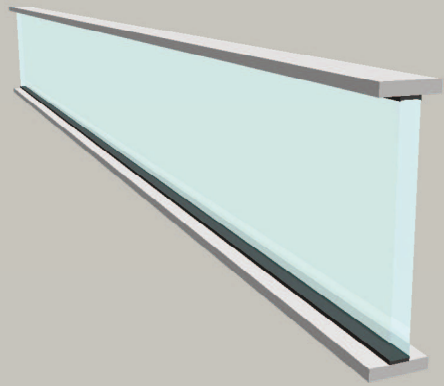


DORTMUNDER MODELL BAUWESEN

# ARCHITEKT UND INGENIEUR

Eva Preckwinkel

ZUM TRAGVERHALTEN GEKLEBTER  
TRÄGER AUS STAHL UND GLAS



TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND  
SCHRIFTENREIHE STAHLBAU

Herausgeber: Professor Dr.-Ing. D. Ungermann

HEFT 9  
2017

# **Zum Tragverhalten geklebter Träger aus Stahl und Glas**

Von der Fakultät Architektur und Bauingenieurwesen  
der Technischen Universität Dortmund  
genehmigte Dissertation zur Erlangung  
des Grades

Doktor-Ingenieur

von

Eva Preckwinkel

Prüfungskommission:

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing.habil. Achim Hettler	TU Dortmund
Hauptreferent:	Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann	TU Dortmund
Koreferent:	Prof. Dr.-Ing. Atila Ötes	TU Dortmund

Tag der mündlichen Prüfung:

08.11.2017



---

## Kurzfassung

In der modernen Architektur werden immer häufiger transparente Tragelemente aus Glas verwendet, mit denen Konstruktionen mit einem außergewöhnlich leichten Erscheinungsbild und hoher Transparenz geschaffen werden. Als tragende Elemente kommen zunehmend Glasträger zum Einsatz.

Die Biegetragfähigkeit von Glasträgern kann durch Kombination der Werkstoffe Glas und Stahl in einem I-förmigen Querschnitt deutlich erhöht werden. Voraussetzung dafür ist eine ausreichende Tragfähigkeit und Steifigkeit der geklebten Verbindung zwischen Glassteg und Stahlflansch. Die Verformbarkeit der geklebten Verbindung bestimmt maßgebend den Lastabtrag des Verbundträgers. Steife geklebte Verbindungen bewirken eine hohe Biegetragfähigkeit von Stahl-Glas-Trägern. Andererseits muss die geklebte Verbindung ausreichend weich sein, um unterschiedliche Wärmedehnungen zwischen den Querschnittsteilen auszugleichen. Die Dimensionierung optimaler Querschnitte erfordert daher sowohl Kenntnisse zum Tragverhalten unter Biegung als auch unter Temperaturbeanspruchung.

Hier setzt die vorliegende Arbeit an. Zum einen wird das Biegetragverhalten geklebter Stahl-Glas-Träger auf Basis experimenteller Untersuchungen an Großversuchen und numerischen sowie analytischen Berechnungen analysiert. Die Untersuchungen zeigen, dass die Erfassung des Lastabtrags in Abhängigkeit der geklebten Verbindung mit bestehenden, teils angepassten Berechnungsverfahren des nachgiebigen Verbunds in guter Genauigkeit erfolgen kann.

Zum anderen erfolgt eine theoretische Analyse des Tragverhaltens unter Temperaturbeanspruchung. Das analytisch hergeleitete und numerisch bestätigte Berechnungsverfahren ermöglicht die rechnerische Erfassung von Spannungen bei Erwärmung unter Berücksichtigung der nachgiebigen Verklebung. Kritische Querschnittsbereiche mit hohen auftretenden Spannungen werden identifiziert und Gleichungen zur vereinfachten Berechnung hergeleitet.

Mit den gewonnenen Forschungsergebnissen können die Querschnittsteile des Stahl-Glas-Trägers unter Berücksichtigung von architektonischen Anforderungen sinnvoll dimensioniert und geeignete geklebte Verbindungen entwickelt werden. Die vorgestellten Bemessungsansätze zeigen die heutigen Möglichkeiten und Grenzen bei der Bemessung von Stahl-Glas-Trägern auf und legen die Anforderungen an die geklebte Verbindung in der Kurz- und Langzeitbemessung dar.

---

## Abstract

In modern architecture there is a trend towards transparent load-bearing elements made of glass to create structures with an exceptionally light appearance and high transparency. Glass beams are being used increasingly as load-bearing elements.

The bending load-bearing capacity of glass beams can be significantly increased by combining the materials glass and steel in I-shaped cross-sections. For this purpose a sufficient strength and stiffness of the bonded joint between glass web and steel flanges is required. The flexibility of the bonded joint is decisive for the load bearing behavior of the composite beam. Stiff joints provide a high load-bearing capacity of composite steel-glass beams. In contrast, the flexibility of the bonded joint must be sufficiently low in order to compensate for different thermal expansion behavior between steel and glass. The dimensioning of optimized composite beams therefore requires knowledge of the bearing behavior under bending as well as under temperature loading.

This is where the present thesis starts: First, the bending behavior of bonded steel-glass beams is analyzed on the basis of experimental investigations of large-scale tests and both numerical and analytical calculations. The investigations show that the beam calculation, depending on the bonded joint, can be carried out with high accuracy by using existing and partly adapted calculation methods for flexible composite beams.

In addition, theoretical analyses are carried out of the bearing behavior under temperature loading. The analytically-derived method was confirmed by numerical investigations. It allows the determination of stresses caused by heating considering the flexibility of the bonded joint. Critical cross-section parts with high resultant stresses are identified and equations for simplified calculation are derived.

The results obtained allow the dimensioning of suitable steel-glass beams considering architectural demands and the development of suitable bonded joints. The presented design approaches show the current possibilities and limitations for the design of steel-glass beams, and point out the requirements for the bonded joint with regard to short-term and long-term design.

---

## Vorwort des Herausgebers

Stahl-Glas-Konstruktionen wurden bereits im 19. Jahrhundert beim Bau von Palmenhäusern eingesetzt. Neben der Funktion des lichtdurchlässigen Raumabschlusses sind sie der Inbegriff einer architektonisch und ingenieurtechnisch herausragenden Bauweise.

Mit der Entwicklung vorgespannter Gläser und von Verbundsicherheitsglas mit hohen Tragfähigkeiten hat das Glas mehr und mehr als statisch-konstruktives Bauteil Eingang in die Auslegung von Wand- und Dachtragwerken gefunden.

Ein weiterer Schritt zur Erzeugung maximaler Transparenz besteht darin, die abstützende Unterkonstruktion ebenfalls in Glasbauweise auszuführen. Biegeträger aus Glasschwertern wurden bereits eingesetzt, verfügen aber über geringe Tragfähigkeiten. Verbindet man einen Glassteg an den Längsrändern mit stählernen Gurten, kann die Biegetragfähigkeit gegenüber Glasschwertern deutlich gesteigert werden bei gleichzeitigem Erhalt der Transparenz.

Hier setzt nun das Ziel der Arbeit von Frau Preckwinkel an, indem sie für diese neuartige Stahl-Glas-Verbundbauweise die Grundlagen zum Verständnis des Tragmechanismus legt und mit analytischen Ansätzen, gestützt durch numerische Analysen und experimentelle Untersuchungen die Konstruktions- und Berechnungsgrundlagen für eine sichere und wirtschaftliche Anwendung entwickelt.

Wesentliche Teile der Arbeit sind im Rahmen des Forschungsprojektes INNOGLAST - Development of innovative steel-glass-structures in respect to structural and architectural design, gefördert durch das Europäische Förderprogramm RFCS (Research Fund for Coal and Steel) entstanden.

Dem Forschungsförderer gilt ein herzlicher Dank für die finanzielle Unterstützung des Projektes.

Der Dank geht weiterhin an den zweiten Gutachter der Dissertation, Herr Prof. Dr.-Ing. Atilla Ötes, der die Arbeit sachkundig begleitet hat und das zweite Gutachten erstellt hat. Herzlichen Dank für die Unterstützung und die wertvollen Beiträge.

Herr Prof. Dr.-Ing. habil. Achim Hettler hat das Verfahren durch seine Bereitschaft zur Übernahme des Vorsitzes der Promotionsprüfung sehr unterstützt. Dafür ein herzlicher Dank.

Dortmund, im Dezember 2017

Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

---

## Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl Stahlbau der TU Dortmund. Für den großen Zuspruch und die Unterstützung, die ich während der Ausarbeitung erhalten habe möchte ich auf diesem Wege einige Dankesworte anbringen.

Mein ganz besonderer Dank geht an Herrn Prof. Unger mann für die Möglichkeit an diesem überaus interessanten Thema zu forschen, für die langjährige und vertrauensvolle Unterstützung bei der Anfertigung dieser Arbeit und die wertvolle fachliche Betreuung.

Herr Prof. Ötes danke ich herzlich für die Übernahme des Korreferates. Herrn Prof. Hettler möchte ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission und die angenehme Leitung meiner Prüfung danken.

Bedanken möchte ich mich außerdem bei meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen am Lehrstuhl Stahlbau, die mit der harmonischen Zusammenarbeit, den hilfreichen Fachgesprächen und den unterhaltsamen Pausen dafür gesorgt haben, dass ich die am Lehrstuhl verbrachte Zeit in bester Erinnerung behalten werde.

Den studentischen Hilfskräften, die sich mit viel Engagement bei der Fertigung der Versuchskörper eingebracht haben und den Mitarbeitern des Instituts für Bau forschung danke ich herzlich für die Unterstützung, die entscheidend für das Gelingen der Versuche war. Bedanken möchte ich mich außerdem bei den Studierenden, die in ihren Abschlussarbeiten mit viel Begeisterung den Stahl-Glas-Träger aus sehr unterschiedlichen Blickrichtungen beleuchtet haben und so einen wertvollen Beitrag zu dieser Arbeit geleistet haben.

Hervorzuheben ist auch die gute Zusammenarbeit im europäischen Forschungsprojekt INNOGLAST. Insbesondere geht mein Dank an Dipl.-Ing. Björn Abeln vom Institut für Stahlbau der RWTH Aachen für die ergebnisreiche und stets angenehme Zusammenarbeit und den bereitwilligen Austausch von Forschungsdaten.

Außerdem gilt mein Dank meinen guten Freundinnen und Freunden für ihre großartige Unterstützung durch Aufmunterung, Ablenkung und das entgegengebrachte Verständnis.

Von meiner Mutter Beate habe ich während meines Studiums und der Ausarbeitung meiner Dissertation jegliche Unterstützung erhalten. Hierfür und für das sorgfältige Korrekturlesen meiner Arbeit bedanke ich mich herzlich.

Zu guter Letzt danke ich meinem Partner Dominik und meiner Tochter Lea von ganzem Herzen dafür, dass sie mir fortwährend mit Geduld und Verständnis viele effektive Arbeitsstunden am Schreibtisch ermöglicht haben und mit ihrem steti-

---

gen Ansporn entscheidend zum erfolgreichen Abschluss meiner Promotion beigetragen haben.

Dortmund, im Dezember 2017

Eva Preckwinkel



---

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>ALLGEMEINES .....</b>	<b>1</b>
1.1	EINLEITUNG .....	1
1.2	ANLASS UND PROBLEMSTELLUNG.....	2
1.3	ZIEL UND VORGEHEN .....	3
1.4	BEGRIFFE UND DEFINITIONEN .....	5
1.4.1	<i>Begriffe und Formelzeichen .....</i>	<i>5</i>
1.4.2	<i>Definitionen .....</i>	<i>7</i>
<b>2</b>	<b>STAND DER TECHNIK UND FORSCHUNG.....</b>	<b>8</b>
2.1	EINFÜHRUNG .....	8
2.2	GLAS IM BAUWESEN .....	8
2.2.1	<i>Der Werkstoff Glas .....</i>	<i>8</i>
2.2.2	<i>Bemessung tragender Bauteile aus Glas .....</i>	<i>16</i>
2.3	KLEBSTOFFE UND VERKLEBUNGEN FÜR TRAGENDE VERBINDUNGEN .....	21
2.3.1	<i>Einführung .....</i>	<i>21</i>
2.3.2	<i>Aufbau und Einteilung der Klebstoffe .....</i>	<i>21</i>
2.3.3	<i>Gebräuchliche Reaktionsklebstoffe .....</i>	<i>23</i>
2.3.4	<i>Mechanische Eigenschaften von Verklebungen.....</i>	<i>26</i>
2.3.5	<i>Technologie des Klebens.....</i>	<i>36</i>
2.3.6	<i>Tragende Glasklebungen im Bauwesen nach ETAG 002.....</i>	<i>38</i>
2.3.7	<i>Allgemeiner Bemessungsvorschlag für Verklebungen.....</i>	<i>40</i>
2.3.8	<i>Stand der Forschung zu Verklebungen von Stahl und Glas.....</i>	<i>41</i>
2.4	VERBUNDTRÄGER MIT GLAS .....	44
2.4.1	<i>Allgemeines .....</i>	<i>44</i>
2.4.2	<i>Stahl-Glas-Träger.....</i>	<i>45</i>
2.4.3	<i>Holz-Glas-Verbundträger.....</i>	<i>49</i>
2.4.4	<i>Zusammenfassung.....</i>	<i>50</i>
2.5	BERECHNUNGSMETHODEN ZUM NACHGIEBIGEN VERBUND.....	51
<b>3</b>	<b>TRAGVERHALTEN UND BERECHNUNG ZUSAMMENGESETZTER BIEGETRÄGER MIT NACHGIEBIGEM VERBUND.....</b>	<b>54</b>
3.1	EINLEITUNG .....	54
3.2	MECHANISCHE GRUNDLAGEN .....	54
3.3	ANALYTISCHE LÖSUNGEN .....	56
3.3.1	<i>Grundgleichungen des nachgiebig verbundenen Trägers.....</i>	<i>56</i>
3.3.2	<i>Berechnung eines Einfeldträgers mit sinusförmiger Belastung .....</i>	<i>59</i>
3.3.3	<i>Berechnung des Einfeldträgers mit Gleichstreckenlast.....</i>	<i>63</i>
3.3.4	<i>Berechnung des Einfeldträgers mit Einzellast in Feldmitte .....</i>	<i>67</i>
3.3.5	<i>Berechnung des Einfeldträgers mit Einzellast an beliebiger Stelle .....</i>	<i>70</i>

3.3.6	<i>Analyse der Berechnungsverfahren im Hinblick auf das Tragverhalten des Stahl-Glas-Trägers</i> .....	74
3.3.7	<i>Berechnung unsymmetrischer Querschnitte mit analytischen Methoden</i> .....	77
3.4	ANZUSETZENDE QUERSCHNITTSWERTE DES GEKLEBTEN STAHL-GLAS-TRÄGERS .....	83
3.4.1	<i>Verbindungssteifigkeit <math>G_c</math> der geklebten Verbindung</i> .....	83
3.4.2	<i>Anzusetzende Querschnittswerte des Verbundglassteiges</i> .....	84
3.5	ZUSAMMENFASSUNG .....	85
<b>4</b>	<b>EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM TRAGVERHALTEN VON STAHL-GLAS-TRÄGERN</b> .....	<b>87</b>
4.1	ÜBERBLICK .....	87
4.2	BIEGEVERSUCHE MIT KURZZEITIGER BELASTUNG .....	87
4.2.1	<i>Versuchsaufbau</i> .....	87
4.2.2	<i>Versuchsträger</i> .....	90
4.2.3	<i>Einschub: Druckversuche zur Lasteinleitung</i> .....	95
4.2.4	<i>Versuchsauswertung</i> .....	98
4.2.5	<i>Bruchverhalten und Resttragfähigkeit</i> .....	142
4.2.6	<i>Bewertung der Verklebungen</i> .....	144
4.2.7	<i>Zusammenfassung der Kurzzeit-Biegeversuche</i> .....	153
4.3	BIEGEVERSUCH MIT LANGZEITBELASTUNG .....	155
4.3.1	<i>Allgemeines</i> .....	155
4.3.2	<i>Kleinteilkriechversuche</i> .....	156
4.3.3	<i>Versuchsaufbau Dauerstandversuch TS7</i> .....	160
4.3.4	<i>Ergebnisse des Dauerstandversuchs TS7</i> .....	161
4.3.5	<i>Zusammenfassung der Langzeitversuche</i> .....	168
4.4	FAZIT.....	169
<b>5</b>	<b>NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN</b> .....	<b>170</b>
5.1	ALLGEMEINES .....	170
5.2	LÖSUNGSWEG .....	170
5.3	MODELLIERUNG .....	171
5.3.1	<i>FE-Modell mit Volumenelementen</i> .....	171
5.3.2	<i>FE-Modell mit Schalenelementen</i> .....	181
5.4	VERIFIZIERUNG .....	185
5.4.1	<i>Vergleichsrechnung mit analytischem Modell</i> .....	185
5.4.2	<i>Vergleichsrechnung der Versuche</i> .....	187
5.5	UNTERSUCHUNGEN ZUR VERSAGENSURSACHE .....	194
5.6	FAZIT.....	205
<b>6</b>	<b>TRAGVERHALTEN UNTER TEMPERATURBEANSPRUCHUNG ...</b>	<b>207</b>
6.1	VORÜBERLEGUNGEN .....	207
6.2	ANALYTISCHES MODELL .....	210

6.2.1	<i>Grenzwertbetrachtungen</i> .....	215
6.3	NUMERISCHE BERECHNUNGEN UND PARAMETERSTUDIEN .....	219
6.3.1	<i>Numerisches Modell und Vergleichsrechnungen</i> .....	219
6.3.2	<i>Parameterstudien</i> .....	223
6.4	KOMBINATION VON BIEGEBEANSPRUCHUNG UND TEMPERATUR .....	231
6.5	VERHALTEN DES KLEBSTOFFES UNTER TEMPERATUREINFLUSS .....	233
6.6	EXEMPLARISCHE BERECHNUNGEN DER VERSUCHSTRÄGER .....	234
6.6.1	<i>Allgemeines</i> .....	234
6.6.2	<i>Versuchsträger TS1</i> .....	234
6.6.3	<i>Versuchsträger TS3</i> .....	236
6.6.4	<i>Versuchsträger TS6</i> .....	239
6.6.5	<i>Versuchsträger TS4</i> .....	240
6.6.6	<i>Versuchsträger TS2</i> .....	241
6.6.7	<i>Zusammenfassende Betrachtung der Versuchsträger unter Temperatureinwirkung</i> .....	242
6.7	FAZIT .....	242
<b>7</b>	<b>ANWENDUNG VON STAHL-GLAS-TRÄGERN</b> .....	<b>244</b>
7.1	VORÜBERLEGUNGEN .....	244
7.2	ARCHITEKTONISCHE ANFORDERUNGEN .....	244
7.3	STATISCH-KONSTRUKTIVE RANDBEDINGUNGEN .....	254
7.4	FAZIT .....	256
<b>8</b>	<b>BEMESSUNGSANSÄTZE UND BERECHNUNGSBEISPIEL</b> .....	<b>257</b>
8.1	BAURECHTLICHE SITUATION .....	257
8.2	SICHERHEITSKONZEPT .....	257
8.2.1	<i>Einwirkungen und Einwirkungskombinationen</i> .....	257
8.2.2	<i>Bemessung des Glasstegs</i> .....	259
8.2.3	<i>Anzusetzende Schubsteifigkeit der Klebstoffe</i> .....	264
8.2.4	<i>Schubfestigkeit der geklebten Verbindung</i> .....	268
8.2.5	<i>Beurteilung der Resttragfähigkeit und des Versagensmechanismus</i> .....	275
8.3	GEEIGNETE BERECHNUNGSVERFAHREN .....	276
8.3.1	<i>Biegebeanspruchung</i> .....	276
8.3.2	<i>Spannungen infolge Bauteilerwärmung</i> .....	283
8.3.3	<i>Spannungsnachweise</i> .....	283
8.4	EMPFEHLUNGEN ZUR FORMFINDUNG UND VORBEMESSUNG .....	285
8.5	BEISPIELBEMESSUNG .....	292
8.5.1	<i>Beschreibung des Systems</i> .....	292
8.5.2	<i>Belastungen und Lastfallkombinationen</i> .....	292
8.5.3	<i>Formfindung und Vorbemessung</i> .....	294
8.5.4	<i>Bemessung</i> .....	298
8.6	FAZIT .....	306

---

<b>9</b>	<b>ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK .....</b>	<b>309</b>
<b>10</b>	<b>LITERATUR .....</b>	<b>314</b>
10.1	FACHLITERATUR .....	314
10.2	NORMEN, REGELWERKE UND VORSCHRIFTEN.....	320
10.3	SOFTWARE.....	324
10.4	PRODUKTINFORMATIONEN .....	324
 <b>ANHANG</b>		
<b>A</b>	<b>ERGEBNISSE DER VERSUCHE AN KLEBSTOFFEN UND VERKLEBUNGEN AUS [3] .....</b>	<b>325</b>
<b>B</b>	<b>KONFIGURATION DER BEISPIELTRÄGER DER EXEMPLARISCHEN BERECHNUNGEN .....</b>	<b>327</b>
<b>C</b>	<b>NÄHERUNGSLÖSUNG ZUR BESTIMMUNG DER SCHNITTGRÖßEN VON EINFELDTRÄGERN UNTER GLEICHSTRECKENLAST MIT DREITEILIGEM UNSYMMETRISCHEN QUERSCHNITT NACH [60] .....</b>	<b>328</b>
C.1	BERECHNUNGSGLEICHUNGEN .....	328
C.2	VERGLEICH DER EFFEKTIVEN TRÄGHEITSMOMENTE NACH SCHELLING [60] UND EC5 [94].....	330
<b>D</b>	<b>VERSUCHSDATEN DER 4-PUNKT-BIEGEVERSUCHE MIT KURZZEITBELASTUNG .....</b>	<b>332</b>
D.1	VERSUCHSTRÄGER TS1 .....	332
D.2	VERSUCHSTRÄGER TS2 .....	338
D.3	VERSUCHSTRÄGER TS3 .....	343
D.4	VERSUCHSTRÄGER TS4 .....	349
D.5	VERSUCHSTRÄGER TS5 .....	355
D.6	VERSUCHSTRÄGER TS6 .....	361
D.7	VERSUCHSTRÄGER TS8 .....	365
D.8	VERSUCHSTRÄGER TS7 (DAUERSTANDVERSUCH) .....	371
<b>E</b>	<b>FE-VERGLEICHSRECHNUNGEN DER VERSUCHE.....</b>	<b>375</b>
E.1	VERSUCH TS1 .....	375
E.2	VERSUCH TS2 .....	377
E.3	VERSUCH TS3 .....	378
E.4	VERSUCH TS4 .....	380
E.5	VERSUCH TS5 .....	382
E.6	VERSUCH TS6 .....	384

E.7	VERSUCH TS7 ZUM ZEITPUNKT $t=0$ .....	386
E.8	VERSUCH TS8 .....	388
<b>F</b>	<b>PARAMETERSTUDIEN ZUM TRAGVERHALTEN BEI ERWÄRMUNG.....</b>	<b>390</b>
F.1	BEISPIELTRÄGER 1 MIT VARIATION DER STEGHÖHE.....	390
F.2	BEISPIELTRÄGER 1 MIT VARIATION DER FLANSCHBREITE .....	393
F.3	BEISPIELTRÄGER 3 MIT VARIATION DER STEGHÖHE.....	396
F.4	BEISPIELTRÄGER 2 MIT VARIATION DER STEGHÖHE.....	399
F.5	BEISPIELTRÄGER 1 MIT VARIATION DER TEMPERATURBEANSPRUCHUNG .....	402
<b>G</b>	<b>ITERATIVE BESTIMMUNG DER KLEBSTOFFSCHUBSTEIFIGKEIT G<sub>A</sub> AUSGEWÄHLTER VERSUCHSTRÄGER .....</b>	<b>404</b>
<b>H</b>	<b>VERGLEICH DER ANALYTISCHEN BERECHNUNG NACH PISCHL MIT DEM <math>\gamma</math>-VERFAHREN .....</b>	<b>406</b>

---

# 1 Allgemeines

## 1.1 Einleitung

In der modernen Architektur werden immer häufiger Konstruktionen mit einem außergewöhnlich leichten Erscheinungsbild und hoher Transparenz geschaffen. Große Teile der Gebäudehülle werden verglast. Als Ausfachungselemente in Dächern und Fassaden spielen bereits die ausfachenden Bauelemente eine Rolle am Lastabtrag, indem sie Lasten, wie Wind- oder Schneelasten in die anschließenden Tragelemente weiterleiten.

Immer häufiger kommen auch für Tragelemente der Primär- oder Sekundärstruktur Bauteile aus Glas zum Einsatz, die die Transparenz der Konstruktion weiter erhöhen. Bei solchen tragenden Bauteilen handelt es sich häufig um Glasträger mit hochkant stehendem Verbundglasquerschnitt.

Die Querschnitte von Glasträgern im konstruktiven Glasbau sind verglichen Stahlkonstruktionen recht groß. Zum einen liegt dies an der Bruchfestigkeit von Glas, die, abhängig von Grad der thermischen Vorspannung, deutlich geringer ist als bei Stahl. Zum anderen ist die rechteckige Querschnittsform von Glasträgern aus statischen Gesichtspunkten nicht optimiert. Dazu kommt bei Glasbauteilen eine große Querschnittsreserve, die sich aus der Redundanz von Bauteilen zur Sicherstellung der Tragfähigkeit im Schadensfall ergibt.

Glas ist ein spröder Werkstoff, der auf Spannungsspitzen mit Rissen und gegebenenfalls mit einem Versagen des gesamten Bauteils reagiert. Anders als bei anderen Baustoffen, die Spannungsspitzen durch duktilen Materialverhalten ausgleichen können, erfordern Bauteile aus Glas daher eine besonders sorgfältige, materialspezifische Planung und Ausführung. Dies zeigt sich insbesondere bei der Planung von Bauteilanschlüssen, bei denen schädigende lokale Spannungsspitzen und der Kontakt des Glasbauteils mit härteren Materialien vermieden werden müssen. Bei punktuellen Lochleibungsverbindungen, zum Beispiel bei Punkthaltern des Glasfassadenbaus, treten lokal große Spannungen auf. Klemm- oder Klebverbindungen werden im Glasbau als Verbindungsmittel ohne Querschnittschwächung der Glasbauteile verwendet. Gleichmäßige Lasteinleitungen sind vor allem mit linien- oder flächenförmigen Klebverbindungen möglich. Die Verwendung weicher, nachgiebiger Klebverbindungen ermöglicht kontinuierliche Lasteinleitungen mit minimalen Spannungsspitzen.

Aus diesen Überlegungen heraus bieten Verbundträger aus Glas in Kombination mit anderen Materialien einige Vorteile: Durch Verbundwirkung und statisch optimierte Querschnittsformen wird die Tragfähigkeit gegenüber reinen Glasträ-



gern erhöht. Bauteilanschlüsse an angrenzende Bauteile werden erleichtert, da anstelle aufwendiger Anschlüsse an das Glasbauteil Anschlüsse an den Verbundpartner ausgeführt werden können.

## 1.2 Anlass und Problemstellung

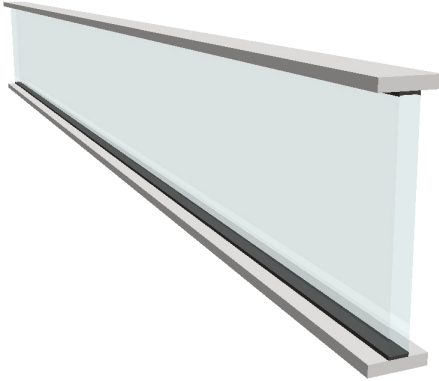


Bild 1.1: Prinzipieller Aufbau des Stahl-Glas-Trägers

Im Stahl-Glas-Träger werden die Materialien Stahl und Glas zu einem Verbundträger mit I-förmigem Querschnitt verbunden, Bild 1.1. Durch den gläsernen Steg wird ein hoher Transparenzgrad des Trägers erreicht. Die angefügten Flansche sorgen für eine statisch optimierte Querschnittsform, die mit einer Steigerung der Biegetragfähigkeit des reinen Glasstegs einhergeht. Durch die dreifach höhere Steifigkeit des Stahls können bereits kleine Flansche einen hohen Anteil der äußeren Einwirkungen abtragen. Voraussetzung dafür ist eine ausreichend steife und tragfähige Verbindung zwischen Glassteg und Stahlflansch.

Als lastübertragende Verbindung der Querschnittsteile aus Stahl und Glas eignen sich besonders geklebte, linienförmige Verbindungen. Vorteilhaft ist hier die kontinuierliche Lastübertragung zwischen Glassteg und Stahlflanschen. Gegenüber einer diskreten Lasteinleitung, zum Beispiel bei Schraubverbindungen, werden Spannungsspitzen bei kontinuierlicher Lasteinleitung stark reduziert. Minimale Spannungsspitzen können bei Verwendung weicher, nachgiebiger Klebstoffe und dicken Klebschichten erzielt werden. Von Seiten der Industrie stehen Klebstoffe mit unterschiedlichsten mechanischen Eigenschaften zur Verfügung. Die Bandbreite reicht von hochelastischen über zähelastische bis hin zu sehr steifen Klebstoffen mit geringen bis hohen Festigkeiten. Zur Vermeidung von Spannungsspitzen kommen beim Verkleben von Glas immer verformbare Klebstoffe zum Einsatz.

Üblicherweise wird bei der Berechnung von Biegeträgern mit Querschnitten aus verschiedenen Materialien nach der Verbundtheorie von einer starren Verbindung der Querschnittsteile ausgegangen. Bei verformbaren geklebten Verbindungen zwischen den Querschnittsteilen des Stahl-Glas-Trägers bestimmt die Verformbarkeit der Verbindung jedoch maßgebend den Lastabtrag im Verbundquerschnitt. Nach der elastischen bzw. nachgiebigen Verbundtheorie nimmt die Verbundwirkung mit zunehmender Steifigkeit der geklebten Verbindung zu. Folglich würden steife geklebte Verbindungen eine hohe Biegetragfähigkeit des Stahl-Glas-Trägers mit sich bringen.

Für geklebte Glaskonstruktionen ist jedoch häufig die Forderung anzutreffen, dass das Verformungsvermögen der Klebschicht ausreichend groß sein muss, um Verschiebungen aus Wärmedehnungen vollständig auszugleichen. Beim sogenannten „elastischen Kleben“ werden daher Verklebungen mit geringer Steifigkeit verwendet. Die geringe Steifigkeit der Verklebung zum Ausgleich unterschiedlicher Wärmedehnungen der Querschnittsteile aus Stahl und Glas steht im Gegensatz zu der Forderung, mit der Verklebung eine hohe Verbundwirkung zwischen den einzelnen Querschnittsteilen zu erreichen.

Optimale Querschnittsformen können daher nur gefunden werden, wenn sowohl das Biegetragverhalten als auch das Tragverhalten unter Temperaturbeanspruchung bekannt ist. Systematische Untersuchungen zum Tragverhalten von Stahl-Glas-Trägern in Abhängigkeit von der Art der Verklebung existieren bisher nicht oder sind nicht detailliert dokumentiert. Viele Forschungen legen das Hauptaugenmerk auf die Verklebung zwischen den Querschnittsteilen oder auf das Resttragverhalten nach erfolgtem Glasbruch. Allgemeine Untersuchungen zur Temperaturbeanspruchung fehlen ganz.

### **1.3 Ziel und Vorgehen**

Ziel dieser Arbeit ist es, für den neuartigen geklebten Verbundträger aus Stahl und Glas das Tragverhalten in Abhängigkeit der geklebten Verbindung zu erfassen und rechnerisch abbilden zu können, um unter Berücksichtigung der statisch-konstruktiven Besonderheiten der Verklebung und des Glasstegs optimierte Querschnitte entwickeln zu können, die auch die architektonischen Anforderungen an Transparenz und Ästhetik erfüllen.

In der vorliegenden Arbeit werden zunächst die Besonderheiten von strukturellen, lastabtragenden Verklebungen und des konstruktiven Glasbaus im Hinblick auf den geklebten Stahl-Glas-Träger zusammengetragen und relevante Forschungsergebnisse diskutiert.

Vorhandene analytische Berechnungsverfahren des nachgiebigen Verbunds werden in Kapitel 3 auf den Stahl-Glasträger übertragen, nach Bedarf abgewandelt und ergänzt. Durch Analyse der Grundgleichungen, der zugrundeliegenden Annahmen und der resultierenden Berechnungsergebnisse können an dieser Stelle Schlussfolgerungen zur Genauigkeit und Anwendbarkeit gezogen werden. Gleichzeitig werden die Querschnittsparameter analysiert, die das Tragverhalten beeinflussen.

In experimentellen Untersuchungen und ergänzenden numerischen Berechnungen wird das Tragverhalten unter Biegebeanspruchung an Trägern mit unterschiedlichen geklebten Verbindungen geprüft und mit vergleichenden analytischen Berechnungen analysiert. Die Schadensursachen der Versuchsträger werden anhand der Schadensbilder im Vergleich mit numerischen Berechnungen untersucht. Versuche mit gealterten und dauerhaft belasteten Trägern liefern Ergebnisse zum Langzeittragverhalten.

In Kapitel 6 werden die Grundgleichungen des nachgiebigen Verbundes im Lastfall Temperatur anhand eines analytischen Modells selber hergeleitet, daraus ein Berechnungsverfahren für geklebte Stahl-Glasträger entwickelt und mit ergänzenden numerischen Untersuchungen bestätigt. Kritische Querschnittsbereiche mit hohen auftretenden Spannungen werden identifiziert und Gleichungen zur vereinfachten Berechnung hergeleitet.

Die Anwendung von Stahl-Glas-Trägern aus architektonischer und konstruktiver Sicht wird in Abschnitt 7 diskutiert. Diese Untersuchungen liefern Gestaltungsgrundsätze zum Erzielen bestimmter optischer Wirkungen und hoher Transparenzgrade unter Berücksichtigung der konstruktiven Anforderungen.

Am Schluss der Arbeit steht die Ausarbeitung von Bemessungsansätzen für geklebte Stahl-Glas-Träger auf Grundlage der gewonnenen Forschungsergebnisse. Die Möglichkeiten und Grenzen der Bemessung von Stahl-Glas-Trägern werden an einem Bemessungsbeispiel verdeutlicht.

## 1.4 Begriffe und Definitionen

### 1.4.1 Begriffe und Formelzeichen

An dieser Stelle werden die wesentlichen Formelzeichen und Symbole dieser Arbeit aufgeführt. Weitere Formelzeichen werden direkt im Text erklärt.

Koordinaten, Verschiebungs-, Spannungs- und Schnittgrößen

M	Biegemoment
N	Normalkraft
Q	Querkraft
$t_c$	Schubfluss in der Verklebung
u, v, w	Verschiebungen in Richtung der Achsen x, y, z
x, y, z	Systemhauptachsen
$\gamma_a$	Schubverzerrung der Verklebung
$\gamma_{xz}$	Schubverzerrung in der xz-Ebene
$\delta_c$	Längsverschiebung zwischen den Fügeteilen der geklebten Verbindung
$\epsilon$	Längsdehnung
$\sigma_{1,2,3}$	Hauptspannungen in Richtung der Hauptachsen 1, 2, 3
$\sigma_{xy,x}$	Normalspannung in Richtung der Achsen x, y, z
$\tau_{xz}, \tau_{xy}$	Schubspannung in der Ebene xz, xy
$\varphi$	Verdrehung

Physikalische Kenngrößen und Festigkeiten

E	Elastizitätsmodul
$f_k$	Charakteristischer Wert der Biegezugfestigkeit des Glases
$f_y$	Streckgrenze des Stahls
G	Schubmodul
$G_a$	Schubmodul des Klebstoffs
$G_c$	Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung
n	Verhältnis der Elastizitätsmoduln
P	Einzellast
q	Streckenlast
T	Temperatur
t	Zeit
$\alpha_T$	Wärmeausdehnungskoeffizient
v	Querdehnzahl

Querschnitts- und Systemgrößen

A	Querschnittsfläche
a	Abstand
b	Breite
d	Dicke
h	Höhe
I	Flächenträgheitsmoment
$\ell$	Länge
S	Schwerpunkt
$S_y$	Statisches Flächenmoment bezogen auf die y-Achse
$z_f$	Flanschabstand zum Gesamtschwerpunkt

## Berechnungskoeffizienten des nachgiebigen Verbundes

$a_T$	Berechnungskoeffizient für nachgiebigen Verbund unter Temperaturbeanspruchung
$b_T$	Berechnungskoeffizient für nachgiebigen Verbund unter Temperaturbeanspruchung
$\alpha$	Berechnungskoeffizient für nachgiebigen Verbund nach Pischl
$\beta$	Berechnungskoeffizient für nachgiebigen Verbund nach Pischl
$\gamma$	Berechnungskoeffizient (Nachgiebigkeitsfaktor) beim $\gamma$ -Verfahren
$\eta$	Erhöhungsfaktor der Biegetragfähigkeit der Vorbemessungstafeln
$\Psi$	Eingangswert der Vorbemessungstafeln

## Sicherheits- und Bemessungsbeiwerte

$\gamma_F$	Teilsicherheitsbeiwert für Einwirkungen
$\gamma_M$	Teilsicherheitsbeiwert für Materialeigenschaften
$\gamma_{m,1,2,3,4}$	Gesplitteter Teilsicherheitsbeiwert für Materialeigenschaft der Verklebung
$\eta_t$	Modifikationsfaktor in der Klebstoffbemessung wegen Degradation
$\Psi_1, \Psi_2, \Psi_3$	Kombinationsbeiwert
$k_c$	Beiwert in der Glasbemessung zur Berücksichtigung der Art der Konstruktion
$k_{mod}$	Beiwert in der Glasbemessung zur Berücksichtigung der Lasteinwirkungsdauer

## Indices

a	Wert bezogen auf den Klebstoff (adhesive)
c	Wert bezogen auf die geklebte Verbindung (connection)
ce	Wert bezogen auf den Schwerpunkt (center) des betrachteten Querschnittsteils
cr	Wert unter Berücksichtigung von Klebstoffkriechen (creep)
d	Bemessungswert
e	Wert bezogen auf den Rand (edge) des betrachteten Querschnittsteils
eff	Kennzeichnung effektiver Querschnittswerte
Ed	Bemessungswert Wert auf der Einwirkungsseite
Ek	Charakteristischer Wert auf der Einwirkungsseite
f	Wert bezogen auf den Flansch (flange)
G	Wert des Werkstoffs Glas
k	charakteristischer Wert
M	Verformungswert infolge Biegemoment
N	Verformungswert infolge Normalkraft
Rd	Bemessungswert Wert auf der Widerstandsseite
Rk	Charakteristischer Wert auf der Widerstandsseite
S	Wert des Werkstoffs Stahl
starr	Wert bei starrer Verbindung der Querschnittsteile
w	Wert bezogen auf den Steg (web)
x,y,z	Beziehung auf die jeweilige Querschnittsachse
xy,xz,yz	Beziehung auf die jeweilige Ebene

## 1.4 Begriffe und Definitionen

### Abkürzungen

ESG	Einscheibensicherheitsglas
OG	Obergurt
TVG	Teilvorgespanntes Glas
UG	Untergurt
VSG	Verbundsicherheitsglas
PVB	Polyvinylbutyral
LFK	Lastfallkombination
TS	Versuchskörper (test specimen)
z. B.	zum Beispiel
vgl.	vergleiche
et. al.	und andere

### 1.4.2 Definitionen

#### 1.4.2.1 Achsendefinitionen und Spannungsrichtungen

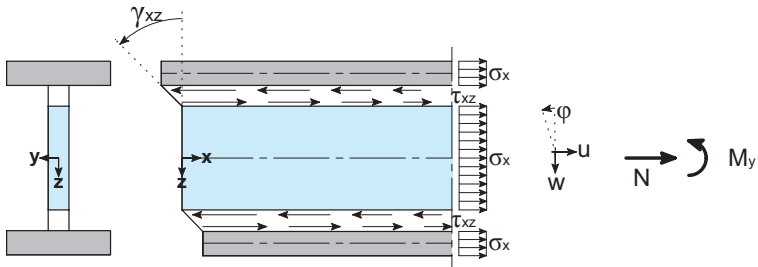


Bild 1.2 Definition der positiven Spannungs-, Verschiebungs- und Verdrehungsrichtungen sowie der Koordinaten

#### 1.4.2.2 Querschnittsabmessungen und Bezeichnung der Teilschnittgrößen und Spannungen

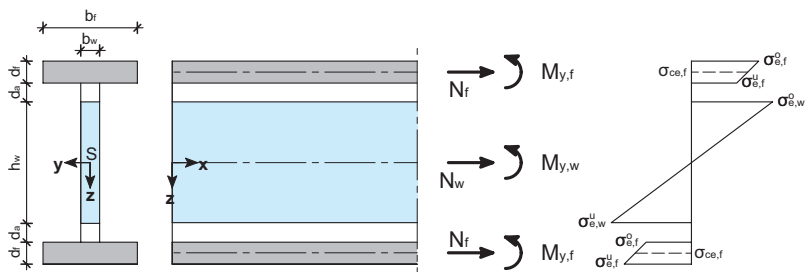


Bild 1.3 Definition der Querschnittsabmessungen sowie der Teilschnittgrößen und Spannungsbezeichnungen

## **2 Stand der Technik und Forschung**

### **2.1 Einführung**

Im Stahl-Glas-Träger kommen mit den Werkstoffen Stahl, Glas und Klebstoff verschiedene Werkstoffe zum Einsatz. Im Gegensatz zum etablierten Bauen mit Stahl handelt es sich beim Bauen mit strukturellen Glasbaueilen und strukturellen Verklebungen um relativ neue Bauweisen. Im folgenden Kapitel werden die wichtigsten Aspekte zum aktuellen Stand der Technik und Forschung im konstruktiven Glasbau und zum strukturellen Kleben im Bauwesen zusammengefasst und ein Überblick über relevante Forschungsergebnisse im Glasverbundbau gegeben. Am Ende des Kapitels erfolgt eine kurze Darstellung geeigneter Berechnungsverfahren des nachgiebigen Verbunds.

### **2.2 Glas im Bauwesen**

#### **2.2.1 Der Werkstoff Glas**

##### **2.2.1.1 Herstellung von Glas**

Glas ist ein anorganischer, nichtmetallischer Werkstoff, der durch das Aufschmelzen eines Gemenges von Grundstoffen hergestellt wird. Auch nach dem Abkühlen der Schmelze liegt im Glas eine ungeordnete atomare Struktur vor, wie sie bei anderen Stoffen im flüssigen Zustand zu finden ist. Diese unregelmäßige, nicht-kristalline Struktur wird als amorpher Zustand bezeichnet. Die amorphe Struktur des Glases bleibt bei den in der Glasproduktion üblichen Abkühlgeschwindigkeiten erhalten, da die hohe Viskosität (Zähflüssigkeit) der Glasschmelze die Umwandlung in eine regelmäßige Struktur (Kristallisation) verhindert [69]. Häufig wird daher der Werkstoff Glas als unterkühlte Schmelze oder unterkühlte Flüssigkeit bezeichnet. Die amorphe Struktur führt zu einem transparenten Erscheinungsbild wie bei Flüssigkeiten. Bedingt durch die Struktur des Glases lässt sich kein Schmelzpunkt bestimmen, an dem das Glas vom flüssigen in den festen Zustand übergeht. Das Erstarren des Glases erstreckt sich bei den üblichen silikatischen Gläsern über einen Temperaturbereich von 520°C bis 550°C [33], in dem die Viskosität durch das Abkühlen kontinuierlich stark zunimmt. Dieser Bereich wird als Transformationsbereich bezeichnet, der mit einer starken Änderung der physikalischen Eigenschaften einhergeht. Unterhalb des Transformationsbereiches liegt ein fester Stoff vor, oberhalb eine Schmelze.

Im Bauwesen wird üblicherweise Kalk-Natron-Silikatglas verwendet, das aus den Rohstoffen Quarzsand, Soda und Kalk hergestellt wird. Durch Aufschmelzen ent-

steht ein Glas, dessen Hauptbestandteile nach DIN EN 572-1 [107] Siliciumdioxid ( $\text{SiO}_2$ ), Calciumoxid ( $\text{CaO}$ ) und Natriumoxid ( $\text{Na}_2\text{O}$ ) sind. Als Spezialglas (z.B. für Brandschutzverglasungen) wird selten auch Borosilikatglas [110] verwendet, das neben dem Hauptbestandteil Siliciumdioxid auch Boroxid ( $\text{B}_2\text{O}_3$ ) enthält. Es weist eine gute Widerstandsfähigkeit gegenüber Temperaturwechseln und eine hohe chemische Beständigkeit auf.

In der Glasproduktion der silikatischen Gläser werden die Rohstoffe bei einer Temperatur von bis zu  $1500^\circ\text{C}$  zu einer homogenen Masse geschmolzen. Danach erfolgt die Formgebung. Zur Herstellung von Flachglas wird das Floatverfahren verwendet: Das geschmolzene Glas fließt auf ein Bad aus flüssigem Zinn. Da Zinn eine deutlich größere Dichte aufweist als Glas, schwimmt die Glasschmelze auf dem Zinn und verteilt sich auf der völlig planen Oberfläche. Das Glas wird bis zum Ende des Zinnbades gezogen und kühlt dabei auf ca.  $600^\circ\text{C}$  ab. Im nächsten Produktionsschritt gelangt das Glas vom Zinnbad in den Kühlkanal, wo es langsam abkühlt, so dass keine planmäßigen Eigenspannungen entstehen. Das auf Raumtemperatur abgekühlte Glasband wird am Produktionsende geschnitten. [69] [72]

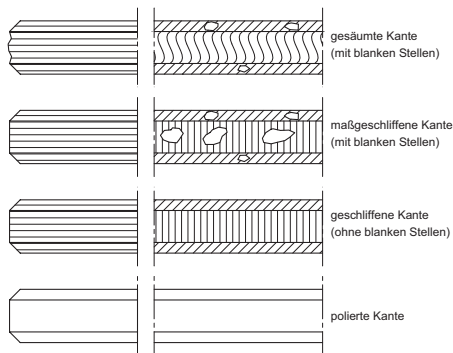


Bild 2.1 Kantenbearbeitung von ESG nach DIN EN 12150-1 [112]

Nach dem Zuschnitt können die Kanten der Glasscheiben weiter bearbeitet werden. Bild 2.1 stellt die mögliche Kantenbearbeitung von Glasscheiben nach den Produktnormen [106] [112] dar, wobei der Bearbeitungsaufwand von oben nach unten ansteigt. Die einfachste Bearbeitungsform ist die gesäumte Kante (a), bei der lediglich die Ränder der geschnittenen, unbearbeiteten Kante geschliffen werden, damit die Glaskante nicht scharfkantig ist. Die Ränder können Wellenlinien und unregelmäßige Bruchstellen aufweisen. Bei der Herstellung der maßgeschliffenen Kante (b) wird die Glasscheibe durch Schleifen auf das erforderliche Maß gebracht. Die Kanten dürfen blanken Stellen, Ausmuschelungen und ungeschliffene, gesäumte Bereiche aufweisen. Im Gegensatz dazu ist die geschlif-



fene Kante (c) vollständig bearbeitet. Sie weist ein mattes Aussehen auf. Die polierte Kante (d) ist glänzend und wird durch Polieren der geschliffenen Kante hergestellt. Nach [34] wird die Glasfestigkeit durch Polieren heraufgesetzt. Schula [67] hingegen konnte bei vorgeschädigten Gläsern keine festigkeitssteigernde Wirkung nachweisen, da die an den Kanten entstandenen Vorschädigungen durch Polieren nicht beseitigt werden.

#### 2.2.1.2 Vorgespanntes Glas

Der Werkstoff Glas ist ein spröder Werkstoff, der sich linear-elastisch bis zum Bruch verhält. Die theoretische Festigkeit von Glas wird in [59] mit 7 GPa (7.000 N/mm<sup>2</sup>) angegeben. Tatsächlich liegt die Festigkeit von Glas weit unter diesem Wert, da Oberflächendefekte (wie z.B. Risse) die Festigkeit herabsetzen. Durch die Kerbwirkung von Fehlstellen in der Glasoberfläche entstehen hohe Spannungsspitzen, die aufgrund des spröden Materialverhaltens nicht abgebaut werden können, so dass es zu Überschreitungen der Glasfestigkeit und damit zum Bruch kommt. Die festigkeitsreduzierenden Einflüsse von Oberflächendefekten im Glas sind insbesondere unter dem Einfluss von Zugspannungen bemerkbar. Unter Druckspannungen werden die Fehlstellen im Glas überdrückt, so dass es nicht zu einem Risswachstum kommt. Aus diesem Grund liegt die Druckfestigkeit von Glas oberhalb der Zugfestigkeit. Dieses Phänomen wird in Weiterverarbeitungsprozessen genutzt, mit dem Ziel die Festigkeit von Glas zu erhöhen. Festigkeitskennwerte von Glas werden in Abschnitt 2.2.2 detailliert betrachtet.

Durch *thermisches Vorspannen* werden gezielt Eigenspannungen in der Glasscheibe erzeugt, indem das Glas auf Temperaturen oberhalb des Transformationsbereiches erwärmt und dann plötzlich abgekühlt wird. Durch die plötzliche Abkühlung erstarren zuerst die oberflächennahen Bereiche, das Innere bleibt vorerst flüssig. Beim nachfolgenden Abkühlen des Glaskerns zieht der Kern sich zusammen, wodurch Druckspannungen in der Oberfläche hervorgerufen werden. Es entsteht ein Eigenspannungsverlauf, der sich parabelförmig über die Scheibendicke verteilt, Bild 2.2. Dadurch wird die Festigkeit von Glas deutlich erhöht, da ein Versagen erst auftritt, wenn die Zugspannungen aus äußeren Belastungen so groß werden, dass sie die Druckspannung an der Oberfläche überschreiten. Für eine Glasscheibe mit Biegung um die schwache Achse (Tragwirkung als Platte) sind die Biegespannungen und die Überlagerung mit den Eigenspannungen aus Vorspannung in Bild 2.2 dargestellt.

## 2.2 Glas im Bauwesen

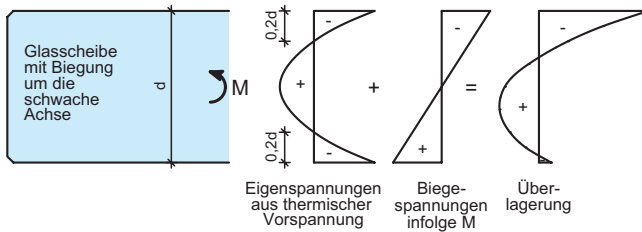


Bild 2.2 Eigenspannungen in thermisch vorgespannten Flachgläsern (Plattenmitte) nach [69]

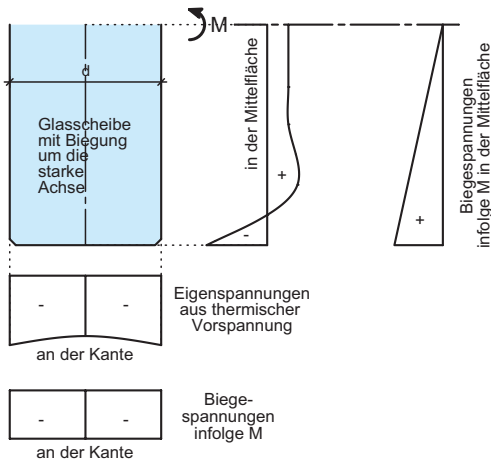
Die Größe der durch den thermischen Vorspannprozess eingebrachten Eigenspannungen hängt von der Abkühlgeschwindigkeit ab. Je nach Vorspanngrad werden unterschiedliche Glasarten unterschieden: *Einscheibensicherheitsglas (ESG)* weist nach [67] eine Oberflächenspannung in der Platte von  $-90 \text{ N/mm}^2$  bis  $-140 \text{ N/mm}^2$  auf. *Teilvorgespanntes Glas (TVG)* weist durch den langsameren Abkühlvorgang geringere Vorspanngrade mit Oberflächenspannungen zwischen  $-40 \text{ N/mm}^2$  bis  $-70 \text{ N/mm}^2$  auf [67]. Mit Floatglas wird im Sprachgebrauch (und auch in der folgenden Arbeit) üblicherweise thermisch nicht vorgespanntes Flachglas bezeichnet, auch wenn die Basisgläser für ESG und TVG ebenfalls im Floatprozess hergestellt werden. Mit zunehmendem Vorspanngrad steigt die Festigkeit der Gläser an. Tabelle 2.1 gibt die in den Produktnormen vorgeschriebenen Mindestwerte der in Biegeversuchen ermittelten charakteristischen Biegefestigkeiten der Glasarten ESG, VSG und nicht vorgespanntes Floatglas an. Die Prüfung erfolgt nach EN 1288-3 [109] im Vierschneidenverfahren durch Biegung um die schwache Achse.

Tabelle 2.1: Charakteristische Biegefestigkeit ausgewählter Glasarten

Glasart	Mindestwert der charakteristischen Biegefestigkeit*
thermisch vorgespanntes Kalknatron-Einscheibensicherheitsglas aus Floatglas [112]	$120 \text{ N/mm}^2$
teilvorgespanntes Kalknatronglas aus Floatglas [111]	$70 \text{ N/mm}^2$
Kalk-Natronsilicatglas [107]	$45 \text{ N/mm}^2$
*5 %-Fraktile für einen Vertrauensbereich von 95 %, Prüfung nach EN 1288-3 unter quasi-statischer Kurzzeitbelastung	

Werden Glasscheiben um die starke Achse gebogen (Tragwirkung als Scheibe, z.B. bei Glasträgern), z.B. bei vertikaler Anordnung für die Verwendung als Biegeträger, ist die Vorspannung an der Glaskante entscheidend für die Biegetragfähigkeit. Die Eigenspannungen an der Glaskante weichen deutlich von der parabelförmigen Vorspannung in der Plattenmitte ab. Nach Sedlacek [69] ergibt sich die in Bild 2.3

qualitativ dargestellte Vorspannung an der Glaskante. In der Mitte der Glaskante weist die Druckvorspannung einen minimalen Wert auf. Nach Sedlacek ist die geringere Vorspannung in der Mitte der Kante in Kombination mit Rissen und Fehlstellen an der zugbeanspruchten Kante verantwortlich für eine geringere Biegefestigkeit bei Biegung um die starke Achse.



**Bild 2.3** Eigenspannungen in thermisch vorgespannten Flachgläsern an der Glaskante nach [69]

Die in verschiedenen Forschungsarbeiten ermittelten Festigkeiten variieren untereinander stark. Sedlacek gibt in [69] anhand von 15 Versuchen an 12 mm dicken, um die starke Achse biegebeanspruchten Glasbalken aus ESG eine charakteristische Festigkeit von  $105 \text{ N/mm}^2$  bei 95% Aussagewahrscheinlichkeit an. Neben der geringeren Vorspannung in der Mitte der Scheibenkante, werden Risse und Fehlstellen an der Kantenfase für die geringe Festigkeit verantwortlich gemacht.

Hess gibt in [34] die experimentell ermittelten Glasfestigkeiten von 3 Biegeträgern aus  $3 \times 12 \text{ mm}$  ESG mit geschliffenen Kanten zu  $100,3 \text{ N/mm}^2$ ,  $113,4 \text{ N/mm}^2$  und  $116,1 \text{ N/mm}^2$  an. Als mögliche Ursache für die sehr geringen Festigkeiten diskutiert Hess die geringe Belastungsgeschwindigkeit von  $0,3 \text{ MPa/s}$ . Bei Versuchen mit Einzelscheiben aus  $12 \text{ mm}$  ESG wurde unter größeren Belastungsgeschwindigkeiten von  $97 \text{ N/s}$  höhere Spannungen von  $137,8 \text{ N/mm}^2$ ,  $147,7 \text{ N/mm}^2$  und  $151,4 \text{ N/mm}^2$  festgestellt. Neben den unterschiedlichen Belastungsgeschwindigkeiten kommen als Ursachen für die stark differierenden Ergebnisse zwischen VSG

und Einzelscheiben ungleiche Belastungen der Scheiben im Verbund und die größere Fläche der zugbeanspruchten Kante im VSG in Frage.

Trösch erhält für 10 stehend geprüfte ESG-Scheiben von 6 mm Dicke eine charakteristische Festigkeit von  $156,5 \text{ N/mm}^2$  bei einer Aussagewahrscheinlichkeit von 95%. Die charakteristische Festigkeit ist damit bei stehender Prüfung gegenüber der charakteristischen Festigkeit von  $159,96 \text{ N/mm}^2$  nur unwesentlich reduziert. [18]

Hohberndt [36] gibt für 4 Versuche mit Glasträgern aus  $2 \times 6 \text{ mm}$  VSG und  $2 \times 8 \text{ mm}$  VSG mit bewusst herbeigeführter Oberflächenschädigung durch Anschleifen bei Biegung  $M_y$  um die starke Glasachse eine charakteristische Festigkeit von  $152,2 \text{ N/mm}^2$  an.

Die sich stark unterscheidenden Forschungsergebnisse zu den Glasfestigkeiten bei Biegung um die starke Achse zeigen, dass die Frage nach der Festigkeit von ESG bei Biegung um die starke Achse nicht allgemein beantwortet werden kann, da viele unterschiedliche Parameter die Kantenfestigkeit beeinflussen. Aus den genannten Forschungen ergeben sich die folgenden möglichen Einflussparameter auf die Kantenfestigkeit:

- Art der Kantenbearbeitung (vgl. 2.2.1.1)
- der Grad der thermischen Vorspannung
- Scheibendicke
- Scheibengröße (Maßstabeffekt) (vgl. 2.2.2.1)
- Belastungsgeschwindigkeit (vgl. 2.2.2.1)
- Anwendung von Einzelscheiben oder Verbundglas

Systematische Untersuchungen des Fachverbandes Konstruktiver Glasbau an zahlreichen Floatglasproben zeigen, dass sich zusätzlich durch die produktionstechnischen Gegebenheiten elementare Unterschiede in der Bearbeitungsqualität ergeben, die einen signifikanten Einfluss auf die Kantenqualität haben. Diese Untersuchungen sollen zukünftig auf vorgespannte Gläser ausgeweitet werden. [17]

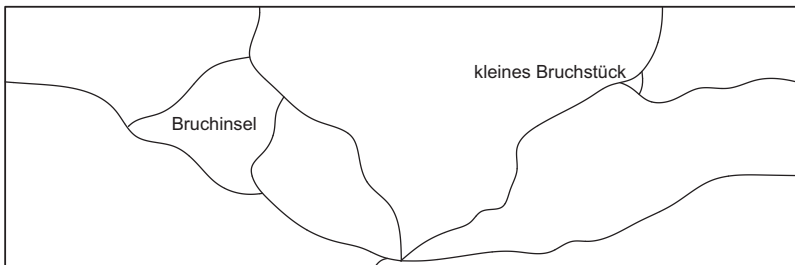
Neben der thermischen Vorspannung gibt es auch chemische Vorspannverfahren, bei denen die Druckspannungen in der Oberfläche infolge einer Änderung der chemischen Zusammensetzung durch Ionenaustausch entstehen. Die Druckzonenhöhe chemisch vorgespannter Gläser ist üblicherweise sehr gering und liegt im Bereich einiger  $\mu\text{m}$ . Die chemische Vorspannung wird für dünne Gläser bis 2 mm Dicke verwendet. Im Bauwesen sind thermisch vorgespannte Gläser nicht üblich. [59]

Im Schadensfall weisen vorgespannte Gläser ein besonderes Bruchverhalten auf: Erreichen die Risse im Glas den inneren, unter Zug stehenden Kern, wird die beim

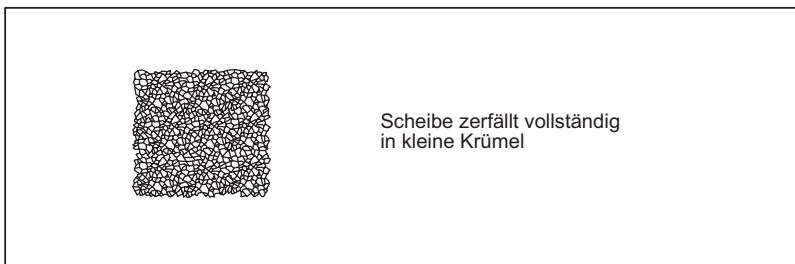
Vorspannen eingebrachte Energie freigesetzt und die Scheibe zerstört. Dabei unterscheiden sich die Bruchbilder von ESG und TVG deutlich. Beim Bruch von ESG zerfällt die komplette Scheibe in zahlreiche stumpfe Krümel. Das Bruchverhalten von ESG ist in DIN EN 12150 [112] geregelt. Beim Bruch einer genormten Prüfscheibe muss sich eine Mindestanzahl von Bruchstücken ergeben. Für Gläser mit einer Dicke zwischen 4 und 12 mm müssen im Bereich der größten Bruchstücke auf einer Fläche von 5 cm x 5 cm mindestens 40 Bruchstücke gezählt werden.

Im Gegensatz zum ESG weist TVG ein deutlich anderes Bruchverhalten auf. Durch die geringere Vorspannung entstehen nur Radialbrüche von Kante zu Kante, ohne dass sich größere selbstständigen Bruchinseln bilden [62]. Es ergeben sich mittelgroße scharfkantige Bruchstücke. Die genauen Anforderungen sind in DIN EN 1863-1 [111] festgelegt.

Das Bruchbild von nicht vorgespanntem Floatglas unterscheidet sich nur geringfügig von TVG. Floatglas bricht in große, scharfkantige Bruchstücke. Das Bruchverhalten ist nicht geregelt.



a) Bruchbild TVG, Scheibengröße 110x36 cm nach DIN EN 1863-1



b) Bruchbild ESG (im gleichen Maßstab wie a))

*Bild 2.4 Teilvorgespanntem Glas und Einscheibensicherheitsglas nach [111] und [112]*

ESG hat den Nachteil, dass es wegen des krümeligen Bruchverhaltens keine Resttragfähigkeit besitzt. Aufgrund des gröberen Bruchbildes von TVG, bei dem die

Risse ohne Bildung von Bruchinseln (d.h. ohne Verzweigung) bis zum Rand verlaufen, kann eine höhere Resttragfähigkeit erzielt werden, da sich die Bruchstücke verkanten. Die höhere Resttragfähigkeit kann durch Zusammenwirken mehrerer Scheiben im Verbundsicherheitsglas gut ausgenutzt werden [69], siehe Abschnitt 2.2.1.3.

Aufgrund der beim Vorspannprozess eingebrachten Eigenspannungen muss die Bearbeitung der Glasscheiben vor dem Vorspannprozess erfolgen. Ein nachträgliches Bearbeiten wie zum Beispiel Schneiden oder Bohren von ESG oder TVG führt zum Bruch der gesamten Scheibe. Aus diesem Grund muss auch die Kantenbearbeitung vor dem Prozess der thermischen Vorspannung erfolgen.

### 2.2.1.3 Verbund-Sicherheitsglas

Verbund-Sicherheitsglas (VSG) besteht aus mehreren Glasscheiben, die über eine Zwischenschicht vollständig verbunden werden. Die Zwischenschicht dient im Versagensfall dazu, die Bruchstücke zusammenzuhalten, die Größe von Öffnungen zu begrenzen, eine Restfestigkeit zu bieten und das Verletzungsrisiko durch Bruchstücke zu verringern [69]. Als Verglasungsmaterial dürfen unter anderem nicht vorgespanntes Floatglas und thermisch vorgespannte Gläser (ESG, TVG) eingesetzt werden. Verbundglas (VG) besteht ebenfalls aus mehreren miteinander verbundenen Scheiben, jedoch bestehen keine Anforderungen an das Verhalten der Scheibe beim Bruch. [113]

Als Zwischenschicht wird im Bauwesen überwiegend der thermoplastische Kunststoff Polyvinylbutyral (PVB) verwendet. Bei der Herstellung werden die gereinigten Gläser und die PVB-Folien in Schichten übereinandergelegt und die Folie auf Maß geschnitten. Nachdem mit Druck und Wärme ein flächiger Vorverbund zwischen den Scheiben hergestellt wurde, erfolgt die Herstellung des endgültigen Verbundes unter Druck und Wärme im Autoklaven.

Tabelle 2.2: Zulässiger Kantenversatz von Verbundglasscheiben nach [114]

Scheiben-Nennmaß Länge L oder Höhe H [mm]	Maximal zulässiger Versatz d [mm]	
$L, H \leq 1000$	2,0	<p>Verbund(sicherheits)glas aus 1: Glasscheibe 2: Verbundzwischenschicht</p>
$1000 < L, H \leq 2000$	3,0	
$2000 < L, H \leq 4000$	4,0	
$L, H > 4000$	6,0	

Werden vorgespannte Gläser (TVG oder ESG) verarbeitet, sind die einzelnen Scheiben bereits auf Maß geschnitten, gegebenenfalls gelocht und die Kanten bearbeitet. Die Herstellung des Verbunds zwischen den Scheiben erfolgt als letzter Bearbeitungsschritt. Dabei kann beim Fügen ein Versatz der Glaskanten durch Verschiebung der Scheiben gegeneinander auftreten. Ein Kantenversatz ergibt sich zusätzlich durch Maßtoleranzen der einzelnen Scheiben. Nach DIN EN ISO 12543-5 [114] ist je nach Scheibenlänge ein Versatz der Scheiben um bis zu 6 mm zulässig, Tabelle 2.2.

Die Verbundfolie aus PVB bewirkt im Verbundsicherheitsglas neben einer Verbesserung des Bruchverhaltens auch ein statisches Zusammenwirken der Glasscheiben vor dem Bruch. Die Verbundwirkung durch den Schubverbund der Glasscheiben führt zu einer Erhöhung der Plattentragfähigkeit und einer Reduktion der Verformung der Platte, die von der Schubsteifigkeit der PVB-Folie abhängt. Bei der Berechnung des realistischen Tragverhaltens von Verbundsicherheitsglas unter Ansatz der Verbundwirkung müssen daher die Einflüsse auf die Schubsteifigkeit (wie Temperatur und Einwirkungsdauer) berücksichtigt werden, siehe [69]. Da die PVB-Folie unter lang anhaltenden Lasten stark kriecht, darf die Verbundwirkung für die Bemessung nach DIN 18008 [97] nicht angesetzt werden, siehe Abschnitt 2.2.2.3.

Seit einigen Jahren werden auch Verbundfolien aus Ionoplast eingesetzt, die eine wesentlich größere Steifigkeit und Tragfähigkeit als PVB aufweisen (Markenname Sentryglas®). Gemäß der Allgemeinen Bauaufsichtlichen Zulassung [86] darf bei diesen Verbundgläsern für bestimmte kurz auftretende Belastungen und bestimmten Temperaturen die Zwischenschicht als schubübertragendes Element bei der Bemessung angesetzt werden [65].

Eine weiterer Sonderfall zur Herstellung von Verbund- und Verbundsicherheitsgläsern ist die Anwendung von Gießharz, das in den Zwischenraum der Scheiben gegossen wird und dort aushärtet, siehe [73].

## **2.2.2 Bemessung tragender Bauteile aus Glas**

### **2.2.2.1 Grundlagen**

Die Festigkeit von Glas kann über die Methoden der Bruchmechanik beschrieben werden. Die theoretische Festigkeit von Glas, die sich aus den atomaren und molekularen Bindungskräften ergibt, ist sehr hoch. In der Literatur werden theoretische Festigkeiten von 5.000 N/mm<sup>2</sup> bis hin zu 14.000 N/mm<sup>2</sup> angegeben [34], [67]. In der Praxis können an frischen Glasfasern Zugfestigkeiten bis zu 3.000 N/mm<sup>2</sup> nachgewiesen werden [59]. Tatsächlich erreichen Gläser im Bauwe-

sen jedoch nur ca. 1% der theoretischen Festigkeit. Die Vorgänge beim Bruch von Glas werden in der Bruchmechanik beschrieben, siehe z.B. [39], [67].

Ursache für die geringe tatsächliche Festigkeit von Glas sind unvermeidbare Schädigungen auf der Glasoberfläche, wie mikro- oder makroskopische Risse. Unter Zugspannungen ergibt sich an diesen Stellen eine Kerbwirkung, wodurch hohe Spannungsspitzen im Glas entstehen. Bedingt durch das spröde Materialverhalten führen Spannungsspitzen, die die Materialfestigkeit erreichen, zu einem überkritischen schlagartigen Risswachstum und damit zum Versagen des Bauteils. [69] Die Festigkeit nicht vorgespannter Gläser wird daher von der Größe und Häufigkeit der Oberflächendefekte bestimmt. Da auftretende Defekte statistisch über die Glasoberfläche verteilt sind, nimmt die Wahrscheinlichkeit großer Defekte mit steigender Bauteilgröße zu. [26]

Vor dem überkritischen Risswachstum, das zu einem plötzlichen Bruch eines Bauteils führt, kommt es aufgrund von chemischen Reaktionen des Werkstoffes mit dem Umgebungsmedium an der Risspitze zu einem zeitabhängigen unterkritischen Risswachstum. Die Art des Umgebungsmediums hat großen Einfluss auf die Rissentwicklung im unterkritischen Bereich. Im Bauwesen sind die Temperatur und insbesondere der Einfluss der Luftfeuchtigkeit von Bedeutung. [69]

Als Schlussfolgerung sind Glasbauteile nach der Versagenswahrscheinlichkeit, unter Berücksichtigung der Bruchmechanik zu bemessen. Im Bemessungskonzept von Güssen [26] werden daher die relevanten Schädigungseinflüsse wie Spannungsverteilung, Oberflächengröße, Belastungsdauer und die Umgebungsbedingungen separat erfasst. Das Bemessungskonzept von Shen [71] erfasst die Belastungsdauer die Flächengröße als Einflussfaktoren auf die Glasfestigkeit.

### 2.2.2.2 Prüfungen und statistische Auswertungen zur Glasfestigkeit

Für die Prüfung der Festigkeit von Glas werden keine reinen Zugproben wie z.B. bei der Prüfung von Stahl verwendet, sondern *Biegezugfestigkeiten* im Biegeversuch ermittelt. [108]

Da die Glasfestigkeit signifikant von der Oberflächenbeschaffenheit und somit von der Größe, der Häufigkeit und der Verteilung von Oberflächendefekten abhängt, kann die Festigkeit von Glas nicht als fester Wert angesehen werden, sondern nur als statistische Größe. Da die Wahrscheinlichkeit von stark festigkeitsmindernden Oberflächendefekten mit der Größe der zugbeanspruchten Scheibenoberfläche zunimmt, müssen für die Bestimmung einer realistischen Festigkeit ausreichend große Prüfkörper geprüft werden. Die Prüfung der Biegezugfestigkeit nach EN 1288-2 (Doppelring-Biegeversuch mit großen Prüfflächen) und EN 1288-3 (Proben bei zweiseitiger Auflagerung) ergibt für die im Bauwesen vorhandenen großformatigen Scheiben realistische Werte [108]. Weitere festigkeitsbeeinflus-



sende Parameter wie Luftfeuchtigkeit, Belastungsgeschwindigkeit, Temperatur, Oberflächenzustand und Alterung werden durch die Anwendung der genormten Prüfverfahren reduziert, so dass vergleichbare Festigkeitswerte ermittelt werden. Trotzdem weisen die Biegezugfestigkeiten von Glas große Streuungen auf. [34], [67]

Im Bauwesen wird in der Regel eine hohe Sicherheit über eine Nutzungsdauer von 50 Jahren gefordert. Zur Festlegung von Bemessungswerten, die die Sicherheitsanforderungen nach DIN EN 1990 erfüllen, eignet sich für den spröden Werkstoff Glas am besten eine statistische Auswertung nach Weibull, da sie eine statistische Verteilung nach dem Prinzip „des schwächsten Glieds einer Kette“ annimmt [73]. In [88] ist das Vorgehen zur statistischen Auswertung von Glasfestigkeiten nach Weibull geregelt. Nach [67] eignet sich außerdem die logarithmische Normalverteilung als geeignet für die statische Auswertung. Für die Bemessung von Glasbauteilen schreibt die DIN 18008 [96] als Mindestwert der charakteristischen Biegezugfestigkeit die Bestimmung des 5 % Fraktilwerts bei einer Aussagewahrscheinlichkeit von 95 % vor.

### 2.2.2.3 Bemessung nach DIN 18008

Die Teile 1 bis 5 der DIN 18008 „Glas im Bauwesen - Bemessung und Konstruktionsregeln“ sind, seit der im Jahr 2015 bundesweit abgeschlossenen bauaufsichtlichen Einführung, verbindlich für die Bemessung von Glas im Bauwesen anzuwenden. Die DIN 18008 löst damit die bisher für die Glasbemessung anzuwendenden Technischen Regeln TRLV [123], TRAV [122] und TRPV [121] ab. Die Normenteile 1 bis 5 weisen folgende Inhalte auf:

- DIN 18008-1 [96]: Begriffe und allgemeine Grundlagen
- DIN 18008-2 [97]: Linienförmig gelagerte Verglasungen
- DIN 18008-3 [98]: Punktförmig gelagerte Verglasungen
- DIN 18008-4 [99]: Zusatzanforderungen an absturzsichernde Verglasungen
- DIN 18008-5 [100]: Zusatzanforderungen an begehbare Verglasungen

Als Normentwurf wurde bereits der Teil 6 „Zusatzanforderungen an zu Instandhaltungsmaßnahmen betretbare Verglasungen und an durchsturzsichere Verglasungen“ [101] veröffentlicht. Geplant ist außerdem Teil 7 „Sonderkonstruktionen“, der zukünftig Tragelemente aus Glas regeln soll. Nach [83] sollen unter anderem zur Lastabtragung dienende Verglasungselemente und durch Klebung gehaltene Verglasungen geregelt werden.

Nach [72] ist für die Bemessung von Glas strenggenommen eine stochastische Bemessung auf Basis der Bruchmechanik mit speziellen Sicherheitsbeiwerten für unterschiedliche Einwirkungen durchzuführen. Um eine Kompatibilität der Be-

messung mit andern Baustoffen zu erzielen, liegt der DIN 18008 trotzdem das semiprobabilistische Sicherheitskonzept zugrunde. Damit kann für die Bemessung von Bauteilen aus Glas und die Bemessung anderer Bauteile (z.B. aus Stahl) ein einheitliches Nachweisverfahren, nämlich das Teilsicherheitskonzept nach DIN 1055-100 [102] bzw. Eurocode 0 [95] verwendet werden.

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit ist demnach die Beanspruchung  $E_d$  aus der maßgebenden Einwirkungskombination nach DIN 155-100 Gl. (14) bis (16) dem Bemessungswert der Beanspruchbarkeit  $R_d$  gegenüberzustellen, (2.1).

Der Nachweis der Tragfähigkeit erfolgt dabei als Nachweis der maximalen Hauptzugspannungen an der Glasoberfläche. Die Eigenspannungen aus der thermischen Vorspannung der Gläser sind in den charakteristischen Werten der Biegezugfestigkeit enthalten und gehen somit auf der Widerstandsseite in den Nachweis ein [96].

$$E_d \leq R_d \quad (2.1)$$

mit  $E_d$ : der Bemessungswert der einwirkenden Spannungen infolge der maßgebenden Einwirkungskombination

$R_d$ : der Bemessungswert des Tragwiderstands (Spannungen).

Bei der Bestimmung des Bemessungswertes des Widerstandes  $R_d$  ist zwischen thermisch vorgespanntem Glas (2.2) und nicht vorgespanntem Glas (2.3) zu unterscheiden.

$$R_d = \frac{k_c \cdot f_k}{\gamma_M} \quad (2.2)$$

$$R_d = \frac{k_{\text{mod}} \cdot k_c \cdot f_k}{\gamma_M} \quad (2.3)$$

mit  $k_c$ : Beiwert zur Berücksichtigung der Art der Konstruktion. In der Regel gilt  $k_c = 1,0$ , davon abweichende Werte werden in den jeweiligen Normenteilen geregelt.

$f_k$ : charakteristischer Wert der Biegezugfestigkeit

$\gamma_M$ : Materialteilsicherheitsbeiwert

$\gamma_M = 1,5$  für thermisch vorgespannte Gläser

$\gamma_M = 1,8$  für thermisch nicht vorgespannte Gläser

$k_{\text{mod}}$ : Modifikationsbeiwert zur Berücksichtigung der Lasteinwirkungsdauer (nur für nicht vorgespannte Gläser)

Werte für die charakteristische Biegezugfestigkeit sind in der DIN 18008 nicht enthalten, jedoch wird vorgegeben, dass ein 5 % Fraktilwert bei 95 % Aussagewahrscheinlichkeit anzusetzen ist. Die Festigkeitswerte können den Produktnormen entnommen werden, siehe Tabelle 2.1.

Der Modifikationsbeiwert  $k_{\text{mod}}$  reduziert die Glasfestigkeit in Abhängigkeit von der Lasteinwirkungsdauer und berücksichtigt auf diese Weise den Abfall der Glasfestigkeit bei steigender Einwirkungsdauer, siehe 2.2.2.1. Dabei ist die Lasteinwirkungsdauer nur bei nicht vorgespannten Gläsern zu berücksichtigen. Für ständige Lasten gilt ein Modifikationsbeiwert von  $k_{\text{mod}} = 0,25$ , für mittlere Einwirkungsdauer  $k_{\text{mod}} = 0,40$  und bei kurzen Einwirkungen  $k_{\text{mod}} = 0,70$ . Zusätzlich ist bei Gläsern ohne thermische Vorspannung die charakteristische Biegezugfestigkeit auf 80% zu reduzieren, wenn die Glaskanten planmäßig auf Zug beansprucht sind. Neben einer Biegebeanspruchung um die starke Achse treten Zugspannungen an der Kante auch bei Biegung mit zweiseitig linienförmiger Lagerung auf. Eine Abminderung der Kantenfestigkeit von ESG und TVG ist in der DIN 18008-1 nicht vorgesehen.

Die Druckfestigkeit von Glas wird in DIN 1249-10 [105] mit 700 bis 900 N/mm<sup>2</sup> angegeben und ist damit deutlich höher als die Zugfestigkeit. Daher kann für die Bemessung im Bauwesen in der Regel davon ausgegangen werden, dass die vorhandenen (Haupt-)Zugspannungen bemessungsrelevant sind.

Wie bereits im Abschnitt 2.2.1.3 „Verbund-Sicherheitsglas“ beschrieben ist es bei der Bemessung von Verbund- und Verbundsicherheitsgläsern nicht zulässig einen günstig wirkenden Schubverbund zwischen den Scheiben zu berücksichtigen. Dies gilt sowohl für die Spannungs- als auch für die Verformungsermittlung. DIN 18008-1 [107] sieht jedoch die Möglichkeit einer pauschalen Erhöhung des Tragwiderstandes um 10% vor, wenn Verbund-Sicherheitsglas oder Verbundglas verwendet wird.

