungen und auftretender Konvergenzprobleme 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 2.4.2 beschriebenen Vorgehens zur Ableitung der Materialparameter.

#### 2.4.6 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

Die Materialmodelle wurden aus den Versuchen abgeleitet und in „wahre“ Spannungs-logarithmische Dehnungsdaten überführt. Die überführten Materialmodelle mit von-Mises-Fließbedingung und Drucker-Prager-Fließbedingung bilden das Verhalten von SG im einaxialen Zugversuch sehr gut ab. Sowohl die Steifigkeiten als auch die Fließgrenzen werden durch die numerischen Modelle sehr gut approximiert. Die durchgeführte Parameterfestlegung zur Beschreibung der Fließbedingungen kann bestätigt werden und als Grundlage für weiterführende Untersuchungen zum Tragverhalten der Insertverbindung dienen. Des Weiteren ist es gelungen, mittels des "Rezoning"-Algorithmus große Verformungen aufzubringen und das phänomenologische Verhalten von SG zu simulieren.

Inwiefern sich die aus den einaxialen Zugversuchen abgeleiteten Materialmodelle eignen, auch mehraxiale Spannungszustände abzubilden, und welche Fließbedingung das Tragverhalten unter mehraxialen Spannungszuständen besser approximiert, kann erst durch die Simulation des Tragverhaltens der Insertverbindung abgeschätzt werden. Hierfür müssen die für diskrete Dehnraten ermittelten Materialmodelle in ein Konzept integriert werden, dass eine Berücksichtigung der im Versuch auftretenden Dehnraten ermöglicht.

### 3 Experimentelle Untersuchung des Tragverhaltens der Verbundglasverbindung

Um zu überprüfen, inwiefern die in Kapitel 2.4 abgeleiteten Materialmodelle zur Beschreibung des Tragverhaltens der Verbindung verwendet werden können, werden in diesem Kapitel die durchgeführten Auszugsversuche an der Insert-Verbundglas-Verbindung beschrieben und diese in Kapitel 4 durch eine numerische Simulation abgebildet. Ein Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse erlaubt dann eine Bewertung der Aussagefähigkeit des numerischen Modells.

#### 3.1 Versuchsmethodik und Festlegung der Randbedingungen

Bei den von der Firma Seele Sedak gefertigten Probekörpern handelte es sich um ein Verbundglas aus zwei Glasscheiben, die flächig über SG miteinander verbunden waren. In das SG war ein Metallelement mit einer Grundgeometrie eingebettet (Einbindetiefe: 50 mm, Breite: 25 mm). Im Rahmen der Versuche wurden die Glasscheiben gestützt und das aus dem Verbund herausreichende Metallelement mit einer festgelegten Traversengeschwindigkeit aus dem Verbundglasaufbau herausgezogen. Abbildung 3.1 zeigt einen Probekörper mit eingebettetem Insert (Standardgeometrie).

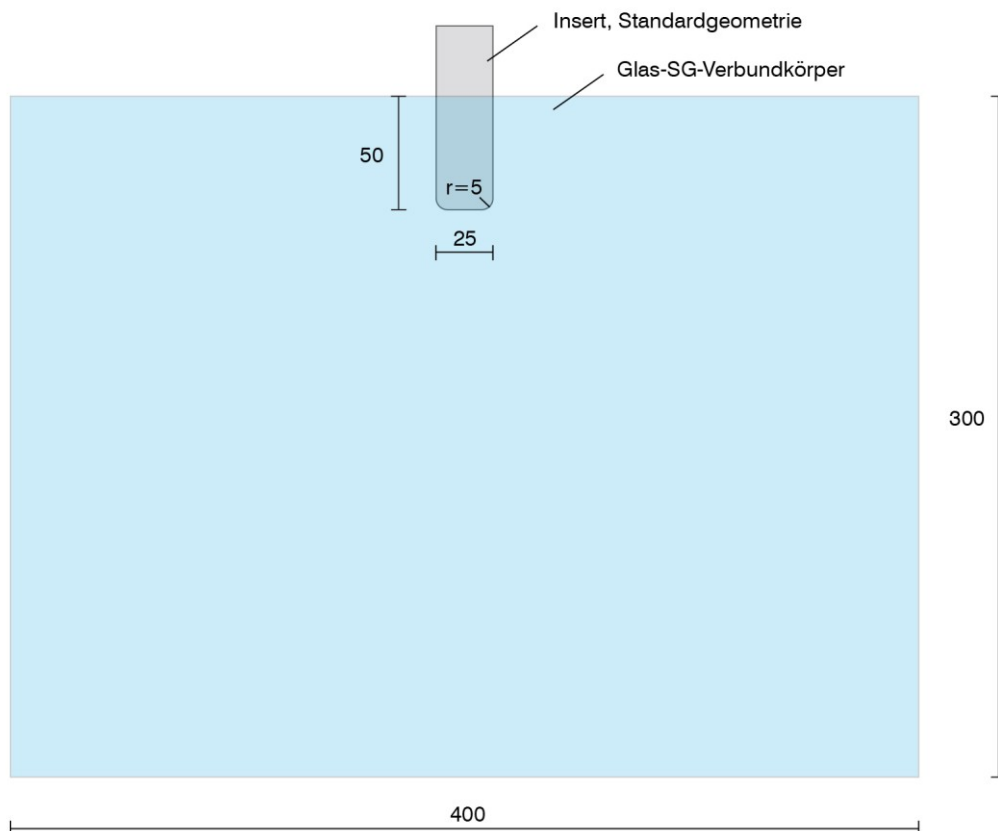


Abbildung 3.1: Glas-SG-Probekörper mit eingebettetem Insert (Standardgeometrie), Maße in mm

Bei dem gewählten Versuchsaufbau können 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 [56] der Probekörper in geringem Abstand vom Metallelement gestützt.

In Anlehnung an Untersuchungen von Sobek et al. [35] zu den in der Zwischenschicht von Verbundgläsern auftretenden Temperaturen wurden als Versuchstemperaturen 23 °C, 40 °C und 75 °C festgelegt (vgl. Kapitel 7.3). Wie in Kapitel 2 gezeigt wurde, verändern sich die mechanischen Eigenschaften von SG in diesem Temperaturbereich stark. Um dennoch bei jeder Versuchstemperatur aussagefähige Verformungen im SG hervorrufen zu können, erfolgte eine versuchstemperaturabhängige Probekörperauslegung. Zur Vermeidung von Metallfließen unter geringen aufgebrachtten Verformungen wurde für die Versuche bei 23 °C und 40 °C das Insert aus einem hochfesten Stahl mit einer Insertdicke von 4,56 mm gefertigt. Diese Dicke entsprach der Höhe von zwei SG-Folien (je 2,28 mm), die vor der Lamination im Insertbereich ausgespart wurden. Bei 75 °C konnte aufgrund der geringeren zu erwartenden Kräfte ein Edelstahl (Werkstoffnummer nach [57]: 1.4301) mit einer Dicke von 1 mm verwendet werden. Die Probekörperabmessungen sind Tabelle 3.1 und die Kennwerte der Insertmaterialien Tabelle 3.2 zu entnehmen. Um eine Streuung der Ergebnisse aufgrund unterschiedlicher Oberflächenqualitäten zu vermeiden, wurden alle Inserts mit der gleichen Oberflächenrauigkeit ausgeführt.

Tabelle 3.1: Abmessungen der Probekörper (Nennabmessungen)

		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	1
Einbindelänge des Inserts	[mm]	50	50
Breite des Inserts	[mm]	25	25

Tabelle 3.2: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Insertmaterialien

	Temperatur [°C]	
	23 / 40	75
Materialbezeichnung	Domex 700 MC D	Werkstoffnr. nach [57]: 1.4301
Streckgrenze / 0,2 %- Dehngrenze [N/mm <sup>2</sup> ]	700	210 - 230 <sup>8</sup>
Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	750-950	520 - 750 <sup>8</sup>
Oberflächenrauigkeit (Ra)	0,2	0,2

Die Bezeichnung der Probekörper folgt dem Schema:

Geometriertyp\_Einbindetiefe\_Versuchstemperatur\_lfd. Nr

So bezeichnet Std\_50\_23\_1 den ersten Probekörper bei 23 °C mit Standardgeometrie und einer Einbindetiefe von 50 mm.

### 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 Aufbau der Prüfvorrichtung war für beide Vorrichtungen nahezu identisch und ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Das Verbundglaselement lag in der Vorrichtung auf zwei Stützflächen auf. Der Abstand der Auflager betrug 100 mm, die Länge der Auflagerfläche 70 mm. Der direkte Kontakt zwischen Glas und Metall wurde durch auf die Auflagerflächen aufgebrachte Elastomerstreifen verhindert. Seitliche Halterungen arretierten die Scheibe und verbanden die Stützflächen mit dem Querträger der Vorrichtung. Ein an den Querträger angebrachtes Metallelement mit angeschlossenem Gelenkkopf ermöglichte die in Scheibenebene gelenkige Halterung der Vorrichtung zwischen den Klemmbacken der Prüfmaschine. Zur Verformungsaufbringung wurde das Insert des ausgerichteten Probekörpers durch die unteren Klemmbacken der Prüfmaschine geklemmt.

<sup>8</sup> (gemäß [58])

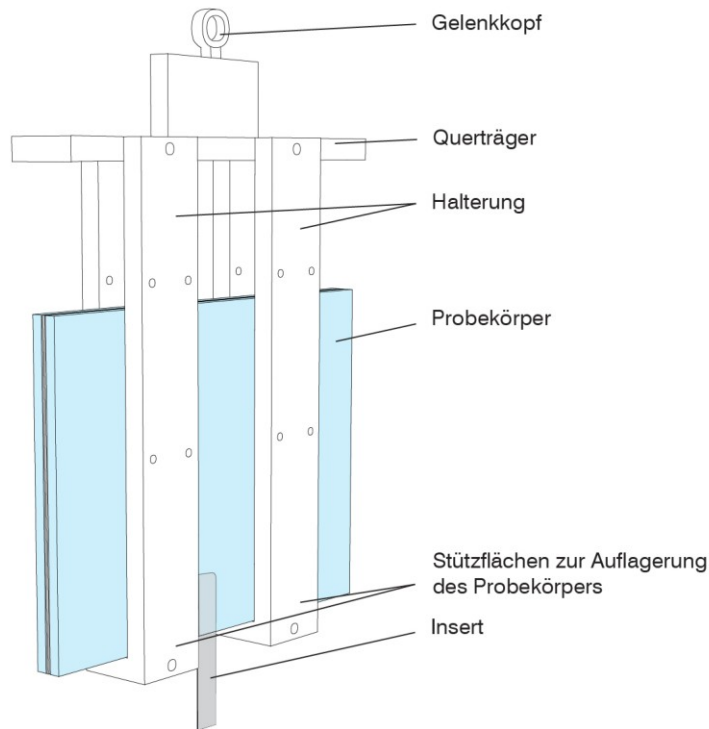


Abbildung 3.2: Prüfvorrichtung für die Auszugsversuche

Zur Messung der Differenzverschiebung zwischen Glasscheibe und Insert wurden auf den Verbundkörper, in der Längsachse des Inserts, Wegaufnehmer aufgeklebt. Auf den Außenseiten des Probekörpers wurden jeweils zwei Wegaufnehmer mit unterschiedlichen maximalen Messwegen (Typ MM10: 11 mm und Typ MM30: 30 mm) befestigt, um eine feine Auflösung im Bereich kleiner Verformungen und gleichzeitig die Aufzeichnung von Verformungen größer 11 mm zu ermöglichen (Abbildung 3.3).

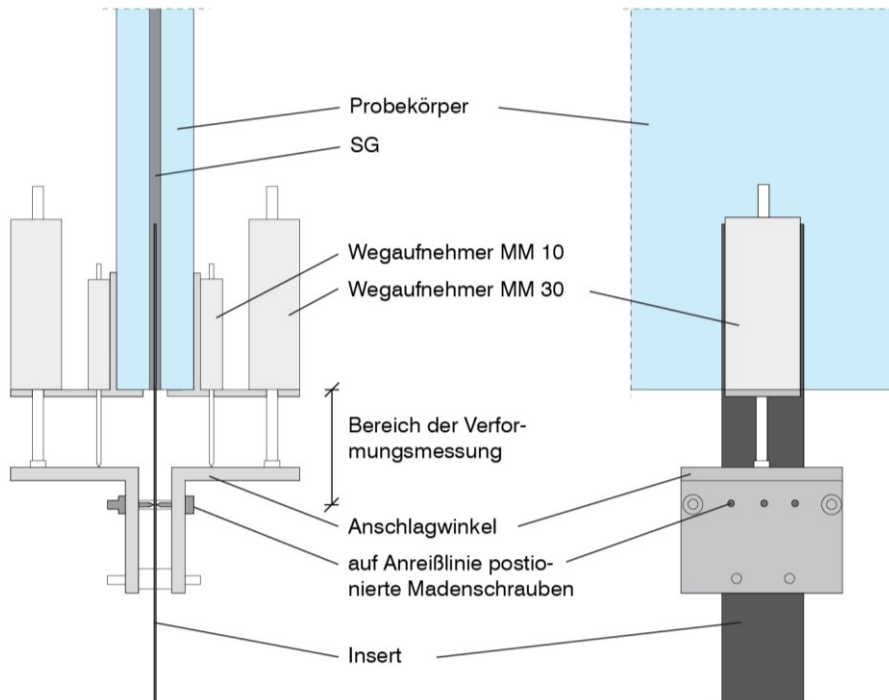


Abbildung 3.3: An den Probekörper angebrachte Messtechnik zur Verformungsmessung; links: Schnitt entlang der Probekörpermittellachse, rechts: Ansicht

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 3.3 zu entnehmen.

Tabelle 3.3: Kenndaten der verwendeten Wegaufnehmer aus [59]

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

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, Madenschrauben der Winkel in die Anreißlinie gesetzt und anschließend die ausgerichteten Winkel über seitlich geführte Schrauben gegeneinander verspannt.

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 konnten in den ersten 100 s ein Drift der Spannung um 11 mV festgestellt werden. In den anschließenden 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 Std\_50\_75\_3) ergäbe sich ein maximaler Gesamtdrift von 6 mV. Bezogen auf die Speisespannung von 10 V entspräche dieses einem Drift von 0,06%, bzw. bei den Potentiometern mit der geringsten Auflösung einem Weg von 0,002 mm. Dieses wurde als vernachlässigbar gering eingestuft.

Zur Durchführung der Versuche bei 40 °C und 75 °C wurde eine in den Prüfraum der Prüfmaschine einsetzbare Heizkammer entworfen und gebaut. In Kapitel 7 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 [1] erfolgte die Verformungsaufbringung mit einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min.

Als Prüfmaschine diente eine Universalprüfmaschine des Typs 1474 der Firma Zwick mit der Genauigkeitsklasse 1 und einer relativen Anzeigeabweichung von  $\pm 1\%$  (nach DIN EN ISO 7500-1 [60]). Die Kraftmessung erfolgte über einen integrierten Kraftsensor (Typ Z4 der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik) mit einer zulässigen Höchstlast von  $\pm 100\text{ kN}$  und einer Auflösung von 1,42 N. Der Traversenweg wurde mit 0,016  $\mu\text{m}$  aufgelöst.

### 3.3 Versuchsergebnisse

Die Kraft-Weg-Diagramme der Auszugsversuche bei 23 °C sind in Abbildung 3.4 dargestellt. Die Versuchsverläufe der einzelnen Probekörper weichen 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. Da der Probekörper plastisch verformt war, gingen die aufgebrauchten Verformungen bei sinkender Kraft nicht vollständig zurück. Bei erneuter Lastaufbringung verblieb somit in der Kraft-Weg-Kurve ein Versatz entlang der Abszisse.

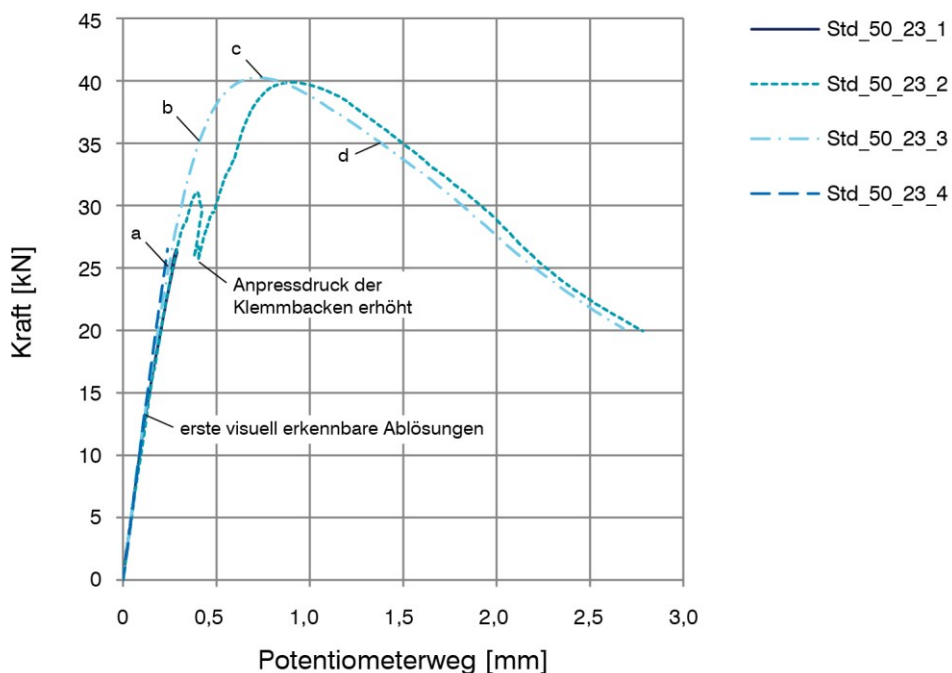


Abbildung 3.4: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 23 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertnenndicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10. (a-d verweisen auf Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 3.5 dargestellt sind)

Während der Verformungsaufbringung wurde der Insertbereich in festgelegten Zeitintervallen fotografiert. In Abbildung 3.5 ist der Endbereich des Inserts (Std\_50\_23\_03) zu den Zeitpunkten a) - d) abgebildet (vgl. Abbildung 3.4).

Zum Zeitpunkt a) sind bereits Ablösungen an der Stirnseite des Insertendes aufgetreten. Im Kraft-Weg-Diagramm weist der Probekörper zu diesem Zeitpunkt allerdings noch die anfängliche Steifigkeit auf. Deutlicher ausgeprägt sind die Ablösungen am oberen Rand des Inserts zum Zeitpunkt b); 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 (d)) und die Ablösung weitet sich auf die seitlichen Ränder des Inserts aus.

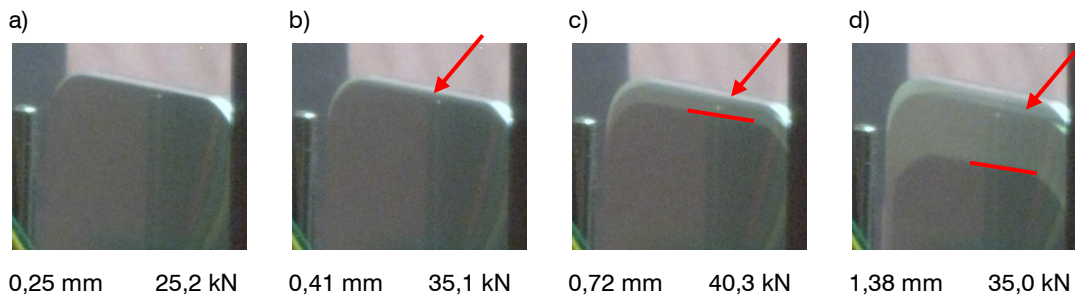


Abbildung 3.5: Detaillfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper Std\_50\_23\_3) bei ausgewählten Verformungszuständen (Potentiometerweg), Versuchstemperatur: 23 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Pfeilspitze zeigt auf das Insertende, Linie begrenzt abgelösten Bereich

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

Abbildung 3.6 zeigt die Kraft-Weg-Kurven der 40 °C -Versuchsreihe, deren Verlauf denen bei 23 °C ähnelt. Nach einem quasi-linear ansteigenden Ast kam es ab einer Last von ca. 17 kN zu einer Steifigkeitsverringering. Eine Maximallast von ca. 22 kN wurde bei einer Verformung von 2,9 mm übertragen, bevor die übertragbare Kraft kontinuierlich abnahm. In Abbildung 3.7 sind Fotos des Insertendes (Std\_50\_40\_2) bei den Verformungszuständen a) - d) dargestellt.

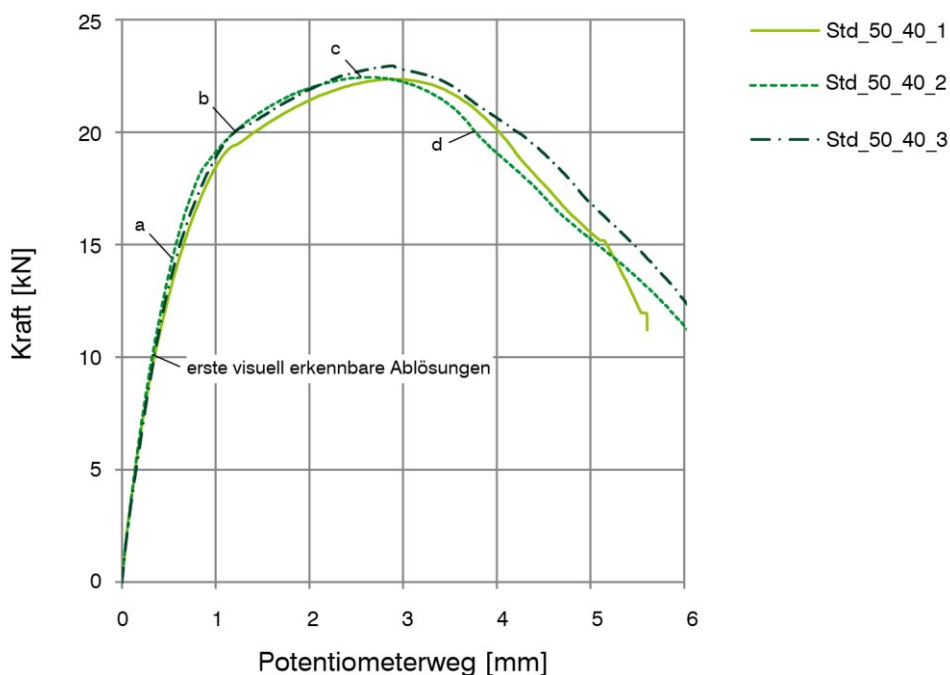


Abbildung 3.6: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 40 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertendicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10, (a-d verweisen auf Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 3.7 dargestellt sind)



Während sich beim Verformungszustand a) die Ablösungen von Metall und SG 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 (vgl. Abbildung 3.6).

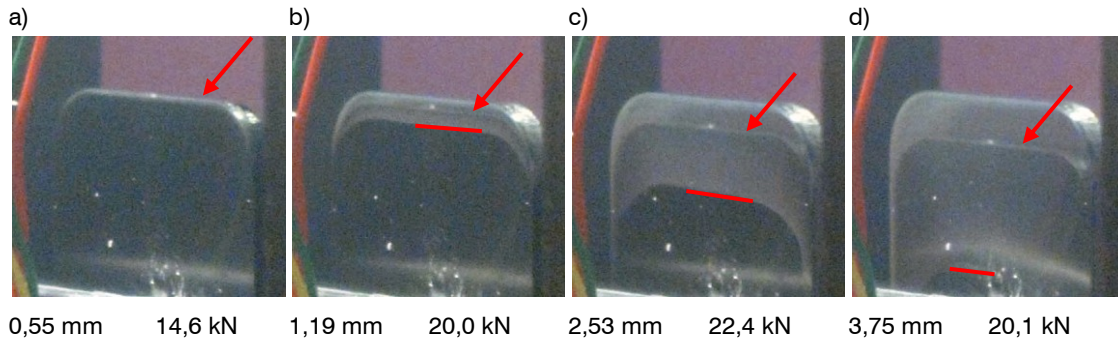


Abbildung 3.7: Detailfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper AZ\_34mm\_06) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 40 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min; Pfeilspitze zeigt auf das Insertende, Linie begrenzt abgelösten Bereich

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 Belastungsbereichs deutlich geringer. Ab dem zweiten Bereich streuen die Kurvenverläufe der einzelnen Versuche stark.

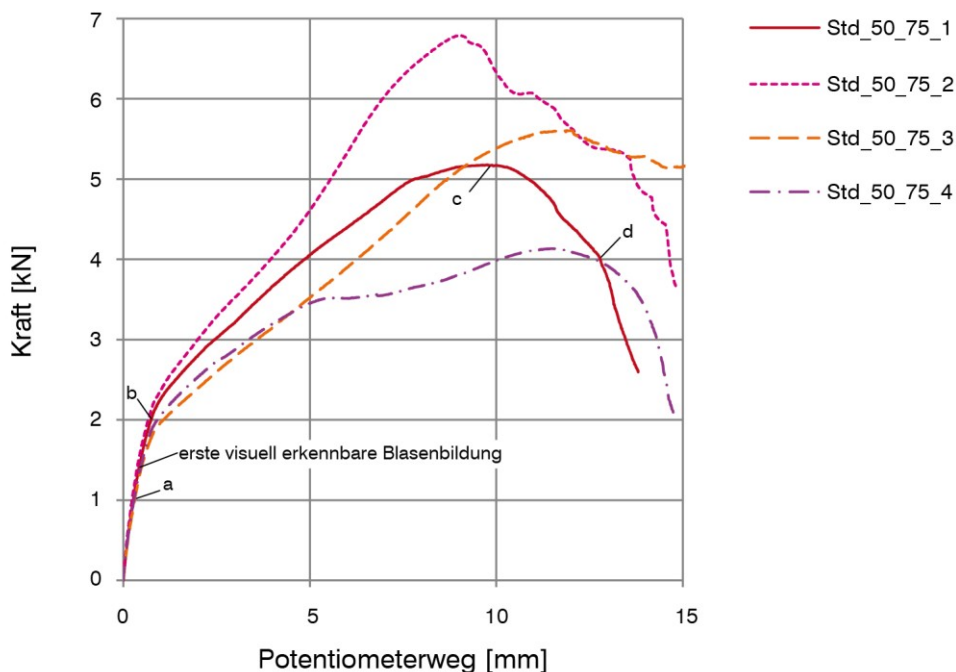


Abbildung 3.8: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertenddicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2\*1,52/10, (a-d verweisen auf Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 3.9 dargestellt sind)

Die Fotos in Abbildung 3.9 zeigen das Insertende (Probekörper: Std\_50\_75\_1) bei den Verformungszuständen a) - d). Blasen am Insertende sind zum Zeitpunkt b) vorhanden - eine flächige Ablösung (parallel zur Glasscheibe) 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.

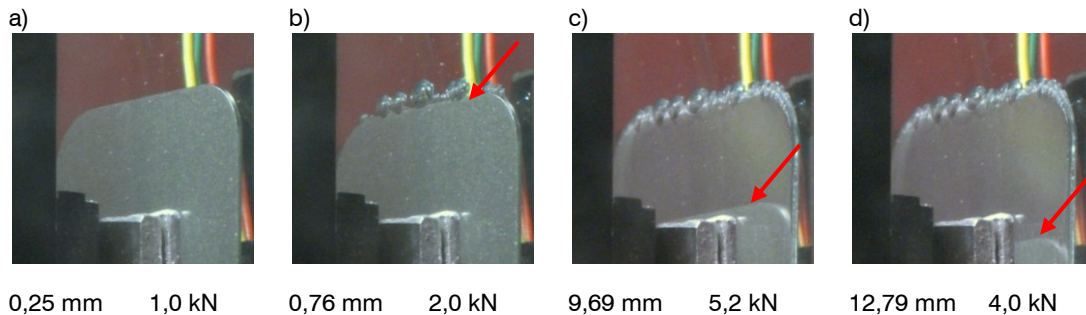


Abbildung 3.9: Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper Std\_50\_75\_1) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchstemperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min; Pfeilspitze zeigt auf das Insertende

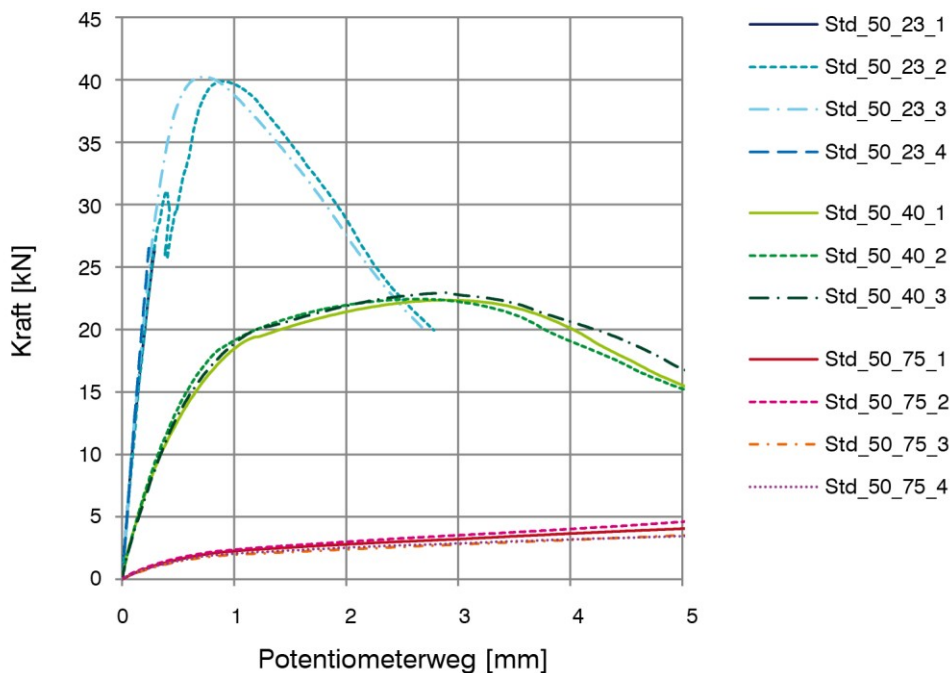


Abbildung 3.10: Kraft-Weg-Diagramm aller Auszugsversuche (23 °C, 40 °C, 75 °C), Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Probekörper nach Tabelle 3.1 und Tabelle 3.2

In Abbildung 3.10 sind die Kraft-Weg-Kurven aller Auszugsversuche dargestellt. Der Probekörperaufbau der Versuche bei 23 °C und 40 °C unterscheidet sich von dem bei 75 °C (vgl. Tabelle 3.1 und Tabelle 3.2). Es ist dementsprechend nur ein prinzipieller Vergleich der Kurvenverläufe angebracht. 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, wohingegen 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 abnimmt (Kapitel 2.3).