Weitere in DIN 18008-1 enthaltene Angaben zu den mechanischen Eigenschaften von Kalk-Natronsilicatglas sind:

- Elastizitätsmodul  $E_G = 70.000 \text{ N/mm}^2$
- Querdehnzahl  $\nu_G = 0,23$
- Temperaturexpansionskoeffizient  $\alpha_T = 9 \cdot 10^{-6} / \text{K}$

Als Teil des gesamten Sicherheitskonzeptes fordert die DIN 18008-1 den Nachweis der Resttragfähigkeit von Verglasungskonstruktionen. Wenn die Resttragfähigkeit nicht durch die Einhaltung konstruktiver Vorgaben gesichert wird, sind rechnerische oder experimentelle Nachweise zu führen. Der rechnerische Nachweis der Resttragfähigkeit kann nur für Teilerstörungszustände erfolgen, bei denen intakte Glasscheiben im rechnerischen Nachweis angesetzt werden. Gebrochene

Glasscheiben werden im rechnerischen Nachweis nicht berücksichtigt. Genauere Vorgaben zum Nachweis der Resttragfähigkeit sind für bestimmte Konstruktionsarten, wie punktförmig gelagerte oder begehbbare Verglasungen, in den entsprechenden Teilen der DIN 18008 zu finden.

## 2.3 Klebstoffe und Verklebungen für tragende Verbindungen

### 2.3.1 Einführung

Kleben zählt zu den stoffschlüssigen Fügeverfahren. Die Verbindung zwischen den Fügepartnern erfolgt mittels Zugabe eines gesonderten Werkstoffs, dem Klebstoff. Der Klebstoff ist definiert als „*Nichtmetallischer flüssiger, pastöser oder auch fester Werkstoff, der Füge­teile durch Adhäsionskräfte (Oberflächenhaftung) und Kohäsionskräfte (innere Festigkeit der Klebschicht) verbindet*“ [27].

Der Vorteil einer Verklebung im Glasbau liegt in der flächigen Verklebung, die eine gleichmäßige Spannungsübertragung ohne eine Schwächung des Querschnittes (z.B. durch Löcher) ermöglicht. Damit eignen sich geklebte Verbindungen gut, um die für den spröden Werkstoff Glas erforderlichen Verbindungen ohne Spannungsspitzen herzustellen. Zudem ermöglicht der Einsatz der Klebtechnik die Verbindung von Glas mit verschiedenen anderen Materialien. [82]

Demgegenüber stehen die Nachteile der Werkstoffalterung und der Kriechneigung der Klebstoffe, die zu einer zeitabhängigen Verschlechterung der Klebstoffeigenschaften führen. Zur Gewährleistung der Sicherheit der Verklebung ist zudem ein exakter Herstellungsprozess mit einer aufwendigen Qualitätskontrolle nötig. [27]

### 2.3.2 Aufbau und Einteilung der Klebstoffe

Die meisten Klebstoffe sind aufgrund ihrer chemischen Zusammensetzung organische Verbindungen mit Kohlenstoffatomen als Hauptbestandteil. Die Kohlenstoffatome liegen in Form von langen Ketten vor, die auch verzweigt, untereinander vernetzt oder ringförmig vorkommen können. Zusätzlich kommen in den Verbindungen vor allem Wasserstoff- (H), Sauerstoff- (O) und Stickstoff- (N) Atome vor. [28]

Der Ausgangsprodukt eines Klebstoffes sind *Monomere*. Diese sind einzelne Moleküle, die sich durch eine chemische Reaktion zu Polymeren vernetzen können. Das Monomer muss mindestens zwei reaktionsfähige Gruppen aufweisen, damit eine Polymerbildung durch fortlaufende Vernetzung der Monomere untereinander möglich wird. Bei den *Polymeren* handelt es sich um Makromoleküle, die durch eine Verknüpfung der Monomere untereinander entstehen. [27]

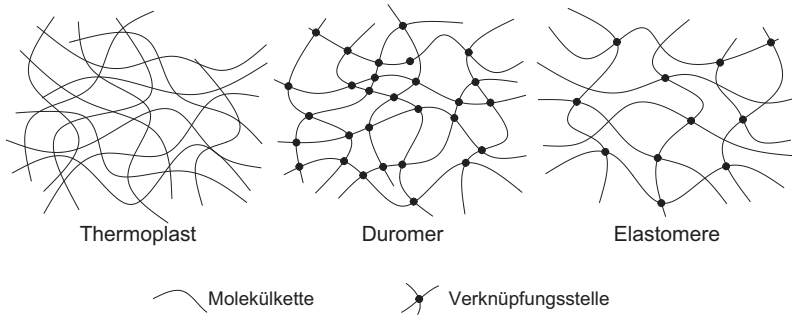


Bild 2.5 Klassifizierung der Klebstoffe nach Molekülstruktur [68]

Abhängig von der Monomerstruktur bilden sich bei der chemischen Reaktion Polymere mit unterschiedlichen Strukturen. Dabei kann je nach Polymerstruktur folgende Unterteilung vorgenommen werden [27]:

- *Thermoplaste* (Bild 2.5, links) sind Kunststoffe, deren Polymere linear oder verzweigt vorliegen. Da keine Verknüpfungen zwischen den einzelnen Polymeren vorliegen, können Thermoplaste durch Erwärmung verflüssigt werden.
- Bei den *Duromeren* (Bild 2.5, Mitte) weisen die Polymere eine starke räumliche Vernetzung untereinander auf. Diese Polymerstruktur verhindert das Schmelzen unter Wärmeeinfluss sowie die Lösbarkeit in Lösungsmitteln. Bei hohen Temperaturen findet eine irreversible Zersetzung statt. Durch die starke Vernetzung sind Duromere i.d.R. sehr steif und lassen sich nicht plastisch verformen.
- *Elastomere* (Bild 2.5, rechts) weisen eine weitmaschige Vernetzung auf, die ebenfalls ein Schmelzen verhindert. Das weite Polymernetz macht große elastische Verformungen möglich.

Bei *Reaktionsklebstoffen* läuft die chemische Reaktion der Vernetzung der Monomere zu Polymeren während der Aushärtung des Klebstoffes (also nach dem Fügen der zu verbindenden Fügepartner) ab. Bei *physikalisch abbindenden Klebstoffen* hat die Polymerbildung bereits vor dem Herstellen der Verklebung stattgefunden. Zur Verarbeitung sind die Polymere der physikalisch abbindenden Klebstoffe z.B. in einem Lösungsmittel gelöst (Lösungsmittelklebstoffe) oder werden durch Wärme verflüssigt (Schmelzklebstoffe). [28]

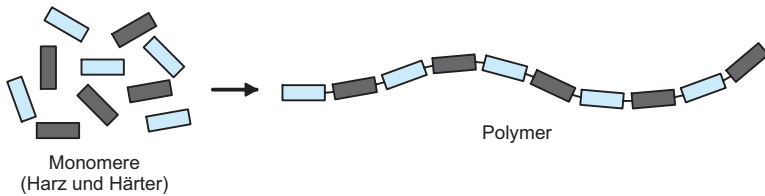


Bild 2.6 Polymerbildung eines Reaktionsklebstoffes nach [28]

Chemisch härtende Reaktionsklebstoffe werden in *einkomponentige (1K-) und zweikomponentige (2K-) Klebstoffe* unterteilt. 2K-Klebstoffe werden vor der Verarbeitung aus zwei Komponenten angemischt, die häufig als Harz und Härter bezeichnet werden. Sie enthalten die Monomere. Nach dem Mischen der beiden Komponenten findet eine chemische Reaktion statt, die zum Aushärten des Klebstoffes führt, Bild 2.6. [28]

Bei der Verarbeitung von 1K-Klebstoffen entfällt das Mischen. Es werden entweder Stoffe aus der Umgebung (z.B. Luftfeuchtigkeit oder an der Oberfläche der Fügepartner haftende Wassermoleküle) als zweite Komponente in das Polymer eingebaut oder der Klebstoff liegt bereits als Mischung beider Komponenten vor, die jedoch unter Lagerungsbedingungen nicht miteinander reagieren. Erst durch äußere Einflüsse (z.B. Wärme) wird die Polymerbildung gestartet. [28]

Bei der Bildung von Polymeren können unterschiedliche Reaktionsarten stattfinden. Die drei wichtigsten Reaktionsarten sind die *Polymerisation*, die *Polyaddition* und die *Polykondensation*. Sie werden kurz bei der Beschreibung gebräuchlicher Reaktionsklebstoffe im folgenden Abschnitt 2.3.3 beschrieben.

### 2.3.3 Gebräuchliche Reaktionsklebstoffe

In diesem Abschnitt wird ein kurzer Überblick über die wichtigsten Reaktionsklebstoffe bezüglich des chemischen Aufbaus, der Klebstoffeigenschaften und der Verarbeitung angegeben. Der Focus liegt auf den in dieser Arbeit verwendeten Klebstoffen. Dies sind zweikomponentige Epoxidharze, Polyurethane und Silikone. Die Beschreibung weiterer Klebstoffarten sowie detaillierte Ausführungen zu der chemischen Zusammensetzung und den Reaktionen bei der Polymerbildung sind in [27] zu finden. Die folgenden Informationen basieren auf [27] und [28].

*Zweikomponentige Epoxidharzklebstoffe* werden aus den Komponente A und B zusammengesetzt. Die Monomere der Komponente A enthalten Epoxidgruppen, die eine spezielle dreiecksförmige Anordnung der Atome Kohlenstoff und Sauerstoff aufweisen. Dadurch ergibt sich eine große Reaktionsbereitschaft mit anderen Monomeren. Die zweite Komponente B kann als Härter die chemischen Bindungen der Epoxidgruppe öffnen und sich an die geöffnete Bindung anlagern.

Typisch in dem chemischen Aufbau der Komponente B sind Amingruppen. Bei der Polymerbildung lagern sich die reaktiven Epoxid- und Amingruppen aneinander an. Das Polymer besteht dann aus einer wechselnden Anordnung der verknüpften Monomere A und B, Bild 2.7. Diese Art der Polymerbildung wird als *Polyaddition* bezeichnet.

Die jeweiligen Monomere der Komponenten A und B können mehrere reaktive Gruppen aufweisen. Dadurch entstehen bei der Polyaddition stark vernetzte Makromoleküle, so dass sich ein duromerer Klebstoff bildet, vgl. Bild 2.5. Epoxidharze sind in ihrem Aufbau sehr vielfältig. Die Klebstoffhersteller sind in der Lage die chemische Zusammensetzung zu modifizieren und so die Klebstoff- und Verarbeitungseigenschaften für den jeweiligen Anwendungsbereich anzupassen. Prinzipiell weisen Epoxidharzklebstoffe folgende Eigenschaften auf:

- Hohe Festigkeit wegen engmaschiger Vernetzung, auch bei hohen Temperaturen,
- Sehr gute Haftung auf vielen Werkstoffen (mit Ausnahme einiger Kunststoffe),
- Gute Resistenz gegenüber Feuchtigkeit,
- Gute Alterungsbeständigkeit.
- Hohe Steifigkeit und geringe Verformbarkeit

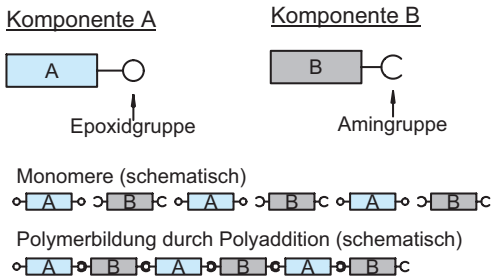


Bild 2.7 Schematische Polymerbildung von Epoxidharz nach [28]

*Zweikomponentige Polyurethanklebstoffe* (2K-PUR-Klebstoffe) härten ebenfalls durch Polyaddition der Komponenten A und B aus. Sie unterscheiden sich jedoch im chemischen Aufbau von den Epoxidharzen durch unterschiedliche reaktive Gruppen, nämlich einem niedermolekularen Polyisocyanat der Komponente A und einer Hydroxidgruppe der Komponente B. Durch die Reaktion der Komponenten A und B entsteht eine Molekulanordnung, die als Urethan-Gruppe bezeichnet wird. Je nach Vernetzungsgrad der Polymere entstehen bei der Polyaddition

Duromere (starke Vernetzung) oder Thermoplaste. Polyurethane zeichnen sich in der Regel durch folgende Eigenschaften aus:

- Gute Beständigkeit gegenüber thermischen und chemischen Einflüssen,
- gute Haftung auf vielen Werkstoffen,
- hohe Verformbarkeit.

*Silikone* unterscheiden sich bezüglich ihres chemischen Aufbaus grundsätzlich von anderen organisch aufgebauten Klebstoffen, da anstelle von Kohlenstoffketten in der Grundstruktur Silicium-Sauerstoffbindungen vorkommen. Silikone werden daher zwischen den organischen und anorganischen Verbindungen eingeordnet. Silikonpolymere werden durch *Polykondensation* gebildet. Bei diesem Vorgang wird ein Nebenprodukt (Kondensat) abgespalten. Bei einkomponentigen Silikonen ist das Abspaltprodukt meist Essigsäure, bei zweikomponentigen Silikonen häufig Alkohol.

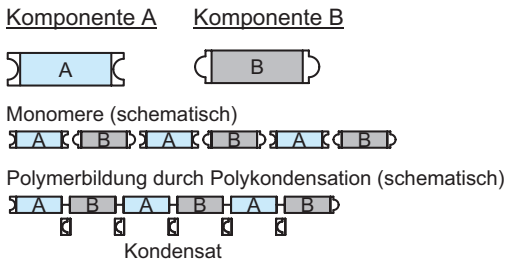


Bild 2.8 Schematische Polymerbildung durch Polykondensation

Für tragende Verbindungen im Bauwesen wird auf 2K-Silikone zurückgegriffen, die aufgrund ihrer zweikomponentigen Zusammensetzung unabhängig von den Umgebungsbedingungen aushärten. Im Gegensatz zu den einkomponentigen Silikonen, die durch eine chemische Reaktion mit der eindringenden Luftfeuchtigkeit reagieren, findet die Reaktion außerdem deutlich schneller statt.

Silikone weisen im Allgemeinen eine

- hohe Wärmebeständigkeit,
- sehr hohe Verformbarkeit,
- und eine sehr hohe Witterungsbeständigkeit auf.

Bei der bereits oben erwähnten *Polymerisation* findet die Polymerbildung durch Verkettung gleicher (oder gleichartiger) Monomere A statt. Voraussetzung für eine Polymerisationsreaktion sind Kohlenstoff-Doppelbindungen, die aufgebrochen werden, um neue Bindungsmöglichkeiten zu schaffen. Zu den Klebstoffen, die durch Polymerisation aushärten, zählen Acrylate wie z.B. Cyanacrylate (Sekundenkleber) oder strahlungshärtende Acrylate.



### 2.3.4 Mechanische Eigenschaften von Verklebungen

#### 2.3.4.1 Allgemeines

Die mechanischen Eigenschaften einer Verklebung werden von vielen Faktoren beeinflusst. Neben den Eigenschaften des Klebstoffes selbst spielen die Oberfläche der Fügeteile, die Geometrie der Verklebung und die Art der Beanspruchung (Schub- oder Zugbeanspruchung) eine große Rolle. Auch andere äußere Einwirkungen wie Temperatur, Strahlung, Feuchtigkeit oder Chemikalien können Auswirkungen haben.

Die Festigkeit einer Verklebung wird durch *Kohäsion* im Klebstoff und *Adhäsion* zwischen Klebstoff und Fügeteil bestimmt, Bild 2.9. Die Adhäsionskräfte sind die Anziehungskräfte, die zwischen der Klebschicht und der Fügeteiloberfläche wirken. Dabei handelt es sich um zwischenmolekulare Kräfte in der Grenzschicht, die Fügeteil und Klebschicht zusammenhalten. Die Ausbildung der Adhäsionskräfte wird bei Anhaftung anderer Stoffe (Verunreinigungen) an der Fügeteiloberfläche gestört. Die Haftung der Fügeteile an dem Klebstoff kann auch über eine mechanische Verzahnung rauer Oberflächen mit dem Klebstoff erfolgen, auch „*mechanische Adhäsion*“ genannt. [27]

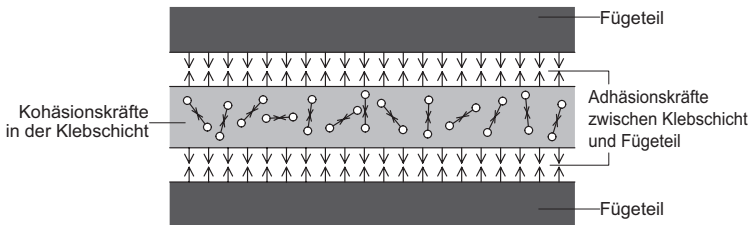


Bild 2.9 Kohäsion und Adhäsion in einer Verklebung nach [28]



Bild 2.10 Benetzungsverhalten eines hoch- und niedrigviskosen Klebstoffs nach [28]

Um Adhäsionskräfte zwischen Fügeteil und Klebstoff ausbilden zu können, muss sich der flüssige Klebstoff auf der (rauen) Oberfläche des Fügeteils ausbreiten können und diese benetzen. Dabei hängt die *Benetzbarkeit* wesentlich von der Fließfähigkeit des Klebstoffes ab, die auch *Viskosität* genannt wird. Klebstoffe mit

geringer Viskosität weisen eine gute Ausbreitung auf. Daneben spielt die Oberflächenspannung von Füge­teil und Klebstoff für die Benetzungsfähigkeit eine große Rolle. Metalle weisen eine Oberflächenspannung von 1000 bis 3000 mN/m auf, Klebstoffe 30 – 50 mN/m. Die große Differenz der Oberflächenspannungen führt im Allgemeinen zu einer guten bis sehr guten Benetzbarkeit von Metalloberflächen. Glasoberflächen lassen sich bei einer Oberflächenspannung von 250 bis 350 mN/m noch ausreichend gut benetzen. [28]

Die innerhalb einer Klebschicht wirkenden Kräfte sind Kohäsionskräfte, Bild 2.9, die den Klebstoff zusammenhalten und daher die Festigkeit des Klebstoffes bestimmen. Störungen innerhalb des Materials, zum Beispiel durch ein falsches Mischungsverhältnis oder Lu­fteinschlüsse, setzen die Kohäsionsfestigkeit des Klebstoffes herab. [27]

Die Steifigkeit von Klebstoffen variiert über einen großen Bereich. Grundsätzlich kann eine Einteilung nach Klebstoffart vorgenommen werden: Silikone weisen eine geringe Steifigkeit auf, Polyurethane eine mittlere Steifigkeit und Epoxidharze eine hohe Steifigkeit. Im Forschungsprojekt Innoglast [3] liegen die im Zugversuch ermittelten Elastizitätsmoduln von verschiedenen Klebstoffen zwischen 2,4 N/mm<sup>2</sup> und 1900 N/mm<sup>2</sup>. Je nach Klebstoff sind bis zum Bruch Dehnungen möglich, die ein Vielfaches der Ausgangslänge betragen.

Die Festigkeit und das Verformungsverhalten einer Verklebung können sich deutlich von dem oben beschriebenen Materialverhalten des reinen Klebstoffes unterscheiden. Grundsätzlich verhindern die Füge­teile die Querdehnung des Klebstoffes im Übergangsbereich zwischen Klebstoff und Füge­teil. Dadurch kann es, je nach Geometrie der Verklebung, zu einer signifikanten Versteifung der Verklebung kommen. Dieses Verhalten tritt insbesondere bei Verklebungen mit Silikonen auf, da diese Klebstoffe in der Regel eine Querkontraktionszahl von ungefähr 0,5 aufweisen und damit inkompressibel sind. [29] zeigt anhand numerischer Berechnungen an verschiedenen Verklebungsgeometrien (bandförmige, punktförmige und u-förmige Verklebung) mit Silikonen, dass sich gegenüber einer reinen Zugprobe eine deutliche Versteifung und eine signifikant geänderte Spannungsverteilung ergeben.

### 2.3.4.2 Schubtragverhalten von Verklebungen

Das Schubtragverhalten einer Verklebung kann anhand von Bild 2.11 verdeutlicht werden. Biegemomente, die sich aus dem Versatz der Kräfte F gegeneinander ergeben, werden bei dieser Betrachtung vernachlässigt.

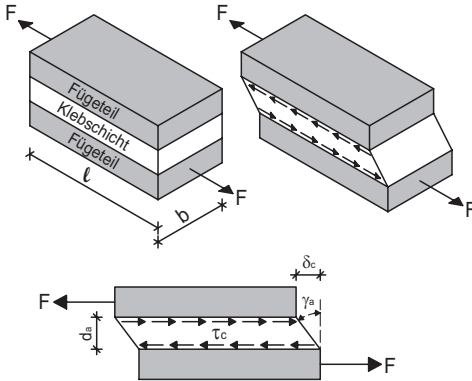


Bild 2.11 Schubverformung einer Klebschicht nach [27]

Die über eine Klebschicht verbundenen Fügebauteile werden durch die Kraft  $F$  belastet, die eine Schubspannung  $\tau_c$  parallel zur Klebfläche hervorruft. Unter der Annahme starrer Fügebauteile ergibt sich eine konstante Schubspannungsverteilung über die verklebte Fläche  $A = b \cdot l$ . Die hervorgerufene Schubgleitung  $\gamma_a$  nach (3.1) bewirkt eine Verschiebung der Fügebauteile um das Maß  $\delta_c$  gegeneinander.

Bild 2.11 setzt vereinfacht ein Ebenbleiben der Querschnittsfläche des Klebstoffes voraus. Es ergibt sich nach [27] die in Formel (2.5) dargestellte Beziehung von Schubspannung  $\tau_c$ , Schubgleitung  $\gamma_a$  und Schubmodul  $G_a$  des Klebstoffes.

$$\tan \gamma_a = \delta_c / d_a \quad (2.4)$$

$$\tau_c = G_a \cdot \tan \gamma_a \quad (2.5)$$

Die Verschiebung  $\delta_c$  nimmt also bei gleichbleibendem Schubmodul  $G_a$  und gleichbleibender Schubspannung  $\tau_c$  mit zunehmender Klebschichtdicke  $d_a$  zu. Die Schubsteifigkeit der Verbindung nimmt mit zunehmender Klebschichtdicke ab.

Genauere Untersuchungen zum Einfluss der Klebschichtdicke zeigen, dass bei dem Einfluss der Klebschichtdicke auf die Schubsteifigkeit der Verbindung Maßstabeffekte eine Rolle spielen. Nach [27] wird die Schubsteifigkeit nicht nur von der Klebschichtdicke beeinflusst, sondern es spielen weitere dickenabhängige Klebschichteigenschaften eine Rolle. Als einen wesentlichen Faktor nennt [27] unter anderem die Behinderung der Querkontraktion durch die Fügebauteile in den fugebauteilnahen Klebschichten. Bei geringen Klebschichtdicken kann sich dieser versteifende Einfluss auf die gesamte Schichtdicke auswirken. Mit zunehmender Schichtdicke sinkt der relative Einfluss der Querkontraktionsbehinderung, so dass die Steifigkeit überproportional abfällt, Bild 2.12.

Untersuchungen in [20] zeigen einen deutlichen Festigkeitsabfall im Zugscherversuch bei zunehmender Klebschichtdicke.

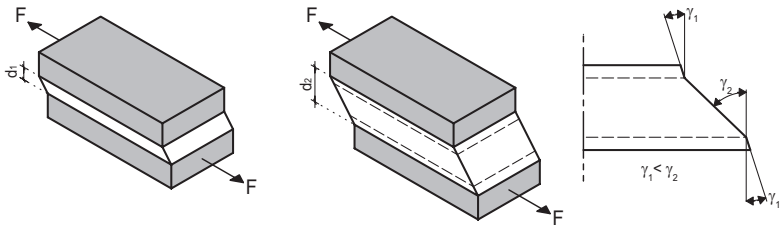


Bild 2.12 Einfluss der Klebschichtdicke auf die Schubsteifigkeit nach [27]

### 2.3.4.3 Rheologische Eigenschaften der Klebstoffe

Klebstoffe weisen in der Regel ein stark ausgeprägtes zeitabhängiges Verformungsverhalten auf. Unter dauerhafter Belastung treten bleibende Verformungen infolge Kriechen auf, die durch das zeitliche Versagen einzelner Bindungen zwischen den Klebstoffmolekülen entstehen. [27] Dabei tritt ein viskoelastisches Verhalten auf. Die Verformung kann aufgeteilt werden in

- einen spontan auftretenden, elastischen Anteil, der spontan reversibel ist,
- einen zeitabhängigen, viskoelastischen Anteil, der zeitabhängig reversibel ist,
- und einen zeitabhängigen, viskosen Anteil, der irreversibel ist.

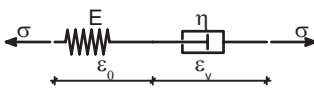
Die einzelnen Anteile der Verformung hängen von der Höhe der Belastung, der Belastungsgeschwindigkeit und -dauer, der Temperatur und dem strukturellen Aufbau der Klebstoffe ab. [85] Schwach vernetzte Elastomere weisen aufgrund ihrer weitmaschigen Struktur größere zeitabhängige Verformungen auf als stark vernetzte Duroplaste. Diese besitzen zwischen den Vernetzungsstellen kleine Segmentlängen mit geringen Segmentbeweglichkeiten, die geringes Kriechen zur Folge haben. [14]

Aufgrund des zeitabhängigen Verhaltens können die in Kurzzeitversuchen ermittelten Werkstoffkennwerte wie Festigkeit, Schub- und Elastizitätsmodell stark von dem langfristigen mechanischen Verhalten abweichen. Für die Berechnung von Bauteilen unter längeren Belastungen sind daher die Belastungszeit und die Temperatur als Parameter zu berücksichtigen. Das Langzeitverhalten in Abhängigkeit der Umgebungsbedingungen (Alterung der Verklebung) sollte separat erfasst werden, siehe Abschnitt 2.3.4.4. [7]

Das mechanische zeitabhängige Verhalten wird in Zeitstandversuchen geprüft. Im Kriechversuch wird bei Aufbringen einer konstant gehaltenen Spannung die zeitabhängige Verformung bestimmt, die in Abhängigkeit von der Zeit zunimmt. Bei einer konstant gehaltenen Dehnung erfolgt mit der Zeit eine Spannungsabnahme, die Relaxation.

Das rheologische Werkstoffverhalten lässt sich durch Feder-Dämpfer-Modelle mechanisch beschreiben, in denen linear-elastische Federn und viskose Dämpferelemente kombiniert werden. Im Maxwell-Element, Bild 2.13 links, werden durch Reihenschaltung einer elastischen Feder und eines viskosen Dämpfers die spontane elastische Verformung und die zeitabhängige, irreversible viskose Verformung abgebildet. Nach Entlastung bleibt die irreversible Verformung bestehen. Im Kelvin-Voigt-Modell, Bild 2.13 rechts, erfolgt eine Parallelschaltung eines Feder- und eines Dämpferelementes. Durch das Dämpferelement ist ausschließlich eine zeitabhängige Verformung vorhanden, die nach Entlastung durch das rückstellende Federelement vollständig abgebaut wird, vgl. [19].

Maxwell-Modell



Kelvin-Voigt-Modell

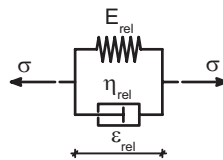


Bild 2.13 Feder-Dämpfer-Modelle: Maxwell-Modell (links) und Kelvin-Voigt-Modell (rechts) nach [57]

Beide Modelle beschreiben das Verhalten von Klebstoffen in der Regel nur unzureichend. Im Burgers-Modell (4-Parameter-Modell) wird die linear viskoelastische Verformung durch Kombination der oben beschriebenen Modelle beschrieben. Die linear elastische Feder beschreibt die spontane elastische Verformung, die viskose Verformung wird durch den Dämpfer abgebildet. Die viskoelastische Verformung wird durch die parallele Anordnung von Feder und Dämpfer im Kelvin-Voigt-Modell beschrieben. Der sich daraus ergebende zeitliche Verlauf der Dehnungen ist in Bild 2.14 dargestellt: Die elastischen Dehnungen  $\varepsilon_0$  werden durch den viskosen Anteil  $\varepsilon_v$  und den viskoelastischen Anteil  $\varepsilon_{rel}$  zeitabhängig erhöht. Bei Entlastung geht der elastische Anteil spontan zurück, der viskoelastische Anteil wird zeitabhängig abgebaut. Die viskose Verformung bleibt bestehen. [85]

### 2.3 Klebstoffe und Verklebungen für tragende Verbindungen

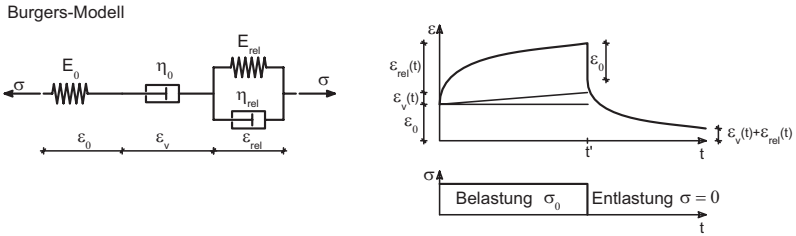


Bild 2.14 Burgers-Modell mit Zeit-Dehnung-Kurve nach [85]

Die Gesamtdéhnung unter Belastung in Abhängigkeit der Belastungsdauer kann nach [85] aus den drei Verformungsanteilen berechnet werden zu

$$\varepsilon_{\text{ges}} = \varepsilon_0 + \varepsilon_v + \varepsilon_{\text{rel}} = \frac{\sigma_0}{E_0} + t \cdot \frac{\sigma_0}{\eta_0} + \frac{\sigma_0}{E_{\text{rel}}} \cdot \left(1 - e^{-t/\tau_{\text{rel}}}\right) \quad (2.6)$$

mit  $\eta_0, \eta_{\text{rel}}$ : Dämpfungskonstanten des viskosen bzw. viskoelastischen Anteils

$$\text{und } \tau_{\text{rel}} = \frac{\eta_{\text{rel}}}{E_{\text{rel}}}$$

Nach Entlastung ergibt sich nach [85] die Gesamtdéhnung zu

$$\varepsilon_{\text{ges}} = \varepsilon_v + \varepsilon_{\text{rel}} = t' \cdot \frac{\sigma_0}{\eta_0} + \varepsilon_{\text{rel}}(t') \cdot \left(1 - e^{-(t-t')/\tau_{\text{rel}}}\right) \quad (2.7)$$

In der Werkstoffbeschreibung der Kunststoffe ist es üblich, das zeitabhängige Verhalten über den Kriechmodul  $E_{\text{cr}}$  (2.8) zu beschreiben. Der Kriechmodul enthält neben den elastischen Verformungsanteilen auch die viskosen und viskoelastischen Anteile und kann daher irreführend sein. [85]

$$E_{\text{cr}} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_{\text{ges}}} \quad (2.8)$$

Die lineare Viskoelastizität ist bei Kunststoffen nur begrenzt gültig. Wellershoff [85] gibt an, dass die Elastizitätsgrenze bei Thermoplasten und Elastomeren in der Regel weit unterhalb der maximalen Verformbarkeit liegt. Als Elastizitätsgrenze kann eine Steigungsabweichung im isochronen Spannungs-Dehnungs-Diagramm angesetzt werden, die den Übergang in den nichtlinearen Bereich darstellt und mit ersten Werkstoffschädigungen erklärt werden kann. Im Bereich der nichtlinearen Viskoelastizität hängt der Elastizitätsmodul neben der Belastungszeit und der Temperatur von der Höhe der einwirkenden Spannung ab. Das nichtlineare

viskoelastisches Materialverhalten kann im modifizierten Burgersmodell nach [85] abgebildet werden, in dem neben der Temperatur  $T$  die Spannung  $\sigma$  als variable Größe eingeführt wird

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\text{ges}} = & \frac{\sigma_0}{E_0(T)} + t \cdot \frac{\sigma_0}{\eta_0(T, \sigma)} \\ & + \frac{\sigma_0}{E_{\text{rel}}(T, \sigma)} \cdot \left( 1 - e^{\left( -\frac{E_{\text{rel}}(T, \sigma)}{\mu((T, \sigma) \cdot (1 - \nu(T, \sigma)))} t^{e-\nu(T, \sigma)} \right)} \right) \end{aligned} \quad (2.9)$$

Als weiteres geeignetes Modell gibt [85] das Deformationsmodell an, bei dem durch Parallelschaltung mehrerer Maxwell-Modelle mit einer elastischen Feder eine von der Spannung abhängige Fließgeschwindigkeit dargestellt werden kann.

Als vereinfachter Ansatz zur Beschreibung der Kriechvorgänge wird in [10] der Findley-Ansatz (2.10) beschrieben, der ein Potenzgesetz verwendet. Die zeitabhängigen viskosen und viskoelastischen Verformungsanteile werden nicht separat betrachtet, sondern in dem Dehnungsanteil  $\varepsilon_k$  zusammengefasst.

$$\varepsilon_{\text{ges}}(t, \sigma, T) = \varepsilon_0(\sigma, T) + \varepsilon_k(t, \sigma, T) = \frac{\sigma}{E_0(T)} + k_\varepsilon(\sigma, T) \cdot t^{n_\varepsilon(\sigma, T)} \quad (2.10)$$

Die Spannungs- und temperaturabhängigen Parameter  $k_\varepsilon$  und  $n_\varepsilon$  werden separat für jede Kriechkurve nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt. Dabei beschreibt der Parameter  $k_\varepsilon$  die Größe der Kriechdehnung, während der Parameter  $n_\varepsilon$  die Form der Kriechkurve und die Kriechgeschwindigkeit festlegt. Da die elastische Dehnung  $\varepsilon_0$  schwierig zu bestimmen ist, da sich bereits zu Verformungsbeginn nichtelastische Verformungsanteile ergeben (z.B. durch Setzungen, partielle Molekülumlagerungen, Nachkristallation und Messungenauigkeiten), bleiben Messungen unter 100 Stunden unberücksichtigt. [10]

Für die Kriechbeschreibung unter Schubbeanspruchung wird in [85] ebenfalls ein polynomischer Ansatz verwendet, der bei doppeltlogarithmischer Darstellung eine Gerade beschreibt.

$$\tan \gamma_a = B \cdot t^{\alpha_{\text{cr}}} \quad (2.11)$$

Mit  $\tan \gamma_a$ : Schubverformung  
 $t$ : Standzeit  
 $B$ : Kriechverformung nach 1h Standzeit  
 $\alpha_{\text{cr}}$ : Steigung der Geraden

Wellershoff teilt in [85] die Kriechkurven von Schubversuchen in die Bereiche I bis III ein, Bild 2.15. Zu Beginn der Belastung findet im Bereich I primäres Kriechen statt, das ein elastisches Nachverformen darstellt. Es ist auf das Lösen von Nebenvalenzbindungen und das Umlagern von Kettensegmenten zurückzuführen. Im Bereich I entstehen keine plastischen Deformationen. Im Bereich II (sekundäres, stationäres Kriechen) ist die Kriechgeschwindigkeit konstant. Es treten Molekülverschiebungen durch das Lösen von Molekülbindungen auf und es entstehen neue zwischenmolekulare Bindungen. Lösen und Neubildung der Bindungen stehen in einem Gleichgewichtszustand. Durch die konstante Kriechgeschwindigkeit ergibt sich ein linearer Kurvenverlauf. Im Bereich III (tertiäres, beschleunigtes Kriechen) nehmen die Verformungen überproportional zu. Hier beginnt der Bruch, der eintritt, wenn die Verformungsmöglichkeit erschöpft ist.

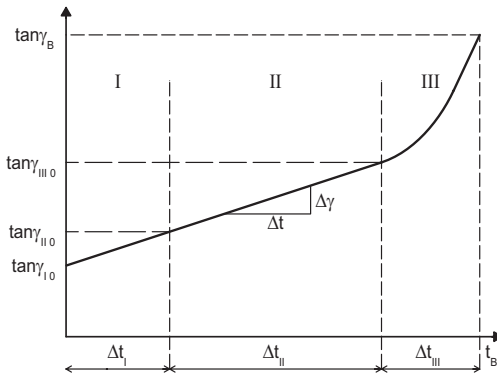


Bild 2.15 Kennwerte für die Auswertung von Gleitungs-Zeit-Verläufen aus [85]

Der Kriechschubmodul  $G_{a,cr}$  kann aus der zeitabhängigen Schubgleitung  $\tan \gamma_a$  und der einwirkenden Schubspannung aus den Zeitdehnlagen bestimmt werden zu

$$G_{a,cr} = \frac{\tau_c}{\tan \gamma_a(t)} \quad (2.12)$$

Die thermodynamischen Eigenschaften von Kunststoffen können durch die Dynamisch-Mechanische Analyse (DMA) nach EN ISO 6721 [118] bestimmt werden. Unter einer oszillierenden Last tritt die Dehnung eines viskoelastischen Kunststoffes zeitlich versetzt zur aufgebrachtten Spannung auf. Unter Änderung der Temperatur werden das Dämpfungs- und das Verformungsverhalten des Materials ermittelt. Bei Erreichen der Glasübergangstemperatur  $T_g$  ändert sich der Verformungsmodul stark, die Dämpfungsänderung erreicht ein Maximum. [45]



Die so ermittelte Glasübergangstemperatur trennt den spröden, hartelastischen Bereich (Glasbereich) vom weich- oder zähelastischen Bereich [14]. Bei den viskoelastischen Klebstoffen, z.B. bei Silikonen und weichen Polyurethanen, liegt die Glasübergangstemperatur häufig in niedrigen Temperaturregionen (unter  $0^{\circ}\text{C}$ ), so dass sich der Anwendungsbereich dieser Kunststoffe im zähelastischen Bereich befindet. Steifere Klebstoffe, wie Epoxidharze oder steife Polyurethane weisen häufig eine Glasübergangstemperatur zwischen  $30^{\circ}\text{C}$  und  $60^{\circ}\text{C}$  auf [3]. Bild 2.16 stellt exemplarisch das temperaturabhängige Verhalten eines weichen Kunststoffes (Elastomer) dem eines härteren Kunststoffes (Duroplast) gegenüber. Die obere Einsatzgrenze dieser Kunststoffe ist die Zersetzungstemperatur, ab der die Klebstoffstruktur durch Erwärmung geschädigt wird.

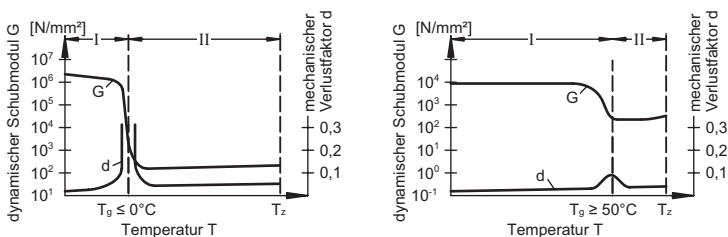


Bild 2.16 Temperaturabhängigkeit des dynamischen Schubmoduls  $G'$  und des mechanischen Verlustfaktors  $d$  von Elastomeren (links) und Duroplasten (rechts) nach [14]

#### 2.3.4.4 Prüfung von Klebstoffen und Verklebung

Für die Prüfung von Klebstoffen gibt es unterschiedliche genormte Versuche. Der Zugversuch an Substanzproben nach DIN EN ISO 527 [117] dient ausschließlich der Bestimmung der reinen Materialkennwerte des Klebstoffes, wie Elastizitätsmodul, Zugfestigkeit und Querdehnzahl. Festigkeiten und Steifigkeiten einer Verklebung können nicht mit Zugversuchen bestimmen werden, da weder der Einfluss der Fügeiteile, noch die Verklebungsgeometrie oder die Adhäsion an den Fügeiteilen berücksichtigt werden.

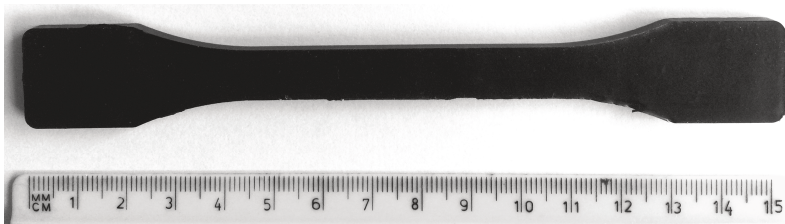
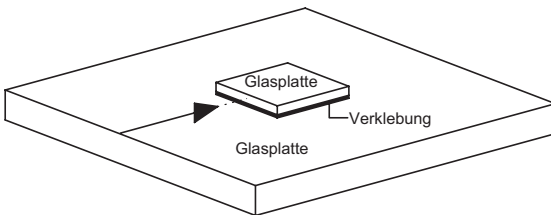


Bild 2.17 Zugprobe eines Klebstoffes für den Zugversuch nach DIN EN ISO 527

In Zugscherversuchen nach DIN EN 1465 [116] werden einschnittige Klebverbindungen mit Belastungen längs zur Klebverbindung geprüft. Die bei der Lasteinleitung auftretenden Lastexzentrizitäten führen im Versuch zu einer Verdrehung des Anschlusses und daher zu einer kombinierten Beanspruchung von Schub und Zug [58]. Zusätzlich tritt eine Biegebelastung in den Fügeteilen auf. Bei der Prüfung von Glasklebungen kann die Biegebelastung zu einem frühzeitigen Versagen der Fügeile führen.

Für die Prüfung von Glasbauteilen bietet sich daher der Blockscherversuch nach DIN EN ISO 13445 [115] an, der in [25] detailliert beschrieben wird. Der Probekörper besteht aus zwei miteinander verklebten Blöcken oder Platten, auf die im Versuch eine Scherkraft bis zum Bruch aufgebracht wird. Dabei werden die Proben in der Prüfeinrichtung so fixiert, dass kein Drehmoment aufgebracht wird. Das Bruchbild des Klebstoffes wird dann nach DIN EN ISO 10365 bewertet. Es wird zwischen Fügeilebrüchen sowie unterschiedlichen Arten von Kohäsions- und Adhäsionsbruch unterschieden.



*Bild 2.18 Probekörper des Blockscherversuchs nach DIN EN ISO 13445 [115]*

Um die Beständigkeit von Klebverbindungen zu beurteilen, können Versuche an gealterten Proben durchgeführt werden. Da Alterungsprozesse im Allgemeinen sehr langsam ablaufen, kommen Verfahren zur künstlichen Alterung zum Einsatz, um bereits nach einem kurzen Zeitraum das Alterungsverhalten bewerten zu können. Für diese Kurzzeitalterungstests werden die Proben durch erhöhte Temperaturen oder chemische Einflüsse einer beschleunigten Alterung unterzogen. [7] stellt folgende Verfahren zur beschleunigten Alterung von Klebstoffen dar:

1. Immersionstest nach DIN 53287 mit Probenlagerung in demineralisiertem Wasser über einen Zeitraum von bis zu 56 Wochen,
2. Klimalagerung nach DIN 54456 bei Temperaturen von 40°C oder 60°C und 95% relativer Luftfeuchtigkeit über einen Zeitraum von 4 oder 8 Wochen,
3. Klimawechseltest aus dem Automobilbau mit zyklisch wechselnden Temperaturen zwischen 80°C und -40°C über 30 oder 60 Tage,

4. Salzsprühstest nach DIN 50021 bei 35°C und zerstäubter Salzlösung über einen Zeitraum von 500 Stunden oder mehr.

Nach [7] kann auch eine Kombination der genannten Alterungstests erfolgen, um eine Überlagerung der verschiedenen schädigenden Lagerungsbedingungen am realen Bauteil zu simulieren.

[7] weist auf die Problematik hin, dass durch die Verfahren zur Kurzzeitalterung Schadensvorgänge hervorgerufen werden können, die am realen Bauteil nicht auftreten werden. Es wird daher empfohlen zusätzlich zu den Kurzzeitalterungstests Langzeittests durchzuführen. In Freibewitterungstests werden Bauteile moderat schädigenden Einflüssen ausgesetzt. Es sollte mindestens ein jahreszeitlicher Zyklus durchlaufen werden. Eine Norm zur Prüfung der natürlichen Bewitterung existiert nicht.

### 2.3.5 Technologie des Klebens

Die Herstellung einer tragfähigen Verklebung mit gleichbleibender Qualität erfordert eine reproduzierbare Vorbereitung der Oberflächen. Hierdurch entsteht eine gute Benetzbarkeit der Oberfläche, eine gute Bildung von Adhäsionskräften und dadurch definierte Eigenschaften nach dem Kleben [82]. Die Oberflächenbehandlung kann nach [28] in die Schritte

- Oberflächenvorbereitung,
- Oberflächenvorbehandlung,
- und Oberflächennachbehandlung

unterteilt werden.

Zu dem Produktionsschritt der *Oberflächenvorbereitung* zählt das grobe mechanische Säubern, das passend Machen zum Erzielen paralleler Klebflächen und das Entfetten der Fügeteile [28]. Eine fettfreie Oberfläche ist wichtig, um beim Klebstoffauftrag eine gute Benetzung der Oberfläche mit dem Klebstoff zu erzielen. Das *Entfetten* erfolgt in der Regel mithilfe organischer Lösungsmittel. Bei der Wischentfettung wird die Oberfläche mit getränkten, fusselfreien Tüchern abgewischt. Durch Tauchen in Lösungsmittel können kleinere Fügeteile entfettet werden. Der erzielte Entfettungsgrad durch Wischen oder Tauchen ist jedoch ungleichmäßig und nicht kontrollierbar. Die Alternative der gleichmäßigen Dampfenfettung, bei der Lösungsmitteldämpfe auf der Fügeteiloberfläche kondensieren und beim Abtropfen Fettrückstände abwaschen, bietet sich nur für industrielle Anwendungen an. [28]

Bei der anschließenden *Oberflächenvorbehandlung* wird die Oberfläche so behandelt, dass eine gute Haftung des Klebstoffes auf den Fügeteilen erzielt wird. Wie bereits in Abschnitt 2.3.4.1 beschrieben, erfolgt die Haftung des Klebstoffes

durch die Bildung von Adhäsionskräften zwischen Klebschicht und Füge­teil. Verunreinigungen stören die Bildung von Adhäsionskräften und setzen so die Haftung herab.

Die Oberfläche von Stahl und anderen Metallen muss neben der Säuberung von Staub und Fett auch einer Entfernung von Oxidschichten (Rost) unterzogen werden. Dies kann durch mechanische Bearbeitung, zum Beispiel durch Strahlen der Oberfläche erfolgen. Durch das Strahlen wird, im Gegensatz zu anderen mechanischen Oberflächenbearbeitungen wie Schleifen oder Bürsten, eine gleichmäßige Oberflächenbehandlung erzielt. Gleichzeitig wird die Rauheit der Oberfläche erhöht, sodass eine mechanische Verzahnung von Füge­teil und Werkstoff erzielt werden kann. [28] empfiehlt ein Entfetten der Oberfläche vor dem Strahlen, um ein Eindringen von Fetten in die Vertiefungen der Oberfläche durch den Strahlprozess zu vermeiden. Nach dem Strahlen ist ein erneutes Entfetten erforderlich, da während des Strahlens erneut Fette auf die Oberfläche gelangen können.

Eine mechanische Oberflächenbehandlung von tragenden Glasbauteilen ist nicht sinnvoll, da entstehende Kratzer und Kerben auf der Oberfläche eine Verringerung der Glasfestigkeit hervorrufen würden. Theoretisch ist die Benetzbarkeit einer Glasoberfläche aufgrund der hohen Oberflächenenergie gut, so dass sich ein gutes Adhäsionsverhalten ergibt. Die Oberflächenenergie wird jedoch durch eine Reaktion der Glasoberfläche mit Wassermolekülen aus der Luftfeuchtigkeit gesenkt, wodurch das Adhäsionsverhalten verschlechtert wird. Um dies zu verhindern, kann eine Erwärmung der Klebfläche mit Heißluft zur Verdunstung des adsorbier­ten Wassers oder eine Klimatisierung der Raumluft auf 30% relative Feuchte erfolgen. [27] [82]

Die *Oberflächennachbehandlung* kann die Tragfähigkeit und die Alterungsbeständigkeit einer Verklebung verbessern. Der Auftrag von *Haftvermittlern* auf Basis siliziumorganischer Verbindungen (Silane) verbessert die Haftungseigenschaften aufgrund einer verbesserten Bildung zwischenmolekularer Kräfte [27]. *Primer* werden zur Verbesserung von Klebbarkeit und Alterungsbeständigkeit und zur Konservierung vorbehandelter Klebflächen verwendet. Sie werden in dünnen Schichten auf die Füge­teile aufgetragen und sind in ihrer Zusammensetzung dem Klebstoff ähnlich [28]. Es dürfen nur geeignete Kombinationen von Klebstoffen und Primern verwendet werden. Diese werden als Klebstoffsysteme von den Herstellern angeboten.

Die Vorbereitung des Klebstoffes aus zwei Komponenten erfolgt durch Anmischen der Komponenten A und B. Dabei ist für eine vollständige Aushärtungsreaktion erforderlich, dass das erforderliche Mischungsverhältnis exakt eingehalten wird. Bei Abweichungen vom erforderlichen Mischungsverhältnis bleiben beim Aushärten Monomere im Klebstoff zurück, die zu einer Verschlechterung der

Klebstoffeigenschaften führen können. Nach dem Mischen der Komponenten A und B muss eine homogene Mischung vorliegen. Die Klebstoffhersteller bieten hierfür unterschiedliche Mischsysteme an, z.B. die Mischung von Hand oder statische Mischverfahren mit Mischspindeln. Für die maschinelle Mischung können dynamische Mischer eingesetzt werden.

Die chemische Reaktion zur Bildung der Polymere läuft nach dem Mischvorgang mit einer bestimmten Geschwindigkeit ab. Die Viskosität des Klebstoffes nimmt mit fortschreitender Polymerbildung zu. Ab einem bestimmten Zeitpunkt kann der Klebstoff nicht weiter verarbeitet werden, da die Viskosität zu hoch ist und keine ausreichende Haftung auf den Fügeteilen mehr erzielt werden kann. Die Zeit zwischen Anmischen und Verarbeitungsende wird *Topfzeit* genannt. Sie wird von den Klebstoffherstellern angegeben. Da chemische Reaktionen durch Erhöhung der Temperatur beschleunigt werden, ist die Topfzeit auch von der Umgebungstemperatur abhängig. Zu beachten ist, dass die Reaktionswärme bei exothermen Reaktionen die Reaktionsgeschwindigkeit beschleunigen und damit die Topfzeit verkürzen kann. Das ist vor allem bei großen Klebstoffmengen von Bedeutung [28].

Nach dem Klebstoffauftrag sind die Fügeteile zusammenzuführen und ausreichend lange zu fixieren. Die Hersteller geben hierfür teilweise die Aushärtezeit bis zur Handfestigkeit an. Eine planmäßige Belastung ist erst nach vollständiger Vernetzung nach Erreichen der *Aushärtezeit* aufzubringen, die von den Herstellern angegeben wird.

### **2.3.6 Tragende Glasklebung im Bauwesen nach ETAG 002**

Im Bauwesen gibt es bisher nur für geklebte Fassadensysteme (SSGS: Structural Sealant Glazing Systems) generelle Regelungen im Rahmen einer europäischen technischen Zulassung. Die ETAG 002 [87] (European Technical Approval Guideline) ist die Leitlinie für die Europäische Technische Zulassung für geklebte Glaskonstruktionen. Sie regelt Verklebungen in Fassaden und geneigten Dächern, die Lasten aus den Glasscheiben in einen metallenen Tragrahmen der Fassadenkonstruktion übertragen. Dabei muss eine linienförmige Verklebung aus Silikon an allen Glasrändern ausgeführt werden.

Nach ETAG 002 [87] gibt es 4 unterschiedliche Ausführungstypen für geklebte Glasfassadensysteme, die sich durch die Anordnung zusätzlicher mechanischer Halterungen unterscheiden. Die Halterungen tragen entweder das Eigengewicht der Glasverkleidung planmäßig ab oder halten die Verkleidung bei Versagen der Verklebung in ihrer ursprünglichen Lage. Die Nutzungsdauer der Fassaden wird mit 25 Jahren angesetzt. Die Dauerhaftigkeit der Verklebung kann für die Nutzungsdauer gewährleistet werden, da für Verklebungen mit Silikonen langjährige

Erfahrungen vorliegen. Es dürfen Klebstoffe und Fassadensysteme verwendet werden, die eine europäische technische Zulassung (European Technical Assessment ETA) erhalten haben.

Die ETAG 002 gibt Empfehlungen für die vereinfachte Berechnung der Klebverbindung aus Silikon an. Dabei gibt es sowohl Angaben für die Bemessung von Silikonklebungen unter Normalspannungen als auch unter Schubspannungen.

Die Festigkeiten der Klebstoffe sind aus Versuchen als charakteristische Werte (5% Fraktilwert bei 75% Aussagewahrscheinlichkeit) zu bestimmen. Nach dem deterministischen Sicherheitskonzept ergibt sich damit die Bemessungsfestigkeit durch Ansatz eines globalen Sicherheitsfaktors von  $\gamma = 6$ . Der pauschale Sicherheitsbeiwert deckt alle Unsicherheiten in der Bemessung ab [82].

Für die Bemessung schubbeanspruchter Verklebungen werden in der ETAG 002 zwei Bedingungen genannt:

- 1) Die Verklebungsdicke muss mindestens so groß sein, dass auftretende Unterschiede in den Wärmedehnungen der Glasscheibe und des Tragrahmens aufgenommen werden können, ohne dass der Bemessungswert der Schubspannung überschritten wird.
- 2) Die Verklebungsbreite muss mindestens so groß sein, dass der Bemessungswert der Schubspannungen nicht überschritten wird. Das Kriechverhalten des Klebstoffes ist dabei zu berücksichtigen

Alle Verklebungen sollen eine Dicke und eine Breite von mindestens 6 mm aufweisen.

Die Schubsteifigkeit des Klebstoffes ist aus dem Elastizitätsmodul zu ermitteln, der aus Zugversuchen bestimmt wird. Unter Annahme eines inkompressiblen Materials mit einer Querdehnzahl von 0,5 ergibt sich die Schubsteifigkeit des Silikonklebstoffes  $G_a$  zu

$$G_{a,ETAG} = E_{a,ETAG} / 3 \quad (2.13)$$

Zur Berücksichtigung des Kriechens des Silikonklebstoffes unter Dauerbelastung ist die Dauerschubfestigkeit in Versuchen zu ermitteln. Die Dauerfestigkeit muss mit einem Kriechfaktor von mindestens 10 aus der Kurzzeitfestigkeit berechnet werden, so dass die Dauerfestigkeit höchstens 10% der Kurzzeitfestigkeit betragen darf.

Zahlenmäßig werden die Festigkeitswerte in der ETA des jeweiligen Klebstoffes angegeben, zum Beispiel für den Silikon DC 993 [124] die in Tabelle 2.3 aufgeführten Werte.

Tabelle 2.3: Materialkennwerte des Silikons DC 993 nach ETA-01/0005 [124]

Bemessungswert der Zugspannung	$\sigma_{des} = 0,14 \text{ MPa}$
Bemessungswert der Schubspannung unter dynamischer Belastung	$\tau_{des} = 0,11 \text{ MPa}$
Bemessungswert der Schubspannung unter dauerhafter Belastung	$\tau_{\infty} = \tau_{des}/10 = 0,011 \text{ MPa}$
Elastizitätsmodul als Anfangssteifigkeit (Tangentenmodul)	$E_0 = 1,4 \text{ MPa}$
Schubmodul als Anfangssteifigkeit (Tangentenmodul)	$G_0 = E_0/3 = 0,47 \text{ MPa}$

Es sei angemerkt, dass die Ausführungstypen, bei denen das Eigengewicht der Glasscheibe nur über die Verklebung und nicht über mechanische Halterungen abgetragen wird (Typ 3 und 4), in Deutschland nicht zugelassen sind.

Da es bisher keine weiteren Regelungen für geklebte Glaskonstruktionen gibt, ist der Einsatz anderer lastabtragender Verklebungen in Deutschland nur im Rahmen einer Zustimmung im Einzelfall möglich.

### 2.3.7 Allgemeiner Bemessungsvorschlag für Verklebungen

Ein Sicherheitskonzept zur Bemessung geklebter, überlappter Verbindungen im Stahlbau nach dem Teilsicherheitskonzept basierend auf statistisch ausgewerten Versuchen wird von Pasternak und Schwarzlos in [52] angegeben und in [82] auf Verklebungen im konstruktiven Glasbau übertragen. Das Sicherheitskonzept basiert auf der systematischen Auswertung geklebter Verbindungen durch van Straalen [77] und dem Bemessungsvorschlag in [37]. Der Bemessungswiderstand einer Klebverbindung ergibt sich demnach zu

$$R_d = \frac{R_k}{\gamma_m} \cdot \eta_t \cdot \eta_M \quad (2.14)$$

$$\text{mit } \gamma_M = \gamma_{m,1} \cdot \gamma_{m,2} \cdot \gamma_{m,3} \cdot \gamma_{m,4} \quad (2.15)$$

Der Wert  $R_k$  erfasst die Festigkeit der Verklebung nach vollständiger Aushärtung, aber ohne Berücksichtigung einer zeitabhängigen Degradation. Die Klebstoffalterung, die zu einer Degradation der Klebschicht führt, kann über den Modifikationsfaktor  $\eta_t$  nach Gleichung (2.16) erfasst werden [77], [82]. Falls erforderlich können zusätzlich die Auswirkungen infolge der Herstellungsbedingungen über den Faktor  $\eta_m$  berücksichtigt werden. Werte für  $\eta_t$  und  $\eta_m$  werden nicht angegeben. Beispiele zur Kalibrierung anhand von Versuchen mit metallischen Überlappungsklebungen gibt van Straalen in [78].

$$\eta_i = \frac{R_d(t_p)}{R_d(t_0)} \text{ nach [82]} \quad (2.16)$$

mit  $R_d(t_p)$ : Bemessungswert der Festigkeit nach Abschluss der Degradation

mit  $R_d(t_0)$ : Bemessungswert der Festigkeit ohne Degradation

Tabelle 2.4: Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_{m,i}$  für Verklebungen nach [52] (Primärquelle [37])

<b>Quelle der Klebstoffkennwerte</b>	$\gamma_{m,1}$
- aus Datenblättern, Handbüchern	1,5
- aus Versuchen	1,25
<b>Klebstoffauftrag</b>	$\gamma_{m,2}$
- per Hand, ohne Kontrolle der Klebschichtdicke	1,5
- per Hand, mit Kontrolle der Klebschichtdicke	1,25
- vorgeschriebene und bewährte Auftragsmethode mit wiederholbaren und kontrollierten Prozessparametern	1,0
<b>Belastungsart bei Versuch</b>	$\gamma_{m,3}$
- Kurzzeit	1,5
- Langzeit	1,0
<b>Umweltbedingungen</b>	$\gamma_{m,4}$
- Betriebsbedingungen abweichend von Versuchsbedingungen	2,0
- Betriebsbedingungen übereinstimmend mit Versuchsbedingungen	1,0

Der Sicherheitsbeiwert  $\gamma_M$  setzt sich nach Gleichung (2.15) als Produkt von vier aufgesplitteten Teilsicherheitsbeiwerten zusammen, die nach Tabelle 2.4 verschiedene Einflüsse berücksichtigen. Der Sicherheitsbeiwert  $\gamma_M$  nimmt Werte zwischen 1,25 und 6,75 an, ohne jedoch festigkeitsmindernde Einflüsse aus Alterung oder Kriechen zu berücksichtigen.

Als Mindestwert gibt [52] einen Sicherheitsbeiwert von  $\gamma_M \geq 1,5$  für spröde Klebstoffe und einen Sicherheitsbeiwert von  $\gamma_M \geq 2,0$  für die Bemessung mit Versuchsdaten vor.

### 2.3.8 Stand der Forschung zu Verklebungen von Stahl und Glas

Zur Anwendung von Verklebungen zum Fügen von Stahl-Glas-Trägern wurden im Rahmen des Forschungsprojektes Innoglast an der RWTH Aachen systematische Untersuchungen durchgeführt und in [1], [2], [3] dokumentiert. Die mechanischen Eigenschaften der geklebten Verbindung beeinflussen wesentlich das Tragverhalten der Verbundträger. Entscheidend für die Verbundwirkung ist das Schubtragverhalten der geklebten Verbindung. Es zeigte sich, dass das Schubtragverhalten durch die Wahl des Klebstoffsystems und die Fugengeometrie



beeinflusst wird. Langzeiteffekte ergaben sich durch zeitabhängiges Verformungsverhalten und Materialalterung.

Die durchgeführten Klebstoffversuche können in zwei Gruppen unterteilt werden. In der ersten Gruppe wurden die spezifischen Materialparameter der Klebstoffe bestimmt. Die zweite Gruppe diente der Ermittlung des Tragverhaltens der geklebten Verbindung.

Die Parameterbestimmung der Klebstoffe erfolgte mit Zugversuchen nach DIN EN 527 [117] an Substanzproben (Bild 2.17) zur Bestimmung von Zugfestigkeit, Elastizitätsmodul und Querdehnung, siehe Abschnitt 2.3.4.4. Das Schubtragverhalten der Klebstoffe wurde anhand von modifizierten Blockscherproben nach [25] in Anlehnung an DIN EN ISO 13445 [115] durchgeführt, siehe Abschnitt 2.3.4.4. Die Blockscherproben bestehen aus einer Verklebung von zwei Glasscheiben (siehe Bild 2.21), die im Versuch mit einer Scherkraft belastet werden. Die Bewertung des Alterungsverhaltens erfolgte mit künstlich gealterten Scherproben nach 6 wöchiger Wasserlagerung. Das Temperaturverhalten und die Glasübergangstemperaturen wurden mittels DSC-Analyse (Differential-Scanning-Calorimetry) bestimmt. In Tabelle 2.3 sind die ermittelten Materialparameter für die in dieser Arbeit verwendeten Klebstoffe dargestellt. Es wurden deutliche Unterschiede in den Festigkeiten und Verformungseigenschaften der verschiedenen Klebstoffsysteme ermittelt. Sowohl Epoxidharz DP 490 als auch Polyurethan SF 7550 wiesen eine deutlich höhere Zug- und Schubfestigkeit auf, als der im Bauwesen übliche Silikon DC 993. Die Steifigkeit ist bei beiden Klebstoffsystemen, insbesondere bei dem hochfesten Epoxidharz, deutlich höher als bei den weichen Silikonklebstoffen. Die Ergebnisse der gealterten Epoxidharzproben zeigen jedoch einen deutlichen Abfall der Steifigkeits- und Festigkeitswerte. Der Polyurethan-Klebstoff stellt bei geringer Alterung ein leistungsfähiges Klebstoffsystem dar, das den Silikon gleichwertig oder sogar überlegen ist [2]. Im Anhang A sind die Schubspannungs-Gleitungskurven der ungealterten und gealterten Blockscherproben zusammengestellt.

Tabelle 2.5: Klebstoffkennwerte (charakteristische Werte) der Blockscherversuche aus [3]

Klebstoff		DP 490	SF 7550	DC 993
Klebstoffsystem		Epoxidharz	Polyurethan	Silikon
Komponenten		2	2	2
Topfzeit	Min.	90	15	10
Zugfestigkeit	MPa	27,3	4,2	0,9
Bruchdehnung	%	3,3	74	76
E-Modul	MPa	1499	16,5	2,4
Schubfestigkeit ungealtert	MPa	18,6	6,7	1,4
Anfangsschubmodul ungealtert	MPa	242	5,4	1,1
Sekantenschubmodul ungealtert	MPa	147	2,9	0,6

### 2.3 Klebstoffe und Verklebungen für tragende Verbindungen

Klebstoff		DP 490	SF 7550	DC 993
Glasübergangstemperatur	°C	60	-61	-90

In der zweiten Versuchsgruppe wurde in [3] das Tragverhalten geklebter Verbindungen zwischen Stahl und Glas systematisch untersucht. Hierzu wurden Zugscherversuche an kleinmaßstäblichen geklebten Bauteilen mit unterschiedlichen Geometrien, Bild 2.19, durchgeführt. Anhand dieser Versuche wurden zum einen die Auswirkungen der Verklebungsgeometrie auf das Tragverhalten analysiert und zum anderen die Übertragbarkeit der Blockscherversuche aus der ersten Versuchsgruppe auf das Bauteilverhalten überprüft. Bild 2.20 stellt die Kraft-Verformungskurven unter Schubbeanspruchung für die unterschiedlichen Verklebungsgeometrien dar.

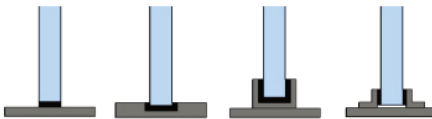


Bild 2.19 Verklebungsgeometrien der kleinmaßstäblichen geklebten Bauteilversuche nach [3]: Stirn-, Nut- U- und L-Klebung

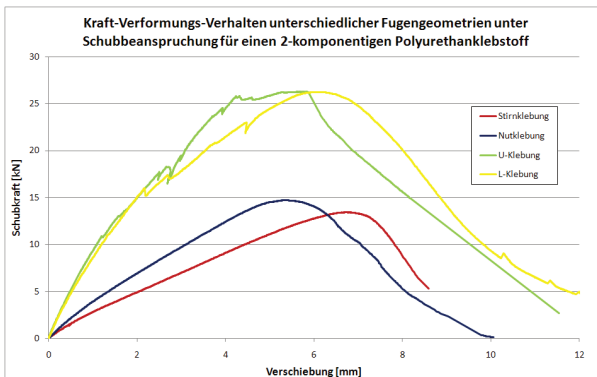


Bild 2.20 Kraft-Verformungs-Verhalten unterschiedlicher Verklebungsgeometrien unter Schubbeanspruchung für einen 2-komponentigen Polyurethanklebstoff aus [2]

Es zeigte sich ein ähnliches Tragverhalten von Stirn- und Nutklebung einerseits und U- und L-Klebung andererseits. Der geringe Unterschied zwischen Stirn- und Nutklebung ergibt sich aus der geringen Höhe der Flankenklebung. Die höhere Tragfähigkeit und Steifigkeit der U- und L-Klebung wird in [2] auf die Dreiflanken-

haftung und die erhöhte Querdehnungsbehinderung infolge der Fugengeometrie zurückgeführt.

Der Einfluss der Querdehnungsbehinderung führt dazu, dass die Ergebnisse der Blockscherversuche nicht direkt auf die Bauteilversuche übertragen werden können (Bild 2.21), da in Abhängigkeit vom Klebstofftyp der Spannungszustand und das Versagen wesentlich vom hydrostatischen Spannungsanteil abhängen. [2]

Die Ergebnisse der Bauteilversuche mit stirnseitigen Verklebungen sind in Tabelle 2.5 zusammengefasst. Es ist festzustellen, dass sich gegenüber der Blockscherversuche eine etwas geringere Schubsteifigkeit ergibt. Die Schubfestigkeit ist gegenüber den Blockscherversuchen stark reduziert. Die Versagensart der Bauteilversuche (Fügeteilbruch, Adhäsions- oder Kohäsionsbruch) ist nicht dokumentiert. Einen exemplarischen Vergleich der Blockscherversuche mit den Bauteil-Zugscherversuchen an einem Polyurethanklebstoff zeigt Bild 2.21.

Tabelle 2.6: Klebstoffkennwerte der stirnseitig verklebten Bauteilversuche aus [3]

Klebstoff		DP 490	SF 7550	DC 993
Zugfestigkeit (charakteristisch)	MPa	5,0	4,6	0,7
Anfangsschubmodul ungealtert	MPa	141	3,8	0,7
Sekantenschubmodul ungealtert	MPa	141	2,2	0,5

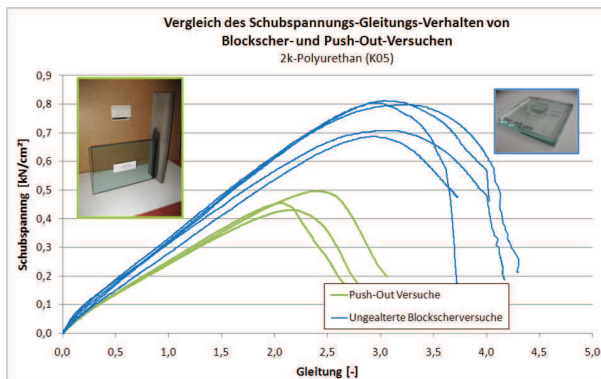


Bild 2.21 Vergleich des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens der Normproben (blau) und Push-Out-Versuche (grün) eines Polyurethans unter Schubbeanspruchung aus [2]

## 2.4 Verbundträger mit Glas

### 2.4.1 Allgemeines

Die Erhöhung der Tragfähigkeit von Glasbauteilen durch Verbund mit anderen Bauteilen war bisher Gegenstand verschiedener Forschungen. In den folgenden

Abschnitten wird der Stand der Forschung zu Glasträgern im Verbund mit Stahl (Abschnitt 2.4.2) und im Verbund mit Holz (Abschnitt 2.4.3) dargestellt.

### 2.4.2 Stahl-Glas-Träger

Verbundträger aus Stahl und Glas wurden bisher an verschiedenen Forschungsstellen untersucht. Dieser Dissertation ging das europäische Forschungsprojekt Innoglast [3] voraus, in dem geklebte Stahl-Glas-Träger entwickelt, analysiert und geprüft wurden.

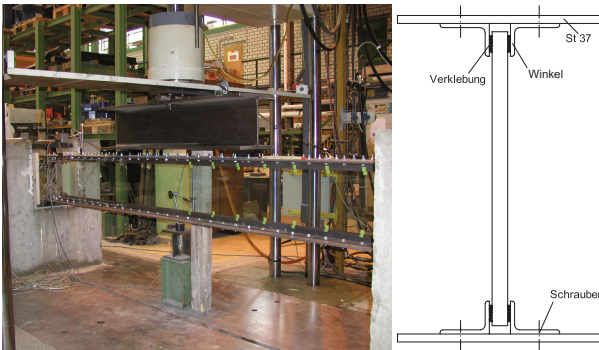
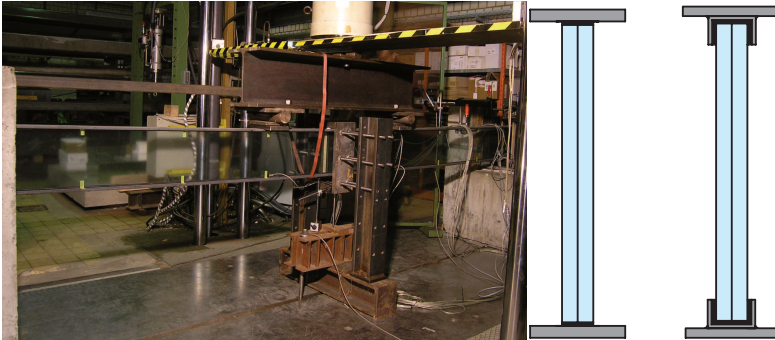


Bild 2.22 Pilotversuch Stahl-Glas-Verbundträger [79]

Im Vorfeld des Forschungsprojektes Innoglast wurde an der TU Dortmund zusammen mit der RWTH Aachen ein Pilotversuch zur Tragfähigkeit eines geklebten Stahl-Glas-Trägers durchgeführt [79]. Der Versuchsträger aus Einscheibensicherheitsglas (ESG) mit über Winkel verbundenen Stahlflanschen, Bild 2.22, wies im 4-Punkt-Biegeversuch eine Tragfähigkeit von ca. 140 kN auf. Damit konnte die Tragfähigkeit gegenüber der rechnerischen charakteristischen Tragfähigkeit des reinen Glasträgers um 75% gesteigert werden. Als Klebstoff kam ein Polyurethan zum Einsatz. Mit den analytischen Berechnungsmethoden nach Möhler ( $\gamma$ -Verfahren) und Pischl (vgl. auch Abschnitt 3) konnte die Biegetragwirkung des Versuchs mit guter Genauigkeit abgebildet werden [23], [79]. Durch die Verwendung von ESG führte der Bruch des Glassteiges zu einem vollständigen Zerkrümeln des Steges, so dass keine Resttragfähigkeit mehr vorhanden war.

Im Forschungsprojekt Innoglast [3] wurden geklebte I-förmige Träger aus Stahl- und Glas entwickelt und deren Tragfähigkeit untersucht, Bild 2.23 links. Ein Forschungsschwerpunkt lag in der Untersuchung geeigneter Klebstoffe und Verklebungsgeometrien zur Herstellung tragfähiger Verbindungen zwischen Glassteg und Stahlflanschen, siehe Abschnitt 2.3.8. Als weiterer Forschungsschwerpunkt wurde die Biegetragfähigkeit von Stahl-Glas-Verbundträgern mit

unterschiedlichen geklebten Verbindungen in Großversuchen ermittelt. An der TU Dortmund wurden Verbundträger aus Zweischeiben-Verbundsicherheitsglas aus ESG gefertigt und getestet, Bild 2.23. In allen Versuchen wurde eine Tragfähigkeitssteigerung des Verbundträgers gegenüber einem Glasträger nachgewiesen. Die Höhe der Tragfähigkeitssteigerung hing maßgebend von der Schubsteifigkeit der verwendeten Verklebung ab. Dieser Arbeit liegen die in [3] beschriebenen und an der TU Dortmund durchgeführten Großversuche zugrunde, zu denen bisher in [3], [2] und [76] jedoch nur ein grober Überblick über die Versuche und erste Ergebnisse veröffentlicht wurden.

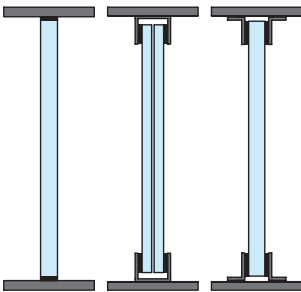


*Bild 2.23 Versuchsaufbau und Versuchsträger des Forschungsprojektes Innoglast der TU Dortmund*

Ebenfalls im Rahmen des Forschungsprojektes Innoglast [3] wurden an der CTU Prag Versuche an Stahl-Glas-Trägern mit Verklebungen aus Polyurethan und Acryl durchgeführt, Bild 2.24. Als Glassteg kamen Einzelscheiben oder Verbundsicherheitsglas, jeweils aus ESG, zum Einsatz. Die im Versuch ermittelten Biegetragfähigkeiten zeigten ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit von der Steifigkeit der verwendeten Klebstoffe und der Verklebungsgeometrie. Die mithilfe von U-Profilen verklebten Versuchsträger erreichten die größten Tragfähigkeiten im Versuch, was neben der größeren Verklebungsfläche offensichtlich auch an der größeren Dicke des Glassteges liegt. Die Nachrechnung der Versuchsergebnisse erfolgte mit dem  $\gamma$ -Verfahren und numerischen Methoden. Exemplarisch wird in [3] und [50] für einen Versuch eine gute Übereinstimmung der in Feldmitte gemessenen Spannungen mit den Berechnungen dargestellt. Versuche zur Resttragfähigkeit nach dem (absichtlich herbeigeführten) Bruch einer Einzelscheibe des Verbundsicherheitsglases zeigten, dass die verbleibende intakte Scheibe in der Lage ist Gebrauchslasten standzuhalten. Die Träger mit

Verbundsicherheitsglas waren nach dem Bruch beider Scheiben in der Lage das Trägereigengewicht abzutragen.

Weitere experimentelle Untersuchungen an geklebten Stahl-Glas-Trägern stellen Firmo et.al. in [21] vor. Die I-förmigen, dreiteiligen Querschnitte mit Glassteg und Stahlflanschen werden über eine Verklebung mit Polyurethanklebstoff verbunden. Die Querschnittsdimensionierung und die Versuchsauswertung erfolgen auf Basis der im Forschungsprojekt Innoglast [3] verwendeten Berechnungen nach dem  $\gamma$ -Verfahren. Durch die Verwendung von Verbundsicherheitsglas aus thermisch nicht vorgespanntem Floatglas mit Verbundfolie aus SentryGlas® unterscheiden sich die Träger von den oben vorgestellten Stahl-Glas-Trägern durch eine signifikante Resttragfähigkeit und ein duktileres Verhalten nach dem Auftreten erster Risse im Glassteg.



*Bild 2.24 Querschnitte der Versuchsträger des Forschungsprojekts Innoglast der CTU Prag nach [3]*

Im Forschungsprojekt 3TVB an der Hochschule München und der TU Kaiserslautern wurden ebenfalls Stahl-Glas-Träger mit I-förmigem Querschnitt untersucht [24]. Dabei wurden systematisch geeignete Klebstoffe in Bezug auf Verarbeitbarkeit, mechanische Eigenschaften, Alterung und Beständigkeit ermittelt. In Großversuchen wurden Biegeträger mit einer Länge von 6 bis 11 m unter Verwendung von 3-fach- bzw. 5-fach Verbundglasscheiben aus Floatglas und ESG getestet. Die tragenden Verbindungen zwischen Glassteg und Stahlflanschen erfolgten jeweils mit UV-härtendem Acrylat, Polyurethanklebstoff oder Silikonlebstoff. Der Versuchsträger aus ESG wurde bis zum Glasbruch belastet. Die Träger aus Floatglas konnten nach dem Auftreten erster Risse im Glas weiter belastet werden. Mithilfe einer numerischen Berechnung konnte die Spannung in Feldmitte eines Versuchsträgers nachgerechnet werden. Anhand numerischer Berechnung erfolgt eine exemplarische Betrachtung zu den Kriechvorgängen im Stahl-Glas-Träger, mit dem Ergebnis, dass Kriechen zu einer Erhöhung der Bauteilbeanspruchung führen kann.

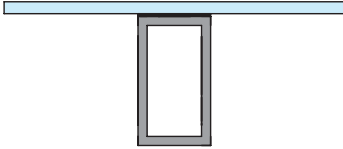


Bild 2.25 Stahl-Glas-Träger aus [13]

Eine andere Querschnittsform des Stahl-Glas-Trägers für die Verwendung in Fassaden, wird in [13] analysiert. Der zweiteilige Träger, Bild 2.25, besteht aus einem Hohlprofil und einer Glasplatte, die über eine Silikonverklebung verbunden sind. Durch die Verklebung der Querschnittsteile werden die Biegetragfähigkeit und die Stabilität des Systems erhöht.

#### 2.4.2.1 Bewehrte Stahl-Glas-Träger

Ein weiteres Konzept zur Kombination von Stahl und Glas in einem Träger sind bewehrte Glasträger. An der TU Delft wurden seit 1995 Forschungen zu Bauteilen aus Stahl und Glas durchgeführt. Dabei wurden Glasträger mit geklebter Stahlverstärkung auf der Zugseite entwickelt, Bild 2.26 links, bei denen der Edelstahlquerschnitt nach dem Bruch des Glases auftretende Risse überbrückt. Bei Verwendung von Floatglas erreichten die bewehrten Träger der TU Delft eine gute Duktilität und Resttragfähigkeit nach dem Auftreten von Rissen im Glas. [46], [47]

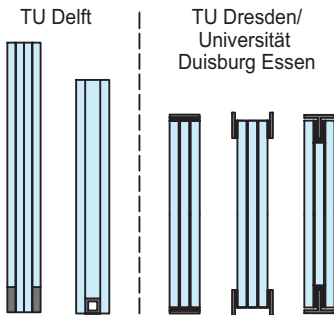


Bild 2.26 links: Querschnitte bewehrter Glasträger der TU Delft [47] [6] , rechts: Querschnitt der Stahl-Glas-Träger der TU Dresden/Universität Duisburg-Essen [84]

Im Forschungsprojekt HybridGlasSt der TU Dresden und der Universität Duisburg-Essen wurden Glas-Stahl-Verbundträger für den Einsatz in Fassaden entwickelt. Die Glasträger bestehen aus Verbundsicherheitsglas aus Floatglas, verstärkt über eine Acrylat-Verklebung mit Edelstahlprofilen, Bild 2.26, rechts. In 4-Punkt-Biegeversuchen zeigte sich eine Erhöhung der Biegesteifigkeit durch die Stahlver-

stärkung. Nach dem Auftreten der ersten Risse ergab sich ein Abfall der Biegesteifigkeit. Die Resttragfähigkeit war im Vergleich zu Glasträgern ohne Stahlverstärkung signifikant verbessert. Die Versuchsergebnisse konnten anhand numerischer Berechnungen gut abgebildet werden. [84]

Als Weiterentwicklung der bewehrten Glasträger werden an der TU Dresden Spannglasträger mit vorgespannter Bewehrung entwickelt [15].

### 2.4.3 Holz-Glas-Verbundträger

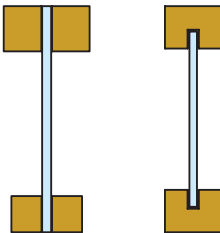


Bild 2.27 Holz- Glas-Verbundträger: links: Träger nach Hamm und Kreher [42], [31]; rechts: nach Kozłowski, Blyberg, [4], [41]

Hamm [31] und Kreher [42] untersuchten das Tragverhalten von Holz-Glas-Verbundträgern nach Bild 2.27 links theoretisch und experimentell. Gegenstand der Forschungen von Hamm [31] ist ein symmetrischer I-Träger mit Floatglassteg und geklebten Gurten aus Holz. In Biegeversuchen wurden 10 Holz-Glas-Träger mit verschiedenen Gurtabmessungen getestet. Als Klebstoff kam für alle Träger ein Polyurethan zum Einsatz. Nach Auftreten des ersten Risses war eine Laststeigerung unter der Bildung weiterer Risse möglich. Eine Nachrechnung der Durchbiegung im Versuch wurde mit dem analytischen Berechnungen nach Hoefft [35] und mit dem  $\gamma$ -Verfahren nach Möhler [48] durchgeführt.

Kreher untersuchte in [42] Holz-Glas-Verbundträger im Hinblick auf die Auswirkungen der Verwendung von Gläsern mit unterschiedlichem Grad der thermischen Vorspannung und das Tragverhalten der Träger nach dem Auftreten von Rissen in der Glasscheibe (Zustand II). Die Holz-Verbundquerschnitte bestehen aus einem Steg aus Einscheibenglas aus den Materialien ESG, TVG und technisch gekühltes Floatglas. Der geklebte Verbund mit den Holz-Gurten erfolgt mit dem von Hamm ausgewählten Polyurethan-Klebstoff. In Großversuchen konnte ein Zusammenhang zwischen Vorspanngrad des Glases und Duktilität des Trägers hergestellt werden. Bei Floatglas zeigte sich nach der Bildung eines ersten Risses ein deutlich duktileres Verhalten mit Laststeigerungspotential bis zum Versagen des Gesamtträgers, da die Holzgurte als Bewehrung fungieren. Bei



handelsüblichem TVG konnte nach Erstriss keine nennenswerte Resttragfähigkeit nachgewiesen werden. Erst bei geringeren Vorspanngraden mit einer Flächenvorspannung unter  $50 \text{ N/mm}^2$  war eine Laststeigerung nach Erstriss möglich. Die Träger aus ESG erreichten ein hohes Lastniveau mit sprödem Bauteilversagen ohne signifikante Resttragfähigkeit. Unter Langzeitbelastung konnte eine zeitabhängige Verformung aufgezeigt werden, die ab einem gewissen Zeitpunkt stagnierte. Eine endgültige Aussage zum Kriechverhalten konnte nicht getroffen werden. Zur Berechnung der Verbundträger wurde das  $\gamma$ -Verfahren und das Schubanalogieverfahren zur Berücksichtigung des nachgiebigen geklebten Verbundes adaptiert. Das  $\gamma$ -Verfahren wurde zur Berechnung der Träger im Zustand II weiterentwickelt.

Geklebte Holz-Glas-Verbundträger mit einem anderen Holzquerschnitt (Bild 2.27, rechts) untersuchten Kozłowski [41] und Blyberg [4]. Kozłowski [41] führte Biegeversuche mit Floatglas und ESG unter Verwendung von drei Klebstoffen mit unterschiedlichen Steifigkeiten (Silikon, Acrylat und Epoxidharz) durch. Die Verbundglasträger mit ESG-Steg wiesen eine höhere Tragfähigkeit auf, als die Verbundträger mit Floatglas, jedoch keine nennenswerte Resttragfähigkeit. Die unterschiedlichen Steifigkeiten der Klebstoffe machten sich in der Biegesteifigkeit der Verbundträger bemerkbar. Die Berechnung der Träger erfolgte mit numerischen Berechnungen und dem  $\gamma$ -Verfahren. Resultierende Spannungen infolge von Temperaturänderungen wurden an drei exemplarischen Trägern numerisch untersucht. Blyberg [4] führte Biegeversuche mit Acryl-, Polyurethan und Silikonklebstoffen an Trägern mit Floatglassteg durch. Auch hier zeigte sich eine gute Resttragfähigkeit nach dem Auftreten erster Risse im Glassteg.

Cruz [8] [9] untersuchte ebenfalls geklebte Holz-Glas-Verbundträger unter Variation der verwendeten Klebstoffe und Spannweiten. Als Glasstege kamen Verbundglasscheiben zum Einsatz. Die verwendete Glasart wird nicht konkretisiert, anhand des Bruchbildes kann von einer Floatglasscheibe ausgegangen werden. In 4-Punkt-Biegeversuchen konnte eine deutliche Erhöhung der Tragfähigkeit durch die Verbundwirkung erzielt werden. Durch die Wirkung des Holzes als Bewehrung zeigte sich ein duktileres Verhalten des Verbundträgers.

#### **2.4.4 Zusammenfassung**

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass in den bisherigen Forschungen zu Glasverbundträgern Tragfähigkeitssteigerungen durch den Verbund von Glasträgern mit Stahl oder Holz erzielt werden konnten.

Zur Herstellung des geklebten Verbundes kamen die verschiedenen Klebstoffe Epoxidharz, Acrylat, Polyurethan und Silikon zum Einsatz. Es ist nicht erkennbar, dass sich ein bestimmter Klebstoff besonders zum Fügen der Glas-Verbundträger

eignet. Im Vergleich verschiedener Klebstoffe war die Verbundwirkung der Träger von der Klebstoffsteifigkeit abhängig.

Für den Glassteg kamen Gläser mit verschiedenen Graden der thermischen Vorspannung zum Einsatz. Die Forschungsergebnisse zeigen, dass das Nachbruchverhalten entscheidend von der thermischen Vorspannung abhängt. Bei Verwendung von Floatglas wirken die Gurte rissüberbrückend, so dass eine deutliche Resttragfähigkeit erreicht werden kann. Bei thermisch vorgespanntem Einscheibensicherheitsglas ist die Resttragfähigkeit nach Bruch des Glasstegs gering, die Tragfähigkeit vor dem Bruch aber höher.

Die Berechnung der Verbundträger unter Berücksichtigung des elastischen Verbundes erfolgt überwiegend mit numerischen Methoden oder mit dem  $\gamma$ -Verfahren als vereinfachte analytische Berechnungsmethode. Häufig werden einzelne Versuchswerte, wie Trägerdurchbiegung oder Spannungen in Feldmitte in vergleichenden Berechnungen geprüft. Umfassende vergleichende Berechnungen von Versuchswerten an verschiedenen Trägerstellen sind nicht ausreichend dokumentiert oder fehlen ganz. Die Schubbeanspruchung der Verklebung wird häufig nicht betrachtet.

Untersuchungen zur Temperaturbeanspruchung sind als numerische Untersuchungen in exemplarischer Form zu finden. Eine systematische Analyse oder eine allgemeine Berechnungsmethode existiert nicht.

## 2.5 Berechnungsmethoden zum nachgiebigen Verbund

Die Berechnungsverfahren zum nachgiebigen Verbund sind in zahlreichen Veröffentlichungen aus unterschiedlichen Gebieten des Bauwesens zu finden. Aufgrund der großen Anzahl an Forschungsarbeiten stellt der folgende Abschnitt die Berechnungsmethoden nicht vollständig dar, sondern gibt einen kurzen Überblick über in Frage kommende Verfahren.

Hoischen [48] stellte 1952 allgemeine Differentialgleichungen für nachgiebig verbundene Querschnitte auf, beschrieb den mathematisch exakten Lösungsweg und leitete Lösungen für zweiteilige und dreiteilige Querschnitte her. Darauf aufbauend entwickelte Pischl in [53–55] Lösungen für zwei- und dreiteilige Holzquerschnitte mit nachgiebigen Verbindungsmitteln für Ein- und Zweifeldträger mit unterschiedlichen Belastungen. Pischl stellte die exakt hergeleiteten Gleichungen für die Schnittgrößenverläufe und die Durchbiegungen zusammen, sowie für einzelne statische Systeme Tabellenwerte für die vereinfachte Berechnung.

Möhler leitete [48] ebenfalls die Lösungen für zwei- und dreiteilige Querschnitte her. Er entwickelte ein vereinfachtes Berechnungsverfahren mithilfe eines wirklichen Trägheitsmomentes, das den nachgiebigen Verbund durch Abminderung

der Steineranteile mit dem Beiwert  $\gamma$  berücksichtigt. Heute ist dieses Verfahren als  $\gamma$ -Verfahren zur Berechnung nachgiebig verbundener Biegestäbe im Anhang B des Eurocode 5 [94] enthalten.

Schelling [60] entwickelte 1968 ein Verfahren mit dem sich die Berechnung nachgiebig verbundener Biegeträger mit beliebig vielen Einzelquerschnitten grundsätzlich lösen lässt. Der Lösungsvorschlag basiert auf einer Näherungslösung des Differentialgleichungssystems durch Fourierreentwicklung. Für Sonderfälle mit voneinander abhängigen Fugensteifigkeiten leitet er die exakten Lösungen her.

Das von Hoeff in [35] entwickelte Berechnungsverfahren ist ein Verfahren, mit dem die Differentialgleichungen des elastischen Verbundes für allgemeine Fälle mit Hilfe von Übertragungsmatrizen gelöst werden können. Für zweiteilige Verbundquerschnitte werden für bestimmte Lastfälle geschlossene Lösungen angegeben. In allgemeinen Fällen werden die Lösungen durch numerische Berechnungen bestimmt.

Völling [80] stellt ein Verfahren zur Berechnung von Sandwichtragwerken vor, mit dem die zusätzlichen Spannungen und Verformungen, die aus der Schubverformung von Zwischenschichten entstehen, über orthogonalisierte Eigenspannungszustände berücksichtigt werden. Nach diesem Verfahren können entkoppelte Differentialgleichungen gewonnen werden, deren Lösung für einfache Gleichungen direkt, für andere Gleichungen über Fourierreihenansätze gewonnen werden.

Bisherige Forschungsarbeiten zu Trägern aus Glas im Verbund mit anderen Materialien verwenden zur Berechnung überwiegend das  $\gamma$ -Verfahren. Flinterhoff nutzt in [23] zusätzlich die Lösung nach Pischl für Einfeldträger mit Gleichstreckenlast. Im Rahmen dieser Arbeit werden zur Berechnung geklebter Stahl-Glas-Verbundträger die Lösungen nach Pischl verwendet, da diese die analytisch exakte Berechnung der Schnittgrößen in allen Querschnittsteilen erlaubt. Für die untersuchten Systeme stellt Pischl entweder bereits Lösungen zur Verfügung oder es können Gleichungen aus den Lösungen von Pischl abgeleitet werden. Die Eignung des  $\gamma$ -Verfahrens zur vereinfachten Berechnung von Stahl-Glas-Trägern wird durch Genauigkeitsbetrachtungen geprüft. Das Verfahren nach Schelling, wird ebenfalls verwendet, da es grundsätzlich die Berechnung unsymmetrischer Querschnitte erlaubt.

Das Schubanalogieverfahren nach Kreuzinger [43] ermöglicht die numerisch gestützte Berechnung nachgiebig verbundener Biegeträger mit Hilfe von Stabwerksprogrammen, in die ein Ersatzstabmodell implementiert wird. Betrachtungen zur Genauigkeit und zu den Anwendungsgrenzen sowie eine Ausweitung zur Durchführung von Berechnungen nach Theorie II. Ordnung sind in [66] zu finden. In [12] wurde die Eignung des Schubanalogieverfahrens zur Berechnung

## 2.5 Berechnungsmethoden zum nachgiebigen Verbund

---

geklebter Stahl-Glas-Träger festgestellt. Da mit den verfügbaren analytischen Verfahren und der Methode der finiten Elemente eine ausreichende Anzahl an Berechnungsverfahren zur Verfügung steht, wird das Schubanalogieverfahren im Rahmen dieser Arbeit nicht angewandt.

### 3 Tragverhalten und Berechnung zusammengesetzter Biegeträger mit nachgiebigem Verbund

#### 3.1 Einleitung

Dieses Kapitel stellt geeignete analytische Berechnungsverfahren für Biegeträger zusammen, die aus mehreren Querschnittsteilen mit unterschiedlichen Materialien bestehen und mit verformbaren Verbindungsmitteln, wie z. B. einer schubweichen Verklebung, verbunden sind. Zum besseren Verständnis werden in den folgenden Abschnitten die Grundgleichungen des nachgiebigen Verbundes für den Stahl-Glas-Träger hergeleitet und daraus die aus [48] bekannten Berechnungsgleichungen des  $\gamma$ -Verfahrens abgeleitet. Zusätzlich werden für Einfeldträger mit unterschiedlichen Belastungen die Lösungen nach Pischl [53] dargestellt und daraus ergänzende Berechnungsgleichungen hergeleitet. Zur Berechnung unsymmetrischer Querschnitte wird das Verfahren nach Schelling aus [60] betrachtet und die vorhandenen Lösungen des Eurocode 5 [94] an die Querschnittsgeometrie des geklebten Stahl-Glas-Trägers angepasst und auf beliebige Flanschformen ausgeweitet. Ergänzt werden die jeweiligen Abschnitte durch Rückschlüsse zum Tragverhalten geklebter Stahl-Glas-Träger und zur Genauigkeit der Berechnungsverfahren.

Alle Gleichungen dieses Abschnitts beziehen sich bereits auf Stahl-Glas-Träger und berücksichtigen die unterschiedlichen Materialien der Querschnittsteile sowie den Verbund durch die geklebte Verbindung. Hinweise zu den anzusetzenden Querschnittswerten zur Berechnung geklebter Stahl-Glas-Träger werden in Abschnitt 3.4 gegeben.

#### 3.2 Mechanische Grundlagen

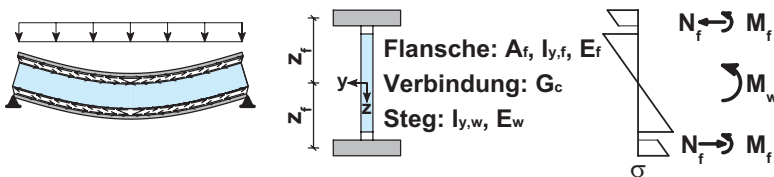


Bild 3.1 Verformungen, Querschnitt und Teilschnittgrößen eines nachgiebig verbundenen Biegeträgers mit doppelsymmetrischem I-Querschnitt aus unterschiedlichen Materialien

Dieses Kapitel stellt das Tragverhalten von Biegeträgern dar, die aus mehreren Querschnittsteilen bestehen und mit verformbaren Verbindungsmitteln zusammengefügt sind. Bild 3.1 zeigt exemplarisch einen durch Biegung belasteten Verbundquerschnitt, dessen Querschnittsteile nachgiebig miteinander verbunden sind. Bei der nachgiebigen Verbindung kommt es unter einer Schubbeanspruchung der Verbindung zu einer Schubverformung, die zu einer gegenseitigen Verschiebung der Querschnittsteile führt. Unabhängig von der Art der Verbindung ergibt sich die Schubsteifigkeit  $G_c$  der Verbindung aus dem Schubfluss  $t_c$  und der daraus resultierenden Verschiebung gemäß Bild 3.2 zu

$$G_c = \frac{t_c}{\delta_c} \quad (3.1)$$

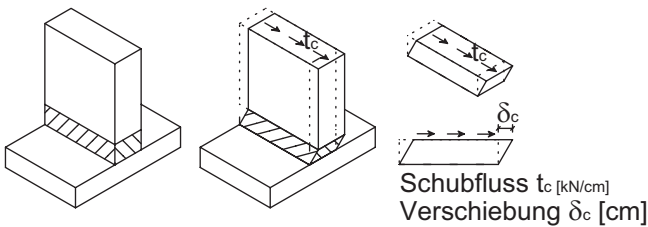
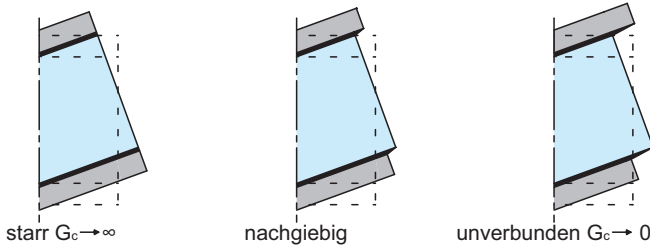


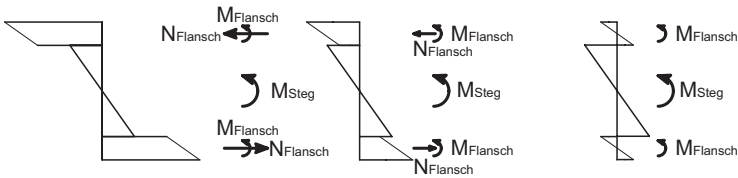
Bild 3.2 Schubverformungen der nachgiebigen Verbindung

Die Verbindungssteifigkeit  $G_c$  bestimmt maßgeblich den Lastabtrag zusammengesetzter Biegeträger, da diese die Verteilung der Teilschnittgrößen im Querschnitt bestimmt. Anschaulich wird dies bei der Betrachtung der Grenzfälle eines zusammengesetzten Biegeträgers in Bild 3.3: ohne eine schubübertragende Verbindung erfolgt der Lastabtrag ausschließlich über Biegemomente in den einzelnen Querschnittsteilen, die sich entsprechend der Biegesteifigkeit aufteilen. Bei starrer Verbindung kommen durch die Steineranteile Normalkräfte in den Querschnittsteilen hinzu, deren Anteil am Gesamtbiegemoment durch den linearen Dehnungsverlauf über die Querschnittshöhe eindeutig definiert ist. Bei nachgiebiger Verbindung der Querschnittsteile ergibt sich durch die Schubverformung der Verbindung ein Sprung im Dehnungsverlauf des Gesamtquerschnittes gemäß Bild 3.3, so dass sich ein geringerer Anteil der Normalkräfte am äußeren Biegemoment ergibt.

### Verschiebungen am Trägerende



### Spannungen $\sigma$ im Verbundquerschnitt ( $E_f > E_w$ )



### Dehnungen $\epsilon$ im Verbundquerschnitt

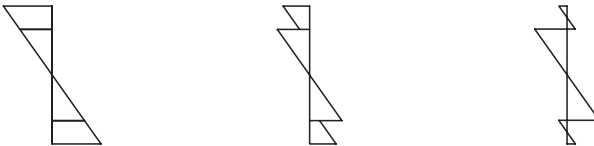


Bild 3.3 Verschiebungen, Spannungen und Dehnungen eines Verbundträgers unter Biegebeanspruchung mit unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten, teilweise aus [2]

Im Gegensatz zum starr verbundenen Querschnitt, bei dem die Berechnung mit der klassischen Balkentheorie nach Bernoulli erfolgen kann, trifft beim nachgiebigen Verbund die Bernoulli-Hypothese für den Gesamtquerschnitt nicht zu. Zwar können für die Einzelquerschnittsteile die Annahmen getroffen werden, dass sie eben und senkrecht zur verformten (Einzel-)Querschnittsachse bleiben. Im Gesamtquerschnitt führt die Verformung zwischen den Querschnittsteilen aber dazu, dass beide Annahmen für den zusammengesetzten Querschnitt nicht zutreffen.

## 3.3 Analytische Lösungen

### 3.3.1 Grundgleichungen des nachgiebig verbundenen Trägers

Im Folgenden werden die Grundgleichungen zur Bestimmung der Teilschnittgrößen des nachgiebig verbundenen Querschnitts nach Bild 3.4 aufgestellt. Grundgleichungen des nachgiebigen Verbunds sind für Holzquerschnitte in Pischl

[53], für Querschnitte mit seitlich angefügten Flanschen in Möhler [48] und für zweiteilige Verbundträger aus Stahl und Beton in [32] zu finden. Sie werden in diesem Abschnitt auf den in Bild 3.4 dargestellten doppelsymmetrischen Querschnitt mit unterschiedlichen Materialien übertragen.

Hierbei gelten folgende Annahmen:

1. Die Querschnittsteile sind kontinuierlich miteinander verbunden.
2. Die einzelnen Querschnittsteile (Steg und Flansche) sind Schubstarr.
3. Die Verbindung zwischen den Einzelquerschnitten lässt eine Schubverformung in Trägerlängsrichtung, jedoch keine gegenseitige Verschiebung der Querschnittsteile senkrecht zur Stabachse zu.
4. Das Schubverformungsverhalten der Verbindung gemäß Formel (3.1) ist linear elastisch, so dass sich ein konstanter Schubmodul der Verbindung  $G_c$  ergibt.
5. Die Dehn- und Biegesteifigkeit des Klebstoffes wird vernachlässigt.

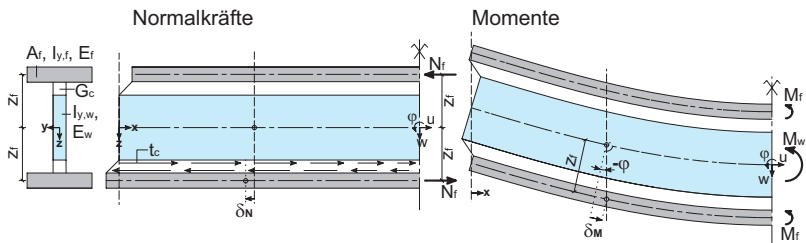


Bild 3.4 Verformungen infolge der Teilschnittgrößen des nachgiebig verbundenen Trägers mit dreiteiligem symmetrischen Querschnitt (in Anlehnung an [48])

Aus Gleichgewichtsgründen gilt für den Querschnitt, dass sich das äußere Moment auf Normalkräfte und Momente in den Querschnittsteilen aufteilt.

$$M_y(x) = M_w(x) + 2 \cdot M_f(x) + 2 \cdot N_f(x) \cdot z_f \quad (3.2)$$

Die äußere Belastung  $q$  ergibt sich dann zu

$$q(x) = -M_y(x)'' = -(M_w''(x) + 2 \cdot M_f''(x) + 2 \cdot N_f''(x) \cdot z_f) \quad (3.3)$$

Unter Berücksichtigung der Formänderungen des Systems ergeben sich folgende Gleichungen für die Teilschnittgrößen, wobei unter Berücksichtigung der oben genannten Annahme 3 gilt, dass alle Querschnittsteile sich um das gleiche Maß  $w$  in  $z$ -Richtung verschieben.

$$N_f = E_f \cdot A_f \cdot u_f' \quad (3.4)$$



$$M_f = -E_f \cdot I_f \cdot w' \quad (3.5)$$

$$M_w = -E_w \cdot I_w \cdot w' \quad (3.6)$$

Die Verschiebung  $\delta_c$  zwischen Steg und Flansch in der Verbindungsfuge ergibt sich aus der Differenz der Verschiebungen  $\delta_N$  infolge der Normalkräfte im Flansch und der Verschiebung  $\delta_M$  infolge der Verdrehung  $\varphi = -w'$  der einzelnen Querschnittsteile, wie in Bild 3.4 dargestellt.

$$\begin{aligned} \delta_c(x) &= -\delta_N(x) + \delta_M(x) = -u_f(x) - \varphi(x) \cdot z_f \\ &= -u_f(x) + w'(x) \cdot z_f \end{aligned} \quad (3.7)$$

Daraus ergibt sich nach Gleichung (3.1) und (3.7) der Schubfluss  $t_c$  zwischen Steg und Flansch bei linear elastischem Schubmodul  $G_c$  der Verbindung zu

$$t_c(x) = G_c \cdot \delta_c(x) = G_c \cdot (-u_f(x) + w'(x) \cdot z_f) \quad (3.8)$$

Die Betrachtung des Gleichgewichts aller Kräfte im Flansch ergibt folgende Beziehung zwischen Schubfluss und Normalkraft

$$N_f'(x) = t_c(x) \quad (3.9)$$

Aus den oben genannten Gleichungen ergeben sich durch Einsetzen und Umformen die folgenden Grundgleichungen zur Bestimmung der Verformungen und damit der Teilschnittgrößen beim nachgiebigen Verbund. Aus Gleichung (3.9) mit  $N_f' - t_c = 0$  ergibt sich unter Berücksichtigung der Gleichungen (3.4) und (3.8)

$$E_f A_f \cdot u_f''(x) + G_c \cdot (-u_f(x) + w'(x) \cdot z_f) = 0 \quad (3.10)$$

Aus Gleichung (3.3) ergibt sich mit den Gleichungen (3.5), (3.6), (3.8) und (3.9)

$$\begin{aligned} 2E_f I_f \cdot w''''(x) + E_w I_w \cdot w''''(x) \\ - 2z_f G_c \cdot (-u_f'(x) + w''(x) \cdot z_f) = q(x) \end{aligned} \quad (3.11)$$

und aus den Gleichungen (3.5) und (3.6)

$$\frac{M_w}{E_w \cdot I_w} = \frac{M_f}{E_f \cdot I_f} \quad (3.12)$$

Ist die Normalkraft in den Flanschen bekannt, so kann die Momentenbeanspruchung des Steges  $M_w$  und der Flansche  $M_f$  durch Aufteilung der inneren Momente entsprechend der Biegesteifigkeiten berechnet werden zu

$$M_w(x) = [M(x) - 2 \cdot N_f(x) \cdot z_f] \left( \frac{1}{2 \frac{I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) \quad (3.13)$$

$$M_f(x) = [M(x) - 2 \cdot N_f(x) \cdot z_f] \left( \frac{1}{n \frac{I_w}{I_f} + 2} \right) \quad (3.14)$$

Abhängig von der äußeren Belastung des Biegeträgers ist die analytische Lösung des Problems mehr oder weniger kompliziert. Die nachfolgenden Abschnitte liefern eine Zusammenstellung der Berechnungsgleichungen für unterschiedliche Belastungen.

### 3.3.2 Berechnung eines Einfeldträgers mit sinusförmiger Belastung

Die einfachste Lösung der dargestellten Differentialgleichungen für den dreiteiligen, doppelsymmetrischen Träger mit nachgiebigem Verbund ergibt sich für einen Einfeldträger mit sinusförmiger Streckenlast  $q$  nach Gleichung (3.15) und dem sich daraus ergebenden äußeren Schnittgrößen  $M(x)$  (3.16) und  $Q(x)$  (3.17).

$$q(x) = q_0 \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right) \quad (3.15)$$

$$M_y(x) = q_0 \cdot \frac{l^2}{\pi^2} \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right) \quad (3.16)$$

$$Q_z(x) = q_0 \cdot \frac{l}{\pi} \cdot \cos\left(\pi \frac{x}{l}\right) \quad (3.17)$$

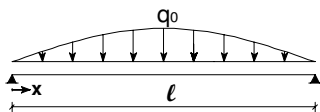


Bild 3.5 Einfeldträger mit sinusförmiger Belastung

Mit den Ansatzfunktionen

$$u_f(x) = u_0 \cdot \cos\left(\pi \frac{x}{l}\right) \quad (3.18)$$

$$w(x) = w_0 \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right) \quad (3.19)$$

ergeben sich aus dem Differentialgleichungssystem (3.10) und (3.11) die Verschiebungen  $u_0$  und  $w_0$  zu

$$u_0 = w_0 \cdot \frac{z_f \cdot \frac{\pi}{l}}{\frac{E_f A_f}{G_c} \cdot \frac{\pi^2}{l^2} + 1} \quad (3.20)$$

$$w_0 = q_0 \cdot \frac{l^4}{\pi^4} \cdot \frac{1}{2E_f I_f + E_w I_w + \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_f A_f}{G_c \cdot l^2}} \cdot 2 \cdot z_f^2 \cdot E_f A_f} \quad (3.21)$$

Setzt man voraus, dass der nachgiebig verbundene Träger eine effektive Biegesteifigkeit  $EI_{\text{eff}}$  aufweist, die über die Trägerlänge konstant ist, so ergibt sich

$$w''''(x) = \frac{q(x)}{(EI)_{\text{eff}}} = \frac{q_0 \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right)}{(EI)_{\text{eff}}} \quad (3.22)$$

Durch viermaliges Ableiten der Formel (3.19) und Einsetzen von  $w_0$  (3.21) ergibt sich

$$w''''(x) = \frac{q_0 \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right)}{2E_f I_f + E_w I_w + \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_f A_f}{G_c \cdot l^2}} \cdot 2 \cdot z_f^2 \cdot E_f A_f} \quad (3.23)$$

Hier stellt der Nenner im Vergleich mit (3.22) offensichtlich die effektive Steifigkeit des nachgiebig verbundenen Trägers dar. Führt man den Wert  $\gamma$  mit

$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_f A_f}{G_c \cdot l^2}} \quad (3.24)$$

ein, so ergibt sich eine effektive Biegesteifigkeit von

$$(EI)_{eff} = 2E_f I_f + E_w I_w + \gamma \cdot 2 \cdot z_f^2 \cdot E_f A_f \quad (3.25)$$

Bezieht man nun das Trägheitsmoment auf den Elastizitätsmodul des Flansches, so ergibt sich das effektive Trägheitsmoment des Verbundquerschnitts zu

$$I_{eff} = 2I_f + n \cdot I_w + \gamma \cdot 2 \cdot z_f^2 \cdot A_f \quad (3.26)$$

mit

$$n = \frac{E_w}{E_f} \quad (3.27)$$

Damit ergeben sich die Verschiebungen  $u_f$  und  $w$  zu

$$u_f(x) = q_0 \frac{l^3}{\pi^3} \cdot \frac{\gamma \cdot z_f}{E_f I_{eff}} \cos\left(\pi \frac{x}{l}\right) \quad (3.28)$$

$$w(x) = q_0 \cdot \frac{l^4}{\pi^4} \frac{1}{E_f I_{eff}} \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right) \quad (3.29)$$

Die Teilschnittgrößen können aus den Gleichungen (3.4) bis (3.6) bestimmt werden zu

$$N_f(x) = q_0 \cdot \frac{l^2}{\pi^2} \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right) \cdot \frac{\gamma \cdot A_f \cdot z_f}{I_{eff}} = M_y(x) \cdot \frac{\gamma \cdot A_f \cdot z_f}{I_{eff}} \quad (3.30)$$

$$\begin{aligned}
 M_f(x) &= q_0 \cdot \frac{l^2}{\pi^2} \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right) \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma \cdot A_f \cdot z_f^2}{I_{eff}}\right) \left(\frac{1}{2 + n \cdot \frac{I_w}{I_f}}\right) \\
 &= M_y(x) \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma \cdot A_f \cdot z_f^2}{I_{eff}}\right) \left(\frac{1}{2 + n \cdot \frac{I_w}{I_f}}\right)
 \end{aligned} \tag{3.31}$$

$$\begin{aligned}
 M_w(x) &= q_0 \cdot \frac{l^2}{\pi^2} \cdot \sin\left(\pi \frac{x}{l}\right) \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma \cdot A_f \cdot z_f^2}{I_{eff}}\right) \left(\frac{1}{2 \cdot \frac{I_f}{n \cdot I_w} + 1}\right) \\
 &= M_y(x) \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma \cdot A_f \cdot z_f^2}{I_{eff}}\right) \left(\frac{1}{2 \cdot \frac{I_f}{n \cdot I_w} + 1}\right)
 \end{aligned} \tag{3.32}$$

Der Schubfluss in der Verbindung der Querschnittsteile ergibt sich durch Ableitung der Normalkraft im Flansch (3.30) zu

$$t_c(x) = q_0 \cdot \frac{l}{\pi} \cdot \cos\left(\pi \frac{x}{l}\right) \cdot \frac{\gamma \cdot A_f \cdot z_f}{I_{eff}} = Q_z(x) \cdot \frac{\gamma \cdot A_f \cdot z_f}{I_{eff}} \tag{3.33}$$

Bei der Betrachtung der Verläufe der Teilschnittgrößen in den Formeln (3.30) bis (3.32) wird deutlich, warum für den Einfeldträger mit sinusförmiger Streckenlast eine derart einfache Berechnung der Teilschnittgrößen möglich ist. Die Teilschnittgrößen in den Formeln (3.30) bis (3.32) werden an jeder Trägerstelle  $x$  durch Multiplikation des äußeren Biegemomentes (3.16) mit einem konstanten Wert berechnet. Daher ergibt sich für jede Stelle des Trägers das gleiche Verhältnis der Teilschnittgrößen untereinander und zum äußeren Biegemoment. Aus diesem Grund kann die Berechnung mit einem effektiven Biegemoment erfolgen, das über die Trägerlänge konstant ist.

Die aus den Teilschnittgrößen resultierenden Spannungen in den einzelnen Querschnittsteilen können durch Anwendung der klassischen Balkentheorie berechnet

werden. Dabei ergibt sich eine einfache Darstellung der Spannungen am Rand des Steges  $\sigma_{e,w}$  und der Flansche  $\sigma_{e,f}$  sowie im Schwerpunkt der Flansche  $\sigma_{ce,f}$ .

$$\sigma_{e,f} = \pm \frac{M_y}{I_{y,eff}} \cdot \left( \gamma \cdot z_f + \frac{d_f}{2} \right) \quad (3.34)$$

$$\sigma_{ce,f} = \pm \frac{M_y}{I_{y,eff}} \cdot \gamma \cdot z_f \quad (3.35)$$

$$\sigma_{e,w} = \pm \frac{M_y}{I_{y,eff}} \cdot \frac{h_w}{2} \cdot n \quad (3.36)$$

Die Berechnung nachgiebig verbundener Biegeträger mit der effektiven Steifigkeit ist in der Habilitationsschrift von Möhler [48] aus dem Jahr 1956 zu finden, hergeleitet über die Berechnung der kritischen Knicklast eines Stabes mit sinusförmiger Vorverformung. Heute ist die Berechnungsmethode als  $\gamma$ -Verfahren im Anhang B der Holzbau-Norm EC 5 [94] enthalten und kann angewendet werden bei Einfeldträgern mit sinusförmigem oder vereinfachend bei parabelförmigem Momentenverlauf. Wie in Abschnitt 2.4 beschrieben, wurde das  $\gamma$ -Verfahren bereits häufig zur Berechnung von geklebten Verbundglasträgern angewandt, z.B. von Flinterhoff in [23]. Die Berechnung nach dem  $\gamma$ -Verfahren ist jedoch nur für Einfeldträger mit sinusförmiger Belastung exakt. Bei anderen Belastungsverläufen oder statischen Systemen können deutliche Abweichungen auftreten.

#### 3.3.3 Berechnung des Einfeldträgers mit Gleichstreckenlast

Bei Lasten, die keinen sinusförmigen Verlauf aufweisen, ergeben sich andere Verläufe der Teilschnittgrößen. Lösungen für unterschiedliche Lasten und Systeme sind in der Habilitationsschrift von Möhler [48] und der Dissertation von Pischl [53] zu finden. Diese analytischen Methoden zur Berechnung zusammengesetzter Biegeträger wurden erstmals für den Holzbau entwickelt, um die Spannungsverteilung in Querschnitten zu ermitteln, die aus Einzelquerschnitten mit nachgiebigen Verbindungsmitteln (wie Nägel oder Dübel) verbunden sind.

Im Folgenden wird die analytische Lösung für einen Einfeldträger mit Gleichstreckenlast dargestellt. Die von Pischl in [53] dargestellten Lösungen für einen dreiteiligen symmetrischen Querschnitt wurden für Holzquerschnitte hergeleitet, deren Querschnittsteile einen einheitlichen Elastizitätsmodul aufweisen und direkt, ohne einen Abstand zwischen den Querschnittsteilen, über eine kontinuierliche elastische Verbindung verbunden sind. In den folgenden Gleichungen ist die Lösung nach Pischl an den geklebten Stahl-Glas-Träger mit unterschiedlichen Elastizitätsmoduln angepasst. Da dieses Verfahren bereits von Flinterhoff für die

Berechnung eines geklebten Stahl-Glas-Trägers verwendet wurde, sind die Berechnungsgleichungen auch in [23] zu finden.

Unter Verwendung der angepassten Hilfwerte  $\alpha$  (3.39) und  $\beta^1$  (3.40), die die Verbindungssteifigkeit  $G_c$  enthalten, kann direkt die Normalkraft  $N_f$  (3.38) im Trägerflansch an jeder Stelle  $x$  (mit  $0 \leq x \leq \ell$ ) berechnet werden.

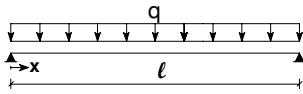


Bild 3.6 Einfeldträger mit Gleichstreckenlast

$$M(x) = \frac{q}{2} \cdot (lx - x^2) \quad (3.37)$$

$$N_f(x) = \frac{\alpha \cdot q}{\beta^2 \cdot 2} \cdot \left[ lx - x^2 - \frac{2}{\beta^2} \left( 1 - \frac{\cosh\left(\frac{\beta l}{2} - \beta x\right)}{\cosh\left(\frac{\beta l}{2}\right)} \right) \right] \quad (3.38)$$

$$\alpha = \frac{G_c}{E_f} \cdot \frac{z_f}{2 \cdot I_f + n \cdot I_w} \quad (3.39)$$

$$\beta^2 = \frac{G_c}{E_f} \left( \frac{1}{A_f} + \frac{2 \cdot z_f^2}{2 \cdot I_f + n \cdot I_w} \right) \quad (3.40)$$

Nach Gleichung (3.2) kann das Biegemoment, das über Biegung von den Einzelquerschnittsteilen abgetragen wird, aus dem äußeren Moment und den Flanschnormalkräften berechnet werden zu (3.41)

$$2M_f(x) + M_w(x) = M(x) - 2 \cdot N_f(x) \cdot z_f = \frac{\alpha \cdot q}{\beta^2 \cdot 2} \cdot \left( \frac{\beta^2}{\alpha} - 2z_f \right) \cdot \left[ lx - x^2 + \frac{4z_f \alpha}{\beta^2 (\beta^2 - 2z_f \alpha)} \left( 1 - \frac{\cosh\left(\frac{\beta l}{2} - \beta x\right)}{\cosh\left(\frac{\beta l}{2}\right)} \right) \right] \quad (3.41)$$

<sup>1</sup> Um Doppelbezeichnungen zu vermeiden, wurde der ursprünglich mit  $\gamma$  bezeichnete Hilfwert aus [53] im Rahmen dieser Arbeit mit  $\beta$  bezeichnet

Der Schubfluss in der geklebten Verbindung ergibt sich nach Gleichung (3.9) durch Ableiten der Normalkraft zu

$$t_c(x) = \frac{\alpha}{\beta^2} q \left( \frac{l}{2} - x \right) \left( 1 - \frac{2 \sinh\left(\frac{\beta l}{2} - \beta x\right)}{\beta(l-2x) \cosh\frac{\beta l}{2}} \right) \quad (3.42)$$

Die Durchbiegung in Feldmitte beträgt

$$w(l/2) = \frac{1}{E_f \cdot (2I_f + nI_w)} \cdot \frac{q}{8} \cdot \left\{ \frac{5l^4}{48} \left( 1 - \frac{\alpha}{\beta^2} 2z_f \right) + \frac{\alpha}{\beta^4} 2z_f l^2 \left[ 1 - \frac{8}{\beta^2 l^2} \left( 1 - \frac{1}{\cosh\left(\frac{\beta l}{2}\right)} \right) \right] \right\} \quad (3.43)$$

Die Verläufe der oben angegebenen Teilschnittgrößen über die Trägerlänge sind in Bild 3.7 prinzipiell dargestellt. Sie hängen von der Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung ab. Im Vergleich zum starr verbundenen Träger sind die Flanschnormalkräfte und der Schubfluss in der Verbindung reduziert, das Stegmoment ist vergrößert. Die größte Normalkraft ergibt sich nach Gleichung (3.38) in Feldmitte ( $x=l/2$ ) zu

$$N_f\left(\frac{l}{2}\right) = \frac{\alpha}{\beta^2} q \frac{l^2}{8} \cdot \left[ 1 - \frac{8}{l^2 \beta^2} \left( 1 - \frac{1}{\cosh\left(\frac{\beta l}{2}\right)} \right) \right] \quad (3.44)$$

Der größte Schubfluss tritt nach (3.42) an den Trägerenden ( $x=0$ , bzw.  $x=l$ ) auf.

$$t_c(x) = \frac{\alpha}{\beta^2} q \frac{l}{2} \left( 1 - \frac{2}{\beta l} \tanh\left(\frac{\beta l}{2}\right) \right) \quad (3.45)$$



### 3 Tragverhalten und Berechnung zusammengesetzter Biegeträger mit nachgiebigem Verbund

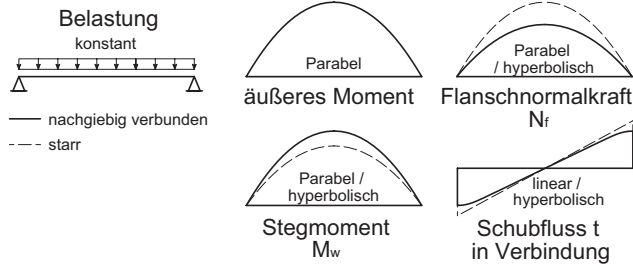


Bild 3.7 Verlauf des äußeren Momentes und der Teilschnittgrößen für einen Einfeldträger mit Gleichstreckenlast, teilweise nach [54]

Es werden nun die oben angegebenen Formeln für nachgiebige Verbindungen zwischen Steg und Flansch betrachtet, bei denen die Verbindung eine gewisse Schubsteifigkeit ( $G_c \neq 0$ ) aufweist, jedoch nicht schubstarr ist ( $G_c \neq \infty$ ). Bild 3.7 stellt dar, dass das äußere Biegemoment (3.37) und die inneren Schnittgrößen (3.38), (3.41) unterschiedliche Verläufe über die Trägerlänge aufweisen: Aus dem parabelförmigen Verlauf des äußeren Biegemoments (3.37) resultiert für den Normkraftanteil (3.38) der inneren Schnittgrößen ein Verlauf mit hyperbolischem Anteil. Daraus ergibt sich – im Gegensatz zum Einfeldträger mit sinusförmiger Belastung – dass der Anteil der Normkräfte am Gesamtbiegemoment über die Trägerlänge nicht konstant ist. Gleiches gilt für den Biegemomentenanteil (3.41). Der Schubfluss in der Verbindung zwischen Steg und Flansch weicht von dem linearen Verlauf des starr verbundenen Trägers ab. Die Durchbiegung in Feldmitte (3.43) ist gegenüber dem starr verbundenen Träger erhöht.

Aus der Tatsache, dass das äußere Biegemoment und die inneren Schnittgrößen unterschiedliche Verläufe über die Trägerlänge aufweisen, ergibt sich, dass eine Berechnung der Teilschnittgrößen mit Hilfe des oben hergeleiteten effektiven Trägheitsmomentes (3.26) ( $\gamma$ -Verfahren) für den Einfeldträger mit Gleichstreckenlast keine exakte Lösung liefert, da bei dieser Berechnung der Anteile der einzelnen Teilschnittgrößen am äußeren Biegemoment an jeder Stelle gleich ist. Da jedoch aus Bild 3.8 ersichtlich wird, dass beim Einfeldträger mit Gleichstreckenlast der Verlauf der inneren Schnittgrößen einander ähnlich ist, ist der Fehler, der bei der Berechnung mit dem  $\gamma$ -Verfahren gemacht wird, gering. Die Größe des Fehlers hängt von der Verbindungssteifigkeit und der Geometrie des Trägers ab. Welche Auswirkungen sich für den Stahl-Glas-Träger bei Verwendung des  $\gamma$ -Verfahrens ergeben, wird in Kapitel 8.3.1 herausgearbeitet.

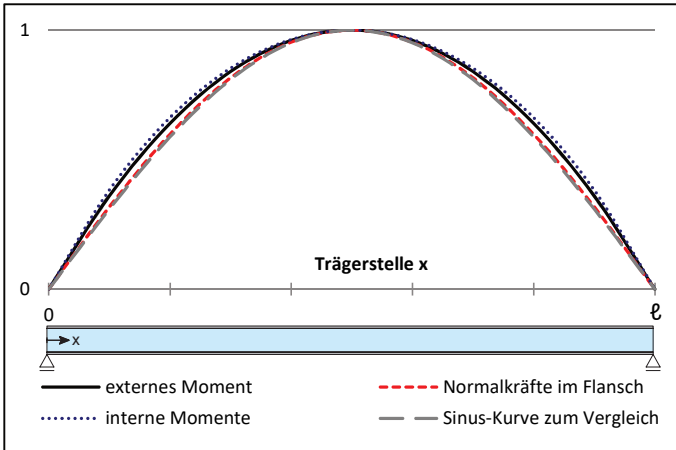


Bild 3.8 Exemplarischer Verlauf des äußeren Momentes und der Teilschnittgrößen für einen Einfeldträger mit Gleichstreckenlast auf 1 normiert (Berechnung für Beispielträger 1a aus Anhang B)

### 3.3.4 Berechnung des Einfeldträgers mit Einzellast in Feldmitte

Deutlicher werden die Abweichung der Verläufe der Teilschnittgrößen vom äußeren Biegemoment bei der Betrachtung eines Einfeldträgers mit einer Einzellast in Feldmitte.

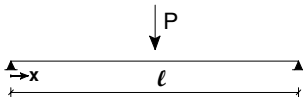


Bild 3.9 Einfeldträger mit Einzellast in Feldmitte

Aufgrund von Symmetrie des Systems wird im Folgenden nur die linke Trägerhälfte mit  $0 \leq x \leq l/2$  betrachtet. Es ergibt sich ein lineares äußeres Moment (3.46) und gemäß Pischl [53] folgender Verlauf für die internen Normalkräfte (3.47), Biegemomente (3.48), den Schubfluss in der Verbindung (3.49) und die Durchbiegung in Feldmitte (3.50). Die Verläufe der Teilschnittgrößen sind in Bild 3.10 prinzipiell dargestellt.

$$M(x) = \frac{P}{2} \cdot x \tag{3.46}$$

$$N_f(x) = \frac{\alpha P}{\beta^2} \cdot \frac{1}{2} x \left( 1 - \frac{1}{\beta x} \frac{\sinh \beta x}{\cosh \frac{\beta l}{2}} \right) \quad (3.47)$$

$$2M_f + M_w = \frac{P}{2} x \cdot \left( 1 - \frac{2\alpha z_f}{\beta^2} \left( 1 - \frac{1}{\beta x} \frac{\sinh \beta x}{\cosh \frac{\beta l}{2}} \right) \right) \quad (3.48)$$

$$t_c(x) = \frac{\alpha}{\beta^2} \cdot \frac{P}{2} \cdot \left( 1 - \frac{\cosh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} \right) \quad (3.49)$$

$$w(l/2) = \frac{1}{E_f \cdot (2I_f + nI_w)} \cdot P \cdot \left[ \frac{l^3}{48} \left( 1 - \frac{\alpha}{\beta^2} 2z_f \right) + \frac{\alpha}{\beta^4} 2z_f \frac{l}{4} \left( 1 - \frac{2}{\beta l} \frac{\sinh \left( \frac{\beta l}{2} \right)}{\cosh \left( \frac{\beta l}{2} \right)} \right) \right] \quad (3.50)$$

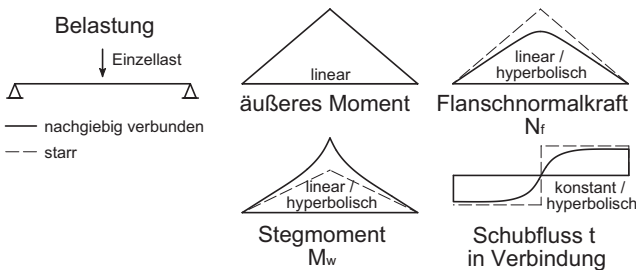


Bild 3.10 Verlauf des äußeren Momentes und der Teilschnittgrößen für einen Einfeldträger mit Einzellast in Feldmitte, teilweise nach [54]

### 3.3 Analytische Lösungen

Die größte Flanschnormalkraft ergibt sich dann in Feldmitte zu (3.51) und der größte Schubfluss am Trägerende zu (3.52).

$$N_f(l/2) = \frac{\alpha}{\beta^2} \frac{Pl}{4} \left( 1 - \frac{2}{\beta l} \tanh\left(\frac{\beta l}{2}\right) \right) \quad (3.51)$$

$$t_c(0) = \frac{\alpha}{\beta^2} \cdot \frac{P}{2} \cdot \left( 1 - \frac{1}{\cosh\left(\frac{\beta l}{2}\right)} \right) \quad (3.52)$$

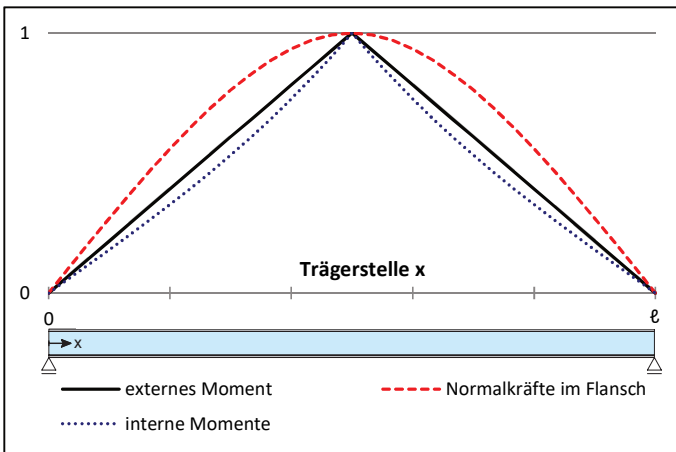


Bild 3.11 Exemplarischer Verlauf des äußeren Momentes und der Teilschnittgrößen für einen Einfeldträger mit Einzellast in Feldmitte auf 1 normiert (Berechnung für Beispielträger 1a mit Einzellast, Anhang B)

Bild 3.11 macht exemplarisch den Unterschied zum Träger mit sinusförmiger Belastung deutlich. Die Kurvenverläufe weichen stark voneinander ab, was bedeutet, dass sich an jeder Stelle des Trägers ein unterschiedliches Verhältnis von den Teilschnittgrößen zum äußeren Moment ergibt. Wie bereits beim oben erwähnten Einfeldträger mit Gleichstreckenlast ist der Verlauf der Kurven von der Verbindungssteifigkeit  $G_c$  und der Trägergeometrie abhängig. Für den Grenzfall des starren Verbundes nähern sich die Kurvenverläufe der Teilschnittgrößen dem linearen Momentenverlauf an; bei unverbundenen Querschnittsteilen ohne Normalkräfte in den Flanschen, weisen die internen Momente einen linearen Verlauf auf.

### 3.3.5 Berechnung des Einfeldträgers mit Einzellast an beliebiger Stelle

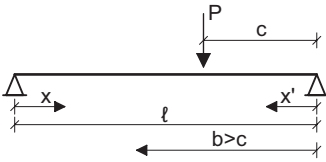


Bild 3.12 Einfeldträger mit Einzellast an beliebiger Stelle

Zur Berechnung eines Einfeldträgers mit Einzellast an beliebiger Stelle  $c$  nach Bild 3.12 gibt Pischl in [53] die Flachschnormalkraft  $N_f$  für die Trägerabschnitte links (3.53) und rechts (3.54) der Einzellast an.

$$N_f(x) = \frac{\alpha}{\beta^2} M(x) \cdot \left[ 1 - \frac{l}{\beta c x} \frac{\sinh(\beta c)}{\sinh(\beta l)} \sinh(\beta x) \right] \quad (3.53)$$

für  $0 \leq x \leq l - c$

$$N_f(x') = \frac{\alpha}{\beta^2} M(x') \cdot \left[ 1 - \frac{l}{\beta(l-c)x'} \frac{\sinh(\beta(l-c))}{\sinh(\beta l)} \sinh(\beta x') \right] \quad (3.54)$$

für  $0 \leq x' \leq c$  mit  $x' = l - x$  bzw.  $c \leq x \leq l$

$$\text{mit } M(x) = P \frac{c}{l} x \quad (3.55)$$

$$\text{und } M(x') = P \frac{(l-c)}{l} x' = P \frac{(l-c)}{l} \cdot (l-x) \quad (3.56)$$

und den Beiwerten  $\alpha$  und  $\beta$  nach den Formel (3.39) und (3.40).

Der Schubfluss in der geklebten Verbindung ergibt sich nach [55] durch Ableiten der Normalkraft im linken Trägerabschnitt zu

$$t_c(x) = \frac{\alpha}{\beta^2} \frac{P \cdot c}{l} \cdot \left[ 1 - \frac{l}{c} \frac{\sinh(\beta c)}{\sinh(\beta l)} \cosh(\beta x) \right] \quad (3.57)$$

für  $0 \leq x \leq l - c$

und im rechten Trägerabschnitt zu

$$t_c(x) = \frac{\alpha}{\beta^2} \frac{-P \cdot (l-c)}{l} \cdot \left[ 1 - \frac{l}{(l-c)} \frac{\sinh(\beta(l-c))}{\sinh(\beta l)} \cosh(\beta x') \right]^2 \quad (3.58)$$

für  $0 \leq x' \leq c$ , mit  $x' = l - x$

Die Durchbiegung an beliebiger Stelle  $b$  (vom rechten Auflager aus) ergibt sich durch Übertragen der in [55] angegebenen Gleichungen auf den Stahl-Glas-Träger zu

$$w(b) = \frac{b(l-b)}{l} \frac{1}{E_f \cdot (2I_f + nI_w)} \cdot P \cdot \left[ \left( 1 - \frac{\alpha}{\beta^2} 2z_f \right) \frac{c}{lb} \left( \frac{(l-b)^2}{3} b - \frac{[c^2(3l-2c) - b^2(3l-2b)]}{6} + \frac{c^2}{3}(l-c) \right) + 2z_f \frac{\alpha}{\beta^4} \left( \frac{c}{b} - \frac{1}{\beta} \frac{l}{(l-b)b} \frac{\sinh(\beta c) \cdot (\sinh(\beta(l-b)))}{\sinh(\beta l)} \right) \right] \quad (3.59)$$

Die Momentenbeanspruchung der Einzelquerschnittsteile kann aus  $N_f$  und dem äußeren Moment mit den Beziehungen aus Abschnitt 3.3.1 bestimmt werden. Das Stegmoment ergibt sich dann zu

$$M_w(x) = M(x) - 2z_f \cdot N_f(x) \cdot \left( \frac{1}{\frac{2I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) = P \frac{c}{l} x \cdot \left\{ 1 - 2z_f \cdot \frac{\alpha}{\beta^2} \cdot \left[ 1 - \frac{l}{\beta c x} \frac{\sinh(\beta c)}{\sinh(\beta l)} \sinh(\beta x) \right] \right\} \cdot \left( \frac{1}{\frac{2I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) \quad (3.60)$$

für  $0 \leq x \leq l-c$

<sup>2</sup> Für eine Berechnung mit korrektem Vorzeichen muss im Gegensatz zur in [55] angegebenen Gleichung in der rechten Trägerhälfte die Kraft  $P$  negativ eingesetzt werden. Die hier angegebene Gleichung wurde entsprechend geändert.

$$M_w(x') = P \frac{(l-c)}{l} x'$$

$$\left\{ 1 - 2z_f \cdot \frac{\alpha}{\beta^2} \cdot \left[ 1 - \frac{l}{\beta(l-c)x'} \frac{\sinh(\beta(l-c))}{\sinh(\beta l)} \sinh(\beta x') \right] \right\} \cdot \left( \frac{1}{\frac{2I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) \quad (3.61)$$

für  $0 \leq x' \leq c$  mit  $x' = \ell - x$  bzw.  $c \leq x \leq \ell$

Damit ergeben sich dann die in Bild 3.13 angegebenen Verläufe der inneren Schnittgrößen und des Schubflusses in der geklebten Verbindung. Aus Bild 3.13 wird ersichtlich, dass der Nulldurchgang des Schubflusses und daher auch das Maximum der Flanschnormalkraft nicht an der Stelle der Einzellast auftritt. Pischl macht in [55] keine Angabe dazu, an welchen Stellen die inneren Schnittgrößen maximal werden.

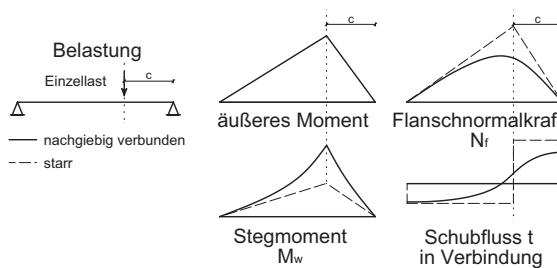


Bild 3.13 Prinzipieller Verlauf des äußeren Momentes und der Teilschnittgrößen für einen Einfeldträger mit Einzellast an beliebiger Stelle, nach [55]

Da die Flanschnormalkraft an der Trägerstelle maximal wird, an der der Schubfluss einen Nulldurchgang aufweist, kann die Stelle  $x$  der maximalen Normalkraft in der linken Trägerhälfte aus Gleichung (3.57) mit  $t(x)=0$  bestimmt werden zu

$$x = \frac{1}{\beta} \operatorname{arcosh} \left( \frac{c \sinh(\beta l)}{l \sinh(\beta c)} \right) \text{ für } 0 \leq x \leq \ell - c \quad (3.62)$$

und für die rechte Trägerhälfte aus Gleichung (3.58) mit  $t(x)=0$  zu

$$x' = \frac{1}{\beta} \operatorname{arcosh} \left( \frac{l-c}{l} \frac{\sinh(\beta l)}{\sinh(\beta(c-l))} \right) \text{ für } 0 \leq x' \leq c \quad (3.63)$$

Da die Normalkraft  $N_f$  über die Trägerlänge nur ein Maximum aufweist, liefert eine der beiden Gleichungen (3.62) und (3.63) jeweils einen Wert außerhalb des angegebenen Gültigkeitsbereichs. Grundsätzlich gilt, dass das Normalkraftmaximum in dem längeren Trägerabschnitt liegt, das heißt für  $c < \ell/2$  gilt Gleichung (3.62) und für  $c > \ell/2$  Gleichung (3.63).

Die Lage des maximalen Stegmomentes ergibt sich aus der Betrachtung der Gleichungen (3.60) und (3.61) zur Berechnung von  $M_f$ . Beide Gleichungen sind für  $x$  bzw.  $x'$  monoton steigende Funktionen. Daher gilt, dass das Maximum jeweils für den größtmöglichen Wert von  $x$  bzw.  $x'$  am Rand der definierten Gültigkeitsgrenzen liegt, d.h. für  $x = \ell - c$  im linken Trägerabschnitt und  $x' = c$  im rechten Trägerabschnitt. Das Maximum des Stegmomentes liegt also immer an der Lasteinleitungsstelle. Aus den Gleichungen (3.60) und (3.61) ergibt sich ein Wert von

$$M_w(x = \ell - c) = P \frac{c}{l} (l - c) \cdot \left\{ 1 - 2z_f \cdot \frac{\alpha}{\beta^2} \cdot \left[ 1 - \frac{l}{\beta c (l - c)} \frac{\sinh(\beta c)}{\sinh(\beta l)} \sinh(\beta(l - c)) \right] \right\} \cdot \left( \frac{1}{n \cdot I_w + 1} \right) \quad (3.64)$$

Bei wandernden Lasten tritt das größte äußere Moment nach (3.55) bei Laststellung in Feldmitte ( $x = \ell/2$ ) auf. Sowohl das Stegmoment  $M_w$  als auch die Flanschnormalkraft  $N_f$  werden bei Laststellung in Feldmitte maximal.

Der Schubfluss in der geklebten Verbindung kann mit den Gleichungen (3.57) und (3.58) für den linken und den rechten Trägerabschnitt bestimmt werden. Im linken Trägerabschnitt tritt der maximale Schubfluss bei  $x = 0$  auf, da der Kosinus-Hyperbolicus sein Minimum bei  $x = 0$  annimmt. Der maximale Schubfluss am linken Auflager hat dann den Wert

$$t_{c,\max}^{li} = t(0) = \frac{\alpha}{\beta^2} \frac{P \cdot c}{l} \cdot \left[ 1 - \frac{l \sinh(\beta c)}{c \sinh(\beta l)} \right] \quad \text{für } 0 \leq x \leq \ell - c. \quad (3.65)$$

Diese Funktion hat einen Extremwert bei

$$c = c^{li} = \frac{1}{\beta} \operatorname{arccosh} \left( \frac{\sinh(\beta l)}{\beta l} \right) \quad (3.66)$$

Im rechten Trägerabschnitt tritt der größte Schubfluss nach Gleichung (3.58) bei  $x' = 0$  am rechten Trägerende auf.



$$t_{c,\max}^{re} = t(x'=0) = \frac{\alpha}{\beta^2} \frac{P \cdot (l-c)}{l} \cdot \left[ 1 - \frac{l}{(l-c)} \frac{\sinh(\beta(l-c))}{\sinh(\beta l)} \right] \quad (3.67)$$

für  $0 \leq x' \leq c$ , mit  $x' = \ell - x$

Diese Funktion hat einen Extremwert bei

$$c = c^{re} = l - \frac{1}{\beta} \operatorname{arccosh} \left( \frac{\sinh(\beta l)}{\beta l} \right) = l - c^{li} \quad (3.68)$$

Bei wandernden Lasten tritt daher im linken Trägerabschnitt die größte Schubbeanspruchung in der Verklebung bei einer Laststellung im Abstand  $c^{li}$  (3.66) vom rechten Auflager entfernt auf. Im rechten Trägerabschnitt tritt die größte Schubbeanspruchung in der Verklebung bei einer Laststellung im Abstand  $c^{re}$  (3.68) vom rechten Auflager entfernt auf. Bei beiden Laststellungen  $c^{li}$  und  $c^{re}$  ist die Last jeweils gleichweit vom rechten bzw. vom linken Auflager entfernt. Das Schubspannungsmaximum tritt jeweils an dem Auflager auf, das der Last näher ist, also bei  $c < \ell/2$  am rechten Auflager und bei  $c > \ell/2$  am linken Auflager.

### 3.3.6 Analyse der Berechnungsverfahren im Hinblick auf das Tragverhalten des Stahl-Glas-Trägers

Bei der Analyse der dargestellten Berechnungsverfahren des nachgiebigen Verbunds ergibt sich für den Stahl-Glas-Träger, dass die innere Kräfteverteilung und der Lastabtrag maßgebend von der Verbundwirkung der geklebten Verbindung abhängt.

Anhand des  $\gamma$ -Verfahren (Abschnitt 3.3.2) lässt sich dies anschaulich erklären: Die Mitwirkung der Flansche im Verbundquerschnitt wird über den Beiwert  $\gamma$  nach Formel (3.24) beschrieben, der ein Maß für die Verbundwirkung darstellt.

Die Verbundwirkung des Trägers wird durch Erhöhung des Wertes  $\gamma$

mit  $\gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_f A_f}{G_c \cdot l^2}}$  nach Gleichung (3.24) erhöht.

Hier geht die Schubsteifigkeit  $G_c$  der geklebten Verbindung ein. Bei geringer Schubsteifigkeit  $G_c \rightarrow 0$  geht der Wert  $\gamma$  gegen 0, bei sehr hohen Schubsteifigkeiten  $G_c \rightarrow \infty$  nimmt  $\gamma$  den Wert 1 an. Bei der Berechnung des effektiven Trägheitsmomentes  $I_{\text{eff}}$  (3.26) werden die Steineranteile  $A_f \cdot z_f^2$  mit dem Faktor  $\gamma$  multipliziert. Abhängig von der Schubsteifigkeit  $G_c$  erfolgt also ein reduzierter Ansatz der Steineranteile. Bei geringer Schubsteifigkeit  $G_c \rightarrow 0$  ( $\gamma=0$ ) fallen die Steineranteile weg. Das effektive Trägheitsmoment setzt sich dann nur aus den Einzelträgheits-

momenten der Flansche und des Stegs zusammen. Die Flansche werden daher nicht durch Normalkräfte beansprucht. Bei einer Verbindungssteifigkeit von  $0 < G_c < \infty$  ( $0 < \gamma < 1$ ) gehen die Steineranteile, abgemindert mit dem Faktor  $\gamma$ , in das effektive Trägheitsmoment ein. Es liegt eine Beanspruchung der Flansche durch Normalkräfte vor. Bei sehr hohen Schubsteifigkeiten  $G_c \rightarrow \infty$  ( $\gamma = 1$ ) werden die Steineranteile voll angesetzt. Das Trägheitsmoment entspricht dann dem eines starr verbundenen Querschnitts. Die Flanschnormalkräfte nehmen einen Maximalwert an.

Somit beeinflusst die Steifigkeit der geklebten Verbindung die Aufteilung der inneren Schnittgrößen auf die Querschnittsteile signifikant. Wird vereinfacht angenommen, dass das Trägheitsmoment der Flansche  $I_f$  im Vergleich zum Stegmoment  $I_w$  klein ist, so können die Flanschbiegemomente  $M_f$  vernachlässigt werden. Das äußere Biegemoment wird dann nur über die Flanschnormalkräfte  $N_f$  und das Stegbiegemoment  $M_w$  abgetragen. Bei geringer Schubsteifigkeit der Verbindung  $G_c \rightarrow 0$  wird das äußere Biegemoment alleine durch Biegung des Glasstegs abgetragen. Mit zunehmender Verbindungssteifigkeit steigt die Normalkraft  $N_f$  in den Flanschen an, so dass die Biegebeanspruchung des Stegs reduziert wird. Wenn die Tragfähigkeit des Stahl-Glas-Trägers durch Biegebeanspruchbarkeit des Glasstegs begrenzt ist, nimmt die Tragfähigkeit also mit steigender Verbindungssteifigkeit der geklebten Verbindung durch den Anstieg der Normalkräfte in den Flanschen zu.

Neben der Erhöhung der Schubsteifigkeit  $G_c$  der geklebten Verbindung kann die Verbundwirkung auch durch Vergrößerung der Länge  $\ell$  des Einfeldträgers gesteigert werden. Da die Trägerlänge  $\ell$  quadratisch in die Berechnung des Faktors  $\gamma$  eingeht, hat die Trägerlänge einen größeren Einfluss auf die Verbundwirkung als die Schubsteifigkeit  $G_c$ . Mit zunehmender Trägerlänge nimmt die Verbundwirkung zu, mit abnehmender Trägerlänge ab. Bild 3.14 verdeutlicht dies anhand einer exemplarischen Berechnung des Beispielträgers 1 aus Anhang B. Bei einer schubstarrten Verbindung tragen die Flansche des Beispielträgers 73% des äußeren Momentes ab. Die Mitwirkung der Flansche nimmt mit reduzierter Verbindungssteifigkeit deutlich ab. Dabei hat die Trägerlänge einen deutlichen Einfluss. Bei einer geringen Verbindungssteifigkeit von  $10 \text{ N/mm}^2$  und einer Trägerlänge von  $1 \text{ m}$  beträgt die Mitwirkung der Flansche am Lastabtrag nur 2%. Der gleiche Träger mit  $4 \text{ m}$  Länge trägt das äußere Moment zu 20% über die Normalkraft in den Flanschen ab. Das Beispiel zeigt, dass die Mitwirkung der Flansche bei kurzen Biegeträgern nur mit einer ausreichend hohen Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung erzielt werden kann. Bei längeren Trägern ist eine geringere Schubsteifigkeit erforderlich.

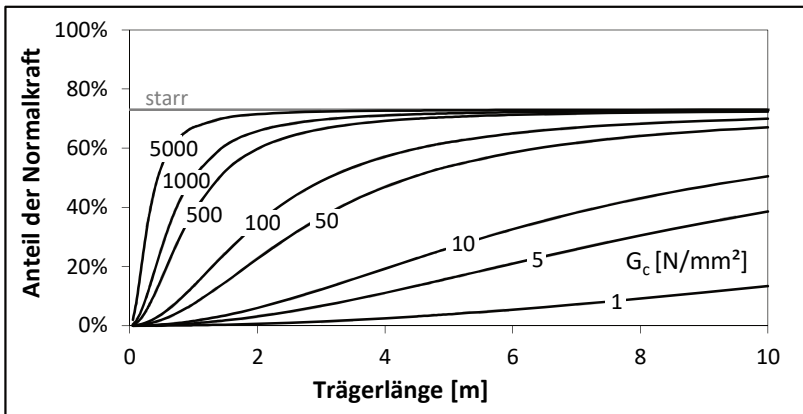


Bild 3.14 Anteil der Flanschnormalkraft am Gesamtbiegemoment in Abhängigkeit der Trägerlänge für verschiedene Schubsteifigkeiten  $G_c$ , berechnet für Beispielträger 1a/b mit dem  $\gamma$ -Verfahren

Die Normalkräfte in den Flanschen resultieren aus der Einleitung des Schubflusses der geklebten Verbindung in die Flansche. Aus Gleichung (3.9) ergibt sich, dass die Ableitung der Flanschnormalkraft den Schubfluss ergibt. Der von der geklebten Verbindung zu übertragende Schubfluss nimmt also mit zunehmender Normalkraft zu, wie auch aus dem Vergleich der Gleichungen (3.30) und (3.33) ersichtlich wird. Es gilt also, dass mit zunehmender Verbundwirkung der Schubfluss und damit auch die Schubspannung in der geklebten Verbindung zunehmen.

Da nach den Gleichungen (3.5) und (3.6) lediglich die Momentenbeanspruchung der Einzelquerschnittsteile einen Einfluss auf die Durchbiegung  $w$  des nachgiebig verbundenen Trägers hat, ergibt sich, dass die Durchbiegung des Trägers mit zunehmender Verbindungssteifigkeit abnimmt. Im  $\gamma$ -Verfahren ist das an der zunehmenden effektiven Biegesteifigkeit (3.25) bei zunehmendem Faktor  $\gamma$  zu erkennen.

Die hier anhand des  $\gamma$ -Verfahrens anschaulich durchgeführten Betrachtungen zum Lastabtrag gelten generell auch für Biegeträger mit anderen Belastungen, deren Berechnung in den Abschnitten 3.3.3 bis 3.3.5 nach dem Verfahren von Pischl dargestellt ist. Die Schubsteifigkeit  $G_c$  der geklebten Verbindung geht bei diesen Berechnungen in die Beiwerte  $\alpha$  und  $\beta$  ein, die Trägerlänge in die hyperbolischen Anteile der Berechnungsformeln. Der in den Berechnungen enthaltene Vorfaktor  $\alpha/\beta^2$  ist unabhängig von der Verbindungssteifigkeit und der Trägerlänge. Er stellt lediglich die Querschnittswerte des starr verbundenen Trägers dar. Mit den Gleichungen (3.39) und (3.40) für  $\alpha$  und  $\beta^2$  ergibt sich der Wert

$$\frac{\alpha}{\beta^2} = \frac{A_f \cdot z_f}{2 \cdot I_f + n \cdot I_w + 2A_f \cdot z_f^2} = \frac{S_{f, \text{starr}}}{I_{\text{starr}}}, \quad (3.69)$$

der sich aus dem Trägheitsmoment  $I_{\text{starr}}$  und dem statischen Moment des Flansches  $S_{f, \text{starr}}$  des starr verbundenen Trägers zusammensetzt. Damit berechnen sich die Normalkräfte der oben dargestellten Systeme nach dem Schema

$$N_{f, \text{max}} = \frac{S_{f, \text{starr}}}{I_{\text{starr}}} M_{\text{max}} \cdot (1 - f_{\text{red}}) = N_{f, \text{starr, max}} \cdot (1 - f_{\text{red}}),$$

wie sich im Vergleich mit

den Gleichungen (3.44), (3.51) und (3.53) ergibt. Es ergibt sich jedoch nicht wie beim  $\gamma$ -Verfahren ein konstanter Abminderungsbeiwert, sondern ein variabler Abminderungsfaktor  $f_{\text{red}}$ , der neben der Querschnittskonfiguration von der Art der Belastung und der betrachteten Trägerstelle abhängt. Aus diesem Grund ist die Berechnung nachgiebig verbundener Träger mit dem Berechnungsverfahren nach Pischl exakter, aber aufwendiger.

### 3.3.7 Berechnung unsymmetrischer Querschnitte mit analytischen Methoden

Bisher wurde in dieser Arbeit nur der Sonderfall des symmetrischen Querschnitts betrachtet, bei dem sowohl oberer und unterer Flansch, als auch obere und untere Verbindung gleich ausgebildet werden. Bei unsymmetrischen Querschnitten wie in Bild 3.15, bei denen der Schwerpunkt nicht in der Stegmitte liegt, kommt die Normalkraft im Steg als unbekannte Komponente hinzu, die bei der analytischen Berechnung bestimmt werden muss.

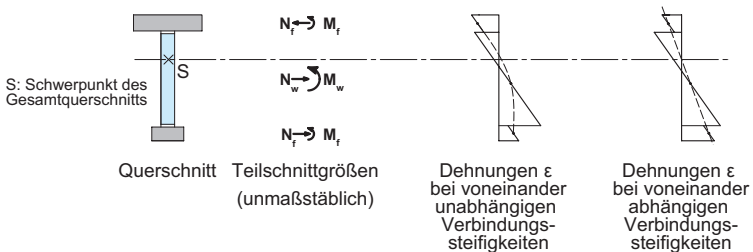


Bild 3.15 Querschnitt, Teilschnittgrößen und Dehnungen eines nachgiebig verbundenen Trägers mit unsymmetrischen Querschnitt und beliebiger Verbindungssteifigkeit nach [60]

Schelling stellt in [60] für einen aus  $m$  Teilen bestehenden Verbundquerschnitt nach Bild 3.16 ein gekoppeltes Differentialgleichungssystem auf, das aus einer Anzahl von  $m$  Differentialgleichungen besteht, die die Durchbiegung des Trägers  $w$  und die Verschiebung  $\delta$  der Querschnittsteile untereinander beschreibt. Schelling gibt an, dass das Differentialgleichungssystem – im Allgemeinen – nicht

systematisch auswertbar und wegen seines Umfangs zu unbrauchbaren Lösungen führt.

Die Lösbarkeit wird wesentlich vereinfacht, wenn die Schubsteifigkeiten der Verbindung zwischen den einzelnen Querschnittsteilen eine bestimmte Abhängigkeit zueinander aufweisen, und zwar so, dass im verformten Zustand die Schwerpunkte der einzelnen Querschnittsteile auf einer Geraden liegen und diese Gerade im Schwerpunkt des Gesamtquerschnitts den Wert 0 annimmt (vgl. Bild 3.15). In diesem Fall sind die Dehnungen in den Schwerpunkten der Einzelquerschnitte proportional zu den Abständen zum Gesamtschwerpunkt. Dies kann durch die lineare Kopplung aller Fugensteifigkeiten erzielt werden. So wird die Anzahl der Differentialgleichungen reduziert und das System entkoppelt. Dabei muss nach [60] folgende Beziehung zwischen den einzelnen Fugensteifigkeiten bestehen, bezogen auf das Teil n des mehrteiligen Querschnitts,

$$\frac{G_{c,n,n+1}}{G_{c,1,2}} = \frac{S_{n,n+1}}{S_{1,2}} \cdot \frac{a_{1,2}}{a_{n,n+1}} \quad (3.70)$$

wobei  $G_{c,n,n+1}$  die Verbindungssteifigkeit zwischen den Querschnittsteilen n und n+1 darstellt, der Abstand  $a_{n,n+1}$  den Abstand der Querschnittsteile n und n+1 zueinander und  $S_{n,n+1}$  das statische Moment des Querschnittsteils oberhalb der Fuge n,n+1 bezogen auf den Gesamtschwerpunkt.

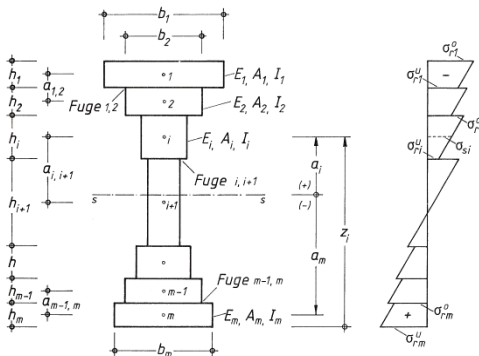


Bild 3.16 Trägerquerschnitt des beliebig geformten Trägers mit mehreren Schichten mit Bezeichnungen und qualitativer Spannungsverteilung aus [61]

Die Kopplung der Fugensteifigkeit, die im Holzbau über eine Variation der Verbindungsmittelabstände (bei diskreten Verbindungsmitteln wie Nägel oder Dübel) realisiert werden kann, ist bei geklebten Trägern nur über die Verwendung unterschiedlicher Klebstoffe oder über eine Variation der Klebstoffdicke möglich. Beide

Möglichkeiten sind nur theoretisch machbar, da sie in der Praxis nicht umsetzbar sind. Die Verwendung unterschiedlicher Klebstoffe setzt voraus, dass für jede erforderliche Steifigkeit baupraktisch geeignete Klebstoffe vorhanden sind. Bei der Variation der Fugendicke zur Beeinflussung der Verbindungssteifigkeit, müsste von der empfohlenen Klebstoffdicke abgewichen werden, was weder herstellungstechnisch noch aus Gründen der Tragfähigkeit sinnvoll ist.