Im Folgenden werden die Versuche im Hinblick auf mögliche Gebrauchstauglichkeitsgrenzen ausgewertet. Dazu erfolgt zunächst die Betrachtung des quasi-linearen Bereichs der Kraft-Weg-Kurven (Abbildung 3.4, Abbildung 3.6, Abbildung 3.8), innerhalb dessen der Probekörper sich vornehmlich elastisch verformt. In einer zweiten Betrachtung dienen die während des Versuchs aufgenommenen Fotos vom Insertende zur Feststellung des Zeitpunktes, an dem visuell erkennbare Veränderungen auftreten.

Eine Auswertung der übertragenden Last am Ende des quasi-linearen Bereichs ist Tabelle 3.4 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.

Bei den Versuchen der 23 °C-Reihe ist nur bei Probekörper Std\_50\_23\_3 das Ende des quasi-linearen Bereichs durch das Bestimmtheitsmaß der Gerade von  $R^2 \geq 0,98$  begrenzt. Bei allen anderen Probekörpern dieser Reihe trat ein plötzlicher Kraftabfall aufgrund von Glasbruch bzw. Rutschen des Probekörpers zwischen den Klemmbacken auf. Die Kraft-Weg-Beziehung vor dem plötzlichen Kraftabfall kann durch eine Gerade mit einem höheren Bestimmtheitsmaß als  $R^2 \geq 0,98$  beschrieben werden.

Der Potentiometerweg am Ende des quasi-linearen Bereichs der Kraft-Weg-Beziehung der 40 °C-Versuchsreihe liegt zwischen 0,6 mm und 0,75 mm und ist damit größer als bei der 23 °C-Versuchsreihe (Std\_50\_23\_3: 0,48 mm). Die zugehörigen Kräfte streuen zwischen 14,2 kN und 17,0 kN. Bei der 75 °C-Versuchsreihe liegen die Potentiometerwege in einem ähnlichen Bereich (0,6 mm bis 0,73 mm). Aufgrund der voneinander abweichenden Probekörperaufbauten der 40 °C und der 75 °C-Versuchsreihe sind die Ergebnisse jedoch nicht quantitativ vergleichbar. Die aufgebrachte Kraft am Ende des quasi-linearen Bereichs der Kraft-Weg-Beziehung ist bei der 75 °C-Versuchsreihe mit maximal 2,0 kN am kleinsten von allen Versuchsreihen.

Tabelle 3.4: 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  $R^2 \geq 0,98$

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 <sup>9</sup>	0,39 <sup>9</sup>	0,48	0,24 <sup>9</sup>
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

Begleitend zu der Verschiebungsaufbringung wurde der Insertbereich in festgelegten zeitlichen Intervallen (23 °C:  $t_{\text{Intervall}} = 2 \text{ s}$ ; 40 °C und 75 °C:  $t_{\text{Intervall}} = 5 \text{ s}$ ) fotografiert. Die Fotoserien wurden nach der Versuchsdurchführung betrachtet und die Bilder ausgewählt, bei denen erste Ablöseerscheinungen (23 °C, 40 °C) bzw. Blasenbildung (75 °C) erkennbar waren (vgl. Abbildung 3.5, Abbildung 3.7, Abbildung 3.9). Die Verschiebungsaufbringung und die fotografische Einrichtung waren nicht über ein Datenerfassungssystem gekoppelt, sondern fungierten als zwei getrennte Systeme. Somit war ein exakter Rückschluss auf die zu einem Bild zugehörige Kraft bzw. den zugehörigen Potentiometerweg nicht möglich. Über eine Abschätzung der Versuchszeit bei der Bildaufnahme konnten aber annähernd entsprechende Kraft- und Potentiometerwerte aus den Versuchsdaten herausgelesen werden, die als Anhaltswerte in Tabelle 3.5 aufgeführt sind. Die aus den Bildintervallen resultierenden möglichen Fehler bei der Kraft- bzw. Potentiometerwegbestimmung zum Zeitpunkt des Auftretens der Ablöseerscheinungen sind in Tabelle 3.6 aufgeführt.

<sup>9</sup> Kraftabfall nach dieser Verformung

Tabelle 3.5: Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen (23 °C, 40 °C und 75 °C) Traversengeschwindigkeit 1 mm/min

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

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

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 hervorriefen, führte nur ein Teil der aufgebrachten Traversenverschiebung zu einer Verschiebung des Inserts. Die Weggeschwindigkeit der Potentiometer unterschied sich somit von der Traversen-

geschwindigkeit. Die bei den Versuchen aufgezeichneten Potentiometerweg-Zeit-Beziehungen sind in Abbildung 3.11 dargestellt. Sie weisen für alle Temperaturen einen nicht-linearen Zusammenhang auf. Die Steigung der Kurven entspricht der Weggeschwindigkeit der Potentiometer. Insbesondere bei Belastungsbeginn traten aufgrund von Fertigungstoleranzen in der Versuchsvorrichtung Verformungen auf, die zu einer im Vergleich zur Traversengeschwindigkeit geringeren Weggeschwindigkeit der Potentiometer führten. Die größte Weggeschwindigkeit der Potentiometer wiesen die Versuche bei 75 °C auf. Bei diesen Versuchen waren die zu übertragenden Kräfte klein, so dass nach anfänglichen Verformungen der Versuchsvorrichtung die Traversenverschiebung in großen Anteilen auf das Insert übertragen wurde. Die geringste Weggeschwindigkeit wiesen die Versuche bei 23 °C auf. Hier führten die auftretenden Kräfte zu einer kontinuierlichen Verformung der Versuchsvorrichtung. Eine detaillierte Auswertung der Wegaufnahme- und Weggeschwindigkeiten für den quasi-linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurven ist Tabelle 3.7 zu entnehmen. Diese Auswertung bildet die Grundlage für die Berücksichtigung des visko-elastischen Materialverhaltens von SG in der numerischen Simulation (vgl. Kapitel 4.2).

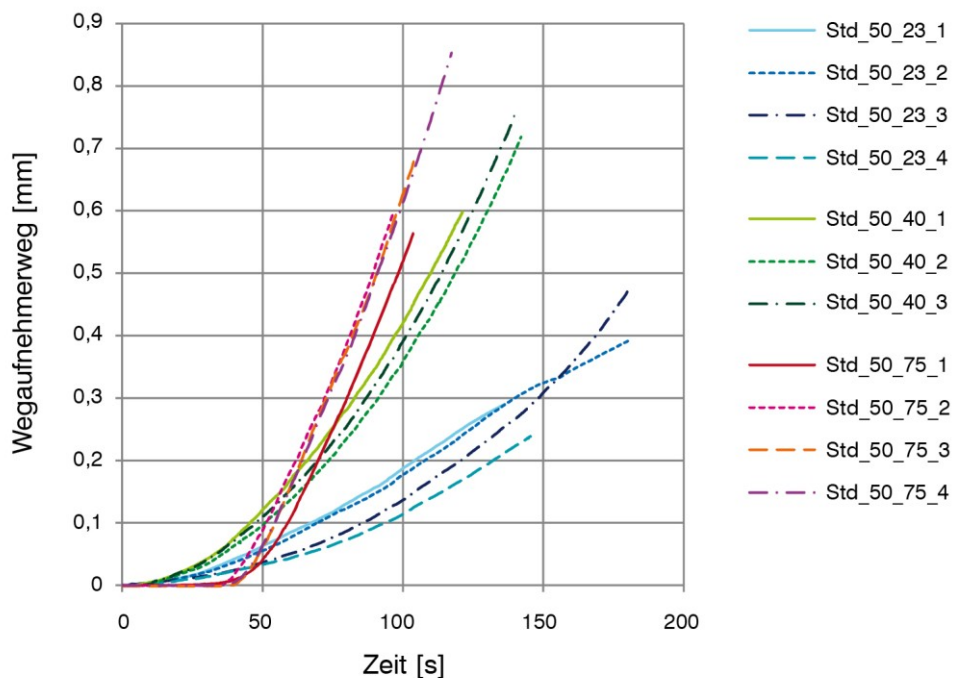


Abbildung 3.11: Wegaufnahme-Zeit-Diagramm, Auszugsversuche bei 23 °C, 40 °C und 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Betrachtung für den quasi-linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurven

Tabelle 3.7: 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)

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 der eingelegten Trendgerade	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 der eingelegten Trendgerade	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 der eingelegten Trendgerade	0,986	0,993	0,996	0,994	

Die Ist-Abmessungen der Probekörper wurden vor Versuchsbeginn ermittelt und sind in Tabelle 3.8 dokumentiert. Bei den Probekörpern der 23 °C und 40 °C Versuchsserie betragen die maximale Außermittigkeit in Breitenrichtung 2 mm des Probekörpers und die maximale Schiefstellung in Dicken- und in Breitenrichtung jeweils 0,5°. Die Probekörper der 75 °C Versuchsreihe wiesen eine maximale Außermittigkeit in Breitenrichtung 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 konnte, innerhalb der durchgeführten Versuchsreihen, nicht festgestellt werden. Eine über die Untersuchungen in dieser Arbeit hinausreichende Parameterstudie wäre notwendig, um den Einfluss der unterschiedlichen Imperfektionen auf das Tragverhalten zu untersuchen.

Tabelle 3.8: 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)

23 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_23_1	Std_50_23_2	Std_50_23_3	Std_50_23_4
Außermittigkeit in Breitenrichtung [mm]	2	-	-	1
Schiefstellung in Breitenrichtung [°]	-	-	-	-
Schiefstellung in Dickenrichtung [°]	0,5	-	-	-
Einbindetiefe [mm]	50	50	50	50
Wegaufnehmer: Abstand zw. Befestigung und Anschlag [mm]	35	32	32	32
40 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_40_1	Std_50_40_2	Std_50_40_3	
Außermittigkeit in Breitenrichtung [mm]	-	0,5	1	
Schiefstellung in Breitenrichtung [°]	-	0,5	-	
Schiefstellung in Dickenrichtung [°]	-	-	-	
Einbindetiefe [mm]	50	49	50	
Wegaufnehmer: Abstand zw. Befestigung und Anschlag [mm]	32	32	32	
75 °C				
Probekörperbezeichnung	Std_50_75_1	Std_50_75_2	Std_50_75_3	Std_50_75_4
Außermittigkeit in Breitenrichtung [mm]	-	-	1	5
Schiefstellung in Breitenrichtung [°]	-	-	2	3
Schiefstellung in Dickenrichtung [°]	2	-	-	-
Einbindetiefe [mm]	k.A.	56	54	52
Wegaufnehmer: Abstand zw. Befestigung und Anschlag [mm]	20	20	20	20



### 3.4 Diskussion und Bewertung der Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse der Auszugsversuche 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 der Kraft-Weg-Beziehung scheint bei allen Versuchen mit einer Ablösung (23 °C, 40 °C) bzw. einer Blasenbildung (75 °C) am Insertende einherzugehen (vgl. Tabelle 3.4 und Tabelle 3.5).

Die Steigung der Kraft-Weg-Kurven wird wesentlich durch die Materialeigenschaften von SG bestimmt und ist somit bei Einhaltung der Laminationsvorschriften weitestgehend generalisierbar<sup>10</sup>. Das Ende des quasi-linearen Bereichs, das mit Ablöseerscheinungen einhergeht, wird jedoch durch die Verbundqualität bestimmt und ist somit fertigungsabhängig. Beispielsweise ist zu vermuten, dass die Qualität der Reinigung vor dem Laminiervorgang die Hafteigenschaften von SG auf Metall verändert.

Mit der gewählten Prüfvorrichtung (enge Stützung) und der versuchstemperaturabhängigen Porbekörperauslegung ist es bis auf wenige Ausnahmen gelungen, die Versagensarten Glasbruch und Metallfließen zu verhindern bzw. vorher SG-Versagen hervorzurufen. Des Weiteren konnten während des Belastungsvorgangs Verformungen im SG erzeugt werden, die mit den Potentiometern messbar waren und zur Beschreibung des Tragverhaltens der Verbindung dienen.

---

<sup>10</sup> 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 [61] aufgeführte Abkühlrate von 3,3 °C/min und die maximale Folienfeuchte von 0,2 % einzuhalten.

## 4 Numerische Simulation des Tragverhaltens der Verbundglasverbindung

Die in Kapitel 3 beschriebenen Auszugsversuche von Metallinserts aus einem Verbundglaselement werden in diesem Kapitel durch eine numerische Simulation abgebildet. Hierzu wird eine Methode aufgezeigt, die sich für die Simulation unterschiedlicher Insertgeometrien unter Kurzzeitbelastung bei 23 °C, 40 °C und 75 °C eignet und die iterativ das visko-elastische Materialverhalten von SG berücksichtigt. Ein Vergleich der berechneten Kraft-Weg-Beziehungen mit den experimentell ermittelten Beziehungen ermöglicht eine Bewertung der Qualität der verwendeten Methode.

### 4.1 Aufbau des numerischen Modells

Für die numerische Simulation wurde das Finite-Element-Programm Ansys 12.1 verwendet, welches auch zur Simulation der Zugversuche (Kapitel 2.4) diente. Das dreidimensionale Tragverhalten erforderte eine Simulation des Probekörpers als Volumenmodell. Aufgrund der vorliegenden Symmetrien wurde das Modell als ein Viertel der Probekörpergröße abgebildet und somit die Rechenzeit verkürzt. Den miteinander direkt verbundenen Volumenelementen wurden die unterschiedlichen Materialmodelle zugewiesen. Auf der Grundlage, dass ausschließlich Kurzzeitbeanspruchungen simuliert werden (keine zyklische Beanspruchung (Ermüdung), keine Langzeitbelastung (Kriechen), keine hohen Belastungsgeschwindigkeiten (Explosionslasten)), fanden folgende Materialmodelle Verwendung:

- Glas:

linear-elastisches Materialmodell, isotrop, E-Modul: 70 000 N/mm<sup>2</sup>,  $\nu=0,2$  (beide Angaben nach DIN EN 572-1 [62])

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

bilineares-Materialmodell, isotrop, Fließbedingung nach von-Mises, E-Modul: 210 000 N/mm<sup>2</sup>,  $\sigma_y$ : 700 N/mm<sup>2</sup>,  $\nu=0,3$ , Steigung des plastischen Asts angenommen als 0,1% der Anfangssteifigkeit

- Edelstahl (75 °C- Modell):

bilineares-Materialmodell, isotrop, Fließbedingung nach von-Mises, E-Modul: 200 000 N/mm<sup>2</sup> [57],  $\sigma_y$ : 210 N/mm<sup>2</sup> (Fertigungszustand: warmgewalztes Blech nach [58]),  $\nu=0,3$  nach [63], Steigung des plastischen Asts angenommen als 0,1% der Anfangssteifigkeit

- SG:

multilineares Materialmodell, isotrop, Fließbedingung: a) von-Mises-Fließbedingung, b) extended Drucker-Prager-Modell mit einem Druck- zu Zugfließspannungsverhältnis von  $m = 1,3$ , Spannungs-Dehnungspaare aus den Zugversuchen abgeleitet (vgl. 2.4.2)

Bei der Ableitung der Materialmodelle für SG wurde die Annahme getroffen, dass die Steifigkeit von SG unter Druck- bzw. Mehraxialbeanspruchung der Steifigkeit unter Zugbeanspruchung entspricht.

Die generierten Volumen wurden mit Solid185-Elementen vernetzt. Hierbei handelt es sich um ein Volumenelement mit acht Knoten, wobei jeder Knoten jeweils drei Verschiebungsfreiheitsgrade aufweist.

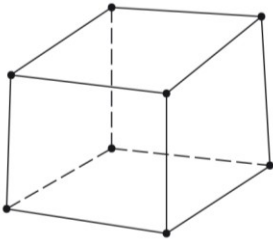


Abbildung 4.1: Solid185, Ansys Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Verschiebungsfreiheitsgrade

Da die Querkontraktionszahl von SG je nach Temperatur und Belastungsdauer zwischen 0,4 und 0,5 liegt (vgl. Tabelle 2.3), bestand die Gefahr, dass in der numerischen Simulation Volumenlocking auftritt und dieses die Ergebnisse verfälscht. Eine anschauliche Erklärung dieses Effekts gibt Koschnick [64], der ein zwei-dimensionales Element mit linearem Verschiebungsansatz betrachtet (Abbildung 4.2). Seine Ausführungen werden im folgenden Absatz sinngemäß wiedergegeben.

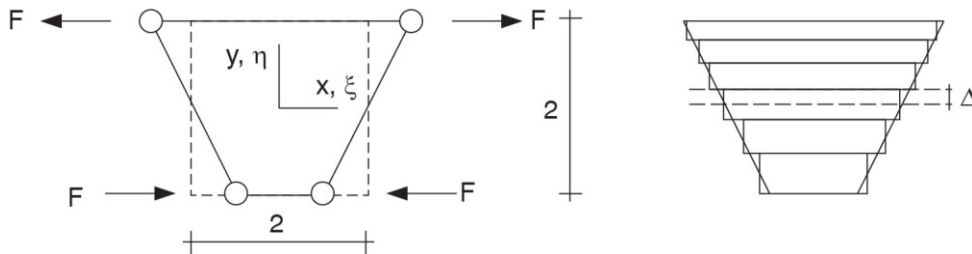


Abbildung 4.2: Element mit linearem Verschiebungsansatz,  $\nu=0,5$ , links: aufgebraachte Belastung, rechts: verformtes Element, aus [64]

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 in Krafrichtung aus. Infolge des Querkontraktionsverhaltens 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 [55], [65] und [66] zusammengefasst. Dem solid185-Element können in der verwendeten Ansys-Version vier unterschiedliche Lösungsformulierungen zugewiesen werden:

1. full integration with  $\bar{B}$ -method
2. uniform reduced integration
3. enhanced strain formulation
4. simplified enhanced strain formulation [55].

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 with  $\bar{B}$ -method“ 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, Volumenlocking zu verhindern. Die Anzahl der zusätzlich eingeführten Parameter ist bei der „simplified enhanced strain formulation“ geringer, so dass mit dieser Methode kein 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. Bei sehr feiner Vernetzung sollte die Dehnung in einem Element auch mit der „enhanced strain formulation“ nahezu konstant sein und die „enhanced strain formulation“ in die „full integration with  $\bar{B}$ -method“ übergehen. Um die Qualität der numerischen Lösung einschätzen zu können, erfolgte die Simulation dementsprechend nach beiden Formulierungen.

Das vernetzte Modell ist in Abbildung 4.3 dargestellt.

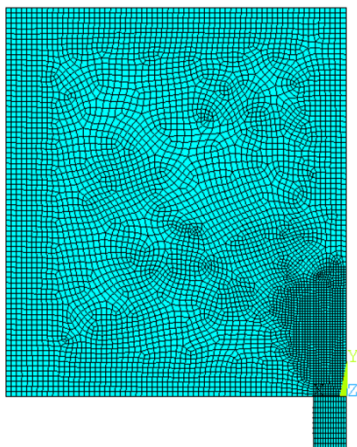


Abbildung 4.3: Vernetztes FEM-Modell

## 4.2 Vorgehen bei der numerischen Simulation

Da zur Beschreibung des Materialverhaltens von SG ein geschwindigkeitsunabhängiges Materialmodell gewählt wurde, war bei der numerischen Simulation ein iteratives Vorgehen notwendig, bei dem die dem Materialmodell von SG zugrundeliegende Dehngeschwindigkeit iterativ an die simulierte Dehngeschwindigkeit angenähert wurde.

Dazu wurde am numerischen Modell zunächst eine schrittweise Verschiebung am Insert aufgebracht. Der Wert der aufgebrachten Verschiebung innerhalb einer Dehngeschwindigkeitsiteration orientierte sich am linearen Bereich der Kraft-Weg-Kurven der Auszugsversuche (Tabelle 4.1, vgl. Tabelle 3.4). Der Abstand zwischen der Glaskante und dem Ort der Ver-

schiebungsaufbringung entsprach im numerischen Modell dem Meßweg der Potentiometer während der experimentellen Untersuchungen.

Während der Experimente erfolgte eine Messung des Differenzwegs zwischen Glaskante und Potentiometeranschlag. Aufgrund der hohen Steifigkeit der Glasscheibe im Vergleich zum Gesamtsystem verformte sich diese nur geringfügig, so dass im Rahmen der numerischen Simulation die aufgebrachte Verschiebung dem gemessenen Differenzweg gleichgesetzt wurde.

Tabelle 4.1: Aufgebrachte Maximalverschiebung in der numerischen Simulation

	Temperatur		
	23 °C	40 °C	75 °C
Maximal aufgebrachte Verschiebung während einer Iteration [mm]	0,45	0,70	0,60

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 abgeleiteten Materialmodelle für den Bereich > 22% logarithmischer Dehnung extrapoliert werden. Abbildung 2.18 zeigt die aus den experimentellen Untersuchungen abgeleiteten Materialmodelle und deren Extrapolation. Da das „Multilinear-Isotropic-Hardening“-Modell keine negative Steigung abbilden kann, wurden nach der Streckgrenze Spannungswerte, die kleiner als die Streckgrenze waren, durch den Wert der Streckgrenze ersetzt.

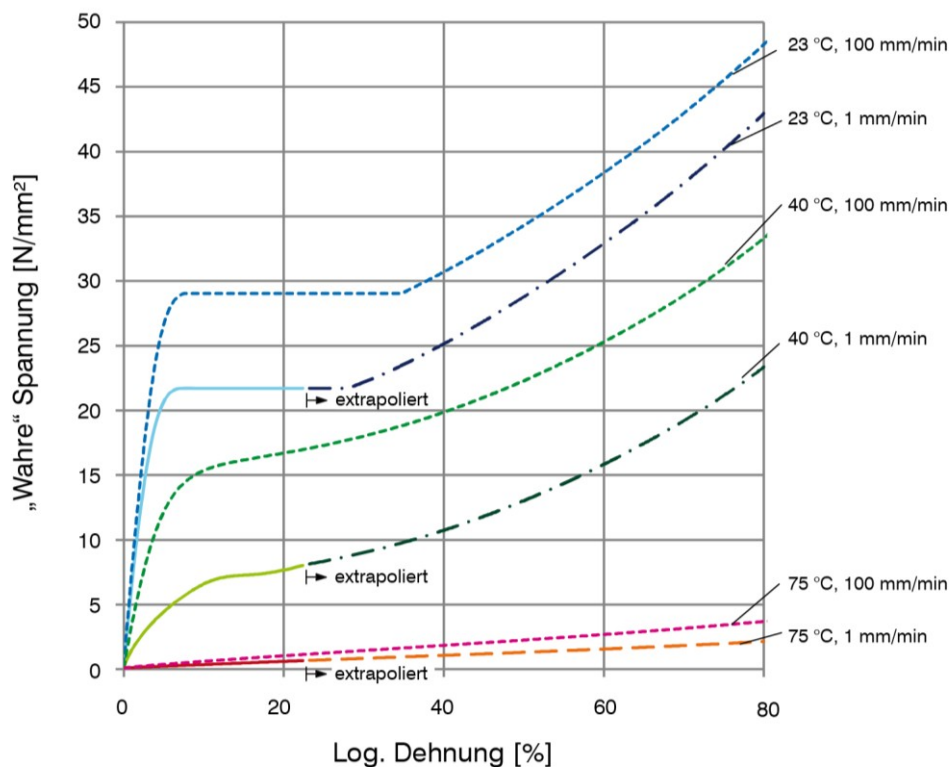


Abbildung 4.4: Aus den Zugversuchen abgeleitete Materialmodelle und deren Extrapolation, Werte nach der Streckgrenze so angepasst, dass keine negative Steigung mehr auftritt

Die Wahl der Querdehnrzahl erfolgte in Anlehnung an die Herstellerangaben (Tabelle 2.3, dabei entsprach die Belastungsdauer der Versuchsdauer im quasi-linearen Bereich).

Tabelle 4.2: Verwendete Querdehnrzahlen

	Temperatur	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
Querdehnrzahl [-]		0,453	0,452	0,484	0,481	0,499	0,499

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 dehngeschwindigkeitfrei blieb. Die Längsachsen der Pfade verliefen in der Mittel- und Viertelachse des Inserts, auf einer Höhe von  $0 \cdot t_{SG}$  ( $t_{SG}$ : SG-Dicke),  $1/3 \cdot t_{SG}$ ,  $2/3 \cdot t_{SG}$  und  $t_{SG}$  sowie über die gesamte Insertlänge (vgl. Abbildung 4.5). Während der Auswertung waren ausschließlich die Elemente mit SG-Materialmodell selektiert, so dass keine Dehnungsmittelung über Materialgrenzen erfolgte.

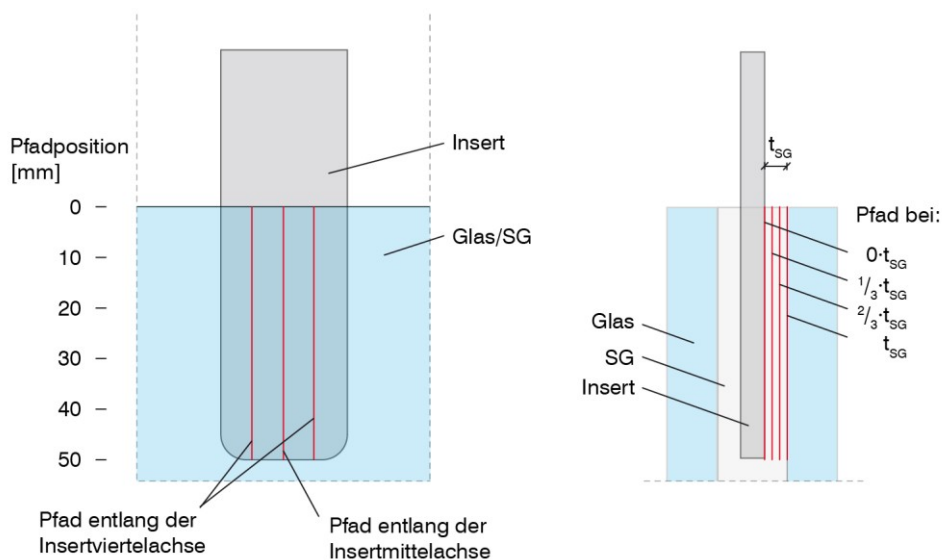


Abbildung 4.5: Pfadführung im Insertbereich zur Dehnungsauswertung, links: Ansicht, rechts: Schnitt durch den Probekörper

Die ausgelesenen Daten wurden für jeden Pfad gemittelt und über die Verformungsschritte aufgetragen. Abbildung 4.6 zeigt exemplarisch den Verlauf der Vergleichsdehnung über die Inserttiefe für unterschiedliche aufgebrachte Verschiebungen. (Das zugrundeliegende numerische Modell benutzte ein 23 °C-SG-Materialmodell mit einer Dehngeschwindigkeit von  $0,000213 \text{ s}^{-1}$  und einer von-Mises-Fließbedingung mit „enhanced strain formulation“). Bei allen Simulationen trat ein über die Inserttiefe nahezu 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 die Pfadlänge dividiert.