Eine Näherungslösung für den allgemeinen Fall der ungekoppelten Fugen stellt Schelling in [60] dar. Die komplexe Lösungsfunktion für die Querkraft (3.71) stellt eine Lösung des Differentialgleichungssystems dar. Durch Entwicklung einer Fourierreihe kann mit Hilfe dieser Lösungsfunktion eine Lösung für beliebige Belastungsfunktionen gefunden werden. Eine Näherungslösung ergibt sich, wenn nur das erste Summenglied der Fourierreihe für die Berechnung verwendet wird.

$$Q(x) = Q_0(\cos(wx) + i \cdot \sin(wx)) \quad (3.71)$$

Für den dreiteiligen, unsymmetrischen Querschnitt mit beliebigen Fugensteifigkeiten ergibt sich daraus folgende Näherung für die Berechnung der Spannungen im Querschnittsteil  $n$  und des Schubflusses  $t_c$  in der Verbindung zwischen den Querschnittsteilen  $n$  und  $n+1$ :

$$\sigma_n^{(o,u)}(x) \approx \frac{M(x)}{I_{starr}} (\bar{A}_n \cdot a_n \pm e_n^{(o,u)} \cdot \bar{B}) \cdot \frac{E_n}{E_v} \quad \text{mit } e_n = \frac{h_n}{2} \quad (3.72)$$

$$t_{c,n,n+1}(x) \approx \frac{Q(x)}{I_{eff}} \cdot D_{n,n+1} \quad (3.73)$$

Die für die Berechnung notwendigen Hilfswerte sind in Anhang C zusammengestellt. Das vorgestellte Verfahren nach Schelling ergibt für den Grenzfall der schubstarrten Verbindung zwischen den Querschnittsteilen die erwarteten Spannungen, die sich bei Anwendung der Balkentheorie ergeben. Für doppelsymmetrische Querschnitte ergibt sich exakt das in Kapitel 3.3.2 beschriebene  $\gamma$ -Verfahren, was ebenfalls zu erwarten war, da für die inneren Schnittgrößen trigonometrische Ansatzfunktionen gewählt wurden.

Schelling zeigte für Einfeldträger aus Holz unter Gleichstreckenlast, dass die Näherungslösung gegenüber der exakten Lösung geringe Abweichungen aufweist, die in der Baupraxis nicht relevant sind. Grund für die gute Übereinstimmung ist, wie auch beim  $\gamma$ -Verfahren (vgl. Kapitel 3.3.3) der ähnliche Verlauf von inneren und äußeren Schnittgrößen, die sich einer Sinuskurve annähern. Bei einer Belastung durch Einzellasten weist die von Schelling hergeleitete Näherung jedoch unzulässig große Abweichungen gegenüber der exakten Lösung auf, die laut Schelling auf der unsicheren Seite liegen.

Das  $\gamma$ -Verfahren aus Anhang B des EC5 [94] kann ebenfalls auf geklebte dreiteilige unsymmetrische Querschnitte mit beliebigen Fugensteifigkeiten übertragen werden. Für die äußeren Querschnittsteile 1 und 3 nach Bild 3.17 wird jeweils ein Nachgiebigkeitsfaktor  $\gamma_1$  bzw.  $\gamma_3$  nach Formel (3.74) berechnet, in den die jeweils angrenzende Fugensteifigkeit  $G_{c,1}$  bzw.  $G_{c,3}$  eingeht. Der Nachgiebigkeitsfaktor für den Steg beträgt immer 1,0. Mithilfe der Nachgiebigkeitsfaktoren kann dann die wirksame Biegesteifigkeit unter Berücksichtigung des nachgiebigen Verbunds berechnet werden (3.75). Dabei beziehen sich alle Abstände  $a_i$  auf den Spannungsnulldurchgang im Steg, der mit Hilfe von Formel (3.76) berechnet werden kann. Kreher wendet in [42] das Berechnungsverfahren nach EC 5 auf Träger aus Holz und Glas mit seitlicher Verklebung (Bild 2.27, links) an. Im Folgenden wird das Berechnungsverfahren an die Geometrie des geklebten Verbundträgers angepasst, indem (im Gegensatz zur ursprünglichen Formel nach EC 5) die Dicke der geklebten Verbindung  $d_a$  in die Formel integriert wird. Zusätzlich erfolgt die Ausweitung der Berechnungsmethode von rechteckigen Flanschen auf beliebige Flanschformen.

Es kann gezeigt werden, dass die Berechnungsweise nach EC 5 für unsymmetrische Querschnitte exakt mit der oben beschriebenen und in Anhang C detailliert dargestellten Berechnung nach Schelling [60] übereinstimmt, vgl. Anhang C.2. Damit gelten für das  $\gamma$ -Verfahren ebenfalls die oben angestellten Betrachtungen zur Genauigkeit für verschiedene Belastungen.

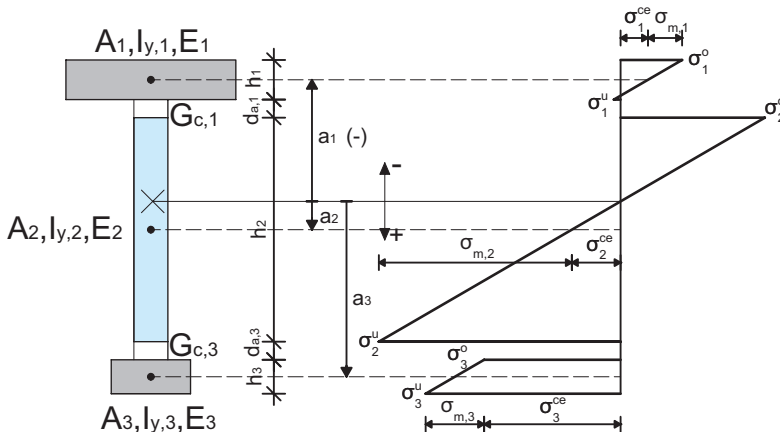


Bild 3.17 Trägerquerschnitt und Normalspannungen des dreiteiligen nachgiebig verbundenen Biegeträgers in Anlehnung an EC 5, Anhang B [94]

### Nachgiebigkeitsfaktor und effektive Biegesteifigkeit

$$\gamma_i = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_i A_i}{G_{c,i} \cdot l^2}} \quad (3.74)$$

$$(EI)_{eff} = \sum_{i=1}^3 (E_i I_i + \gamma_i E_i A_i a_i^2) \quad (3.75)$$

Abstände vom Spannungsnulldurchgang im Steg nach Bild 3.17

$$a_2 = \frac{\gamma_1 E_1 A_1 (0,5h_1 + 0,5h_2 + d_{a,1}) - \gamma_3 E_3 A_3 (0,5h_2 + 0,5h_3 + d_{a,3})}{\sum_{i=1}^3 \gamma_i E_i A_i} \quad (3.76)$$

$$a_1 = -(0,5h_1 + d_{a,1} + 0,5h_2) + a_2 \quad (\text{Vorzeichen nach oben negativ}) \quad (3.77)$$

$$a_3 = (0,5h_3 + d_{a,3} + 0,5h_2) + a_2 \quad (3.78)$$

Spannungen im Verbundquerschnitt in den Querschnittsteilen  $i = 1$  bis 3

$$\sigma_i^{o,u} = \sigma_i^{ce} \pm \sigma_{m,i} = \frac{M}{(EI)_{eff}} E_i \left( \gamma_i a_i \pm \frac{h_i}{2} \right) \quad (3.79)$$

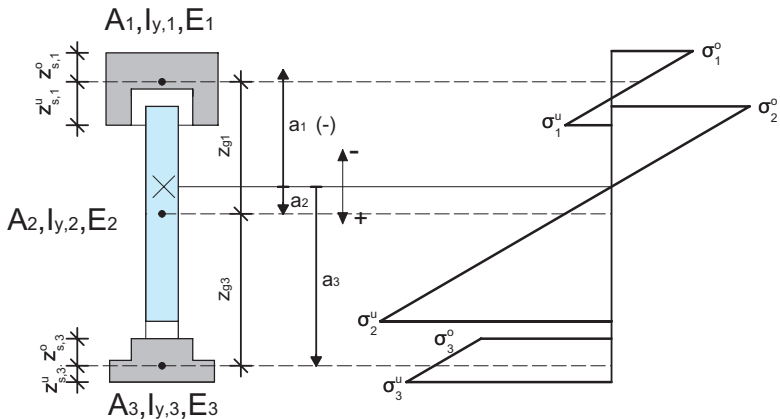


Bild 3.18 Trägerquerschnitt und Normalspannungen des dreiteiligen nachgiebig verbundenen Biegeträgers mit beliebigen Flanschformen



Überträgt man die Berechnung auf Stahl-Glas-Querschnitte mit beliebigen Flanschformen nach Bild 3.18, ergeben sich, zusätzlich zu den gleich bleibenden Formeln (3.74) und (3.75), die folgenden Gleichungen:

$$a_2 = \frac{\gamma_1 E_1 A_1 z_{g1} - \gamma_3 E_3 A_3 z_{g3}}{\sum_{i=1}^3 \gamma_i E_i A_i} \quad (3.80)$$

$$a_1 = -z_{g1} + a_2$$

$$a_3 = z_{g3} + a_2$$

Spannung in den Schwerpunkten der Einzelquerschnitte ( $i = 1$  bis  $3$ ):

$$\sigma_i^{ce} = \frac{M}{(EI)_{eff}} E_i (\gamma_i a_i) \quad (3.81)$$

Spannung in den Gurträndern

$$\sigma_{1/3}^{o,u} = \frac{M}{(EI)_{eff}} E_{1/3} (\gamma_{1/3} a_{1/3} + z_{s,1/3}^{o,u}) \quad (3.82)$$

Spannung in den Stegrändern

$$\sigma_2^{o,u} = \frac{M}{(EI)_{eff}} E_2 (\gamma_2 a_2 \pm 0,5 h_2) \quad (3.83)$$

Das  $\gamma$ -Verfahren für unsymmetrische Querschnitte kann, neben der Berechnung geometrisch unsymmetrischer Querschnitte mit unterschiedlichen Flanschabmessungen und -formen, auch für die Berechnung von Querschnitten mit unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten genutzt werden. Querschnitte, die aufgrund der Querschnittsform symmetrisch zur  $y$ -Achse sind, sind bei unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten des oberen und unteren Flansches durch einen unsymmetrischen Spannungsverlauf gekennzeichnet. Durch die unterschiedlichen Flanschnormalkräfte, die sich aus den unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten ergeben, erhält der Steg zusätzlich zum Biegemoment eine Belastung aus Normalkraft. Aufgrund des sich daraus ergebenden unsymmetrischen Spannungsverlaufs sind daher symmetrische Träger mit ungleichen Verbindungssteifigkeiten rechnerisch als unsymmetrische Träger zu behandeln.

### 3.4 Anzusetzende Querschnittswerte des geklebten Stahl-Glas-Trägers

#### 3.4.1 Verbindungssteifigkeit $G_c$ der geklebten Verbindung

Die für die Berechnung nachgiebig verbundener Träger benötigte Steifigkeit der geklebten Verbindung  $G_c$  ergibt sich allgemein nach Bild 3.2 und Gleichung (3.1) aus dem Verhältnis von Schubfluss  $t_c$  zur hervorgerufenen Verschiebung  $\delta_c$  zu  $G_c = t_c / \delta_c$ . Diese Beziehung ist unabhängig von der Art der Verbindung.

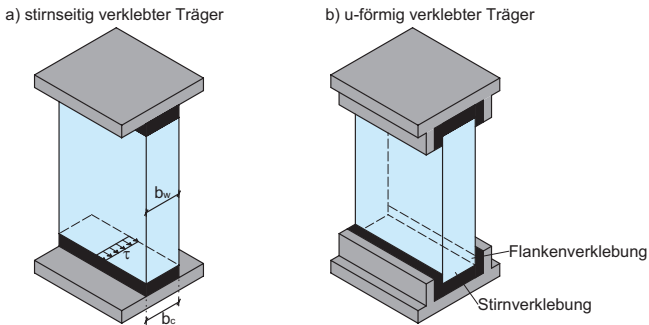


Bild 3.19 Stahl-Glas-Träger: a) Stirnseitig verklebter Querschnitt, b) u-förmig verklebter Querschnitt

Für Stahl-Glas-Träger kommen prinzipiell verschiedene geklebte Verbindungen in Frage. Die einfachste und im Rahmen dieser Arbeit überwiegend untersuchte Verbindung ist die stirnseitige Verklebung, Bild 3.19 a).

Unter der Annahme, dass sich der zu übertragende Schubfluss gleichmäßig über die Verklebungsbreite  $b_c$  verteilt (3.85), kann mit den Beziehungen  $\tan \gamma_a = \delta_c / d_a$  Gl. (2.4) und  $\tau_c = G_a \cdot \tan \gamma_a$  Gl. (2.5) die Verbindungsschubsteifigkeit  $G_c$  aus der Schubsteifigkeit des Klebstoffs  $G_a$  bestimmt werden zu

$$G_c = G_a \frac{b_c}{d_a} = G_a \frac{b_w}{d_a} \quad \text{mit } b_c: \text{ Verklebungsbreite, } b_w: \text{ Stegbreite und} \quad (3.84)$$

$d_a$ : Klebschichtdicke

$$\tau_c = \frac{t_c}{b_c} = \frac{t_c}{b_w} \quad (3.85)$$

Es ist also deutlich zu unterscheiden zwischen dem Klebstoffschubmodul  $G_a$  und der Schubsteifigkeit der Verbindung  $G_c$ . Bei der experimentellen Bestimmung des

Klebstoffschubmodul  $G_a$  im Schubversuch (z.B. im Blockscherversuch nach Abschnitt 2.3.4.4) ist zu berücksichtigen, dass es sich bei dem ermittelten Wert nicht um einen reinen Materialkennwert handelt, da der Einfluss der Fügeiteile und Maßstabeffekte (wie unproportionale Dickenabhängigkeit der Verformung) eine Rolle spielen, siehe Abschnitt 2.3.4.2. Die Genauigkeit der berechneten Verbindungssteifigkeit hängt also maßgebend davon ab, ob im Schubversuch ein zutreffender Klebstoffschubmoduls  $G_a$  ermittelt wurde.

Nach Gleichung (3.85) kann die Steifigkeit der geklebten stirnseitigen Verbindung  $G_c$  erhöht werden durch Verwenden eines Klebstoffs mit höherer Schubsteifigkeit  $G_a$ , Verringern der Klebschichtdicke  $d_c$ , und Vergrößern der Verklebungsbreite  $b_c$ .

Eine Vergrößerung der Verklebungsbreite  $b_c$  kann auch durch eine Veränderung der Verklebungsgeometrie erfolgen. So kann beispielweise durch die Kombination von Stirn- und Flankenverklebungen, Bild 3.19 b), die verklebte Fläche vergrößert und so die Verbindungssteifigkeit erhöht werden. Durch die bei dieser Geometrie unter Schubbeanspruchung entstehenden räumlichen Spannungszustände kann die in Schubversuchen ermittelte Schubsteifigkeit  $G_a$  nicht ohne weiteres auf die Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung übertragen werden.

### 3.4.2 Anzusetzende Querschnittswerte des Verbundglassteges

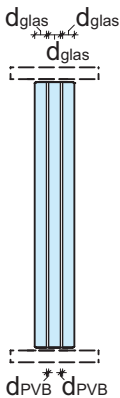


Bild 3.20 Verbundglassteg des Stahl-Glas-Trägers

Zur Berechnung des zusammengesetzten Stahl-Glas-Trägers werden für den Steg die Querschnittsfläche  $A_w$  und das Trägheitsmoment  $I_{y,w}$  benötigt. Besteht der Steg aus einem Verbundglas, handelt es sich bei dem Steg ebenfalls um einen Verbundquerschnitt aus Glas und Zwischenlage (i.d.R. PVB-Folie). Die Verbundquerschnittswerte  $A_w$  und  $I_{y,w}$  des Stegs können, bezogen auf den

### 3.5 Zusammenfassung

---

Elastizitätsmodul des Glases  $E_{\text{glas}}=70.000 \text{ N/mm}^2$ , nach den Gleichungen (3.86) und (3.87) berechnet werden. Den Elastizitätsmodul der PVB-Folie gibt [34] mit  $E_{\text{PVB}}=25 \text{ N/mm}^2$  an. Das Verhältnis der Elastizitätsmoduln  $E_{\text{PVB}}/ E_{\text{glas}}$  ist mit  $1/2800$  sehr klein. Zusätzlich ist auch die Dicke der PVB-Schicht im Verhältnis zur Glasdicke  $d_{\text{glas}}$  klein. Für die PVB-Folie sind Dicken von 0,76 mm, 1,52 mm oder 2,28 mm üblich. Daher kann vereinfachend die PVB-Folie bei der Berechnung der Stegquerschnittswerte  $A_w$  und  $I_{y,w}$  vernachlässigt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird bei allen Berechnungen die PVB-Zwischenlage nicht angesetzt, so dass im Folgenden für die Dicke  $b_w$  des Glasstegs immer die Summe der Dicke der Einzelscheiben  $\sum d_{\text{glas}}$  angesetzt wird.

$$A_w = h_w \cdot \sum d_{\text{glas}} + \frac{E_{\text{PVB}}}{E_{\text{glas}}} h_w \cdot \sum d_{\text{PVB}} = h_w \cdot \left( \sum d_{\text{glas}} + \frac{E_{\text{PVB}}}{E_{\text{glas}}} \cdot \sum d_{\text{PVB}} \right) \quad (3.86)$$
$$\approx h_w \cdot \sum d_{\text{glas}}$$

$$I_{y,w} = \frac{h_w^3}{12} \sum d_{\text{glas}} + \frac{E_{\text{PVB}}}{E_{\text{glas}}} \frac{h_w^3}{12} \cdot \sum d_{\text{PVB}} = \frac{h_w^3}{12} \cdot \left( \sum d_{\text{glas}} + \frac{E_{\text{PVB}}}{E_{\text{glas}}} \cdot \sum d_{\text{PVB}} \right) \quad (3.87)$$
$$\approx \frac{h_w^3}{12} \cdot \sum d_{\text{glas}}$$

Diese Betrachtung gilt nur für die Berechnung der Fläche  $A_w$  und des Trägheitsmomentes um die starke Achse  $I_{y,w}$ .

Bei der Berechnung des Trägheitsmomentes  $I_{z,w}$  um die schwache Achse erzeugt die PVB-Folie einen nachgiebigen Schubverbund zwischen den Einzelscheiben. Daher ist in diesem Fall die Schubweichheit der Verbindung bei der Berechnung zu berücksichtigen, wodurch sich gegenüber der starren Verbindung ein reduziertes Trägheitsmomentes  $I_{z,w}$  ergibt. Nach DIN 18008 dürfte ein günstig wirkender Schubverbund nicht angesetzt werden. Das Trägheitsmoment  $I_{z,w}$  würde also bei Berechnung mit der Summe der Einzelscheibendicke deutlich überschätzt werden. Berechnungen zum Ansatz des Schubverbundes in Verbundglasscheiben sind in z.B. in [16] und [75] zu finden. Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Biegebeanspruchung um die schwache Achse nicht betrachtet.

### 3.5 Zusammenfassung

Mit den in diesem Kapitel angegebenen Verfahren nach Pischl stehen analytische Methoden zur Verfügung, um dreiteilige symmetrische Stahl-Glas-Träger mit nachgiebiger geklebter Verbindung zu berechnen. Diese können für gelenkig gelagerte Einfeldträger mit unterschiedlichen Belastungen verwendet werden.

Zur vereinfachten Berechnung nachgiebig verbundener Stahl-Glas-Träger steht das  $\gamma$ -Verfahren zur Verfügung. Es wurde exemplarisch gezeigt, dass die Näherung für Einfeldträger mit Gleichstreckenlast geringe Fehler aufweist, bei Einzellasten jedoch mit größeren Ungenauigkeiten zu rechnen ist. Die Genauigkeit der Berechnung geklebter Stahl-Glas-Träger wird qualitativ in Kapitel 8.3.1 näher untersucht.

Für unsymmetrische Querschnitte wurde die Näherungslösung nach EC 5 auf die Geometrie geklebter Stahl-Glas-Träger mit beliebigen Flanschformen übertragen. Neben der Berechnung geometrisch unsymmetrischer Querschnittsformen kann die Näherungslösung zur Berechnung von Querschnitten mit unterschiedlichen Steifigkeiten der geklebten Verbindung verwendet werden.

## **4 Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten von Stahl-Glas-Trägern**

### **4.1 Überblick**

In diesem Kapitel folgt eine Beschreibung der Versuche, die durchgeführt wurden, um das Biegetragverhalten geklebter Stahl-Glas-Träger zu bestimmen. Die experimentellen Untersuchungen dienen zum einen der Überprüfung der analytischen Berechnungsverfahren, die aufgrund der getroffenen Annahmen bei der Herleitung (vgl. Abschnitt 3.3.1) und aufgrund von rechnerisch nicht abgedeckten Einflüssen (wie Abweichung vom linear-elastischen Tragverhalten, örtliches Tragverhalten bei punktueller Lasteinleitung) vom realen Tragverhalten abweichen können. Zum anderen erfolgt in Kapitel 5 mit den Versuchsergebnissen eine Verifizierung der numerischen Berechnungen.

Ein Großteil der im Folgenden beschriebenen Versuche wurde im Rahmen des Forschungsprojektes Innoglast durchgeführt. Eine kurze Zusammenfassung der Versuche befindet sich in [2], [3], [76]. Im Rahmen dieses Kapitels erfolgt eine systematische Auswertung und eine weitergehende detaillierte Analyse aller Versuche.

### **4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung**

#### **4.2.1 Versuchsaufbau**

##### **4.2.1.1 Statisches System, Lasteinleitung und Lagerung**

Zur Ermittlung des Tragverhaltens unter Biegebeanspruchung wurden die Stahl-Glas-Träger des Versuchsprogramms im 4-Punkt-Biegeversuch getestet. Die Versuche wurden in einer Scheiteldruckmaschine mit einer hydraulischen Presse mit einer Maximallast von 630 kN durchgeführt. Die Lastaufbringung erfolgte weggesteuert bis zum Versagen des Versuchskörpers.

Im Versuchsaufbau, Bild 4.2, erfolgt eine gelenkige vertikale Lagerung des Versuchsträgers im Abstand von 4,00 m. Die gelenkige Lagerung wird mit einem verschieblich gelagerten Linienkipplager realisiert, Bild 4.3. Eine seitliche Halterung an diesen Punkten verhindert das Ausweichen der Flansche in Querrichtung.

Die seitliche Halterung in der Mitte des Versuchsträgers sichert die Flansche gegen seitliches Verschieben quer zum Träger und lässt zugleich vertikale Verschiebungen des Versuchsträgers zu. Gleitfolien zwischen den Halterungen

und dem Träger gewährleisten eine unbehinderte vertikale Verschiebung des Trägers.

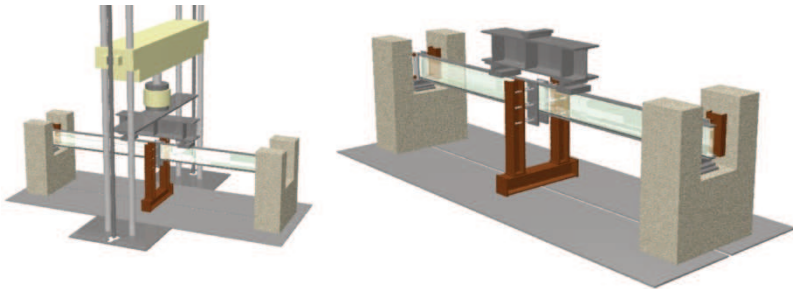


Bild 4.1 Rendering des Versuchsaufbau der 4-Punkt-Biegeversuche [3]

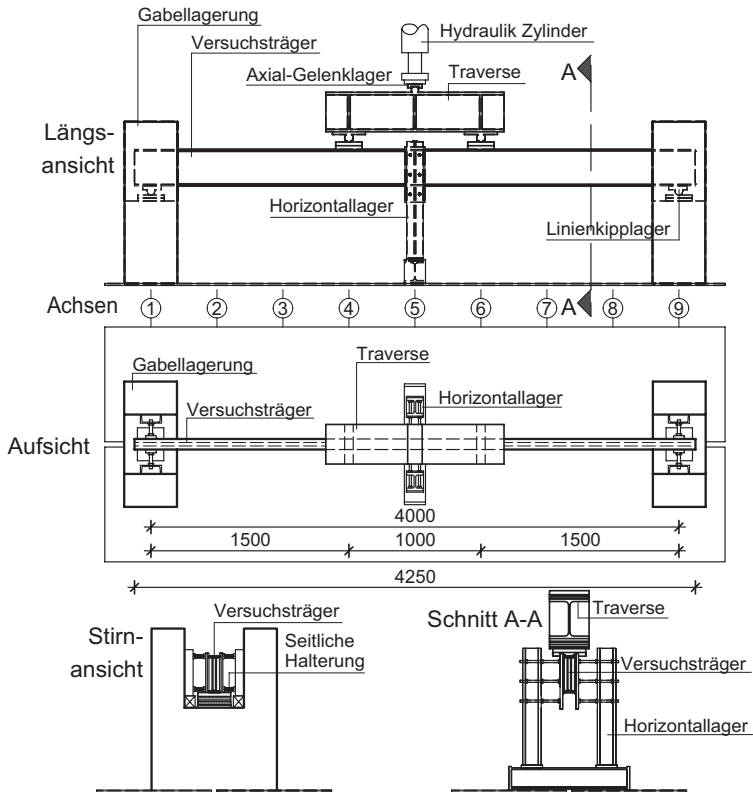


Bild 4.2 Versuchsaufbau des 4-Punkt-Biegeversuches der Kurzzeitversuche

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Die Versuchslasten werden mithilfe einer Traverse im Abstand von einem Meter an zwei Punkten in den Träger eingeleitet. Über ein Linienkipplager und die Anordnung von Gleitfolien zwischen den Lasteinleitungsplatten werden an den Lasteinleitungsstellen eine freie Verdrehung und Verschiebung des Trägers erzielt und Zwängungen vermieden. Durch die Verwendung der in Bild 4.4 dargestellten Lasteinleitungsplatten wird die Spannungskonzentrationen an der Lasteinleitungsstelle reduziert um ein Versagen des Glassteiges infolge der Einleitung konzentrierter Einzellasten zu vermeiden.

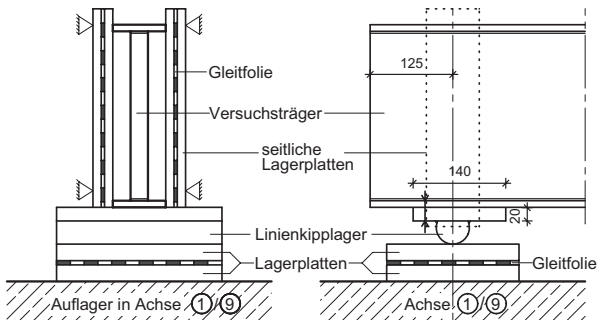


Bild 4.3 Detailausbildung der gelenkigen Auflagerpunkte

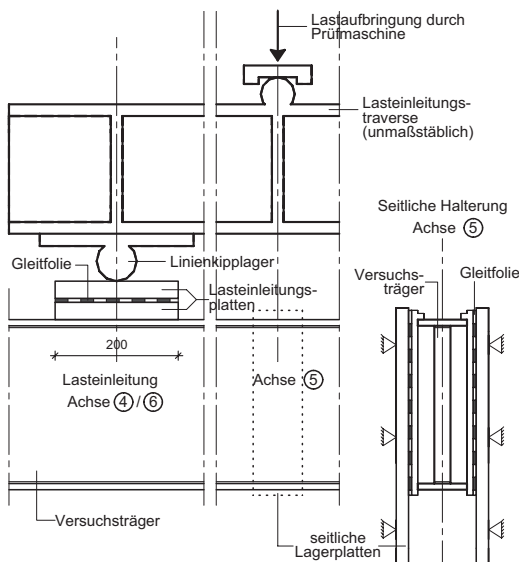


Bild 4.4 Detailausbildung der Lasteinleitung und der seitlichen Halterung in Trägermitte



#### 4.2.1.2 Messtechnik

Während der Durchführung der 4-Punkt-Biegeversuche wurden die Pressenkraft und der Maschinenweg aufgezeichnet. Außerdem wurden die Dehnungen des Trägers mit Dehnungsmessstreifen und die Verformungen mit Wegaufnehmern gemessen. Alle Messwerte wurden mit Messverstärker-System MGCplus der Firma HBM erfasst. Die Dehnungsmessstreifen (DMS) wurden an 10-kanalige CAN-HEAD-Module angeschlossen und über das Messverstärker-System erfasst.

Da die Messtechnik im Laufe der Versuchsreihe kontinuierlich an den jeweiligen Versuch angepasst wurde, unterscheiden sich die Messstellen und die Messeinrichtung. Eine genaue Beschreibung findet sich daher in den nachfolgenden Kapiteln zu den einzelnen Versuchen und im Anhang D.

Grundsätzlich standen folgende Messinstrumente zur Verfügung, die je nach Erfordernis in den Versuchen verwendet wurden:

- Lineare Dehnungsmessstreifen 1-LY11-6/120 (Widerstand  $120\Omega \pm 0,35\%$ , k-Faktor  $2,07 \pm 1\%$ )
- Lineare Dehnungsmessstreifen mit 3 Messgittern 1-RY11-6/120 (Widerstand  $120\Omega \pm 0,35\%$ , k-Faktor  $1,98 \pm 1\%$ ) zur Ermittlung der Hauptspannungen
- Induktive Wegaufnehmer W5TK mit Tastspitze (5 mm Messlänge)
- Induktive Wegaufnehmer WA50 mit Tastspitze (50 mm Messlänge)
- Induktive Wegaufnehmer WA100 mit Tastspitze (100 mm Messlänge)
- Kraftmessdose

#### 4.2.2 Versuchsträger

##### 4.2.2.1 Vorüberlegungen und Formfindung

Die Versuchsträger werden, wie in Kapitel 2.4.2 beschrieben, als I-Profil ausgebildet. Die Flansche aus Stahl und der Steg aus Glas sind über eine kontinuierliche Verklebung verbunden. Die Querschnitte der Versuchsträger sind in Bild 4.5 dargestellt.

Der Steg der Versuchsträger besteht aus Verbundsicherheitsglas (VSG) aus vorgepanntem Einscheibensicherheitsglas (ESG). Aufgrund der höheren Festigkeit im Vergleich zum teilvorgespannten Glas (TVG) oder Floatglas kann bei Verwendung von ESG eine bessere Ausnutzung der Stahlflansche und eine größere Tragfähigkeit des zusammengesetzten Trägers erreicht werden.

Um beim Versagen der Glasscheibe im Versuch eine vollständige Zerstörung des Glassteiges zu verhindern, wird VSG verwendet. Dieses besteht aus zwei Scheiben,

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

um eine Spannungsmessung mit Dehnungsmesstreifen in allen Scheiben durchführen zu können.

Die Größe von Stahlflansch und Glassteg stehen in einem ausgewogenen Verhältnis zueinander. Die Stahlflansche sind so groß, dass sie die Tragfähigkeit des reinen Glsträgers wesentlich erhöhen können. Gleichzeitig sind die Flansche so klein gewählt, dass bei Verwendung eines entsprechend steifen Klebstoffes die Flansche bis zu ihrer Streckgrenze ausgenutzt werden können. Daher kommen bei Verwendung steifer Klebstoffe Flansche aus S355 anstatt S235 zum Einsatz.

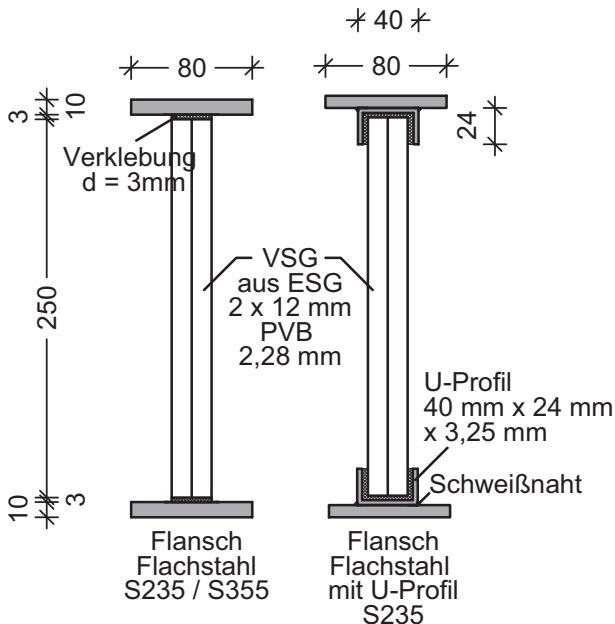


Bild 4.5 Ausbildung und Soll-Abmessungen der Versuchsträger

Bild 4.6 zeigt den Einfluss der Trägerlänge auf den Lastabtrag für die stirnseitig verklebten Versuchsträger (Bild 4.5, links). Das Bild stellt, in Abhängigkeit der Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$ , den Anteil der Flanschnormalkräfte am einwirkenden Gesamtmoment dar. Die Länge der Versuchsträger von 400 cm wurde gewählt, da bei dieser Länge

- die Variation der Klebstoffschubsteifigkeit großen Einfluss auf den Lastabtrag hat,
- bei geringer Klebstoffschubsteifigkeit von  $G_a = 0,1$  bis  $0,5 \text{ kN/cm}^2$  eine merkliche Mitwirkung der Flansche erzielt wird,

- und bei mittlerer Klebstoffschubsteifigkeit ab  $5 \text{ kN/cm}^2$  bereits eine signifikante Mitwirkung der Flansche erzielt wird, die weniger als 10% von der eines starr verbundenen Trägers abweicht.

Den Einfluss der Klebstoffsteifigkeit auf den Lastabtrag der Versuchsträger mit 4 m Länge stellt Bild 4.7 dar.

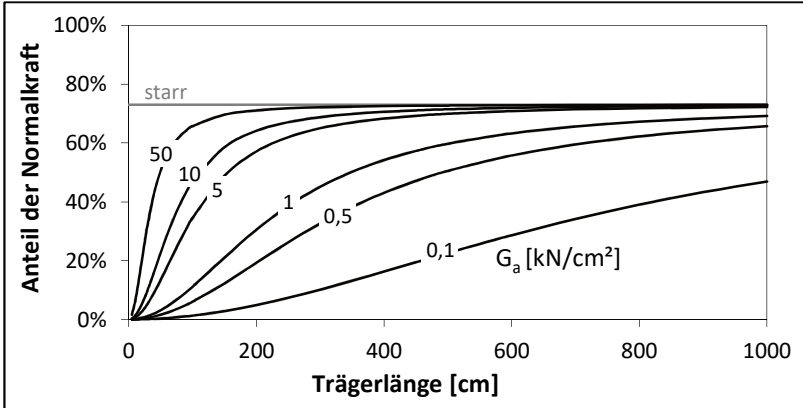


Bild 4.6 Anteil der Flanschnormalkraft am Gesamtbiegemoment in Abhängigkeit der Trägerlänge für verschiedene Klebstoffschubsteifigkeiten  $G_a$ , berechnet für die stirnseitig verklebten Versuchsträger

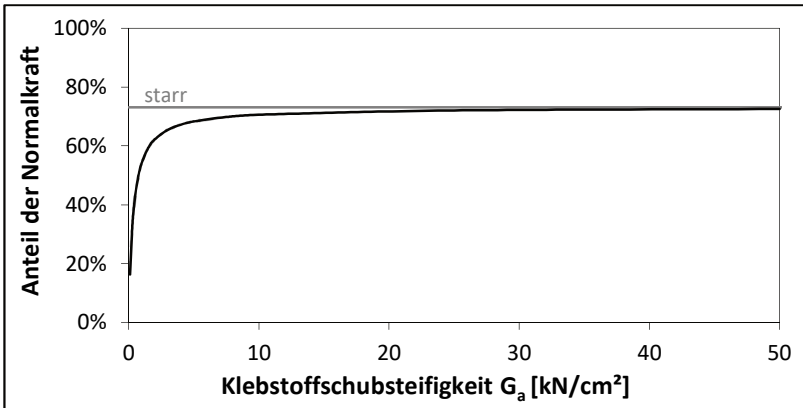


Bild 4.7 Anteil der Flanschnormalkraft am Gesamtbiegemoment in Abhängigkeit der Klebstoffschubsteifigkeiten  $G_a$  bei fester Trägerlänge von 4,00 m, berechnet für die stirnseitig verklebten Versuchsträger

### 4.2.2.2 Klebstoffauswahl

Die Versuchsträger wurden mit Klebstoffsystemen gefertigt, die unterschiedliche Eigenschaften aufweisen. Geeignete Klebstoffe wurden im Rahmen des Forschungsprojektes INNOGLAST anhand der Kriterien Materialeigenschaften, Verklebungsprozess, Verarbeitbarkeit, Temperaturbeständigkeit, Anwendbarkeit und Dauerhaftigkeit ausgewählt und anhand von Kleinteilversuchen auf ihre Eignung getestet, siehe Abschnitt 2.3.8. Folgende Klebstoffe wurden für die Probekörper der Großversuche ausgewählt:

- a) Silikon Dow Corning, DC 993,
- b) Polyurethan Sika, Sikaforce 7550,
- c) Epoxidharz Delo, Duopox AD 821,
- d) Epoxidharz 3M, DP 490.

Die ausgewählten Klebstoffe weisen deutliche Unterschiede in Steifigkeit und Festigkeit auf. Die Steifigkeit und Festigkeit nimmt in der Reihenfolge der aufgezählten Klebstoffe zu. So zählt der Silikon a) zu den elastischen Klebstoffen, das Epoxidharz d) zu den steifen Klebstoffen. Um Spannungsspitzen in der Glasscheibe zu vermeiden, wurde jedoch darauf verzichtet sehr steife Epoxidharze zu verwenden. Innerhalb der Gruppe der Epoxidharze gehören die beiden ausgewählten Epoxidharze c) und d) daher zu den weicheren, zähelastischen Epoxidharzen.

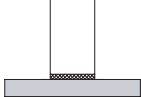
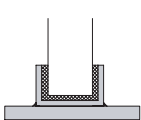
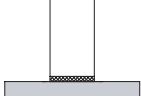

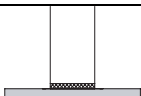
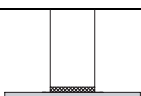
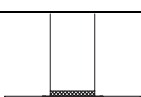
Als Klebschichtdicke für die Versuchsträger wurde eine Dicke von 3 mm gewählt. Diese Dicke erwies sich als geeignet, um Maßtoleranzen auszugleichen.

### 4.2.2.3 Versuchsmatrix

Die Versuchskörper sind in Tabelle 4.1 dargestellt. Es wurden fünf stirnseitig verklebte Versuchskörper mit identischen Soll-Abmessungen getestet, die sich in der Wahl des Klebstoffes unterscheiden. Die tatsächlich vorhandenen Abmessungen unterscheiden sich aufgrund von Toleranzen von den Soll-Abmessungen und sind in Tabelle 4.1 angegeben.

Die Versuche ermöglichen einen Vergleich der Auswirkung unterschiedlicher Steifigkeiten der Klebstoffe. Beim Versuchsträger TS2 wurde die Glasscheibe über ein U-Profil mit dem Stahl-Flansch verbunden. Durch diese Maßnahme wurde die verklebte Fläche gegenüber der stirnseitigen Verklebung vergrößert und damit die Steifigkeit der Verbindung erhöht.

Tabelle 4.1: Versuchskörper der Biegeversuche

Versuchskörper	Verbindung Stahl-Glas	Verklebung	Stahlflansch	Glassteg <sup>3</sup>
TS1		Polyurethan Sikaforce 7550 3,9 mm Dicke	S 235JR 80 mm x 10 mm	VSG aus ESG 2 x 12 mm x 250 mm 2,28 mm PVB
TS2		Polyurethan Sikaforce 7550 stirnseitig oben 8 mm Dicke, unten 5,75 mm Dicke, Flanken 3,6 mm	S 235JR 80,7 mm x 8,3 mm U-profile: 40 x 24 x 3,25	
TS3		Epoxidharz DP 490 3,27 mm Dicke	S 355J0 80,5 mm x 10,4 mm	
TS4		Silikon DC 993 3,77 mm Dicke	S 235JR 80,2 mm x 10,3 mm	
TS5		Epoxidharz DP 490 3,93 mm Dicke	S 355J0 80,2 mm x 10,2 mm	
TS6		Epoxidharz Delo Duopox AD 821 3,98 mm Dicke	S 355J0 80,8 mm x 10,2 mm	
TS7 (Langzeit- versuch) &TS8		Polyurethan SF 7550 4,16 mm Dicke	S 355 80,1 mm x 10,1 mm	

#### 4.2.2.4 Trägerfertigung

Bei der Fertigung der Träger wurden die Stahl-Flansche mit den Glasstegen über die ausgewählten Klebstoffe verbunden. Dabei wurden die Vorgaben der Klebstoffhersteller, die in den Produktdatenblättern [127], [128], [129] [131]

<sup>3</sup> Da die vorhandene Glasdicke der Einzelscheiben im Verbundglas nur schwer zu bestimmen ist, erfolgt die Versuchsauswertung mit den Soll-Abmessungen.

angegeben sind, exakt eingehalten. Folgende Verarbeitungsschritte wurden vorgenommen:

- Oberflächenbehandlung der Stahlflansche durch Reinigen und Sandstrahlen (Entfernen von Verunreinigungen und Aufrauen der Oberfläche),
- Reinigen der zu verklebenden Oberflächen gemäß Herstellerangaben (in der Regel mit Isopropanol, Aceton oder herstellerspezifischen Reinigungsmitteln),
- Vorbehandeln der Oberflächen gemäß Herstellerangaben (in der Regel mit Haftvermittlern oder Primern),
- Mischen der 2-komponentigen Klebstoffe und Auftrag auf die Flansche,
- Zusammenfügen der Bauteile.

Die Teile wurden in einem Schalungsgerüst zusammengefügt und bis zur Aushärtung gemäß Herstellerangaben fixiert.

Eine einheitliche Klebschichtdicke wurde durch Einlegen von quer zur Klebfuge verlaufenden Abstandhaltern aus Polytetrafluorethylen (PTFE) sichergestellt, siehe Bild 4.65 in Abschnitt 4.2.6. Die niedrige Oberflächenenergie von PTFE ermöglicht bei den stirnseitig verklebten Versuchsträgern ein Entfernen der Abstandhalter nach dem Aushärten. Die entstandenen Öffnungen wurden in einem zweiten Bearbeitungsschritt mit Klebstoff gefüllt.

Die Biegeversuche wurden erst nach Ablauf der von den Herstellern angegebenen Aushärtezeit durchgeführt.

Die realen Abmessungen der Versuchsträger wurden vor Beginn des Versuchs bestimmt und dokumentiert. Teilweise ergaben sich Abweichungen in der angestrebten Klebschichtdicke von 3 mm. Diese Toleranzen sind mit der manuellen Fertigung der Großversuchskörper zu erklären.

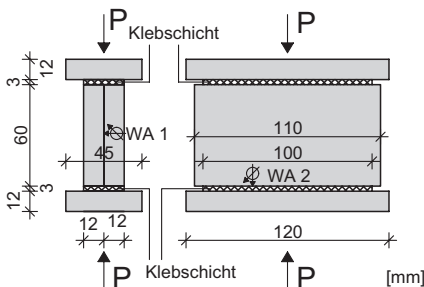
Zwar wurden die Verarbeitbarkeit aller verwendeten Klebstoffe vorab im Rahmen des Forschungsvorhabens INNOGLAST am Institut für Stahlbau und Leichtmetallbau der RWTH Aachen in Kleinteilversuchen getestet und ungeeignete Klebstoffe für die Verwendung ausgeschlossen, die Fertigung der Versuchskörper für die Großversuche war jedoch durch ihre Größe erschwert, so dass sich teilweise Abweichungen vom Sollwert ergaben (siehe Abschnitt 4.2.6). Die nachfolgende Versuchsauswertung erfolgt daher mit den real gemessenen Werten.

### 4.2.3 Einschub: Druckversuche zur Lasteinleitung

Die Verklebung muss neben der Schubübertragung zwischen Stahlflansch und Glassteg die Aufgabe erfüllen die eingeleiteten Lasten an den Lasteinleitungsstellen und den Auflagern von den Flanschen in den Glassteg zu übertragen. Dadurch

wird die Verklebung mit Druckspannungen belastet. Anhand von Druckversuchen wurde untersucht, ob die ausgewählten Klebstoffe in der Lage sind die erforderlichen Druckkräfte zu übertragen, ohne dass ein Klebstoffversagen oder übermäßige Verformungen auftreten.

Die verwendeten Versuchskörper sind in Bild 4.8 dargestellt. Der Versuchskörper besteht aus zwei äußeren Stahlplatten und zwei inneren nebeneinander liegenden, vertikalen Stahlplatten. Die vertikalen Stahlplatten, die anstelle der Verbundglasscheibe verwendet wurden, liegen unverbunden nebeneinander. Die vertikalen und horizontalen Stahlplatten sind über eine Verklebung miteinander verbunden. Es wurde jeweils ein Versuchskörper der Klebstoffe DC 993, SF7550 und DP490 im Versuch getestet.



Messtellen

- WA 1: Messung des Spaltes zwischen den Stahlplatten
- WA 2: Messung der Stauchung der Klebfuge

**Bild 4.8** Versuchskörper der Druckversuche zum Tragverhalten der Verklebung an den Lasteinleitungsstellen

Im Versuch wurde eine Druckkraft in Höhe der erwarteten Versuchslast der Biegeversuche aufgebracht. Dabei wurden die Stauchung der Verklebung und die Klaffung zwischen den vertikalen Stahlplatten mit Wegaufnehmern gemessen und aufgezeichnet.

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

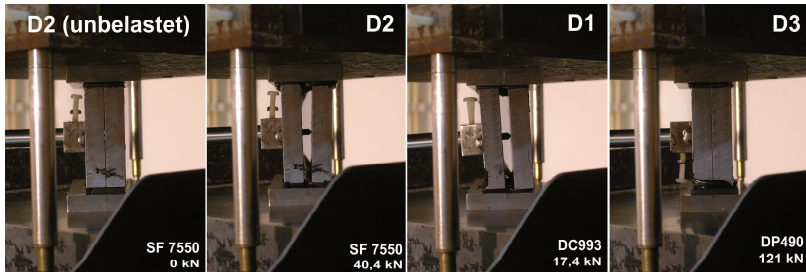


Bild 4.9 Verformung der Versuchskörper D1 (Silikon DC993), D2 (Polyurethan SF7550) und D3 (Epoxidharz DP490) im Druckversuch

Bild 4.9 zeigt die Verformungen der Versuchskörper mit unterschiedlichen Verklebungen unter der aufgebracht Last. Es wird deutlich, dass die weicheren Klebstoffe Silikon DC993 und Polyurethan SF7550 starke Verformungen aufweisen. Deutlich sichtbar sind sowohl die Stauchung der Klebschicht in Lastrichtung (D1: 1,5 mm; D2: 1,8 mm) und die seitliche Verformung infolge der Querdehnung des Klebstoffes, die eine seitliche Verschiebung und somit eine starke Klaffung der beiden vertikal angeordneten Stahlplatten hervorruft (D1: 5,8 mm; D2: 5,6 mm). Der Klebstoff des Versuchskörpers D3 verhält sich deutlich steifer. Unter einer Last von 121 kN, die bereits deutlich über der erwarteten maximal eingeleiteten Last der Biegeträger im Versuch liegt, beträgt die vertikale Stauchung einer Klebfuge 0,19 mm bei einer Klaffung der vertikalen Stahlplatten von nur 0,02 mm.

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass der Klebstoff DP 490 ausreichend steif ist, um die Versuchslasten in den Glassteg zu übertragen. Die Klebstoffe SF 7550 und DC 993 weisen durch die aufgebracht Druckkräfte übermäßige Verformungen auf. Zur Reduzierung der Verformungen wurde daher ein zusätzlicher Druckversuch D4 durchgeführt, bei dem Hartkunststoffstreifen aus POM (Polyoxymethylen) mit einer Dicke von 3 mm in die Klebschicht aus SF 7550 eingelegt wurden. Damit ergab sich bei gleicher Versuchslast wie in Versuch D2 eine Stauchung von 0,4 mm und eine Klaffung von 0,5 mm. Selbst bei einer Laststeigerung auf 69,2 kN ergab sich keine übermäßige Verformung (Stauchung 0,6 mm, Klaffung 0,9 mm), Bild 4.10.



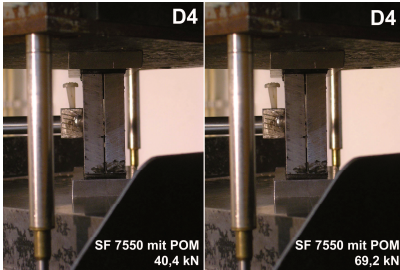


Bild 4.10 Verformung des Versuchskörpers D4 mit Hartkunststoffstreifen im Druckversuch

Als Resultat der Druckversuche wurden die Lasteinleitungsbereiche der Großversuche so ausgebildet, dass bei den weichen Kunststoffen DC 993 und SF 7550 Hartkunststoffstreifen in die Klebfuge eingelegt wurden. Die genaue Ausführung ist in Abschnitt 4.2.4.2 in Bild 4.14 dargestellt.

#### 4.2.4 Versuchsauswertung

##### 4.2.4.1 Methodisches Vorgehen

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Kurzzeitversuche dargestellt. Bei der Versuchsauswertung erfolgt bereits ein Vergleich mit den analytischen Berechnungen, um die Messwerte direkt beurteilen zu können und Rückschlüsse zur Verbundwirkung der geklebten Verbindung ziehen zu können.

Der zu erwartende Lastabtrag im 4-Punkt-Biegeversuch kann für den nachgiebig verbundenen Träger aus der Berechnung eines Einfeldträgers mit Einzellast an beliebiger Stelle  $c$  abgeleitet werden, siehe Abschnitt 3.3.5. Im 4-Punkt-Biegeversuch, Bild 4.11, erfolgt die Einleitung der Einzellast  $P/2$  an den Stellen  $c=1,5/4 \cdot \ell = 3/8\ell$  und  $c=2,5/4 \cdot \ell = 5/8\ell$ . Mit diesen Werten können jeweils für die linke und die rechte Einzellast nach den Gleichungen (3.53) und (3.54) die resultierenden Normalkräfte in den Stahlflanschen berechnet werden. Durch Addition der Normalkräfte der beiden Einzellasten in den entsprechenden Trägerabschnitten erhält man so die Gleichungen (4.1) und (4.2) zur abschnittswisen Berechnung der Flanschnormalkräfte des Biegeversuchs. Die Durchbiegung über die Trägerlänge ergibt sich entsprechend aus Gleichung (3.59) abschnittsweise zu (4.4) und (4.3). Die Gleichungen können zur Berechnung des vollständigen Trägers symmetrisch ergänzt werden.

$$N_f(x) = \frac{\alpha P}{\beta^2} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left[ x - \frac{\sinh(\beta x)}{\beta \cdot \sinh(\beta l)} \cdot \left( \sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right) + \sinh\left(\frac{5}{8}\beta l\right) \right) \right] \quad (4.1)$$

für  $0 \leq x \leq 3/8\ell$

$$N_f(x) = \frac{\alpha P}{\beta^2} \cdot \left[ \frac{3}{8}l - \frac{\sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right)}{\beta \cdot \sinh(\beta l)} \cdot (\sinh(\beta(l-x)) + \sinh(\beta x)) \right] \text{ für} \quad (4.2)$$

$3/8\ell \leq x \leq 5/8\ell$

$$w(0 \leq x \leq \frac{3}{8}l) = \frac{1}{E_f \cdot (2I_f + nI_w)} \cdot \frac{P}{2} \cdot x \cdot \left[ \left(1 - \frac{\alpha}{\beta^2} 2z_f\right) \left(\frac{15}{128}l^2 - \frac{1}{6}x^2\right) + 2z_f \frac{\alpha}{\beta^4} \left(1 - \frac{\sinh(\beta x) \cdot \left(\sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right) + \sinh\left(\frac{5}{8}\beta l\right)\right)}{\beta x \sinh(\beta l)}\right) \right] \quad (4.3)$$

für  $0 \leq x \leq 3/8\ell$

$$w\left(\frac{3}{8}l \leq x \leq \frac{5}{8}l\right) = \frac{1}{E_f \cdot (2I_f + nI_w)} \cdot \frac{P}{2} \cdot l \cdot \left[ \left(1 - \frac{\alpha}{\beta^2} 2z_f\right) \left(-\frac{3}{16}x^2 + \frac{3}{16}lx - \frac{9}{1024}l^2\right) + 2z_f \frac{\alpha}{\beta^4} \left(\frac{3}{8} - \frac{\sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right) \cdot (\sinh(\beta x) + \sinh(\beta(l-x)))}{\beta l \sinh(\beta l)}\right) \right] \quad (4.4)$$

für  $3/8\ell \leq x \leq 5/8\ell$

Der Schubfluss in der geklebten Verbindung ergibt sich aus den Gleichungen (3.57) und (3.58) abschnittsweise zu

$$t_c(x) = \frac{\alpha P}{\beta^2} \cdot \frac{P}{2} \cdot \left[ 1 - \frac{\cosh(\beta x)}{\sinh(\beta l)} \cdot \left(\sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right) + \sinh\left(\frac{5}{8}\beta l\right)\right) \right] \quad (4.5)$$

für  $0 \leq x \leq 3/8\ell$

$$t_c(x) = \frac{\alpha}{\beta^2} \frac{P}{2} \cdot \left[ \frac{\sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right)}{\sinh(\beta l)} \cdot (\cosh(\beta(l-x)) - \cosh(\beta x)) \right] \quad (4.6)$$

für  $3/8\ell \leq x \leq 5/8\ell$

Die Momentenbeanspruchung im Glassteg ergibt sich mit dem äußeren Moment

$$M(x) = \frac{P}{2} x \quad \text{für } 0 \leq x \leq 3/8\ell \quad (4.7)$$

$$M(x) = \frac{P}{2} \cdot \frac{3}{8} l \quad \text{für } 3/8\ell \leq x \leq 5/8\ell \quad (4.8)$$

zu

$$M_w(x) = \left[ \frac{P}{2} x - 2 \cdot z_f \cdot N_f(x) \right] \cdot \left( \frac{1}{\frac{2I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) \quad \text{mit } N_f \text{ nach (4.9)} \quad (4.9)$$

für  $0 \leq x \leq 3/8\ell$

$$M_w(x) = \left[ \frac{P}{2} \cdot \frac{3}{8} l - 2 \cdot z_f \cdot N_f(x) \right] \cdot \left( \frac{1}{\frac{2I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) \quad \text{mit } N_f \text{ nach (4.10)} \quad (4.10)$$

für  $3/8\ell \leq x \leq 5/8\ell$

Für den Versuchsträger ergeben sich damit die in Bild 4.11 dargestellten inneren Kräfteverläufe im Verbundträger. Die größte Flanschnormalkraft tritt in Feldmitte auf, das größte Stegmoment an den Stellen der Lasteinleitung. Der größte Schubfluss in der geklebten Verbindung tritt an den Trägerenden auf. Die Verläufe sind von den Beiwerten  $\alpha$  und  $\beta$  nach den Formeln (3.39) und (3.40) abhängig und damit von der Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung.

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

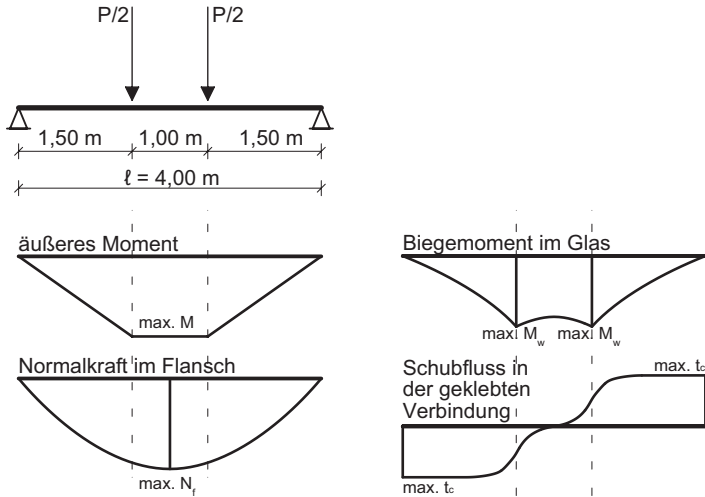


Bild 4.11 Erwartete Kräfte- und Momentenverläufe im 4-Punkt-Biegeversuch

An den Lasteinleitungsstellen und in Feldmitte ergeben sich folgende Werte:

Normalkraft im Flansch an der Lasteinleitungsstelle ( $x=3/8\ell$  und  $5/8\ell$ ) [3]

$$N_f\left(\frac{3}{8}l\right) = \frac{\alpha P}{\beta^2} \frac{1}{2} l \cdot \left[ \frac{3}{8} - \frac{\sinh^2\left(\frac{3}{8}\beta l\right) - \sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right) \cdot \sinh\left(\frac{5}{8}\beta l\right)}{\beta l \cdot \sinh(\beta l)} \right] \quad (4.11)$$

Maximale Normalkraft im Flansch in Feldmitte [3]

$$N_f\left(\frac{1}{2}l\right) = \frac{\alpha P}{\beta^2} \frac{1}{2} l \cdot \left[ \frac{3}{8} - \frac{2 \cdot \sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right) \cdot \sinh\left(\frac{1}{2}\beta l\right)}{\beta l \cdot \sinh(\beta l)} \right] \quad (4.12)$$

Maximale Durchbiegung in Feldmitte

$$w(l/2) = \frac{1}{E_f \cdot (2I_f + nI_w)} \cdot \frac{P \cdot l}{4} \cdot \left[ \frac{39}{512} l^2 \left( 1 - \frac{\alpha}{\beta^2} 2z_f \right) + \frac{\alpha}{\beta^4} 2z_f \left( \frac{3}{4} - \frac{4 \sinh\left(\frac{3}{8}\beta l\right)}{\beta l \sinh(\beta l)} \sinh\left(\frac{1}{2}\beta l\right) \right) \right] \quad (4.13)$$

Die Auswertung der Versuche erfolgt in den nachfolgenden Abschnitten nach folgendem Vorgehen: Aus den Messwerten werden die Spannungs- und Kräfteverläufe im Versuchsträger ermittelt. Die vergleichende analytische Berechnung wird durch geeignete Annahme der Verbindungsschubsteifigkeit so angepasst, dass die im Versuch ermittelten Normalkräfte in den Flanschen mit der Berechnung übereinstimmen. Das Zutreffen der angenommenen Verbindungssteifigkeit wird durch einen Vergleich der analytischen Lösung mit den weiteren Messwerten verifiziert. Schließlich erfolgt eine Überprüfung der angenommenen Verbindungssteifigkeit (bzw. Klebstoffschubsteifigkeit) mit den Schubsteifigkeiten aus Kleinteilversuchen.

Der analytischen Lösung liegt die Annahme einer konstanten Verbindungsschubsteifigkeit an jeder Stelle des Trägers zugrunde. Da in den in [3] durchgeführten Schubversuchen bereits ein nichtlineares Schubverformungsverhalten bei allen Klebstoffen nachgewiesen wurde (siehe Abschnitt 2.3.8), handelt es sich bei dieser Annahme nur um eine Näherung. Die Unterschiede bei Annahme eines linearen Schubverformungsverhaltens im Vergleich zum nichtlinearen Schubverformungsverhalten wird mithilfe numerischer Berechnungen in Abschnitt 8 überprüft.

Die analytisch ermittelte Kräfte- und Momentenverteilung, Bild 4.11, lässt folgende Versagensszenarien erwarten:

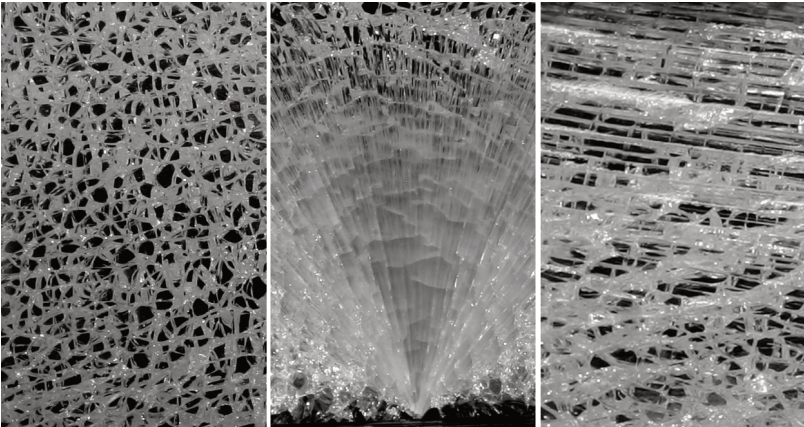
- a) Versagen der Glasstege in der Lasteinleitungsachse,
- b) Versagen des Stahlflansches in Feldmitte,
- c) Schubversagen der Verklebung in Auflagernähe.

Bei Versagensszenario a) sind die größten Spannungen im Glassteg in der Lasteinleitungsachse zu erwarten, wobei aufgrund der Symmetrie des Trägers die Druckspannungen am oberen Rand betragsmäßig die gleiche Größe aufweisen wie die Zugspannungen. Aufgrund der spezifischen Materialeigenschaften von Glas ist ein Versagen am gezogenen, unteren Rand der Glasscheibe zu erwarten. Da Brüche im Glas jedoch nicht notwendigerweise dort auftreten, wo die größten Zugspannungen vorliegen, sondern dort, wo Schädigungen der Glasoberfläche zusammen mit Zugspannungen auftreten, kann der Bruch des Glasstegs auch an anderen hochbelasteten Stellen an der Glaskante beginnen.

Versagensszenario b) wird voraussichtlich nicht maßgebend werden, da der Flansch beim Erreichen der Streckgrenze plastizieren wird, so dass eine weitere Belastung zu Spannungsumlagerungen zur Glasscheibe hin führen wird, was dann wieder zu Versagensszenario a) führt.

Versagensszenario c) wird auftreten, wenn die Schubtragfähigkeit der Verklebung vor dem Versagen des Glasstegs auftritt.

Die Darstellung des Rissbildes der einzelnen Versuche in den folgenden Abschnitten dient dazu den Rissursprung in der Glasscheibe zu ermitteln, um so Rückschlüsse auf die Spannungsverteilung und die Versagensursache zu ziehen. Bild 4.12 zeigt exemplarisch unterschiedliche Rissverläufe im Glassteg. Das feinkrümelige ungerichtete Rissbild (links) ist in gering belasteten Bereichen zu finden. Das fächerförmige Rissbild (Mitte) zeigt deutlich einen Rissursprung im Glas, bei dem sich die Risse von der Fächerspitze aus entwickelt haben. Längliche Bruchstücke mit deutlicher Ausrichtung (rechts) sind vor allem in Bereichen mit großen Druckspannungen zu finden und verlaufen in Richtung der Hauptdruckspannungen.



*Bild 4.12 Unterschiedliche Rissbilder des Glassteges im 4-Punkt-Biegeversuch: links: feinkrümeliges ungerichtetes Rissbild, Mitte: strahlenförmiges Rissbild mit Rissursprung am unteren Rand, rechts: gerichtetes Rissbild mit länglichen Bruchstücken*

Setzt man voraus, dass der Versuchsträger aufgrund von Spannungsüberschreitungen in der Glasscheibe versagt, liegt die erwartete Durchbiegung des Versuchsträgers bei allen Versuchen, unabhängig vom Klebstoff, bei ungefähr 20 bis 22 mm. Dies ist dadurch begründet, dass sich die Durchbiegung aus der Momentenverteilung im Glassteg ergibt und unabhängig von der Normalkraft der Flansche ist. Die rechnerische Momententragfähigkeit der Glasscheibe liegt bei 30 kNm, da hier eine Spannung von 120 N/mm<sup>2</sup> im Glas erreicht wird. Nach Bild 4.11 wird erwartet, dass dieses Moment in den Lasteinleitungsachsen beim Versagen erreicht wird. Änderungen in der Klebstoffsteifigkeit beeinflussen diesen Wert nicht, sondern führen nur zu Änderung des Momentenverlaufs an den übrigen Trägerstellen. Bild 4.13 stellt exemplarisch den Verlauf der Glasspannungen

bei Erreichen der rechnerischen Bruchlast für verschiedene Klebstoffsteifigkeiten dar. Da die Durchbiegung des Trägers durch diese Änderungen im Momentenverlauf nur gering beeinflusst wird, ist die erwartete Durchbiegung für alle Versuchsträger annähernd gleich.

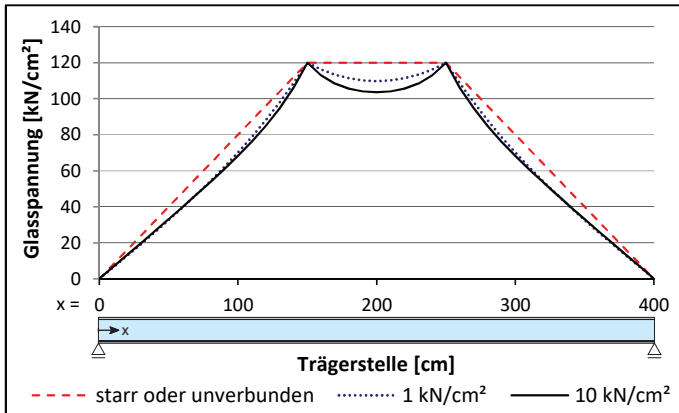


Bild 4.13 Verlauf der Glasspannungen der stirnseitig verklebten Versuchsträger bei Erreichen der rechnerischen Bruchlast über die Trägerlänge in Abhängigkeit von der Klebstoffsteifigkeit  $G_a$

Im Folgenden werden nun die durchgeführten Versuche einzeln ausgewertet.

#### 4.2.4.2 Versuch TS1: stirnseitige Verklebung mit Polyurethan SF 7550

Der Querschnitt des Versuchsträgers TS1 ist in Tabelle 4.1 dargestellt. Die durchschnittliche Klebstoffdicke beträgt aufgrund von Fertigungstoleranzen 3,9 mm.

Als Klebstoff wurde ein Polyurethan der Firma Sika mit der Bezeichnung Sikaforce 7550 verwendet. Dieser Klebstoff ist ein schnell aushärtender elastischer Zweikomponenten-Klebstoff. Die Kennwerte der Tabelle 4.2 werden von der Firma Sika für den Klebstoff Sikaforce 7550 angegeben.

Tabelle 4.2: mechanische Kennwerte des Klebstoffes Sikaforce 7550 aus [131]

Zugscherfestigkeit (CQP* 046-1 / ISO 4587)	ca. 5 MPa
Zugfestigkeit (CQP* 036-1 / ISO 37)	ca. 5 MPa
Bruchdehnung (CQP* 036-1 / ISO 37)	ca. 350%
Glasumwandlungstemperatur (CQP* 509-1 / ISO 4663)	ca. -50°C
* CQP = Corporate Quality Procedure (Sika)	

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Vorversuche an kleinteiligen Proben (siehe Abschnitt 4.2.3) zeigen unter Druckbeanspruchung starke Verformungen des verwendeten Klebstoffs SF7550. Im Versuch werden Druckkräfte in den Lasteinleitungspunkten (Achse 4 und 6) und an den Auflagern (Achse 1 und 9) durch den Klebstoff übertragen.

Um an diesen Stellen ein örtliches Versagen des Klebstoffes oder des Glassteges durch Querzug zu vermeiden, wurden innerhalb der Verklebung Lasteinleitungsplatten aus Hartkunststoff POM (Polyoxymethylen) eingebracht, die die Kräfte in den Glassteg einleiten. Gleichzeitig dienen diese Lasteinleitungsplatten dazu, den vorhandenen Kantenversatz zwischen den Einzelscheiben auszugleichen, so dass eine gleichmäßige Lasteinleitung in beide Glasscheiben gewährleistet ist. Hierzu wurden getrennte Lasteinleitungsplatten auf jede Einzelscheibe aufgeklebt und plan geschliffen, Bild 4.14. Die Lasteinleitungsplatten unterbrechen die Verklebung auf einer Länge von 5 cm und voller Glasbreite.

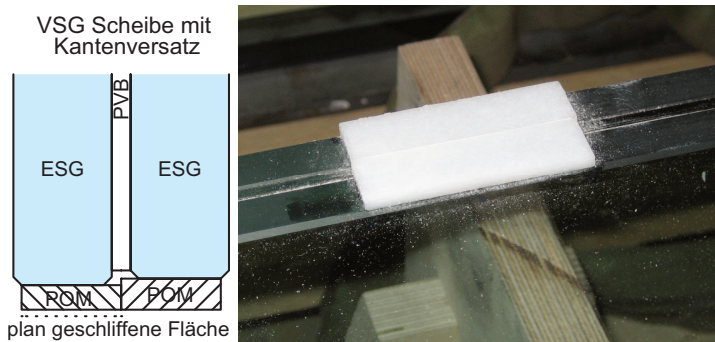


Bild 4.14 POM Streifen an Lasteinleitungsstellen des TS1

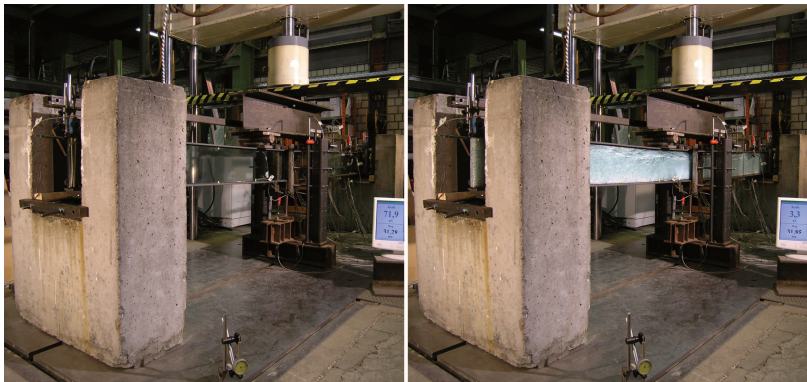


Bild 4.15 Versuch TS1 vor und nach dem Bruch



Die Messstellen des Versuchs TS1 sind in Anhang D.1.2 dargestellt. Die Messwerte wurden mit einer Frequenz von 1 Hz (1 Messung pro Sekunde) bis zum Bruch aufgezeichnet.

Der Versuch, Bild 4.15, wurde bis zum Bruch des Glassteiges durchgeführt. Dabei wurde eine Bruchlast von 72,08 kN bei einer Durchbiegung in Feldmitte von 30,86 mm erreicht (siehe Anhang D.1.3).

Die Versuchsauswertung der Messwerte des Versuches TS1 zeigt die aus der analytischen Lösung erwartete Spannungs- und Kräfteverteilung, bei der die maximalen Glasspannungen nach Bild 4.16 in den Lasteinleitungsachsen 4 und 6 und die maximale Normalkraft in den Flanschen in Feldmitte (Achse 5) erreicht werden. Die maximale Zugspannung im Glassteg betrug  $163,2 \text{ N/mm}^2$  am unteren Glasrand in Achse 4, Seite 1, Bild 4.16.

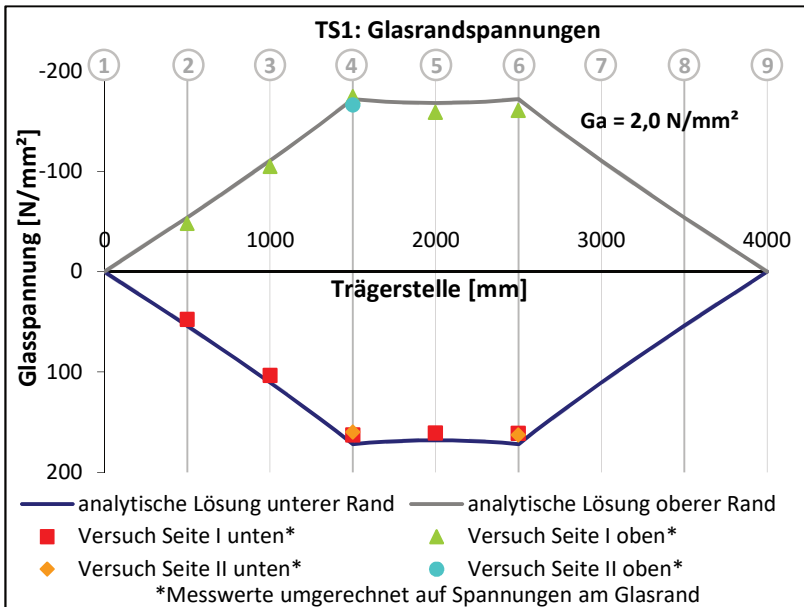


Bild 4.16 Glasrandspannungen bei Erreichen der Bruchlast des Versuchsträgers TS1

Die Flansche waren neben einem geringen Moment von  $0,02 \text{ kNm}$  durch eine Normalkraft von  $44,64 \text{ kN}$  (Obergurt) bzw.  $44,44 \text{ kN}$  (Untergurt) belastet. In Achse 5 ergab sich eine Momentenbelastung des Glassteiges in Höhe von  $40 \text{ kNm}$ . Die Tragfähigkeit des Verbundträgers erhöhte sich aufgrund der Mitwirkung der Flansche von  $40 \text{ kNm}$  auf  $54,06 \text{ kNm}$ . Dies entspricht einer Erhöhung um  $35 \%$ .

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

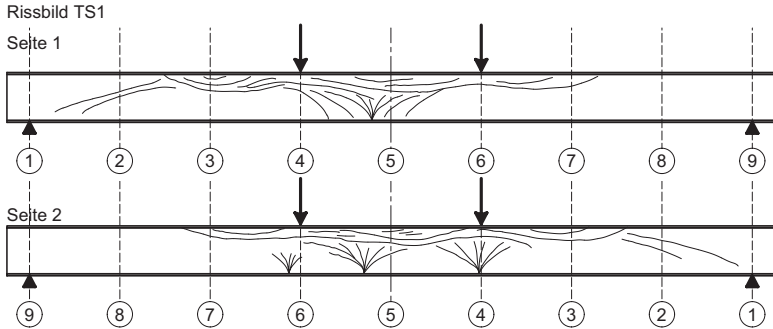


Bild 4.17 Rissbild des Versuchsträgers TS1

Das Schadensbild zeigt, dass Glasversagen die Ursache für das Versagen des Versuchsträgers war. Das Rissbild des Stegs, Bild 4.17, zeigt vier Rissursprünge an der unteren, gezogenen Kante des Glases nahe der Lasteinleitung bzw. zwischen den Lasteinleitungsstellen. Die Auswertung der Glasrandspannungen, Bild 4.16, zeigt, dass die Spannungen in Achse 4, 5 und 6 nur geringfügig voneinander abweichen. Die Rissursprünge liegen somit im Bereich der maximalen Glaszugspannungen.

Der Vergleich mit der analytischen Lösung zeigt, dass die besten Übereinstimmung mit den Versuchswerten bei einer rechnerischen Klebstoffschubsteifigkeit von  $G_a = 2,0 \text{ N/mm}^2$  erzielt wird. Die berechneten Flanschnormalkräfte in Feldmitte weichen dann um +0,2% für den Obergurt bzw. -0,2% für den Untergurt von den Versuchswerten ab. Die berechneten Glasspannungen weichen in Feldmitte um 4,4% bis 6,1% von den berechneten Werten ab, vgl. Bild 4.18. In den Lasteinleitungsachsen 4 und 6 ergeben sich Abweichungen in den Glasspannungen von maximal 6,5%.

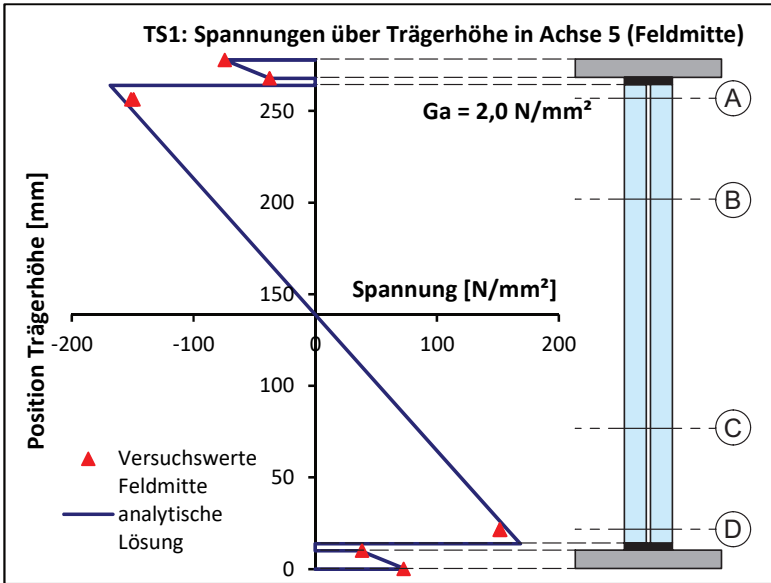


Bild 4.18 Spannungen in Feldmitte bei Erreichen der Bruchlast des Versuchsträgers TS1

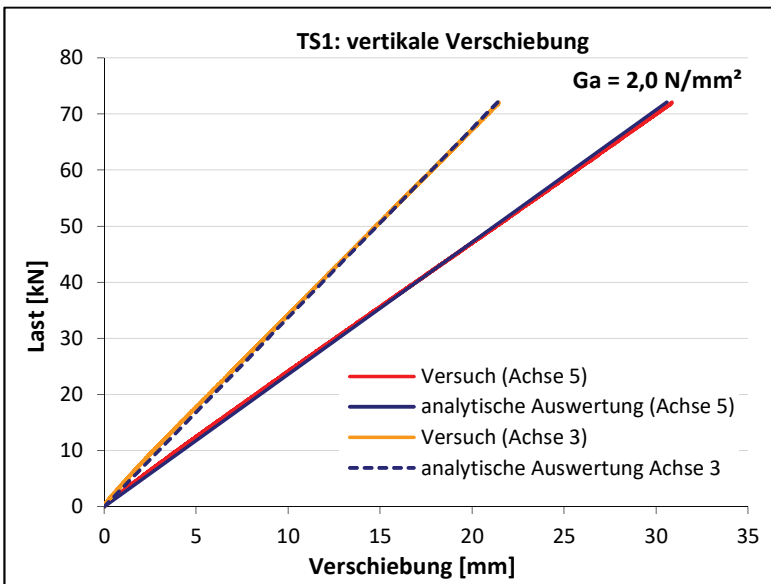


Bild 4.19 Last-Verschiebungskurve des Versuchs TS1

#### 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Die vertikale Verschiebung des Versuchsträgers in Feldmitte und Achse 3 über die Versuchslast ist in Bild 4.19 dargestellt. Die analytische Berechnung weicht um lediglich 1% von den Versuchsdaten ab. Die Verschiebung verhält sich trotz des nichtlinearen Klebstoffverhaltens annähernd linear.

Die in der analytischen Berechnung angesetzte Klebstoffschubsteifigkeit von  $2,0 \text{ N/mm}^2$  weicht deutlich von den Schubspannungs-Gleitungs-Kurven der Block-Scher-Versuche aus [3] ab, siehe Bild 4.20. Aus den Schubspannungs-Gleitungs-Kurven ergibt sich für die analytisch ermittelten Schubspannungen eine Sekantenschubsteifigkeit von ca.  $3,4 \text{ N/mm}^2$ .

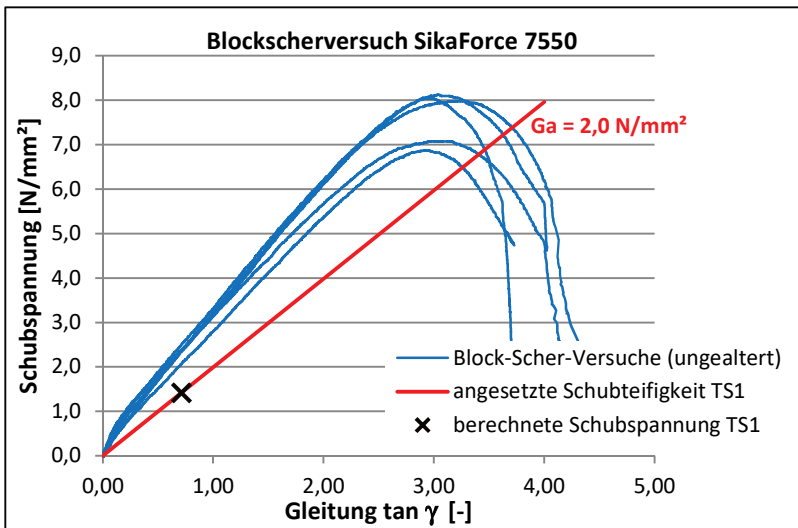


Bild 4.20 Vergleich der Klebstoffschubsteifigkeit des Versuchs TS1 mit Block-Scherversuchen aus [3]

Aufgrund der großen Abweichungen der unterschiedlichen Klebstoffschubsteifigkeiten erfolgt in Bild 4.21 ein Vergleich der Versuche TS1 und TS7. Die Versuchskörper beider Versuche weisen den gleichen Querschnitt auf und wurden mit dem gleichen Klebstoff SF 7550 gefertigt. Der in Abschnitt 4.3 beschriebene Versuch TS7 wurde einer Langzeitbelastung unterzogen. Zum Versuchsbeginn lag eine Prüflast von  $12,9 \text{ kN}$  vor. Bild 4.21 stellt die Spannungen der Versuche TS1 und TS7 mit den dazugehörigen analytischen Spannungen bei einer Versuchslast von  $12,9 \text{ kN}$  dar. Der Vergleich der Versuchsergebnisse zeigt, dass die Stahlspannungen des Versuchs TS7 deutlich größere Werte aufweisen, als im Versuch TS1. Dementsprechend sind die Glasspannungen im Versuch TS7 geringer. Der Grund

für die Spannungsunterschiede ist eine unterschiedliche Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung. Der Vergleich mit den zugehörigen analytischen Lösungen belegt dies quantitativ: Für den Versuchsträger TS1 ergibt sich bei einer Last von 12,9 kN eine Schubsteifigkeit des Klebstoffs von  $G_a = 2,5 \text{ N/mm}^2$ . Die Schubsteifigkeit des Klebstoffs des Trägers TS7 ist mit  $G_a = 4,3 \text{ N/mm}^2$  um 72% größer. Die Auswertung der Versuche TS7 und TS8 in den folgenden Abschnitten, die ebenfalls mit Polyurethan SF 7550 gefertigt wurden, zeigt eine deutlich bessere Übereinstimmung der Sekantensteifigkeit mit den Blockscherversuchen, siehe Bild 4.52 in Abschnitt 4.2.4.7.

Es lässt sich also feststellen, dass die Gründe für die starke Abweichung der Schubsteifigkeit von Kleinteil- und Großversuchen nicht in der Verklebungsgeometrie der Großversuche liegen, sondern auf Unterschiede in der ausgeführten Verklebung zurückzuführen sind. Die Gründe hierfür werden in Abschnitt 4.2.6 diskutiert.

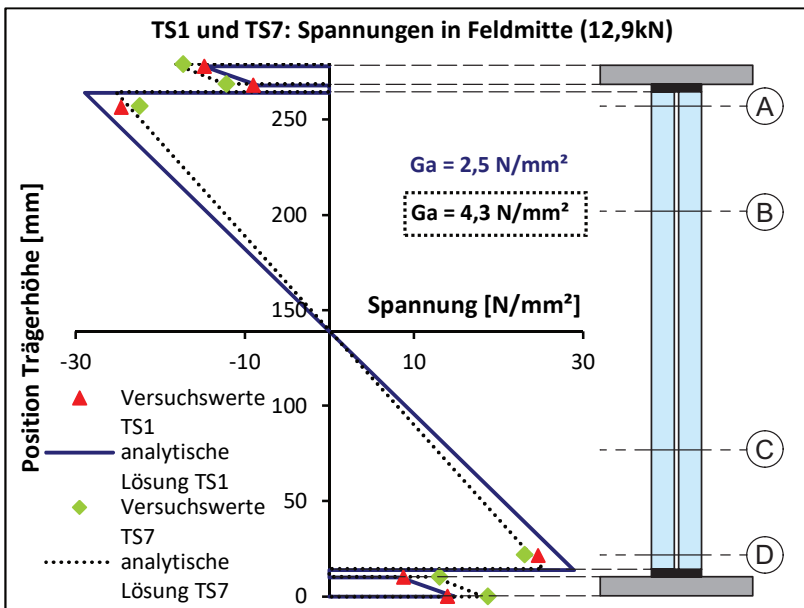


Bild 4.21 Vergleich der Spannungen der Versuche TS1 und TS7 in Feldmitte mit den zugehörigen analytischen Spannungsverläufen

#### 4.2.4.3 Versuch TS3: stirnseitige Verklebung mit Epoxidharz DP490

Der stirnseitig geklebte Versuchskörper TS3 ist mit einem Epoxidharz gefertigt. Die genauen Abmessungen des Versuchskörpers sind in Anhang D.3.1 angegeben.

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Das verwendete Epoxidharz der Firma 3M trägt die Bezeichnung DP490. Es handelt sich um einen „zähelastischen Zweikomponenten-Konstruktionsklebstoff“ [127]. Im Vergleich mit den anderen Klebstoffen weist der Klebstoff DP490 eine hohe Schubsteifigkeit auf. Da aufgrund der hohen Schubsteifigkeit des Epoxidharzes große Normalkräfte in den Flanschen und demzufolge große Spannungen erwartet wurden, bestehen die Flansche aus Stahl der Güte S 355J0.

Tabelle 4.3: mechanische Kennwerte des Klebstoffes DP 490 aus [127]

Zugscherfestigkeiten (DIN 53283)	26 MPa bei 23° Prüftemperatur (nach 7 Tage Härtung bei 23 °C)
----------------------------------	---

Der Versuch wurde bis zum Bruch des Glassteges durchgeführt. Im 4-Punkt-Biegeversuch erreichte der Träger beim Bruch des Glassteges eine Versuchslast von 126,5 kN bei einer Durchbiegung in Feldmitte von 19,93 mm. Der Glassteg erreichte beim Bruch nicht die erwartete Spannung von 120 N/mm<sup>2</sup>, sondern lag mit 104,4 N/mm<sup>2</sup> am unteren Rand unter der zulässigen charakteristischen Biegezugfestigkeit.

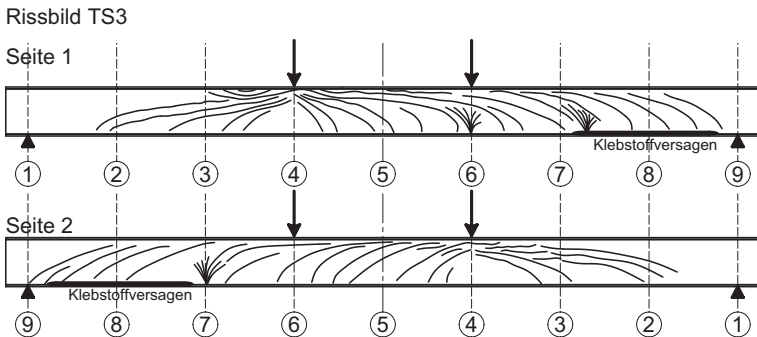


Bild 4.22 Rissbild des Versuchsträgers TS3

Das Rissbild des Glassteges, Bild 4.22, weist insgesamt 3 Rissursprünge auf, die alle von der gezogenen Glaskante ausgehen. Zwei der Rissursprünge befinden sich im Bereich von Achse 7, einem Bereich, in dem keine hohen Spannungen im Glas zu erwarten waren. Zwischen Achse 7 und 9 lag ein adhäsiver Bruch der unteren Verklebung vor. Der in Bild 4.23 dargestellte Bruch der Verklebung weist Bereiche mit einem adhäsiven Versagen der Verklebung zwischen Stahl und Klebstoff auf. Hier lag offensichtlich eine ungenügende Klebstoffhaftung auf dem Stahlflansch vor. Die mittig in Bild 4.23 zu erkennende Trennung zwischen Verklebung und Glassteg ist nicht auf ein Versagen des Klebstoffes zurückzuführen, sondern auf

ein Zerkrümmeln der Scheibe beim Bruch. Ein weiterer Rissursprung im Glassteg war wie erwartet in Achse 6 zu finden. Ob das adhäsive Versagen des Klebstoffs zwischen Achse 7 und 9 die Ursache für den Bruch des Glassteiges war, wird in Abschnitt 5.5 anhand numerischer Berechnungen geprüft.



Bild 4.23 Adhäsives Versagen des Klebstoffes im Versuch TS3

Mit Hilfe von Dehnungsmesstreifen mit drei Messgittern (DMS-Rosetten) wurden im Versuch TS3 die zweiachsigen Spannungszustände um unteren Glasrand in Achse 1 (Auflager) und am oberen Glasrand in Achse 4 (Lasteinleitung) analysiert. In beiden Achsen wurde im Versuch eine maximale Last von 63,28 kN eingeleitet. Als Hauptspannungen treten an den gemessenen Stellen nur Druckspannungen auf, Bild 4.24. Die größten Hauptspannungen ergaben sich zu  $-93,14 \text{ N/mm}^2$  an der Glasoberkante in Achse 4 (Überlagerung von Lasteinleitungsspannungen mit den Biegespannungen). Sie führten nicht zum Bruch, da Druckspannungen in der Regel nicht zum Versagen führen, da Fehlstellen überdrückt werden. Das Rissbild bestätigt, dass es infolge der konzentrierten Lasteinleitung nicht zum Versagen kam. Im dem zerstörten Glassteg liegen keine Rissursprünge am oberen Glasrand unter den Lasteinleitungsstellen oder im Bereich der Auflager.

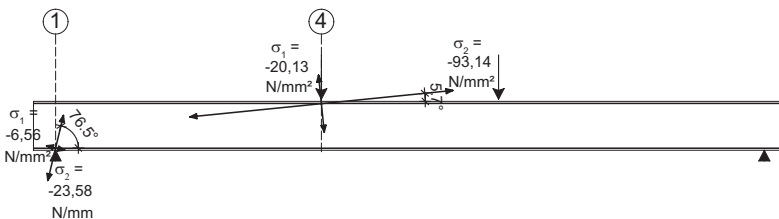


Bild 4.24 Hauptspannungen im Glassteg des Versuchsträgers TS3

Das maximale Moment im Glassteg beim Bruch betrug ca. 25 kNm. Die Gurte waren beim Bruch durch eine Normalkraft von ca. -255 kN bzw. 259 kN belastet.

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Das aufgebrauchte Gesamtmoment ergab sich zu 94,91 kNm. Damit erhöhte sich die Tragfähigkeit des Verbundträgers aufgrund der Mitwirkung der Flansche von 25 kNm auf 94,91 kNm. Dies entspricht einer Erhöhung um 280%.

Die folgenden Bilder stellen die Versuchsauswertung im Vergleich zur analytischen Berechnung dar. Die analytische Berechnung geht von einer konstanten Klebstoffschubsteifigkeit von  $150 \text{ N/mm}^2$  aus. Bei dieser Schubsteifigkeit des Klebers zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Normalkräfte in den Flanschen. Die Abweichung der analytischen Lösung von den Versuchsergebnissen beträgt 0,6% beim Obergurt und -0,9% beim Untergurt. Bei der Durchbiegung des Trägers in Feldmitte, Bild 4.27, ergibt sich eine Abweichung von ca. 0,5%. Die analytisch ermittelten Spannungen im Glas in Feldmitte weichen um ca. +5,5% von den Versuchsergebnissen ab, Bild 4.25.

Die aus der analytischen Berechnung ermittelte Schubsteifigkeit des Klebstoffs stimmt gut mit den Blockscherversuchen überein, Bild 4.26.

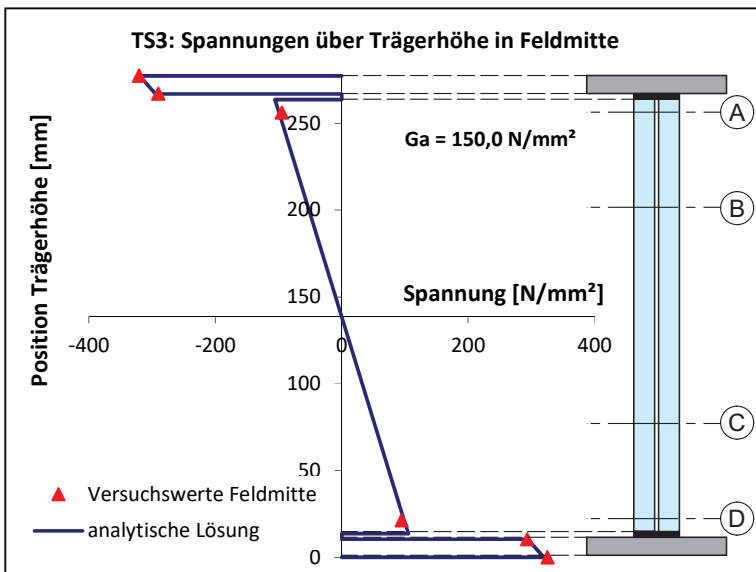


Bild 4.25 Spannungen in Feldmitte bei Erreichen der Bruchlast des Versuchsträgers TS3



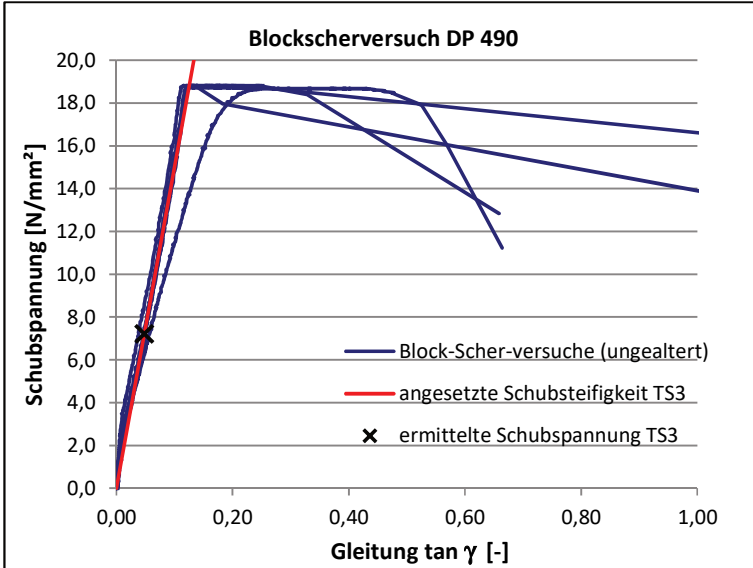


Bild 4.26 Vergleich der angesetzten Klebstoffschubsteifigkeit des Versuchs TS3 mit den Blockscherversuchen aus [3]

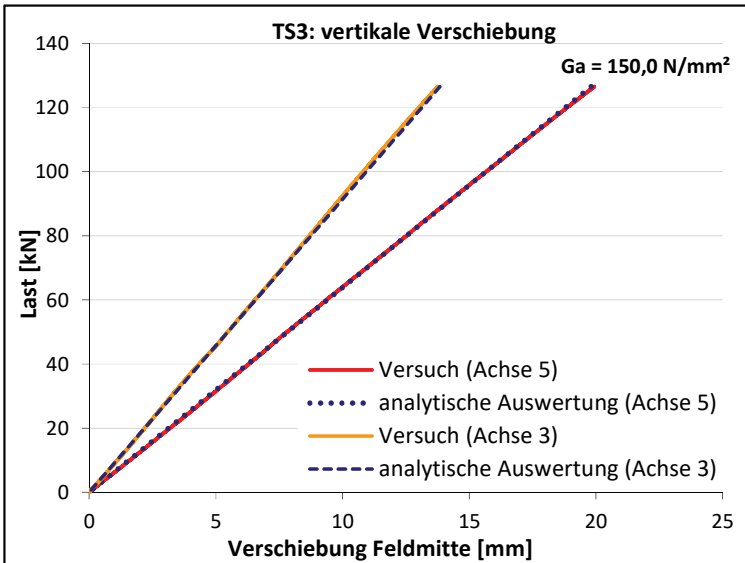


Bild 4.27 Last-Verschiebungskurve des Versuchs TS3

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Größere Abweichungen der analytischen Lösung von den Glasspannungen in Höhe von 16% bis 25% ergeben sich in den Lasteinleitungsachsen 4 und 6, Bild 4.28. Die analytische Lösung geht von einer punktuellen Lasteinleitung aus, die zu Spannungsspitzen unter den Einzellasten führt. Bild 4.28 zeigt neben der analytischen Lösung der Glasspannungen die Ausrundung der Spannungsspitzen, die sich vereinfacht unter der Annahme einer konstanten Druckspannung unter den Lasteinleitungsplatten ergibt. Durch Ausrundung werden die Spannungen um  $4,9 \text{ N/mm}^2$  reduziert, so dass sich die Abweichung der analytischen Lösung von den Versuchsergebnissen auf 11% bis 20% reduziert.

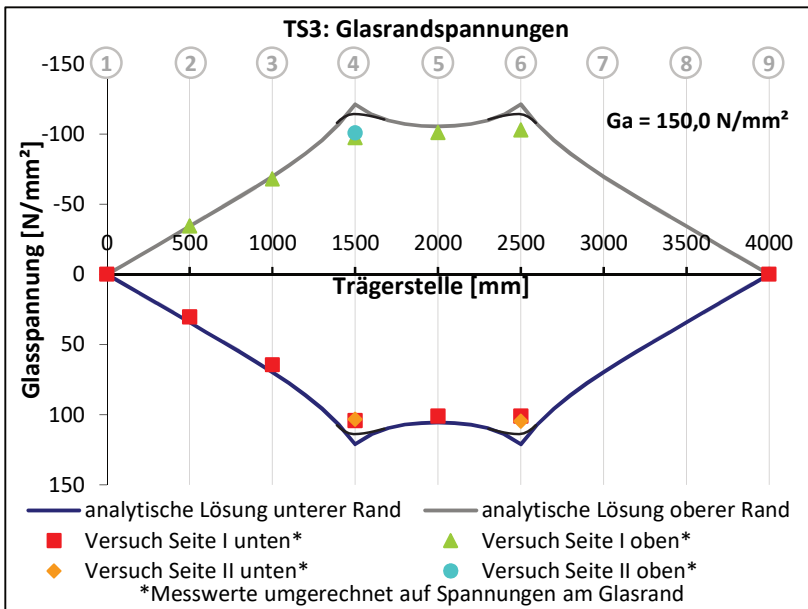


Bild 4.28 Glasrandspannungen  $\sigma_x$  im Versuchsträger TS3 mit Spannungsausrundung an der Lasteinleitungsstelle

### 4.2.4.4 Versuch TS4: stirnseitige Verklebung mit Silikon DC993

Der Versuchsträger TS4 ist mit Silikonklebstoff DC993 der Firma Dow Corning gefertigt, einem Klebstoff, der speziell für die Verklebung von Glas, Metallen und anderen Materialien für die Verwendung im Bauwesen entwickelt wurde [74]. Für diesen Klebstoff liegt eine Europäische Technische Zulassung (ETA) nach der Leitlinie ETAG 002 für geklebte Gaskonstruktionen (Structural Sealant Glazing Systems, SSGS) [87] vor. Die Leitlinie gilt für Glaselemente in Fassaden und Dächern, die über eine Verklebung Lasten in einen Tragrahmen übertragen. Die in

der ETAG 002 geregelten Konstruktionstypen decken die Konstruktion des Stahl-Glas-Trägers nicht ab, so dass die Europäische Technische Zulassung des Klebstoffes nicht für geklebte Stahl-Glas-Träger gilt. Da Silikon DC993 jedoch ein im Fassadenbau üblicher Klebstoff ist, ist der Versuchsträger TS4 mit dem Silikonklebstoff DC993 gefertigt, obwohl die geringe Steifigkeit des Klebers eine geringe Effizienz im Lastabtrag des Stahl-Glas-Trägers erwarten lässt.

Die Herstellerangaben, Tabelle 4.4, zu den mechanischen Eigenschaften des Silikons DC993 zeigen, dass es sich um einen stark verformbaren Klebstoff mit geringer Festigkeit handelt. Dies bestätigen die in [3] ermittelten geringen Schubmoduln von nur 0,6 N/mm<sup>2</sup> als Sekantensteifigkeit im Blockscherversuch. Die durchschnittliche Verklebungsdicke des Versuchsträgers beträgt 3,77 mm.

Tabelle 4.4: mechanische Kennwerte des Klebstoffes DC 993 [129]

Zugfestigkeit (ISO 8339)	0,95 MPa
Bruchdehnung (ISO 8339)	ca. 130%

Der Versuch wurde bis zum Bruch des Glassteiges durchgeführt. Dabei wurde eine Versuchslast von 52,80 kN bei einer Durchbiegung in Feldmitte von 26,14 mm erreicht. Die Messwerte des Versuchs TS4 bei Erreichen der Maximallast sind in Anhang D.3.3 aufgeführt.

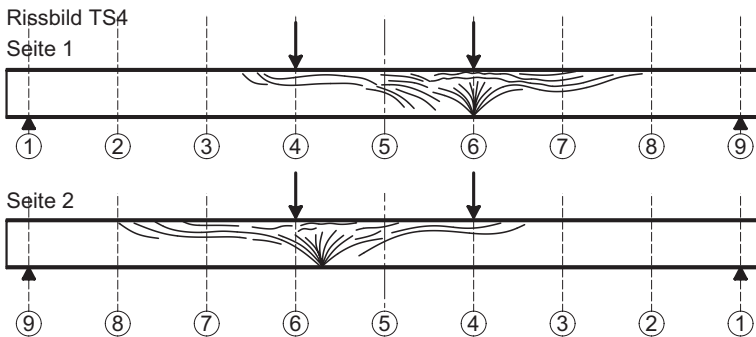


Bild 4.29 Rissbild des Versuchsträgers TS4

Im Rissbild, Bild 4.29, sind Rissursprünge an der unteren, gezogenen Kante des Glassteiges beidseitig im Bereich der Lasteinleitungssache 6 zu erkennen. Sie liegen im Bereich der maximalen Glaszugspannungen. Das Rissbild weist daher auf ein Versagen des Glassteiges durch Erreichen der Glaszugfestigkeit infolge des

#### 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Biegemomentes im Steg hin. Aus den Messwerten ergibt sich an der Unterkante des Glasstegs in Achse 6 eine Spannung von  $138 \text{ N/mm}^2$  in beiden Glasscheiben. Die Auswertung der Glasrandspannungen im Versuch in Bild 4.30 zeigt, dass in Achse 6 die größten Glasrandspannungen gemessen wurden. Die Messungen bestätigen, dass die Versagensursache im Überschreiten der Glaszugfestigkeit liegt. Gleichzeitig ist festzustellen, dass die erreichten Spannungen im Glas die charakteristische Zugfestigkeit der Glasscheibe von  $120 \text{ N/mm}^2$  um 15% überschreiten.

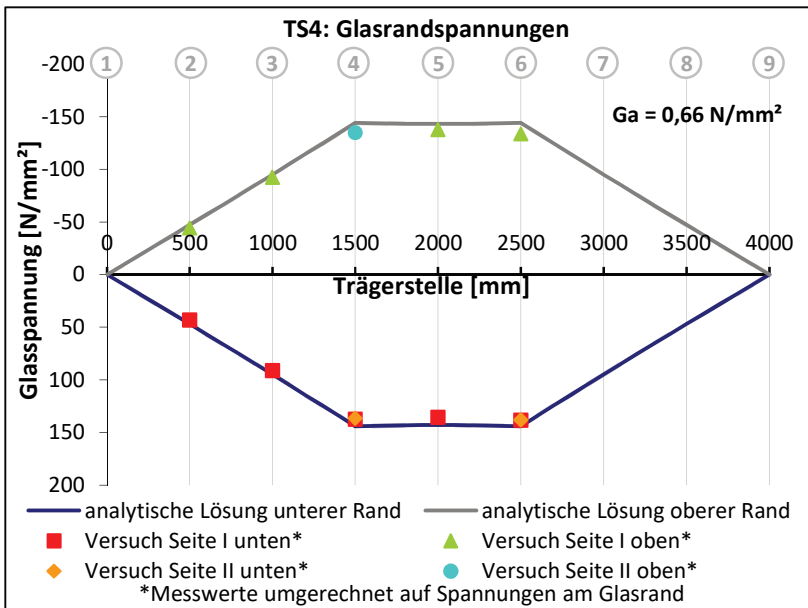


Bild 4.30 Glasrandspannungen  $\sigma_x$  im Versuchsträger TS4

Die Auswertung der Hauptspannungen aus den mehrachsigen Dehnungsmesstreifen in den Achsen 1 und 4 (Bild 4.31) zeigt, dass die Einleitung der Einzellasten keine Spannungen hervorruft, die zum Versagen des Glassteges führen. Die Spannung von  $-125,87 \text{ N/mm}^2$  in Achse 4 verläuft fast horizontal und resultiert daher aus der Biegespannung im Glassteg und nicht aus der punktuellen Lasteinleitung.

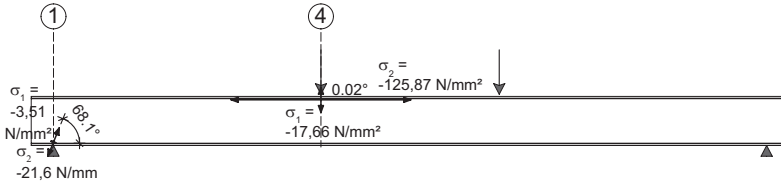


Bild 4.31 Hauptspannungen im Glasstege des Versuchsträgers TS4

Die Versuchsauswertung zeigt, dass der Verlauf des Biegemomentes in der Glas-scheibe über die Trägerlänge annähernd dem linearen Verlauf des äußeren Momentes entspricht. Dieser Verlauf ist durch die sehr geringe Schubsteifigkeit der Verklebung hervorgerufen. Es werden nur sehr geringe Normalkräfte in die Stahlflansche eingeleitet. Die Auswertung der Spannungen in Feldmitte, Bild 4.32, zeigt, dass die Flansche mit einer maximalen Spannung von ca. 35,68 N/mm<sup>2</sup> kaum ausgenutzt sind.

Das äußere Moment wird daher überwiegend über Biegung im Glasstege abgetragen. Von dem äußeren Biegemoment (39,6 kNm) trägt der Glasstege 86% ab (34,22 kNm). 9,5% des äußeren Biegemomentes (3,75 kNm) werden über Normalkräfte in den Flanschen abgetragen. Die Tragfähigkeit des reinen Glasträgers wurde durch Verstärkung mit Flanschen unter Verwendung des Silikons DC993 um 15,7% gesteigert.

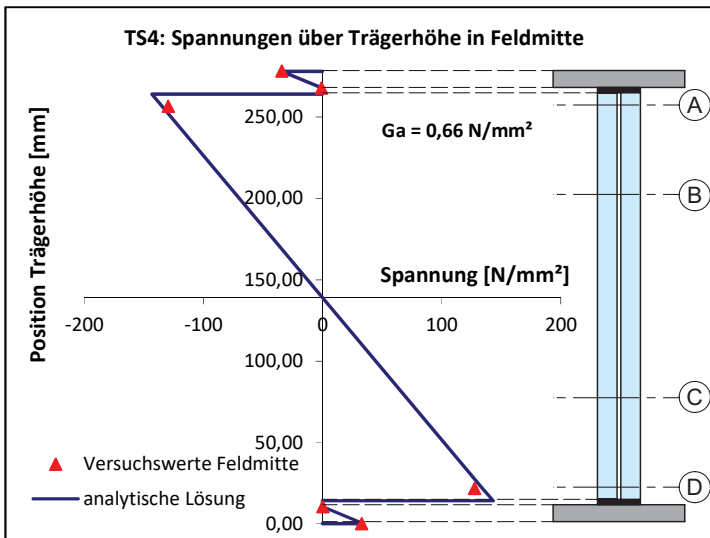


Bild 4.32 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte bei Erreichen der Bruchlast des Versuchsträgers TS4

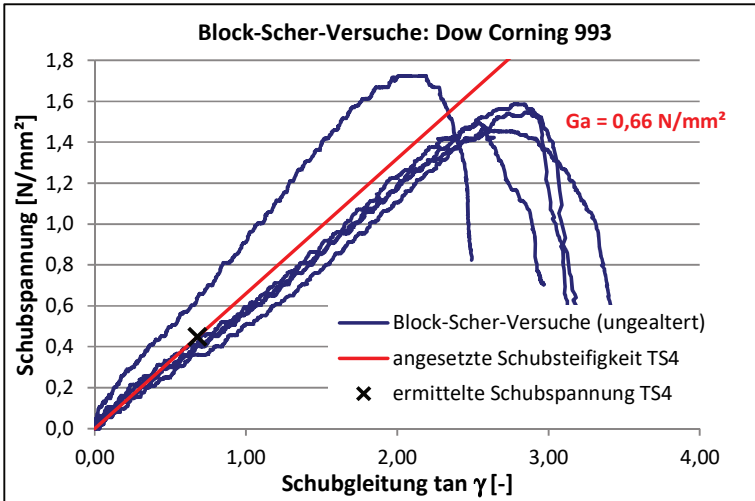


Bild 4.33 Schubspannungs-Gleitungs-Kurven der Block-Scher-Versuche mit DC993 aus [3] und Vergleich mit der Schubsteifigkeit des Versuchs TS4

Der Vergleich der Versuchsauswertung zur analytischen Berechnung ergibt die beste Übereinstimmung bei einem konstanten Schubmodul des Klebstoffes von  $0,66 \text{ N/mm}^2$ . Diese Schubsteifigkeit liegt etwas über der in [3] ermittelten Sekantensteifigkeit von  $0,6 \text{ N/mm}^2$  im Blockscherversuch bei Erreichen der Schubfestigkeit am Versuchsende. Bild 4.33 stellt die konstante Schubsteifigkeit den Versuchskurven der Blockscherversuche gegenüber. Hierbei ist, aufgrund der höheren Anfangssteifigkeit des Klebstoffes, eine gute Übereinstimmung festzustellen.

#### 4.2.4.5 Versuch TS5: stirnseitige Verklebung mit Epoxidharz DP490

Der Versuchskörper TS5 gleicht durch die stirnseitige Verklebung mit dem Epoxidharz DP490 dem Versuchskörper TS3 aus Abschnitt 4.2.4.3. Im Gegensatz zum Versuchsträger TS3, der vor Erreichen der charakteristischen Glasfestigkeit versagte, erreichte der Versuch TS5 Glasspannungen über  $120 \text{ N/mm}^2$  und erzielte eine Bruchlast von  $161,6 \text{ kN}$  bei einer Durchbiegung von  $26,71 \text{ mm}$ .

Rissbild TS5: DP490

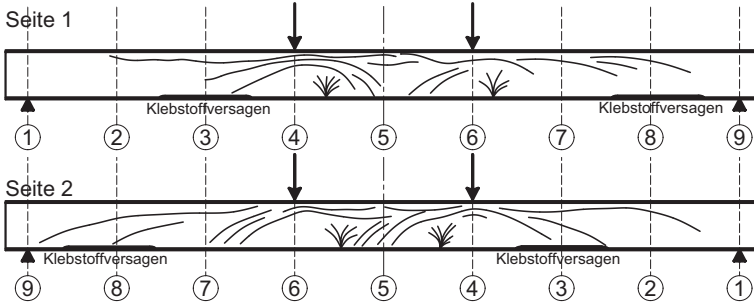


Bild 4.34 Rissbild des Versuchsträgers TS5

Das Rissbild des Glassteges, Bild 4.34, weist 4 Rissursprünge auf. Die Rissursprünge zwischen den Lasteinleitungsachsen 4 und 6 liegen im Bereich der maximalen Glasspannungen. Der Rissursprung zwischen Achse 6 und 7 liegt in der Nähe der maximalen Glasspannungen. Zusätzlich zu den Rissursprüngen im Glassteg war Klebstoffversagen im Bereich von Achse 3 und Achse 8 zu erkennen. An diesen Stellen trat ein adhäsives Versagen zwischen Klebschicht und Stahlflansch auf, Bild 4.35. Die geklebte Verbindung zum Glassteg versagte nicht. Die Trennung zwischen Klebschicht und Glassteg ergab sich durch das Zersplittern der Glasscheibe. Anhand des Rissbildes kann nicht eindeutig festgestellt werden, ob das Versagen des Trägers durch Überschreiten der Glasfestigkeit im Steg oder durch den Bruch der Verklebung hervorgerufen wurde. Die Bruchursache wird mit numerischen Berechnungen in Kapitel 5.5 überprüft.

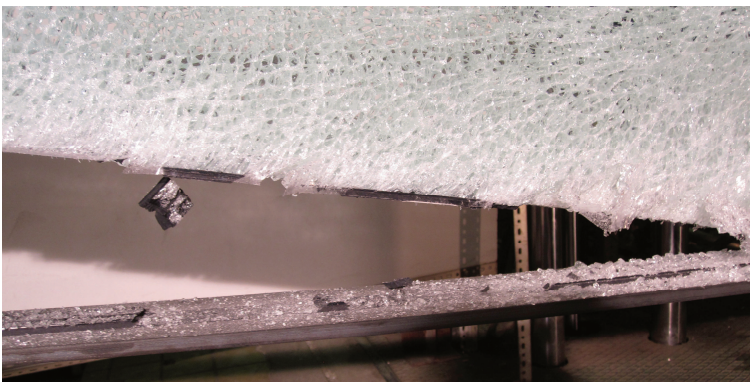


Bild 4.35 Klebstoffversagen des Versuchsträgers TS5

Die Spannungsauswertung im Querschnitt zeigt, dass die Spannungen im Glassteg, Bild 4.36, an den Messstellen Werte über  $130 \text{ N/mm}^2$  erreichen, woraus sich rechnerisch Spannungen am gezogenen Glasrand von  $140 \text{ N/mm}^2$  ergeben. Damit wurde eine Glaszugspannung erreicht, die weit über der charakteristischen Biegezugfestigkeit liegt.

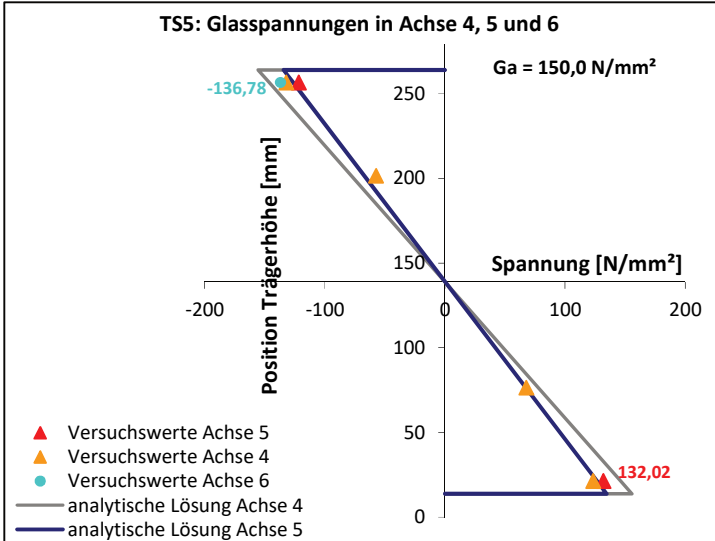


Bild 4.36 Glasspannungen  $\sigma_x$  des Versuchs T55 bei der Versagenslast von  $161,6 \text{ kN}$  in Achse 4, 5 und 6

Die Dehnungsverläufe des Untergurtes zeigen an den Messstellen in Feldmitte, dass dem Glasversagen ein Fließen der Stahlflansche vorangegangen ist, Bild 4.37. Das Fließen ist deutlich im Dehnungsverlauf der Messstelle 5\_UGI\_I zu erkennen: die Dehnungen verlaufen bis zu einer Versuchslast von  $150 \text{ kN}$  annähernd linear. Danach nehmen die Dehnungen ohne einen signifikanten Lastanstieg deutlich zu. Nach dem Entlasten bleibt eine plastische Dehnung von  $1,37 \text{ ‰}$  zurück.

Der Dehnungsverlauf der Messstelle 5\_D\_I im Glassteg lässt die Auswirkungen des Untergurtfließens auf den Glassteg erkennen: Ab einer Versuchslast von  $150 \text{ kN}$  führt das Stahlfließen zu einer Momentumlagerung auf den Glassteg, wodurch das innere Moment im Glassteg erhöht wird. Dadurch nehmen die Glasdehnungen überproportional zu. Die Momentumlagerung durch das Stahlfließen ist auch in der Last-Verschiebungs-Kurve, Bild 4.38, zu erkennen. Die Kurve, die bis zum Stahlfließen bei  $150 \text{ kN}$  annähernd linear ist, flacht im weiteren Verlauf be-



dingt durch die Momentenumlagerung leicht ab. Am Obergurt des Versuchsträgers TS5 ist kein Fließen festzustellen.

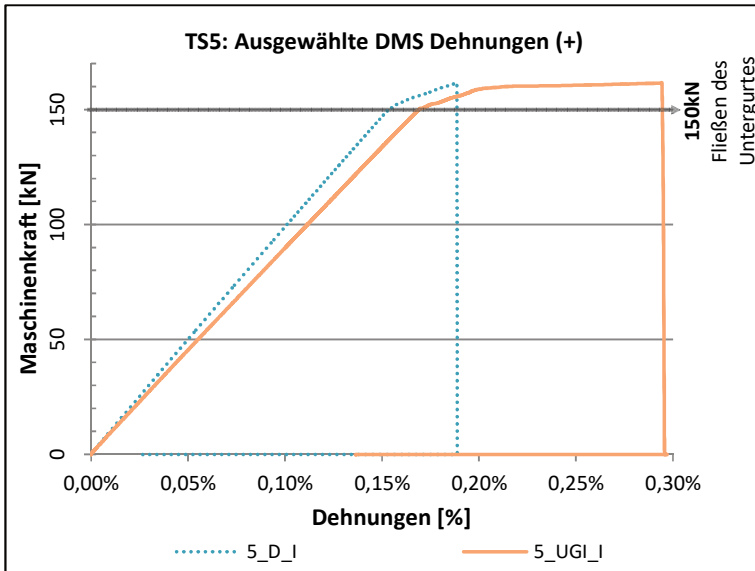


Bild 4.37 Verlauf der Dehnungen im Versuch TS5 an ausgewählten Messstellen der unteren Trägerhälfte

Bild 4.39 zeigt die Spannungen im Träger in Feldmitte bei Erreichen der Bruchlast von 161,6 kN. Da kein Spannungs-Dehnungs-Diagramm des verwendeten Stahls vorliegt, sind keine exakten Rückschlüsse auf die vorhandene Spannung möglich. Zur Berechnung der Spannungen aus den gemessenen Dehnungen wurde ein bilineares Spannungs-Dehnungs-Diagramm angenommen und die Fließgrenze aus den gemessenen Dehnungsverläufen des Untergurtes in Trägermitte mit  $f_y = 385 \text{ N/mm}^2$  abgeschätzt.

#### 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

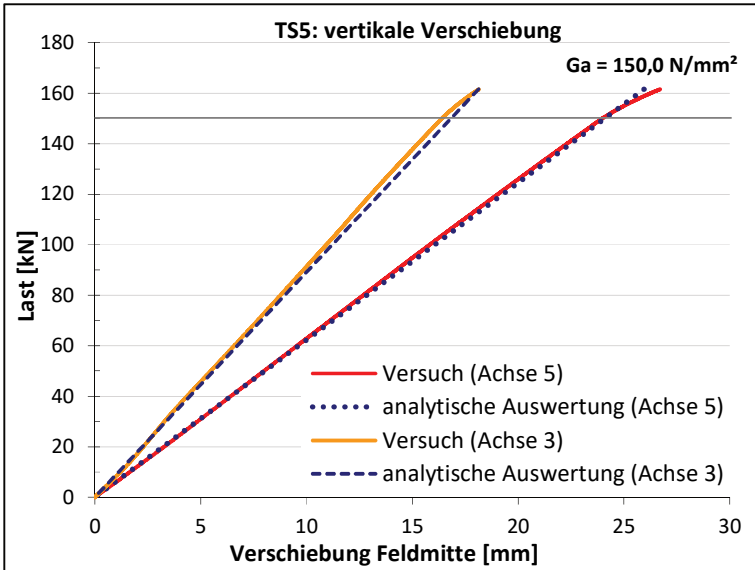


Bild 4.38 Last-Verschiebungskurve des Versuchs TS5

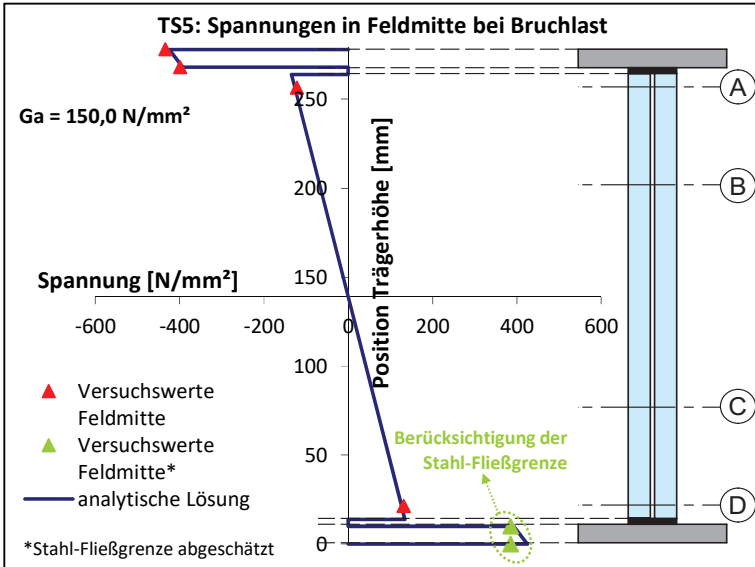


Bild 4.39 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte bei Erreichen der Bruchlast des Versuchs TS5

Bei Erreichen der Bruchlast ergibt sich im Glas eine maximale Randspannung von  $140 \text{ N/mm}^2$  (unterer Glasrand) und eine minimale Randspannung von  $-145 \text{ N/mm}^2$  (oberer Glasrand). Damit trägt der Glassteg ein Moment von ca.  $36 \text{ kNm}$  ab. Das sind 30% des sich unter der Versuchslast von  $161,6 \text{ kN}$  einstellenden äußeren Momentes in Höhe von  $125 \text{ kNm}$ . Insgesamt trägt damit der Verbundträger ein 3,3-fach größeres Moment ab als der reine Glasträger.

Die Versuchsauswertung im Vergleich zur analytischen Berechnung erfolgt vor Beginn des Stahlfließens bei  $150 \text{ kN}$ , vgl. Anhang D.5.5. Wie auch im Versuch TS3, Abschnitt 4.2.4.3, beruht die analytische Berechnung auf einer konstanten Klebstoffschubsteifigkeit von  $150 \text{ N/mm}^2$ . Unter dieser Annahme weicht die analytisch berechnete Normalkraft im Obergurt nur  $0,5\%$  von den Versuchswerten ab. Für den Untergurt ergibt sich eine Abweichung von  $-7,8\%$ . Bei der Durchbiegung des Trägers in Feldmitte ergibt sich bei einer Abweichung von ca.  $0,5\%$  eine sehr gute Übereinstimmung von analytischer Lösung und Versuchswert. Größere Abweichungen zeigen sich in den Berechnungen der Glasspannung. In Feldmitte weichen die analytisch ermittelten Glasspannungen um ca.  $+7,4\%$  (Achse A) und  $9,3\%$  (Achse D) von den Versuchsergebnissen ab.

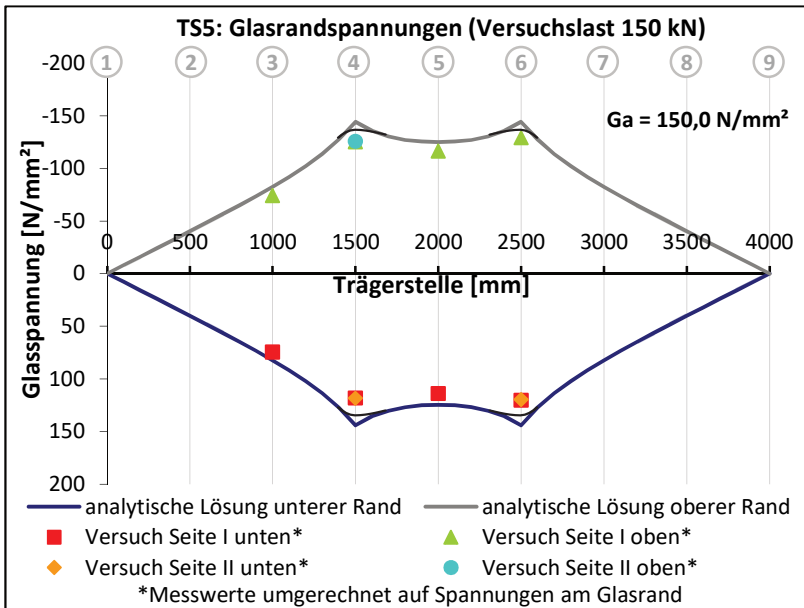


Bild 4.40 Glasrandspannungen  $\sigma_x$  bei  $150 \text{ kN}$  Versuchslast des Versuchs TS5

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

Wie bereits im Versuch TS3 ergeben sich die größten Abweichungen bei den Glasspannungen der Lasteinleitungsachsen 4 und 6. Die analytische Lösung, die eine punktuelle Lasteinleitung voraussetzt, weicht um 11% bis 22% von der Versuchsauswertung ab. Wie bereits beim Versuchsträger TS3 kann die Abweichung der analytischen Lösung durch Berücksichtigung der realen Lasteinleitungsbreite reduziert werden. Unter der Annahme einer konstanten Druckspannung unter den Lasteinleitungsplatten ergibt sich eine Reduktion der Spannungsspitze im Glas von  $4,5 \text{ N/mm}^2$  reduziert. Die Abweichung zu den Versuchswerten liegt dann zwischen 8% und 18%.

### 4.2.4.6 Versuch TS6: stirnseitige Verklebung mit Epoxidharz Delo Duopox AD 821

Der Versuchsträger TS6 weist einen stirnseitig verklebten Querschnitt auf. Er wurde mit dem Klebstoff Delo Duopox AD821 gefertigt. Es handelt sich um einen Epoxidharz mit einer geringeren Steifigkeit als der in den Versuchen TS3 und TS5 verwendete Klebstoff DP490. Im 4-Punkt-Biegeversuch wurde eine Versuchslast von  $76,8 \text{ kN}$  bei einer Durchbiegung von  $16,87 \text{ mm}$  erzielt. Die maximal gemessene Glasspannung betrug  $83,93 \text{ N/mm}^2$  an der Messstelle 6\_D\_I, siehe Anhang D.6.3. Rechnerisch ergibt sich daraus eine Zugspannung am Glasrand von ca.  $89 \text{ N/mm}^2$ .

Das Versagen des Versuchsträgers TS6 weist im Vergleich zu den anderen Versuchsträgern Unterschiede auf. Diese zeigen sich in der geringen maximalen Glaszugspannung beim Glasbruch und in der geringen Durchbiegung des Trägers. Das Rissbild des Glasstegs, Bild 4.41, weist Unterschiede auf, da keine Hinweise auf den Rissursprung durch fächerförmige Rissbündel zu finden sind. Stattdessen ist ein ausgeprägter Schrägriss zu erkennen, der beginnend bei Achse 9 unter einem Winkel von ca. 25 Grad verläuft, Bild 4.46.

Rissbild TS6: Delo AD 821

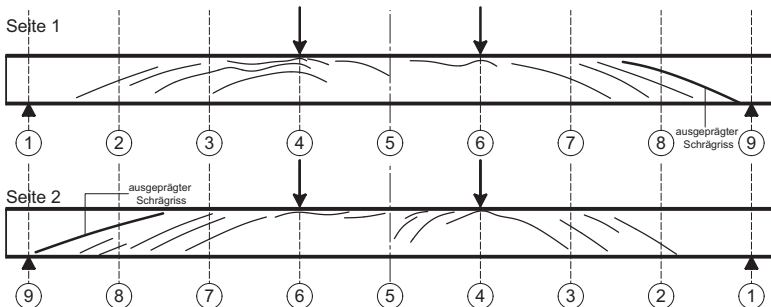


Bild 4.41 Rissbild des Versuchsträgers TS6

Die Auswertung der Messwerte und der Vergleich mit der analytischen Lösung zeigt, dass die Flansche beim Bruch eine Normalkraft von -134 kN (Obergurt) und 135 kN (Untergurt) aufnehmen. Die analytische Lösung liefert zutreffende Flanschnormalkräfte bei Ansatz eines Klebstoffschubmoduls von  $G_a = 25,1 \text{ N/mm}^2$ .

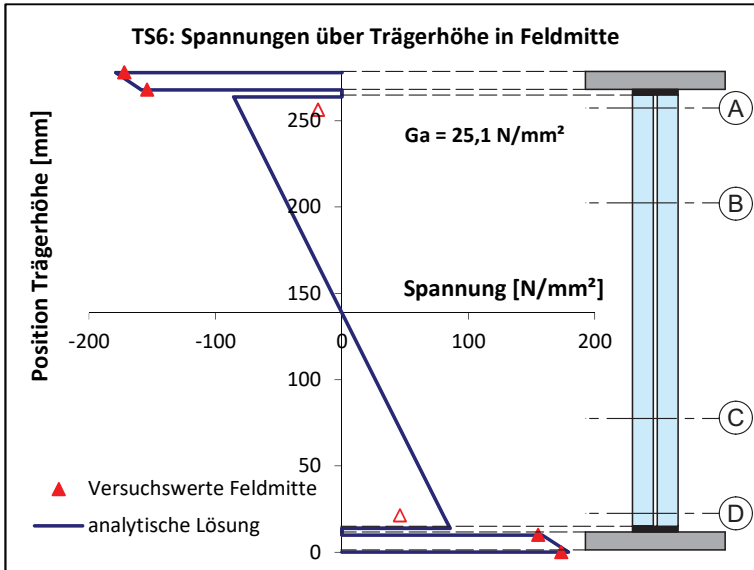


Bild 4.42 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte bei Erreichen der Bruchlast des Versuchsträgers TS6

Obwohl die analytische Lösung damit in Feldmitte sehr gute Übereinstimmungen mit den gemessenen Spannungen auf der Innen- und Außenseite der Flansche ergibt, zeigen sich starke Abweichungen zu den Spannungen im Glassteg, siehe Bild 4.42. In den Lasteinleitungsachsen Achsen 4 und 6 stimmen die Versuchswerte mit Ausnahme der Messstelle 6\_A\_I wieder ausreichend genau mit den Versuchswerten überein, Bild 4.44. Bild 4.45 stellt die Glasrandspannungen am oberen und unteren Rand über die Trägerlänge dar. Es wird deutlich, dass nur in Achse 5 und 6 signifikante Messwertabweichungen zur analytischen Lösung vorliegen. Diese Abweichungen lassen sich aus folgenden Gründen mechanisch nicht erklären:

- Das beim Bruch aufgebrachte Biegemoment in Höhe von 57,6 kNm muss durch die Querschnittsteile in Feldmitte abgetragen werden. Die Flansche nehmen über die Flanschnormalkräfte ein Biegemoment von 36 kNm und über Biegung ein Moment von 0,02 kNm auf. Das verbleibende äußere Moment in Höhe von 21,58 kNm ist über Biegung vom

Glassteg abzutragen und würde eine Spannung am Glasrand von  $\pm 86 \text{ N/mm}^2$  hervorrufen. Die gemessenen Werte in Feldmitte liegen jedoch deutlich darunter. Das messtechnisch ermittelte innere Moment weicht mit 43,7 kNm deutlich von dem äußeren aufgebracht Moment ab.

- Es konnte ausgeschlossen werden, dass die Differenz zwischen aufgebrachtem und inneren Moment durch ein ungewolltes vertikales Auflager (z.B. durch behinderte vertikale Verschiebung an der seitlichen Halterung) in Feldmitte des Versuchsaufbaus hervorgerufen wurde, da sich eine sehr gute Übereinstimmung von gemessener vertikaler Durchbiegung (16,87 mm) und analytisch berechneter Durchbiegung (16,27 mm) ergibt.
- Weiterhin konnte ausgeschlossen werden, dass sich die Abweichungen durch eine in der analytischen Lösung nicht berücksichtigte Verdrehung um die Stabachse des Trägers ergeben, da eine Verdrehung in Feldmitte durch die seitliche Halterung ausgeschlossen war und in Achse 3 und 7 keine signifikanten seitlichen Verschiebungen gemessen wurden.
- Die unplausiblen Messwerte wurden nur auf Seite I der Glasscheibe gemessen. Da in Achse 4 und 6 die Messungen auf beiden Seiten der Scheibe (Seite I und Seite II) annähernd gleiche Werte ergaben, wirken beide Scheiben gleich am Lastabtrag mit.

Da damit mögliche Ursachen für die starken Abweichungen vom erwarteten Spannungsverlauf in der Glasscheibe ausgeschlossen sind, kann es sich bei den Messwerten 5\_A\_I, 5\_D\_I und 6\_A\_I nach Anhang D.6.3 nur um Fehlmessungen handeln.

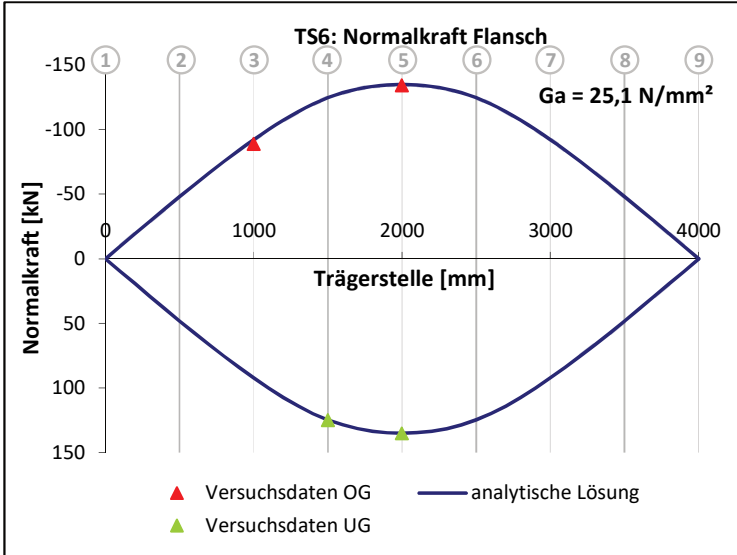


Bild 4.43 Normalkraftverlauf der Gurte im Versuch TS6 und Vergleich mit der analytischen Lösung

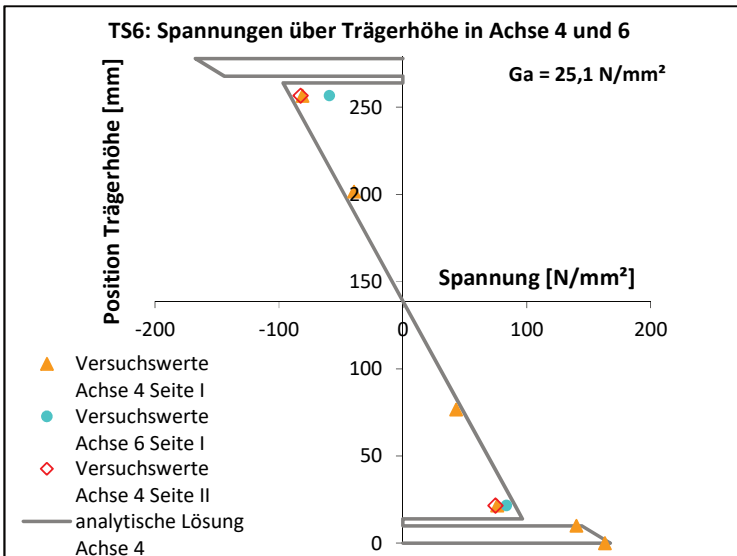


Bild 4.44 Spannungen  $\sigma_x$  in Achse 4 und 6 bei Erreichen der Bruchlast des Versuchsträgers TS6

#### 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

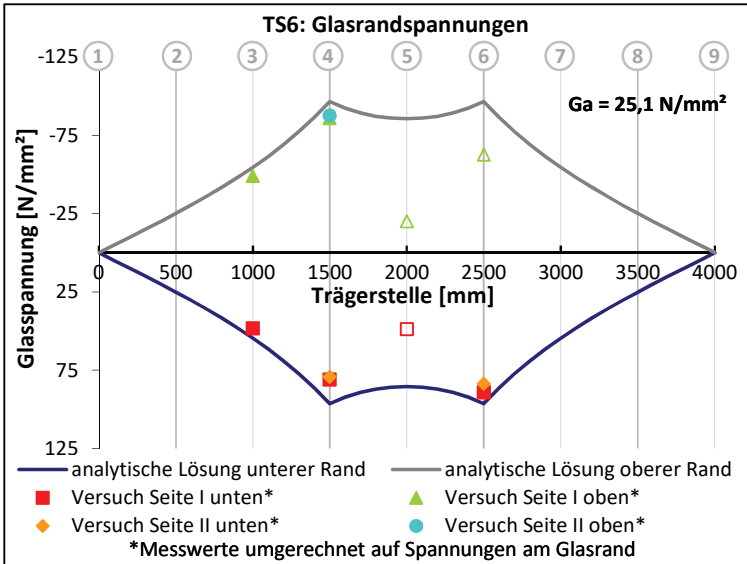


Bild 4.45 Spannungen  $\sigma_x$  am oberen und unteren Rand des Glassteiges über die Trägerlänge bei Erreichen der Bruchlast des Versuchsträgers TS6



Bild 4.46 Schrägriss am Auflager des Versuchsträgers TS6



Wie bereits oben beschrieben zeigt sich im Bruchbild des Glassteges ein ausgeprägter Schrägriss am Auflager in Achse 9, Bild 4.46. Dieser Schrägriss scheint der Ausgangspunkt für den Glasbruch zu sein, da keine Rissursprünge in Form von Rissbündeln aufgetreten sind. Für dieses Schadensbild kommen zwei mögliche Ursachen infrage: Zum einen wurde der Träger ohne die in Bild 4.14 dargestellten Lasteinleitungstreifen aus Hartkunststoff hergestellt, so dass die Übertragung der Auflagerkraft in den Glassteg durch die Klebschicht erfolgt. Möglicherweise führte die Pressung der Klebfuge durch die Auflagerkraft zu einer Querdehnung des Klebstoffes, wie es in den Druckversuchen in Abschnitt 4.2.3 festgestellt wurde und damit zu lokalen Spannungsspitzen in der Glasscheibe. Zum anderen ist festzustellen, dass der ausgeprägte Schrägriss von der Kante der Lasteinleitungsplatte des Linienkipplagers (vgl. Versuchsaufbau in Bild 4.3) ausgeht. An dieser Stelle können Spannungsspitzen aufgetreten sein, wenn es im Versuchsaufbau zu einer ungewollten Verdrehbehinderung des Linienkipplagers gekommen ist. Die Bruchursache wird in Abschnitt 5.5 mit numerischen Berechnungen überprüft.

Ein Klebstoffversagen des Klebstoffes AD 821 konnte nicht festgestellt werden, da weder adhäsives noch kohäsives Versagen der Verklebung des geprüften Trägers vorlag. Da keine Schubversuche für den Klebstoff vorliegen, kann hier kein Vergleich der analytisch ermittelten Klebstoffsteifigkeit erfolgen.

#### 4.2.4.7 Versuch TS8: stirnseitige Verklebung mit gealtertem SF7550

Für den Versuch TS8 wurde der im Langzeitversuch TS7 verwendete Versuchskörper verwendet. Möglich war dies, da im Versuch TS7 kein Versagen des Trägers aufgetreten war (siehe Abschnitt 4.3). Nachdem der Versuchskörper im Versuch TS7 184 Tage lang mit Lasten im Gebrauchslastniveau belastet worden war (vgl. Abschnitt 4.3), erfolgte eine Lagerung im Freien. Dabei war der Träger über einen Zeitraum von 3 Jahren und 4 Monaten der natürlichen Witterung ausgesetzt. Dabei war der Träger sowohl Einflüssen aus Sonnenlicht, Temperaturwechsel und Feuchtigkeit aus Niederschlag ausgesetzt.

Bei der Durchführung des Versuchs TS8 wurde der Versuchskörper im 4-Punkt-Biegeversuch nach Abschnitt 4.2.1 bis zum Bruch belastet. Die Bruchlast betrug 66,3 kN.

Das Rissbild des Glassteges, Bild 4.47, weist 4 Rissursprünge auf, die in der Nähe der Lasteinleitungsachsen 4 und 6 lokalisiert sind. Die Risse weisen auf ein Versagen des Glassteges aufgrund hoher Normalspannungen an den erwarteten Trägerstellen hin. Es kam, trotz der Alterung des Klebstoffes, nicht zu einem Versagen der geklebten Verbindung.

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

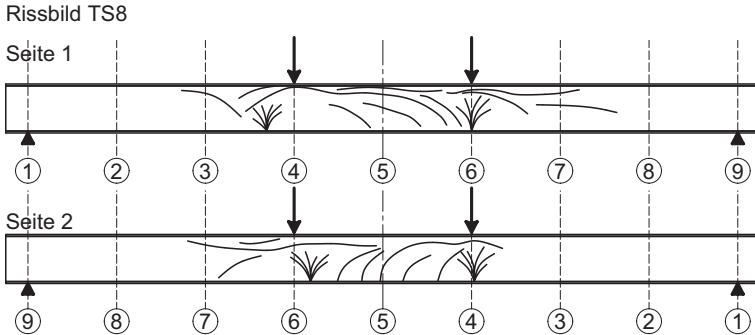


Bild 4.47 Rissbild des Versuchsträgers TS8

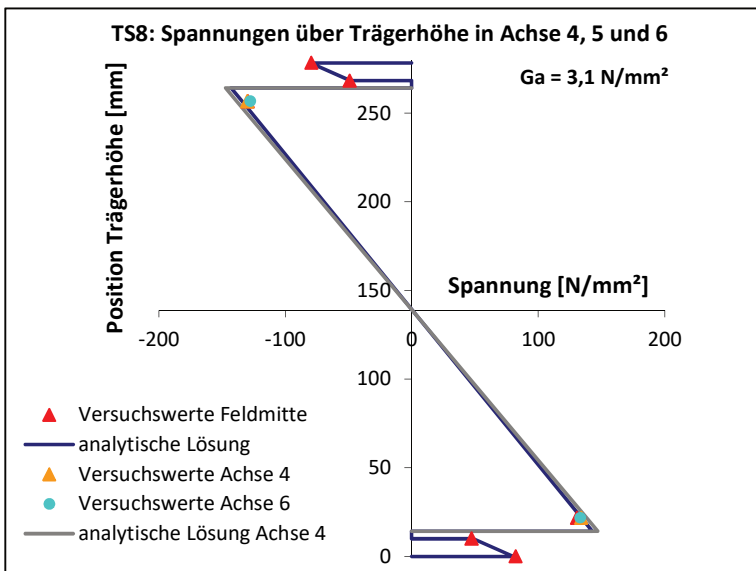


Bild 4.48 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte und den Achsen 4 und 6 bei Erreichen der Bruchlast des Versuchs TS8

Bei der Versuchsauswertung, Anhang D.7.5, ergeben sich an den Messstellen im Glassteg maximale Spannungen von  $134 \text{ N/mm}^2$ . Damit ergibt sich nach Bild 4.48 am gezogenen Glasrand eine maximale Spannung von  $142 \text{ N/mm}^2$  in Achse 4. Die vorhandene Spannung liegt weit über der charakteristischen Glasfestigkeit. Die Spannungen im Stahlflansch erreichen Werte von  $82 \text{ N/mm}^2$  im Untergurt und -

79 N/mm<sup>2</sup> im Obergurt. Damit sind die Flansche, bezogen auf die Stahlstreckgrenze von 235 N/mm<sup>2</sup>, zu ca. 34% ausgenutzt.

Der Vergleich der Versuchsergebnisse mit den analytischen Berechnungen zeigt die beste Übereinstimmung bei einer angesetzten Klebstoffsteifigkeit von  $G_a = 3,1 \text{ N/mm}^2$ . Die im Versuch ermittelte Flanschnormalkraft weicht um maximal 2,2% von der analytischen Lösung ab. Die Abweichung der Glasspannungen in Feldmitte von der analytischen Lösung liegt bei maximal 3,6%.

Die vertikale Verschiebung des Versuchsträgers, Bild 4.49, stimmt gut mit der analytischen Berechnung überein. Am Versuchsende ergibt sich eine Abweichung von 1%.

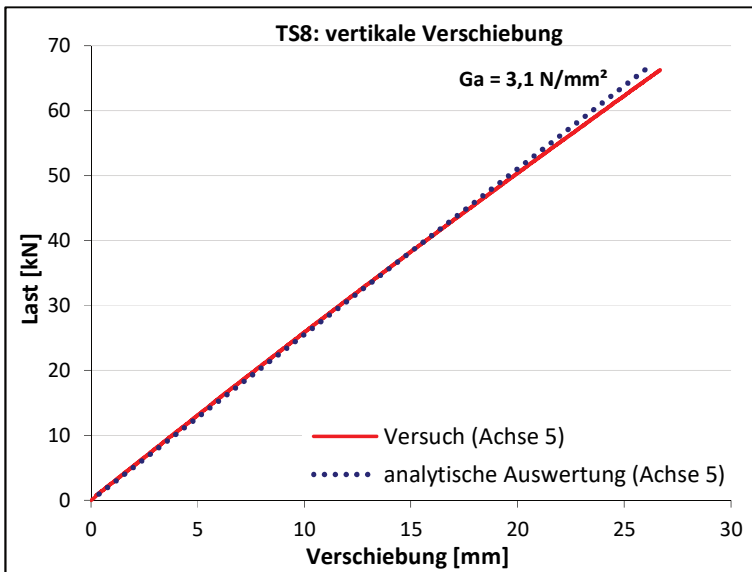


Bild 4.49 Last-Verschiebungskurve des Versuchs TS8

Der Vergleich der angenommenen Schubsteifigkeit des Klebstoffes SF7550 mit den in [3] dargestellten Schubspannungs-Gleitungs-Kurven gealterter und ungealterter Klebstoffproben in Bild 4.50 zeigt, dass die Steifigkeit von  $G_a = 3,1 \text{ N/mm}^2$  etwas unter dem Mittelwert der ungealterten Proben liegt. Die gealterten Proben weisen alle eine geringere Steifigkeit auf. Im Mittel ergibt sich bei einer Schubspannung von  $1,6 \text{ N/mm}^2$  eine Sekantensteifigkeit der gealterten Proben von ca.  $2 \text{ N/mm}^2$ .

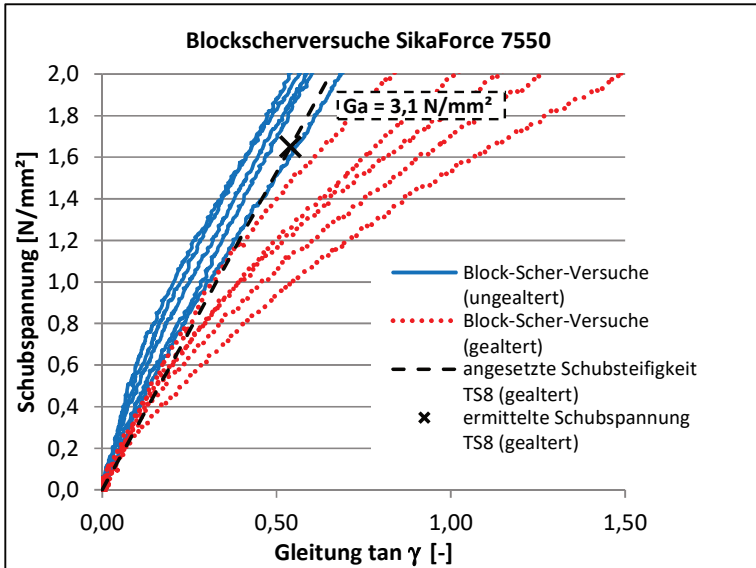


Bild 4.50 Anfangsbereich der Schubspannungs-Gleitungs-Kurven der Block-Scher-Versuche mit SF7550 aus [3]

Der Versuchskörper TS8 unterscheidet sich von dem Versuchskörper TS1 aus Abschnitt 4.2.4.2 durch die Freibewitterung, die vorausgehende Dauerbelastung und eine geringe Abweichung in der Dicke der Verklebung. Die Versuchsergebnisse können daher direkt miteinander verglichen werden. Auffällig ist, dass im Versuch TS1 bei der analytischen Berechnung für den ungealterten Klebstoff eine deutlich geringere Schubsteifigkeit von  $2,0 \text{ N/mm}^2$  zutreffend war. Dieses Ergebnis deckt sich nicht mit den in Bild 4.50 dargestellten Block-Scher-Versuchen aus [3], bei denen die Klebstoffalterung einen deutlichen Steifigkeitsabfall hervorrief.

Vergleicht man die Ergebnisse des Versuches TS8 mit denen des Dauerstandversuchs TS7 (vgl. Abschnitt 4.3), können weitere Rückschlüsse auf die Alterung des Klebstoffes gezogen werden. Da bei beiden Versuchen derselbe Versuchskörper getestet wurde, besteht der einzige Unterschied in der Klebstoffalterung. Der Versuch TS7 wurde zum Zeitpunkt  $t = 0$  durch eine Versuchslast von  $12,96 \text{ kN}$  belastet. Im Folgenden erfolgt ein Vergleich mit dem Versuch TS8 unter der gleichen Versuchslast.

Bild 4.51 stellt die Spannungen im Versuch TS7 (ungealtert, Belastungszeitpunkt  $t = 0$ ) den Spannungen des Versuchs TS8 (gealtert) bei einer Versuchslast von  $12,96 \text{ kN}$  gegenüber. Es ist festzustellen, dass die gemessenen Werte nur minimal

voneinander abweichen. Im Mittel stellen sich beim gealterten Versuch TS8 etwas geringere Stahlspannungen bei etwas größeren Glasspannungen ein.

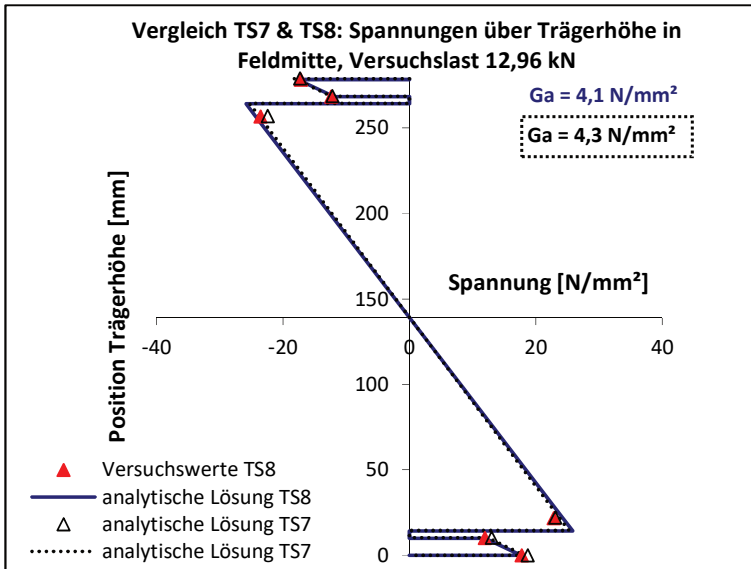


Bild 4.51 Vergleich der Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte des Versuchsträgers TS7 und TS8 bei einer versuchslast von 12,96 kN

Für die analytische Lösung des Versuchs TS7 ergibt sich damit eine Klebstoffschubsteifigkeit von  $4,3 \text{ N/mm}^2$ . Unter derselben Last ergibt sich für den gealterten Träger TS8 eine um 5% geringere Schubsteifigkeit von  $4,1 \text{ N/mm}^2$ . Der Vergleich mit den Block-Scher-Versuchen, Bild 4.52, zeigt, dass die Klebstoffsteifigkeit des ungealterten Versuchs innerhalb der Streuungen der ungealterten Block-Scher-Versuche liegt. Die Klebstoffsteifigkeit des gealterten TS8 liegt über der Kurvenschar der künstlich gealterten Versuche. Die Block-Scher-Versuche aus [3] wurden einem beschleunigten Alterungstest nach DIN 53287 [90] unterzogen. Dabei erfolgte eine sechswöchige Lagerung unter einer erhöhten Lagerungstemperatur in einer Prüfflüssigkeit aus demineralisiertem Wasser ohne Tenside. Aus den Versuchsergebnissen ist erkennbar, dass die verschärften Alterungsbedingungen der Block-Scher-Versuche zu einer stärkeren Alterung geführt haben als die Freibewitterung der Großversuche. Damit ist die Aussage in [7] bestätigt, dass durch die Verfahren zur beschleunigten künstlichen Alterung „leicht Schadensvorgänge induziert werden, die im realen Bauteilleben niemals auftreten werden.“ Der Grund dafür ist, dass der Einfluss von Feuchtigkeit den größten Schädigungs-

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

faktor für die Alterung von Verklebungen darstellt. Der dauerhafte Feuchtigkeitseinfluss bei künstlicher Alterung bewirkt daher stärkere Schäden als die natürliche Bewitterung. In [7] wird daher empfohlen zusätzlich zu den Alterungssimulationsverfahren Freibewitterungstests durchzuführen, die mindestens ein Jahr, besser mehrere Jahre betragen sollen. Diese Empfehlung wurde mit einer Freibewitterungszeit von über 3 Jahren eingehalten.

Insgesamt zeigt der Vergleich der Versuche TS7 und TS8, dass die Freibewitterung des Versuchsträgers nur marginalen Einfluss auf den Lastabtrag hat. Daher kann an dieser Stelle auch festgestellt werden, dass der Unterschied zwischen Versuchsträger TS1 und dem Versuchsträger TS8 nicht in der Alterung des Klebstoffes begründet liegt, vgl. auch TS1, Abschnitt 4.2.4.2.

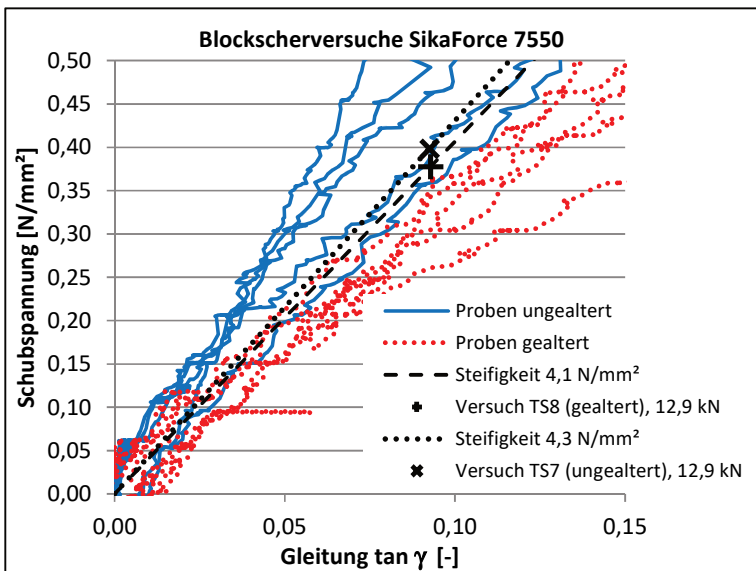


Bild 4.52 Anfangsbereich der Schubspannungs-Gleitungs-Kurven der Block-Scher-Versuche mit SF7550 aus [3] und Vergleich mit den ermittelten Schubsteifigkeiten der Versuche TS7 und TS8

### 4.2.4.8 Versuch TS2: U-förmige Verklebung mit SF7550

Der Versuchskörper TS2 besteht aus Stahlflanschen mit aufgeschweißtem scharfkantigen U-Profil, in das der Glassteg eingeklebt ist. Es wurde, wie bei den Versuchen TS1, TS7 und TS8, der Klebstoff Sikaforce 7550 verwendet.

Die Verklebung des Obergurtes erfolgte, indem das U-Profil mit einer ausreichenden Menge Klebstoff gefüllt und dann die Scheibe in den Klebstoff gepresst

wurde. Aufgrund der relativ kurzen Verarbeitungszeit des Klebstoffes von nur 15 Minuten, war der Klebstoff bereits beim Einpressen der Scheibe zu steif, um ausreichend Kraft zum Einpressen aufzubringen. Daher konnte die angestrebte Klebstoffdicke von 3 mm auf der Stirnseite nicht erreicht werden, sondern die Verklebung hatte eine Dicke von 8 mm. Die Vorgehensweise für die Verklebung des Untergurtes wurde daraufhin geändert, so dass erst nur ein Teil des Klebstoffes in das U-Profil verteilt wurde. Nachdem die Scheibe in das Profil gestellt wurde, wurden dann die seitlichen Fugen mit Klebstoff gefüllt. Auf diese Weise wurde eine Klebstoffdicke von 5,75 mm erzielt.