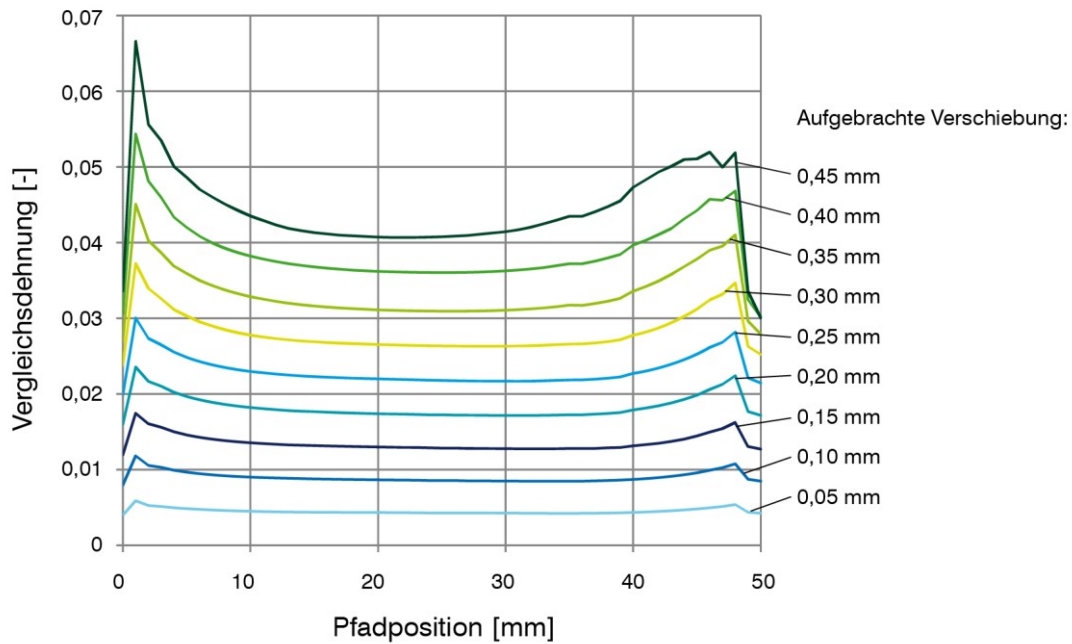


Abbildung 4.6: Vergleichsdehnungsverlauf entlang der Insertlänge (Pfadposition 0: Glaskante, Pfadposition 50: Insertende) für unterschiedliche Verschiebungsschritte (0,05 mm – 0,45 mm), ausgewertet entlang der Insertmittellachse und bei einer SG-Tiefe von  $1/3$  der Gesamt-SG-dicke, 50 Auswertepunkte entlang des Pfads, 23 °C, Dehngeschwindigkeit:  $0,000213 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“, von-Mises-Fließbedingung

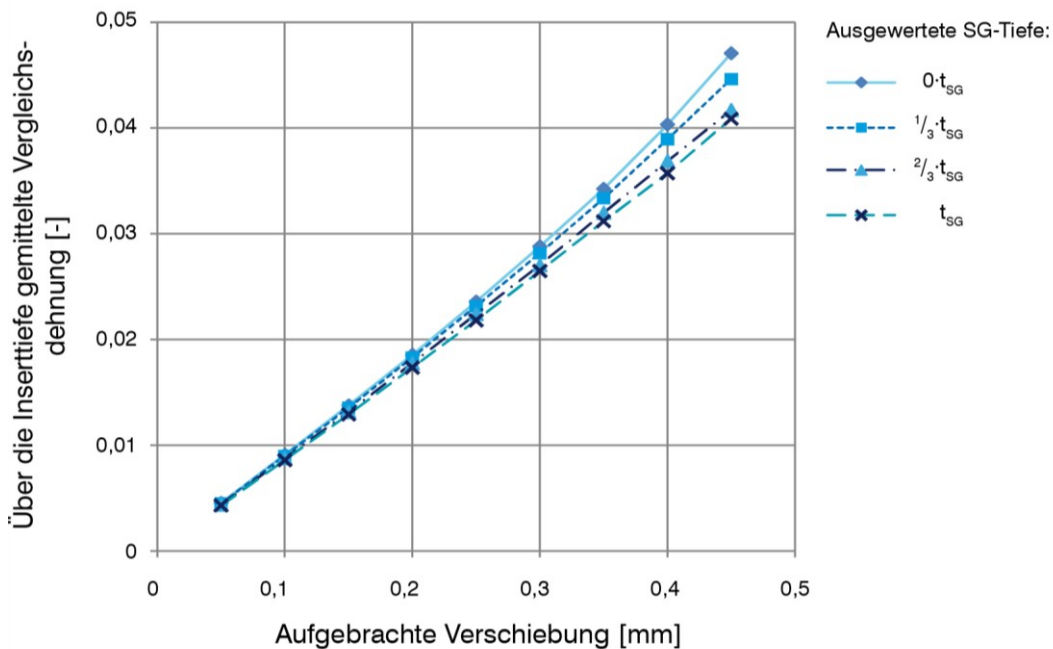


Abbildung 4.7: Über die Inserttiefe gemittelte Vergleichsdehnung über die aufgebrachte Verschiebung aufgetragen, betrachtet entlang der Insertmittellachse und bei einer SG-Tiefe von  $0 \cdot t_{SG}$ ,  $1/3 \cdot t_{SG}$ ,  $2/3 \cdot t_{SG}$  und  $t_{SG}$  (vgl. Abbildung 4.5), 23 °C, Dehngeschwindigkeit:  $0,000213 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“, von-Mises-Fließbedingung

Abbildung 4.7 zeigt die gemittelten Vergleichsdehnungen vierer Pfade für die aufgetragenen Verschiebungsschritte (hier exemplarisch 23 °C, Insertmittelachse, Dehngeschwindigkeit:  $0,000213 \text{ s}^{-1}$ ). Die Steigung der Dehnungs-Weg-Beziehung gibt an, wie groß die gemittelte Dehnung im Insertbereich je aufgetragener Verschiebung ist. Durch die Multiplikation dieses Wertes mit der Potentiometerweggeschwindigkeit aus Tabelle 3.7 konnte die mittlere Dehngeschwindigkeit im SG berechnet werden. Diese Dehngeschwindigkeit wurde mit der dem eingebenden SG-Materialmodell zugrundeliegenden Dehngeschwindigkeit 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.

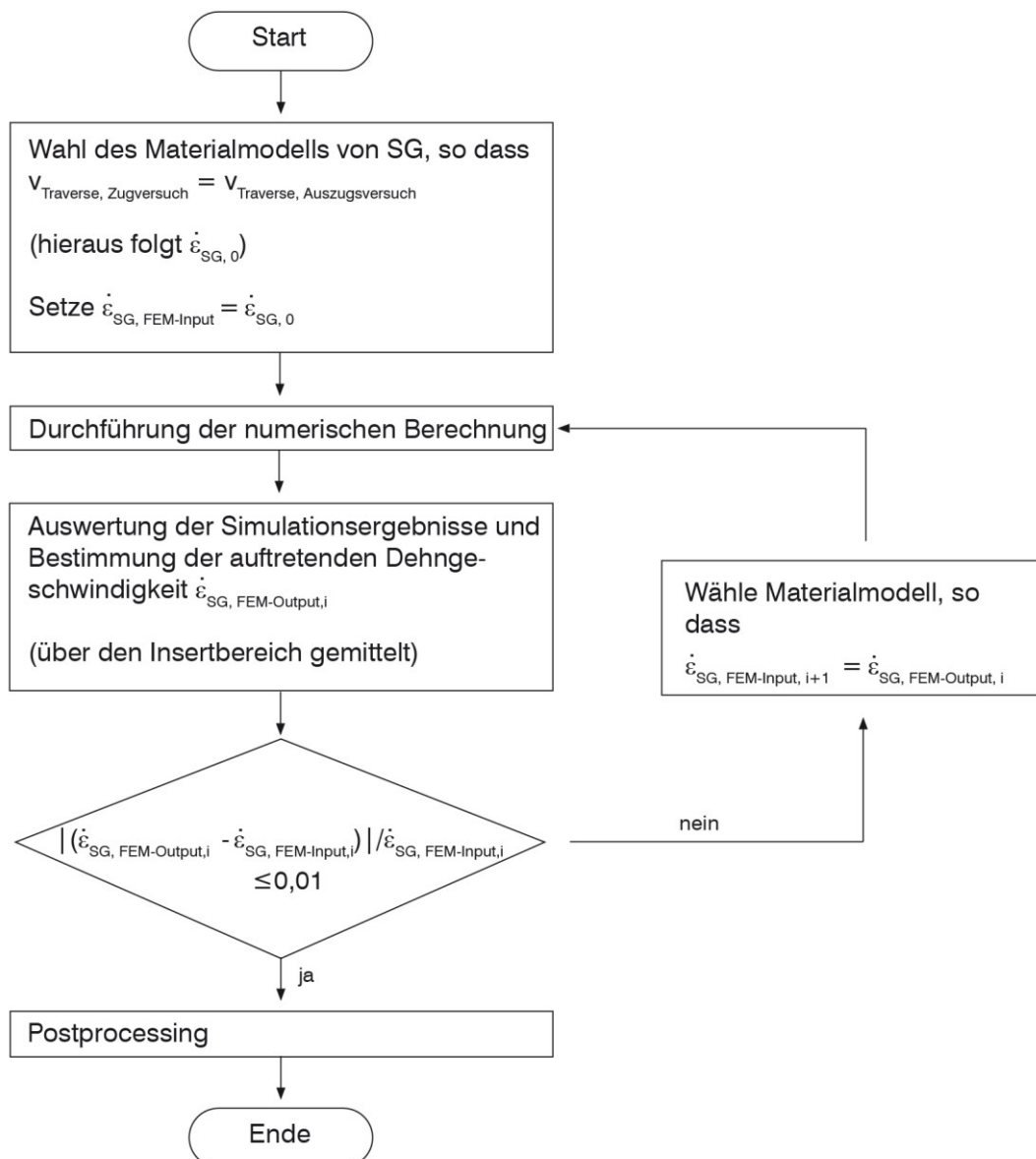


Abbildung 4.8: Ablaufdiagramm zur numerischen Simulation des Auszugsversuchs



Die Zugversuche an SG, die als Grundlage für die Ableitung der Materialmodelle dienten, wurden für jede betrachtete Temperatur bei zwei Traversengeschwindigkeiten durchgeführt (Kapitel 2.3). 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 für Geschwindigkeiten 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. [67], die ein Konzept zur Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeit des E-Moduls amorpher Polymere beschreibt und einen logarithmischen Zusammenhang des E-Moduls unterschiedlicher Frequenzen vorschlägt. Für die Modellbildung verwendet Richeton et al. DMA-Daten und Ergebnisse aus einaxialen Kompressionsversuchen.

$$E_i = E_i^{ref} \left( 1 + s \cdot \log \left( \frac{f}{f^{ref}} \right) \right) \quad (4.1)$$

$E_i$	E-Modul bei der betrachteten Frequenz
$E_i^{ref}$	E-Modul der Referenzfrequenz
$s$	Materialparameter
$f$	betrachtete Frequenz [s <sup>-1</sup> ]
$f^{ref}$	Referenzfrequenz [s <sup>-1</sup> ]

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 [24] 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 lokal auftretende Effekt wird im Folgenden nicht weiter betrachtet. Die Dehnung in Abhängigkeit von der aufgetragenen Verformung ergibt sich bei dem gewählten Prüfaufbau zu:

$$\varepsilon = \frac{6 \cdot w_{Mitte} \cdot t}{l_{Spann}^2} \quad (4.2)$$

$w_{Mitte}$	in der Mitte des Probekörpers aufgetragene Verformung
$t$	Probekörperdicke
$l_{Spann}$	Abstand der Auflager

Zur Umrechnung der Frequenz der DMA in eine Dehnungsgeschwindigkeit wurde ein Ansatz von Xiao et al. [68] verfolgt, der die Dehnungsgeschwindigkeit approximiert als Quotienten aus Dehnungsamplitude und der Zeitdauer einer Viertelfrequenz (Abbildung 4.9).

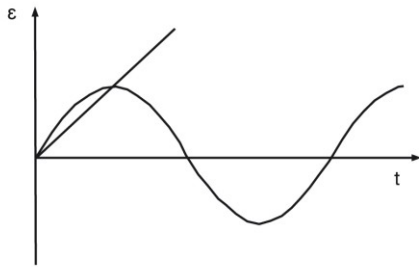


Abbildung 4.9: Umrechnung der Frequenz einer DMA in eine Dehnungsgeschwindigkeit nach [68]

Aus Formel (4.2) ergibt sich die nach Xiao et al. approximierte Dehnungsgeschwindigkeit zu:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{6 \cdot w_{\text{Mitte}} \cdot t}{l^2} \cdot 4 f \quad (4.3)$$

Die Speichermodulwerte wurden für die betrachteten Temperaturen (23 °C, 40 °C und 75 °C) aus den DMA-Daten ausgelesen, die verwendeten Frequenzen in Dehnungsgeschwindigkeiten umgerechnet und die Datenpaare in Abbildung 4.10 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 Dehnungsgeschwindigkeiten und Temperaturen ein logarithmischer Zusammenhang angenommen werden kann.

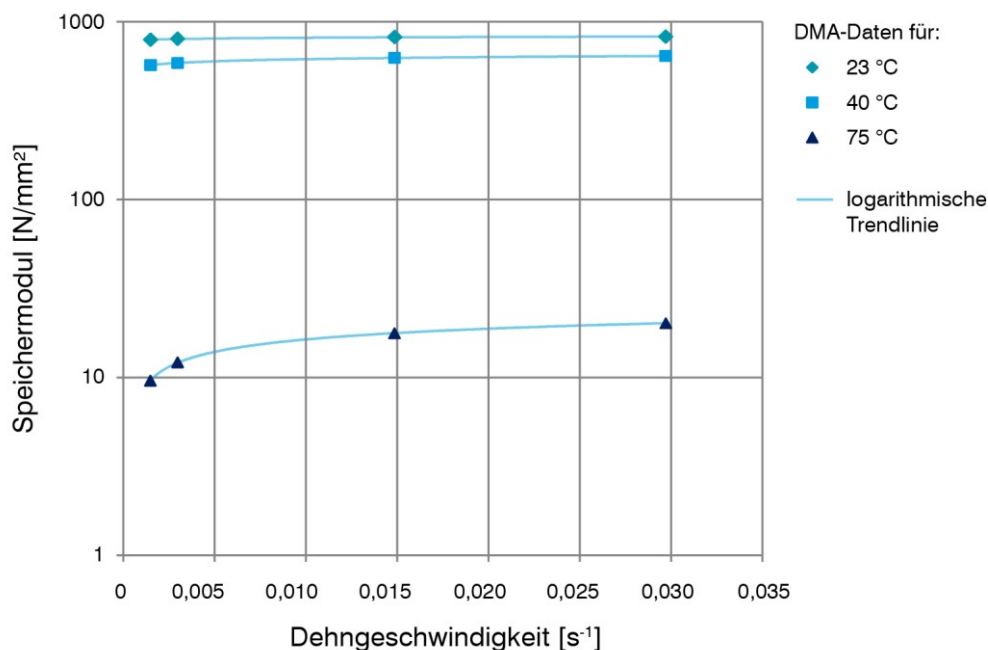


Abbildung 4.10: Speichermodul-Dehnungsgeschwindigkeits-Verlauf für 23 °C, 40 °C und 75 °C, DMA-Daten einer Untersuchung an SG durchgeführt an der Technischen Universität Dresden [24]

Für Materialmodelle mit Dehngeschwindigkeiten, die nicht in den Zugversuchen an SG untersucht wurden, erfolgte eine logarithmische Interpolation zwischen den vorhandenen Datenpaaren. Tabelle 4.3 führt die Dehngeschwindigkeiten auf, bei denen die Dehngeschwindigkeit des eingegebenen Materialmodells mit der simulierten Dehngeschwindigkeit übereinstimmt.

Tabelle 4.3: Dehngeschwindigkeiten, bei denen die Dehngeschwindigkeit des Materialmodells mit der simulierten Dehngeschwindigkeit übereinstimmt

	Temperatur		
	23 °C	40 °C	75 °C
Dehngeschwindigkeit am Ende der Iterationen, von-Mises-Fließbedingung [s <sup>-1</sup> ]	0,000213	0,000637	0,0059
Dehngeschwindigkeit am Ende der Iterationen, Drucker-Prager-Fließbedingung [s <sup>-1</sup> ]	0,000208	0,000637	0,00555

### 4.3 Vergleich der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen

Um die Qualität des gewählten Vorgehens bei der numerischen Simulation bewerten zu können, erfolgte ein Vergleich der numerischen und der experimentellen Ergebnisse. In Abbildung 4.12 bis Abbildung 4.14 sind die Kraft-Weg-Kurven der Versuche und der Simulationen aufgetragen. Zusätzlich dazu sind in Kapitel 7.5 (Tabelle 7.9 bis Tabelle 7.11) die Kräfte für ausgewählte Verschiebungsschritte aufgeführt.

Der Vergleich der Ergebnisse bei 23 °C zeigt, dass der qualitative Kraft-Weg-Verlauf gut durch die numerische Simulation abgebildet wird. Die Simulationen nach beiden Fließbedingungen weisen jedoch ein zu steifes Verhalten auf. Dabei überschätzt die Simulation mit Drucker-Prager-Fließbedingung die Steifigkeit und die Kraft am Ende des linearen Kraft-Weg-Bereichs mehr als die Simulation mit von-Mises-Fließbedingung. Aus dem Vergleich der Simulationsergebnisse mit unterschiedlichen Elementformulierungen lassen sich zwei Erkenntnisse extrahieren: zum einen weist die Simulation mit „enhanced strain formulation“ ein tendenziell steiferes Verhalten auf als die Simulation mit full integration-Formulierung („full integration with  $\bar{B}$ -method“). Zum anderen treten bei der „enhanced strain formulation“ bei deutlich geringeren aufgebrauchten Verschiebungen Konvergenzprobleme auf, die zu einem Abbruch der Simulation führen. Die Kraft-Weg-Beziehungen beider Elementformulierungen sollten sich bei genügend feiner Vernetzung angleichen.

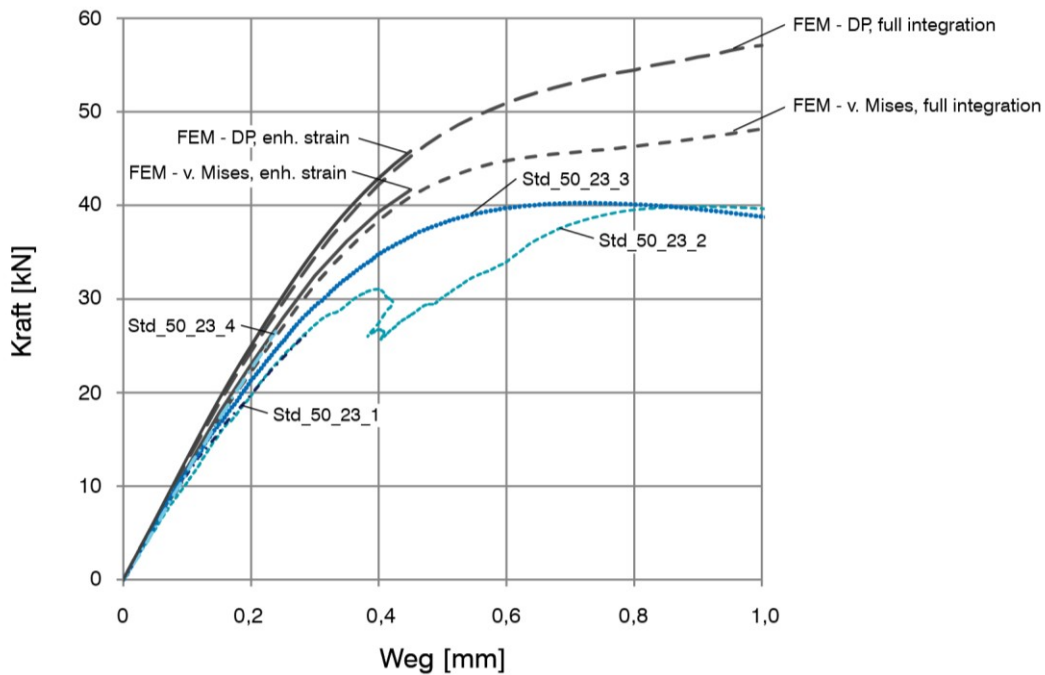


Abbildung 4.11: Vergleich der experimentellen (Std\_50\_23\_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 23 °C, Darstellung bis zu einem Weg von 1,0 mm, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with  $\bar{B}$ -method“

Da aufgrund von Glasbruch die Kraft-Weg-Kurven der Versuche Std\_50\_23\_1 und Std\_50\_23\_4 bereits bei Verformungen von <0,3 mm enden, ist in Abbildung 4.12 dieser Bereich nochmals detailliert dargestellt.

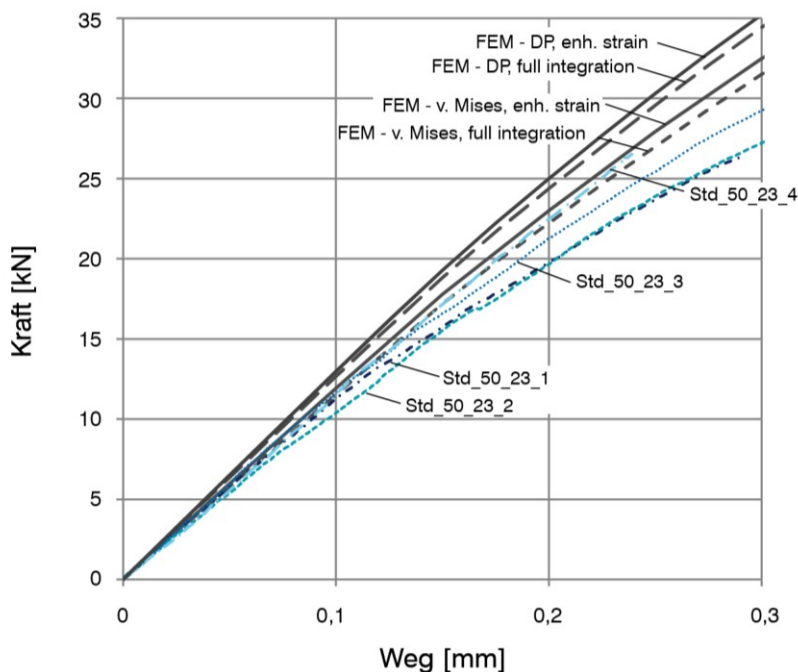


Abbildung 4.12: Vergleich der experimentellen (Std\_50\_23\_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 23 °C, Darstellung bis zu einem Weg von 0,3 mm, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with  $\bar{B}$ -method“

Die Kraft-Weg-Kurven der Auszugsversuche bei 40 °C und die Ergebnisse der numerischen Simulationen sind in Abbildung 4.13 dargestellt. Der prinzipielle Kraft-Weg-Verlauf der experimentellen Untersuchungen wird durch die Simulation mit der von-Mises-Fließbedingung besser abgebildet als mit der Drucker-Prager-Fließbedingung. Beide Simulationen weisen insbesondere im Anfangsbereich eine zu große Steifigkeit auf. Die Ergebnisse der beiden Elementformulierungen weichen nur geringfügig voneinander ab, wobei erneut die „enhanced strain formulation“ ein steiferes Verhalten aufweist. Im Gegensatz zu den Simulationen bei den anderen Temperaturen treten bei 40 °C bei der Simulation mit „enhanced strain formulation“ keine Konvergenzprobleme auf, die zu einem Abbruch der Berechnung führen.

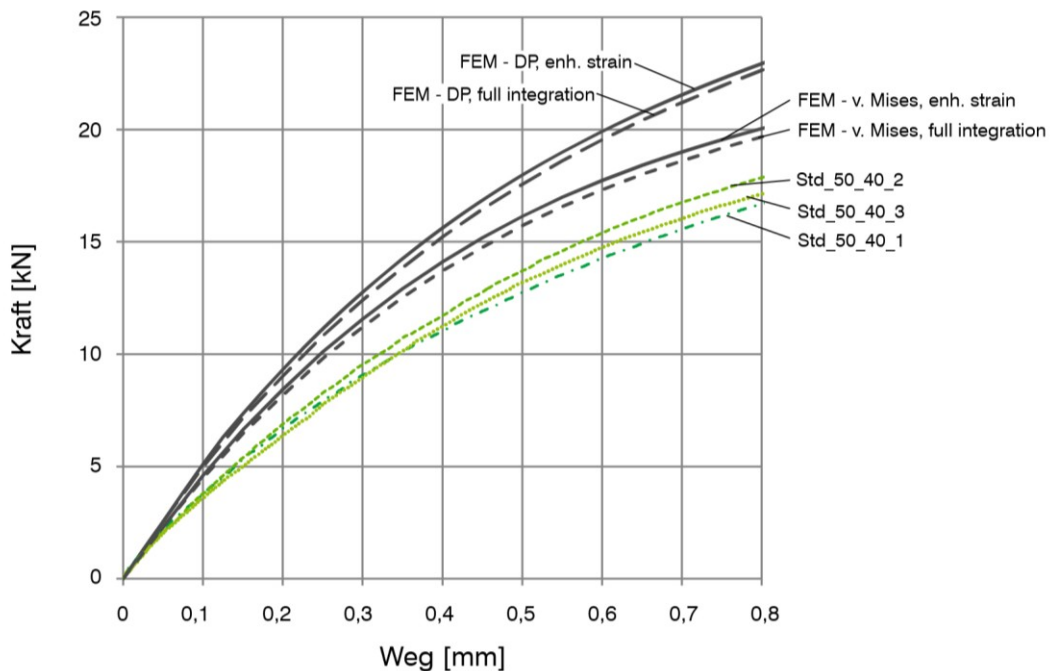


Abbildung 4.13: Vergleich der experimentellen (Std\_50\_40\_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 40 °C, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with  $\bar{B}$ -method“

Die Anfangssteifigkeit der Versuche bei 75 °C wird durch die Simulationen gut abgebildet (Abbildung 4.14). Ab einem Weg von ca. 0,25 mm nimmt die Steifigkeit der Verbindung im Vergleich zur Anfangssteifigkeit ab. Diese Steifigkeitsabnahme wird durch die FEM-Simulationen nicht abgebildet, die in diesem Verformungsbereich ein nahezu lineares Kraft-Verformungsverhalten aufweisen. Eine Ursache hierfür könnte sein, dass ein Ablösen des SGs vom Insert die Steifigkeit der Verbindung reduziert. Dieses Verhalten wird jedoch nicht in der FEM-Simulation abgebildet. Tendenziell weichen die Simulationen mit Drucker-Prager-Fließbedingung stärker von den Versuchsergebnissen ab als die Simulationen mit von-Mises-Fließbedingung. Die Ergebnisse der Simulationen beider Elementformulierungen liegen fast übereinander, wobei die „enhanced strain formulation“ bei gleicher aufgebrachtener Verschiebung erneut leicht höhere Kraftwerte liefert. Konvergenzprobleme bei der „enhanced strain formulation“ führen zu einem Abbruch der Berechnung bei einer aufgebrachtener Verschiebung von 0,3 mm.

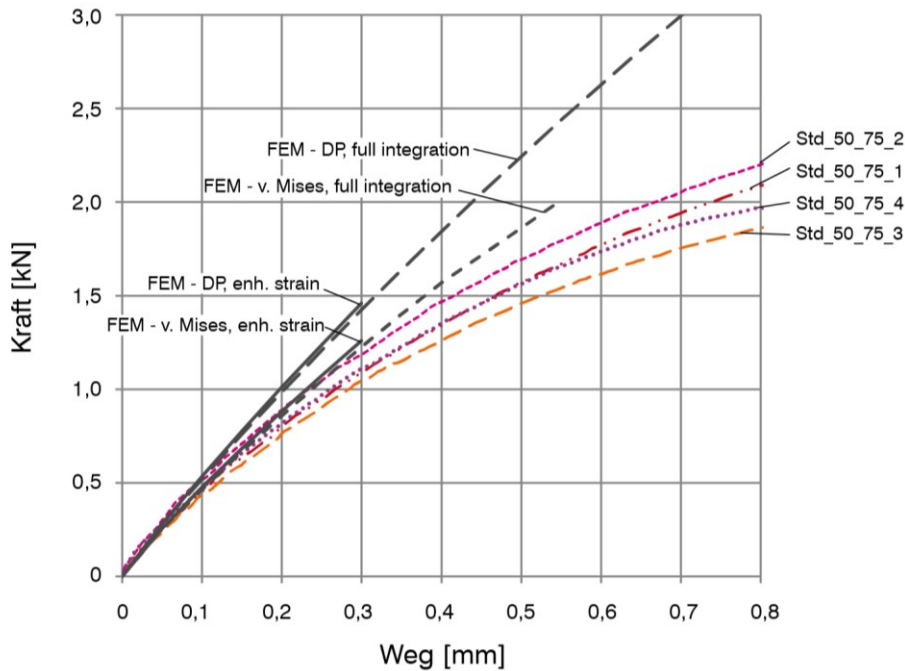


Abbildung 4.14: Vergleich der experimentellen (Std\_50\_75\_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 75 °C, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with  $\bar{B}$ -method“

#### 4.4 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 besitzen eine hohe Übereinstimmung. 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 3.7), die im Rahmen der Simulation konstant abgebildet wird, eine anfänglich geringere Steifigkeit hervorrufen. Außerdem führen in diesem Temperaturbereich schon geringfügige Versuchstemperaturdifferenzen zu erheblichen Steifigkeitsveränderungen im SG, dessen Glasübergangstemperatur je nach Auswerteverfahren zwischen 40 °C und 59 °C liegt (vgl. Abbildung 2.5).

Die Simulationen mit von-Mises-Fließbedingung zeigen eine bessere Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen als die Simulationen mit Drucker-Prager-Fließbedingung. Die beiden verwendeten Elementformulierungen führen zu leicht abweichenden Ergebnissen, wobei die „enhanced strain formulation“ bei gleichen Verschiebungen etwas größere Kraftwerte berechnet. Im Vergleich zu den Abweichungen der experimentellen Ergebnisse ist die Diskrepanz zwischen den Elementformulierungen gering, so dass keine feinere Vernetzung verwendet wird.

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.

Des Weiteren könnten im Herstellungsprozess eingeprägte Störungen (wie z.B. Lufteinschlüsse) zu einer Reduktion der Haftspannung führen und eine Ablösung bzw. Blasenbildung initiieren.

Einen Einfluss auf das Tragverhalten könnte auch die Grenzschicht ausüben. Diese bildet sich bei Klebeverbindungen im Bereich der Klebefuge aus und ruft ein vom „reinen“ Kleberwerkstoff abweichendes mechanisches Verhalten hervor [69].

Zusammenfassend ist festzustellen, dass die Qualität der numerischen Lösung durch die Integration von Schädigungsmodellen und durch die Ableitung eines dehnratenübergreifenden Materialmodells gesteigert werden könnte. Es ist zu erwarten, dass Produktionseffekte (z.B. Laminationsprozess, Lufteinschlüsse) weiterhin eine Diskrepanz zwischen den experimentellen und den numerischen Ergebnissen hervorrufen können. Gleichzeitig ist jedoch festzuhalten, dass das gewählte Vorgehen eine Abbildung der anfänglichen Systemsteifigkeit erlaubt. Somit eignet sich die aufgezeigte Methode, um die im Verbundkörper auftretenden Spannungsverteilungen abzuschätzen, und sie ermöglicht einen Vergleich der Spannungsverteilung unterschiedlicher Insertgeometrien.

## 5 Spannungsverteilung innerhalb einer Insertverbindung und Geometrieangepassung zur Spannungsreduktion

Die in Kapitel 4 beschriebenen FEM-Simulationen verfolgten das Ziel, die durchgeführten Auszugsversuche abzubilden und das gewählte Vorgehen der numerischen Simulation zu verifizieren. Da in Kapitel 4 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.

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 veränderter Geometrien untersucht.

### 5.1 Simulation einer hängenden Glasscheibe mit eingebettetem Insert (Standardgeometrie)

Bevor die Ergebnisse der numerischen Simulation wiedergegeben werden, dienen Stabwerkmodelle zur Abschätzung und späteren Plausibilisierung der Spannungsverteilungen. 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 5.1 a)). Ein mögliches Stabwerkmodell für diese Belastungssituation ist in Abbildung 5.1 b) dargestellt. Nach der punktuellen Lasteinleitung im oberen Glasscheibenbereich spreizen sich die Zugstreben auf. Eine horizontal verlaufende Zugstrebe verbindet die Stabwerkknoten in Punkt 1. Die geneigten Zugstreben richten sich in Punkt 2 in Richtung der am unteren Glasscheibenrand wirkenden Kraftresultierenden aus und rufen eine horizontal verlaufende Druckstrebe hervor.