Die Vermessung des Trägers ergab eine durchschnittliche Flanschdicke von 8,3 mm und eine durchschnittliche Flanschbreite von 80,7 mm.

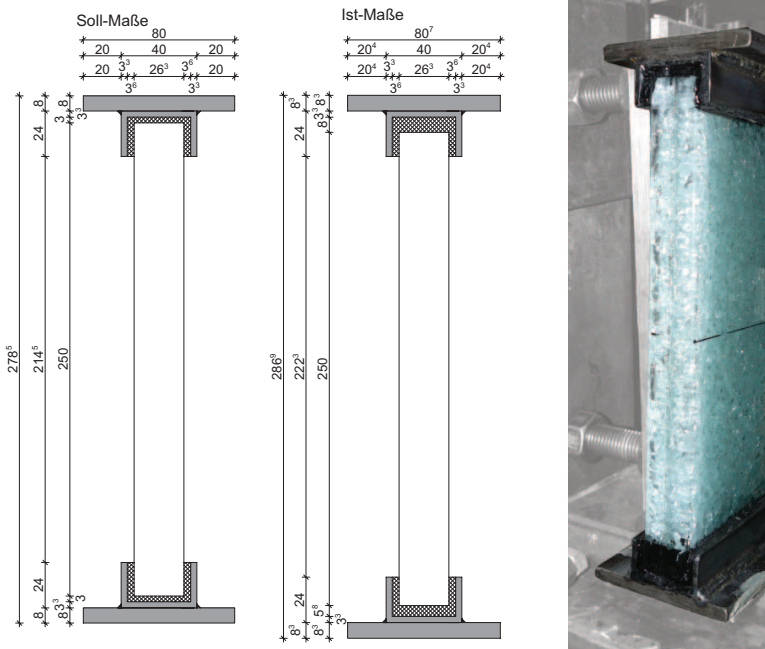


Bild 4.53 Querschnittsabmessungen des Trägers TS2

Der Versuch wurde bis zum Bruch des Glassteiges durchgeführt. Es wurde eine Bruchlast von 75,28 kN bei einer Durchbiegung in Feldmitte von 25,96 mm erreicht. Das Rissbild zeigt eine Rissinitiiierung an der unteren, gezogenen Kante des Glases nahe der Lasteinleitung bzw. zwischen den Lasteinleitungsstellen. Eine Zusammenstellung der Versuchsdaten befindet sich in Anhang D.2.

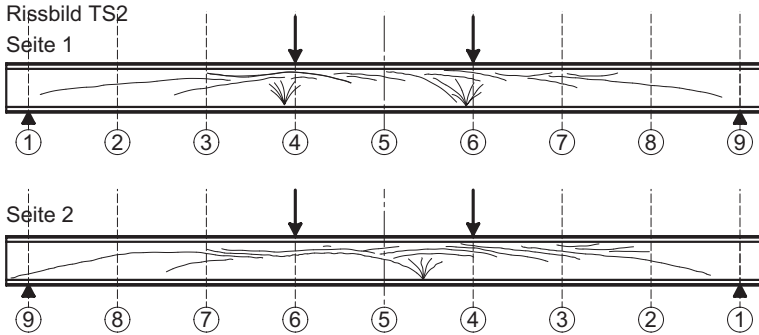


Bild 4.54 Rissbild des Versuchsträgers TS2

Bild 4.56 stellt die Versuchsauswertung in Feldmitte im Vergleich zur analytischen Berechnung nach 4.2.4.1 dar, die jedoch mit einer einheitlichen Fugendicke von 5,75 mm auf beiden Stirnseiten des Flansches berechnet wurde.

Für die Berechnung der Verbindungssteifigkeit  $G_c$  wurde folgender vereinfachter Ansatz gewählt: Als Gesamtverklebungsbreite wird die Länge der Mittellinie angesetzt, wobei zwischen der Verklebungsbreite der Flanken mit  $b_{c,flanke} = 17,9$  mm und der Stirnseite mit  $b_{c,stirn} = 29,9$  mm unterschieden wird, da hier mit  $d_{a,flanke} = 3,6$  mm und  $d_{a,stirn} = 5,8$  mm unterschiedliche Klebschichtdicken vorliegen, Bild 4.55. Die Aufteilung des aufzunehmenden Schubflusses der Stirn- und Flankenverklebung erfolgt entsprechend der Schubsteifigkeiten. Daraus können dann die Schubgleitung und die Verschiebung zwischen Glassteg und Stahlflansch berechnet werden, die für die Stirn- und Flankenverklebung gleich ist und der Verschiebung der gesamten Verbindung entspricht. Nach Gleichung (3.1) ergibt sich dann die abgeschätzte Verbindungssteifigkeit in Abhängigkeit der Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$  zu

$$G_c = \left( 2 \cdot \frac{b_{c,flanke}}{d_{c,flanke}} + \frac{b_{c,stirn}}{d_{c,stirn}} \right) \cdot G_a \quad (4.14)$$

Als Schubsteifigkeit für die analytische Berechnung wurde eine konstante Klebstoffschubsteifigkeit von  $4,0$  N/mm<sup>2</sup> angesetzt. Dieser Wert ergibt sich als Sekantensteifigkeit aus den Blockscherversuchen der RWTH Aachen [3].

Somit ergibt sich für die u-förmige Verklebung des Untergurtes des Trägers TS2 eine Verbindungssteifigkeit von  $G_c = 60,4$  N/mm<sup>2</sup>. Dieser Steifigkeitsansatz ist nur eine Näherung, da die u-förmige Verklebung zu räumlichen Spannungszuständen im Klebstoff führt. Durch die Geometrie der Verklebung wird die Querdehnung



des Klebstoffes verhindert, wodurch eine Versteifung der Verbindung hervorrufen werden kann (vgl. Abschnitt 2.3).

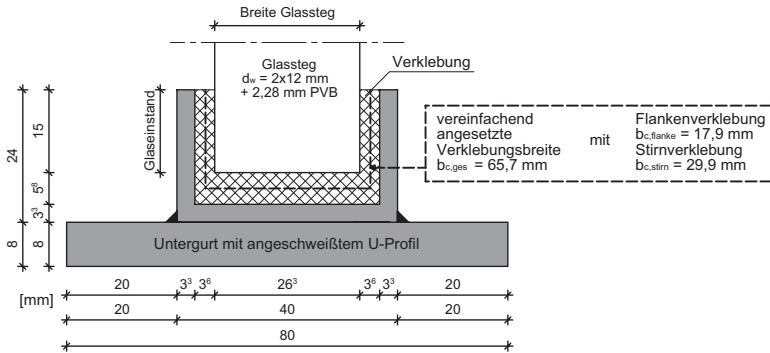


Bild 4.55 Verklebung des Untergurtes des Trägers TS2 und für die Berechnung der Verbindungssteifigkeit angesetzte Verklebungsfläche

Die im Versuch TS2 gemessene Spannungsverteilung und die daraus ermittelten Normalkräfte sind in Bild 4.56 und Bild 4.57 im Vergleich mit der analytischen Lösung für einen symmetrischen Querschnitt mit gleichen Verbindungssteifigkeiten dargestellt. Da die vergrößerte Fugendicke des Obergurtes von 8 mm bei der analytischen Versuchsauswertung mit den Gleichungen des Abschnitts 4.2.4.1 für symmetrische Querschnitte nicht berücksichtigt wurde, zeigen sich deutliche Abweichungen zu den Versuchsergebnissen. Wegen des weicheren Verhaltens der Obergurtklebung werden die Spannungen im Obergurt von der analytischen Lösung überschätzt. Dadurch erfolgt eine Unterschätzung der vorhandenen Glasspannungen im oberen Bereich. Im unteren Trägerbereich trifft die analytische Lösung gut zu.

4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

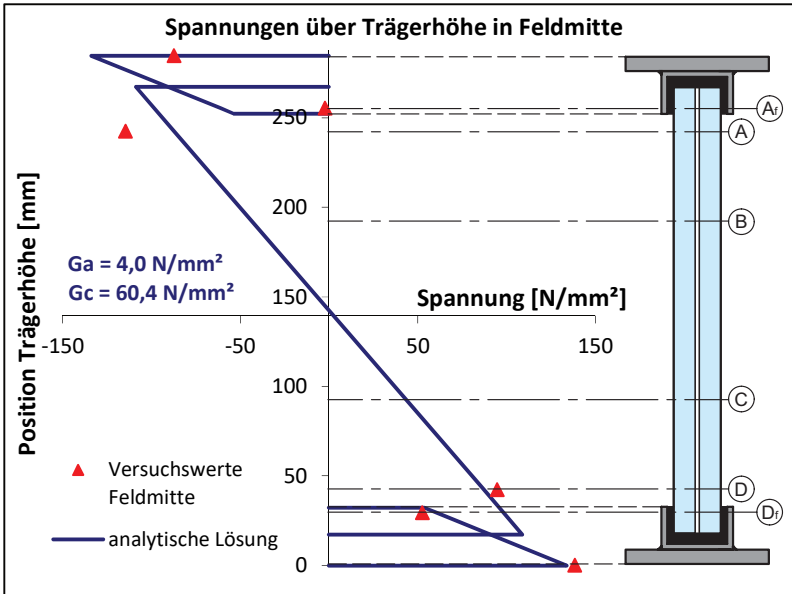


Bild 4.56 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte im Versuch TS2 und Vergleich mit der analytischen Lösung für einen doppelsymmetrischen Querschnitt

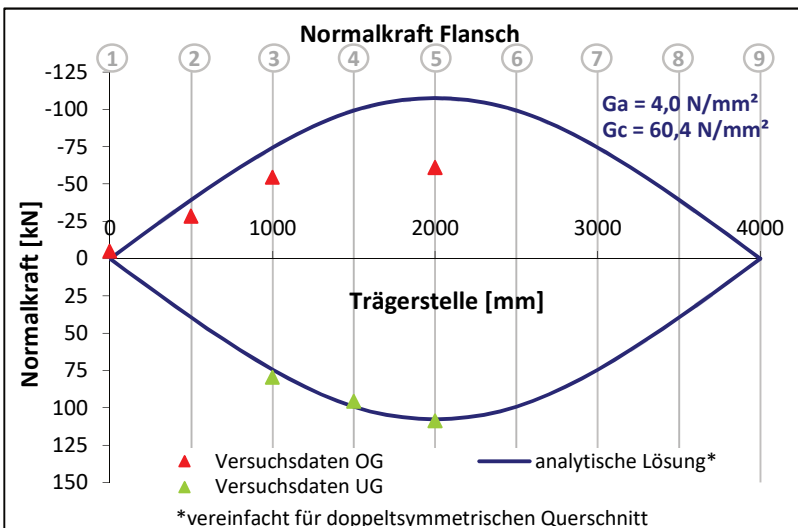


Bild 4.57 Normalkraftverlauf der Gurte im Versuch TS2 und Vergleich mit der analytischen Lösung für einen doppelsymmetrischen Querschnitt

Eine Abschätzung des Spannungsverlaufes unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Verklebungsdicken kann durch Anwendung der in Abschnitt 3.3.7 dargestellten Methode zur Berechnung unsymmetrischer Querschnitte nach Eurocode 5-1-1, Anhang B [94] erfolgen. Die Anwendung des ebenfalls in Abschnitt 3.3.7 dargestellten Verfahrens nach Schelling liefert das gleiche Ergebnis. Schelling geht in der Herleitung seines Berechnungsverfahrens von einer Koppelung der Verbindungssteifigkeit nach Gleichung (3.70) aus. Diese Voraussetzung ist für den Versuchsträger TS2 nicht erfüllt, da er gleiche Ober- und Untergurtquerschnitte bei unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten aufweist. Die Verbindungssteifigkeiten müssten bei gekoppelten Steifigkeiten folglich gleich sein. Die analytische Lösung stellt daher nur eine Näherung dar. Weitere Ungenauigkeiten ergeben sich durch den Momentenverlauf, der im 4-Punkt-Biegeversuch deutlich von dem, der Herleitung zugrunde liegenden, sinusförmigen Momentenverlauf abweicht.

Die näherungsweise analytische Auswertung des Versuchs TS2 ist zusammen mit den Versuchsergebnissen in Bild 4.58 und Bild 4.59 dargestellt.

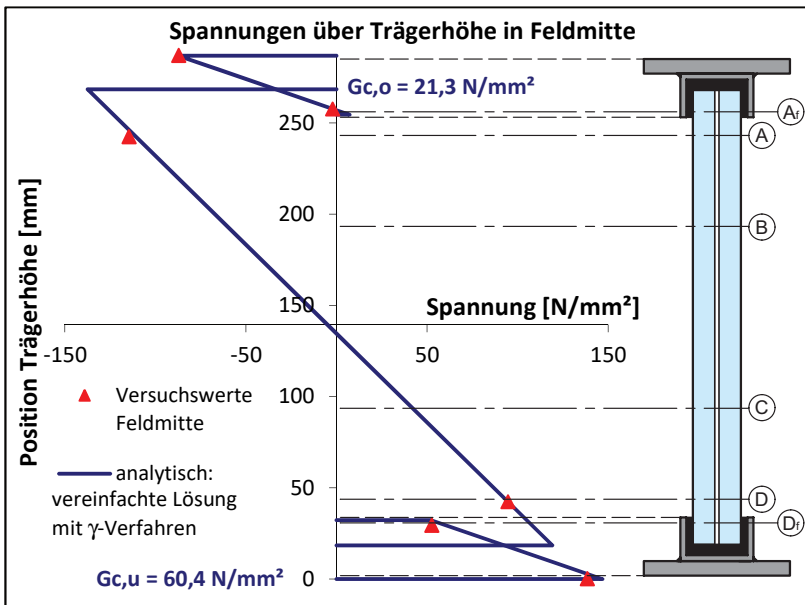


Bild 4.58 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte im Versuch TS2 und Vergleich mit der vereinfachten analytischen Lösung für einen unsymmetrischen Querschnitt mit unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten

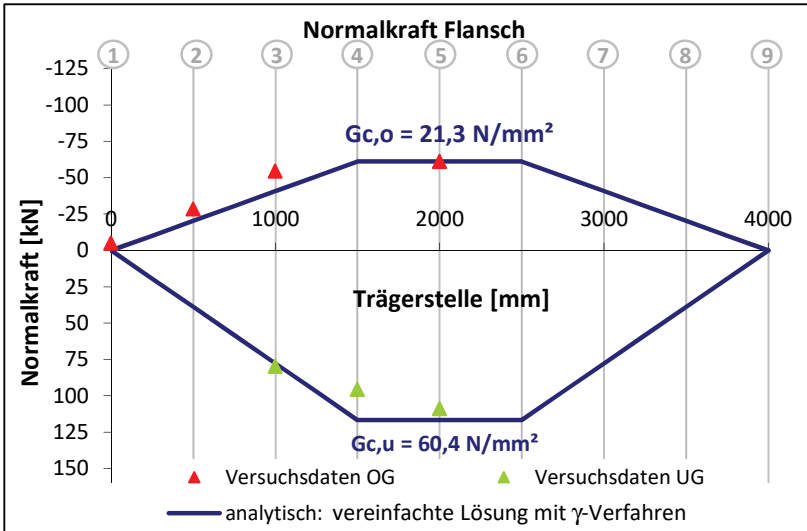


Bild 4.59 Flanschnormalkräfte im Versuch TS2 und Vergleich mit der vereinfachten analytischen Lösung für einen unsymmetrischen Querschnitt mit unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten

Für die Verbindungssteifigkeit des unteren Gurtes, wurde, wie bereits bei dem Vergleich mit dem symmetrischen Träger (s.o.), die aus den Blockscherversuchen und der Verklebungsgeometrie abgeschätzte Verbindungssteifigkeit von  $G_{c,u} = 60,4 \text{ N/mm}^2$  angesetzt. Durch Variation der Verbindungssteifigkeit des Obergurtes kann nun die Schubsteifigkeit der Verbindung zum Obergurt abgeschätzt werden. Unter Ansatz einer Steifigkeit von  $G_{c,o} = 21,3 \text{ N/mm}^2$  stellt sich eine gute Übereinstimmung der im Obergurt gemessenen Normalkraft ein. Es kann also festgestellt werden, dass die mangelhafte Verklebung des Obergurtes eine deutliche Reduzierung der Verbindungssteifigkeit um ca. 65% zur Folge hatte. Diese starke Reduzierung der Verbindungssteifigkeit lässt sich nicht nur mit der vergrößerten stirnseitigen Verklebungsdicke erklären, wie der Vergleich in Tabelle 4.5 zeigt. Wird die Verbindungssteifigkeit der u-förmigen Verklebung nach Gleichung (4.14) abgeschätzt, Bild 4.55, so ist die Verbindungssteifigkeit deutlich höher, als die im Versuch aufgetretene. Selbst wenn nur die Flankenverklebung ohne die Eckbereiche der Verklebung berücksichtigt werden, so ist die Verbindungssteifigkeit höher als im Versuch. Es kann daher festgestellt werden, dass auch die Steifigkeit der Flankenverklebung herabgesetzt ist. Die weit fortgeschrittene Vernetzung des Klebstoffs beim Zusammensetzen der Querschnittsteile kann zu einer reduzierten Bildung von Haftungskräften zwischen Verklebung und Glassteg geführt haben.

Insbesondere bei den seitlichen Flächen der Verklebung, auf die beim Fügen der Teile kein Druck wirkte, wird die Haftung herabgesetzt sein. Die wirksam verklebte Fläche wird dadurch insgesamt reduziert worden sein, so dass in Kombination mit der vergrößerten Dicke der stirnseitigen Verklebung die gesamte Steifigkeit der Verklebung herabgesetzt wurde.

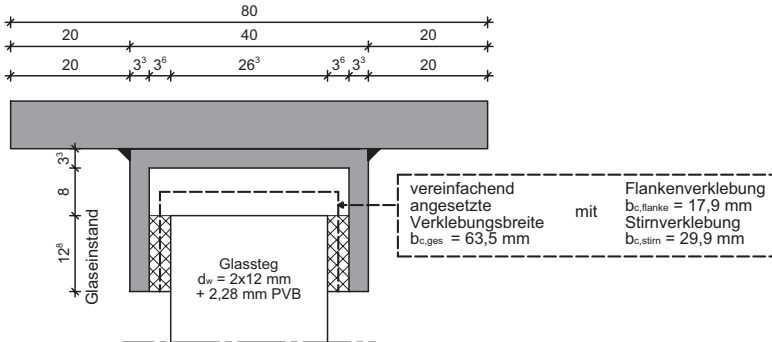


Bild 4.60 Obergurt des Trägers TS2 und für die Berechnung der Verbindungssteifigkeit angesetzte Verklebungsfläche

Tabelle 4.5: Rechnerisch abgeschätzte Schubsteifigkeiten der Obergurtverbindung des Trägers TS2

Rechnerisch abgeschätzte Verbindungssteifigkeit (vgl. Bild 4.55) bei einer Klebstoffsteifigkeit von $G_a = 4,0 \text{ N/mm}^2$	$G_c \approx$
bei Ansatz der Mittellinie der Verklebung nach Gl. (4.14) $b_{c,stirn} = 29,9 \text{ mm}$ und $d_{c,stirn} = 8 \text{ mm}$ $b_{c,flanke} = 16,8 \text{ mm}$ und $d_{c,flanke} = 3,6 \text{ mm}$	52,3 N/mm <sup>2</sup>
der Flankenverklebung (ohne Eckbereiche, nur Glasscheibeneinstand berücksichtigt) mit $b_c = 2 \times 12,75 \text{ mm}$ und $d_c = 3,6 \text{ mm}$	28,3 N/mm <sup>2</sup>
der Stirnverklebung mit $b_c = 26,25 \text{ mm}$ und $d_c = 8 \text{ mm}$	13,1 N/mm <sup>2</sup>

Da die hier durchgeführte analytische Auswertung starke Vereinfachungen enthält, erfolgt in Kapitel 5 eine genauere numerische Nachrechnung des Versuches TS2.

#### 4.2.5 Bruchverhalten und Resttragfähigkeit

Alle durchgeführten Biegeversuche wiesen nach dem Versagen einen Bruch des Glassteges auf. Da für die Stege Einscheibensicherheitsglas verwendet wurde,

zerfällt die gesamte Scheibe beim Bruch in kleine Bruchstücke, die durch die PVB-Zwischenlage des Verbundsicherheitsglases in ihrer Lage gehalten werden. Es trat immer ein gleichzeitiges Versagen beider VSG-Scheiben auf.

Bei allen Versuchen erfolgte der Bruch des Glassteges schlagartig ohne Vorankündigung und war somit unabhängig von der Art und der Steifigkeit des verwendeten Klebstoffes.

Nach dem Bruch waren alle Versuchsträger in der Lage ihr Eigengewicht abzutragen. Um die zusätzliche Resttragfähigkeit nach dem Bruch beider Scheiben des Verbundsicherheitsglases zu prüfen, wurde der Träger TS4 einem Resttragfähigkeitsversuch unterzogen, indem der zertörte Versuchskörper im Versuchsstand weiter belastet wurde, Bild 4.61. Während der weggesteuerten Versuchsdurchführung wurde eine maximale Prüflast von 2 kN erreicht. Das entspricht einem Moment von 1,5 kNm bei 19 mm zusätzlicher Durchbiegung nach dem Bruch. Im weiteren Verlauf nimmt die Prüflast auf 0,5 kN ab, Bild 4.62.

Insgesamt ist die Resttragfähigkeit des Trägers TS4 im Vergleich zu der Biegetragfähigkeit vor dem Bruch sehr gering. Die übrigen Versuchskörper unterscheiden sich im Bruchverhalten nicht wesentlich von denen des Versuchs TS4. Stellenweise trat bei den Versuchen TS3 und TS5 nach dem Bruch eine Trennung zwischen Glassteg und Stahlflansch auf, der durch adhäsives Klebstoffversagen und durch das vollständige Zersplittern der Scheibe im geklebten Bereich verursacht wurde. Durch diese Trennung wird die geringe Resttragfähigkeit weiter herabgesetzt. An dieser Stelle kann daher festgehalten werden, dass die Stahl-Glas-Verbundträger beim Bruch aller Scheiben des Verbundsicherheitsglases keine nennenswerte Resttragfähigkeit aufweisen.



*Bild 4.61 Versuch zur Resttragfähigkeit des Versuchs TS4 am Versuchsende*

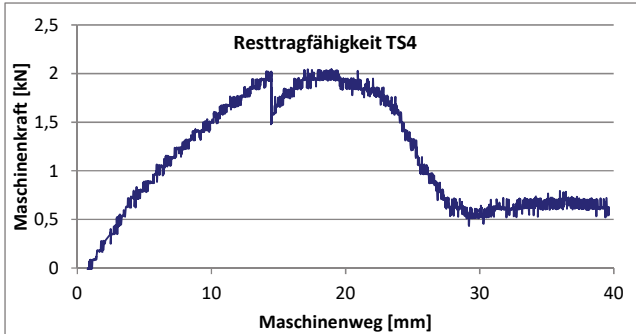


Bild 4.62 Verlauf von Prüfmachinenkraft und -weg bei Bestimmung der Resttragfähigkeit des Versuchs TS4

#### 4.2.6 Bewertung der Verklebungen

Aus den durchgeführten Versuchen lassen sich Rückschlüsse auf die Qualität der Verklebungen ziehen. Die Verklebung wurde mit den fertigungstechnischen Möglichkeiten in einer Experimentierhalle von Hand durchgeführt. Die in den Versuchen festgestellten Adhäsionsbrüche und Streuungen in der Klebstoffsteifigkeit der geklebten Verbindung weisen auf qualitative Unterschiede in den ausgeführten Verklebungen hin.

Adhäsionsbrüche sind Trennungsbrüche, die zwischen der Klebschicht und dem Füge teil auftreten, wenn die Adhäsionsfestigkeit überschritten wird. Die erreichte Adhäsionsfestigkeit hängt maßgebend von der Oberflächenbehandlung ab, siehe Abschnitt 2.3.4. Bei verunreinigten Oberflächen können sich die Adhäsionskräfte nur unzureichend ausbilden. Dabei verhindern insbesondere Fettrückstände die Benetzung der Oberfläche mit Klebstoff und stören so die Ausbildung von Adhäsionskräften stark.

Bei der Fertigung der Versuchskörper wurden die Stahlflansche und die Glasoberfläche durch Abwischen mit den Lösungsmitteln Aceton und Isopropanol gereinigt. Diese Lösungsmittel eignen sich gut zur Entfettung von Oberflächen. Nachteilig bei diesem Verfahren ist, dass der Grad der Reinigung und Entfettung nicht gleichbleibend ist. Zusätzlich hinterließen die zum Wischen verwendeten Tücher, trotz Verwendung spezieller fusselfreier Tücher, auf der stark angerauten, gesandstrahlten Stahloberfläche leichte Rückstände in Form von Fusseln. Eine Reinigung und Entfettung von gleichbleibend guter Qualität ließ sich daher über ein Abwischen mit Lösungsmitteln nicht erzielen.

Für reproduzierbare Oberflächenqualitäten sind bessere Entfettungsverfahren erforderlich. Neben der in Abschnitt 2.3.5 genannten Dampfentfettung, bei der sehr hohe Entfettungsgrade erzielt werden, werden in [27] Reinigungsbäder in

unterschiedlichen Entfettungsmitteln genannt, deren Reinigungswirkung durch Anwendung von Ultraschall verstärkt werden kann. Temperatur- und druckgesteuerte Varianten können mit hohem Automatisierungsgrad durchgeführt werden. Aufgrund der großen Abmessungen der Querschnittsteile des Stahl-Glas-Trägers mit einer Länge von mehreren Metern wären jedoch große Entfettungsanlagen erforderlich.

Stehen industrielle Entfettungsanlagen nicht zur Verfügung, kann die Entfettung über einen einfachen Test bewertet werden. Eine ausreichende Entfettung ist nach [27] erreicht, wenn die Oberfläche beim Aufbringen von demineralisiertem Wasser vollständig benetzt wird. Da die Oberflächenspannung von Klebstoffen geringer ist als die von Wasser, wird dann die Fügeoberfläche von Klebstoffen ebenfalls einwandfrei benetzt.

Neben einer nicht ausreichenden Entfettung können Adhäsionsprobleme auch durch Verunreinigungen der Oberfläche nach dem Reinigungsprozess hervorgerufen werden. Obwohl die Träger in einem abgetrennten Raum ohne Staubeentwicklung gefertigt wurden, kann sich eine leichte Verunreinigung mit Staub ergeben haben. Für die Herstellung von Verklebungen mit gleichbleibender Qualität sollte auf eine saubere und staubfreie Umgebung geachtet werden.

Die Oberflächenvorbehandlung der Stahlfansche durch Sandstrahlen diene der Erhöhung der Oberflächenrauigkeit, womit beim Verkleben eine bessere Verzahnung des Klebstoffs mit der Oberfläche erfolgt. Diese dadurch entstehende *mechanische Adhäsion* verbessert die Adhäsionsfestigkeit einer Verklebung. Durch Variation von Strahldruck, Strahlgut und Strahlkorndurchmesser ließe sich eine stärkere Zerklüftung der Stahloberfläche erzielen und damit die Adhäsionsfestigkeit erhöhen. Um eine gute Verzahnung zu erreichen, ist ein niedrigviskoser Klebstoff zu verwenden, vgl. Bild 2.10.

Ein Sandstrahlen der Glasoberfläche erfolgte nicht, um die Glasfestigkeit nicht durch Schädigungen herabzusetzen. In den Versuchen traten keine Adhäsionsbrüche auf der Glasseite auf. Eine Erhöhung der Adhäsionsfestigkeit auf der Glasseite kann bei Bedarf durch eine Erwärmung der Oberfläche oder eine Klimatisierung der Produktionsräume vor dem Verkleben erfolgen, da die chemische Zusammensetzung von Glas schnell zur Feuchtigkeitsadsorption auf der Oberfläche führt, die das Ausbilden der Adhäsionskräfte stören kann.

Durch eine geeignete Oberflächennachbehandlung mit Primern oder Haftvermittlern lässt sich die Adhäsion auf den Oberflächen verbessern. Diese werden in einem zusätzlichen Arbeitsschritt vor dem Klebstoffauftrag auf die zu verklebende Oberfläche aufgetragen. Häufig wird zwischen den Begriffen Primer und Haftver-



mittler nicht eindeutig differenziert. Oft werden auch Haftvermittler in Lösungen als Primer bezeichnet [7].

Bei exakter Bezeichnung sind Primer in der Klebtechnik dünne, polymergebundene Schichten. Diese sind in Ihrem Aufbau dem Klebstoff ähnlich, können aber auch andersartige Komponenten enthalten. Neben einer Verbesserung der Oberflächenbenetzung dienen Primer dem Schutz der Oberfläche bis zum Klebstoffauftrag. Durch den Primerauftrag wird die Fügeiteiloberfläche in eine Polymeroberfläche umgewandelt. Diese Oberflächen weisen eine bessere Langzeitbeständigkeit auf als anorganische Oberflächen. [7]

Haftvermittler sind in der Regel niedermolekulare organische Substanzen, die reaktive Gruppen aufweisen, die sowohl mit der Fügeiteiloberfläche als auch mit dem Klebstoff chemische Bindungen eingehen können [7]. Durch Haftvermittler lassen sich sowohl die Haftfestigkeit als auch das Alterungsverhalten bei Einwirkung von Feuchtigkeit verbessern. Haftvermittler auf Basis siliziumorganischer Verbindungen, die sogenannten Silane, fungieren als „chemische Brücke“ zwischen der Klebschicht und dem Fügeiteil. Sie werden vor dem Verkleben auf die Fügeiteiloberfläche aufgetragen oder können dem Klebstoff direkt zugesetzt sein. Durch die Bifunktionalität des Moleküls können die Haftvermittler eine Reaktion mit der Fügeiteiloberfläche und der Klebschicht eingehen. Auf der Fügeiteiloberfläche reagieren die Silizium-Sauerstoff-Bindungen der Alkoxygruppen zusammen mit auf der Oberfläche adsorbierten Wassermolekülen zu Silanol. Diese reagieren weiter zu Polysiloxanen oder mit vorhandenen OH-Gruppen von nichtorganischen Fügeiteiloberflächen (wie bei Glas). Für eine Reaktion mit dem Klebstoff wird der Aufbau der Silan-Haftvermittler an die Klebstoffmonomere so angepasst, dass eine zweite reaktionsfähige Endgruppe vorhanden ist, die während der Polymerbildung in die Klebstoffstruktur eingebaut wird. [27]

Da der chemische Aufbau der Haftvermittler und der Primer auf die Struktur des Klebstoffes abgestimmt ist, dürfen nur aufeinander abgestimmte Systeme verwendet werden. Bei der Herstellung der Versuchsträger wurde auf die Klebstoffsysteme der Hersteller zurückgegriffen, Tabelle 4.6.

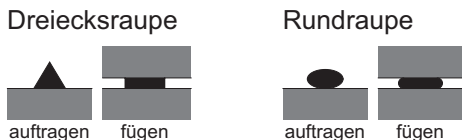
Tabelle 4.6 Oberflächennachbehandlung der Versuchsträger

Klebstoff	Stahl-Oberfläche	Glas-Oberfläche
DC 993	1200 OS Primer	1200 OS Primer
SF 7550	Sika Aktivator (Haftreiniger)+ Primer 206	Sika Aktivator (Haftreiniger)+ Primer 206
DP 490	-	Silan-Primer
AD821	Delothen NK1 (Reiniger)	Delothen NK1 (Reiniger)

Das in den Großversuchen aufgetretene adhäsive Klebstoffversagen der Träger TS3 und TS5 trat zwischen der Stahl-Oberfläche und der Klebschicht (DP 490) auf. Diese Fläche war ohne Primer oder Haftvermittler behandelt, Tabelle 4.6. Die Adhäsionsfestigkeit könnte hier durch eine Vorbehandlung mit Primer oder Haftvermittler oder durch ein stärkeres Aufrauen der Oberfläche zur besseren Verzahnung mit dem Klebstoff verbessert werden. Da in den Versuchen TS3 und TS5 kein adhäsives Versagen am Glassteg auftrat, ist die Haftfestigkeit am Stahlflansch geringer als die am Glassteg. Im Vergleich mit den Blockscherversuchen aus [3], in denen eine schubbeanspruchte Klebstoffprobe zwischen zwei vorbehandelten Glasplatten, Bild 2.18, getestet wurde, ist daher in den Großversuchen mit geringeren Festigkeiten zu rechnen.

Die Festigkeit einer Verklebung hängt auch von der Genauigkeit des Klebstoffauftrags ab. Bei Lufteinschlüssen zwischen Verklebung und Oberfläche wird die Größe der verklebten Oberfläche reduziert. Bei Lufteinschlüssen in der Verklebung wird die Kohäsionsfestigkeit herabgesetzt.

Zur Herstellung der Verklebung kommen zwei Fügevarianten in Frage. Beim „Nassfügen“ erfolgt der Klebstoffauftrag auf ein Füge teil. Das Zusammenfügen beider Füge teile erfolgt, solange der Klebstoff noch nass ist. Der optimale linienförmige Auftrag des Klebstoffs in sogenannten Raupen erfolgt in Dreiecksform, die nach dem Fügen und Aufeinanderpressen in eine Rechteckform übergeht, Bild 4.63. Bei der Verwendung von Rundraupen ist der Fügedruck am zweiten Füge teil geringer, was zu einer schlechteren Haftung führt, und es entstehen runde Raupenenden, an denen sich kapillares Wasser mit schädigender Wirkung sammeln kann. Bei niedrigviskosen Klebstoffen kann auch das „Trockenfügen“ verwendet werden, indem die Füge teile fixiert werden und der verbleibende Spalt mit Klebstoff gefüllt wird. Dabei dürfen in der Fuge keine Hohlräume verbleiben. Nach dem Füllen muss der Klebstoff von oben geglättet werden. Bei diesem Vorgang wird der Klebstoff an die Fugenflanken angedrückt, so dass sich eine gute Haftung ergibt. [56]



*Bild 4.63 Dreiecksförmiger und runder Raupenauftrag beim Nassfügen nach [56]*

Bei der Fertigung der Stahl-Glas-Träger erfolgte der Klebstoffauftrag (mit Ausnahme des Trägers TS6) mit linienförmigen Kleberaupen, von denen mehrere nebeneinander angeordnet wurden, um die benötigte Verklebungsbreite zu erzie-

len. Die mit einer Runddüse aufgetragenen Rundraupen sind im Hinblick auf die Form der Verklebung nach dem Fügen nicht optimal. Bei der Anordnung mehrerer Raupen nebeneinander können dadurch Hohlräume in der Verklebung entstehen, Bild 4.64. In den Klebstoffbruchstücken der Träger mit adhäsivem Versagen waren kleinere Lufteinschlüsse zu erkennen, Bild 4.66.

Zur Verbesserung der Verklebungsqualität sollte daher eine Optimierung des Klebstoffauftrags erfolgen. Durch Verwendung spezieller Dreiecksdüsen kann eine optimierte Dreiecksraupe aufgetragen werden. Durch Verwendung von Klebstoffen mit geringer Viskosität kann die Größe der Hohlräume reduziert werden. Der Klebstoff muss jedoch ausreichend standfest sein, um in Kleberaupen aufgebracht werden zu können. Ist die Viskosität zu gering, kann die Trägerfertigung durch Trockenfügen erfolgen. Diese Variante wurde für den Träger TS6 verwendet. Hier ist auf eine vollständige Verfüllung des Spalts zu achten.

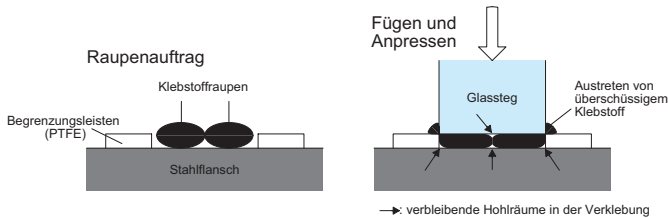
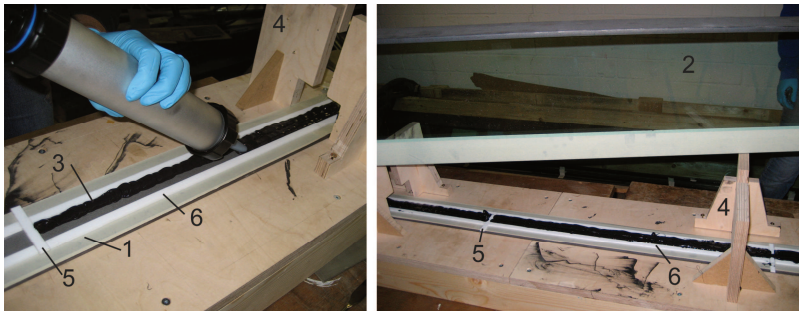


Bild 4.64 Verklebungsvorgang beim Nassfügen der Stahl-Glas-Träger (schematisch)



- 1: Stahlflansch    3: Klebstoffraupe    5: Abstandhalter (PTFE)  
 2: Glassteg    4: Fixierschalung    6: Begrenzungsleisten (PTFE)

Bild 4.65 Verklebungsvorgang des Stahl-Glas-Trägers TS4

## 4.2 Biegeversuche mit kurzzeitiger Belastung

---

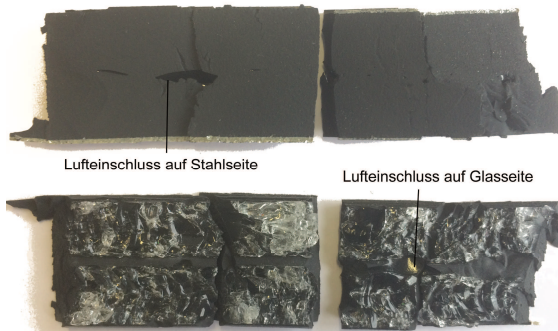


Bild 4.66 Lufteinschlüsse in der Verklebung des Trägers TS5

Die gleichbleibende Dicke der Klebschicht wurde bei der Fertigung der Versuchsträger über quer verlaufende Abstandhalter aus Polytetrafluorethylen (PTFE) sichergestellt, Bild 4.65. Die Abstandhalter wurden nach dem Aushärten der Verklebung herausgezogen und das entstandene Loch in einem zweiten Verklebungsschritt mit Klebstoff gefüllt. Dieses Vorgehen erwies sich prinzipiell als gut geeignet, da keine störenden Fremdkörper in der Verklebung verbleiben. Andere übliche Abstandhalter, wie zum Beispiel Glasperlen, die als Fremdkörper in der Klebschicht verbleiben, würden den Kraftfluss im Klebstoff stören und könnten bei Kontakt mit der Glasoberfläche Spannungsspitzen und ein Versagen des Glasstegs hervorrufen.

Der Abstand zwischen Steg und Flansch war über die 3 mm dicken Abstandhalter genau definiert. Trotzdem ergaben sich beim Verkleben Klebschichtdicken von bis zu 4,2 mm (TS8) bzw. 8 mm (u-förmig verklebter Träger TS2). Diese Abweichungen ergaben sich, da der aufgebrauchte Anpressdruck beim manuellen Zusammensetzen von Stahlflansch und Glassteg zu gering war. Ursachen dafür waren eine zu große Klebstoffmenge und eine zu hohe Viskosität des Klebstoffs. Bei der manuellen Dosierung des Klebstoffs wurde die aufzubringende Klebstoffmenge nach Augenmaß abgeschätzt. Bei zu großer Klebstoffmenge ist ein großer Anpressdruck zum Auspressen des überschüssigen Klebstoffs erforderlich, Bild 4.64 (rechts). Bei hoher Viskosität ist ebenfalls ein großer Anpressdruck zum Verteilen und Auspressen nötig. Die Viskosität des fertig gemischten Klebstoffs variiert bei den einzelnen Klebstoffen stark. Bei zweikomponentigen Klebstoffen beginnen nach dem Anmischen die chemischen Reaktionen zur Vernetzung, was mit fortschreitender Zeit zu einem Viskositätsanstieg führt. Die Klebstoffhersteller geben daher die Topfzeit als einen Zeitraum an, innerhalb dessen die Viskosität gering genug ist, um den Klebstoff verarbeiten zu können. Die angegebene Topfzeit kann jedoch nur als Anhaltswert betrachtet werden, da sie temperaturabhängig ist. Unter

erhöhten Temperaturen werden die Reaktionsvorgänge zur Vernetzung beschleunigt, so dass die Topfzeit herabgesetzt wird. Als Faustformel gilt, dass die Topfzeit bei einer Temperaturerhöhung um 10°C halbiert wird. Da die bei der Vernetzung ablaufenden Reaktionen in der Regel exotherm sind, führt bereits die freiwerdende Reaktionswärme zu einer Reduktion der Topfzeit. Dies ist für den Stahl-Glas-Träger von Bedeutung, da relativ große Klebstoffmengen verarbeitet werden. Dies zeigte sich bei der Herstellung des u-förmig verklebten Trägers TS2, bei dem große Klebstoffmengen verarbeitet wurden. Beim Fügen der Querschnittsteile (Steg und Obergurt) war die Viskosität bereits so weit angestiegen, dass der Glassteg nicht mehr ausreichend weit in den aufgetragenen Klebstoff hereingedrückt werden konnte.

Aus den Erfahrungen der Trägerfertigung wurde in [3] ein Anhaltswert für die Applikationszeit von 10-15 ml Klebstoff pro Minute bei manueller Fertigung mit einer Kartuschenpresse angegeben. Damit kann aus der benötigten Klebstoffmenge und der Anzahl der verwendeten Kartuschenpressen die minimal erforderliche Topfzeit abgeschätzt werden. Bei der Fertigung der Versuchsträger konnte eine Verarbeitungszeit von 15 Minuten nur knapp eingehalten werden. Zur Fertigung von Stahl-Glas-Trägern im Nassfügeverfahren sollte daher bei manueller Fertigung auf Klebstoffe mit einer Topfzeit von mehr als 15 Minuten zurückgegriffen werden. Bei Fertigung durch Trockenfügen darf die Topfzeit deutlich geringer sein, da eine abschnittsweise Fertigung möglich ist.

Ein Überschreiten der Topfzeit führt neben einer schlechten Verarbeitbarkeit auch zu einer Reduktion der Haftfestigkeit, da sich nach dem Fügen keine ausreichenden Adhäsionskräfte mehr ausbilden können. Die dadurch entstehende Verklebung auf einer geringeren Fläche führte beim Träger TS2 zu der stark herabgesetzten Steifigkeit der geklebten Verbindung.

Aus den Versuchen ergab sich, dass die verwendeten PTFE-Abstandhalter zum Erzielen einer bestimmten Klebstoffdicke prinzipiell gut geeignet sind. Bei der Planung und Ausführung des Verklebungsprozesses ist jedoch auf folgende Punkte zu achten:

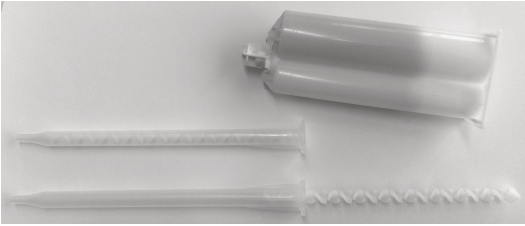
- Planung des Verklebungsprozesses unter Berücksichtigung von Applikationsgeschwindigkeit und Topfzeit,
- Exakte Dosierung der Klebstoffmenge,
- Ausreichende Viskosität des Klebstoffs während der Verarbeitung,
- Exaktes Einhalten der Verarbeitungszeit,
- Möglichkeit zum Aufbringen ausreichender Anpressdrücke beim Fügen der Querschnittsteile.

Eine Erhöhung der Klebschichtdicke durch ungenaue Fertigung führt zu einer Abnahme der Steifigkeit der geklebten Verbindung. Bei der Auswertung der Versuche wurde die tatsächlich vorhandene Verklebungsdicke über einen linearen Zusammenhang berücksichtigt. Aufgrund der in Abschnitt 2.3.4.2 beschriebenen Maßstabeffekte ist davon auszugehen, dass sich eine Vergrößerung der Klebschichtdicke überproportional auf die Steifigkeit auswirkt. Im Vergleich der Versuche TS1 und TS7 kann jedoch ausgeschlossen werden, dass ausschließlich die größere Klebschichtdicke für den Steifigkeitsverlust verantwortlich ist.

Neben der Klebschichtdicke hängt die Steifigkeit einer geklebten Verbindung stark von den Aushärtungsbedingungen ab, da diese den entstehenden Vernetzungsgrad beeinflussen. Vorrangig sind hier Temperatur und Zeit zu nennen, da mit steigender Temperatur die Reaktionsgeschwindigkeit zunimmt, so dass Vernetzungsgrad ansteigt und die Steifigkeit entsprechend abnimmt. Bei niedrigen Temperaturen ist daher die benötigte Aushärtezeit zu verlängern, um eine ausreichende Vernetzung zu erreichen. Die Versuchsdurchführung erfolgte daher erst nach Ablauf der von den Herstellern angegebenen benötigten Aushärtezeit (Endfestigkeit) bei Raumtemperatur.

Treten Störungen im Klebstoffgefüge auf, so werden die Steifigkeit und die Kohäsionsfestigkeit in der Klebschicht herabgesetzt. Diese Störungen entstehen durch unzureichende Mischvorgänge oder durch ungenaues Mischungsverhältnis der Klebstoffkomponenten. Wird das erforderliche Mischungsverhältnis nicht exakt eingehalten, können die Klebstoffkomponenten nicht vollständig reagieren, da keine Reaktionspartner zur Verfügung stehen. Die unreaktierten Monomere stören dann das Gefüge. Beim inhomogenen Mischen liegen lokal ungenaue Mischungsverhältnisse vor. Sind beim Verpressen zwischen zwei Glasplatten oder Papier Schlieren vorhanden, ist die unzureichende Mischung bereits mit bloßem Auge zu erkennen.

Bei der Fertigung der Versuchskörper erfolgte das Dosieren mit Doppelkammerkartuschen, die beim Auspressen exakt das erforderliche Mischungsverhältnis der Klebstoffkomponenten abgeben. Beim anschließenden Durchlaufen des Mischwendels werden die Komponenten mit jedem Wendel in feineren Schichten überlagert und so gemischt. Die Mischqualität steigt also mit zunehmender Wendelanzahl. Lediglich beim Versuchskörper TS4 erfolgte das Mischen von vorkonfektionierten Gebinden von Hand. Hier können Gefügestörungen durch Einbringen von Luftblasen entstehen.



*Bild 4.67 Doppelkartusche mit Mischwendel*

Da bei der Herstellung der Versuchskörper die Verarbeitungssets der Hersteller verwendet wurden, die auf den jeweiligen Klebstoff abgestimmt sind, ist davon auszugehen, dass das Mischungsverhältnis und die Mischqualität ausreichend waren. In den Versuchen traten auch keine kohäsiven Brüche auf, die auf eine unzureichende Kohäsionsfestigkeit hinweisen. Im Rahmen einer Qualitätskontrolle könnte die ausreichende Mischqualität an gesonderten Klebstoffproben getestet werden.

Zusammenfassend ergibt sich aus den Erfahrungen der Versuchsträgerfertigung, dass zum Herstellen reproduzierbarer Verklebungen mit gleichbleibender Qualität eine sorgfältig Planung und Ausführung mit kontrollierbaren Parametern erforderlich ist. Besonderes Augenmerk ist auf folgende Punkte zu legen:

- Sorgfältige Reinigung und Entfettung, wenn möglich mit kontrollierbaren industriellen Entfettungsprozessen,
- Oberflächenbehandlung durch Strahlen der Stahloberfläche und Behandlung der Oberflächen mit geeigneten Primern/Haftvermittlern (abgestimmt auf verwendeten Klebstoff),
- Schutz der vorbereiteten Oberflächen vor erneuter Kontamination,
- Sorgfältiges Mischen der Komponenten,
- Optimierte Klebstoffapplikation mit Kontrolle der Klebstoffmenge, ggf. gleichzeitige Herstellung gesonderter Klebstoffproben,
- Einhalten der Verarbeitungszeit (Topfzeit), Planung des Fertigungsvorgangs unter Berücksichtigung von Umgebungstemperatur und Klebstoffmenge,
- Optimierter Vorgang beim Zusammenfügen der Teile mit Kontrolle der Klebschichtdicken,
- Einhalten der temperaturabhängigen nötigen Aushärtezeit bis zur ersten bzw. bis zur vollständigen Belastung.

### 4.2.7 Zusammenfassung der Kurzzeit-Biegeversuche

Die Gesamtbewertung aller durchgeführten 4-Punkt-Biegeversuche lässt allgemeine Rückschlüsse auf die Tragfähigkeit des Hybridträgers und das Versagen zu. Der Vergleich der Versuche zeigt, dass die Mitwirkung der Flansche mit steigender Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung stark zunimmt, Bild 4.68. Daher wird auch die Tragfähigkeit erhöht, Bild 4.69.

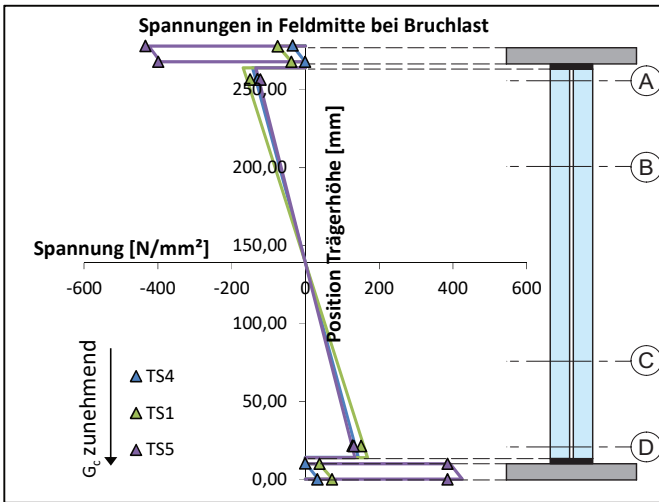


Bild 4.68 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte beim Bruch der Versuche TS1, TS4 und TS5 [2]

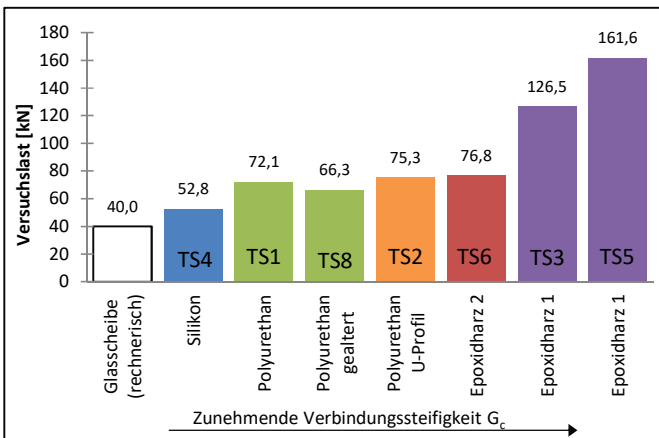


Bild 4.69 Erreichte Versuchslasten der Großversuche



In allen Versuchen trat ein Versagen des Glassteiges auf. Die beim Bruch aufgetretenen maximalen Spannungen streuen jedoch weit und erreichen nicht bei allen Versuchen die charakteristische Biegetragfähigkeit von  $120 \text{ N/mm}^2$ . Aufgrund des schlagartigen Versagens lässt sich weder aus dem Versuchsverlauf noch aus den aufgezeichneten Messwerten direkt erkennen, ob das Glasversagen die primäre Versagensursache war oder ob das Glasversagen sekundär als Folge von Klebstoffversagen aufgetreten ist.

Der Versuch TS5 zeigt, dass das Erreichen der Stahlstreckgrenze der Flansche nicht zu einem sofortigen Versagen des Verbundträgers führt. Ein Versagen trat erst bei weiterer Laststeigerung auf, die vom Glassteg abgetragen wird, bis dessen Tragfähigkeit erreicht ist.

Im Rissbild der Glassteige lassen sich die Rissursprünge gut lokalisieren. Diese liegen in der Regel in den hochbelasteten Bereichen des Glassteiges in der Trägermitte. Bei einigen Trägern liegen die Rissursprünge außerhalb dieser Bereiche. Da die alleinige Betrachtung des Schadensbildes am Versuchsende keine eindeutige Aussage zu der Schadensursache zulässt, erfolgt eine genauere Analyse mit Hilfe numerischer Methoden in Kapitel 5.

Nach dem Bruch des Glassteiges weisen die Versuchsträger keine signifikante Resttragfähigkeit auf.

Anhand des durchgeführten Versuchs mit einem natürlich gealterten Versuchsträger wurde festgestellt, dass die Alterung in diesem Fall keinen nennenswerten Einfluss auf das Tragverhalten hatte. Da das Alterungsverhalten je nach verwendetem Klebstoff stark variiert, ist eine pauschale Aussage zur Alterung geklebter Stahl-Glas-Verbundträger nicht möglich.

Die mit analytischen Verfahren berechneten Spannungen und Verformungen stimmen grundsätzlich gut mit den Messwerten der Versuche überein, wenn eine zutreffende Verbindungssteifigkeit angesetzt wird. Die Glasspannungen werden von der analytischen Lösung teilweise leicht überschätzt. Vereinzelt größere Abweichungen konnten plausibel erklärt werden.

Die in der Versuchsauswertung ermittelte Schubsteifigkeit des verwendeten Klebstoffs stimmt grundsätzlich gut mit den in [3] durchgeführten Blockscher Versuchen überein, wenn eine Sekantensteifigkeit bei entsprechender Schubspannung zugrunde gelegt wird. Die so ermittelte Klebstoffschubsteifigkeit wird bei den analytischen Betrachtungen einheitlich über die gesamte Trägerlänge angesetzt. Nichtlinearitäten des Klebstoffes werden nicht beachtet.

Da während der Versuche keine Messung der Schubspannungen in der Verklebung durchgeführt wurde, erfolgt eine Bewertung der Klebstoffe in Bezug auf die Tragfähigkeit der Verklebung in Abschnitt 5.5.

### 4.3 Biegeversuch mit Langzeitbelastung

#### 4.3.1 Allgemeines

In der Beschreibung der Klebstoffeigenschaften in Abschnitt 2.3.4.3 wurde bereits auf das Kriechen von Klebstoffen unter Dauerlast hingewiesen, das zu zeitlichen Verformungszunahmen im Klebstoff führt. Für die Ermittlung des Tragverhaltens geklebter Stahl-Glas-Träger unter Dauerlast muss daher auch das Klebstoffkriechen berücksichtigt werden.

Anhand der analytischen Modelle aus Abschnitt 3.3 lassen sich die Auswirkungen des Klebstoffkriechens auf das Tragverhalten des Verbundträgers qualitativ vorhersagen. Eine zunehmende Verformung des Klebstoffes unter gleichbleibender Last bedeutet eine Abnahme der Steifigkeit der geklebten Verbindung. Für das  $\gamma$ -Verfahren bedeutet das, dass der Nachgiebigkeitsfaktor  $\gamma$ , Gleichung (3.24), durch Klebstoffkriechen abnimmt. Aus der Berechnung der effektiven Trägheitsmomentes, Gleichung (3.26), wird ersichtlich, dass bei kleinerem Nachgiebigkeitsfaktor  $\gamma$  die Steiner-Anteile der Flansche reduziert werden. Die Normalkräfte in den Flanschen, Gleichung (3.30), nehmen durch Kriechen ab. Einwirkende Momente werden daher durch zunehmende Biegemomente in den Querschnittsteilen, insbesondere im Steg, aufgenommen. Im Glassteg können die zeitabhängig zunehmenden Belastungen infolge von Klebstoffkriechen ein Versagen hervorrufen, wenn die verursachten Spannungen zu einem Überschreiten der Zugfestigkeit im Glassteg führen. Auch ein Versagen der geklebten Verbindung kann durch den Kriechvorgang verursacht werden, da die Festigkeit der Verklebung durch den Kriechvorgang abnimmt. Die zunehmende Biegemomentenbeanspruchung des Glasstegs infolge Klebstoffkriechen verursacht eine zunehmende Trägerdurchbiegung. Die erwarteten Auswirkungen des Klebstoffkriechens im 4-Punkt-Biegeversuch sind in Bild 4.70 prinzipiell dargestellt: Die Flanschnormalkräfte nehmen durch Kriechen ab, das Biegemoment im Steg nimmt zu.

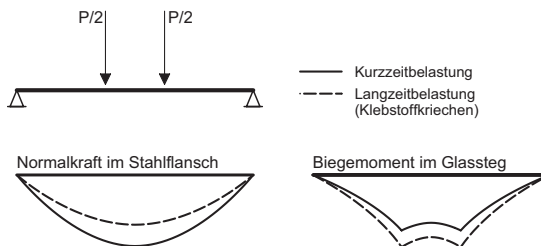


Bild 4.70 Auswirkungen des Klebstoffkriechens auf die Kräfte- und Momentenverteilung des geklebten Stahl-Glas-Trägers [3]

### 4.3.2 Kleinteilkriechversuche

In dem nachfolgend beschriebenen Großversuch wurden die Auswirkungen des Klebstoffkriechens auf den Lastabtrag experimentell ermittelt. Zuvor durchgeführte kleinteilige Dauerstandversuche unter konstanter Schubbeanspruchung dienen einer Einschätzung des Kriechverhaltens des verwendeten Polyurethanklebstoffes SF 7550.

Bild 4.71 zeigt den Versuchsaufbau der Kleinteilkriechversuche. Eine verklebte Verbindung zwischen den Werkstoffen Stahl und Glas mit den Abmessungen 100 mm x 10 mm und einer Dicke von 3 mm wurde mit Hilfe von Gewichten einer dauerhaften konstanten Schubbeanspruchung unterzogen. Die Schubkraft wirkte in Längsrichtung der Verklebung und erzeugte im Versuch 1 unter der Belastung von 60 kg eine Schubspannung von  $0,6 \text{ N/mm}^2$  und im Versuch 2 unter der Belastung von 30 kg eine Schubspannung von  $0,3 \text{ N/mm}^2$ . Dabei lagen die aufgebrachten Schubspannungen weit unter der in [3] ermittelten Schubtragfähigkeit von  $6,7 \text{ N/mm}^2$  im Blockscherversuch.

Beide Versuche wurden bei Raumtemperatur durchgeführt, die konstant bei ca.  $20^\circ\text{C}$  lag.

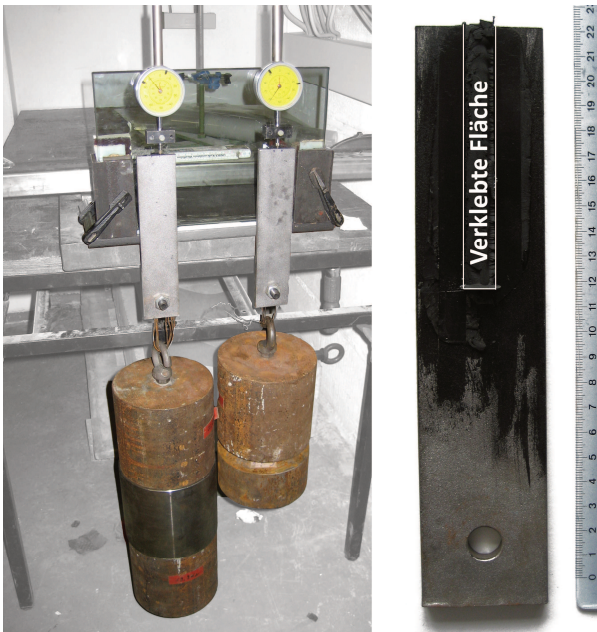


Bild 4.71 Versuchsaufbau und Versuchskörper der Kleinteilkriechversuche

#### 4.3 Biegeversuch mit Langzeitbelastung

Bild 4.72 stellt die gemessenen Verschiebungen zwischen Stahl und Glas für beide Versuche im zeitlichen Verlauf der ersten 60 Minuten nach Versuchsbeginn dar. Im Versuch 1 trat ein kohäsives Versagen der Verklebung nach 43 Minuten auf. Innerhalb dieser Zeit trat ein Zuwachs der Verformungen durch Kriechen um 41% auf. Im Versuch 2 trat kein Versagen der Verklebung auf. Das Versagen von Verklebungen infolge Kriechen führt Habenicht in [27] auf eine Molekülverschiebung und Aufhebung zwischenmolekularer Bindungen zurück. Unter Belastung werden die Molekülbindungen nur teilweise durch neue Bindungen ersetzt. Mit fortschreitender Auflösung der Bindungen ist nach einer gewissen Zeit das Verformungsvermögen erschöpft, so dass es zum Bruch kommt. Aus diesem Grund ist bei höheren Belastungen ein früheres Versagen zu verzeichnen. Außerdem führen höhere Belastungsgeschwindigkeiten zu schnelleren Brüchen. Durch das Anhängen von Gewichten erfolgte die Lastaufbringung in den Kleinteilversuchen sehr schnell, wodurch das Kriechen und das anschließende Versagen beschleunigt wurden. Das stärkere Kriechen bei höherer Last erklärt auch, warum die gemessenen Verschiebungen in Versuch 1 und 2 sind nicht proportional zur aufgebrauchten Last sind.

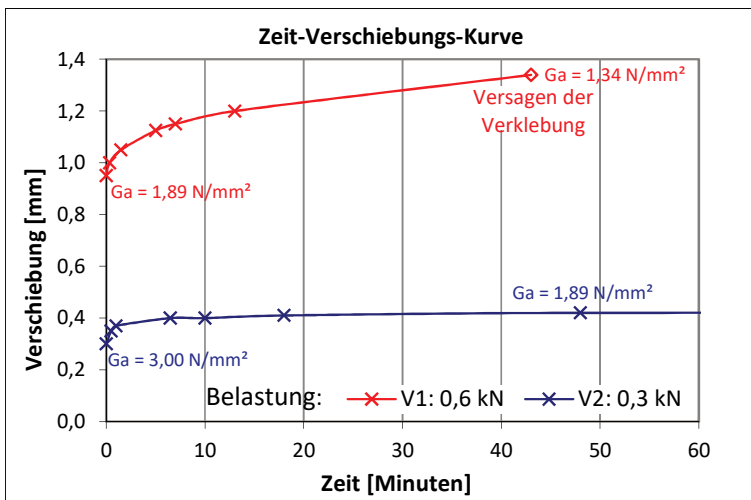


Bild 4.72 Zeit-Verschiebungskurve (Versuchsbeginn) der Kleinteilkriechversuche des Klebstoffes SF 7550 unter einer Belastung von 0,3 kN und 0,6 kN

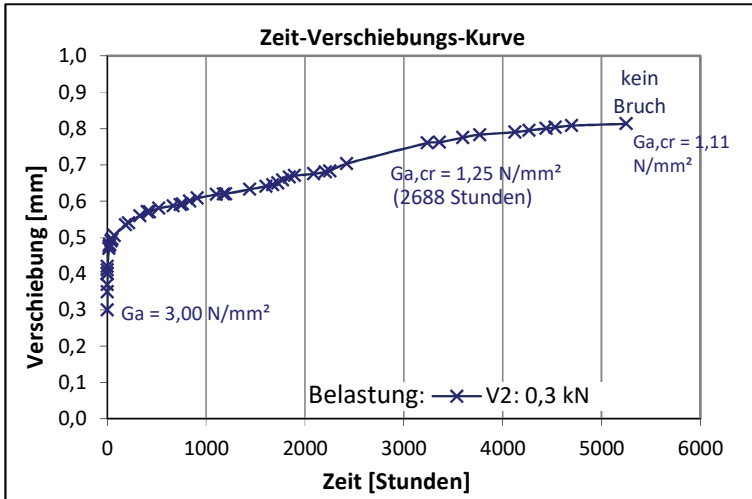


Bild 4.73 Zeit-Verschiebungskurve der Kleinteilkriechversuche des Klebstoffes SF 7550 unter einer Belastung von 0,3 kN

Der Versuch 2 wurde bis zu einem Zeitpunkt von 219 Tagen (5256 Stunden) weitergeführt, siehe Bild 4.73. Bis zu diesem Zeitpunkt nahmen die Verformungen um das 2,7-fache zu. In der doppeltlogarithmischen Skalierung ist die von Wellershoff [85] beschriebene Näherung des zeitlichen Verlaufs durch eine Gerade in den Bereichen I und II gut zu erkennen (vgl. Abschnitt 2.3.4.3, Bild 2.15). Die zeitabhängige Funktion

$$\tan \gamma_a(t) = 0,14 \cdot t^{0,05885} \text{ nach Gleichung (2.11)} \quad (4.15)$$

beschreibt die Zeit-Gleitungskurve in guter Näherung bis zu einer Zeit von 1725 Stunden. Ebenfalls zu erkennen ist der anschließende Bereich III mit beschleunigtem tertiären Kriechen, in dem der Bruch eingeleitet wird. Der Versuch wurde vor dem Auftreten eines Bruches beendet. Es kann aber anhand der in Bild 4.74 zu erkennenden zunehmenden Verformung am Versuchsende davon ausgegangen werden, dass bei Weiterführung des Versuchs nach einer bestimmten Zeit ein Versagen aufgetreten wäre.

Die Kriechschubsteifigkeit des Klebstoffes  $G_{a,cr}$  reduziert sich im zeitlichen Verlauf aufgrund der zunehmenden Verschiebung. Sie kann direkt aus den Versuchsdaten nach Gleichung (4.16) bestimmt werden. Auf diese Weise wurden die in Bild 4.72 und Bild 4.73 angegebenen Kriechschubsteifigkeiten für ausgewählte Zeitpunkte ermittelt.

#### 4.3 Biegeversuch mit Langzeitbelastung

$$G_{a,cr}(t) = \frac{\tau_c}{\tan \gamma_a(t)} = \frac{\tau_c}{u(t)/d_c} \quad (4.16)$$

mit  $u(t)$ : zeitabhängige Verschiebung  
 $d_c$ : Dicke der Verklebung

Für den Versuch 2 ergibt sich auf diese Weise, dass sich die Anfangsschubsteifigkeit von  $G_a = 3,00 \text{ N/mm}^2$  auf eine Kriechschubsteifigkeit von  $G_{a,cr} = 1,11 \text{ N/mm}^2$  reduziert.

Im Zeitbereich I und II (hier bis 1725 Stunden) lässt sich der Kriechschubmodul auch nach Gleichung (2.12) durch Implementierung der durch die Gerade angenäherten Zeitgleitungskurve (4.15) berechnen zu

$$G_{a,cr} = \frac{\tau_c}{\tan \gamma(t)} = \frac{\tau_c}{0,14 \cdot t^{0,05885}} = 7,14 \cdot 0,3 \text{ N/mm}^2 \cdot t^{-0,05885} \quad (4.17)$$

$$= 2,14 \cdot t^{-0,05885} [\text{N/mm}^2]$$

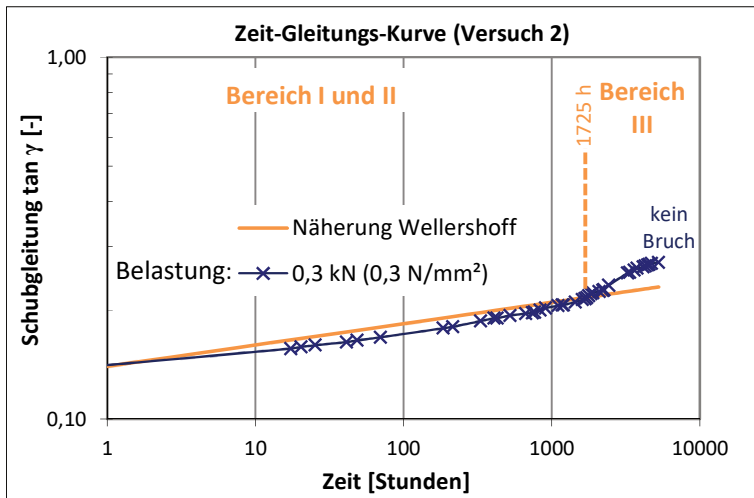


Bild 4.74 Zeit-Gleitungs-kurve der Kleinteilkriechversuchs 2 in doppeltlogarithmischer Skalierung

Die linear skalierten Zeit-Verschiebungs-Kurven beider Kriechversuche, Bild 4.72 und Bild 4.73, weisen einen Verlauf auf, der durch das Burgers-Modell in Abschnitt 2.3.4.3, Bild 2.14 beschrieben werden kann. Beide Kurven weisen einen elastischen Verschiebungsanteil und einen zeitabhängigen viskosen und viskoelas-

tischen Anteil auf. Der elastische Anteil kann aus den vorhandenen Daten nur grob abgeschätzt werden, da davon auszugehen ist, dass die gemessenen Verschiebungen zu Versuchsbeginn neben dem elastischen Anteil noch weitere Verschiebungen durch Setzungen, partielle Molekülumlagerungen, Nachkristallisation und Messungenauigkeiten enthalten. Die in den Bildern angegebenen Anfangsschubsteifigkeiten von  $G_a = 1,89 \text{ N/mm}^2$  im Versuch 1 und  $G_a = 3,00 \text{ N/mm}^2$  im Versuch 2 wären demnach zu niedrig.

Die Kleinteilversuche wurden nicht durchgeführt, um Bauteilnachweise unter Berücksichtigung des Kriechens durchzuführen. Hierfür wären zahlreiche Versuche erforderlich, die genaue Rückschlüsse zur Temperatur- und Spannungsabhängigkeit des Kriechvorgangs zulassen und eine statistische Auswertung ermöglichen. Sie eignen sich jedoch gut für eine vergleichende Bewertung des Großversuchs TS7 unter Dauerlast, da dieselbe Temperatur und ein ähnliches Spannungsniveau vorliegen.

### 4.3.3 Versuchsaufbau Dauerstandversuch TS7

Im 4-Punkt-Biegeversuch zum Tragverhalten unter Langzeitbelastung wurde ein Versuchsträger einer dauerhaften Belastung unterzogen. Bild 4.75 stellt den Versuchsaufbau des Dauerstandversuchs TS7 dar. Die Abmessungen und das statische System entsprechen den Kurzzeitversuchen (siehe Abschnitt 4.2.1.1).

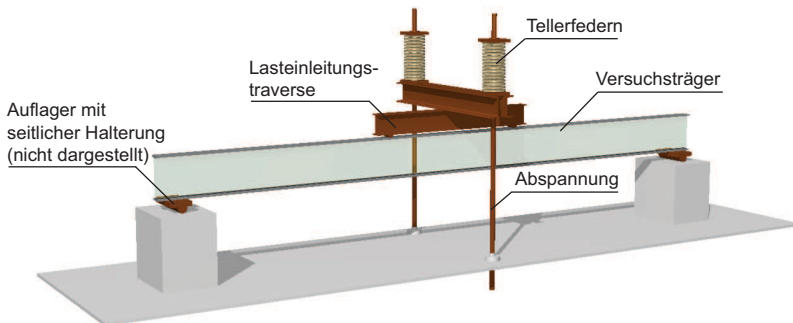


Bild 4.75 Versuchsaufbau des Dauerstandversuchs (TS7)

Die Aufbringung einer konstanten Versuchslast erfolgte über eine Abspannung zum Boden. Die dabei eingesetzten Tellerfedern dienen als Puffer und reduzieren den Abbau der Belastung bei zunehmender Trägerdurchbiegung. Der verbleibende Lastabbau wird durch regelmäßiges Nachspannen ausgeglichen.

Die Messung der aufgebrachtten Last erfolgte über eine Kraftmessdose am Auflager. Zusätzlich wurden die Dehnungen an verschiedenen Stellen des Trägers und

die Durchbiegung in Feldmitte über die Versuchsdauer aufgezeichnet, siehe Anhang D.8.

#### **4.3.4 Ergebnisse des Dauerstandversuchs TS7**

Der Querschnitt des Versuchsträgers TS7 besteht aus einem Glassteg (ESG aus VSG) mit Flanschen aus Flachstahl, verbunden über eine stirnseitige Verklebung, siehe Tabelle 4.1. Als Klebstoff wurde, wie auch im Versuch TS1 und TS2, Polyurethan SF 7550 verwendet. Da der Versuchsträger im Versuch nicht zerstört wurde, wurde er nach Beendigung des Dauerstandversuchs noch im Versuch TS8 verwendet. Die genauen Querschnittsabmessungen sind in Anhang D.8.1 angegeben.

Der Träger wurde über eine Versuchsdauer von 112 Tagen mit einer Gesamtlast belastet, die weitgehend konstant auf 13 kN gehalten wurde. Dem Abbau der Versuchslasten bei zunehmender Trägerdurchbiegung wurde durch regelmäßiges Nachspannen entgegengewirkt. Bild 4.76 stellt die aufgebrachte Versuchslast über die Versuchsdauer von 112 Tagen und die Zeitpunkte des Nachspannens zum Wiederherstellen des Lastniveaus von 13 kN dar. Dabei ist insbesondere am Versuchsbeginn und nach dem ersten Nachspannen ein deutlicher Abfall der Versuchslast zu erkennen. Zwischen dem 105. und 112. Versuchstag war kein signifikanter Abfall der Versuchslast und keine zunehmende Durchbiegung mehr zu verzeichnen. Ab dem 112. Versuchstag wurde die äußere Belastung auf 18,6 kN erhöht. Diese Belastung wurde 72 Tage bis zum 184. Versuchstag beibehalten, Bild 4.79.



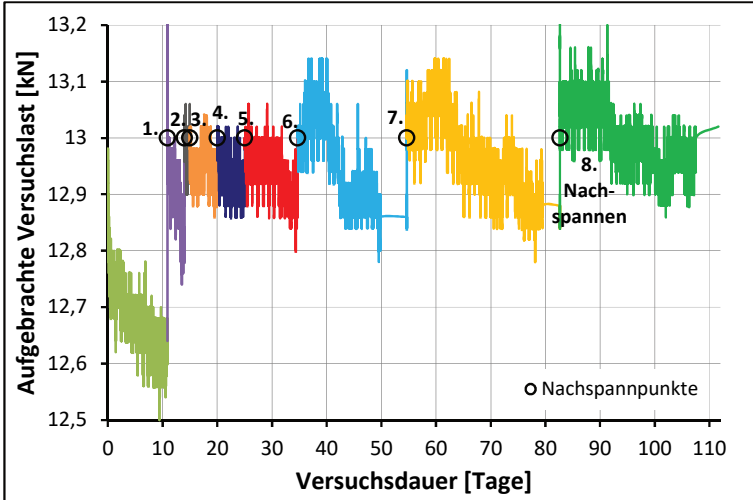


Bild 4.76 Entwicklung der aufgebrachten Last des Versuchs TS7 über die Versuchsdauer

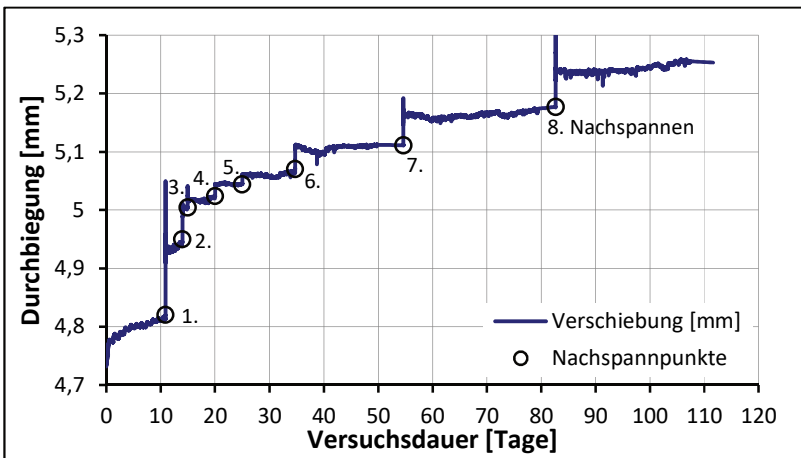


Bild 4.77 Entwicklung Durchbiegung in Feldmitte des Versuchs TS7 über die Versuchsdauer

Die Durchbiegung des Trägers über die Versuchsdauer, Bild 4.77, verhält sich entgegengesetzt zum Lastverlauf, da der Abbau der Versuchslast durch die zunehmende Trägerdurchbiegung hervorgerufen wird. Dementsprechend ist am Versuchsbeginn ein starker Verformungszuwachs zu verzeichnen.

#### 4.3 Biegeversuch mit Langzeitbelastung

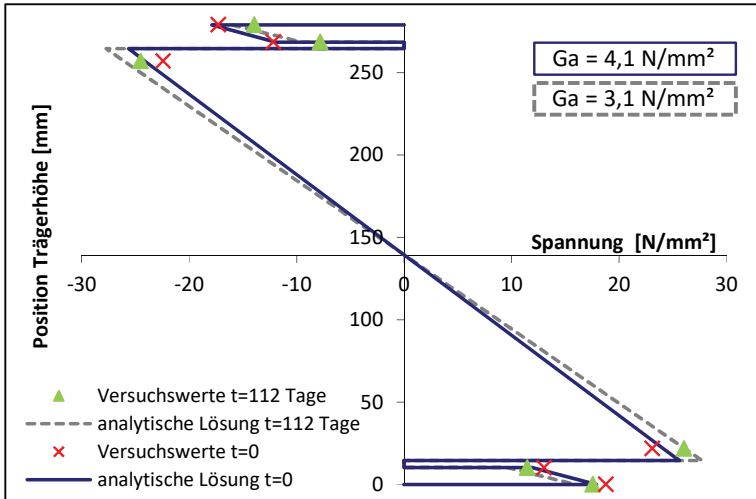


Bild 4.78 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte des Versuchsträgers TS7 zu den Zeitpunkten  $t=0$  und  $t=112$  Tage und Vergleich mit der analytischen Berechnung

Bild 4.78 stellt die Spannungen in Feldmitte am Versuchsbeginn ( $t=0$ ) und nach 112 Tagen dar. Zum Zeitpunkt  $t=0$  wurde in Feldmitte eine maximale Glaszugspannung von  $23,1 \text{ N/mm}^2$  und eine maximale Druckspannung von  $-22,4 \text{ N/mm}^2$  gemessen. Die messtechnisch ermittelten Normalkräfte in den Flanschen betragen  $-12,1 \text{ kN}$  im Obergurt und  $13,1 \text{ kN}$  im Untergurt. Nach 112 Tagen zeigt sich eine Zunahme der Glasspannungen um 9% ( $-24,5 \text{ N/mm}^2$ ) in der oberen Trägerhälfte und um 13% in der unteren Trägerhälfte ( $26,0 \text{ N/mm}^2$ ). Gleichzeitig nehmen die Spannungen des Obergurtes im Durchschnitt um 26% ab, die des Untergurtes um 9%. Der Vergleich der analytischen Lösung mit den Messwerten ergab zum Zeitpunkt  $t=0$  eine maximale Schubspannung im Klebstoff von ca.  $0,4 \text{ N/mm}^2$  bei einer Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$  von  $4,1 \text{ N/mm}^2$ . Nach 112 Tagen ergibt sich rechnerisch eine um 24% reduzierte Klebstoffschubsteifigkeit von  $3,1 \text{ N/mm}^2$  und eine Abnahme der maximalen Schubspannung auf  $0,33 \text{ N/mm}^2$ .

Da nach 112 Tagen keine wesentliche Zunahme der Trägerverformungen mehr festzustellen war, wurde das Lastniveau auf  $18,3 \text{ kN}$  angehoben und diese Last durch mehrmaliges Nachspannen bis zum 184. Versuchstag beibehalten. Die aufgebrachte Versuchslast und die Entwicklung der Durchbiegung unter der erhöhten Versuchslast sind in Bild 4.79 und Bild 4.80 dargestellt. Die Versuchslast weist auch nach dem 13. Nachspannen einen deutlichen Lastabfall auf. Der Kriechvorgang des Klebstoffs ist also noch nicht beendet. Aus Zeitgründen wurde der Versuch dennoch nach 184 Tagen beendet. Zu diesem Zeitpunkt wurden die in

Bild 4.81 dargestellten Spannungen gemessen. Auffällig ist, dass die Spannungen im Obergurt deutlich geringer sind als im Untergurt. Wählt man die Klebstoffsteifigkeit der analytischen Lösung so, dass die berechnete Normalkraft mit dem Mittelwert der Normalkräfte im Ober- und Untergurt übereinstimmt, so ergibt sich im Mittel eine Klebstoffsteifigkeit von  $2,8 \text{ N/mm}^2$ . Die analytische Berechnung der vertikalen Verschiebung weicht damit nur um  $1,7\%$  von dem im Versuch gemessenen Wert ab, siehe Bild 4.82.

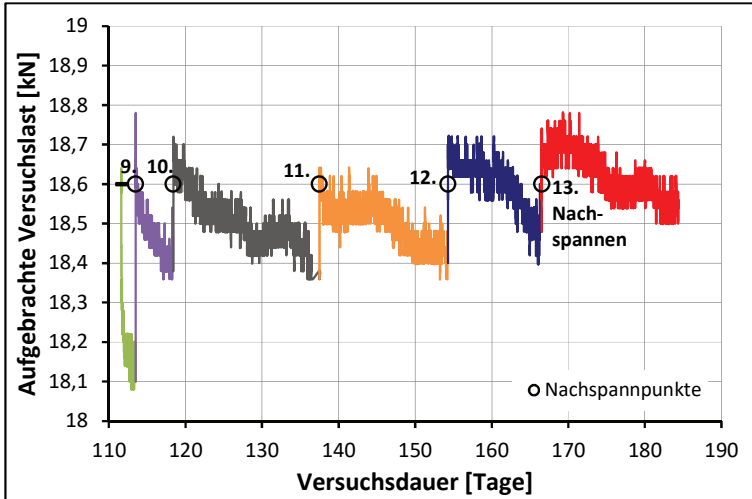


Bild 4.79 Entwicklung der aufgebrachten Last des Versuchs TS7 nach Erhöhung der Last auf  $18,6 \text{ kN}$

#### 4.3 Biegeversuch mit Langzeitbelastung

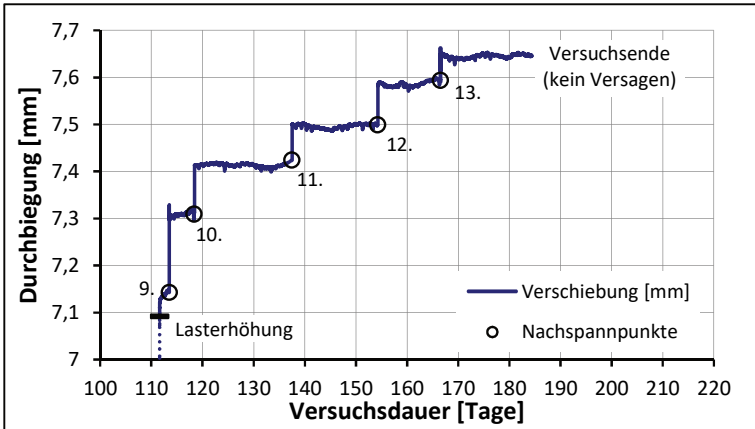


Bild 4.80 Entwicklung Durchbiegung in Feldmitte des Versuchs TS7 nach Erhöhung der Last auf 18,6 kN

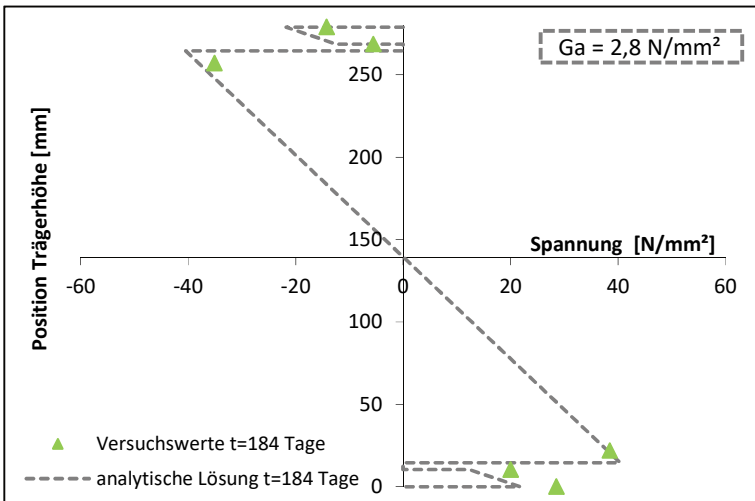


Bild 4.81 Spannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte des Versuchsträgers TS7 zum Zeitpunkt  $t=184$  Tage und Vergleich mit der analytischen Berechnung

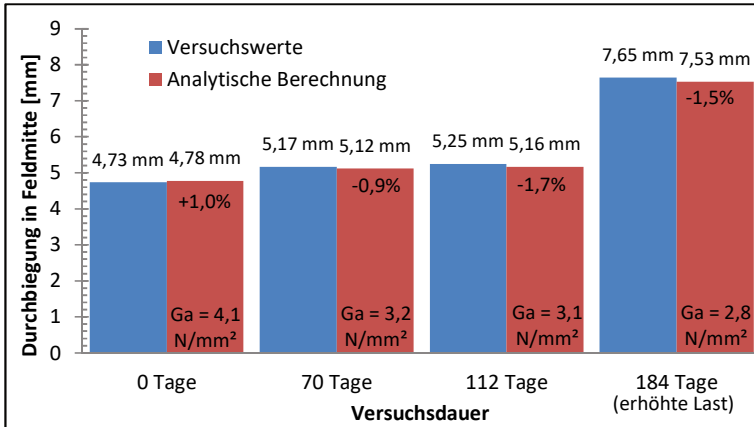


Bild 4.82 Vergleich der versuchstechnisch ermittelten Durchbiegungen des Versuchs TS7 mit den analytischen Berechnungen

Der Vergleich der messtechnisch ermittelten vertikalen Durchbiegung in Feldmitte in Bild 4.82 mit den analytisch berechneten Durchbiegungen zeigt zu allen ausgewerteten Zeitpunkten eine gute Übereinstimmung. Die in der analytischen Berechnung angesetzten Klebstoffschubsteifigkeiten von  $4,1 N/mm^2$  nach 0 Tagen,  $3,1 N/mm^2$  nach 112 Tagen und  $2,8 N/mm^2$  nach 184 Tagen treffen auch für die Durchbiegungsberechnung gut zu.

Aufgrund des Kriechverhaltens des Klebstoffes war eine zeitliche Abnahme der Steifigkeit und daher eine Abnahme der Gurtnormalkräfte bei gleichzeitigem Anwachsen der Glasspannungen zu erwarten. Die Abnahme der Klebstoffschubsteifigkeit fällt jedoch geringer aus als anhand der Kleinteilversuche zu erwarten war. Zu Versuchsbeginn liegt die maximale Schubspannung im Klebstoff bei ca.  $0,4 N/mm^2$ . Unter dieser Schubspannung wäre ein stärkerer Kriechvorgang zu erwarten als bei dem durchgeführten Kleinteilversuch mit  $0,3 N/mm^2$  Schubbeanspruchung. Die Kleinteilschubversuche (Bild 4.73) weisen nach 112 Tagen (2688 Stunden) eine Reduktion der Schubsteifigkeit um 58% auf. Damit liegt bei Großversuchen mit 24% eine deutlich geringere Steifigkeitsabnahme vor.

Nach 184 Tagen liegt im Großversuch unter der erhöhten Last nur eine Steifigkeitsabnahme von  $G_a = 4,1 N/mm^2$  auf  $G_{a,cr} = 2,8 N/mm^2$  um 32% vor.

Die geringere Kriechschubsteifigkeit im Großversuch lässt sich damit erklären, dass durch den Kriechvorgang in der Verklebung die inneren Schnittgrößen im Querschnitt umgelagert werden. Dies ergibt sich aus folgenden Zusammenhängen:

- Durch die Biegebeanspruchung des geklebten Stahl-Glas-Trägers erfährt die geklebte Verbindung eine Schubbeanspruchung.
- Die Schubbeanspruchung führt im zeitlichen Verlauf zu einem Kriechen des Klebstoffes und damit zu einer Zunahme der Schubverzerrungen. Infolge Kriechen wird also die Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung reduziert.
- Eine Reduzierung der Verbindungsschubsteifigkeit führt zu geringeren Normalkräften in den Flanschen. Da die Normalkräfte über die Schubbeanspruchung der Verklebung in die Flansche eingeleitet werden, reduziert sich dementsprechend die Schubbeanspruchung der Verklebung.

Der Klebstoff entzieht sich also aufgrund der zeitabhängigen Verformung der Belastung, so dass die Schubspannungen abgebaut werden. Da die Schubspannungen nicht konstant bleiben, liegt daher im Verbundträger kein reiner Kriechvorgang der Verklebung vor.

Aus folgenden Gründen tritt jedoch auch kein reiner Relaxationsvorgang auf:

- Durch Biegebeanspruchung des Trägers erfährt die geklebte Verbindung eine Schubverzerrung. Die Schubspannung wird durch Relaxationsvorgänge in der Verklebung abgebaut.
- Der Abbau der Schubspannungen in der geklebten Verbindung verursacht eine Abnahme der Normalkräfte in den Flanschen.
- Die Abnahme der Normalkräfte führt zu einer Umlagerung des äußeren Biegemomentes zum Steg hin, so dass sich die Biegebeanspruchung des Steges erhöht.
- Die zunehmende Biegebeanspruchung des Steges erzeugt eine zunehmende Durchbiegung des Trägers, die mit einer zunehmenden Verschiebung zwischen Steg und Flansch einhergeht, vgl. Bild 3.1. Diese ist gleichbedeutend mit einer zunehmenden Schubverzerrung in der geklebten Verbindung.

Da die Schubverzerrung in zeitlichen Verlauf nicht gleichbleibend ist, liegt also kein reiner Relaxationsvorgang vor, sondern eine Kombination aus Kriechen und Relaxation. Für die Bewertung des Trägerverhaltens auf Grundlage von Kriechversuchen bedeutet dies, dass die Steifigkeitsabnahme der geklebten Verbindung überschätzt wird. Die Zunahme der Spannungen im Glassteg wird demnach überschätzt. Erfolgt eine Bewertung des Trägers auf Grundlage von Relaxationsversuchen, wird die Steifigkeitsabnahme der geklebten Verbindung jedoch unterschätzt. Damit wird auch die Spannungszunahme im Glassteg unterschätzt. Die Langzeitbewertung der Glasspannungen sollte daher auf Grundlage von Kriechversuchen und nicht auf Grundlage von Relaxationsversuchen erfolgen.

Werden diese Kriechversuche mit Spannungen durchgeführt, deren Höhe der maximal auftretenden Spannungen am Trägerende entspricht, ist jedoch zu erwarten, dass die tatsächliche Steifigkeitsabnahme im Stahl-Glas-Träger geringer ausfallen wird. Die Schubspannung in der Verklebung ist nach Bild 4.11 so verteilt, dass zur Trägermitte hin eine geringere Schubspannung vorliegt. Daher wird zur Trägermitte hin ein geringerer Kriech- und Relaxationsvorgang stattfinden, als an den Trägerenden.

In der Versuchsauswertung erfolgte die Ermittlung von Schubspannung und Schubmodul des Klebstoffes über einen Vergleich mit der analytischen Berechnung, bei der von einer konstanten, mittleren Schubsteifigkeit über die Trägerlänge ausgegangen wird. Folglich würde die Abnahme der gemittelten Schubsteifigkeit geringer ausfallen.

Im Versuch wurde festgestellt, dass der Obergurt durch den Kriechvorgang eine deutlich stärkere Spannungsabnahme erfährt als der Untergurt. Dieses Verhalten ist mechanisch nicht zu erklären, da aufgrund der Symmetrie des Querschnitts gleiche Schubspannungen in der oberen und unteren geklebten Verbindung auftreten. Die obere und die untere Verklebung weisen dennoch ein unterschiedliches Kriechverhalten auf, was auf eine unterschiedliche Qualität der oberen und der unteren Verklebung hindeutet. Bereits zum Zeitpunkt  $t = 0$  ist die Normalkraft des Obergurtes um 8% geringer als die des Untergurtes. Bei der Vermessung des Trägers war die obere Klebschichtdicke um 5% größer als die untere Klebschichtdicke und daher die Steifigkeit der geklebten Verbindung entsprechend geringer. Es erscheint unwahrscheinlich, dass so geringe Änderungen in der Klebschichtdicke eine derart starke Änderung des Kriechverhaltens mit sich bringt. Daher sind die Abweichungen im Kriechverhalten auf die bereits in Abschnitt 4.2.6 beschriebene ungenaue Ausführung der Verklebung zurückzuführen, die durch Inhomogenität in der Verklebung und einer geringeren Adhäsionsfläche zu lokalen Spannungserhöhungen, einer insgesamt geringeren Schubsteifigkeit und damit auch zu stärkeren Kriechvorgängen führen kann.

#### **4.3.5 Zusammenfassung der Langzeitversuche**

Der Dauerstandversuch zeigt, dass der Versuchsträger TS7 ein zeitabhängiges Trag- und Verformungsverhalten aufweist. Unter dauerhafter Belastung des Biegeträgers nehmen die vertikalen Verschiebungen bei gleichbleibender Last zu. Gleichzeitig kommt es zu einer Umlagerung der Spannungen mit einer Reduzierung der Stahlspannungen und einer Zunahme der Glasspannungen. Die Mitwirkung der Flansche am Lastabtrag durch Normalkräfte erfährt also eine zeitabhängige Abnahme, so dass der Steg durch ein größeres Biegemoment beansprucht wird. Das zeitabhängige Tragverhalten des Versuchsträgers wird durch

einen kombinierten Kriech- und Relaxationsvorgang des Klebstoffes in der Verbindung zwischen Stahlflansch und Glassteg verursacht. Kleinteilkriechversuche am verwendeten Klebstoff zeigen eine deutliche Kriechneigung des verwendeten Klebstoffes.

Im Versuch wurde festgestellt, dass das zeitabhängige Klebstoffverhalten zu einem signifikanten Anstieg der Glasspannungen führte. Somit können Kriechen und Relaxation der geklebten Verbindung bemessungsrelevant werden.

Es wurde grundsätzlich aufgezeigt, dass die Bewertung des zeitabhängigen Verhaltens geklebter Stahl-Glas-Träger auf Grundlage von Relaxationsversuchen unsichere Ergebnisse für die Bemessung des Glasstegs liefern wird.

Gleichzeitig zeigen der Vergleich der Kleinteilkriechversuche mit dem Biegeträger unter Dauerlast und die theoretische Betrachtung, dass in den schubbeanspruchten Kleinteilversuchen ein stärkeres Klebstoffkriechen stattfindet, da sich der Klebstoff im Biegeträger der Belastung entzieht. Werden Schub-Kriechversuche zur Bewertung des Dauerstandverhaltens geklebter Stahl-Glas-Träger verwendet, kann es daher zu konservativen Ergebnissen kommen.

#### **4.4 Fazit**

Aus den durchgeführten Biegeversuchen lassen sich folgende Rückschlüsse zum Tragverhalten geklebter Stahl-Glas-Träger ziehen:

- Die Tragfähigkeit von Glasträgern konnte durch ein Anfügen von Flanschen deutlich gesteigert werden. Die Mitwirkung der Flansche am Lastabtrag hängt dabei wesentlich von der Steifigkeit der geklebten Verbindung ab.
- Ein Versagen der Träger trat immer durch den Bruch der Glasscheibe, teilweise gekoppelt mit einem Adhäsionsbruch der Verklebung auf. Zur Bestimmung der Versagensursache sind weitere Analysen erforderlich (siehe Abschnitt 5.5)
- Die Auswirkungen von Klebstoffalterung wurden an einem Versuchsträger untersucht. Nach mehrjähriger Freibewitterung war für den verwendeten Klebstoff kein signifikanter Einfluss der Klebstoffalterung feststellbar.
- Das Langzeittragverhalten ist durch das Kriechen des Klebstoffes geprägt. Unter Dauerlast tritt eine deutliche Zunahme der Glasspannungen auf, wodurch die Langzeittragfähigkeit reduziert wird.



## 5 Numerische Untersuchungen

### 5.1 Allgemeines

Numerische Untersuchungen bieten die Möglichkeit das Tragverhalten geklebter Stahl-Glas-Träger unter Variation aller entscheidenden Parameter zu bestimmen. Im Vergleich zu den experimentellen Untersuchungen kann ein breiterer Parameterbereich abgedeckt werden. Außerdem bieten numerische Untersuchungen die Möglichkeit Spannungen und Verformungen in den Bereichen der Träger zu analysieren, in denen in den Versuchen keine Messungen durchgeführt wurden. So können für den geklebten Stahl-Glasträger Spannungen- und Verformungen in der geklebten Verbindung ermittelt werden. Im Glassteg ermöglichen die numerischen Berechnungen die Analyse der Hauptspannungen.

Im Vergleich zu den analytischen Lösungen, die nur für bestimmte Sonderfälle hergeleitet wurden und herleitbar sind, ergänzen numerische Berechnungen die Untersuchungen um beliebige Querschnitte und statische Systeme. Wichtig sind für diese Arbeit insbesondere die Berechnung unsymmetrischer Trägerquerschnitte und die Berücksichtigung nichtlinearer Materialeigenschaften des Klebstoffes.

### 5.2 Lösungsweg

Die numerischen Berechnungen wurden unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode (FEM) durchgeführt. Für die Berechnungen wurde die kommerziell verfügbare Software ANSYS Classic in der Version 14 Academic Research [125] verwendet.

Im ersten Schritt erfolgt die numerische Simulation exemplarischer Träger unter Biegebeanspruchung. Anhand eines Vergleiches mit analytischen Berechnungen erfolgt eine erste Verifizierung der FE-Berechnung.

Im zweiten Schritt wird das Finite-Elemente-Modell (FE-Modell) einer statischen Strukturanalyse unterzogen, die die Berücksichtigung von Materialnichtlinearitäten erlaubt. Im Fokus steht hier die zutreffende Modellierung des nichtlinearen Schubspannungs-Gleitungsverhalten der Verklebung. Die Verifizierung des Modells erfolgt durch einen Vergleich der Versuchsergebnisse aus Abschnitt 4.2.

Die anschließenden FE-Untersuchungen zur Versagensursache der Versuchsträger konzentrieren sich auf die Analyse der im Versuch nicht gemessenen Hauptzugspannungen und Schubspannungen in der Verklebung beim Bruch. Durch Modellierung der in Teilbereichen versagten Klebschicht können die Auswirkungen von Klebstoffbrüchen auf die Spannungsverteilung im Verbundquerschnitt

abgebildet werden. Der Vergleich mit den Rissbildern der Glasstege im Versuch ermöglicht eine Aussage zur Versagensursache der Träger.

In Kapitel 6 wird das FE-Modell zur Analyse der resultierenden Spannungen und Verformungen bei Bauteilerwärmung genutzt.

### 5.3 Modellierung

Zur realitätsnahen Modellierung geklebter Stahl-Glas-Träger wurde ein dreidimensionales FE-Modell unter Verwendung von Volumenelementen entwickelt. Dabei wird die reale geometrische Struktur der geklebten Verbindung durch das FE-Modell exakt abgebildet. Die in den Versuchen verwendeten Verklebungsgeometrien mit Verklebungen auf der Stirnseite der Glasscheibe und unter Verwendung eines u-förmigen Verbindungsprofils können mit dem FE-Modell exakt modelliert werden. Aufgrund der geringen Dicke der Klebschicht im Vergleich zur Trägerlänge, ergeben sich bei dieser Art der Modellierung zahlreiche kleine Elemente, die zu langen Rechenzeiten führen.

Daher wurde neben dem Modell mit Volumenelementen ein dreidimensionales Modell mit Schalenelementen entwickelt, welches die geklebte Verbindung mit Hilfe einer idealisierten Zwischenschicht simuliert. Der Vorteil dieses Modells liegt in der geringen Rechenzeit gegenüber dem Volumenmodell. Es liefert jedoch nur die Spannungen und Verformungen für die ideelle Klebschicht und eignet sich insbesondere bei räumlichen Verklebungsgeometrien nicht zur exakten Bestimmung der Spannungen.

#### 5.3.1 FE-Modell mit Volumenelementen

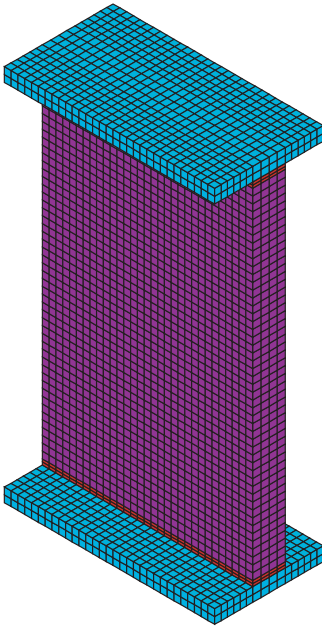
##### 5.3.1.1 Modellierung und Idealisierung

Im Volumenmodell werden die Querschnittsteile, mit Ausnahme des Glassteiges, entsprechend ihrer realen Geometrie modelliert, Bild 5.1. Der Verbund sicherheitsglassteg der stirnseitig verklebten Träger wird vereinfachend ohne die vorhandene Zwischenlage aus PVB modelliert. Die Dicke der modellierten Glasscheibe entspricht dann der Summe der Einzelscheiben.

Bei der Modellierung der U-Profil-Verklebung besteht die Glasscheibe aus zwei Einzelscheiben mit Zwischenraum. Dieser Zwischenraum ist nötig, um die reale Flanschgeometrie zusammen mit der Verklebungsbreite modellieren zu können.

Die vereinfachte Modellierung der Glasscheibe hat keine Auswirkungen auf das in diesem Abschnitt untersuchte Biegetragverhalten um die starke Achse. Das Biegetragverhalten um die schwache Profilachse ließe sich ohne Modellierung der PVB Folie nicht abbilden.

stirnseitige Verklebung



u-förmige Verklebung

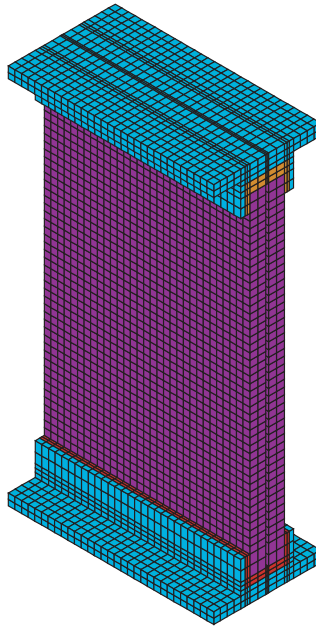


Bild 5.1 Modellierung der stirnseitig und u-förmig verklebten Träger

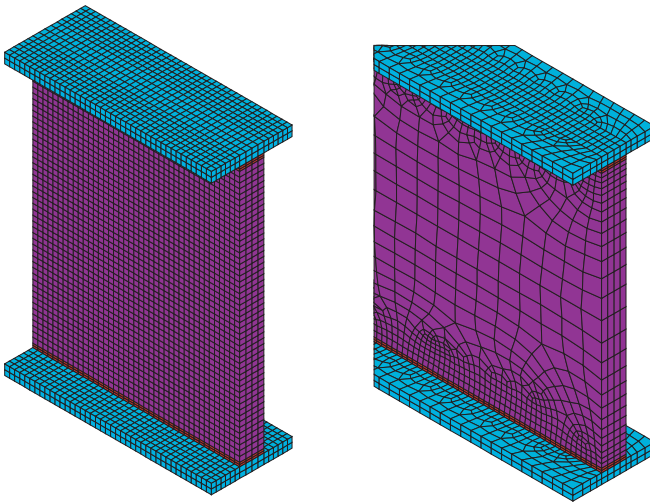
### 5.3.1.2 Elementtypen

Die für die Modellierung verwendeten Elementtypen des Programms Ansys [125] werden so gewählt, dass sie das mechanische Verhalten der verwendeten Materialien abbilden können.

Alle Querschnittsteile werden mit dreidimensionalen Elementen vom Typ Solid185 modelliert. Diese Volumenelemente verfügen über acht Knoten mit je drei Translationsfreiheitsgraden und ermöglichen die Berechnung von Spannungs- und Dehnungszuständen in alle drei Raumrichtungen. Dem Elementtyp Solid185 liegen bilineare Ansatzfunktionen zugrunde. Daher kann es unter Biegebeanspruchung vorkommen, dass sich die Elemente bei voller Integration durch den Effekt der Schubversteifung (shear-locking) zu steif verhalten. Für die Stahlflansche und den Glassteg als biegebeanspruchte Querschnittsteile wird deshalb die Elementoption „Simplified Enhanced Strain Formulation“ verwendet, die durch zusätzliche interne Freiheitsgrade eine Schubversteifung vermeidet. Für die überwiegend schubbeanspruchte Klebschicht werden Solid185 Elemente mit voller Integration verwendet.

### 5.3.1.3 Vernetzung

Das Volumenmodell wird mit quaderförmigen Volumenelementen vernetzt. In FE-Berechnungen wird eine hohe Genauigkeit der Ergebnisse erreicht, wenn alle Elementkanten ungefähr die gleichen Längen aufweisen. Mit zunehmendem Verhältnis der Kantenlängen nimmt die Genauigkeit ab. Nach [49] sind Kantenlängenverhältnisse von 1:10 akzeptabel. Bei der Modellierung der geklebten Stahl-Glas-Träger führt die Einhaltung bestimmter Kantenlängenverhältnisse bei Verwendung einer regelmäßigen Vernetzung mit quaderförmigen Elementen zu einer großen Elementanzahl, da die Dicke der Verklebung weniger als 1/1000 der Trägerlänge betragen kann. Die geringe Dicke der Verklebung erfordert eine Vernetzung mit kleinen Elementen. Wird eine gleichmäßige Vernetzung aller Trägerteile mit dieser Elementgröße fortgesetzt, ergibt sich ein sehr feines Netz in der Glasscheibe und den Flanschen und daraus eine sehr große Elementanzahl, siehe Bild 5.2, links.



*Bild 5.2 Vernetzung des FE-Volumenmodells mit regelmäßigen, quaderförmigen Elementen (links) und im Verbindungsbereich verfeinerten Elementen (rechts) am Beispiel eines Trägerabschnittes*

Eine Reduzierung der Elementanzahl bei gleichbleibendem Vernetzungsgrad der Verklebung stellt Bild 5.2, rechts dar. Für die Glasscheibe und die Randbereiche der Flansche werden größere Volumenelemente verwendet. Im Bereich der Verbindung erfolgt eine verfeinerte Vernetzung, um kleinere Elemente der Verklebung zu erzielen.

Bei Modellierung der Geometrie der stirnseitig verklebten Versuchsträger unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen (halber Träger) konnte die Elementanzahl von 114.000 Elementen bei regelmäßiger Vernetzung auf 48.500 Elemente durch Netzverfeinerung im Verbindungsbereich reduziert werden. Die Berechnungszeit der linearen Berechnung reduzierte sich von 2,3 auf 0,7 Minuten.

Den nachfolgenden numerischen Berechnungen liegt dennoch das gleichmäßig vernetzte Modell zugrunde, da das gleichbleibenden Netz eine einfachere Auswertung ermöglicht.

#### 5.3.1.4 Materialgesetze

##### **Stahlflansche**

Für die Stahlflansche wird vereinfachend ein bilineares isotropes Materialverhalten angesetzt. Als Streckgrenze  $f_y$  wird, abhängig von der Stahlsorte, der Nennwert nach EC 3 [93] verwendet. Der Elastizitätsmodul des Stahls wird bis zur Streckgrenze  $f_y$  mit  $E_s = 210.000 \text{ N/mm}^2$  angesetzt. Daran schließt ein horizontales Plateau an, welches das Fließplateau modelliert. Das Materialmodell beinhaltet keinen Verfestigungsbereich, da bei der Kombination der Materialien Stahl und Glas nicht zu erwarten ist, dass dieser Bereich ohne vorheriges Bauteilversagen erreicht werden kann. Die angesetzte Querkontraktionszahl beträgt  $\nu = 0,3$ . Zur Berücksichtigung des Werkstoffverhaltens unter Temperatureinfluss wird in den entsprechenden Berechnungen eine Temperaturdehnzahl von  $\alpha_T = 12 \cdot 10^{-6} 1/K$  angesetzt.

Von den oben angegebenen Werten für die Streckgrenze und den Elastizitätsmodul wird bei der Berechnung der Versuchsträger abgewichen, für die genauere experimentell ermittelte Werkstoffkennwerte vorliegen.

##### **Glas**

Für den Glassteg wird ein linear isotropes Materialverhalten mit einem Elastizitätsmodul von  $70.000 \text{ N/mm}^2$  und einer Querkontraktionszahl von  $\nu = 0,23$  angesetzt. Die Temperaturdehnzahl beträgt  $\alpha_T = 9 \cdot 10^{-6} 1/K$ .

##### **Klebstoff**

Die Modellierung der Materialeigenschaften von Klebstoffen in Form von Materialgesetzen ist sehr komplex, da für die verschiedenen Klebstoffe jeweils spezifische Materialgesetze entwickelt werden müssen. Hierzu muss das mechanische Verhalten der Klebstoffe an Substanzproben oder innerhalb geklebter Verbindungen mit unterschiedlichen Belastungssituationen experimentell untersucht werden. Daraus werden dann klebstoffspezifische Materialgesetze und Versagenshypothesen entwickelt, die die Verformungseigenschaften auch unter

mehrachsigere Beanspruchung abbilden. Aufgrund der Komplexität der Bildung von Materialgesetzen für Klebstoffe stellt die numerische Berechnung von Klebverbindungen einen eigenen Forschungsbereich dar. In [5] und [63] sind die Forschungen zur Modellierung und numerischen Berechnung von Klebverbindungen für einzelne Epoxid- und Polyurethanklebstoffe dargestellt. In [30] und [29] wird die numerische Berechnung von Silikonverbindungen diskutiert.

In den folgenden Abschnitten wird geprüft, inwieweit vereinfachte Materialmodelle zur Simulation der Klebschicht ausreichend sind, um das globale Tragverhalten der geklebten Stahl-Glas-Träger realitätsnah abzubilden. Dafür wird im ersten Schritt von einem linear-elastischen, isotropen Tragverhalten ausgegangen. Zur Definition des Materialverhaltens sind Elastizitätsmodul und Querdehnzahl erforderlich. Die an Klebstoffzugproben ermittelten Kennwerte eignen sich, wie bereits in Abschnitt 2.3.4.4 ausgeführt, nicht zur Berechnung. Daher wird der in Schubversuchen ermittelte Schubmodul  $G_a$  des Klebstoffs über die Querdehnzahl und den Elastizitätsmodul nach der Beziehung (5.1) abgebildet. Die Querdehnung der verwendeten Klebstoffe ist in [3] veröffentlicht. Diese Querdehnzahlen hängen stark von der aufgetragenen Dehnung ab, vgl. Anhang A. Für die weiteren Berechnungen werden die Querdehnzahlen verwendet, die sich bei den in den Großversuchen erreichten Dehnungen ergeben. Für die Berechnung der Versuchsträger mit linear-elastischem Klebstoff wurden die in Tabelle 5.1 angegebenen Werte verwendet.

$$E_a = 2 \cdot G_a \cdot (1 + \nu) \tag{5.1}$$

Tabelle 5.1: *Angesetzte Werkstoffkennwerte für vereinfachtes linear-elastisches Materialmodell der Klebstoffe*

Klebstoff	Schubmodul [N/mm <sup>2</sup> ]	Querkontraktionszahl $\nu$	Ersatz-Elastizitätsmodul für ANSYS [N/mm <sup>2</sup> ]
SF 7550 (TS1)	2,0	0,38	5,52
DP 490	150	0,40	420
DC 993	0,66	0,38 <sup>4</sup>	1,82

<sup>4</sup> Hinweis: Die häufig in der Literatur zu findende Querdehnzahl von ca. 0,5 (inkompressibles Material) für Silikon DC 933 trifft nach den in [3] veröffentlichten Kurven (Anhang A) nur in Bereichen mit kleiner Dehnung auf. Bei größeren Dehnraten sinkt die Querdehnzahl. Daher weicht der hier verwendete Wert von 0,5 ab.

Im zweiten Schritt wird ein vereinfachtes Klebstoff-Materialmodell verwendet, welches das nichtlineare Materialverhalten der Klebstoffe berücksichtigt. Das in der Software Ansys implementierte Materialmodell „Multilinear Isotropic Hardening“ wird über ein abschnittsweise lineares Spannungs-Dehnungs-Diagramm definiert und verwendet die Fließbedingung nach von Mises [126].

Zur Überführung von Schubversuchsdaten in das benötigte  $\sigma$ - $\epsilon$ -Diagramm, werden die Ansätze (5.2) und (5.3) nach von Mises verwendet, vgl. [5]. Dieser Ansatz wird vereinfachend verwendet, obwohl Bornemann in [5] anhand des Vergleichs von schub- und zugbeanspruchten Klebstoffproben zeigt, dass die von-Mises-Theorie für den Klebstoff nicht zutreffend ist. Für Materialformulierungen, die unabhängig von den Spannungszuständen sind, eignet sich diese Formulierung daher nicht. Hier wird das Materialgesetz aus schubbeanspruchten Versuchen abgeleitet. Die im Versuch aufgebrachten Spannungen stimmen mit dem erwarteten Schubspannungszustand in der Verklebung des Stahl-Glas-Trägers überein, so dass das Materialmodell für diesen speziellen Spannungszustand ausreichend genau ist, wie die in Abschnitt 5.4.2 durchgeführten Vergleichsrechnungen der Versuche zeigen.

$$\sigma_v = \sqrt{3} \cdot \tau_{xy} \quad (5.2)$$

$$\epsilon_v = \frac{\sqrt{3}}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{xy} \quad (5.3)$$

Für die verwendeten Klebstoffe DC 993, SF 7550 und DP 490 sind die Schubspannungs-Gleitungs-Kurven und die daraus nach den Formeln (5.2) und (5.3) abgeleiteten Spannungs-Dehnungs-Kurven in Bild 5.3 bis Bild 5.5 dargestellt. Die Schubspannungs-Gleitungs-Kurven stellen gemittelte Kurven der in [3] veröffentlichten Block-Scherversuche dar, vgl. Anhang A.

Ziel der Berechnungen mit den vereinfachten Materialmodellen ist es nicht, das lokale Spannungs- und Dehnungsverhalten innerhalb der Verklebungen an Stellen mit mehrachsiger Belastung exakt abzubilden. Zur Abbildung des globalen Bauteiltragverhaltens werden Ungenauigkeiten in der Berechnung des lokalen Klebstoffverhaltens in Kauf genommen.

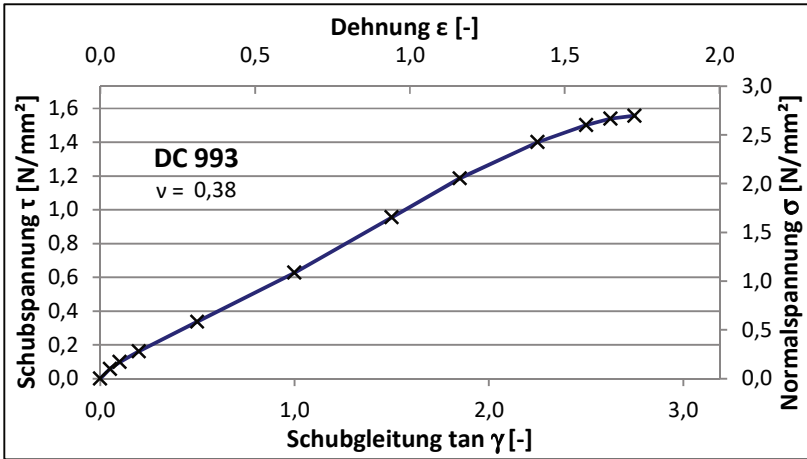


Bild 5.3 Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm und daraus abgeleitetes Normalspannungs-Dehnungs-Diagramm zur multilinearen Klebstoffmodellierung des Klebstoffs DC993

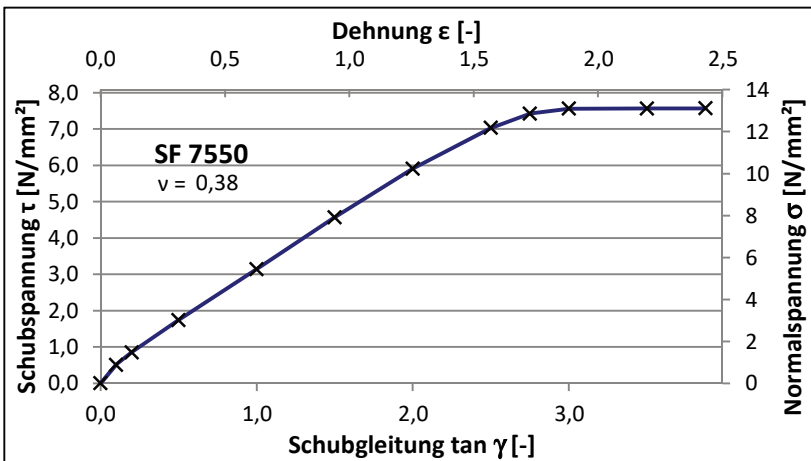


Bild 5.4 Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm und daraus abgeleitetes Normalspannungs-Dehnungs-Diagramm zur multilinearen Klebstoffmodellierung des Klebstoffs SF7550



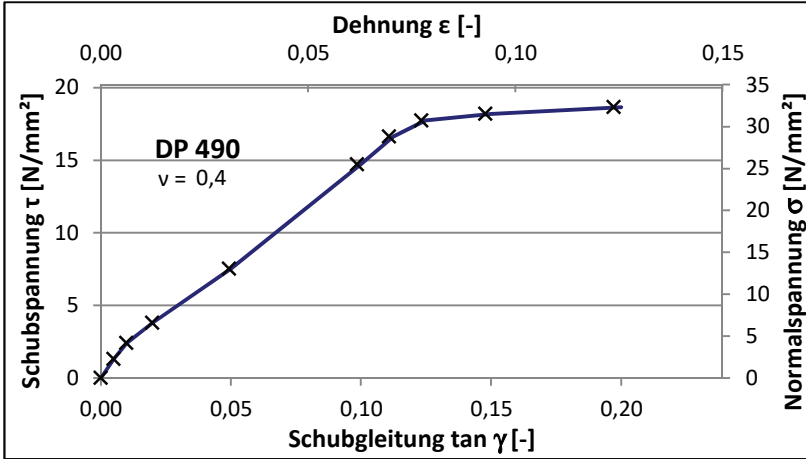


Bild 5.5 Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm und daraus abgeleitetes Normalspannungs-Dehnungs-Diagramm zur multilinearen Klebstoffmodellierung des Klebstoffs DP490

### 5.3.1.5 Lagerung und Lasteinleitung

Es wird das statische System eines gelenkig gelagerten Einfeldträgers untersucht. Die vertikale gelenkige Lagerung erfolgt an der Flanschunterseite. Um eine lokale Einspannung zu vermeiden, erfolgt am Auflager die Lagerung einer Knotenreihe in Querrichtung, Bild 5.6. Da hierdurch die Auflagerlasten konzentriert an wenigen Knoten eingeleitet werden, besteht die Gefahr von nicht realistischen Spannungsspitzen im Träger. Um diese zu vermeiden, wird zusätzlich eine Auflagerplatte modelliert, die die Auflagerlasten über eine bestimmte Fläche verteilt. Die Knoten der Auflagerplatte werden in vertikaler Richtung mit den Knoten des unteren Flansches gekoppelt. Aus Symmetriegründen kann eine Berechnung des halben Trägers erfolgen. Alle Knoten in Feldmitte werden dazu in Trägerlängsrichtung horizontal gelagert.

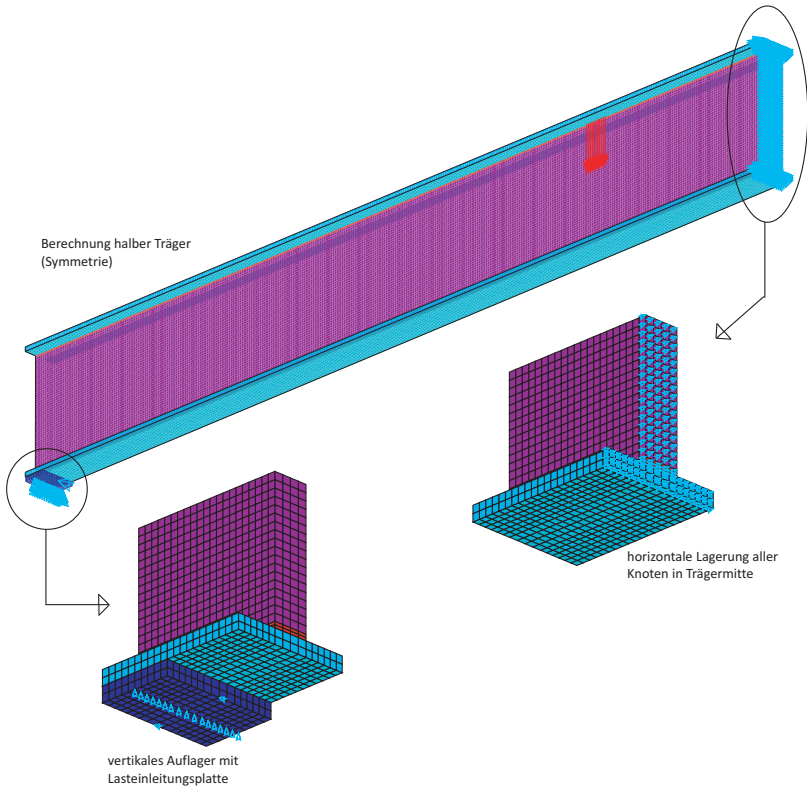


Bild 5.6 Modellierung der Auflager

In den numerischen Berechnungen verformen sich bei der Verwendung weicher Klebstoffe die Klebschichten im Bereich der Lasteinleitung und den Auflagern stark. Dies ist exemplarisch an einem Trägerschnitt im Auflagerbereich in Bild 5.7 dargestellt. Die untere Verklebung, die die Druckkraft des Auflagers überträgt, verformt sich aufgrund der Querkontraktion seitlich aus der Fuge heraus. Damit zeigt die numerische Berechnung dasselbe Tragverhalten wie die in Abschnitt 4.2.3 beschriebenen Druckversuche. Die starke Verformung führt zu einer starken Verzerrung der Klebstoff-Elemente und damit zu Konvergenzproblemen und Berechnungsabbrüchen.

Für weiche Klebstoffe wurden daher Abstandhalter in der Klebfuge modelliert, mit denen die in den Versuchen verwendeten Lasteinleitungselemente simuliert werden, siehe Abschnitt 4.2.4.2. Die Lasteinleitungselemente werden als zwei übereinanderliegende, quaderförmige Volumenkörper modelliert, die sich inner-

halb der Verklebung befinden. Die beiden Volumenkörper können sich gegeneinander verschieben, sich aber wegen der Anordnung von Kontaktelementen vom Elementtyp `targe170` und `conta173` nicht gegenseitig durchdringen. Bild 5.8 zeigt die Modellierung der Lasteinleitungselemente mit Kontaktelementen am Auflager sowie die Verformungen bei Biegebelastung des Trägers.

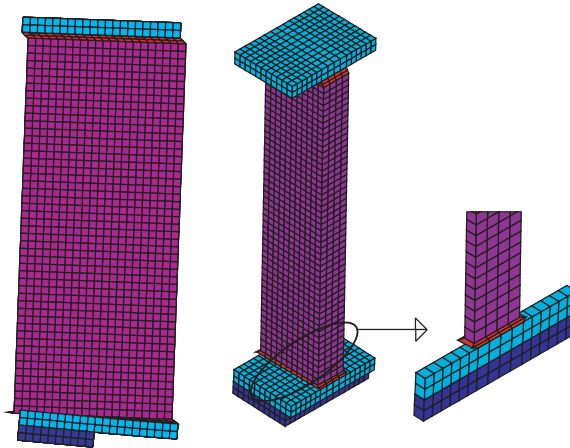


Bild 5.7 Verformungen am Auflager eines Trägers mit weichem Klebstoff ohne Modellierung von Lasteinleitungselementen: Ansicht und Isometrie des Trägerabschnittes

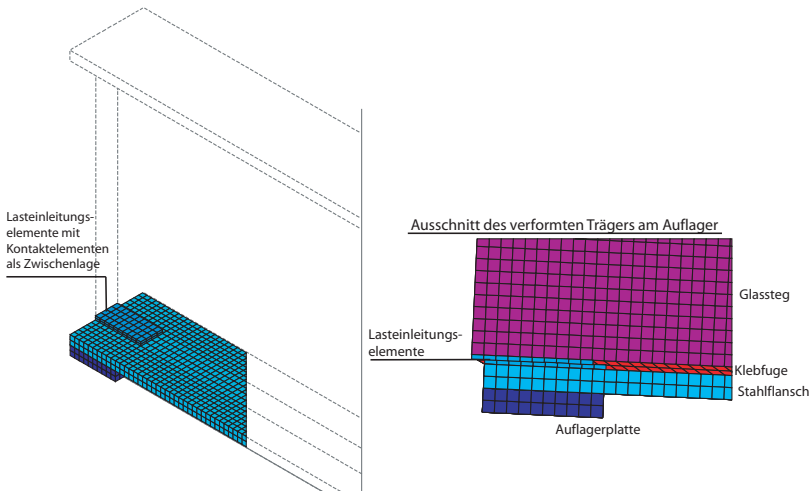


Bild 5.8 Modellierung der Lasteinleitungselemente mit Kontaktelementen am Auflager sowie die Verformungen im Auflagerbereich bei Biegebelastung des Trägers

Das numerische Modell bietet die Möglichkeit verschiedene Laststellungen zu untersuchen. Einzellasten werden realitätsnah auf der Flanschoberseite aufgebracht. Dabei wird die aufzubringende Last über die Stegbreite und eine Lasteinleitungslänge von mehreren Elementen flächig verteilt. Streckenlasten werden flächig über die Trägerlänge und die Stegbreite auf der Flanschoberseite aufgebracht.

Bei weichen Klebstoffen ergeben sich im Bereich der Lasteinleitung von Einzellasten ebenfalls starke Klebstoffverformungen. Daher werden unter Einzellasten die gleichen Lasteinleitungselemente mit Kontaktelementen angeordnet wie an den Auflagern.

### 5.3.2 FE-Modell mit Schalenelementen

#### 5.3.2.1 Modellierung und Idealisierung

Als Alternative zu dem rechenintensiven FE-Modell mit Volumenelementen wurde ein vereinfachtes Modell mit Schalenelementen entwickelt. Im Gegensatz zur Modellierung mit Volumenelementen, bei dem die reale Geometrie dreidimensional abgebildet wurde, werden die Bestandteile des Stahl-Glas-Trägers mit zweidimensionalen, flächigen Elementen modelliert.

Dabei hängt der Grad der Idealisierung stark von dem zu modellierenden Trägerquerschnitt ab. Der stirnseitig verklebte Trägerquerschnitt mit rechteckigen Flanschen wird bei der Modellierung mit Schalenelementen nur geringfügig vereinfacht, da sowohl Flansch als auch Steg bereits flächenförmig sind, Bild 5.9. Andere Querschnittsformen mit nicht rechteckigen Flanschquerschnitten müssen stärker vereinfacht werden, um die Flansche als Schalen modellieren zu können, Bild 5.10. Damit steigt auch der Berechnungsfehler an.

Die Schalenelemente werden in den geometrischen Schwerpunkten des zu modellierenden Querschnittsteils angeordnet. Dabei werden für die Modellierung des Glassteges die realen Abmessungen übernommen. Der Flansch wird so modelliert, dass die Querschnittsfläche dem realen Flansch entspricht.

Die Modellierung des Klebstoffes erfordert eine Idealisierung der Geometrie und der Materialkennwerte. Die Dicke der Klebschicht reicht im idealisierten Modell vom Flanschschwerpunkt bis zur Glasunterkante, Bild 5.9, so dass die idealisierte Klebschicht eine andere Höhe aufweist als die reale Geometrie. Um das gleiche Verformungsverhalten von idealisierter und realer Klebschicht zu erzielen, erfolgt eine Anpassung der Materialmodelle nach Abschnitt 5.3.2.4.

Der Vorteil der Modellierung mit dem Schalenmodell liegt in der geringen Elementanzahl und der geringen Rechenzeit. Nachteilig ist, dass das Modell für beliebige Verklebungsgeometrien keine Aussage zur Spannungsverteilung inner-

halb der Klebschicht zulässt. Bei komplexen Geometrien des Flansches und der Verklebung kann die erforderliche Idealisierung der Flanschgeometrie und der Verklebung zu Berechnungsungenauigkeiten führen.

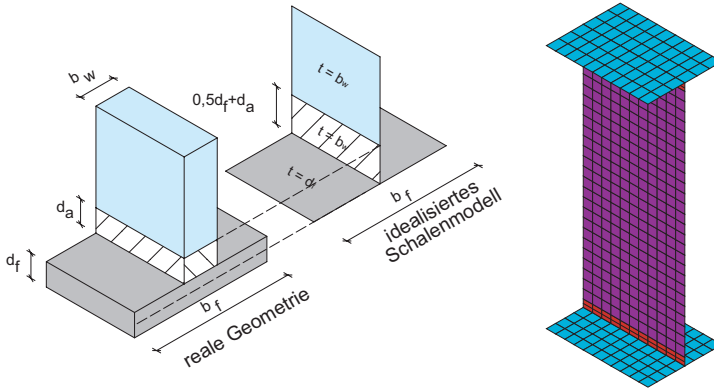


Bild 5.9 Abmessungen des idealisierten Schalenmodells für einen stirnseitig verklebten Träger [3] und Trägerquerschnitt des FE-Modells

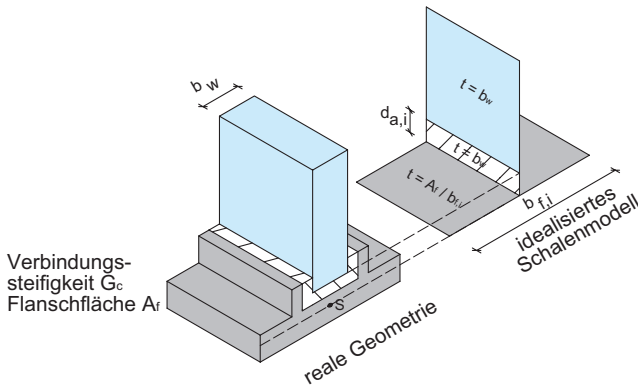


Bild 5.10 Abmessungen des idealisierten Schalenmodells für Träger mit beliebigen Flanschformen

### 5.3.2.2 Elementtypen

Alle Querschnittsteile des Trägers werden mit dreidimensionalen Schalenelementen vom Typ Shell181 modelliert. Diese Elementtypen verfügen über 4 Knoten mit jeweils 3 Translations- und 3 Rotationsfreiheitsgraden. Das Element eignet sich für lineare Berechnungen als auch für nichtlineare Berechnungen mit großen Verzer-

rungen. Die unten beschriebenen nichtlinearen Materialgesetze für den Stahl und den Klebstoff können zusammen mit dem Shell181 Element verwendet werden.

### 5.3.2.3 Vernetzung

Die Vernetzung erfolgt mit rechteckigen Elementen, bei denen ein Seitenverhältnis von 1:1 anstrebt wird.

### 5.3.2.4 Materialgesetze

Für die Werkstoffe Stahl und Glas werden die Materialgesetze des Volumenmodells verwendet, siehe Abschnitt 5.3.1.4.

Wie im Volumenmodell wird der Klebstoff entweder als linear-isotrop oder nicht-linear über ein multilineares Materialgesetz („Multilinear Isotropic Hardening“) definiert.

Der anzusetzende Schubmodul  $G_a$  des Klebstoffs wird im linearen Materialgesetz über die Angabe von Querkontraktionszahl und Elastizitätsmodul definiert. Die verwendeten Querkontraktionszahlen sind in Tabelle 5.1 angegeben. Der Elastizitätsmodul der ideellen Klebschicht berechnet sich dann für die stirnseitig geklebte Verbindung, Bild 5.9, unter Anpassung der Steifigkeit an die größere ideelle Klebschichtdicke nach Formel (5.4), [3].

$$E_{a,ideell} = G_a \cdot 2 \cdot (1 + \nu) \frac{0,5d_f + d_a}{d_a} \quad (5.4)$$

Für andere Verklebungsgeometrien, Bild 5.10, wird die Steifigkeit der ideellen Klebschicht aus der Verbindungssteifigkeit  $G_c$  nach Formel (5.7) berechnet.

$$E_{a,ideell} = G_c \cdot 2 \cdot (1 + \nu) \frac{d_{a,i}}{b_w} \quad (5.5)$$

Die Implementierung des nichtlinearen Klebstoffverhaltens kann über die Definition eines multilinearen Spannungs-Dehnungs-Diagramms für die idealisierte Klebschicht erfolgen. Zur Implementierung nichtlinearer Schubspannungs-Gleitungs-Kurven erfolgt die abschnittsweise Umrechnung und Anpassung an die ideelle Klebschichtdicke des stirnseitig verklebten Trägers nach den Formeln (5.6) und (5.7)

$$\sigma_v = \sqrt{3} \cdot \tau_{xy} \quad (5.6)$$

$$\varepsilon_v = \frac{\sqrt{3}}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{xy} \cdot \frac{d_a}{0,5d_f + d_a} \quad (5.7)$$

### 5.3.2.5 Lasteinleitung und Lagerung

Der Träger wird ohne Überstand am Auflager modelliert, so dass die Auflager am Modellende angeordnet werden. An den Trägerenden werden zwei übereinanderliegende Knoten in vertikaler Richtung gelagert, siehe Bild 5.11. Die Lagerung des oberen und unteren Knotens der unteren Klebschicht verhindert übermäßige vertikale Stauchungen der Klebschicht, die ansonsten bei der Lasteinleitung am Auflager auftreten. Zusätzlich werden der obere und der untere Flansch in Querrichtung gehalten. In der Trägermitte verhindert ein Auflager in Trägerlängsrichtung eine Starrkörperverschiebung des Trägers.

Die Lasteinleitung erfolgt bei einer Streckenlast gleichmäßig auf den Mittelknoten des oberen Flansches, Bild 5.11. Einzellasten werden über eine Länge von mehreren Knoten verteilt. Unterhalb der Einzellasten erfolgt eine Kopplung der vertikalen Verschiebung des oberen und unteren Knotens, Bild 5.11.

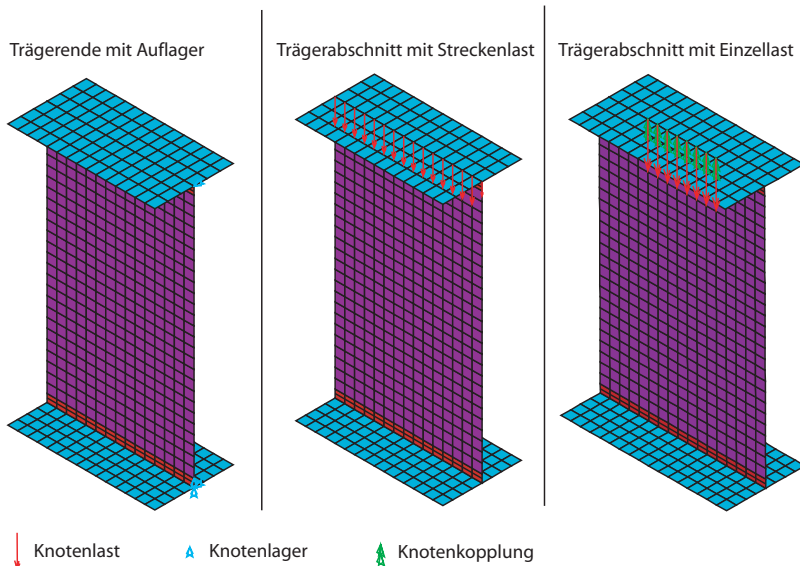


Bild 5.11 Modellierung der Auflager und Lastaufbringung im Schalenmodell

## 5.4 Verifizierung

### 5.4.1 Vergleichsrechnung mit analytischem Modell

Im ersten Schritt werden die FE-Berechnungen über Vergleiche mit der analytischen Lösung verifiziert. Dazu werden Berechnungen an verschiedenen Beispielträgern nach Tabelle 5.2 unter der Voraussetzung von linear-elastischem Klebstoffverhalten durchgeführt. Die durchgeführten Berechnungen weisen bezüglich der Spannungen und Verformungen eine gute Übereinstimmung mit der analytischen Berechnung auf, siehe Tabelle 5.3 und Tabelle 5.4. Größere Abweichungen über 3% ergeben sich bei der Berechnung mit Schalelementen in der Schubspannung der Verklebung. In der unteren Klebfuge kommt es an den Auflagern durch die lokale Einleitung der Auflagerkraft zu Abweichungen bis zu 10%.

Da die FE-Berechnungen nur in lokalen Bereichen größere Abweichungen zur analytischen Lösung aufweisen, zeigt der Vergleich, dass das FE-Modell grundsätzlich das Tragverhalten des Stahl-Glas-Trägers in sehr guter Näherung beschreibt.

Gleichzeitig zeigt der Vergleich, dass das sich für die Berechnung der Normalspannungen und der Trägerdurchbiegung Volumen- und Schalenmodell gleichermaßen eignen. Zur Bestimmung der Schubspannungen in der geklebten Verbindung liefert das Volumenmodell die besseren Ergebnisse.

Tabelle 5.2: Abmessungen der Beispielträger der numerischen Berechnungen (aus Anhang B)

	$l$ [m]	$q$ [kN/m]	$b_f$ [mm]	$d_f$ [mm]	$h_w$ [mm]	$d_w$ [mm]	$d_c$ [mm]	$G_a$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Träger 1a	4,00	15	80	10	250	24	3	3
Träger 2	5,00	25	100	12	300	30	2	5

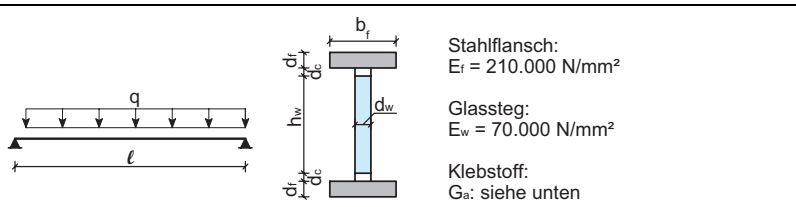




Tabelle 5.3: Vergleich der FE-Berechnungen mit Volumen- und Schalenmodell mit der analytischen Lösung für den Beispielträger 1a

Beispielträger 1a		analytische Lösung, Abschnitt 3.3.3	FE-Berechnung (Volumenelemente)	Abweichung	FE-Berechnung (Schalenelemente)	Abweichung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
Ober-gurt	$\sigma_{e,f}^o =$	-58,24	-59,95	2,9%	-58,98	1,3%
	$\sigma_{ce,f} =$	-48,84	-49,35	1,0%	-49,58	1,5%
	$\sigma_{e,f}^u =$	-39,44	-38,89	-1,4%	-40,18	1,9%
Steg	$\sigma_{e,w}^o =$	-78,33	-78,13	-0,3%	-77,70	-0,8%
	$\sigma_{e,w}^u =$	78,33	78,11	-0,3%	77,66	-0,9%
Unter-gurt	$\sigma_{e,f}^u =$	39,44	39,95	1,3%	40,40	2,4%
	$\sigma_{ce,f} =$	48,84	49,40	1,1%	49,79	1,9%
	$\sigma_{e,f}^o =$	58,24	58,85	1,0%	59,19	1,6%
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
oben	$\tau_c =$	1,32	1,29	-2,3%	1,29	-2,3%
unten	$\tau_c =$		1,31	-0,8%	1,40	6,1%
<b>Durchbiegung in Feldmitte [mm]</b>						
		15,09	15,19	0,7%	15,24	1,0%

Tabelle 5.4: Vergleich der FE-Berechnungen mit Volumen- und Schalenmodell mit der analytischen Lösung für den Beispielträger 2

Beispielträger 2		analytische Lösung, Abschnitt 3.3.3	FE-Berechnung (Volumenelemente)	Abweichung	FE-Berechnung (Schalenelemente)	Abweichung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
Ober-gurt	$\sigma_{e,f}^o =$	-121,65	-123,09	1,2%	-122,82	1,0%
	$\sigma_{ce,f} =$	-112,18	-112,53	0,3%	-113,38	1,1%
	$\sigma_{e,f}^u =$	-102,70	-102,20	-0,5%	-103,93	1,2%
Steg	$\sigma_{e,w}^o =$	-78,98	-79,10	0,2%	-77,93	-1,3%
	$\sigma_{e,w}^u =$	78,98	79,00	0,0%	77,83	-1,5%
Unter-gurt	$\sigma_{e,f}^u =$	102,70	102,83	0,1%	104,37	1,6%
	$\sigma_{ce,f} =$	112,18	112,72	0,5%	113,81	1,5%
	$\sigma_{e,f}^o =$	121,65	122,29	0,5%	123,26	1,3%
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
oben	$\tau_c =$	2,97	2,86	-3,7%	2,81	-5,4%
unten	$\tau_c =$	2,97	2,95	-0,7%	3,28	10,4%
<b>Durchbiegung in Feldmitte [mm]</b>						
		20,01	20,24	1,1%	20,20	0,9%

### 5.4.2 Vergleichsrechnung der Versuche

Im Folgenden werden die Ergebnisse der FE-Vergleichsrechnungen für die Kurzzeitbiegeversuche dargestellt. Die FE-Berechnungen erfolgen mit dem Volumenmodell und den aus den Block-Scherversuchen abgeleiteten multilinearen Materialgesetzen des jeweiligen Klebstoffs.

Die Vergleichsrechnungen der Versuche TS3, TS4, TS5 und TS8 sowie des Langzeitversuchs TS7 zum Zeitpunkt  $t=0$  zeigen durchweg sehr gute Übereinstimmungen mit den experimentell bestimmten Werten. Die nachfolgenden Bilder (Bild 5.12 bis Bild 5.16) stellen dies exemplarisch anhand der Normalspannungen  $\sigma_x$  in Feldmitte dar. Vergleiche weiterer experimentell ermittelter Werte mit den FE-Berechnungen befinden sich in Anhang E.

Die FE-Berechnung des Versuchs TS5 simuliert das Verhalten des Trägers nach Erreichen der Stahl-Streckgrenze bei 150 kN Versuchslast in guter Übereinstimmung mit den Versuchswerten. Dies ist insbesondere an der vertikalen Verschiebung des Trägers in Bild 5.17 zu erkennen, aus der deutlich wird, dass die Trägersteifigkeit durch Fließen des Stahls ab 150 kN abnimmt. Um eine gute Übereinstimmung der FE-Berechnung zu erzielen, wurde eine Stahlstreckgrenze von  $f_y = 380 \text{ N/mm}^2$  angesetzt. Damit plastiziert der obere und der untere Flansch im Bereich der Feldmitte, siehe Bild 5.18.

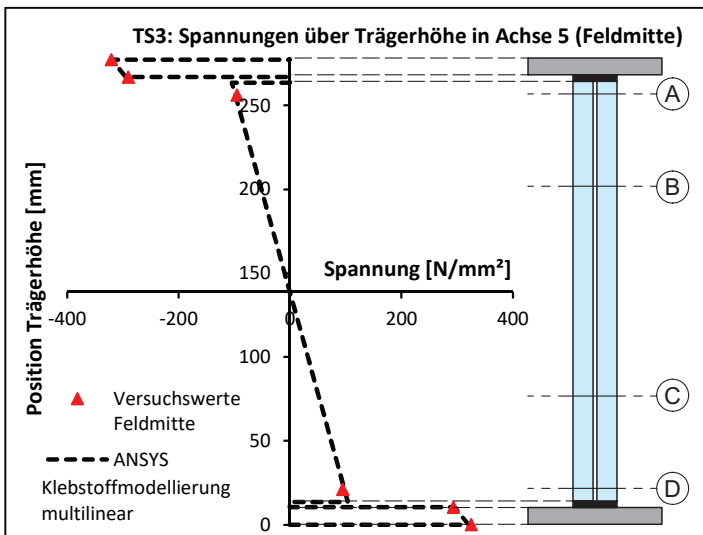


Bild 5.12 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS3 (Epoxidharz DP 490) unter der Maximallast von 126,5 kN

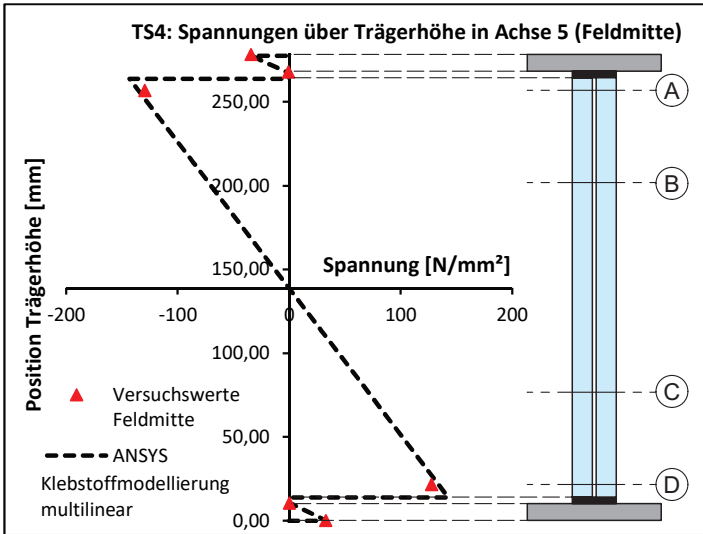


Bild 5.13 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS4 (Silikon DC 993) unter der Maximallast von 52,8 kN

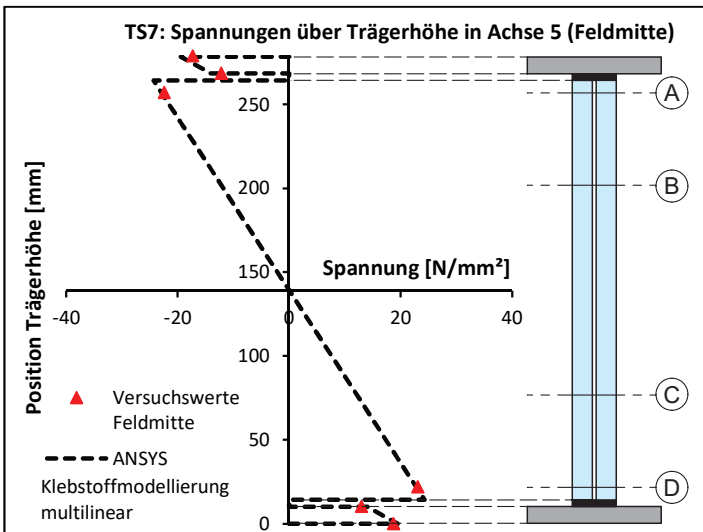


Bild 5.14 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen des Dauerstandversuchs TS7 (Polyurethan SF 7550) zum Zeitpunkt  $t=0$  unter einer Last von 12,96 kN

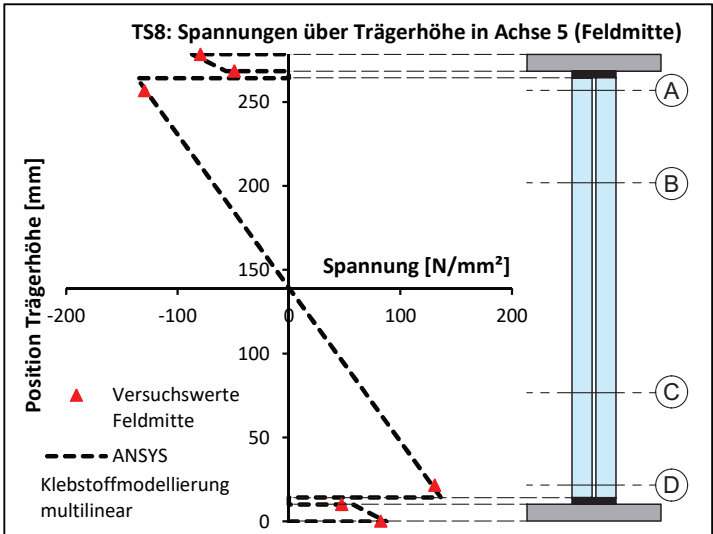


Bild 5.15 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS8 (Polyurethan SF 7550) unter der Maximallast von 66,3 kN

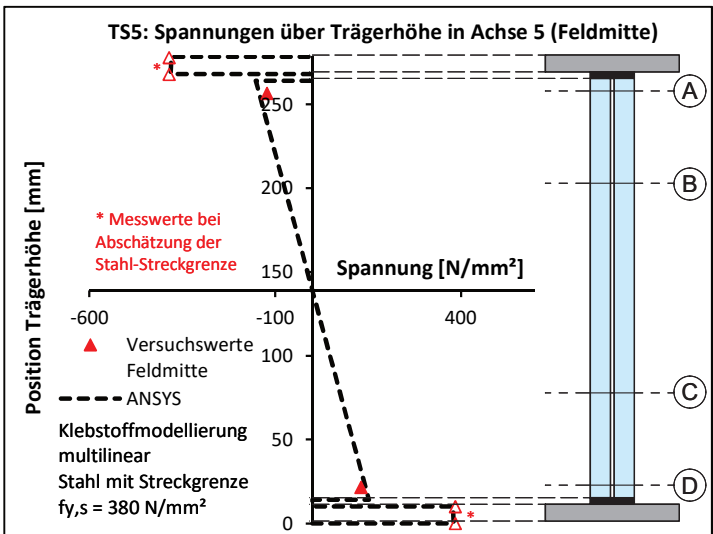


Bild 5.16 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS5 (Epoxidharz DP 490) unter der Maximallast von 161,6 kN

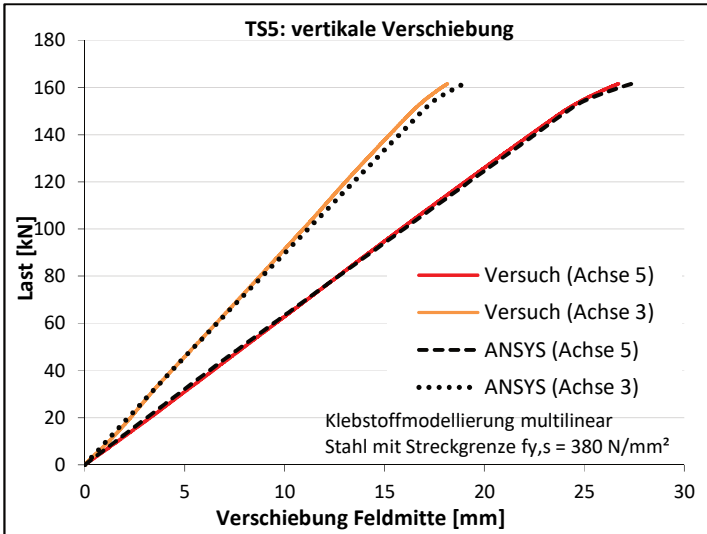


Bild 5.17 Vergleich der vertikalen Durchbiegung der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS5 (Epoxidharz DP 490)

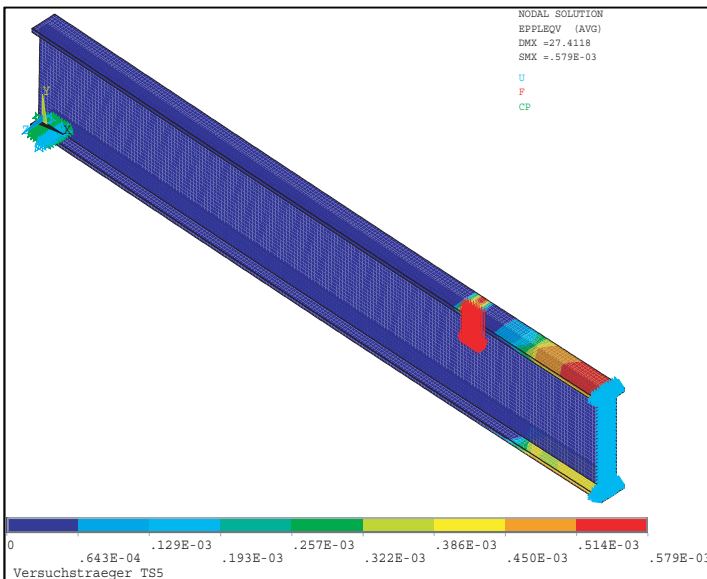


Bild 5.18 Plastische Dehnungen nach von Mises des Trägers TS5

Größere Abweichungen zu den Versuchen weist die FE-Berechnung des Trägers TS1 auf. Bild 5.19 zeigt, dass die FE-Berechnung unter Verwendung des multilinearen Klebstoffmodells die Normalspannungen in beiden Flanschen um ca. 45% überschätzt, so dass die Normalspannungen im Glas um 9% unterschätzt werden. Diese Abweichungen sind dadurch begründet, dass das FE-Modell die Steifigkeit der geklebten Verbindung überschätzt. Für den Klebstoff SF 7550 wurde das in Abschnitt 5.3.1.4 beschriebene und in Bild 5.4 dargestellte Materialmodell aus den Blockscherversuchen angesetzt. Damit bestätigt die FE-Berechnung die Feststellung aus Abschnitt 4.2.4.2, dass die in den Blockscherversuchen ermittelte Klebstoffsteifigkeit für diesen Versuch nicht zutreffend ist. Eine gute Übereinstimmung von FE-Berechnung und Versuchsdaten ergibt sich bei Verwendung eines linearen Materialgesetzes für den Klebstoff mit einer Schubsteifigkeit von  $G_a = 2,0 \text{ N/mm}^2$ , siehe Bild 5.19.

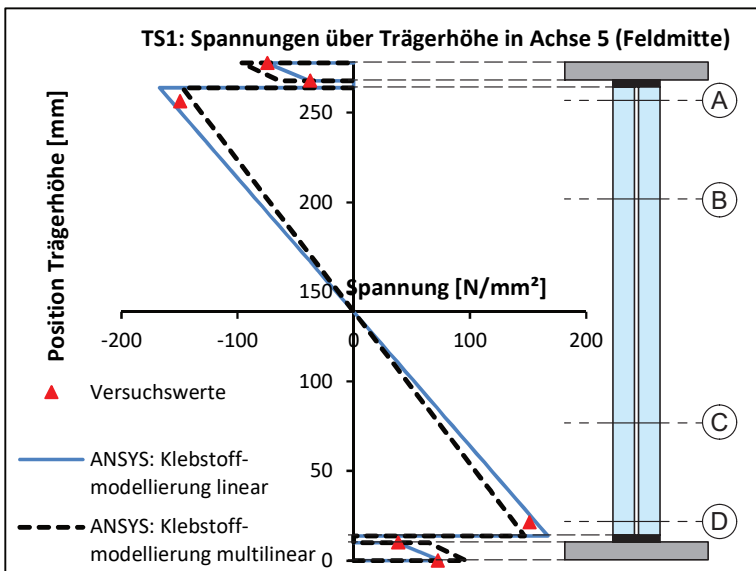


Bild 5.19 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS1 (Polyurethan SF 7550) unter der Maximallast von 72,1 kN

Die multilineare Klebstoffmodellierung des Klebstoffs SF7550 wurde auch in der FE-Berechnung der Versuche TS7 und TS8 verwendet und war für diese Träger sehr gut zutreffend, Bild 5.14 und Bild 5.15. Da die Verklebung des Trägers TS1 identisch mit dem Träger TS7/TS8 ausgeführt wurde, können die Abweichungen der Berechnungen nicht an einem unzureichenden Materialmodell liegen. Wie

bereits in Abschnitt 4.2.6 festgestellt, sind qualitative Unterschiede in der Verklebung für die geringe vorhandene Verklebungsschubsteifigkeit des Trägers TS1 verantwortlich.

Der Träger TS2 weist durch die Verklebung in einem U-Profil eine deutlich andere Geometrie der Verklebung auf. Erfolgt die Berechnung dieses Trägers unter Ansatz des aus den Blockscherversuchen ermittelten Materialgesetzes für den Klebstoff, ergeben sich für die Spannungen im Obergurt große Abweichungen gegenüber den Versuchswerten, Bild 5.20. Die Spannungen im Obergurt werden im FE-Modell deutlich überschätzt, was auf eine zu große Steifigkeit der geklebten Verbindung im FE-Modell hinweist. Wie bereits in Abschnitt 4.2.4.8 beschrieben, war die stirnseitige Verklebung des Obergurtes wegen fehlerhafter Fertigung deutlich dicker als die untere Verklebung. Obwohl die unterschiedlichen Klebstoffdicken in dem FE-Modell modelliert wurden, stimmen Versuchswerte und FE-Berechnung nicht überein. Damit wurde die in Abschnitt 4.2.4.8 getroffene Vermutung bestätigt, dass die geringen Spannungen im Obergurt nicht alleine durch die größere Klebstoffdicke, sondern durch eine insgesamt mangelhafte Verklebung hervorgerufen werden.