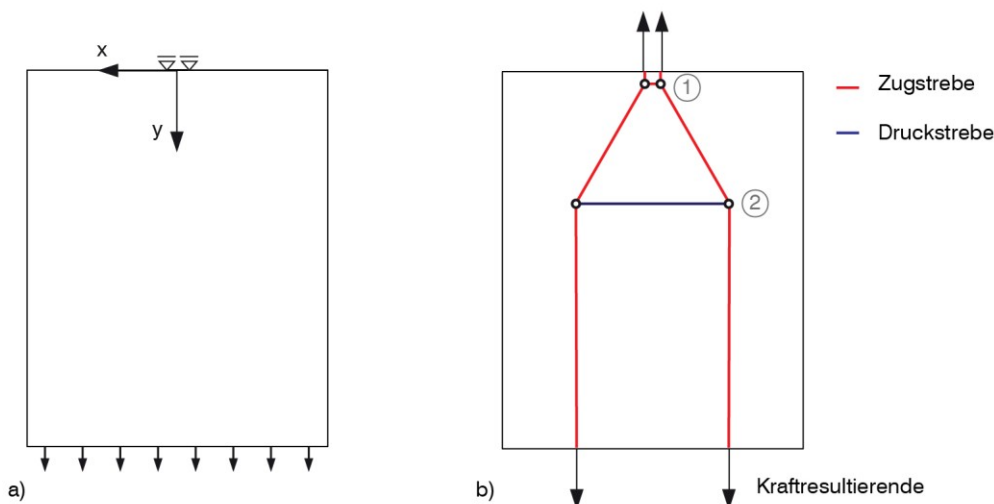


Abbildung 5.1: Mittig am oberen Rand, punktuell in  $y$ -Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): mögliches Stabwerkmodell

Die in Punkt 1 horizontal verlaufende Zugstrebe ruft eine Zugspannung in  $x$ -Richtung in der Glasscheibenmittellachse hervor. Mit fortlaufender  $y$ -Richtung verringert sich der Wert der Zugspannung und wechselt in eine Druckspannung, deren Schwerpunkt auf Höhe der Druck-



strebe in Punkt 2 liegt. Abbildung 5.2 c) zeigt schematisch den  $\sigma_x$ -Spannungsverlauf entlang der Scheibenmittellachse. Aus der Forderung des horizontalen Gleichgewichts folgt, dass das Integral des Zugspannungsbereichs dem des Druckspannungsbereichs entspricht.

Die punktuelle Lasteinleitung ruft im Einleitungsbereich die maximale  $\sigma_y$ -Spannung hervor (Abbildung 5.2 d)). Mit der Aufspreizung der Zugstreben nimmt dieser Wert ab und erreicht einen konstanten Wert, sobald die Kraft gleichmäßig über die Glasscheibenbreite verteilt ist.

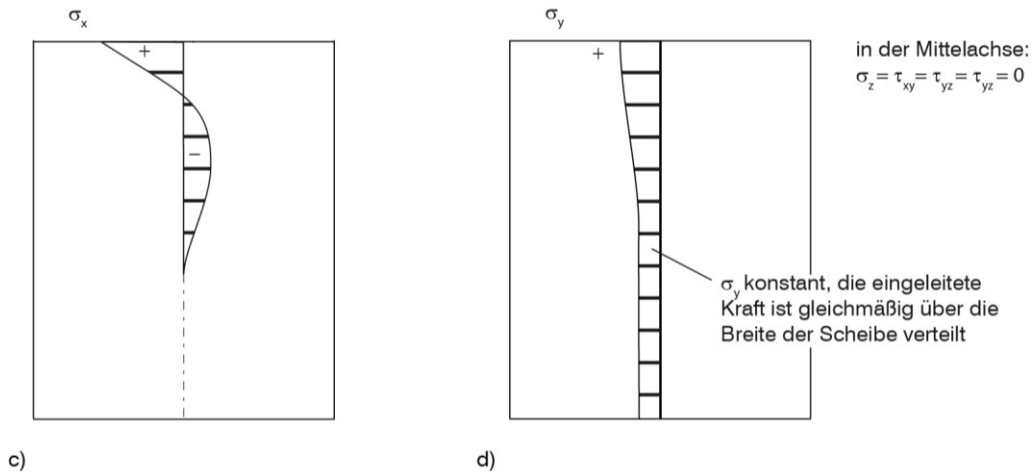


Abbildung 5.2: Mittig am oberen Rand, punktuell in y-Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, c): in der Scheibenmittellachse auftretende  $\sigma_x$ -Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittellachse auftretende  $\sigma_y$ -Spannungsverteilung (schematisch)

Bei dem in der vorliegenden Arbeit betrachteten Verbindungssystem erfolgt die Lasteinleitung in die Glasscheibe nicht punktuell am oberen Glasscheibenrand, sondern über die gesamte eingebettete Insertfläche. Deshalb wird in Abbildung 5.3 eine mittig am oberen Glasscheibenrand 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 5.3 a) zeigt das statische System. Das Stabwerkmodell ähnelt dem aus Abbildung 5.2; allerdings ist die vertikal verlaufende Zugstrebe im Bereich der Lasteinleitung länger und die Spreizung findet in einem etwas größeren Abstand vom oberen Glasscheibenrand statt als bei punktueller Lasteinleitung. Auch der Punkt 2 verschiebt sich in Richtung des unteren Glasscheibenrandes. Der Verlauf der  $\sigma_x$ -Spannung (Abbildung 5.3 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  $\sigma_y$ -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 5.3 d)).

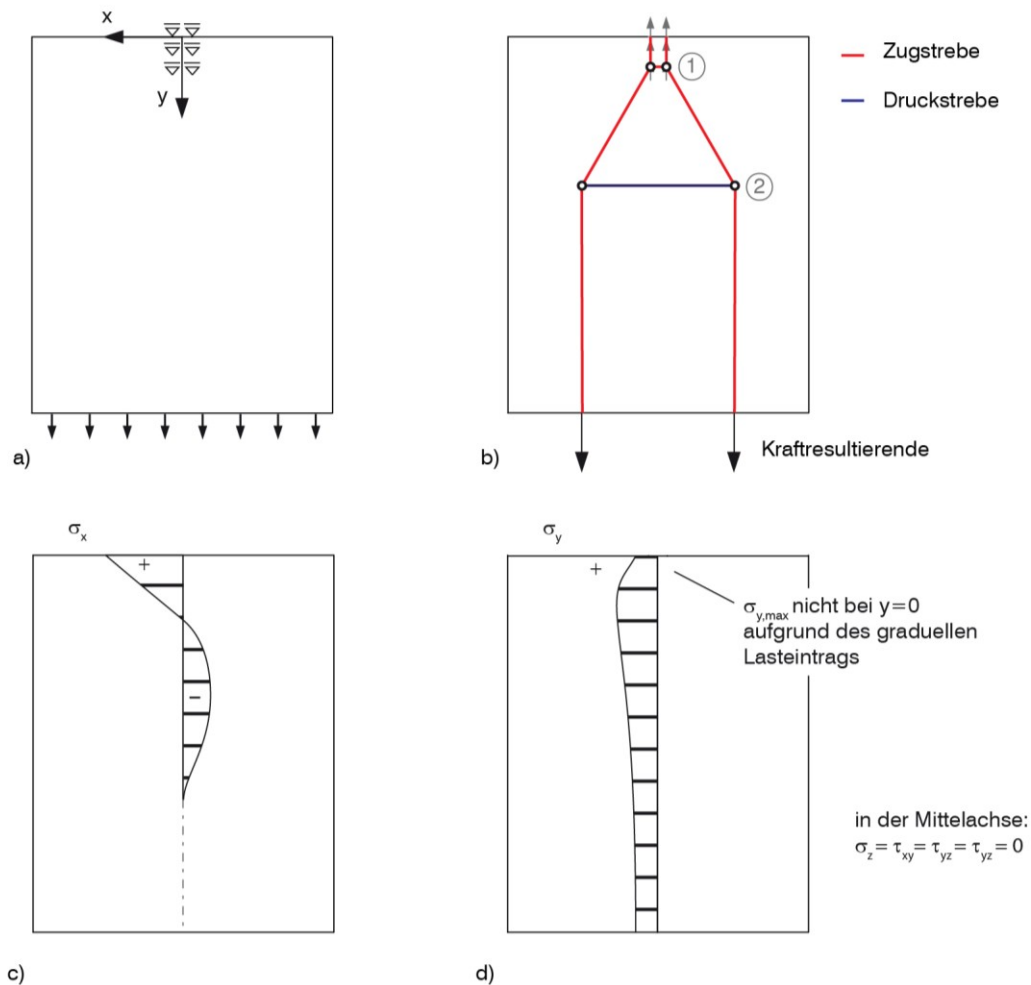


Abbildung 5.3: Mittig am oberen Rand in y-Richtung verteilte, über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): mögliches Stabwerkmodell, c): in der Scheibenmittelachse auftretende  $\sigma_x$ -Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittelachse auftretende  $\sigma_y$ -Spannungsverteilung (schematisch)

Die bisherigen Betrachtungen beruhen auf der Annahme, dass die Scheibe im Bereich der Auflager über die Gesamtdicke gehalten ist. Dieses ist bei der untersuchten Verbindungstechnik jedoch nicht der Fall, da die Lagerung über das zu den Glasscheiben seitlich versetzte Insert erfolgt. Abbildung 5.4 und Abbildung 5.5 veranschaulichen diesen Aspekt und betrachten dabei die über die Insertlängsachse übertragende Kraft (Abbildung 5.4 a) - d)) getrennt von der Zugkraft am Insertende (Abbildung 5.5 e) - h)). Beide Kraftübertragungen rufen ähnliche Spannungsverteilungen hervor, jedoch an unterschiedlichen Abschnitten der y-Achse.

Abbildung 5.4 b) zeigt ein mögliches Stabwerkmodell für die Lastübertragung entlang der Insertlängsachse. Unter der Annahme einer gleichmäßigen Kraftübertragung gehen vom Insert, in einem konstanten Abstand voneinander, geneigte Zug- und Druckstreben in das Glas (Schubspannungszustand im SG). Aufgrund der im Vergleich zum SG sehr hohen Steifigkeit bildet sich im Glas ein steifes Fachwerksystem aus. Da am oberen Glasscheibenrand eine SG-Druckstrebe angreift, ist die oberste geneigte Fachwerkstrebe im Glas auf Druck belastet. Alle weiteren geneigten Fachwerkstreben sind Zugstreben. Die oberste horizontalverlaufende

Strebe ist auf Druck, alle weiteren auf Zug belastet. Abbildung 5.4 c) zeigt schematisch den  $\sigma_z$ -Spannungsverlauf auf Höhe der halben Glasscheibendicke. Auf diese Achse beziehen sich alle weiteren Ausführungen. Am oberen Glasscheibenrand resultiert aus der geneigten Druckstrebe eine  $\sigma_z$ -Druckspannung. Die  $\sigma_z$ -Druckspannung wird durch die oberste horizontalverlaufende Zugstrebe abgebaut und wechselt in fortlaufender  $y$ -Richtung in eine  $\sigma_z$ -Zugspannung. Mit steigender  $y$ -Koordinate überlagern sich die horizontalverlaufenden Druckstreben mit den Horizontalkomponenten der geneigten Zugstreben und verringern die Zugspannung in  $z$ -Richtung. Gleichzeitig rufen die geneigten Stabwerkstreben eine Schubspannung  $\tau_{yz}$  hervor (d)). Da die oberste geneigte Fachwerkstrebe eine Druckstrebe ist, tritt am oberen Glasscheibenrand eine negative Schubspannung auf. Alle weiteren geneigten Fachwerkstreben sind Zugstreben, so dass mit fortlaufender  $y$ -Richtung die Schubspannung das Vorzeichen wechselt.

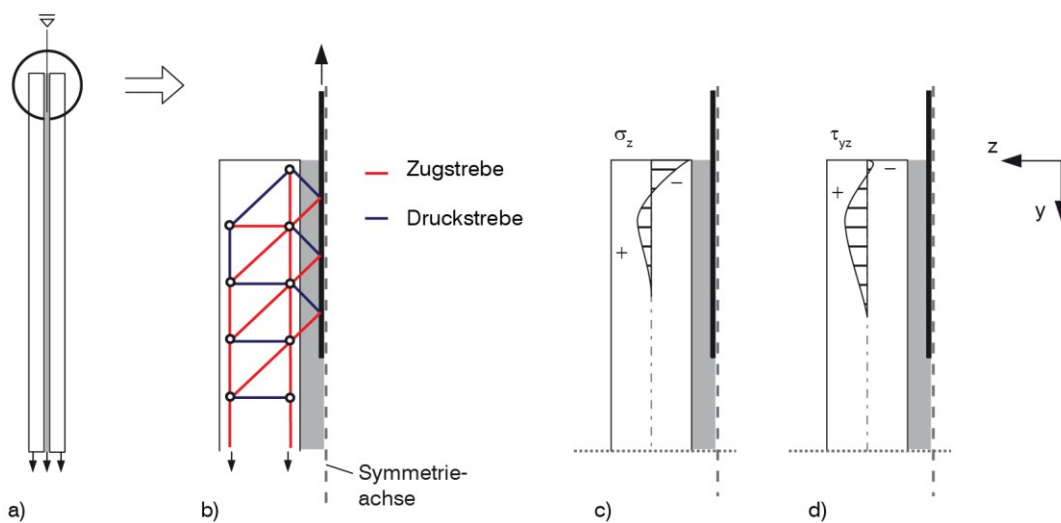


Abbildung 5.4: Glas-SG-Metallinsert-Verbundkörper: am Insert gehalten, Belastung am unteren Rand des Verbundkörpers aufgebracht; Betrachtung der entlang der Insertlängsachse übertragenden Kraft (b – d)), Annahme einer gleichmäßigen Verteilung des Verbundkörpers, c): in der Glasscheibenmittelachse auftretende  $\sigma_z$ -Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Glasscheibenmittelachse auftretende  $\tau_{yz}$ -Spannungsverteilung (schematisch). Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind die Schichtdicken nicht maßstabsgerecht dargestellt.

In Analogie zum Spitzendruck bei Pfählen tritt am Insertende eine Zugkraft auf. Ein Stabwerkmodell zum Abtrag der Zugkraft ist schematisch in Abbildung 5.5 f) dargestellt. Dabei bildet sich am Insertende eine geneigte Zugstrebe aus. Eine horizontal verlaufende Druckstrebe stellt das horizontale Kräftegleichgewicht sicher. Im Glas bildet sich ähnlich wie bei der Kraftübertragung entlang der Insertlängsachse ein steifes Fachwerk aus.

Die auftretenden Kräfte rufen in der Mittelachse des Glases im Bereich des Insertendes eine Spannung  $\sigma_z$  (g)) und eine Schubspannung  $\tau_{yz}$  (h)) hervor. Der  $\sigma_z$ -Verlauf ergibt sich aus den Horizontalkomponenten der Druck- und Zugstreben. Die Schubspannung  $\tau_{yz}$  tritt im Bereich in  $yz$ -Richtung geneigter Stabwerkstreben auf. Da die oberste geneigte Strebe auf Druck belastet ist, alle weiteren jedoch auf Zug, wechselt die Schubspannung mit fortlaufender  $y$ -Richtung das Vorzeichen.

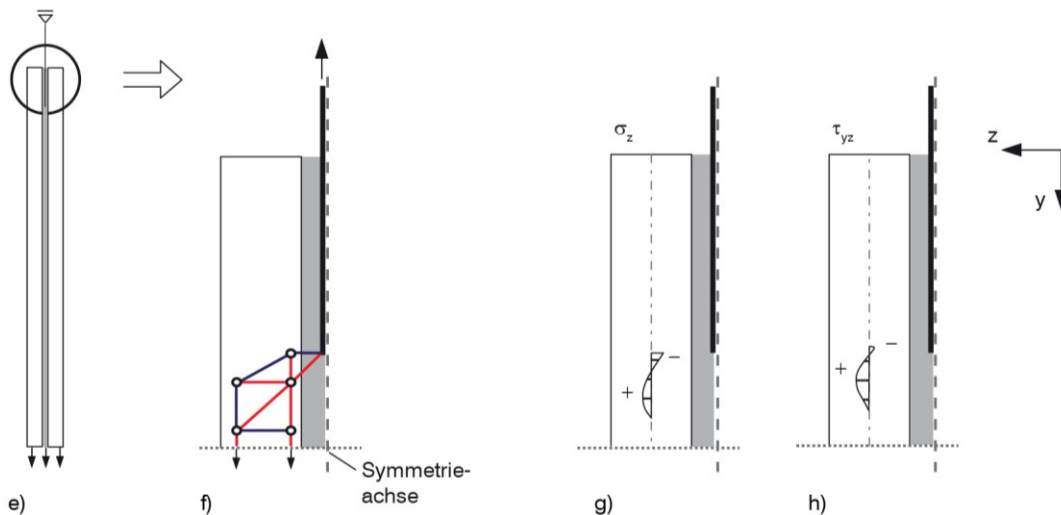


Abbildung 5.5: Glas-SG-Metallinsert-Verbundkörper: am Insert gehalten, Belastung am unteren Rand des Verbundkörpers aufgebracht; Betrachtung der Zugkraft am Insertende (f - h)). e): statisches System, f): mögliches Stabwerkmodell in Dickenrichtung des Verbundkörpers, g): in der Glasscheibenmittelechse auftretende  $\sigma_z$ - Spannungsverteilung (schematisch), h): in der Glasscheibenmittelechse auftretende  $\tau_{yz}$ - 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, anwendungsorientierte Standardgeometrie und die bei diesen Versuchen erzielte Dehngeschwindigkeit als Grundlage für die weiteren Betrachtungen. Die anwendungsorientierte Standardgeometrie besteht aus Edelstahl (Werkstoffnr. nach [57]: 1.4301), weist eine Breite von 25 mm, eine Einbindelänge von 50 mm und eine Blechstärke von 1 mm auf (vgl. Abbildung 3.1, Tabelle 3.1, Tabelle 3.2). 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, um Effekte im Lasteinleitungsbereich vollständig abzubilden. Zur Verkürzung der Rechenzeit werden die Symmetriebedingungen genutzt und nur ein Viertel des Probekörpers simuliert.

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.<sup>11</sup>

Die von den Stabwerkmodellen abgeleiteten prinzipiellen Spannungsverläufe werden in Abbildung 5.8 und Abbildung 5.9 mit den Spannungsverläufen aus der FEM-Simulation verglichen. Als Grundlage für die FEM-Auswertung dient das Modell einer hängenden Scheibe mit

<sup>11</sup> 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.

einem SG-Materialmodell bei 23 °C und einer Dehngeschwindigkeit von  $0,0059 \text{ s}^{-1}$  („enhanced strain formulation“ mit von-Mises-Fließbedingung, Dehngeschwindigkeit der anwendungsorientierten Geometrie während des Auszugsversuchs). Für das Glas und den Edelstahl werden Materialmodelle gemäß Kapitel 4.1 verwendet.

Die Auswertung der Spannungsverläufe erfolgt – in Analogie zu den Stabwerkmodellen – in der Glasscheibenmittelachse und auf halber Glasscheibendicke. Der Verlauf des Auswertepfads ist in Abbildung 5.6 dargestellt.

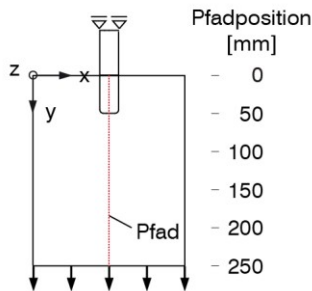


Abbildung 5.6: Schematisch dargestellter Verbundprobekörper mit in der Probekörpermittelachse verlaufendem Pfad

Es zeigt sich, dass die Spannungsverläufe durch die Betrachtung der Stabwerkmodelle 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 5.7 a) und b)). 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 (Abbildung 5.8 c) und d)).

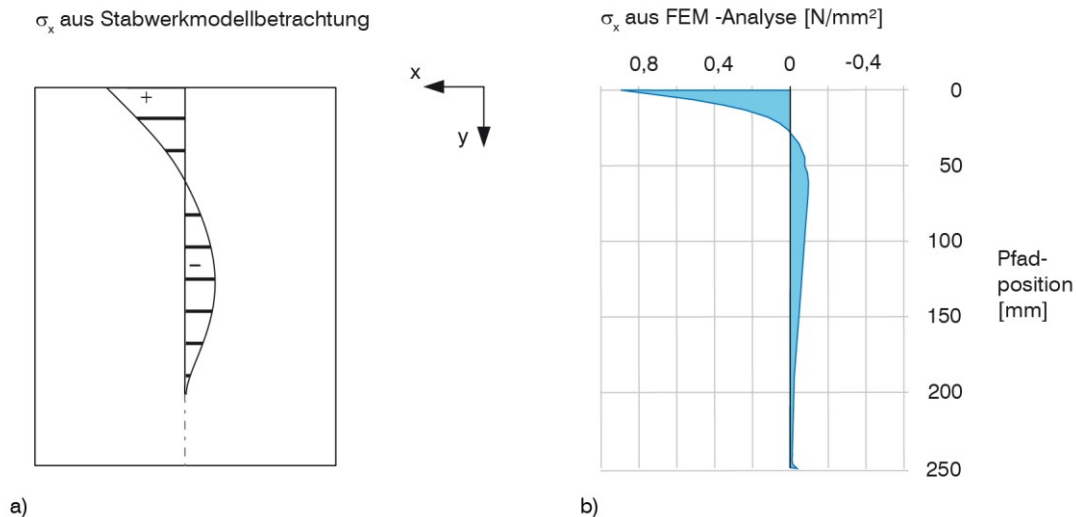


Abbildung 5.7: Vergleich der von Stabwerkmodellen abgeleiteten Spannungsverteilung (a) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse (b). a) und b): Spannungen in Querrichtung ( $\sigma_x$ ). Für zugehörige Stabwerkmodelle siehe Abbildung 5.3. Bei der FEM-Analyse aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilines SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung; 23 °C, Dehngeschwindigkeit  $0,0059 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittelachse und in der Mitte der Glasscheibendicke.

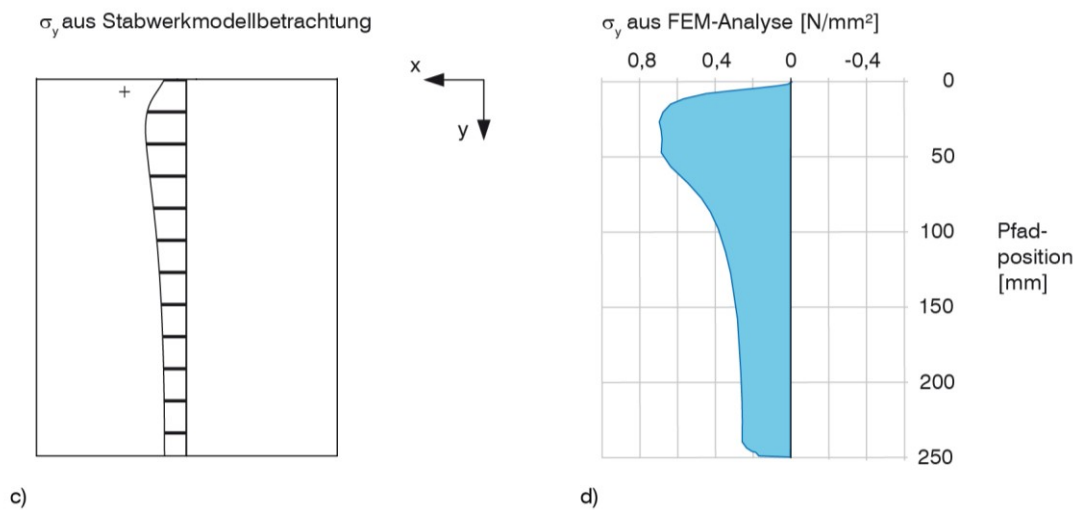


Abbildung 5.8: Vergleich der von Stabwerkmodellen abgeleiteten Spannungsverteilung (c) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse (d). c) und d): Spannungen in Längsrichtung ( $\sigma_y$ ). Für zugehörige Stabwerkmodelle siehe Abbildung 5.3. Bei der FEM-Analyse aufgebrauchte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineaeres SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung; 23 °C, Dehngeschwindigkeit  $0,0059 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittellachse und in der Mitte der Glasscheibendicke.

Die Lastausbreitung in Glasscheibendickenrichtung (z-Richtung) ruft in der Glasscheibenmittellachse auf halber Glasscheibendicke eine Druckbeanspruchung in z-Richtung am oberen Glasscheibenrand ( $y=0$ ) hervor, die dann in eine Zugbeanspruchung wechselt (Abbildung 5.9, c)). 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 (f)). Die Verläufe ähneln den Spannungsverläufen, die aus der Superposition der von den Stabwerkmodellen abgeleiteten Spannungsverteilungen resultieren.

Die Schubspannungen  $\tau_{xz}$  und  $\tau_{xy}$  nehmen entlang der Glasscheibenmittellachse Werte um Null an und sind deshalb nicht dargestellt.

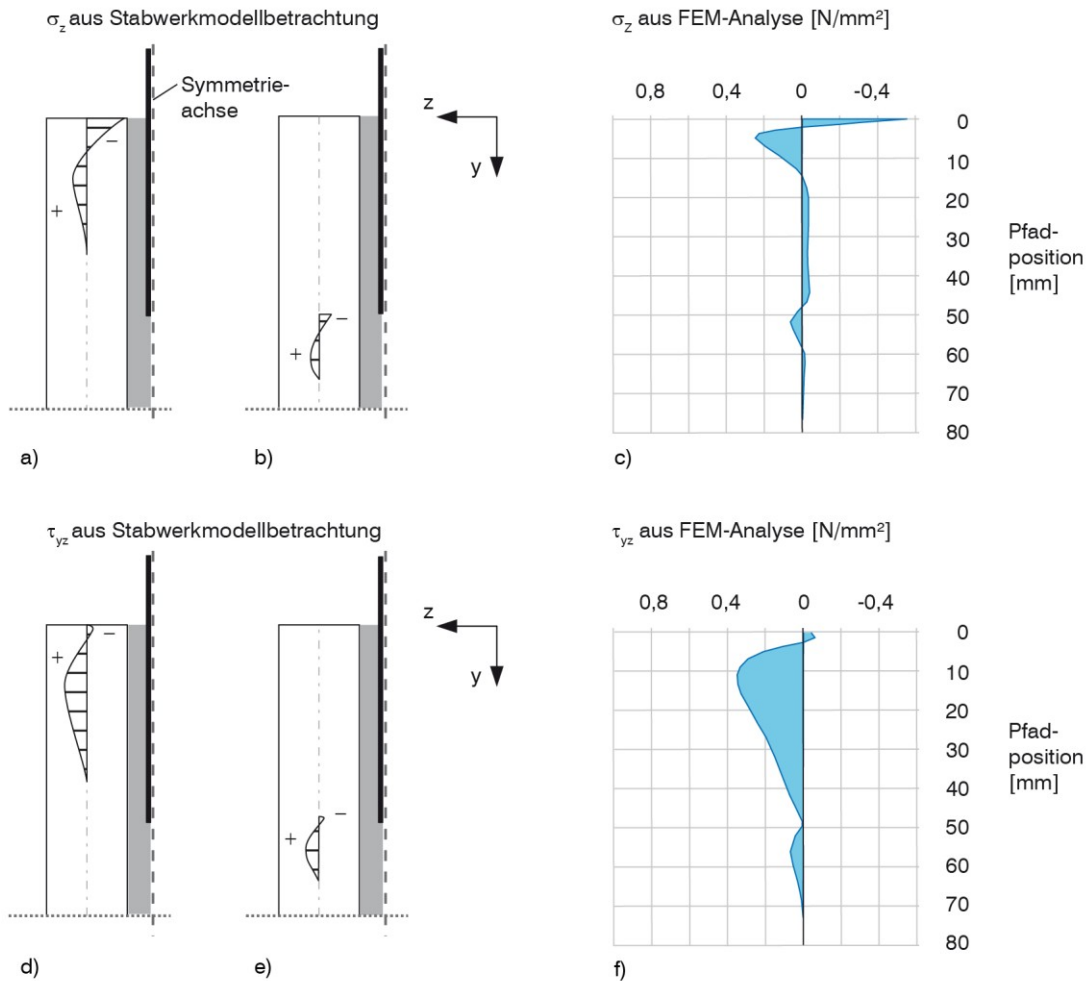


Abbildung 5.9: Vergleich der von Stabwerkmodellen abgeleiteten Spannungsverteilung (a, b, d, e) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse (c, d)), a):  $\sigma_z$ -Verlauf resultierend aus der entlang der Insertachse übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.4 c)), b):  $\sigma_z$ -Verlauf resultierend aus der am Insertende übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.5 g)), c):  $\sigma_z$ -Verlauf aus FEM-Analyse, d):  $\tau_{yz}$ -Verlauf resultierend aus der entlang der Insertachse übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.4 d)), e):  $\tau_{yz}$ -Verlauf resultierend aus der am Insertende übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.5 h)), f)  $\tau_{yz}$ -Verlauf aus 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 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittellachse und in der Mitte der Glasscheibendicke.

Nach dieser Plausibilisierung der Spannungsverläufe entlang eines ausgewählten Schnittes und bei einer Temperatur (23 °C) werden im Folgenden die Spannungsverläufe für 23 °C, 40 °C und 75 °C im Insert, im SG und im Glas miteinander verglichen. Die Schnittführung erfolgt stets entlang der Probekörpermittellachse (vgl. Abbildung 5.6) und auf halber Dicke des jeweils betrachteten Materials. Als SG-Materialmodelle dienen Spannungs-Dehnungspaare für eine Dehngeschwindigkeit von 0,0059 s<sup>-1</sup> bei Temperaturen von 23 °C, 40 °C und 75 °C. Die Wahl der Dehngeschwindigkeit erfolgte in Anlehnung an die Dehngeschwindigkeit der anwendungsorientierten Geometrie während des Auszugsversuchs. Als Fließbedingung wurde die von-Mises-Fließbedingung und als Elementformulierung die „enhanced strain formulation“ gewählt. Für Glas und Edelstahl werden Materialmodelle gemäß Kapitel 4.1 verwendet.

Entgegen der Auswertung in Abbildung 5.8 werden die Spannungsverläufe nicht entlang der gesamten Glasscheibenlänge, sondern nur entlang der ersten 100 mm vom oberen Glas-scheibenrand (entspricht dem Zweifachen der Inserteinbindelänge) aufgeführt (Pfadführung siehe Abbildung 5.6). Dieses ermöglicht die detaillierte Betrachtung der Spannungsverteilung im Insertbereich mit den dort auftretenden Spannungsmaxima. Alle nicht aufgeführten Span-nungsverteilungen sind entlang des jeweils ausgewerteten Pfades nahezu konstant null und werden deshalb nicht betrachtet.

Abbildung 5.10 zeigt die Spannung im Edelstahl 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 im Edelstahl auf. Der Vergleich der Spannungskurven zeigt, dass aufgrund der deutlich höhe-ren Steifigkeit des SGs bei 23 °C die Last schneller aus dem Metall in das SG übertragen wird als bei 75 °C. So hat sich bei 23 °C bereits nach 15 mm die Zugspannung im Metall 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 im SG hervorruft (vgl. Abbildung 5.11).

Rechts neben den  $\sigma_y$ -Spannungsverläufen sind in Abbildung 5.10 die auf ein Pfadintervall bezogenen  $\sigma_y$ -Spannungsdekremente dargestellt. Da der Metallquerschnitt über die Einbinde-tiefe 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. Diese Verläufe be-stätigen, dass die Kraft bei 23 °C und 40 °C im Bereich der Glaskante übertragen wird, während bei 75 °C eine über die Einbindelänge relativ konstante Kraftübertragung zu beo-bachten ist.



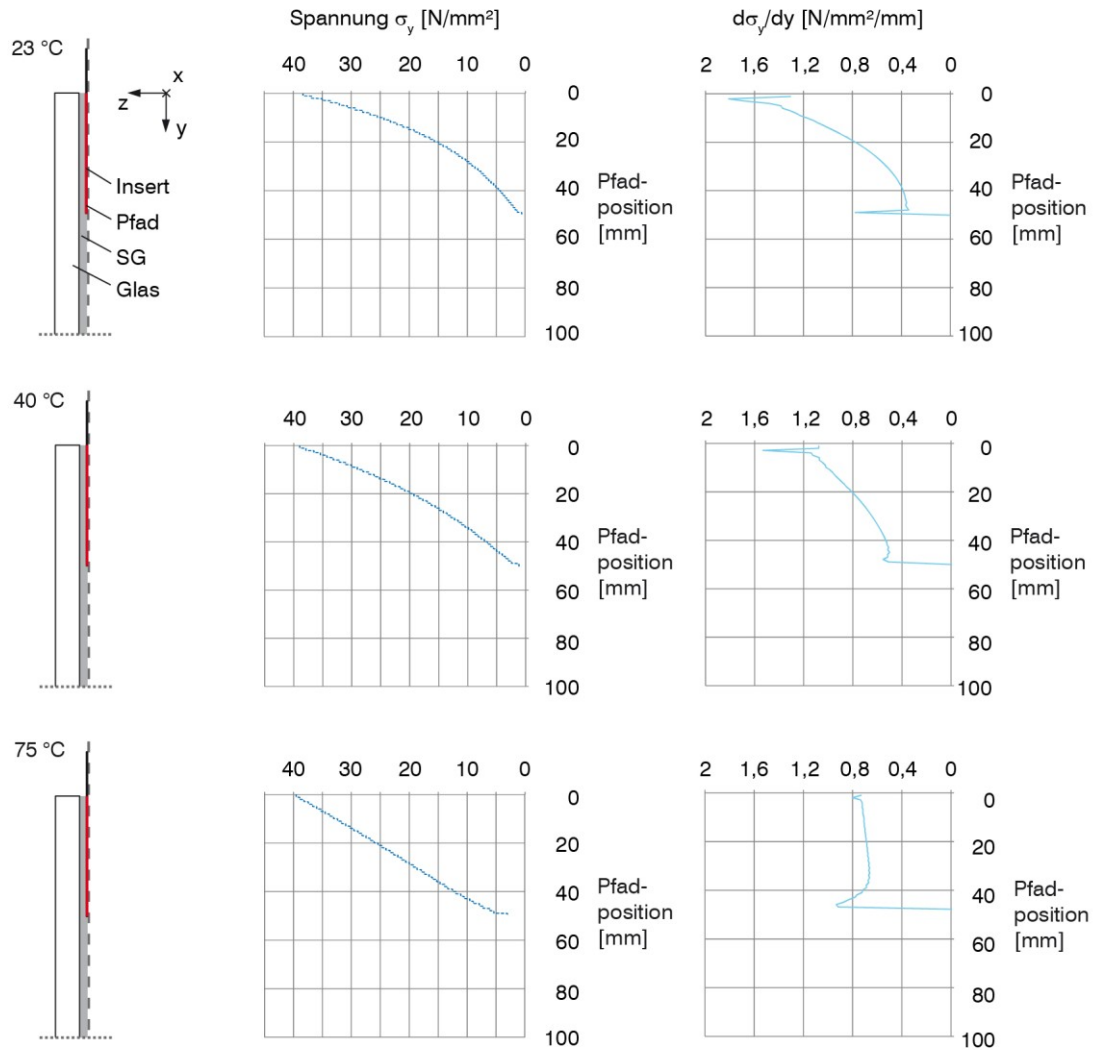


Abbildung 5.10: Spannung  $\sigma_y$  und das auf Pfadintervalle bezogene Spannungsdekrement ( $d\sigma_y/dy$ ) im Insert entlang der Probekörpermittelachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit  $0,0059 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell

Die  $\sigma_x$ -,  $\sigma_y$ -,  $\sigma_z$ - und  $\tau_{yz}$ - Spannungsverläufe im SG (mittig zwischen Metallinsert und Glasscheibe) sind in Abbildung 5.11 dargestellt. Die  $\sigma_x$ -,  $\sigma_y$ -,  $\sigma_z$ -Verläufe (links) ähneln sich sehr und sind für die jeweils betrachtete Temperatur nahezu deckungsgleich. 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.<sup>12</sup>

Bei 23 °C und 40 °C lassen sich die Verläufe auf eine Lastausbreitung über die Glasscheibenbreite (vgl. Abbildung 5.8 a)) und eine Spannung aufgrund der Zugkraft am Insertende zurückführen. Bei 75 °C tritt ein ähnlicher Spannungsverlauf auf. Dieser wird aber insbesondere zwischen den Pfadpositionen 30 mm und 60 mm durch Spannungen dominiert, welche aus der Zugkraft am Insertende resultieren. 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 2.000 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.

Die rechts in Abbildung 5.11 aufgeführten Schubspannungen gleichen vom Verlauf den  $d\sigma_y/dy$ -Verläufen in Abbildung 5.10 und unterstützen somit die These, dass bei 23 °C und

<sup>12</sup> Für ein isotropes Material gilt nach [54]:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{yz} \\ \sigma_{xz} \end{bmatrix} = \frac{E}{h} \begin{bmatrix} 1 - \nu^2 & \nu + \nu^2 & \nu + \nu^2 & & & \\ \nu + \nu^2 & 1 - \nu^2 & \nu + \nu^2 & & & \\ \nu + \nu^2 & \nu + \nu^2 & 1 - \nu^2 & & & \\ & & & G \cdot \frac{h}{E} & & \\ & & & & G \cdot \frac{h}{E} & \\ & & & & & G \cdot \frac{h}{E} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{xz} \end{bmatrix} \quad (5.1)$$

mit 
$$h = (1 + \nu)^2(1 - 2\nu) = 1 - 3\nu^2 - 2\nu^3 \quad (5.2)$$

- $E$  E-Modul
- $G$  Schub-Modul
- $\nu$  Querkontraktionszahl

Dementsprechend bewirkt eine Dehnung in x-Richtung bei verhinderter Querdehnung eine Spannung in y-Richtung von:

$$\sigma_{yy} = \frac{E}{h} (\nu + \nu^2) \cdot \varepsilon_{xx} \quad (5.3)$$

40 °C die Kraft verstärkt im oberen Insertbereich übertragen wird, wohingegen bei 75 °C eine über die Insertlänge gleichmäßige Kraftübertragung auftritt.

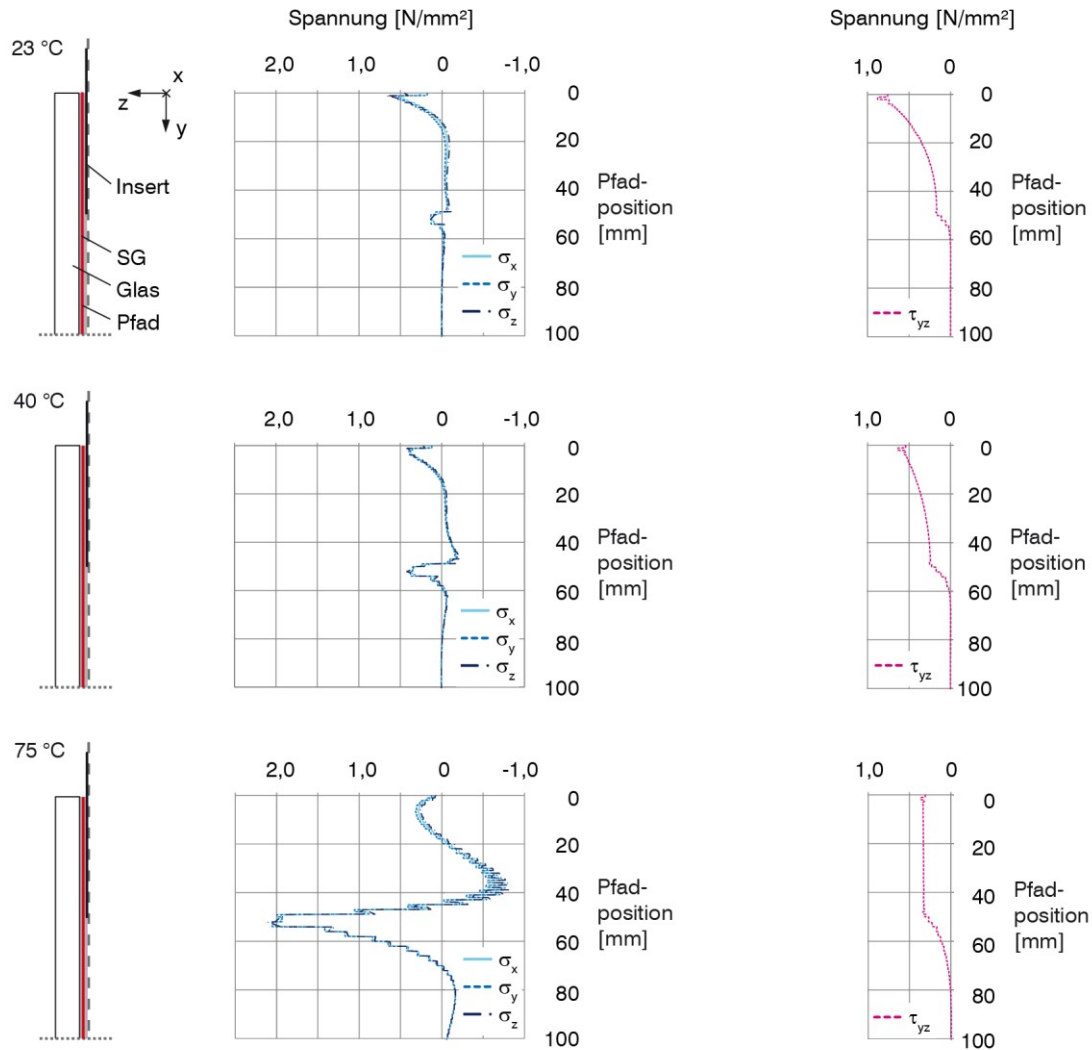


Abbildung 5.11: Spannungen  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  (links) und  $\tau_{yz}$  (rechts) im SG entlang der Probekörpermittelachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit  $0,0059 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell

Die Spannungsverläufe im Glas auf halber Glasscheibendicke wurden im Rahmen der Stabwerkmodellbetrachtung in Abbildung 5.8 und Abbildung 5.9 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  $\sigma_x$  in Richtung des unteren Glasscheibenendes führt. Bei 75 °C ist insbesondere der  $\sigma_z$ - und der  $\tau_{yz}$ -Spannungsverlauf durch die verstärkte Lastübertragung am Insertende und die einhergehenden Zwangsspannungen im SG beeinflusst.

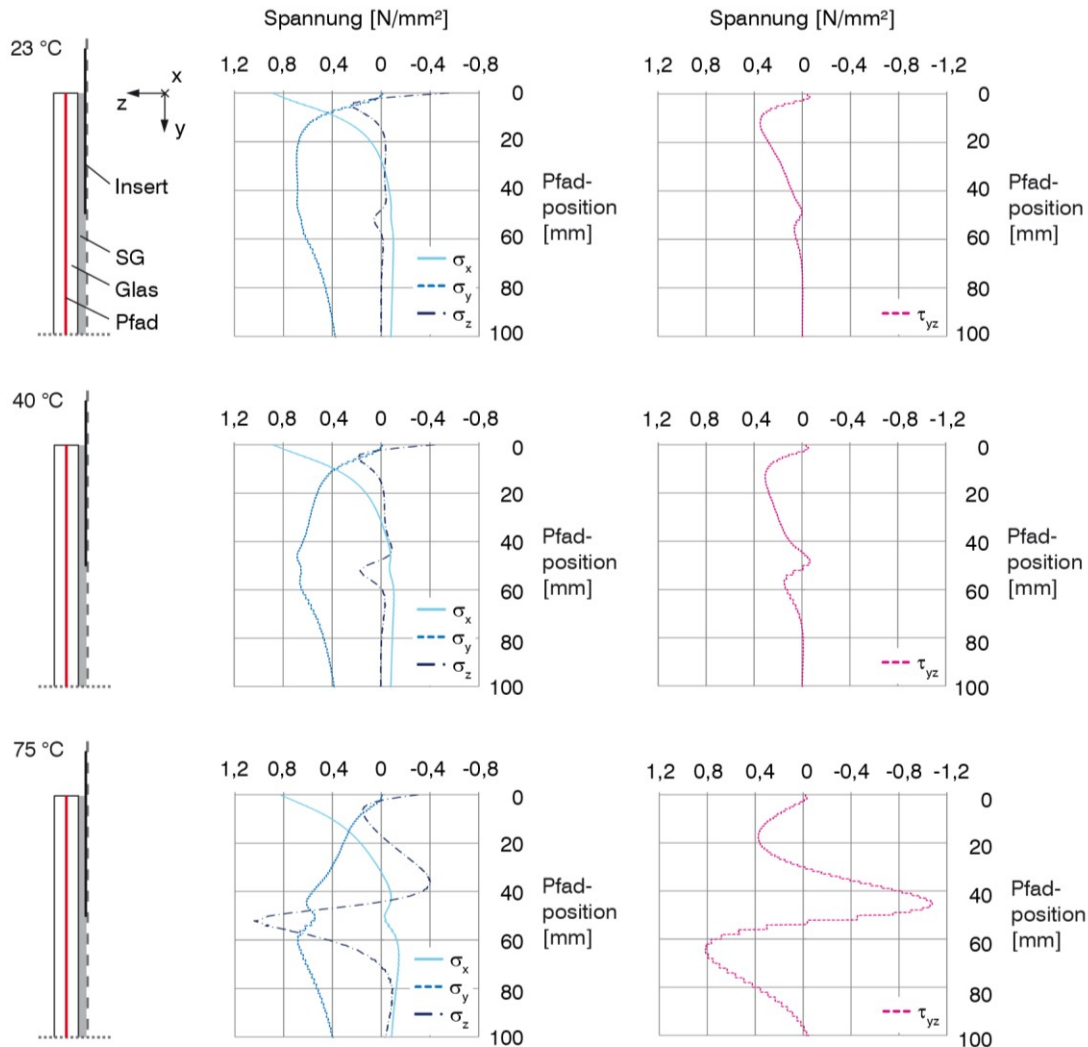


Abbildung 5.12: Spannungen  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  (links) und  $\tau_{yz}$  (rechts) im Glas entlang der Probekörpermittellachse und halber Materialhöhe, auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C, 40 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit  $0,0059 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell

## 5.2 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 [70], 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. 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 (vgl. Abbildung 5.12), so dass die Auswertung der Spannungsverteilung für diese Temperaturen erfolgt. Wie auch bei den Betrachtungen in 5.1 wurde die

Dehngeschwindigkeit in Anlehnung an die Auszugsversuche mit anwendungsorientierter Insergeometrie zu  $0,0059 \text{ s}^{-1}$  gewählt. Des Weiteren liegen allen Simulationen ein SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung und ein Elementansatz mit „enhanced strain formulation“ zugrunde. Die Materialmodelle für Glas und Edelstahl wurden gemäß Kapitel 4.1 gewählt. 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.

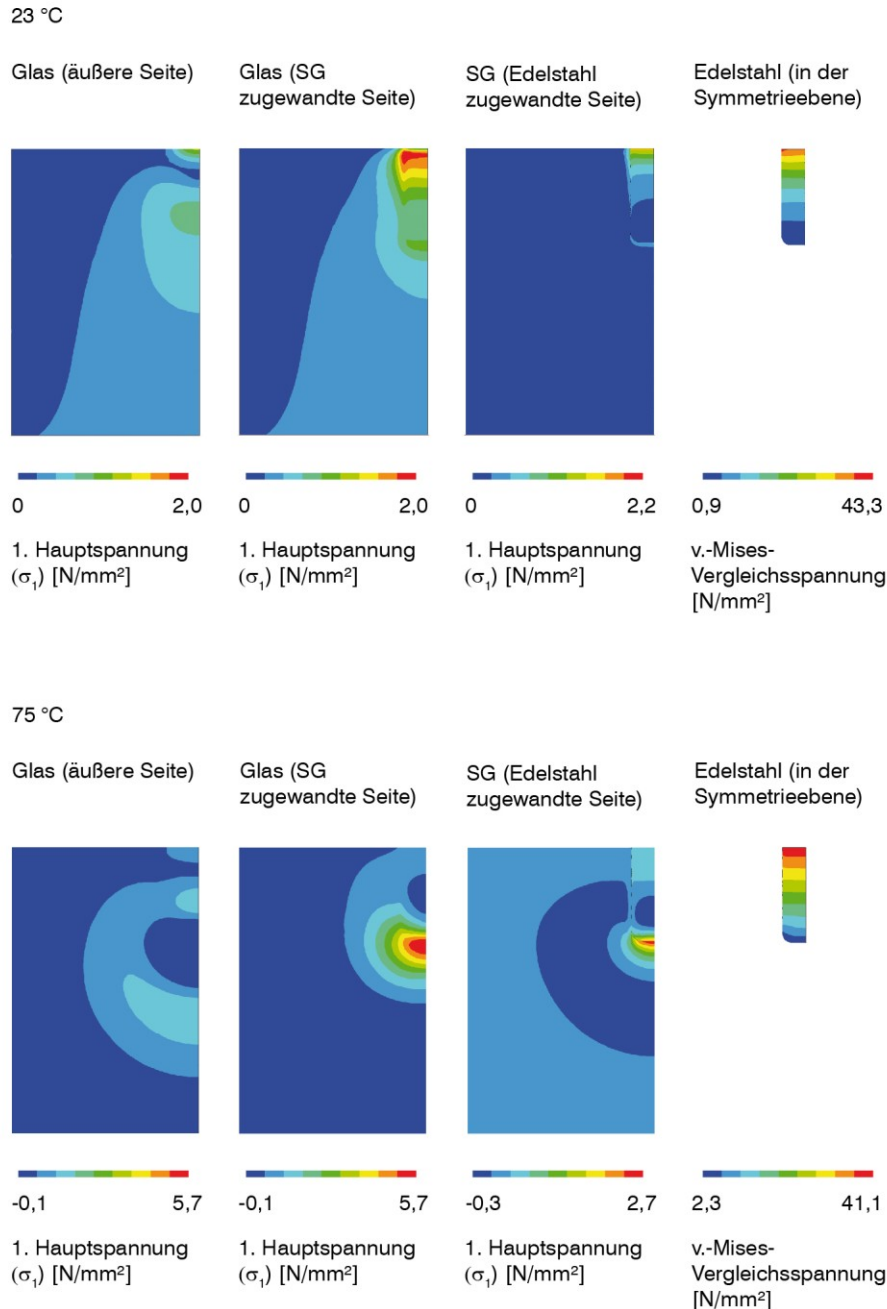


Abbildung 5.13: Hauptzugspannung  $\sigma_1$  an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, Standardinsertgeometrie (50 mm x 25 mm); auf das Gesamtmodell aufgebrachte Kraft am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit:  $0,0059 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell

In Abbildung 5.13 sind für die Standardinsertgeometrie die Verteilung der ersten Hauptspannung an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche, sowie die Verteilung der von-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl dargestellt. Die maximale erste Hauptspannung im Glas ist bei 75 °C mit 5,7 N/mm<sup>2</sup> mehr als doppelt so groß wie bei 23 °C mit 2,0 N/mm<sup>2</sup>. 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 im Glas auftritt. Bei 75 °C dominiert hingegen die Zugkraftübertragung am Insertende. Aufgrund dieser und der Querdehnungsbehinderung des SGs tritt die maximale Zugspannung an der Glasoberfläche im Bereich des Insertendes auf.

Die erste Geometrieangepassung verfolgt das Ziel, die Spannungsspitzen am Insertende abzubauen. Durch eine Auffächerung des Inserts und einer einhergehenden Vergrößerung der Insertumlaufänge soll ein größerer SG-Bereich und somit auch größerer 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 5.14).

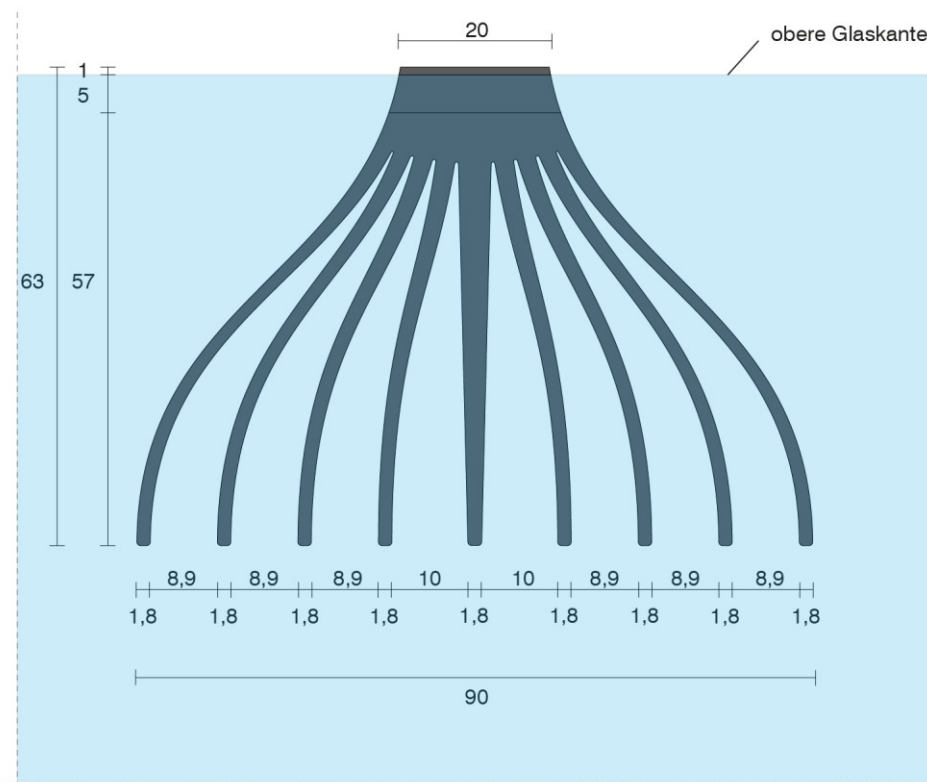


Abbildung 5.14: Erste angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe

Diese Geometrie ähnelt Ergebnissen von Rückert [71], der die Modellfindung auf der Basis von Trajektorienverläufen für die Ableitung von Stabwerkmodellen untersuchte. Hierbei betrachtete er unter anderem die Trajektorienverläufe unterschiedlicher Scheibengeometrien in variierenden Belastungs- und Lagerungssituationen. In Abbildung 5.15 a) ist eine auf zwei Randauflagern aufgelagerte Scheibe mit einer am oberen Scheibenende gleichmäßig verteilten Vertikallast dargestellt. Für diesen Beanspruchungszustand sind in Abbildung 5.15 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 5.14 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.

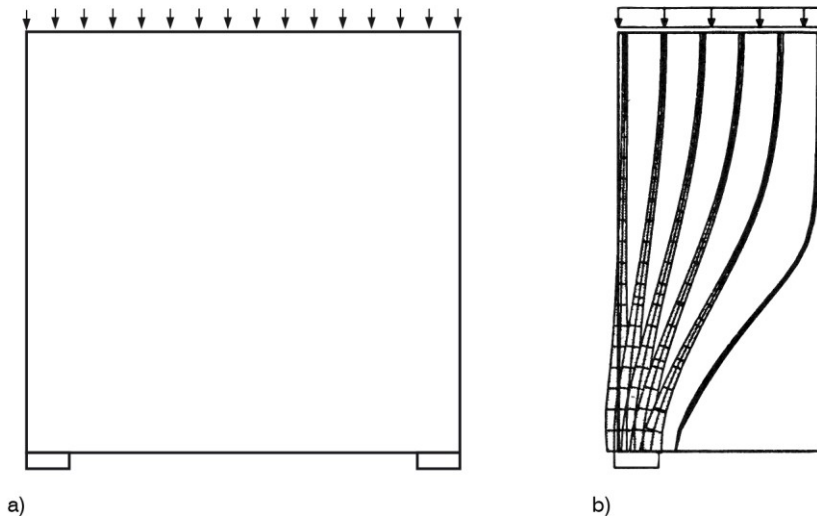


Abbildung 5.15: Scheibe auf zwei Randauflagern mit gleichmäßiger Vertikallast am oberen Scheibenrand, a) Systemskizze, b) Spannungen in Trajektorienrichtung entlang der Trajektorien aufgetragen (die dargestellte Breite ist proportional zur Spannungsgröße); b) entnommen aus [71]

In Abbildung 5.16 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 der 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.

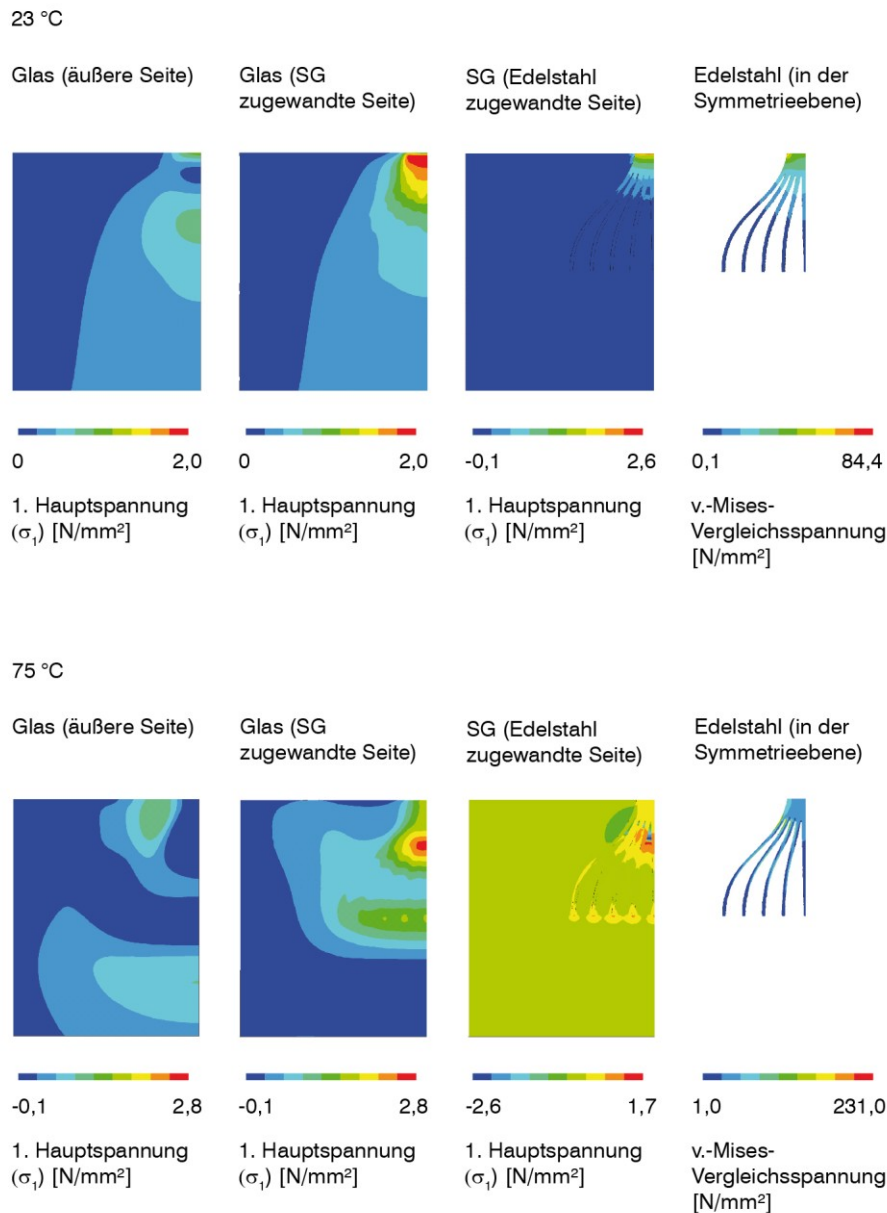


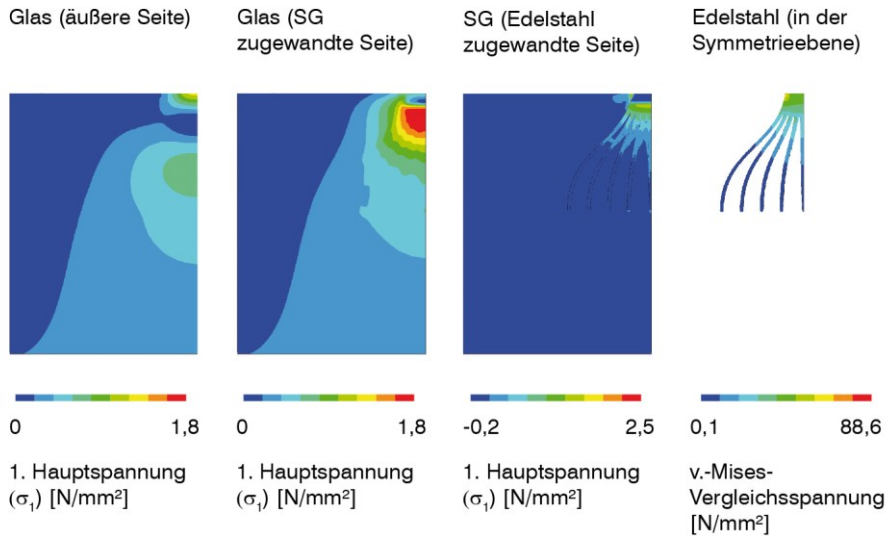
Abbildung 5.16: Hauptzugspannung  $\sigma_1$  an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, aufgefächerte Geometrie; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“. Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell

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 Volumina 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 5.17 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 Oberflä-



chendefekte 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 N/mm<sup>2</sup> auf 1,8 N/mm<sup>2</sup> reduziert werden. Bei 75 °C ändert sich die Spannungsverteilung im Glas und im SG unwesentlich. Im Insert treten allerdings gegenüber der Variante mit Vollkontakt erhöhte Biegespannungen auf.

23 °C



75 °C

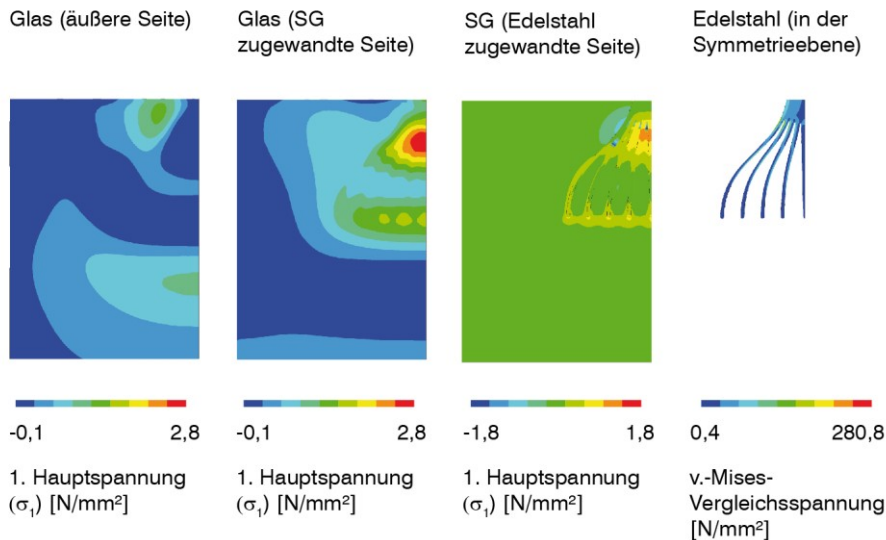


Abbildung 5.17: Hauptzugspannung  $\sigma_1$  an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, aufgefächerte Geometrie; Anfangsbereich des Inserts ohne Kontakt zum SG simuliert; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell

In einem weiteren Geometrieoptimierungsschritt soll durch eine geradlinige und parallel zur Lastaufbringung verlaufende Gestaltung der Insertfinger der Biegeanteil der Spannung im Insert reduziert werden (Abbildung 5.18). 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 oberen 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.

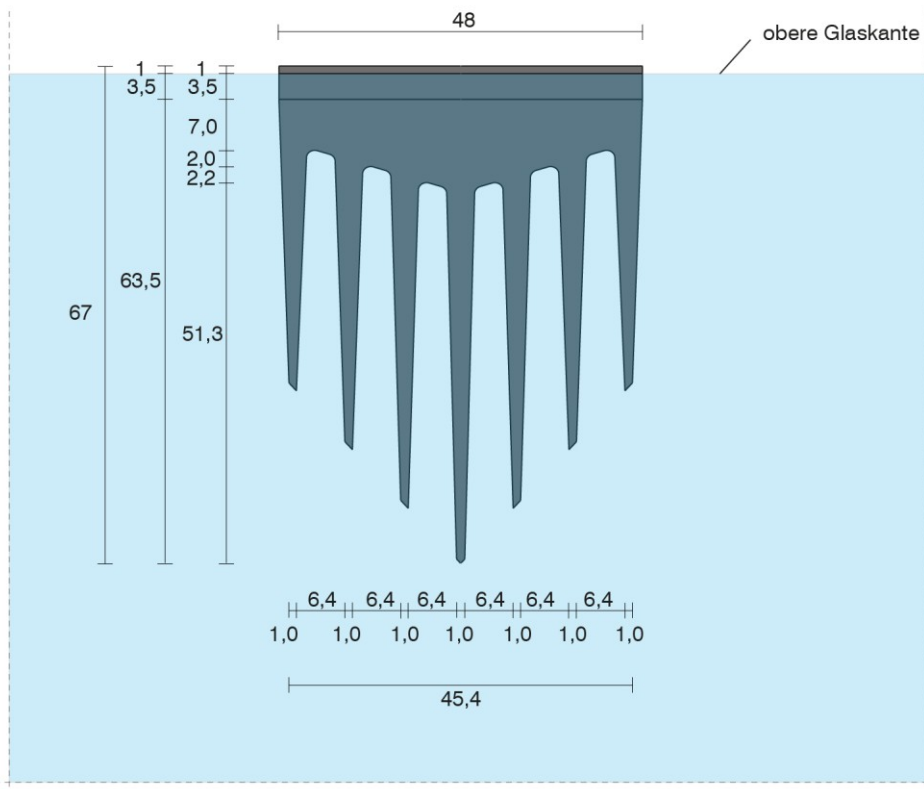


Abbildung 5.18: Zweite angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe

Die Spannungsauswertung in Abbildung 5.19 zeigt, dass es durch die geradlinige und parallel zur Lastaufbringung verlaufende Gestaltung der Insertfinger gelingt, die Spannungen im Metall im Vergleich zur Insertausführung mit gekrümmten Insertfingern deutlich zu reduzieren und sie auf das Spannungsniveau der Standardgeometrie zu senken (vgl. Abbildung 5.19). Des Weiteren 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/mm<sup>2</sup> auf 1,6 N/mm<sup>2</sup>) und bei 75 °C um 53% (von 5,7 N/mm<sup>2</sup> auf 2,7 N/mm<sup>2</sup>) reduziert werden kann. Es gelingt außerdem, den Ort des Auftretens der maximalen ersten Hauptspannung von der Glaskante ins Scheibeninnere zu verschieben.

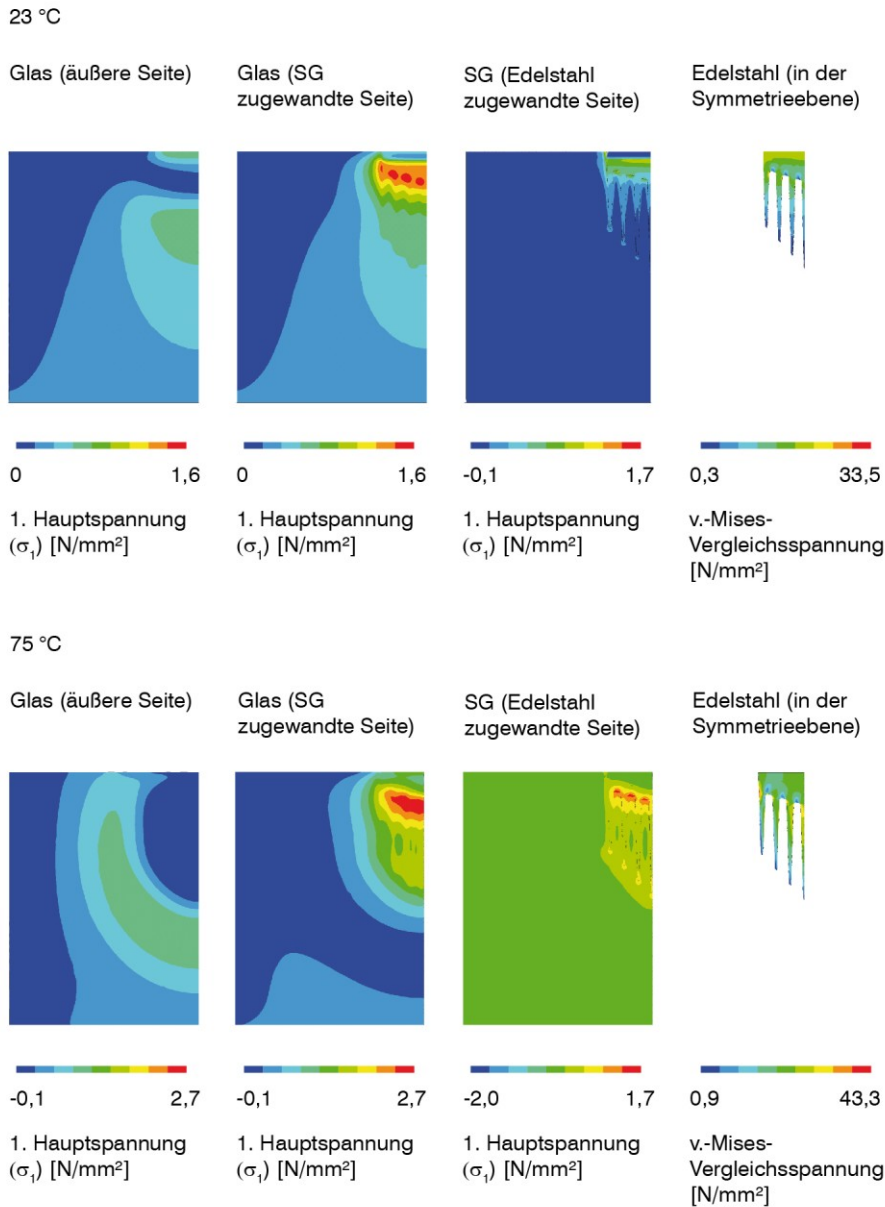


Abbildung 5.19: Hauptzugspannung  $\sigma_1$  an beiden Glas- und einer SG-Oberfläche sowie v.-Mises-Vergleichsspannung im Edelstahl bei 23 °C und 75 °C, kammartige Geometrie, Anfangsbereich des Inserts ohne Kontakt zum SG simuliert; auf das Gesamtmodell aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell

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.

## 6 Zusammenfassung und Ausblick

### 6.1 Zusammenfassung

Aufgrund der aus architektonischer Sicht oft geforderten Transparenz werden im Bauwesen vermehrt tragende Elemente aus Glas eingesetzt. 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 Glas-elemente.

Ein neues Zwischenschichtmaterial (SentryGlas<sup>®</sup>, SG) für Verbundglassysteme ermöglicht einen innovativen Verbindungsansatz, bei dem ein in die Zwischenschicht integriertes Metall-element (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. Auf der Grundlage der experimentell ermittelten Daten wurden für diskrete Temperaturen und Versuchsgeschwindigkeiten multilineare, isotrope Materialmodelle abgeleitet. Mittels dieser Materialmodelle wurden die Zugversuche numerisch simuliert. Ein Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse zeigte eine sehr hohe Übereinstimmung.

Um die Anwendbarkeit der Materialmodelle für die Simulation des Tragverhaltens der Verbindung überprüfen zu können, wurden Auszugsversuche an Insertverbindungen durchgeführt. Die Festlegungen 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 SG erkennbar, der insbesondere bei 40 °C und 75 °C deutlich ausgeprägt war.

Durch ein iteratives Vorgehen wurden die für diskrete Versuchsgeschwindigkeiten abgeleiteten SG-Materialmodelle an die im Auszugsversuch der Insertverbindung auftretenden Dehngeschwindigkeiten angepasst. 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 das SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung das experimentell ermittelte Verhalten besser approximiert. Aufgrund der guten Übereinstimmung der numerischen Ergebnisse mit den experimentellen Daten ist das gewählte Vorgehen geeignet, das visko-elastische Materialverhalten von SG zu berücksichtigen und das Tragverhalten der Verbindung abzubilden. Da das verwendete numerische Modell keine Schädigungsmodelle beinhaltete, 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 Stabwerkmodellen abgeleitete qualitative Spannungsverläufe dienten der Plausibilisierung der numerisch ermit-

telten Spannungsverläufe. Die Betrachtungen zeigten, dass die Kraft flächig über das Insert und über eine Zugkraft am Insertende übertragen wurde. 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 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 Inserts, die aufgebrachte Last und die verwendeten Materialmodelle unverändert. Die Untersuchung ergab, dass bei dieser Verbindungstechnik insbesondere bei 75 °C Steifigkeitssprünge zu vermeiden sind, da diese Spannungskonzentrationen hervorrufen. Anstatt bei einer Einbindetiefe zu enden, lief das optimierte Insert abschnittsweise aus. Um zugleich einen größeren SG-Bereich zum Lastabtrag aktivieren zu können, spreizte sich das Insert in mehrere, in Lastrichtung gerichtete, Finger auf. Da bei 23 °C die Kraft zum Großteil bereits an der oberen Glaskante übertragen wurde, 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 Geometrieanpassungen gelang es, die Spannungsspitzen im Glas um 20% bei 23 °C und um 53% bei 75 °C gegenüber der Ausführung mit rechteckigem Insert zu reduzieren.

## 6.2 Anregungen für weitere Arbeiten

Aufbauend und ergänzend zu den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen bleiben weitere Thematiken für die Forschung interessant. Diese Arbeit beschränkt sich auf die Betrachtung des Lastabtrags unter kurzzeitiger Belastung. Eine weiterführende Arbeit könnte das Langzeitverhalten dieser Verbindung untersuchen. Dabei wäre interessant, ob sich unter konstanter Belastung eine „Endverformung“ einstellt und ob es eine Belastungsgrenze gibt, bis zu der die Verformung sich bei Entlastung wieder vollständig zurückbildet. Des Weiteren wäre zu untersuchen, ob das Verformungs-Zeit-Verhalten superponierbar ist (Anwendbarkeit des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips) und wie sich Temperaturwechsel auf das Verformungsverhalten auswirken.

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. Als Grundlage für diese Betrachtungen kann das in dieser Arbeit entwickelte Vorgehen bei der numerischen Simulation dienen.

Außerdem von Relevanz ist die Untersuchung des Adhäsionsverhaltens in Abhängigkeit unterschiedlicher Herstellungsparameter (Reinigungsvorgang, Oberflächenbeschaffenheit, Laminationsparameter, etc.). Hierbei sollte das Ziel verfolgt werden, eine Größe (z.B. Spannungsniveau, Energieniveau) abzuleiten, die sich zur Vorhersage des Adhäsionsversagens eignet und die in ein möglichst dehnraten- und temperaturübergreifendes Schädigungsmodell überführt werden kann.

Louter zeigte mit seinen Arbeiten ([13, 14]) auf, dass Umwelteinwirkungen (Feuchtlagerung, Temperaturwechsel) die Tragfähigkeit von Metall-SG-Glas-Verbindungen reduzieren können. Da bei den von ihm verwendeten Probekörpern die SG-Metall-Kontaktfläche über einen gro-

ßen Bereich für umgebende Medien zugänglich war, sollte untersucht werden, inwiefern Umwelteinwirkungen das Tragverhalten von vollständig ins Verbundglas eingebetteten Insertverbindungen beeinflussen. Diese Untersuchungen sind notwendig, um eine Anwendbarkeit im Außenbereich zu ermöglichen.

Auf der Grundlage der ausgeführten 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.

## Literaturverzeichnis

- [1] *DIN EN ISO 527-1:1996-04 Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 1: Allgemeine Grundsätze*, Beuth, Berlin, 1996.
- [2] Schittich, C. et al.: *Glasbau Atlas*, 2. Aufl., Birkhäuser, Basel, 2006.
- [3] Puller, K.; Sobek, W.: Glass-steel connections using acrylate adhesives, Tagungsbeitrag, *Challenging Glass 1, Conference on Architectural and Structural Applications of Glass, May 22-23, 2008, Delft*, IOS Press, 2008, 273-278.
- [4] Weller, B. et al.: Fügen und Verbinden mit UV- und lighthärtenden Acrylaten, *Stahlbau*, 75 (2006), 6, 521-528.
- [5] Weller, B.; Schadow, T.: Forschung und Entwicklung im Konstruktiven Glasbau, *Stahlbau*, 76 (2007), 3, 162-166.
- [6] Weller, B.; Tasche, S.: Strukturelles Kleben im Konstruktiven Glasbau, *Stahlbau*, 77 (2008), S1, 28-33.
- [7] Neugebauer, J.: *Gebäudehüllen aus Glas aus der Sicht eines Tragwerksplaners*, Dissertation, Technische Universität Graz, 2005.
- [8] Neugebauer, J.: A special fixation with which the broken laminated safety glass is prevent from falling down, Tagungsbeitrag, *Glass Processing Days, June 17-20, 2005, Tampere, Finland*.
- [9] O'Callaghan, J.: A case study of the Apple computer stores - glass structures 2001 - 2005, Tagungsbeitrag, *Glass Processing Days, June 17-20, 2005, Tampere, Finland*.
- [10] Peters, S. et al.: Ganzglastreppe mit transparenten SGP-Klebeverbindungen - Konstruktion und statische Berechnung, *Stahlbau*, 76 (2007), 3, 151-156.
- [11] Feirabend, S.: *Steigerung der Resttragfähigkeit von Verbundsicherheitsglas mittels Bewehrung in der Zwischenschicht*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2010.
- [12] Feirabend, S.; Sobek, W.: Bewehrtes Verbundsicherheitsglas, *Stahlbau*, 77 (2008), S1, 16-22.
- [13] Louter, C. et al.: Experimental investigation of the temperature effect on the structural response of SG-laminated reinforced glass beams, *Engineering Structures*, 32 (2010), 6, 1590-1599.
- [14] Louter, C.: *Fragile yet ductile: structural aspects of reinforced glass beams*, Doctoral thesis, Delft University of Technology, 2011.
- [15] Willareth, P.; Meyer, D.: A new folding glass roof for the historic city swimming hall Zürich, Tagungsbeitrag, *Glass Performance Days, June 17-20, 2011, Tampere, Finland*, 622-624.
- [16] Carvalho, P.; Cruz, P. J. S.; Veer, F.: Perforated steel plate to laminated glass adhesive properties, Tagungsbeitrag, *Glass Performance Days, June 17-20, 2011, Tampere, Finland*, 281-285.
- [17] DuPont: *SentryGlas® Plus: Zwischenlagen für architektonisches Verbund-Sicherheitsglas*, 2006.
- [18] Bennison, S. J.: Structural properties of laminated glass, Tagungsbeitrag, *Glass Processing Days, June 15-18, 2003, Tampere, Finland*.
- [19] Kaiser, W.: *Kunststoffchemie für Ingenieure*, 2. Aufl., Hanser, München, 2007.
- [20] Weller, B.; Kothe, C.; Kothe, M.: Thermal stability of polymeric interlayer materials, Tagungsbeitrag, *Challenging Glass 2, Conference on Architectural and Structural Application of Glass, May 20-21, 2010, Delft*, IOS Press, 2010, 507-515.

- [21] DuPont: *SentryGlas® Plus Elastic Properties (SGP 5000)*, 2008.
- [22] *ASTM D4065-06 Standard practice for plastics: dynamic mechanical properties: determination and report of procedures*, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2006.
- [23] Weller, B. et al.: *Werkstoffeigenschaften neuer Zwischenschichtmaterialien*, Fachverband Konstruktiver Glasbau, Köln, 2010.
- [24] Kothe, M.; Wünsch, J.; Weller, B.: *Dynamisch-mechanische Analyse von SG*, Institut für Baukonstruktion, Technische Universität Dresden, 2009. (unveröffentlicht)
- [25] Menczel, J. D.; Prime, R. B.: *Thermal analysis of polymers: fundamentals and applications*, Wiley, Hoboken, NJ, 2009.
- [26] *DIN 7724:1993-04 Polymere Werkstoffe: Gruppierung polymerer Werkstoffe aufgrund ihres mechanischen Verhaltens*, Beuth, Berlin, 1993.
- [27] *DIN ISO 2285:2010-07 Elastomere oder thermoplastische Elastomere: Bestimmung des Zugverformungsrestes unter konstanter Dehnung und des Zugverformungsrestes, der Dehnung und des Fließens unter konstanter Zugbelastung*, Beuth, Berlin, 2010.
- [28] Retting, W.: *Mechanik der Kunststoffe: die mechanischen Eigenschaften von Polymer-Werkstoffen*, Hanser, München, 1992.
- [29] Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*, 3. Aufl., Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2008.
- [30] *DIN EN 6032:1996-04 Faserverstärkte Kunststoffe: Prüfverfahren, Bestimmung der Glasübergangstemperatur*, Beuth, Berlin, 1996.
- [31] Meißner, M.; Bucak, Ö.: *Trag- und Resttragfähigkeitsuntersuchungen an Verbundglas mit der Zwischenlage „SentryGlas Plus“*, Abschlussbericht AiF-Forschungsvorhaben AiF FH3, Fachhochschule München, [ca. 2005].
- [32] *DIN EN ISO 527-2:1996-07 Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen*, Beuth, Berlin, 1996.
- [33] Belis, J. et al.: Failure mechanisms and residual capacity of annealed glass/SGP laminated beams at room temperature, *Engineering Failure Analysis*, 16 (2009), 6, 1866-1875.
- [34] Méndez Diez, J.: *Thermoviscoplasticity of glassy polymers: experimental characterization, parameter identification and model validation*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2010.
- [35] Sobek, W.; Haase, W.: *Temperaturversuche an Verbundsicherheitsglasscheiben unter Sonneneinstrahlung*, Versuchsbericht, Zentrallabor des Konstruktiven Ingenieurbaus, Universität Stuttgart, 2001.
- [36] DuPont: *SentryGlas®: Laminating Guide*, 2008.
- [37] *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-70.3-170 Verbund-Sicherheitsglas aus SentryGlas SGP 5000 mit Schubverbund*, Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin, 2011.
- [38] *DIN EN ISO 291:2008-08 Kunststoffe: Normalklimate für Konditionierung und Prüfung*, Beuth, Berlin, 2008.
- [39] Keuerleber, M.: *Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Kunststoffen bei hohen Dehnraten am Beispiel von PP*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2006.
- [40] Ashby, M. F.; Jones, D. R. H.: *Engineering materials 2: an introduction to microstructures, processing and design*, 2nd ed., Butterworth Heinemann, Oxford, 1998.
- [41] Schwarzl, F. R.: *Polymermechanik: Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren*, 2. Aufl., Springer, Berlin, 1990.



- [42] Williams, M.; Landel, R.; Ferry, J.: The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids, *Journal of the American Chemical Society*, 77 (1955), 3701-3707.
- [43] Ward, I. M.; Hadley, D. W.: *An introduction to the mechanical properties of solid polymers*, Wiley, Chichester, 1993.
- [44] ANSYS - simulation driven product development, <http://www.ansys.com>, Aufruf: 7.10.2010.
- [45] v. Mises, R.: Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand, *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, (1913), 582-592.
- [46] Drucker, D. C.: Some implications of work-hardening and ideal plasticity, *Quarterly of Applied Mathematics*, 7 (1950), 411-418.
- [47] Drucker, D. C.; Prager, W.: Soil mechanics and plastic analysis or limit design, *Quarterly of Applied Mathematics*, 10 (1952), 157-165.
- [48] Raghava, R.; Caddell, R. M.; Yeh, G. S. Y.: The macroscopic yield behaviour of polymers, *Journal of Materials Science*, 8 (1973), 2, 225-232.
- [49] Schlimmer, M.: *Fliessverhalten plastisch kompressibler Werkstoffe*, Dissertation, RWTH Aachen, 1974.
- [50] Schlimmer, M.; Bornemann, J.: *Berechnung und Dimensionierung von Klebverbindungen mit der Methode der Finiten Elemente und experimentelle Überprüfung der Ergebnisse*, Institut für Werkstofftechnik, Universität Kassel, 2004.
- [51] Ward, I. M.: Review: The yield behaviour of polymers, *Journal of Materials Science*, 6 (1971), 11, 1397-1417.
- [52] Diercks, N.: *Validierung und ANSYS-Implementierung des Schlimmer-Mahnken Materialmodells zur Festigkeitsberechnung von Klebeverbindungen*, Diplomarbeit, Universität der Bundeswehr München, 2009.
- [53] Rust, W.: *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*, Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2009.
- [54] Ugural, A. C.; Fenster, S. K.: *Advanced strength and applied elasticity*, 4th ed., Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, 2003.
- [55] *ANSYS command reference*, release 12.0, Canonsburg, PA, 2009.
- [56] Appl, J.-J.: *Tragverhalten von Verbunddübeln unter Zugbelastung*, Dissertation, Universität Stuttgart, 2008.
- [57] *DIN EN 10088-1: 2005-09 Nichtrostende Stähle, Teil 1: Verzeichnis der nichtrostenden Stähle*, Beuth, Berlin, 2005.
- [58] *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.
- [59] Megatron: *Datenblatt: Potentiometrische Miniatur-Wegaufnehmer, Serie MM*, Putzbrunn/München.
- [60] *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.
- [61] DuPont: *Hinweise für die Verbundglasherstellung - SGP Laminating Guide*, 2005.
- [62] *DIN EN 572-1:2004-9 Glas im Bauwesen: Basiserzeugnisse aus Kalk-Natronsilicatglas, Teil 1: Definitionen und allgemeine physikalische und mechanische Eigenschaften*, Beuth, Berlin, 2004.

- [63] *Bemessungshilfen zu nichtrostenden Stählen im Bauwesen*, 3. Aufl., Euro Inox, Luxemburg, 2006.
- [64] Koschnick, F.: *Geometrische Locking-Effekte bei Finiten Elementen und ein allgemeines Konzept zu ihrer Vermeidung*, Dissertation, Technische Universität München, 2004.
- [65] Bischoff, M.; Ramm, E.; Tkachuk, A.: *Advanced computational structural mechanics*, Vorlesungsmanuskript, Institut für Baustatik und Baudynamik, Universität Stuttgart, 2010.
- [66] Bischoff, M.; Ramm, E.; von Scheven, M.: *Nichtlineare finite Elemente für Tragwerksberechnungen*, Vorlesungsmanuskript, Institut für Baustatik und Baudynamik, Universität Stuttgart, 2009.
- [67] Richeton, J. et al.: A unified model for stiffness modulus of amorphous polymers across transition temperatures and strain rates, *Polymer*, 46 (2005), 19, 8194-8201.
- [68] Xiao, C.; Jho, J. Y.; Yee, A. F.: Correlation between the shear yielding behavior and secondary relaxations of Bisphenol A Polycarbonate and related copolymers, *Macromolecules*, 27 (1994), 10, 2761-2768.
- [69] Habenicht, G.: *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*, 6. Aufl., Springer, Berlin, 2009.
- [70] Weller, B. et al.: *Konstruktiver Glasbau: Grundlagen, Anwendung, Beispiele*, Institut für internationale Architektur-Dokumentation, München, 2008.
- [71] Rückert, K. J.: *Entwicklung eines CAD-Programmsystems zur Bemessung von Stahlbetontragwerken mit Stabwerkmodellen*, Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.
- [72] Gross, D.; Hauger, W.; Wriggers, P.: *Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der höheren Mechanik, numerische Methoden*, 6. Aufl., Springer, Berlin, 2007.

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1:	Krafteinleitung über Kontakt; a) Presseleiste, b) Klemmhalter, c) Punkthalter, d) Halte- und Distanzklötze, aus [2]	1
Abbildung 1.2:	Krafteinleitung über Reibung am Klemmteller; a) mit Bohrung, b) ohne Bohrung, aus [2]	2
Abbildung 1.3:	Krafteinleitung über stofflichen Verbund	3
Abbildung 1.4:	Krafteinleitung über stofflichen Verbund: Einbettung eines Metallelementes (Insert) in die Zwischenschicht eines Verbundglases	3
Abbildung 1.5:	In die Zwischenschicht integriertes Gewebe zur Erhöhung der Resttragfähigkeit von Verbundgläsern nach Neugebauer [7, 8]	4
Abbildung 1.6:	Probekörper der Auszugsversuche von einlamierten Geweben, Neugebauer [7, 8], Maße in mm	4
Abbildung 1.7:	In eine Treppenstufe einlamiertes Insert, links: Prinzipskizze, rechts: Detailfoto der Glastreppe im Apple Store Chicago	5
Abbildung 1.8:	Verbindungsdetail Treppenstufe-Treppenwange, glasstec 2006, Treppe von Seele Sedak	5
Abbildung 1.9:	Probekörperaufbau der Auszugsversuche von Louter [13,14], Maße in mm	6
Abbildung 1.10:	Verbindungsdetail Hallenbad Zürich, Insertverbindung nach Willareth [15]	7
Abbildung 2.1:	Schematische Darstellung der Spannungs-Dehnungslinie von SG und PVB unter Zugbelastung bei Raumtemperatur nach [18]	10
Abbildung 2.2:	Schematische Darstellung einer Ionenbindung aus [19]	10
Abbildung 2.3:	Schematische Darstellung der Spannungs- und Dehnungsverläufe bei einer dynamisch-mechanischer Analyse für rein elastisches, rein viskoses und visko-elastisches Materialverhalten, in Anlehnung an [25]	12
Abbildung 2.4:	DMA-Thermogramm einer SG-Probe, Temperaturbereich von -50 °C bis +100 °C, nach [23]	13
Abbildung 2.5:	Ermittlung der Glasübergangstemperatur von SG nach drei Verfahren gemäß [30] und auf Grundlage der DMA-Ergebnisse aus [24] (Frequenz: 1 Hz, drei-Punkt-Biegeversuch); Speicher- und Verlustmodul sind auf die Primärachse, der Verlustfaktor auf die Sekundärachse bezogen.	15
Abbildung 2.6:	Gemittelte Spannungs-Dehnungs-Kurven der jeweiligen Testreihe aus [31]	15
Abbildung 2.7:	Ergebniszusammenstellung der Folien-Zugversuche aus [31]	16
Abbildung 2.8:	Spannungs-Dehnungslinien von SGP 2000 Schulterproben unter Zugbelastung bei Raumtemperatur aus [33]	17

Abbildung 2.9:	Links: mikroskopische Aufnahme von SG (32-fache Vergrößerung) mit horizontal verlaufender Extrusionsrichtung und eingepprägter Oberflächenstruktur; rechts: schematische Darstellung der eingepprägten Oberflächenstruktur und der Längsrillen	19
Abbildung 2.10:	Probekörpergeometrie 1B für Zugversuche gemäß [32], Angaben in mm	21
Abbildung 2.11:	Links: Stanze zur Stanzung der Probekörper, rechts: Dickenmessung an einem Probekörper mit einem kraftgesteuerten Messtaster Typ HH MT 60M der Firma Heidenhain	21
Abbildung 2.12:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben unterschiedlicher Stanzrichtungen, Probekörpergeometrie Typ 1B gemäß [32], Raumklima gemäß [38] ( $23\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ , $50\% \pm 10\%$ rel. Luftfeuchtigkeit); Traversengeschwindigkeit 100 mm/min	23
Abbildung 2.13:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben, Probekörpergeometrie Typ 1B gemäß [32] 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/ Traversenlimit der Klimakammer erreicht	25
Abbildung 2.14:	Ausschnitt des Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-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	26
Abbildung 2.15:	E-Modul von SG für $23\text{ °C}$ , $40\text{ °C}$ und $75\text{ °C}$ ; aus den Versuchen ermittelt gemäß [1] und aus der Steigung der Spannungs-Dehnungsdiagramme, nach Herstellerangaben [21]	27
Abbildung 2.16:	Spannungs-Dehnungslinie eines amorphen Thermoplasten nach [40] und [41]	28
Abbildung 2.17:	a): von-Mises-Fließzylinder, b): Drucker-Prager-Fließkegel, c): von-Mises- und Drucker-Prager-Fließkurve für $\sigma_3 = 0$	32
Abbildung 2.18:	Verhältnis von Druck- zu Zugfließspannung ( $C/T$ , entspricht: $m = \sigma_{yd}, C / \sigma_{yd}, T$ ) unterschiedlicher Kunststoffe aus [48]	32
Abbildung 2.19:	„Wahres“ Spannungs-log. Dehnungsdiagramm von SG-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	35
Abbildung 2.20:	Plane182-Element aus [55]	36
Abbildung 2.21:	Vernetzte Probekörpergeometrie	37
Abbildung 2.22:	Ablaufdiagramm der numerischen Simulation des Zugversuchs	37

- Abbildung 2.23: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 23 °C mit von-Mises-Fließbedingung 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. 38
- Abbildung 2.24: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 40 °C mit von-Mises-Fließbedingung 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. 39
- Abbildung 2.25: Vergleichsdehnung der Zugprobekörper für das Materialmodell bei 75 °C mit von-Mises-Fließbedingung 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. 40
- Abbildung 2.26: Solid185, Ansys-Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Verschiebungsfreiheitsgrade 40
- Abbildung 2.27: Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte (abgekürzt: exp), schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten (abgekürzt: FEM) mit von-Mises-Fließbedingung 42
- Abbildung 2.28: Kraft-Weg-Diagramm für SG-Zugproben, blau: experimentell ermittelte Werte (abgekürzt: exp), schwarz: mit der numerischen Simulation berechnete Daten (abgekürzt: FEM) mit Drucker-Prager-Fließbedingung 42
- Abbildung 3.1: Glas-SG-Probekörper mit eingebettetem Insert (Standardgeometrie), Maße in mm 44
- Abbildung 3.2: Prüfvorrichtung für die Auszugsversuche 47
- Abbildung 3.3: An den Probekörper angebrachte Messtechnik zur Verformungsmessung; links: Schnitt entlang der Probekörpermittelachse, rechts: Ansicht 47
- Abbildung 3.4: Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 23 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertnenn-  
dicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10. (a-d verweisen auf  
Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 3.5 dargestellt sind) 49
- Abbildung 3.5: Detailfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper Std\_50\_23\_3) bei ausgewählten Verformungszuständen (Potentiometerweg), Versuchstemperatur: 23 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Pfeilspitze zeigt auf das Insertende, Linie begrenzt abgelösten Bereich 50

Abbildung 3.6:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 40 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus hochfestem Stahl, Insertnenn- dicke: 4,56 mm, Verbundglasaufbau: 10/6x2,28/10, (a-d verweisen auf Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 3.7 dargestellt sind)	50
Abbildung 3.7:	Detailfotos des Insertendes während des Auszugsversuchs (Probekörper AZ_34mm_06) bei ausgewählten Verformungszuständen, Ver- suchstemperatur: 40 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min; Pfeil- spitze zeigt auf das Insertende, Linie begrenzt abgelösten Bereich	51
Abbildung 3.8:	Kraft-Weg-Diagramm der Auszugsversuche bei 75 °C, Traversen- geschwindigkeit: 1 mm/min, Insert aus Edelstahl (1.4301), Insertnenn- dicke: 1,0 mm, Verbundglasaufbau: 10/2*1,52/10, (a-d verweisen auf Zeitpunkte, zu denen Fotos in Abbildung 3.9 dargestellt sind)	51
Abbildung 3.9:	Fotos des Inserts während des Auszugsversuchs (Probekörper Std_50_75_1) bei ausgewählten Verformungszuständen, Versuchs- temperatur: 75 °C, Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min; Pfeilspitze zeigt auf das Insertende	52
Abbildung 3.10:	Kraft-Weg-Diagramm aller Auszugsversuche (23 °C, 40 °C, 75 °C), Traversengeschwindigkeit: 1 mm/min, Probekörper nach Tabelle 3.1 und Tabelle 3.2	52
Abbildung 3.11:	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	56
Abbildung 4.1:	Solid185, Ansys Volumenelement mit 8-Knoten, je Knoten drei Ver- schiebungsfreiheitsgrade	61
Abbildung 4.2:	Element mit linearem Verschiebungsansatz, $\nu \approx 0,5$ , links: aufgebrauchte Belastung, rechts: verformtes Element, aus [64]	61
Abbildung 4.3:	Vernetztes FEM-Modell	62
Abbildung 4.4:	Aus den Zugversuchen abgeleitete Materialmodelle und deren Extra- polation, Werte nach der Streckgrenze so angepasst, dass keine nega- tive Steigung mehr auftritt	63
Abbildung 4.5:	Pfadführung im Insertbereich zur Dehnungsauswertung, links: Ansicht, rechts: Schnitt durch den Probekörper	64
Abbildung 4.6:	Vergleichsdehnungsverlauf entlang der Insertlänge (Pfadposition 0: Glaskante, Pfadposition 50: Insertende) für unterschiedliche Verschie- bungsschritte (0,05 mm – 0,45 mm), ausgewertet entlang der Insert- mittelachse 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 formulation“, von-Mises-Fließbedingung	65
Abbildung 4.7:	Über die Inserttiefe gemittelte Vergleichsdehnung über die aufge- brachte Verschiebung aufgetragen, betrachtet entlang der Insertmitt- elachse und bei einer SG-Tiefe von $0 \cdot t_{SG}$ , $1/3 \cdot t_{SG}$ , $2/3 \cdot t_{SG}$ und $t_{SG}$ (vgl. Abbildung 4.5), 23 °C, Dehngeschwindigkeit: $0,000213 \text{ s}^{-1}$ , „enhanced strain formulation“, von-Mises-Fließbedingung	65

Abbildung 4.8:	Ablaufdiagramm zur numerischen Simulation des Auszugsversuchs	66
Abbildung 4.9:	Umrechnung der Frequenz einer DMA in eine Dehnungsgeschwindigkeit nach [68]	68
Abbildung 4.10:	Speichermodul-Dehnungsgeschwindigkeits-Verlauf für 23 °C, 40 °C und 75 °C, DMA-Daten einer Untersuchung an SG durchgeführt an der Technischen Universität Dresden [24]	68
Abbildung 4.11:	Vergleich der experimentellen (Std_50_23_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 23 °C, Darstellung bis zu einem Weg von 1,0 mm, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with <i>B</i> -method“	70
Abbildung 4.12:	Vergleich der experimentellen (Std_50_23_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 23 °C, Darstellung bis zu einem Weg von 0,3 mm, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with <i>B</i> -method“	70
Abbildung 4.13:	Vergleich der experimentellen (Std_50_40_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 40 °C, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with <i>B</i> -method“	71
Abbildung 4.14:	Vergleich der experimentellen (Std_50_75_lfd.Nr.) und der numerischen Ergebnisse (FEM): Auszugsversuche bei 75 °C, v. Mises: von-Mises-Fließbedingung, DP: Drucker-Prager-Fließbedingung, enh. strain: „enhanced strain formulation“, full integration: „full integration with <i>B</i> -method“	72
Abbildung 5.1:	Mittig am oberen Rand, punktuell in <i>y</i> -Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): mögliches Stabwerkmodell	74
Abbildung 5.2:	Mittig am oberen Rand, punktuell in <i>y</i> -Richtung über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, c): in der Scheibenmittelachse auftretende $\sigma_x$ - Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittelachse auftretende $\sigma_y$ - Spannungsverteilung (schematisch)	75
Abbildung 5.3:	Mittig am oberen Rand in <i>y</i> -Richtung verteilte, über die Gesamtdicke gehaltene Scheibe mit gleichmäßiger Vertikallast am unteren Scheibenrand, a): statisches System, b): mögliches Stabwerkmodell, c): in der Scheibenmittelachse auftretende $\sigma_x$ - Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Scheibenmittelachse auftretende $\sigma_y$ - Spannungsverteilung (schematisch)	76
Abbildung 5.4:	Glas-SG-Metallinsert-Verbundkörper: am Insert gehalten, Belastung am unteren Rand des Verbundkörpers aufgebracht; Betrachtung der entlang der Insertlängsachse übertragenden Kraft (b – d)), Annahme	

- einer gleichmäßigen Verteilung. a): statisches System, b): mögliches Stabwerkmodell in Dickenrichtung des Verbundkörpers, c): in der Glasscheibenmittelachse auftretende  $\sigma_z$ - Spannungsverteilung (schematisch), d): in der Glasscheibenmittelachse auftretende  $\tau_{yz}$ - Spannungsverteilung (schematisch). Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind die Schichtdicken nicht maßstabsgerecht dargestellt. 77
- Abbildung 5.5: Glas-SG-Metallinsert-Verbundkörper: am Insert gehalten, Belastung am unteren Rand des Verbundkörpers aufgebracht; Betrachtung der Zugkraft am Insertende (f) - h)). e): statisches System, f): mögliches Stabwerkmodell in Dickenrichtung des Verbundkörpers, g): in der Glasscheibenmittelachse auftretende  $\sigma_z$ - Spannungsverteilung (schematisch), h): in der Glasscheibenmittelachse auftretende  $\tau_{yz}$ - Spannungsverteilung (schematisch). Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind die Schichtdicken nicht maßstabsgerecht dargestellt. 78
- Abbildung 5.6: Schematisch dargestellter Verbundprobekörper mit in der Probekörpermittelachse verlaufendem Pfad 79
- Abbildung 5.7: Vergleich der von Stabwerkmodellen abgeleiteten Spannungsverteilung (a) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse (b)). a) und b): Spannungen in Querrichtung ( $\sigma_x$ ). Für zugehörige Stabwerkmodelle siehe Abbildung 5.3. 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<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittelachse und in der Mitte der Glasscheibendicke. 79
- Abbildung 5.8: Vergleich der von Stabwerkmodellen abgeleiteten Spannungsverteilung (c) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse (d)). c) und d): Spannungen in Längsrichtung ( $\sigma_y$ ). Für zugehörige Stabwerkmodelle siehe Abbildung 5.3. 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<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittelachse und in der Mitte der Glasscheibendicke. 80
- Abbildung 5.9: Vergleich der von Stabwerkmodellen abgeleiteten Spannungsverteilung (a, b, d, e)) und der Spannungsdaten der FEM-Analyse (c, d)), a):  $\sigma_z$ -Verlauf resultierend aus der entlang der Insertachse übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.4 c)), b):  $\sigma_z$ -Verlauf resultierend aus der am Insertende übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.5 g)), c):  $\sigma_z$ -Verlauf aus FEM-Analyse, d):  $\tau_{yz}$ -Verlauf resultierend aus der entlang der Insertachse übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.4 d)), e):  $\tau_{yz}$ -Verlauf resultierend aus der am Insertende übertragenden Kraft (vgl. Abbildung 5.5 h)), f)  $\tau_{yz}$ -Verlauf aus FEM-Analyse. Bei der FEM-Analyse aufgebrachte Last am unteren Scheibenende: 1 kN; Standardinsertgeometrie, multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedin-



- gung: 23 °C, Dehngeschwindigkeit 0,0059 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“, Auswertung der Spannungen entlang der Scheibenmittellachse und in der Mitte der Glasscheibendicke. 81
- Abbildung 5.10: Spannung  $\sigma_y$  und das auf Pfadintervalle bezogene Spannungsdecrement ( $d\sigma_y/dy$ ) im Insert 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 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell 83
- Abbildung 5.11: Spannungen  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  (links) und  $\tau_{yz}$  (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 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell 85
- Abbildung 5.12: Spannungen  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  (links) und  $\tau_{yz}$  (rechts) im Glas 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 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell 86
- Abbildung 5.13: Hauptzugspannung  $\sigma_1$  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 Scheibenende: 1 kN; multilineares SG-Materialmodell mit von-Mises-Fließbedingung für 23 °C und 75 °C, Dehngeschwindigkeit: 0,0059 s<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell 87
- Abbildung 5.14: Erste angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe 88
- Abbildung 5.15: 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 [71] 89
- Abbildung 5.16: Hauptzugspannung  $\sigma_1$  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<sup>-1</sup>, „enhanced strain formulation“. Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell 90

Abbildung 5.17:	Hauptzugspannung $\sigma_1$ 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 formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell	91
Abbildung 5.18:	Zweite angepasste Insertgeometrie, Maßangaben in mm, blau hinterlegter Bereich kennzeichnet die Glasscheibe	92
Abbildung 5.19:	Hauptzugspannung $\sigma_1$ 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 formulation“; Edelstahl: 1.4301 (Werkstoffnr. nach [57]), bilineares Materialmodell	93
Abbildung 7.1:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben bei 23 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [32], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% $\pm$ 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert	114
Abbildung 7.2:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben bei 40 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [32], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% $\pm$ 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert	116
Abbildung 7.3:	Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben bei 75 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [32], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% $\pm$ 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert	118
Abbildung 7.4:	Trägerrahmen zur Befestigung der Glasscheibensysteme [35]	121
Abbildung 7.5:	Tagesmaximaltemperaturen für Box 5, geschlossener Kasten, Verbundglas aus schwarzemailliertem Glas, Scheibendicke: 16 mm, Zwischenschichtdicke (PVB): 2 mm [35]	121
Abbildung 7.6:	Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 40 °C, Thermoelemente in und auf dem Probekörper befestigt, bzw. an den Heizelementen angebracht	122
Abbildung 7.7:	Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 75 °C, Thermoelemente in und auf dem Probekörper befestigt, bzw. an den Heizelementen angebracht	123
Abbildung 7.8:	Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 40 °C, Zeitbereich: 240 min - 300 min, Thermoelemente in und auf dem Probekörper befestigt,	125

Abbildung 7.9: Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 75 °C, Zeitbereich:  
700 min - 760 min, Thermoelemente in und auf dem Probekörper  
befestigt 125

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1.1:	Maximallasten der von Louter durchgeführten Auszugsversuche bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen [14]	7
Tabelle 2.1:	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [21]	11
Tabelle 2.2:	Schubmodul [N/mm <sup>2</sup> ] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [21]	11
Tabelle 2.3:	Querkontraktionszahl [-] von SGP 5000 in Abhängigkeit von der Temperatur und der Belastungsdauer aus [21]	12
Tabelle 2.4:	Randbedingungen der Zugversuche	20
Tabelle 2.5:	Versuchsdauer des linear-elastischen Bereichs und gemittelte E-Moduli	27
Tabelle 2.6:	Traversengeschwindigkeit der einzelnen Versuche und äquivalente Dehngeschwindigkeit (aus drei Versuchen gemittelt)	28
Tabelle 2.7:	Verwendete Querdehnzahlen	36
Tabelle 2.8:	Numerische Simulation des Zugversuchs mit extended D-P-Fließbedingung: maximal aufgebrauchte Verschiebung	41
Tabelle 3.1:	Abmessungen der Probekörper (Nennabmessungen)	45
Tabelle 3.2:	Mechanische Eigenschaften der verwendeten Insertmaterialien	46
Tabelle 3.3:	Kenndaten der verwendeten Wegaufnehmer aus [59]	48
Tabelle 3.4:	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 $R^2 \geq 0,98$	54
Tabelle 3.5:	Potentiometerweg und zugehörige Kraft bei ersten visuell erkennbaren Ablösungen/Blasenbildung bei den Auszugsversuchen (23 °C, 40 °C und 75 °C) Traversengeschwindigkeit 1 mm/min	55
Tabelle 3.6:	Aus den Bildintervallen resultierender möglicher Fehler bei der Bestimmung der zu ersten Ablöseerscheinungen zugehörigen Kraft bzw. zugehörigem Potentiometerweg	55
Tabelle 3.7:	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)	57
Tabelle 3.8:	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)	58
Tabelle 4.1:	Aufgebrauchte Maximalverschiebung in der numerischen Simulation	63

Tabelle 4.2:	Verwendete Querdehnzahlen	64
Tabelle 4.3:	Dehngeschwindigkeiten, bei denen die Dehngeschwindigkeit des Materialmodells mit der simulierten Dehngeschwindigkeit übereinstimmt	69
Tabelle 7.1:	Gemessene Probekörperabmessungen	112
Tabelle 7.2:	Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	113
Tabelle 7.3:	Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	113
Tabelle 7.4:	Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	115
Tabelle 7.5:	Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	115
Tabelle 7.6:	Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	117
Tabelle 7.7:	Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 mm/min; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.	117
Tabelle 7.8:	Thermoelementmessdaten	123
Tabelle 7.9:	Auszugsversuche bei 23 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen	127
Tabelle 7.10:	Auszugsversuche bei 40 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen	128
Tabelle 7.11:	Auszugsversuche bei 75 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen	129

## 7 Anhang

### 7.1 Ergebniszusammenstellung der Zugversuche an SG-Schulterproben

Tabelle 7.1: Gemessene Probekörperabmessungen

Probekörper	gemessene Breite	gemessene Dicke
	[mm]	[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 7.2: Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

Parameter	R2_11	R2_12	R2_13
Temperatur [°C]	23	23	23
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	1	1	1
Gleichung der Trendlinie (für $\epsilon \leq 2,9\%$ )	$y = 5,322x + 0,604$	$y = 5,332x + 0,603$	$y = 5,357x + 0,588$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, $R^2$	0,995	0,995	0,995
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	532,2	533,2	535,7
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	533,7		
E-Modul berechnet nach [1] [N/mm <sup>2</sup> ]	668	628	623
E-Modul Mittelwert	639,7		

Tabelle 7.3: Auswertung der Zugversuche bei 23 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 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 $\epsilon \leq 3,2\%$ )	$y = 6,112x + 0,956$	$y = 6,193x + 0,944$	$y = 6,234x + 0,994$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, $R^2$	0,995	0,995	0,995
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	611,2	619,3	623,4
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	618,0		
E-Modul berechnet nach [N/mm <sup>2</sup> ]	744	737	725
E-Modul Mittelwert	735,3		

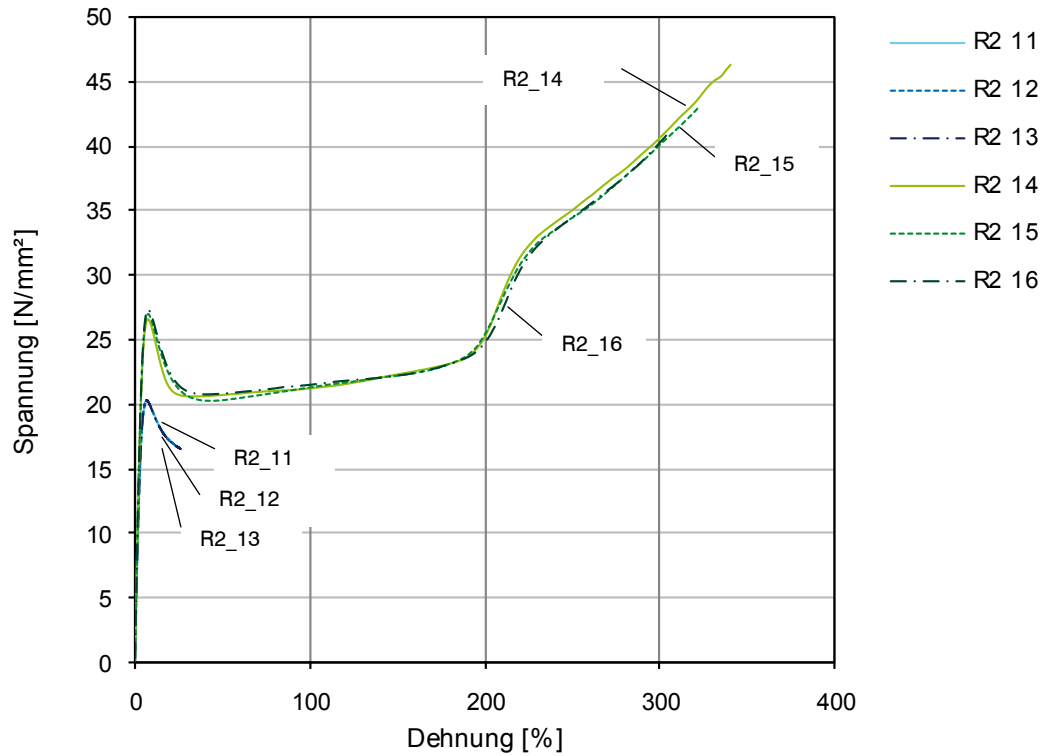


Abbildung 7.1: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben bei 23 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [32], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert

Anmerkung: Zur Begrenzung der Versuchsdauer wurden die Probekörper bei einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min nur bis zu einer Dehnung von 26% verformt.



Tabelle 7.4: Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min, Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

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 <sup>2</sup> ]	132,3	118,1	123,2
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	124,5		
E-Modul berechnet nach [1] [N/mm <sup>2</sup> ]	189	162	152
E-Modul Mittelwert	167,7		

Tabelle 7.5: Auswertung der Zugversuche bei 40 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 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 <sup>2</sup> ]	298,4	305,6	308,0
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	304		
E-Modul berechnet nach [1] [N/mm <sup>2</sup> ]	332	365	294
E-Modul Mittelwert	330,3		

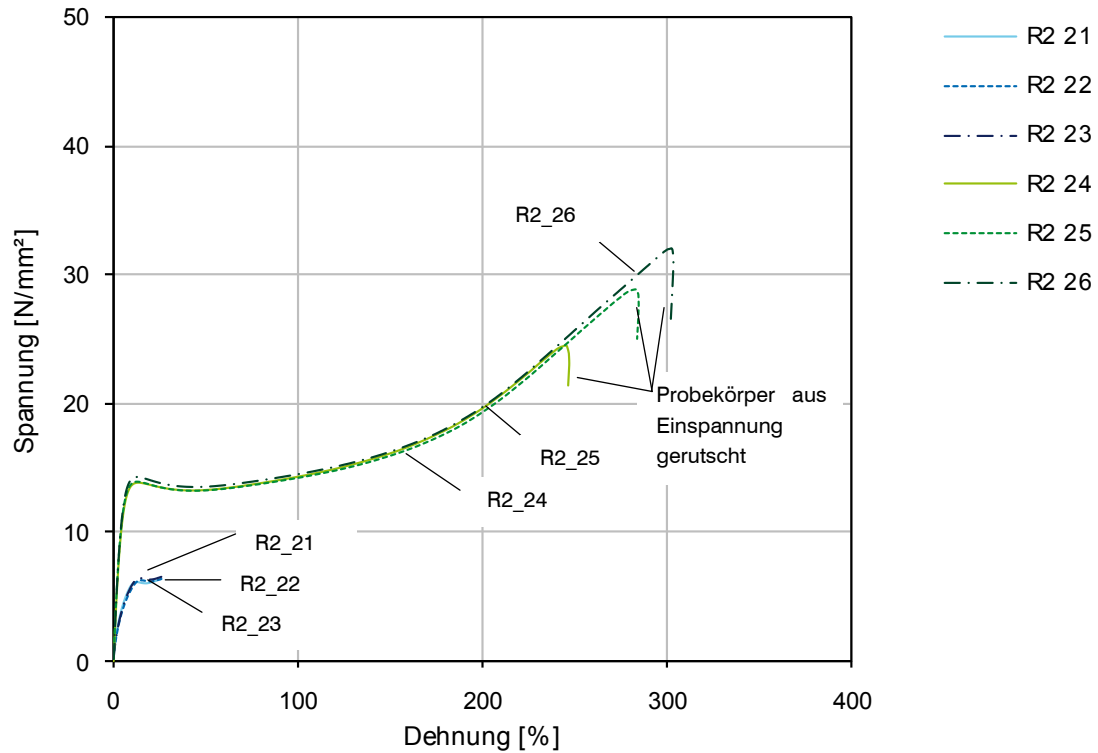


Abbildung 7.2: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben bei 40 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [32], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert

Anmerkung: Zur Begrenzung der Versuchsdauer wurden die Probekörper bei einer Traversengeschwindigkeit von 1 mm/min nur bis zu einer Dehnung von 26% verformt.

Tabelle 7.6: Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 1 mm/min; Stanzrichtung: Längsachse in Extrusionsrichtung, vorkonditioniert.

Parameter	R2_31	R2_32	R2_33
Temperatur [°C]	75	75	75
Traversengeschwindigkeit [mm/min]	1	1	1
Gleichung der Trendlinie (für $\epsilon \leq 25\%$ )	$y = 0,0174x + 0,124$	$y = 0,0177x + 0,125$	$y = 0,0178x + 0,125$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, $R^2$	0,987	0,986	0,987
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	1,74	1,77	1,78
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	1,76		
E-Modul berechnet nach [1] [N/mm <sup>2</sup> ]	2,8	3,2	2,8
E-Modul Mittelwert	2,93		

Tabelle 7.7: Auswertung der Zugversuche bei 75 °C und einer Versuchsgeschwindigkeit von 100 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 $\epsilon \leq 20\%$ )	$y = 0,0337x + 0,178$	$y = 0,0347x + 0,165$	$y = 0,0339x + 0,161$
Bestimmtheitsmaß der Trendlinie, $R^2$	0,985	0,985	0,985
E-Modul abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	3,37	3,47	3,39
E-Modul Mittelwert abgeleitet von der Trendliniensteigung [N/mm <sup>2</sup> ]	3,41		
E-Modul berechnet nach [1] [N/mm <sup>2</sup> ]	7,5	8,4	7,8
E-Modul Mittelwert	7,8		

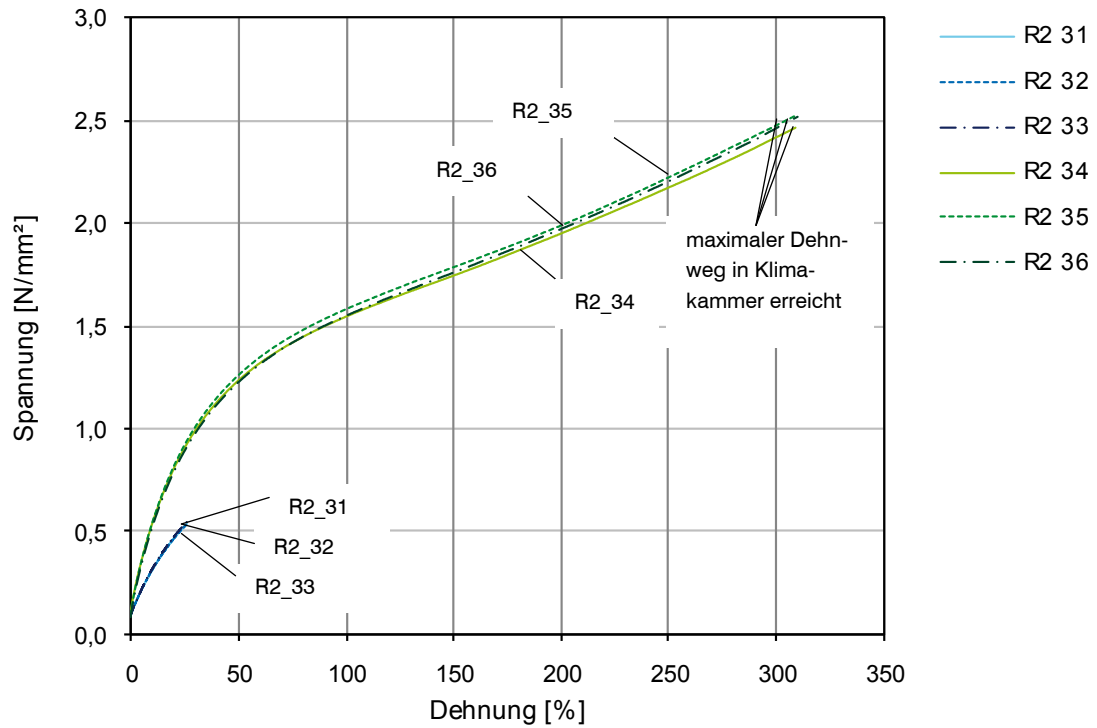


Abbildung 7.3: Spannungs-Dehnungsdiagramm von SG-Zugproben bei 75 °C - Variation der Versuchsgeschwindigkeit, Probekörpergeometrie: Typ 1B gemäß [32], Längsachse der Probekörper in Extrusionsrichtung, 20% ± 10% rel. Luftfeuchtigkeit, vorkonditioniert

## 7.2 Invarianten des Spannungstensors und des Spannungsdeviators

Aufgrund der in der Literatur variierenden Vorzeichen und Faktorendefinition erfolgt im Folgenden – basierend auf den Darstellungen von [53], [54] und [72] – die in dieser Arbeit verwendete Schreibweise der Invarianten des Spannungstensors und des Deviators.

Die Belastung eines Körpers ruft in dem Körper 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  $\boldsymbol{\sigma}$  beschrieben werden.

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (7.1)$$

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.

$$\mathbf{t} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \tau_{12} \\ \tau_{13} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} \quad (7.2)$$

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.

$$\boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} = \lambda \mathbf{n} \quad (7.3)$$

Aus (7.3) folgt das Eigenwertproblem:

$$(\boldsymbol{\sigma} - \lambda \mathbf{I}) \mathbf{n} = \mathbf{0} \quad (7.4)$$

mit  $\mathbf{I}$ : Identitäts-/Einheitsmatrix

Ausmultipliziert ergibt sich das charakteristische Polynom, dessen Nullstellen die Hauptspannungen und dessen Koeffizienten die Invarianten des Spannungstensors darstellen:

$$\sigma_p^3 - I_1 \sigma_p^2 - I_2 \sigma_p - I_3 = 0 \quad (7.5)$$

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (7.6)$$

$$I_2 = -(\sigma_x \sigma_y + \sigma_x \sigma_z + \sigma_y \sigma_z - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{xz}^2) \quad (7.7)$$

$$I_3 = \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{vmatrix} \quad (7.8)$$

Der Spannungsanteil des Spannungstensors, der in alle Richtungen gleich ist, wird als hydrostatischer Anteil  $\sigma_m$  bezeichnet. Er bewirkt eine Volumenänderung und beträgt ein Drittel der ersten Invariante.

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = \frac{1}{3} I_1 \quad (7.9)$$

Durch die Anordnung des hydrostatischen Anteils auf der Hauptdiagonalen ergibt sich der Kugeltensor zu:

$$\boldsymbol{\sigma}_m = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} \quad (7.10)$$

Wird vom Spannungstensor der Kugeltensor abgezogen, so bleibt ein ausschließlich die Gestalt ändernder Spannungsanteil zurück – der sogenannte Spannungsdeviator:

$$\mathbf{s} = \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix} \quad (7.11)$$

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:

$$s_p^3 - J_1 s_p^2 - J_2 s_p - J_3 = 0 \quad (7.12)$$

$$J_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z - 3\sigma_m = 0 \quad (7.13)$$

$$J_2 = \frac{1}{6} \left( (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2) \right) = \quad (7.14)$$

$$\frac{1}{6} \left( (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right)$$

$$J_3 = \begin{vmatrix} (\sigma_x - \sigma_m) & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & (\sigma_y - \sigma_m) & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & (\sigma_z - \sigma_m) \end{vmatrix} \quad (7.15)$$

### 7.3 Messung der Zwischenschichttemperatur unterschiedlicher Verbundglasaufbauten

Am Zentrallabor des Konstruktiven Ingenieurbaus erfolgte von Juli 1999 bis Juli 2000 die Aufzeichnung der Zwischenschichttemperaturen unterschiedlicher Verbundglasaufbauten [35]. Die mit Thermoelementen ausgestatteten Glasscheibensysteme wurden dazu auf Kästen in horizontaler, vertikaler oder um 45° zur Horizontalen geneigten Ausrichtung montiert. Abbildung 7.4 zeigt die beiden verwendeten Kastenaufbauten. Um unterschiedliche Belüftungssituationen zu erzeugen, waren die Seiten- und Rückwände entweder vollflächig mit Holz, mit Lochblech oder nicht verkleidet. Verbundglasaufbauten aus Weißglas, Grünglas und schwarz emailliertem Glas sowie eine Isolierglaseinheit mit einer Verbundglasscheibe wurden untersucht.

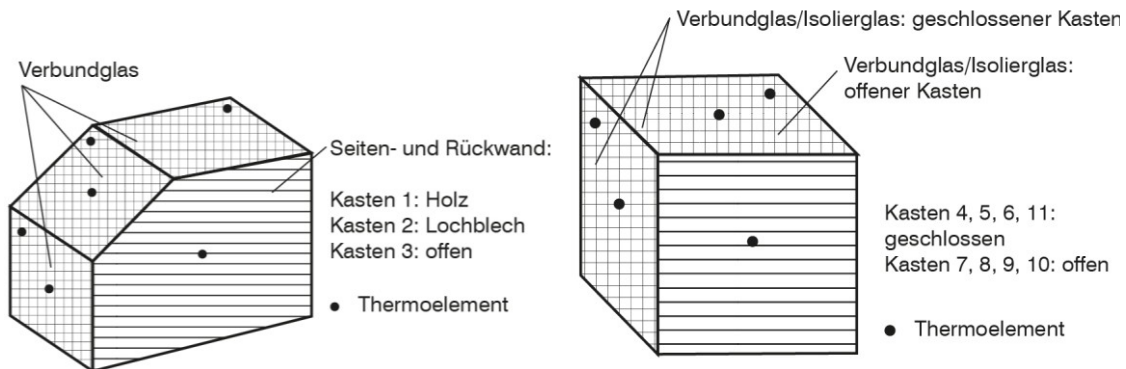


Abbildung 7.4: Trägerrahmen zur Befestigung der Glasscheibensysteme [35]

Die Messung der Zwischenschichttemperatur erfolgte alle zwei Minuten. Ein Vergleich der Tagesmaximaltemperaturen aller Kästen zeigt, dass die höchsten Temperaturen an der horizontal orientierten Scheibe des Kastens 5 gemessen wurden. Hierbei handelte es sich um einen geschlossenen Kasten mit schwarz emaillierten Verbundgläsern. Die Maximaltemperatur betrug ca. 75 °C (Abbildung 7.5). Für weiterführende Details wird auf den Bericht des Zentrallobors für Konstruktiven Ingenieurbau [35] verwiesen.

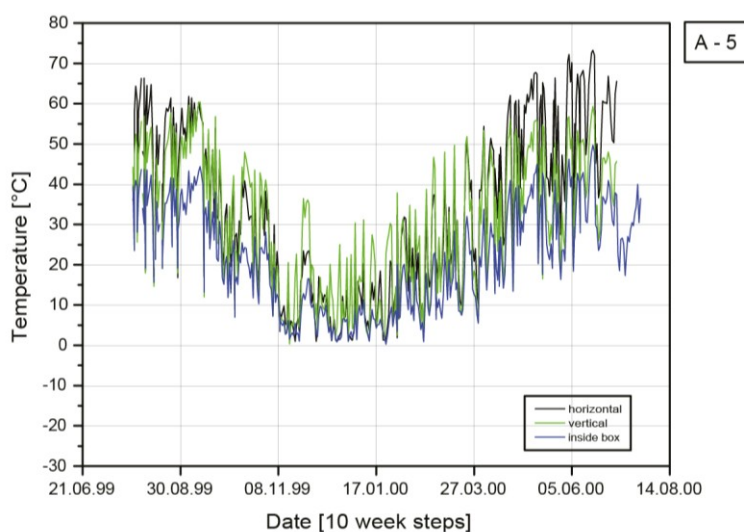


Abbildung 7.5: Tagesmaximaltemperaturen für Box 5, geschlossener Kasten, Verbundglas aus schwarzemailliertem Glas, Scheibendicke: 16 mm, Zwischenschichtdicke (PVB): 2 mm [35]

#### 7.4 In die Prüfmaschine einbaubare Heizkammer: Aufbau und Temperaturverteilung

Die Heizkammer besteht aus zwei, ineinander verschiebbaren Kästen, deren Frontseite durch eine eingehängte und mit einer transparenten Aussparung versehene Scheibe gebildet wird. Zwei mit Heizrippen versehene Heizmatten (Abmessungen: 200 mm x 300 mm, Nennleistung: 400 W) dienen zur Erwärmung der Heizkammer. Oberhalb der Heizrippen montierte Lüfter (Firma: ebm-papst, Luftmenge: 160 m<sup>3</sup>/h) sorgen für eine gleichmäßige Temperaturverteilung innerhalb der Heizkammer. Über einen Temperaturregler mit PD-Regelung der Firma Tempatron erfolgt die Steuerung der Heizelemente.

Um die Temperatur am Regler auf 40 °C und 75 °C einzustellen, die Temperaturvarianz innerhalb der Heizkammer zu messen und die benötigte Aufheizdauer zu bestimmen, wurden mehrere Versuchsreihen durchgeführt. Hierfür wurden Verbundglasprobekörper mit einlamierten Inserts verwendet. In die Zwischenschicht eines Verbundglaskörpers wurden Bohrungen eingebracht und diese mit Thermoelementen des Typs K (Genauigkeitsklasse 1:  $\pm 1,5\text{ °C}$  oder  $\pm 0,001 \times T$ ) versehen. Weitere Thermoelemente wurden in einem definierten Raster mit Wärmeleitpaste auf den Glasscheiben angebracht. Über den einzelnen Thermoelementspitzen platzierte Aluminiumstreifen reduzierten den Einfluss der von den umgrenzenden Baukörpern ausgehenden Wärmestrahlung auf die lokale Temperaturmessung. Der mit Thermoelementen versehene Probekörper wurde in die Versuchsvorrichtung eingebaut, die Heizkammer geschlossen und die Heizelemente inklusive der Regelung und der Lüfter angeschaltet. Parallel zum Aufheizvorgang erfolgte die Aufzeichnung der Thermoelementmesswerte. Abbildung 7.6 und Abbildung 7.7 zeigen den Temperaturzeitverlauf bei Reglerstellung 40 °C bzw. 75 °C. Ein thermisch stationärer Zustand wird bei 40 °C nach ca. 240 Minuten und bei 75 °C nach ca. 700 Minuten erreicht. Die zu diesem Zeitpunkt gemessenen Thermoelementwerte sind in Tabelle 7.8 aufgeführt.

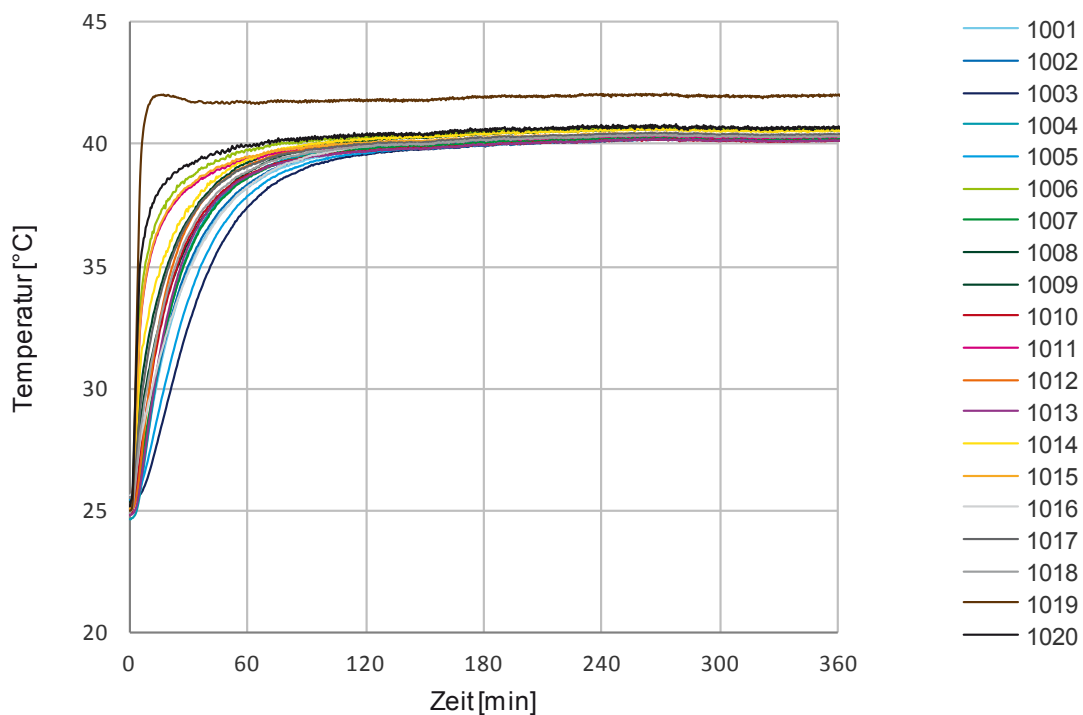


Abbildung 7.6: Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 40 °C, Thermoelemente in und auf dem Probekörper befestigt, bzw. an den Heizelementen angebracht



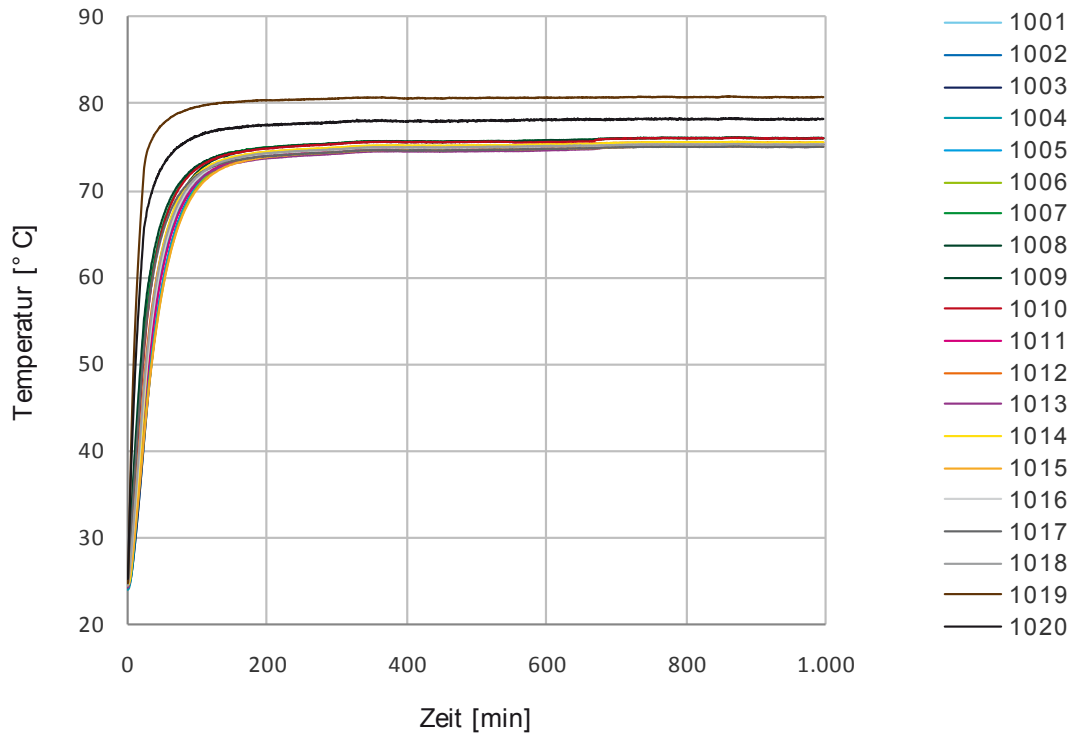


Abbildung 7.7: Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 75 °C, Thermoelemente in und auf dem Probekörper befestigt, bzw. an den Heizelementen angebracht

Tabelle 7.8: Thermoelementmessdaten

Thermoelementnr.	Position	[°C]	Reglerstellung: 40 °C	Reglerstellung: 75 °C
			Messwert nach 240 Minuten Heizdauer	Messwert nach 700 Minuten Heizdauer
1001	in der Zwischenschicht	[°C]	40,24	75,07
1002	in der Zwischenschicht	[°C]	40,29	75,21
1003	in der Zwischenschicht	[°C]	40,15	75,32
1004	in der Zwischenschicht	[°C]	40,28	75,36
1005	auf der Glasscheibe	[°C]	40,18	75,18
1006	auf der Glasscheibe	[°C]	40,71	75,12
1007	auf der Glasscheibe	[°C]	40,28	75,90
1008	auf der Glasscheibe	[°C]	40,58	75,94
1009	auf der Glasscheibe	[°C]	40,62	75,99
1010	auf der Glasscheibe	[°C]	40,11	75,91

1011	auf der Glasscheibe	[°C]	40,39	75,12
1012	auf der Glasscheibe	[°C]	40,43	75,42
1013	in der Zwischen- schicht	[°C]	40,19	75,02
1014	in der Zwischen- schicht	[°C]	40,58	75,42
1015	auf der Glasscheibe	[°C]	40,45	74,98
1016	auf der Glasscheibe	[°C]	40,42	75,32
1017	auf der Glasscheibe	[°C]	40,42	75,00
1018	auf der Glasscheibe	[°C]	40,31	75,27
1019	am Temperaturfühler der Regelung an der Heizmatte	[°C]	42,07	80,82
1020	im Luftraum zwischen den Heiz- rippen	[°C]	40,82	78,04

Nach den gewählten Heizdauern betragen die Temperaturabweichungen in der Zwischenschicht bei 40 °C: +0,58 °C und bei 75 °C: +0,42 °C; auf der Glasscheibe +0,71 °C bei 40 °C und +0,99 °C bei 75 °C. Die Temperaturen an der Heizmatte bzw. im Luftraum zwischen den Heizrippen sind um bis zu 6 °C höher als die Messwerte am Probekörper. Bei den in Tabelle 7.8 aufgeführten Messwerten handelt es sich um Daten, die nach 240 Minuten bzw. 700 Minuten aufgezeichnet wurden. Durch die Wärmeverluste der Heizkammer ist eine ständige Regelung der Temperatur mit einhergehender Schaltung der Heizmatten notwendig. Die Temperatur ist in der Heizkammer somit nicht konstant, sondern schwankt innerhalb eines Heizzyklus. In Abbildung 7.8 und Abbildung 7.9 sind die Messwerte der im und am Probekörper angebrachten Thermoelemente für 60 Minuten dargestellt (Aufzeichnungsrate: 30 Sekunden).

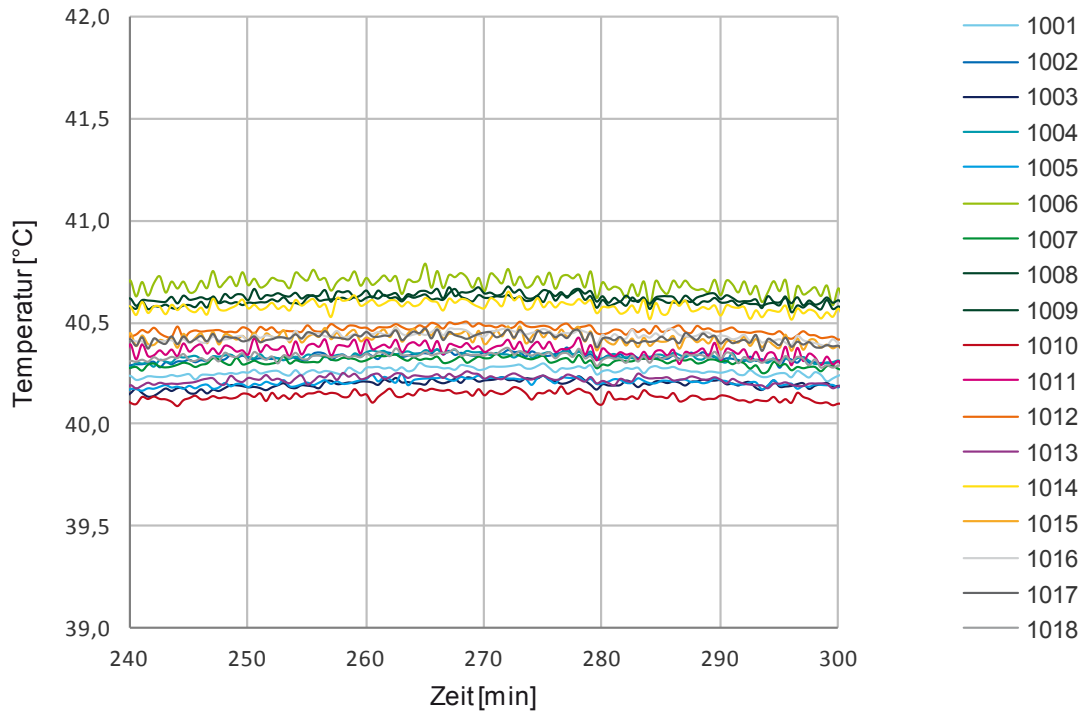


Abbildung 7.8: Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 40 °C, Zeitbereich: 240 min - 300 min, Thermoelemente in und auf dem Probekörper befestigt,

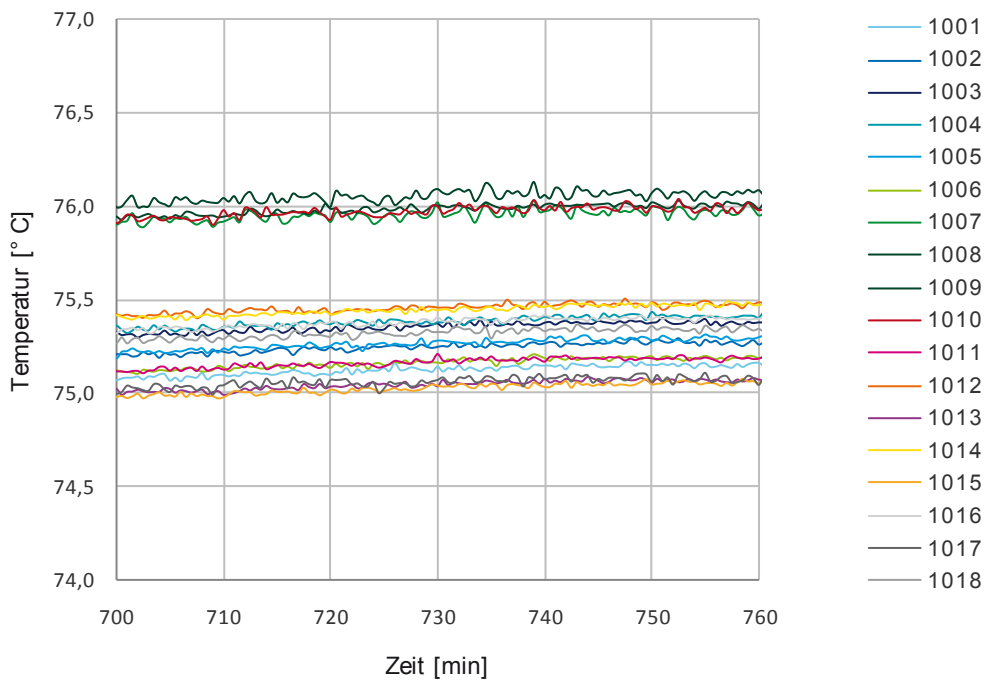


Abbildung 7.9: Temperatur-Zeit-Diagramm bei Reglerstellung 75 °C, Zeitbereich: 700 min - 760 min, Thermoelemente in und auf dem Probekörper befestigt

## 7.5 Vergleich der experimentellen und numerischen Ergebnisse der Auszugsversuche bei ausgewählten Verformungsschritten

Tabelle 7.9: Auszugsversuche bei 23 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen

Verformung	Std_50_23_1 [N]	Std_50_23_2 [N]	Std_50_23_3 [N]	Std_50_23_4 [N]	Mittelwert [N]	Maximale absolute Abweichung vom Mittelwert [%]	FEM (v. Mises, enh. strain) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]	FEM (v. Mises, full integration) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]	FEM (DP, enh. strain) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]	FEM (DP, full integration) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]
0,05 [mm]	5850	5355	5922	5533	5665	5,5	5964	5,28	5777	2,0	6486	14,5	6345	12,0
0,1 [mm]	11249	10369	11632	11508	11190	7,3	11922	6,55	11522	3,0	12961	15,8	12651	13,1
0,15 [mm]	15750	15496	16566	17165	16244	5,7	17785	9,49	17183	5,8	19293	18,8	18823	15,9
0,2 [mm]	19783	19628	21258	22472	20785	8,1	22998	10,65	22220	6,9	24997	20,3	24381	17,3
0,25 [mm]	23707	23874	25409		24330	4,4	27925	14,78	27004	11,0	30304	24,6	29573	21,5
0,3 [mm]			29236		29236		32493	11,14	31497	7,7	35220	20,5	34430	17,8
0,35 [mm]			32205		32205		36175	12,33	35174	9,2	39401	22,3	38626	19,9
0,4 [mm]			34782		34782		39301	12,99	38355	10,3	42901	23,3	42189	21,3
0,45 [mm]			36649		36649		41672	13,71	40931	11,7	45809	25,0	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

Tabelle 7.10: Auszugsversuche bei 40 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen

Verformung	Std_50_40_1	Std_50_40_2	Std_50_40_3	Mittelwert	Maximale absolute Abweichung vom Mittelwert	FEM (v. Mises, enh. strain)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente	FEM (v. Mises, full integration)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente	FEM (DP, enh. strain)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente	FEM (DP, full integration)	Abweichung vom Mittelwert der Experimente
	[N]	[N]	[N]	[N]	[%]	[N]	[%]	[N]	[%]	[N]	[%]	[N]	[%]
0,05 [mm]	2143	2073	2012	2076	3,2	2301	10,9	2292	10,4	2559	23,3	2548	22,7
0,1 [mm]	3770	3788	3592	3717	3,4	4588	23,4	4464	20,1	5091	37,0	4958	33,4
0,15 [mm]	5326	5375	4997	5233	4,5	6638	26,9	6466	23,6	7352	40,5	7165	36,9
0,2 [mm]	6698	6885	6360	6648	4,3	8422	26,7	8156	22,7	9297	39,9	9018	35,7
0,25 [mm]	7907	8269	7739	7972	3,7	10091	26,6	9792	22,8	11120	39,5	10807	35,6
0,3 [mm]	9065	9532	8963	9187	3,8	11548	25,7	11197	21,9	12752	38,8	12395	34,9
0,35 [mm]	10134	10714	10117	10322	3,8	12902	25,0	12516	21,3	14246	38,0	13856	34,2
0,4 [mm]	11032	11709	11236	11326	3,4	14102	24,5	13701	21,0	15614	37,9	15211	34,3
0,45 [mm]	11913	12761	12264	12313	3,6	15173	23,2	14747	19,8	16847	36,8	16444	33,6
0,5 [mm]	12762	13707	13191	13220	3,7	16135	22,1	15711	18,8	17965	35,9	17560	32,8
0,55 [mm]	13535	14586	13981	14034	3,9	16975	21,0	16555	18,0	18984	35,3	18600	32,5
0,6 [mm]	14261	15395	14749	14802	4,0	17731	19,8	17314	17,0	19908	34,5	19535	32,0
0,65 [mm]	14915	16092	15413	15473	4,0	18395	18,9	18000	16,3	20754	34,1	20402	31,9
0,7 [mm]	15558	16747	16029	16111	3,9	18998	17,9	18605	15,5	21535	33,7	21198	31,6

Tabelle 7.11: Auszugsversuche bei 75 °C: Vergleich der experimentellen und der numerischen Ergebnisse bei ausgewählten Verformungen

Verformung	Std_50_75_1 [N]	Std_50_75_2 [N]	Std_50_75_3 [N]	Std_50_75_4 [N]	Mittelwert [N]	Maximale absolute Abweichung vom Mittelwert [%]	FEM (v. Mises, enh. strain) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]	FEM (v. Mises, full integration) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]	FEM (DP, enh. strain) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]	FEM (DP, full integration) [N]	Abweichung vom Mittelwert der Experimente [%]
0,05 [mm]	252	299	269	280	275	8,7	256	-6,9	256	-6,9	283	3,0	283	2,9
0,1 [mm]	460	515	466	476	479	7,5	476	-0,7	462	-3,6	535	11,7	519	8,3
0,15 [mm]	635	711	630	653	657	8,2	683	3,9	667	1,5	777	18,2	759	15,5
0,2 [mm]	791	899	785	823	825	9,0	882	7,0	857	3,9	1011	22,5	983	19,2
0,25 [mm]	948	1052	937	974	978	7,6	1073	9,7	1046	7,0	1238	26,6	1209	23,7
0,3 [mm]	1085	1184	1062	1107	1110	6,7	1259	13,5	1225	10,4	1460	31,5	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

---

## Lebenslauf

Kerstin Puller

Dipl.-Ing., M.Sc.

Geburtsjahr: 1980  
Geburtsort: Braunschweig

Anschrift: Danneckerstr. 31  
70182 Stuttgart

### Ausbildung

1987-2000 Grundschule, Orientierungsstufe und Gymnasium in Braunschweig  
1997-1998 Lincoln Highschool, Canterbury, Neuseeland  
2000-2005 Studium des Bauingenieurwesens (Dipl.-Ing.) an der Technischen Universität Carolo-Wilhelminia zu Braunschweig  
2004-2005 Structural Engineering, Mechanics, and Materials Program an der University of California, Berkeley, USA  
Abschluss: Master of Science in Engineering  
Fulbright Vollstipendium

### Berufliche Tätigkeit

2006 Projektingenieurin bei Werner Sobek Ingenieure, Stuttgart  
2006-2011 Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Leichtbau Entwerfen und Konstruieren (ILEK) an der Universität Stuttgart  
2008-2009 Gastdozent am Illinois Institute of Technology (IIT), Chicago, USA  
seit 2009 Adjunct Associate Professor am Illinois Institute of Technology (IIT), Chicago, USA  
seit 2011 Projektingenieurin bei Werner Sobek Stuttgart  
2011 Gastprofessur an der Tongji University, Shanghai, China