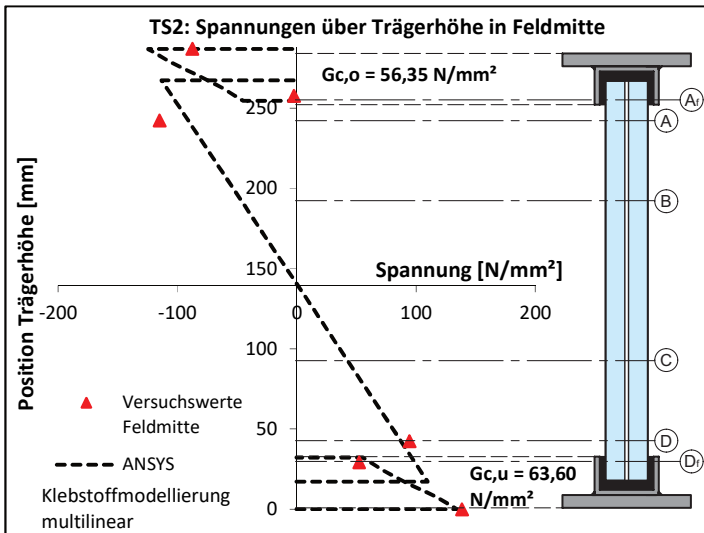


Bild 5.20 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung (multilinear Klebstoff) mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS2 (Polyurethan SF 7550) unter der Maximallast von 72,1 kN

Daher wird zusätzlich eine Berechnung mit linearen Materialmodellen für den Klebstoff durchgeführt, bei der unterschiedliche Materialdaten für die obere und untere Verklebung verwendet werden. Bild 5.21 zeigt die gute Übereinstimmung des FE-Modells unter Ansatz eines Elastizitätsmoduls von  $10,2 \text{ N/mm}^2$  für die untere und  $4,7 \text{ N/mm}^2$  für die obere Verklebung bei einer Querdehnzahl von  $0,38$ . Die resultierende Verbindungssteifigkeit  $G_c$  des FE-Modells lässt sich nach Formel (3.1) aus der Verschiebung zwischen Glassteg und Stahlflansch und dem Schubfluss  $t_c$  in der Verbindung bestimmen, der sich als Resultierende der Schubspannungen  $\tau_{c,xy}$  und  $\tau_{c,xz}$  ergibt. Die auf diese Weise ermittelte Verbindungssteifigkeit  $G_c$  ist in Bild 5.20 und Bild 5.21 angegeben. Es zeigt sich, dass die Verbindungssteifigkeit der oberen Verbindung mit  $25,6 \text{ N/mm}^2$  durch die dickere stirnseitige Klebschicht und die mangelhafte Ausführung um  $60\%$  geringer ist als die Verbindungssteifigkeit von  $63,2 \text{ N/mm}^2$  der unteren Verklebung.

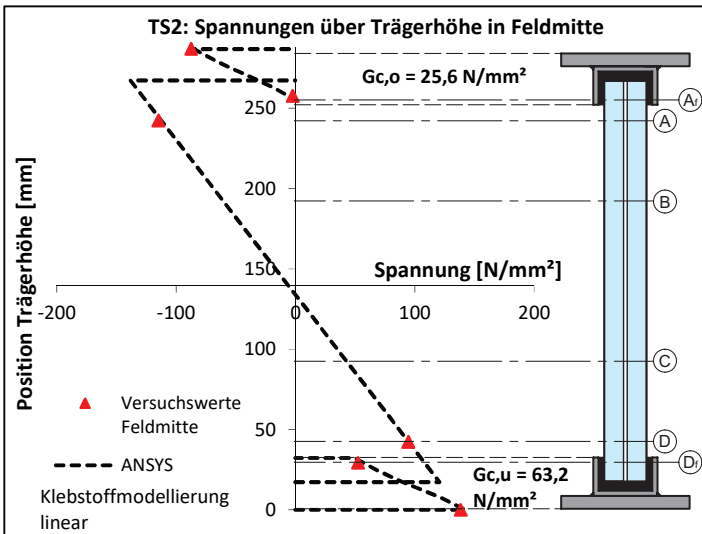


Bild 5.21 Vergleich der Normalspannungen  $\sigma_x$  der FE-Berechnung (lineare Klebstoffe) mit den Versuchsergebnissen des Versuchs TS2 (Polyurethan SF 7550) unter der Maximallast von  $72,1 \text{ kN}$

Die untere Verbindungssteifigkeit stimmt bei der multilinearen Klebstoffmodellierung ( $G_{c,u} = 63,6 \text{ N/mm}^2$ ) und der linearen Klebstoffmodellierung ( $G_{c,u} = 63,2 \text{ N/mm}^2$ ) gut überein. Daraus ist erkennbar, dass in diesem Fall die multilineare Klebstoffmodellierung aus den Blockscherversuchen auch für die u-förmige Verklebung des Untergurtes zutreffend ist. Auch die bei der Versuchs-



auswertung in Abschnitt 4.2.4.8 aus den Blockscherversuchen nach Bild 4.55 abgeschätzte Verbindungssteifigkeit von  $G_c = 60,4 \text{ N/mm}^2$  stimmt annähernd mit den Verbindungssteifigkeiten der numerischen Berechnung überein.

## 5.5 Untersuchungen zur Versagensursache

In den Großversuchen zeigte sich, dass alle Träger durch einen Bruch des Glasstegs versagen. Eine Lokalisierung des Ausgangspunkts der Risse konnte durch eine Betrachtung der Rissverläufe im Glassteg erfolgen. An den Rissausgangspunkten traten die in Bild 4.12 (Mitte) dargestellten fächerförmigen Rissverläufe auf. In der Regel waren in jeder Glasscheibe mehrere Rissursprünge zu erkennen.

Da das Versagen der Versuchsträger schlagartig erfolgte, war beim Betrachten des Versuchs keine Versagensfolge beim Bruch zu erkennen und auch nicht anhand der Messwerte zu bestimmen. Daher stellt sich die Frage, ob der Bruch des Glassteges die primäre Schadensursache ist oder ob der Glasbruch als Folge anderer Schadensvorgänge im Träger aufgetreten ist.

Tabelle 5.5: *Numerisch berechnete maximale Hauptzugspannungen im Glassteg und aufgetretene Schäden beim Bruch der Versuchsträger*

Versuchsträger	Maximale Hauptzugspannung im Glassteg	Schaden am Versuchsträger
<b>TS1<sup>1)</sup></b>	170,8 N/mm <sup>2</sup>	Glasbruch
<b>TS2</b>	127,5 N/mm <sup>2</sup>	Glasbruch
<b>TS3</b>	117,78 N/mm <sup>2</sup>	Glasbruch und Klebstoffversagen
<b>TS4</b>	144,83 N/mm <sup>2</sup>	Glasbruch
<b>TS5</b>	157,46 N/mm <sup>2</sup>	Glasbruch und Klebstoffversagen mit vorhergehendem Stahlfließen
<b>TS6</b>	96,34 N/mm <sup>2</sup>	Glasbruch (Schrägriss am Auflager)
<b>TS8</b>	141,8 N/mm <sup>2</sup>	Glasbruch

<sup>1)</sup> Berechnung mit linearem Materialgesetz für den Klebstoff, Schubsteifigkeit von 2,0 N/mm<sup>2</sup>

Tabelle 5.5 stellt die numerisch berechneten maximalen Hauptzugspannungen im Glassteg den aufgetretenen Schäden der Versuchsträger gegenüber. Außer den Versuchsträgern TS3 und TS6 erreichten die Hauptzugspannungen aller Träger die charakteristische Biegezugfestigkeit des ESG von 120 N/mm<sup>2</sup>. Beim Versuchsträger TS3 und TS5 war neben dem Glasbruch ein Klebstoffversagen zu erkennen. Der Träger TS6 wies mit dem Schrägriss am Auflager ein ungewöhnliches Bruch-

bild auf. Die Bestimmung der Versagensursache der Versuchsträger erfolgt im Folgenden mit Hilfe von numerischen Berechnungen, indem die im Versuch aufgetretenen Rissbilder mit den numerisch bestimmten Hauptzugspannungen verglichen werden.

Beim Glasbruch als primäre Schadensursache wird der Bruch durch Überschreiten der Glaszugfestigkeit hervorgerufen. Aufgrund des spröden Materialverhaltens von Glas (siehe Abschnitt 2.2.2.1) geht der Bruch nicht von den Stellen der größten berechneten Zugspannung aus, sondern von den Stellen, an denen festigkeitsmindernde Oberflächendefekte und große Zugspannungen aufeinandertreffen.

Brüche in der Klebschicht waren nach dem Bruch des Versuchsträgers bei den Trägern TS3 und TS5 (beide Epoxidharz DP490) zu erkennen. Tabelle 5.6 stellt die numerisch berechneten maximalen Schubspannungen in der Klebschicht den erwarteten Klebstofffestigkeiten gegenüber. Die Schubspannungen in den Auflagerachsen 1 und 9 betragen beim Klebstoffversagen maximal 41% (TS3) bis 48% (TS5) der in den Blockscherversuchen [3] ermittelten Schubfestigkeit.

Insgesamt ist das Schubspannungsniveau in der Verklebung der Träger TS3 und TS5 vergleichsweise hoch. Die Schubfestigkeit der Blockscherversuche wird jedoch nicht erreicht. Es wird daher in den folgenden numerischen Analysen geprüft, ob das Klebstoffversagen die primäre Versagensursache des Versuchsträgers ist oder ob der Klebstoffbruch durch als Folge des Glasbruchs durch schlagartiges Freiwerden der Bruchenergie hervorgerufen wurde.

Tabelle 5.6: Numerisch berechnete maximale Schubspannung in der Verklebung beim Bruch der Versuchsträger und Vergleich mit Klebstoffschubfestigkeit

Versuchs-träger	Maximale Schubspannung in Verklebung	Schubfestig-keit Klebstoff	Versuchsart und Quelle
<b>TS1</b> <sup>1)</sup>	1,41 N/mm <sup>2</sup>	7,6 N/mm <sup>2</sup>	Mittelwerte der Block-scherversuche aus [3]
<b>TS2</b>	1,8 N/mm <sup>2</sup> (untere Flanke)	7,6 N/mm <sup>2</sup>	
<b>TS3</b>	7,65 N/mm <sup>2</sup>	18,7 N/mm <sup>2</sup>	
<b>TS4</b>	0,42 N/mm <sup>2</sup>	1,6 N/mm <sup>2</sup>	
<b>TS5</b>	8,97 N/mm <sup>2</sup>	18,7 N/mm <sup>2</sup>	
<b>TS8</b>	1,71 N/mm <sup>2</sup>	4,6 N/mm <sup>2</sup> (gealtert)	Zugscherversuch aus Produktdatenblatt [128]
<b>TS6</b>	3,8 N/mm <sup>2</sup>	13 N/mm <sup>2</sup>	
<sup>1)</sup> Berechnung mit linearem Materialgesetz für den Klebstoff, Schubsteifigkeit von 2,0 N/mm <sup>2</sup>			

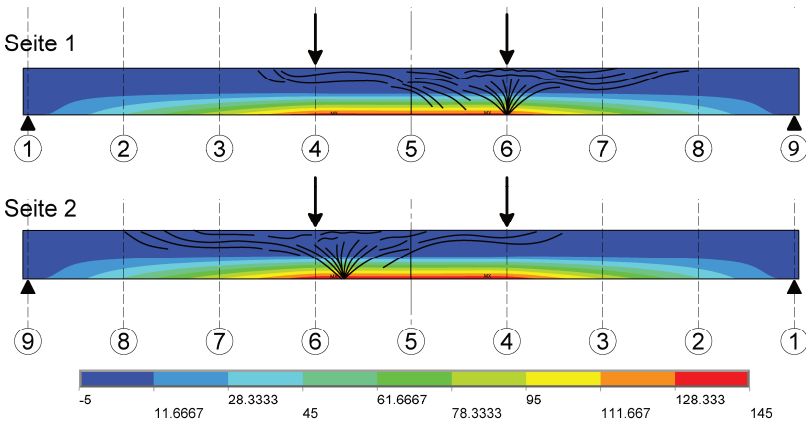


Bild 5.22 Vergleich des Rissbilds des Versuchs TS4 mit den Hauptspannungen  $\sigma_1$  der FE-Berechnung im Glassteg

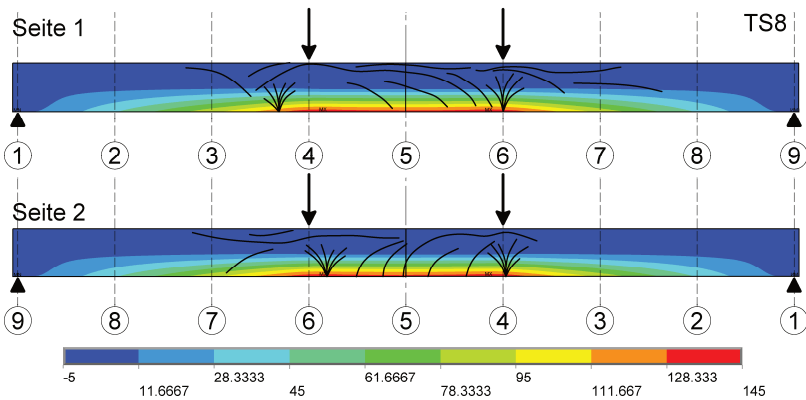


Bild 5.23 Vergleich des Rissbilds des Versuchs TS8 mit den Hauptspannungen  $\sigma_1$  der FE-Berechnung im Glassteg

Bei der Mehrzahl der Versuchsträger zeigte sich im Bruchbild des Glassteges, dass die Rissr sprünge in der Nähe der Lasteinleitungachsen 4 und 6 oder dazwischen auftraten. Bild 5.22 und Bild 5.23 stellen dies exemplarisch für die Versuchsträger TS4 und TS8 dar. Der Vergleich mit den numerisch ermittelten Hauptspannungen zeigt, dass die Rissr sprünge im Bereich der maximalen Hauptzugspannungen liegen. Der beim Träger TS8 aufgetretene Rissr sprung zwischen Achse 3 und 4

(Bild 5.23), liegt zwar nicht unmittelbar im Bereich der größten Spannungen, aber an einer Stelle, an der Hauptzugspannungen über  $120 \text{ N/mm}^2$  auftreten und somit die charakteristische Biegezugfestigkeit des Glases erreicht wird. Da neben dem Bruch der Glasscheibe keine weiteren Schäden (z.B. Klebstoffbrüche) zu erkennen waren, liegt hier Glasbruch als primäre Schadensursache vor. Gleiches gilt auch für die Träger TS1, TS2 und TS7.

Das Rissbild des Trägers TS3 weist Rissursprünge auf, die in Achse 7 liegen und sich weit außerhalb des Bereichs der größten Hauptzugspannungen befinden. Gleichzeitig liegt nach dem Glasbruch ein adhäsives Versagen der Verklebung zwischen den Achsen 7 und 9 vor. Bild 5.25 vergleicht das Rissbild mit den numerisch ermittelten Hauptspannungen unter der Bruchlast ohne Berücksichtigung des Klebstoffversagens. Es ist festzustellen, dass zwei Rissursprünge nahe Achse 7 in einem Bereich liegen, in denen die Hauptzugspannungen mit ca. 60 bis  $75 \text{ N/mm}^2$  weit unterhalb der Biegezugfestigkeit liegen. Der dritte Rissursprung liegt in Achse 6 bei berechneten Spannungen in Höhe von  $118 \text{ N/mm}^2$ .

Betrachtet man die numerisch berechneten Schubspannungen in der Verklebung des Trägers TS3 ohne Klebstoffversagen, Bild 5.24, so ist festzustellen, dass das Klebstoffversagen in dem Bereich (zwischen Achse 7 und 9) auftrat, in dem hohe Schubspannungen berechnet wurden.

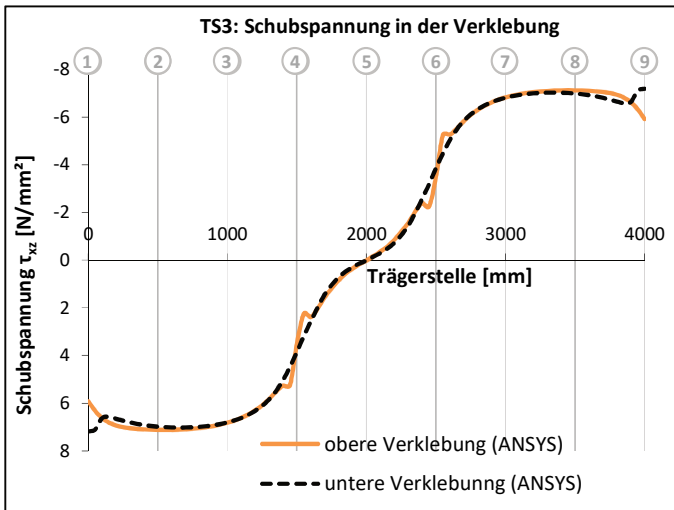


Bild 5.24 Numerisch berechnete Schubspannung  $\tau_{x,z}$  des Versuchsträgers TS3

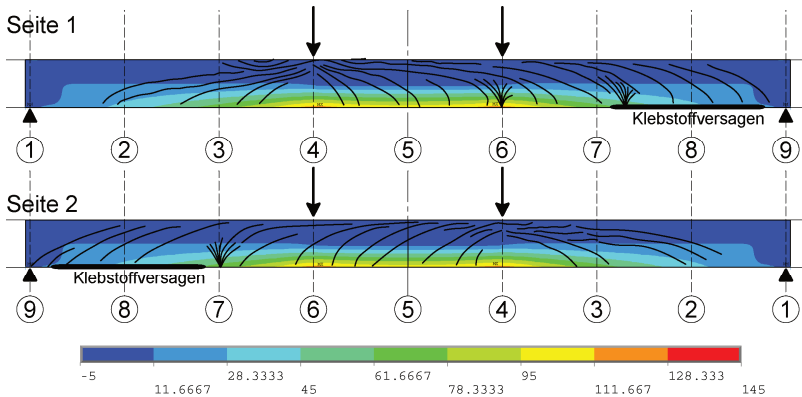


Bild 5.25 Vergleich des Rissbilds des Versuchs TS3 mit den Hauptspannungen  $\sigma_1$  der FE-Berechnung im Glassteg ohne Berücksichtigung des Klebstoffversagens

In einer zusätzlichen FE-Berechnung wird daher überprüft, ob das Klebstoffversagen die Ursache für den Glasbruch war. Im FE-Schalenmodell werden im Bereich mit Klebstoffversagen keine lastübertragenden Klebstoffelemente angeordnet. Wie in Bild 5.26 dargestellt, verschiebt sich dann das Spannungsmaximum (148 N/mm<sup>2</sup>) im Glassteg über die Achse 7 hinaus und liegt damit im Bereich der Rissursprünge. Eine weitere Spannungskonzentration mit einem Maximum von 119,6 N/mm<sup>2</sup> ergibt sich in der Achse 6, wo der dritte Rissursprung lag. Damit wurde gezeigt, dass das Versagen des Klebstoffes ursächlich für das Versagen des Trägers TS3 war.

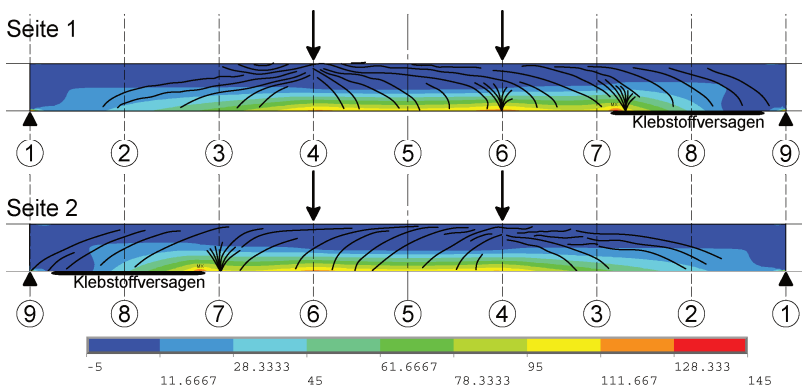


Bild 5.26 Hauptzugspannungen  $\sigma_1$  im Glassteg des Versuchsträgers TS3 unter Berücksichtigung des adhäsiven Klebstoffversagens

Bild 5.27 stellt die Teilschnittgrößen im Träger TS3 dar, die unter Berücksichtigung des Klebstoffversagens aus den numerisch berechneten Spannungen ermittelt wurden. Aus den Teilschnittgrößen wird ersichtlich, weshalb am Rand der versagten Klebschicht ein Spannungsmaximum im Glassteg auftritt. Aufgrund der fehlenden Schubübertragenden Verklebung des Untergurtes zwischen Achse 7 und Achse 9 kann in diesem Bereich keine Normalkraft in den Untergurt eingeleitet werden. Aufgrund der intakten oberen Verklebung wird jedoch eine Normalkraft im Obergurt aufgebaut. Da die Normalkräfte im Obergurt und im Untergurt nicht gleich groß sind, erhält der Steg ebenfalls eine Normalkraft. Im Bereich von Achse 7 trägt der Steg eine Zugnormalkraft von 75 kN ab. An dieser Stelle tritt zusätzlich eine große Momentenbeanspruchung des Stegs auf, da der fehlende Lastabtrag durch den Untergurt vom Steg aufgenommen wird. Das Spannungsmaximum im Bereich von Achse 7 ergibt sich also durch eine Umlagerung der Teilschnittgrößen aufgrund der fehlenden Schubübertragung durch die Verklebung.

Die Normalspannungen über die Trägerhöhe am Rand der versagten Klebschicht in Bereich von Achse 7 sind in Bild 5.28 dargestellt. Die reduzierte Normalkraft des Untergurtes und die dadurch vergrößerte Zugspannung am unteren Stegrand sind deutlich zu erkennen.

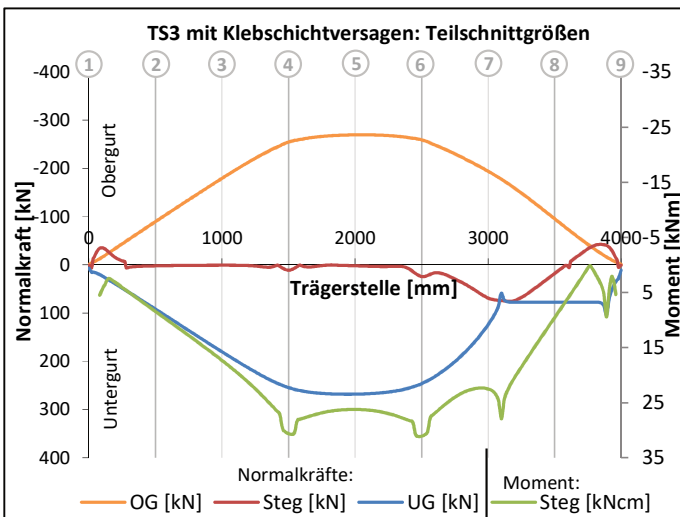


Bild 5.27 numerisch berechnete Teilschnittgrößen in den Querschnittsteilen des Trägers TS3 unter Berücksichtigung von Klebstoffversagen

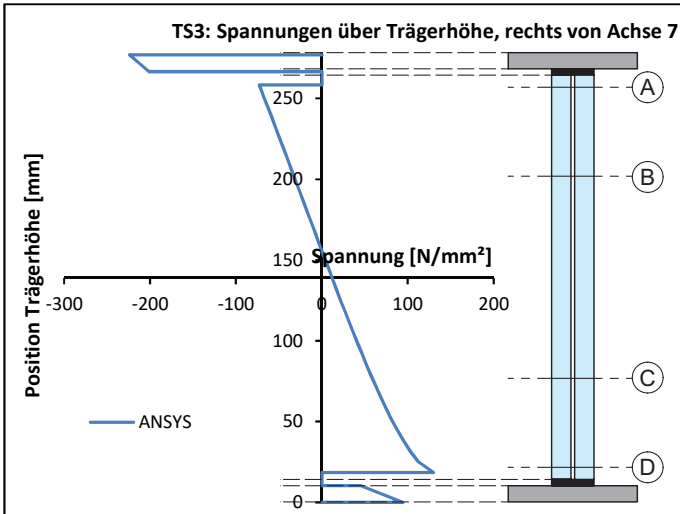


Bild 5.28 numerisch berechneter Spannungsverlauf im Träger TS3 im Bereich von Achse 7 unter Berücksichtigung von Klebstoffversagen

Der Träger TS5 weist, ebenso wie der baugleiche Träger TS3, in Teilbereichen der unteren Verklebung ein adhäsives Versagen auf. Ohne Berücksichtigung des Klebstoffversagens liegen alle Risse bereits in Bereichen mit einem Spannungsniveau, das oberhalb der Biegezugfestigkeit des Glases liegt, Bild 5.29. Durch Implementierung des Klebstoffversagens in das FE-Modell ergeben sich die in Bild 5.30 dargestellten Hauptzugspannungen. Die Rissursprünge liegen hier ebenfalls in den hoch belasteten Trägerbereichen. An dieser Stelle lässt sich daher nicht sicher feststellen, ob das Klebstoffversagen die Ursache für den Glasbruch war oder ob das Klebstoffversagen durch die beim Bruch schlagartig freigesetzte Verformungsenergie zum adhäsiven Bruch der Klebschicht führte. Es lässt sich aber feststellen, dass der Querschnitt - unabhängig von der Versagensursache - bereits hoch ausgenutzt war, da bereits ein Fließen der Stahlflansche eingesetzt hatte und die Hauptzugspannungen im Steg weit oberhalb der Biegezugfestigkeit des Glases lagen.

## 5.5 Untersuchungen zur Versagensursache

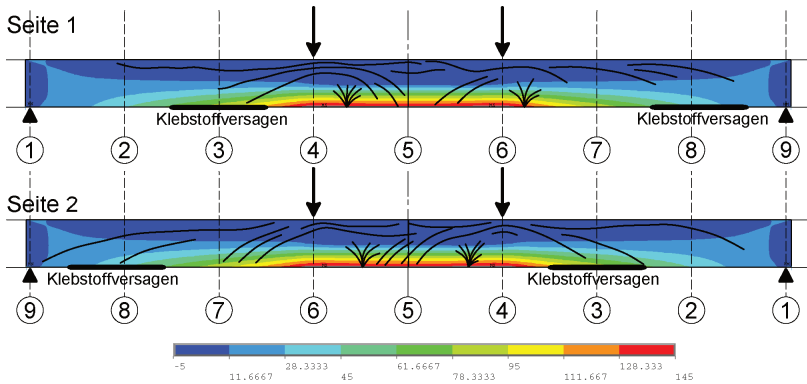


Bild 5.29 Vergleich des Rissbilds des Versuchs TS5 mit den Hauptspannungen  $\sigma_1$  der FE-Berechnung im Glassteg ohne Berücksichtigung des Klebstoffversagens

Bild 5.31 stellt die Teilschnittgrößen des Trägers TS5 unter Berücksichtigung der in Teilbereichen versagten Klebschicht dar. Auch hier wird deutlich, dass die Normalkraft im Untergurt in den Bereichen der versagten Verklebung konstant bleibt. Das daraus resultierende Ungleichgewicht zwischen den Normalkräften im Obergurt und im Untergurt führt zu einer zusätzlich Beanspruchung des Steges mit einer Zugnormalkraft. Aufgrund der bereichsweise reduzierten Mitwirkung des Untergurtes steigt das Moment im Steg an. Daher verschiebt sich das Spannungsmaximum im Glassteg zwischen die Achse 3 und 4, siehe Bild 5.30.

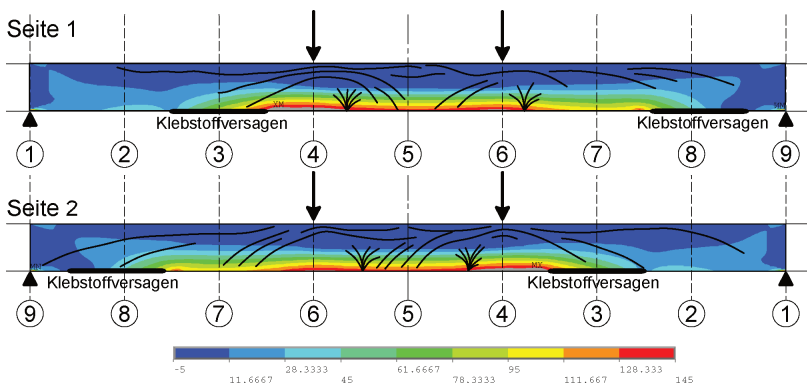


Bild 5.30 Hauptzugspannungen  $\sigma_1$  im Glassteg des Versuchsträgers TS5 unter Berücksichtigung des adhäsiven Klebstoffversagens



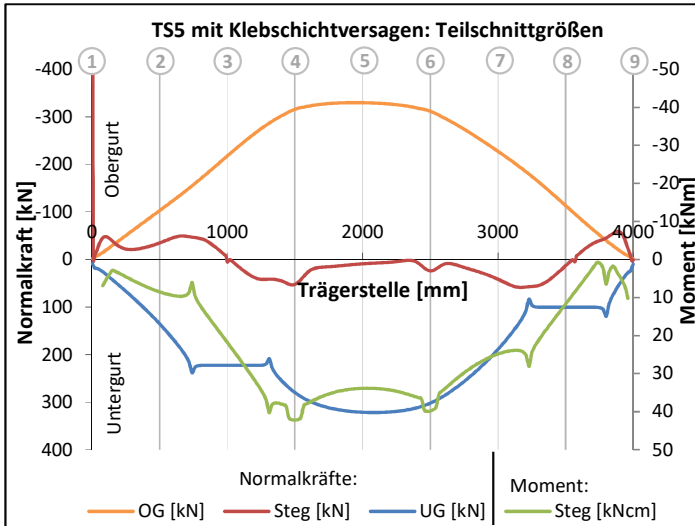
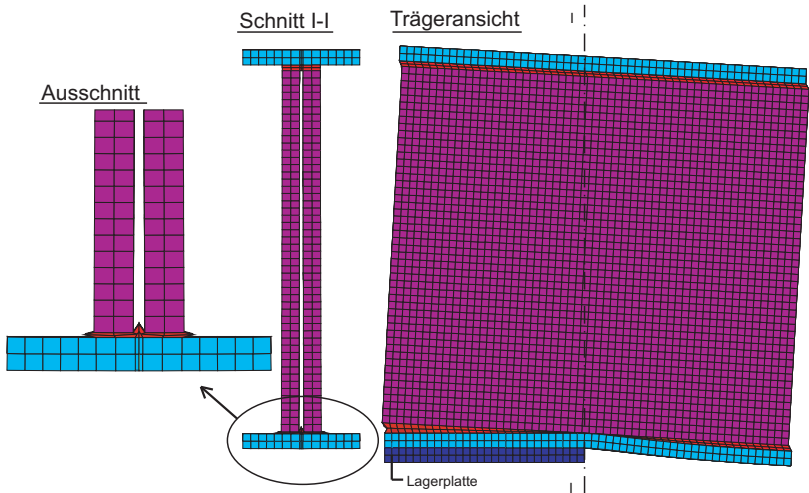


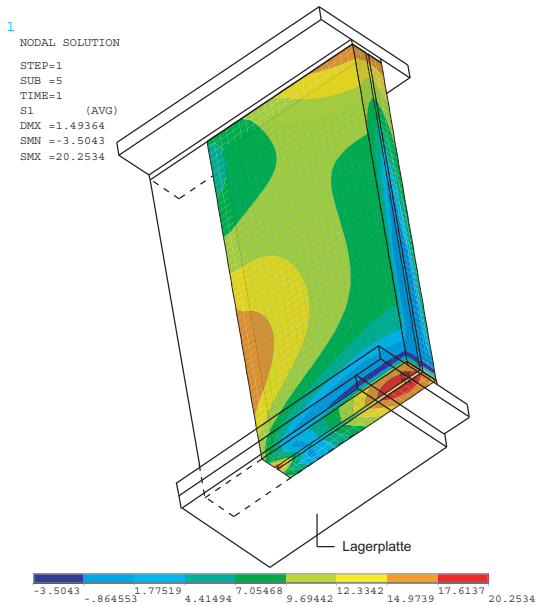
Bild 5.31 numerisch berechnete Teilschnittgrößen in den Querschnittsteilen des Trägers TS5 unter Berücksichtigung von Klebstoffversagen

Im Glassteg des Trägers TS6 ist nach dem Bruch kein Rissursprung in Form von Rissbündeln zu erkennen, sondern ein Schrägriss am Auflager, siehe Bild 4.46. In den numerischen Berechnungen (Anhang E.6) ergeben sich am Auflager keine großen Hauptspannungen, so dass die numerischen Berechnungen mit dem in Abschnitt 5.3.1 beschriebenen Modell keine Aussage zur Versagensursache zulassen. Die in Abschnitt 4.2.4.6 beschriebene Querdehnung des Klebstoffes bei fehlenden Lasteinleitungselementen aus Hartkunststoff führte in der FE-Berechnung nicht zu einer Überschreitung der Glasfestigkeit am Auflager. Zur Prüfung der These, dass der Bruch des Glassteges durch eine Verdrehbehinderung des Linienkipplagers im Versuchsaufbau hervorgerufen wurde, wurde die Auflagerplatte im FE-Modell nicht verdrehbar gelagert. Zusätzlich wurde die VSG Scheibe als zwei Einzelscheiben simuliert. Bild 5.32 und Bild 5.33 stellen die berechneten Verformungen und Spannungen im Auflagerbereich bei nicht verdrehbarer Lagerplatte dar. In der überhöhten Darstellung der Verformungen, Bild 5.32, wird aus der Trägeransicht deutlich, dass am Ende der Lagerplatte im Schnitt I-I punktuelle Druckspannungen in den Glassteg eingeleitet werden. In Bild 5.32 sind die durch Stauchung und Querdehnung hervorgerufenen Verformungen der Klebschicht im Schnitt I-I sichtbar. Durch die Querdehnung der Klebschicht werden die Einzelscheiben des Stegs auseinandergezogen, wodurch Spannungsspitzen im Glassteg entstehen, Bild 5.33.

## 5.5 Untersuchungen zur Versagensursache

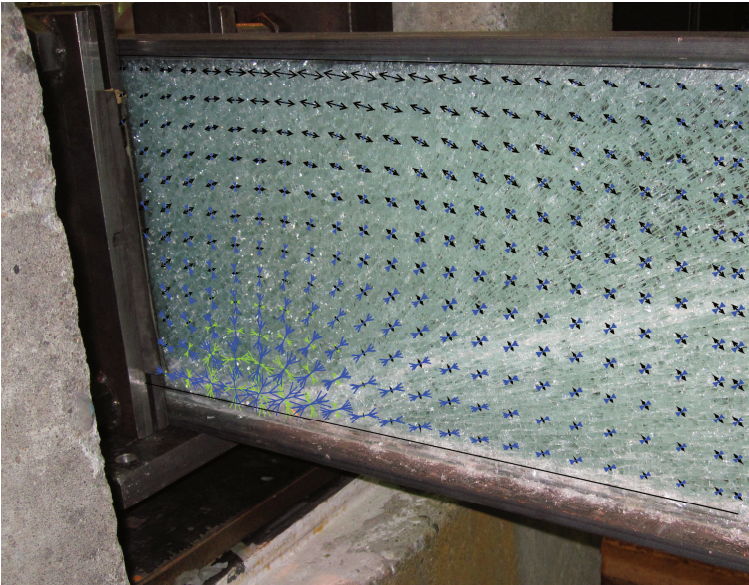


**Bild 5.32** Verformungen des Trägers TS6 im Auflagerbereich bei nicht verdrehbarer Lagerplatte (überhöhte Darstellung)



**Bild 5.33** Hauptspannungen  $\sigma_1$  im Glassteig des Trägers TS6 im Auflagerbereich bei nicht verdrehbarer Lagerplatte

Eine Spannungskonzentration der Hauptzugspannungen stellt sich bei der numerischen Berechnung, Bild 5.33, am unteren Glasrand in 5 mm Entfernung von Achse I-I ein. In diesem Bereich beginnt der im Versuch aufgetretene Schrägriss im Glassteg. Bild 5.34 zeigt, dass der Winkel der Schrägrisse im Bereich der Spannungskonzentration gut mit der Richtung der Hauptdruckspannung (blau) übereinstimmt.



*Bild 5.34 Rissbild und Hauptzugspannungen  $\sigma_1$  (blau),  $\sigma_2$  (grün)  $\sigma_3$  (schwarz) im Glassteg des Versuchsträgers bei nicht verdrehbarem Auflager im Vergleich mit dem Bruchbild des Glasstegs des Trägers TS6*

Die Hauptzugspannung in Höhe von  $20,25 \text{ N/mm}^2$  (Bild 5.33) erreicht die charakteristische Biegezugfestigkeit von ESG nicht. Für die Klebstoffmodellierung wurde im FE-Modell das vereinfachte lineare Materialmodell verwendet, das die Verformung des Klebstoffs bei mehrachsiger Beanspruchung nicht zutreffend beschreiben kann. Da die auftretende Spannungskonzentration im Glassteg stark von der Querdehnung des Klebstoffs abhängt, können die im Versuch aufgetretenen Spannungen deutlich größer sein als die numerisch berechneten Spannungen. Die numerischen Spannungsverläufe und der Rissverlauf im Glassteg weisen daher darauf hin, dass eine Spannungskonzentration am Ende der Lagerplatte die Bruchursache des Glasstegs war.

Bei der Auflagerausbildung von Stahl-Glas-Trägern mit weichen Klebstoffen können Spannungsspitzen im Glassteg durch die Anordnung von Lasteinleitungselementen aus Hartkunststoff als Abstandhalter in der Verklebung, wie in Bild 4.14 des Abschnitts 4.2.4.2 und gelenkige Lagerung des Trägers vermieden werden.

### **5.6 Fazit**

Aus dem Vergleich der FE-Modelle mit den analytischen Berechnungen und den Versuchen lässt sich feststellen, dass die FE-Modelle das Biegetragverhalten der Stahl-Glas-Träger in guter Genauigkeit beschreiben, wenn die Steifigkeit der geklebten Verbindung zutreffend ist.

Bezüglich der Steifigkeit der geklebten Verbindung wurde festgestellt, dass die in [3] veröffentlichten Schubspannungs-Gleitungs-Kurven der Blockscherversuche gut geeignet sind, um vereinfachte multilineare Materialmodelle zu erstellen, die zutreffende Berechnungsergebnisse liefern. Bei den auftretenden Abweichungen von FE-Berechnung und Versuch konnte ausgeschlossen werden, dass diese durch unzureichende Materialmodelle des Klebstoffs verursacht wurden. Es lässt sich daher feststellen, dass die Blockscherversuche gut geeignet sind, um das Schubverformungsverhalten von stirnseitigen Klebverbindungen im Stahl-Glas-Träger zu bestimmen. Ob sich die Blockscherversuche auch grundsätzlich zur Bestimmung der Verbindungssteifigkeiten u-förmiger Verklebungen eignen, lässt sich aufgrund der geringen Versuchsanzahl nicht sicher sagen.

Anhand der numerischen Berechnungen konnten die auftretenden Schubspannungen in der Verklebung zwischen dem Stahlflansch und dem Glassteg bestimmt werden. Obwohl die berechneten Schubspannungen aller Versuchsträger unterhalb der erwarteten Schubfestigkeit lagen, trat bei zwei Versuchen ein Versagen der Klebschicht auf. Die Schubfestigkeit des Klebstoffes lag in diesen Fällen unterhalb der in [3] veröffentlichten Schubfestigkeit der Blockscherversuche. Beim Klebstoffversagen lag in beiden Fällen ein adhäsiver Bruch zwischen Stahl und Klebstoff vor. Als Ursache für die abweichende Schubfestigkeit kommt zum einen eine unzureichende Bildung von Haftungskräften während der Verklebung in Frage, vgl. Abschnitt 4.2.6. Zum anderen eignen sich die Blockscherversuche, bei denen die Verklebung zwischen Fügeteilen aus Glas geprüft wird, nicht, um die Adhäsionsfestigkeit zur Stahloberfläche zu prüfen. Für eine Prüfung der Schubfestigkeit zwischen Fügeteilen aus Stahl und Glas sollten daher Kleinteilversuche verwendet werden, mit denen der Einfluss der Fügeteile auf die Klebfestigkeit beurteilt werden kann, zum Beispiel Blockscherversuche aus Stahl und Glas.

Es konnte für die Versuchsträger, mit einer Ausnahme, numerisch berechnet werden, dass die Bruchausgangspunkte der Glasscheiben in Bereichen liegen, an

denen die Hauptzugspannungen im Steg die charakteristische Biegezugfestigkeit des Einscheibensicherheitsglases überschreiten. Dabei wird die Glasfestigkeit entweder direkt durch die Biegebeanspruchung der Glasscheibe im Verbundträger überschritten oder durch eine Spannungumlagerung im Träger infolge von vorhergehendem Klebstoffversagen. An einem Versuchsträger wurde ein Bruchausgangspunkt am Auflager lokalisiert. In einer numerischen Berechnung konnte eine Spannungskonzentration der Hauptzugspannung am Auflager simuliert werden, die einen Bruch des Glasstegs verursachte.

## 6 Tragverhalten unter Temperaturbeanspruchung

### 6.1 Vorüberlegungen

Im Stahl-Glasträger werden zwei Materialien kombiniert, die ein unterschiedliches Wärmedehnverhalten aufweisen. Unter Temperatureinfluss dehnt sich der Werkstoff Stahl mit einer Wärmedehnzahl von  $\alpha_{T,S} = 12 \cdot 10^{-6}/K$  um ein Drittel mehr aus als Glas mit  $\alpha_{T,G} = 9 \cdot 10^{-6}/K$ . Besteht zwischen den Querschnittsteilen eine kraftübertragende Verbindung, können sich die Querschnittsteile nicht mehr frei ausdehnen. Es entstehen thermisch induzierte Spannungen

Im Bauwesen sind witterungsbedingt starke Schwankungen der Umgebungstemperatur möglich. Insbesondere beim Einsatz von Stahl-Glas-Trägern hinter Glasfassaden oder in Glasdächern können durch solare Einstrahlung starke Erwärmungen auftreten. Bei Messungen von Lufttemperaturen in Atrien wurden in [22] in der obersten Luftschicht unter der Glaseindeckung Temperaturen bis 40°C gemessen. Durch Wärmeübergang erwärmen sich Bauteile in dieser Luftschicht konstant auf dieselbe Temperatur. Neben der Erwärmung durch die Umgebungsluft findet eine Erwärmung von Bauteilen durch Strahlungsabsorption statt. Der Strahlungsabsorptionsgrad  $\alpha$  hängt stark von der Oberflächenfarbe ab. DIN 4108-6 [89] gibt Absorptionsgrade von  $\alpha = 0,8$  für dunkle Oberflächen bis  $\alpha = 0,2$  für blankes Metall an. Ungefärbte Gläser absorbieren nur einen geringen Strahlungsanteil. Für Basisglas mit 12 mm Dicke gibt [130] einen Absorptionsgrad von 4% an, bei Weißglas sinkt der Absorptionsgrad auf 1%. Für den Stahl-Glas-Träger bedeutet das, dass durch Sonneneinstrahlung unterschiedliche Temperaturen im Glassteig und in den Stahlflanschen entstehen.

Die DIN EN 1991-1-5 [92] gibt zur Bestimmung von Temperatureinwirkungen auf Tragwerke Umgebungstemperaturen im Innern von Gebäude und im Außenbereich an, anhand derer ein Temperaturprofil des zu bemessenden Bauteils ermittelt werden kann. Zwängungen werden unter Berücksichtigung der Aufstelltemperatur  $T_0$  bestimmt. Für die Erwärmung im Sommer werden Außentemperaturen unter Berücksichtigung der Strahlungsabsorption angegeben. Die Temperatur eines Außenbauteils  $T_{out}$  ergibt sich durch Erhöhung der Außenlufttemperatur  $T_{max}$  (37°C) um den Wert der Sonneneinstrahlung  $T_{3,4 \text{ oder } 5}$ , der von der Oberflächenfarbe und der Bauteilausrichtung zur Sonne abhängt. Innentemperaturen im Sommer werden mit  $T_{in} = 20^\circ C$  angesetzt. Auf die Strahlungsabsorption hinter Glasverkleidungen im Gebäudeinnern wird in der DIN EN 1991-1-5 nicht eingegangen. Im Winter sind Innentemperaturen von 25°C und Außentemperaturen von -24°C anzusetzen. Eine Strahlungsabsorption im Winter bleibt unberücksichtigt.

Zur Bestimmung eines Temperaturprofils wird exemplarisch ein Stahl-Glas-Träger hinter einem Glasdach, Bild 6.1, betrachtet. Der Träger befindet sich unter dem Glasdach in einem Gebäudebereich, in dem aufgrund der Sonneneinstrahlung Lufttemperaturen oberhalb der in DIN EN 1991-1-5 festgelegten 20°C erreicht werden können. Unter Berücksichtigung der Forschungsergebnisse in [22] wird die Innenraumtemperatur  $T_{in}$  auf einen Wert von 40°C angepasst. Aufgrund des Strahlungsdurchlasses der Glaseindeckung kommt es im Gebäudeinnern zusätzlich zu einer Bauteilerwärmung aufgrund von Strahlungsabsorption. Überträgt man die Angaben zur Strahlungsabsorption der DIN EN 1991-1-5 auf den Innenbereich, so ergibt sich unter der Annahme einer strahlend hellen Oberfläche eine Temperatur des Stahlflansches von  $T_{in} + 18^{\circ}\text{C} = 58^{\circ}\text{C}$ , bei einer hellen farbigen Oberfläche eine Temperatur von  $T_{in} + 30^{\circ}\text{C} = 70^{\circ}\text{C}$  und bei einer dunklen Oberfläche eine Temperatur von  $T_{in} + 42^{\circ}\text{C} = 82^{\circ}\text{C}$ . Aufgrund der geringen Dicke des Flansches und der guten Wärmeleitfähigkeit von Stahl wird eine konstante Temperaturverteilung für den Flansch angesetzt. Der Glassteg erwärmt sich infolge der Sonnenstrahlung aufgrund des niedrigen Absorptionsgrades nur gering. Daher wird die Erwärmung infolge Absorption für den Glassteg vernachlässigt. Für den Glassteg wird die Innenraumtemperatur von 40°C als konstante Temperatur angesetzt. Für die Berechnung der infolge Wärmedehnung auftretenden Spannungen liegt dieses Vorgehen auf der sicheren Seite, da die Temperaturdifferenz zwischen Stahl und Glas durch Vernachlässigung einer eventuellen Wärmeabsorption des Glassteiges größer wird.

## 6.1 Vorüberlegungen

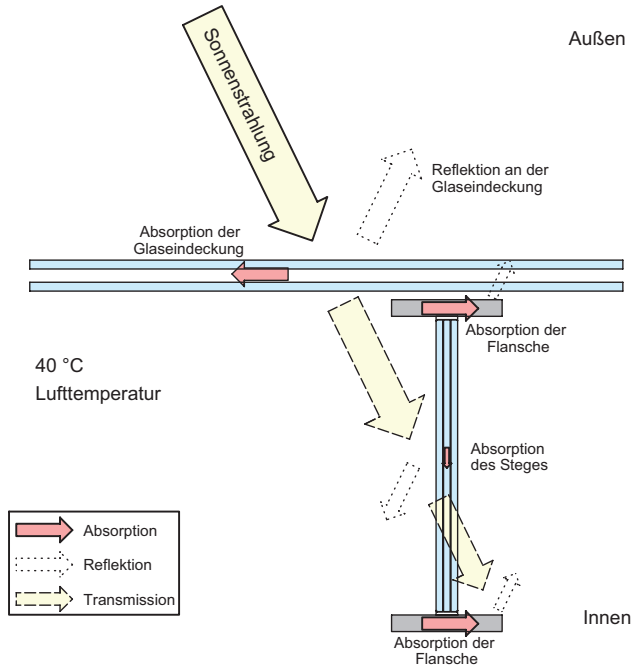


Bild 6.1 Sonnenstrahlung auf einen Stahl-Glas-Träger im Glasdach

Die Fertigungstemperatur des Trägers wird mit 20°C angenommen, da davon ausgegangen wird, dass der Klebprozess in einem beheizten Innenraum stattfindet. Es ergibt sich dann bezogen auf die Fertigungstemperatur das in Tabelle 6.1 angegebenen Temperaturprofil für einen Träger mit dunklen Flanschen.

Tabelle 6.1 Temperaturanstieg der Querschnittsteile im Sommer bei Flanschen mit dunkler Oberfläche

Quer-schnitts-teil	Fertigungs-temperatur $T_0$	Innenlufttem-peratur $T_{in}$	Temperatur-erhöhung aus Absorption $T_s$	Temperatur-anstieg $\Delta T$
	(1)	(2)	(3)	(2)-(1)+(3)
<b>Flansche</b>	20°C	40°C	42 K	62 K
<b>Steg</b>	20°C	40°C	0 K	20 K

Die auf diese Weise ermittelte sommerliche Temperaturbeanspruchung hinter einer Glasverkleidung liegt deutlich auf der sicheren Seite, da ein Teil der Strahlungsenergie bereits beim Auftreffen auf die Verkleidung absorbiert oder



reflektiert wird und daher nur ein Teil der Strahlungsenergie durchgelassen wird. Die Erwärmung von hinter der Verkleidung angeordneten Bauteilen durch Strahlungsabsorption fällt daher geringer aus als im Außenbereich. Je nach Art der Verglasung gibt DIN 4108-6 [89] einen Gesamtenergiedurchlassgrad von 20% bei Sonnenschutzverglasung bis 75% bei Doppelverglasung an.

## 6.2 Analytisches Modell

Zur Bestimmung der Kräfteverteilung im nachgiebig verbundenen Stahl-Glas-Träger unter Temperaturbelastung werden die Grundgleichungen der Verschiebungen aufgestellt. Hierzu werden folgende Annahmen getroffen:

1. Der Querschnitt ist doppelsymmetrisch.
2. Die Stahlflansche und der Glassteg sind Schubstarr und bleiben eben.
3. Das Temperaturdehnverhalten von Stahl und Glas ist linear und wird mit konstanten Wärmedehnzahlen  $\alpha_{T,S}$  und  $\alpha_{T,G}$  beschrieben.
4. Die Wärmedehnung und die Dehnsteifigkeit des Klebstoffes werden vernachlässigt. Es wird nur die Schubsteifigkeit berücksichtigt.
5. Die Schubverformung der Verklebung ist linear elastisch und wird über den Verbindungsschubmodul  $G_c$  beschrieben (siehe Abschnitt 3.2).

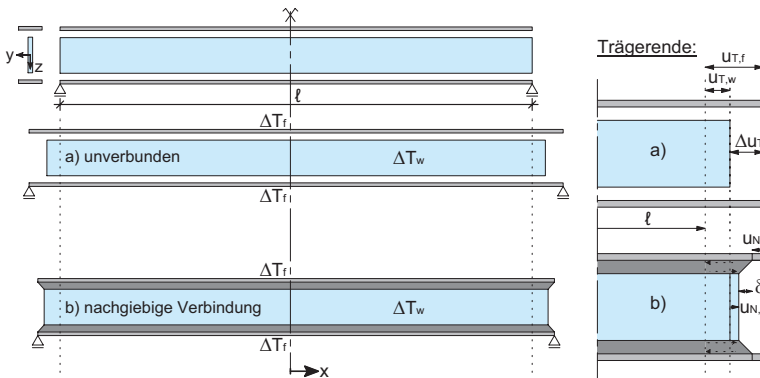


Bild 6.2 Verschiebungen zwischen Stahlflansch und Glassteg infolge einer Bauteilerwärmung nach [76]

Bei unverbundenen Querschnittsteilen, Bild 6.2 a), verschieben sich der Stahlflansch und der Glassteg infolge Temperaturänderungen  $\Delta T$  unabhängig voneinander um das Maß  $u_{T,f}$  (6.1) und  $u_{T,w}$  (6.2). Dabei können unterschiedliche Temperaturänderungen der Flansche ( $\Delta T_f$ ) und des Steges ( $\Delta T_w$ ) berücksichtigt werden. Die Gesamtverschiebung zwischen Flansch und Steg beträgt dann  $\Delta u_T$  nach Formel (6.3).

$$u_{T,f}(x) = \alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f \cdot x \quad \text{mit } 0 \leq x \leq \ell/2 \quad (6.1)$$

$$u_{T,w}(x) = \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w \cdot x \quad \text{mit } 0 \leq x \leq \ell/2 \quad (6.2)$$

$$\Delta u_T(x) = (\alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w) \cdot x \quad (6.3)$$

Die Querschnittsverschiebungen beim nachgiebig verbundenen Träger sind in Bild 6.2 b), dargestellt. Durch die schubübertragende Verbindung wird bei Erwärmung die Ausdehnung des Stahlflansches um das Maß  $u_{N,f}$  behindert und die Glasscheibe zusätzlich um das Maß  $u_{N,w}$  verlängert. Die verbleibende Verschiebung zwischen Steg und Flansch  $\delta_c$  ergibt sich aus der Schubverzerrung der Klebschicht. Aus dem Vergleich der Verschiebungen des unverbundenen und des nachgiebig verbundenen Trägers in Bild 6.2 ergibt sich folgende Beziehung

$$\Delta u_T(x) = u_{N,w}(x) - u_{N,f}(x) + \delta_c(x) \quad (6.4)$$

mit

$$\delta_c'(x) = \frac{t'(x)}{G_c} = \frac{N_f''(x)}{G_c} \quad \text{nach Formel (3.1) und (3.9)} \quad (6.5)$$

$$u_{N,w}'(x) = \frac{N_w(x)}{E_w A_w} \quad (6.6)$$

$$u_{N,f}'(x) = \frac{N_f(x)}{E_f A_f} \quad (6.7)$$

Durch Ableiten von Formel (6.4) und Einsetzen der Formeln (6.5), (6.6) und (6.7) ergibt sich

$$\Delta u_T'(x) = \frac{N_w(x)}{E_w A_w} - \frac{N_f(x)}{E_f A_f} + \frac{N_f''(x)}{G_c} \quad (6.8)$$

Bei Berücksichtigung der Querschnittssymmetrie ergibt sich aus dem Kräftegleichgewicht die Bedingung (6.9), die eingesetzt in Formel (6.8) zu Gleichung (6.10) führt.

$$N_f(x) = -\frac{1}{2} \cdot N_w(x) \quad (6.9)$$

$$\Delta u_T'(x) = N_w(x) \cdot \left( \frac{1}{E_w A_w} + \frac{1}{2E_f A_f} \right) - \frac{N_w''(x)}{2G_c} \quad (6.10)$$

Durch Einsetzen der Ableitung der Formel (6.3) für  $\Delta u_T'$  in Gleichung (6.10) ergibt sich die folgende Differentialgleichung

$$\alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w = N_w(x) \cdot \left( \frac{1}{E_w A_w} + \frac{1}{2E_f A_f} \right) - \frac{N_w''(x)}{2G_c} \quad (6.11)$$

Mit den Randbedingungen

$$N_w(l/2) = 0 \quad (6.12)$$

$$N_w'(0) = 0 \quad (6.13)$$

ergibt sich als Lösung der Differentialgleichung für die Normalkraft im Steg  $N_w$

$$N_w(x) = a_T - a_T \cdot \frac{1}{e^{b_T \cdot \frac{l}{2}} + e^{-b_T \cdot \frac{l}{2}}} \cdot (e^{b_T \cdot x} + e^{-b_T \cdot x}) \quad (6.14)$$

mit dem Verhältnis der Elastizitätsmoduln  $n = E_w/E_f$  nach Gleichung (3.27) und den Hilfwerten

$$a_T = \left( \alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w \right) \cdot E_w \cdot \frac{A_f A_w}{A_f + \frac{1}{2} n \cdot A_w} \quad (6.15)$$

$$b_T = \sqrt{\frac{2G_c}{E_w} \cdot \frac{A_f + \frac{1}{2} n \cdot A_w}{A_f A_w}} \quad (6.16)$$

Daraus ergeben sich aus den Gleichungen (6.14) und (6.9) nach Umformen folgende Berechnungsgleichungen für die Normalkräfte im Steg  $N_w$ , im Flansch  $N_f$  und den Schubfluss in der geklebten Verbindung  $t$ :

$$N_w(x) = a_T \cdot \left( 1 - \frac{\cosh(b_T x)}{\cosh\left(b_T \frac{l}{2}\right)} \right) \quad (6.17)$$

$$N_f(x) = -\frac{1}{2} a_T \cdot \left( 1 - \frac{\cosh(b_T x)}{\cosh\left(b_T \frac{l}{2}\right)} \right) \quad (6.18)$$

$$t_c(x) = N_f'(x) = \frac{1}{2} \cdot a_T \cdot b_T \cdot \frac{\sinh(b_T x)}{\cosh\left(b_T \frac{l}{2}\right)} \quad (6.19)$$

und daraus die Normalspannung  $\sigma_{x,w} = N/A_w$  (6.20) im Glassteg und die Schubspannung  $\tau_{c,xz} = t_c/b_w$  (6.21) in der Verklebung einer stirnseitig ausgeführten Verbindung mit der Verklebungsbreite  $b_w$ .

$$\sigma_{x,w}(x) = \frac{1}{A_w} a_T \cdot \left( 1 - \frac{\cosh(b_T x)}{\cosh\left(b_T \frac{l}{2}\right)} \right) \quad (6.20)$$

$$\tau_{c,xz}(x) = \frac{1}{2b_w} \cdot a_T \cdot b_T \cdot \frac{\sinh(b_T x)}{\cosh\left(b_T \frac{l}{2}\right)} \quad (6.21)$$

Als Maximalwert der Normalkraft im Glassteg ergibt sich bei  $G_c \rightarrow \infty$  und  $x=l/2$  der bereits von Ungermann und Preckwinkel in [76] veröffentlichte Grenzwert  $N_{w,grenz}$  nach Formel (6.22). Durch Umformen lässt sich zeigen, dass  $N_{w,grenz}$  exakt der oben definierten Konstante  $a_T$  (6.15) entspricht. Für den Schubfluss  $t_c$  in der geklebten Verbindung kann kein oberer Grenzwert angegeben werden, da mit  $G_c \rightarrow \infty$  gilt  $t \rightarrow \infty$ .

$$N_{w,grenz} = \frac{\Delta u_T}{\frac{1}{2} \frac{l}{E_w A_w} + \frac{1}{4} \frac{l}{E_f A_f}} = a_T \quad (6.22)$$

Die nachfolgenden Bilder (Bild 6.3 und Bild 6.4) stellen exemplarisch den Verlauf der durch eine gleichmäßige Erwärmung um 100 K hervorgerufene Normalkraft im Steg und den Schubfluss in der Verklebung für den Beispielträger 1 a/b aus Anhang B mit verschiedenen Verbindungssteifigkeiten dar. Bei geringen Verbindungssteifigkeiten ergibt sich ein parabelförmiger Normalkraftverlauf. Mit zunehmender Verbindungssteifigkeit steigt die Normalkraft an, bis der in (6.22) angegebene Grenzwert erreicht wird. Bei hohen, annähernd starren Verbindungs-

steifigkeiten (wie hier bei  $10^5 \text{ N/mm}^2$ ), ergibt sich ein konstanter Verlauf der Normalkraft, der in den äußersten Randbereichen auf 0 abfällt.

Die Schubkraft in der geklebten Verbindung erreicht an den Trägerrändern Maximalwerte mit einem Nulldurchgang in Feldmitte, siehe Bild 6.4. Der Verlauf über die Trägerlänge ist bei geringen Verbindungssteifigkeiten linear. Mit zunehmender Verbindungssteifigkeit nimmt der Schubfluss an den Enden überproportional zu. Bei annähernd starrer Verbindung (hier bei  $G_c = 10^5 \text{ N/mm}^2$ ) kommt es an den Trägerenden zu einem sprunghaften Anstieg des Schubflusses auf sehr hohe Werte (in diesem Beispiel auf  $9 \text{ kN/cm}$ ).

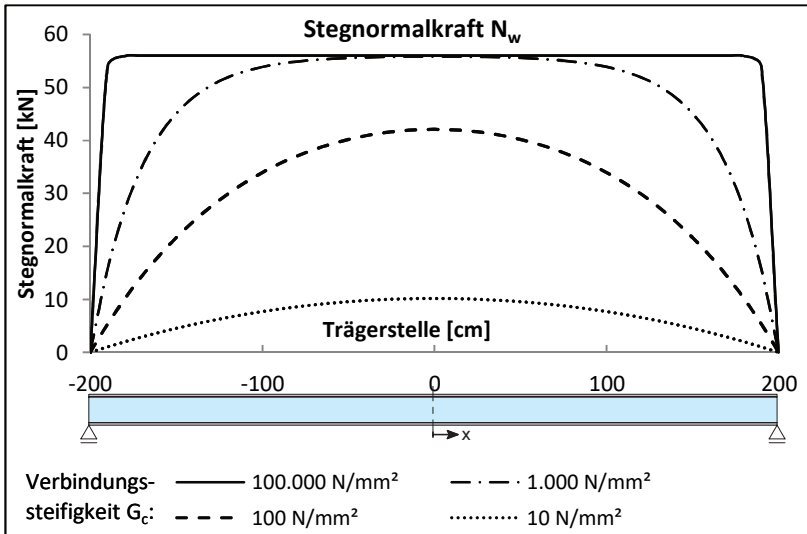


Bild 6.3 Verlauf der Stegnormalkraft über die Trägerlänge des Beispielträgers 1 bei Erwärmung um  $100\text{K}$  in Abhängigkeit der Verbindungssteifigkeit  $G_c$

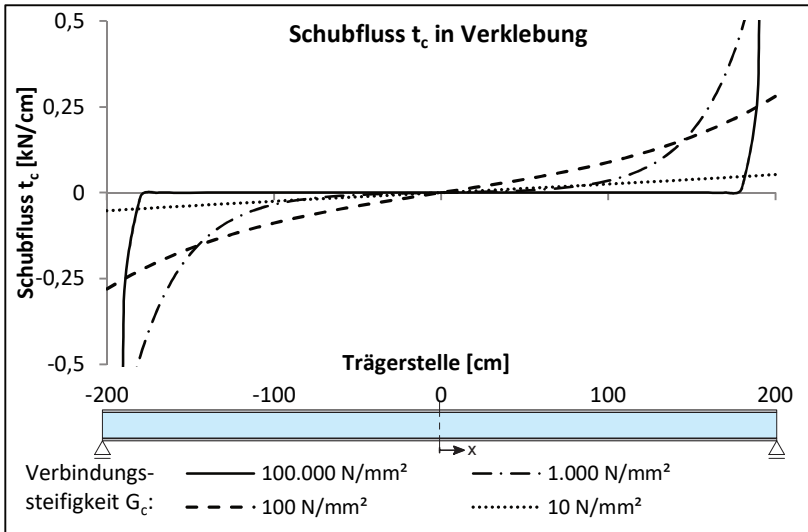


Bild 6.4 Verlauf des Schubflusses über die Trägerlänge des Beispielträgers 1 bei Erwärmung um 100K in Abhängigkeit der Verbindungssteifigkeit  $G_c$

### 6.2.1 Grenzwertbetrachtungen

#### 6.2.1.1 Grenzwerte für allgemeine, symmetrische Temperaturbelastung

Aus den Formeln (6.15) bis (6.17) zur Bestimmung der Stegnormalkraft wird ersichtlich, welche Parameter einen erhöhenden Einfluss auf die Normalspannungen im Glassteg haben. Dies sind

- die Vergrößerung der Flansfläche  $A_f$ ,
- die Verkleinerung der Stegfläche  $A_w$ ,
- die Vergrößerung der Trägerlänge  $\ell$ ,
- die Erhöhung der Verbindungssteifigkeit  $G_c$ .

In diesem Abschnitt erfolgt unter Verwendung der oben hergeleiteten Gleichungen eine Analyse der maximal auftretenden Spannungen im Stahl-Glas-Träger bei Erwärmung.

Aus Gleichung (6.22) ergibt sich als Grenzwert der Spannung  $\sigma_{x,w}$  im Glassteg in der Trägermitte der Wert

$$\sigma_{x,w,grenz} = \frac{N_{w,grenz}}{A_w} = \frac{a_T}{A_w} = \left( \alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w \right) \cdot E_w \cdot \frac{1}{1 + \frac{1}{2} n \cdot \frac{A_w}{A_f}} \quad (6.23)$$

Da der Bruch in Gleichung (6.23) bei kleinen Verhältnissen von Steg- und Flanschfläche maximal den Wert 1 annimmt, ergibt sich unabhängig von den Querschnittsabmessungen im Glassteg in Trägersmitte maximal eine Spannung von

$$\sigma_{x,w,grenz} = \left( \alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w \right) \cdot E_w \quad (6.24)$$

Da beim Stahl-Glassträger ein Verhältnis von  $A_w/A_f \leq 2$  aus optischen und statischen Gründen ausgeschlossen ist, kann der Grenzwert mit  $n = 1/3$  reduziert werden auf

$$\sigma_{x,w,grenz} = \frac{3}{4} \cdot \left( \alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w \right) \cdot E_w \quad (6.25)$$

Bei gleicher Vorgehensweise ergibt sich für den Stahlflansch eine minimale Druckspannung von

$$\sigma_{x,f,grenz} = \frac{-a_T}{2 \cdot A_f} = - \left( \alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w \right) \cdot E_w \cdot \frac{1}{2 \frac{A_f}{A_w} + n} \quad (6.26)$$

Der Bruch nimmt bei kleinen Verhältnissen  $A_f/A_w$  maximal den Wert  $1/n$  an, so dass sich mit  $n = 1/3$  eine minimale Flanschdruckspannung von

$$\sigma_{x,f,grenz} = - \left( \alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w \right) \cdot E_w \cdot 3 \quad (6.27)$$

ergibt.

Für den Schubfluss in der Verklebung kann kein Grenzwert angegeben werden, da der Schubfluss und die Schubspannungen stark von der Verbindungssteifigkeit  $G_c$  abhängig sind. Der Wert des größten Schubflusses stellt sich am Trägerrand zu

$$t_c(l/2) = \frac{1}{2} \cdot a_T \cdot b_T \cdot \frac{\sinh\left(b_T \frac{l}{2}\right)}{\cosh\left(b_T \frac{l}{2}\right)} = \frac{1}{2} \cdot a_T \cdot b_T \cdot \tanh\left(b_T \frac{l}{2}\right) \quad (6.28)$$

ein. Für den Tangens-Hyperbolicus gilt  $-1 \leq \tanh(x) \leq 1$ , so dass als Grenzwert für den Schubfluss angesetzt werden kann

$$t_{c,grenz} = \frac{1}{2} \cdot a_T \cdot b_T = \frac{(\alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w)}{2} \cdot \sqrt{2G_c E_w A_w \frac{1}{1 + \frac{1}{2} n \frac{A_w}{A_f}}} \quad (6.29)$$

Bei der stirnseitigen Verbindung, bei der die Breite der Verklebung der Dicke des Glasstegs  $b_w$  entspricht, ergibt sich dann die Grenzschubspannung in der Verklebung zu

$$\tau_{c,grenz} = \frac{t_{c,grenz}}{b_w} = (\alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w) \cdot \sqrt{\frac{1}{2} G_c E_w \frac{h_w}{b_w} \frac{1}{1 + \frac{1}{2} n \frac{A_w}{A_f}}} \quad (6.30)$$

Der Bruch unter der Wurzel nimmt bei kleinen Verhältnissen von Steg und Flansch maximal den Wert 1 an, so dass der Schubfluss maximal den Wert

$$\tau_{c,grenz} = (\alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w) \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot G_c \cdot E_w \cdot \frac{h_w}{b_w}} \quad (6.31)$$

ergibt. Werden Verhältnisse von  $A_w/A_f \leq 2$  ausgeschlossen, so kann der Grenzwert auf

$$\tau_{c,grenz} = (\alpha_{T,S} \cdot \Delta T_f - \alpha_{T,G} \cdot \Delta T_w) \cdot \sqrt{\frac{3}{8} \cdot G_c \cdot E_w \cdot \frac{h_w}{b_w}} \quad (6.32)$$

reduziert werden.

### 6.2.1.2 Grenzwerte für Temperaturbelastung aus Abschnitt 6.1

Mit der in Abschnitt 6.1 ermittelten aufgeführten sommerlichen Erwärmung eines Stahl-Glas-Trägers mit dunklen Flanschen ergeben sich dann die im Folgenden aufgeführten Grenzwerte für die resultierenden Spannungen im Stahl-Glas-Träger.

Unter Ansatz der in Tabelle 6.1 aufgeführten Erwärmung des Glasstegs um 20 K und der Flansche von 62 K ergibt sich mit den Werten  $\alpha_{T,S} = 12 \cdot 10^{-6}/K$ ,  $\alpha_{T,G} = 9 \cdot 10^{-6}/K$ ,  $E_w = 7.000 \text{ kN/cm}^2$  und  $n = E_w/E_f = 1/3$  aus Gleichung (6.23) eine maximale Spannung  $\sigma_{x,w,grenz}$  von

$$\sigma_{x,w,grenz} \left[ \text{kN} / \text{cm}^2 \right] = 3,948 \frac{1}{1 + \frac{1}{6} \frac{A_w}{A_f}} \quad (6.33)$$



Da der Bruch maximal den Wert 1 annimmt, ergibt sich unabhängig von den Querschnittsabmessungen im Glassteg in Trägermitte maximal eine Spannung von 39,48 N/mm<sup>2</sup>. Mit einem Verhältnis von  $A_w/A_f \leq 2$  kann der Grenzwert auf 29,61 N/mm<sup>2</sup> reduziert werden. Die minimale Flanschdruckspannung ergibt sich nach Gleichung (6.27) zu -118,44 N/mm<sup>2</sup>.

Es kann also festgestellt werden, dass bei keiner Trägerkonfiguration unter der in Tabelle 6.1 angenommenen Trägererwärmung die charakteristische Biegezugfestigkeit von ESG erreicht wird. Flansche aus S235 erreichen unter der angesetzten Erwärmung nie die Streckgrenze.

Unter Ansatz der in Tabelle 6.1 aufgeführten Erwärmung der Bauteile ergibt sich aus Gleichung (6.30) eine Grenzschubspannung in der Verklebung in Höhe von

$$\tau_{c,grenz} = 5,64 \cdot 10^{-4} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} G_c E_w \frac{h_w}{b_w} \frac{1}{1 + \frac{1}{2} n \frac{A_w}{A_f}}} \quad (6.34)$$

Setzt man die bekannten Konstanten  $E_w$  und  $n$  in die Gleichung ein, so ergibt sich folgende Gleichung

$$\tau_{c,grenz} [kN / cm^2] \cong \frac{1}{30} \cdot \sqrt{G_c \frac{h_w}{b_w} \frac{1}{1 + \frac{1}{6} \frac{A_w}{A_f}}} \quad (6.35)$$

mit  $A_w$  und  $A_f$  in cm<sup>2</sup> und  $G_c$  in kN/cm<sup>2</sup>

Der Bruch unter der Wurzel nimmt bei kleinen Verhältnissen von Steg und Flansch maximal den Wert 1 an, so dass der Schubfluss maximal den Wert

$$\tau_{c,grenz} [kN / cm^2] \cong \frac{1}{30} \cdot \sqrt{G_c \frac{h_w}{b_w}} \quad (6.36)$$

mit  $h_w$  und  $b_w$  in cm und  $G_c$  in kN/cm<sup>2</sup>

erreicht. Mit  $A_w/A_f \leq 2$  kann der Grenzwert auf

$$\tau_{c,grenz} [kN / cm^2] \cong \frac{1}{35} \cdot \sqrt{G_c \frac{h_w}{b_w}} \quad (6.37)$$

mit  $h_w$  und  $b_w$  in cm und  $G_c$  in kN/cm<sup>2</sup>

reduziert werden.

## 6.3 Numerische Berechnungen und Parameterstudien

### 6.3.1 Numerisches Modell und Vergleichsrechnungen

#### 6.3.1.1 Modell

Zur numerischen Berechnung des Tragverhaltens unter Temperatureinfluss werden die bereits in Abschnitt 5.3 beschriebenen Modelle verwendet, jedoch werden im Schalenmodell Shell281-Elemente mit 8 Knoten verwendet. Diese Elemente wurden verwendet, da sich mit den Shell281-Elementen genauere Ergebnisse in den Randbereichen des Trägers ergaben.

Als Belastung wird eine Erwärmung des Glasstegs von  $\Delta T_w$  und der Flansche von  $\Delta T_f$  aufgebracht.

In den Materialdefinitionen ist das Wärmedehnverhalten von Stahl und Glas mit der Wärmedehnzahl  $\alpha_T$  enthalten. Für den Klebstoff werden sowohl lineare als auch multilineare Materialgesetze verwendet.

Die Wärmedehnung des Klebstoffes wird vernachlässigt, da der Einfluss aufgrund der geringen Dehnsteifigkeit der Klebschicht gering ist.

#### 6.3.1.2 Vergleichsrechnung

Zur Verifizierung der numerischen Berechnungen werden die Ergebnisse des Schalen- und des Volumenmodells mit der analytischen Berechnung aus Abschnitt 6.2 verglichen. Exemplarisch werden im Folgenden die Vergleichsrechnungen der Beispielträger 1a, 1b und 2 aus Anhang B dargestellt. Als Temperaturbelastung wird für die Vergleichsrechnungen eine konstante Erwärmung um 100K angesetzt.

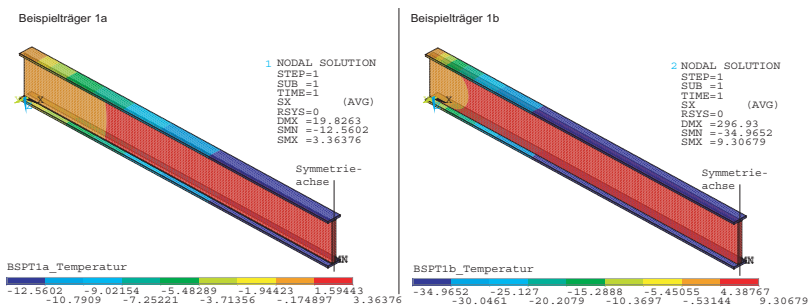


Bild 6.5 Spannungen  $\sigma_x$  des FE-Volumenmodells für die Beispielträger 1a und 1b (halber Träger) bei Erwärmung um 100K

Die Vergleichsrechnungen der Tabelle 6.2 bis Tabelle 6.4 zeigen sehr gute Übereinstimmungen bei den maximalen Normalspannungen  $\sigma_x$  in Steg und Flansch in

Feldmitte und den maximalen Schubspannungen in der geklebten Verbindung am Trägerrand. Nur die Schubspannungen in der Verklebung des Beispielträgers 1b mit hoher Klebstoffsteifigkeit weisen größere Abweichungen von 10% bis 12% auf.

Tabelle 6.2: Vergleich der FE-Berechnungen mit Volumen- und Schalenmodell mit der analytischen Lösung für den Beispielträger 1a unter einer konstanten Temperaturbelastung von 100K

Beispiel- träger 1a	analytische Lösung, Abschnitt 6.2	FE- Berechnung (Volumen- elemente)		FE- Berechnung (Schalen- elemente)	
			Abwei- chung		Abwei- chung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>					
Obergurt $\sigma_{ce,f}^o =$	-12,56	-12,56	0%	-12,85	2,3%
Steg $\sigma_{ce,w} =$	3,35	3,36	0,3%	3,44	2,7%
Untergurt $\sigma_{ce,f}^u =$	-12,56	-12,56	0%	-12,85	2,3%
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>					
oben $\tau_c =$	$\pm 0,45$	0,45	0%	0,45	0%
unten $\tau_c =$		-0,45	0%	-0,45	0%

Tabelle 6.3: Vergleich der FE-Berechnungen mit Volumen- und Schalenmodell mit der analytischen Lösung für den Beispielträger 1b unter einer konstanten Temperaturbelastung von 100K

Beispiel- träger 1b	analytische Lösung, Abschnitt 6.2	FE- Berechnung (Volumen- elemente)		FE- Berechnung (Schalen- elemente)	
			Abwei- chung		Abwei- chung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>					
Obergurt $\sigma_{ce,f}^o =$	-34,80	-34,82	0,06%	-34,86	0,2%
Steg $\sigma_{ce,w} =$	9,28	9,31	0,3%	9,25	-0,3%
Untergurt $\sigma_{ce,f}^u =$	-34,80	-34,82	0,06%	-34,86	0,2%
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>					
oben $\tau_c =$	$\pm 3,42$	3,06	-10,5%	3,08	-9,9%
unten $\tau_c =$		-3,06	-10,5%	-3,08	-9,9%

Tabelle 6.4: Vergleich der FE-Berechnungen mit Volumen- und Schalenmodell mit der analytischen Lösung für den Beispielträger 2 unter einer konstanten Temperaturbelastung von 100K

Beispiel- träger 2	analytische Lösung, Abschnitt 6.2	FE- Berechnung (Volumen- elemente)		FE- Berechnung (Schalen- elemente)		
			Abwei- chung		Abwei- chung	
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
<b>Obergurt</b> $\sigma_{ce,f^o} =$	-24,05	-24,03	<b>0,08%</b>	-24,53	<b>2,0%</b>	
<b>Steg</b> $\sigma_{ce,w} =$	6,41	6,43	<b>0,3%</b>	6,47	<b>0,9%</b>	
<b>Untergurt</b> $\sigma_{ce,f^u} =$	-24,05	-24,03	<b>0,08%</b>	-24,53	<b>2,0%</b>	
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
<b>oben</b> $\tau_c =$	±0,97	0,96	<b>-1%</b>	0,96	<b>-1%</b>	
<b>unten</b> $\tau_c =$		-0,96	<b>-1%</b>	-0,96	<b>-1%</b>	

Auch der Verlauf der Spannungen über die Trägerlänge der FE-Berechnung stimmt gut mit der analytischen Berechnung überein. In Bild 6.6 und Bild 6.7 sind exemplarisch die Verläufe der Schubspannungen in der Verklebung und die Normalspannung im Glassteg (in der Mittellinie des Glasstegs) für die Beispielträger 1a (geringe Klebstoffschubsteifigkeit) und 1b (hohe Klebstoffschubsteifigkeit) dargestellt. Für diese FE-Berechnungen wurde das Volumenmodell verwendet. Die Spannungsverläufe des Trägers 1a stimmen in allen Trägerbereichen sehr gut überein. Beim Träger 1b sind, wie bereits in Tabelle 6.3 dargestellt, Abweichungen der Schubspannungen am Trägerrand zu erkennen. Auch bei der Berechnung der Stegnormalspannungen ergeben sich in den Randbereichen Abweichungen, im Bereich der Trägermitte ergeben sich dagegen sehr gute Übereinstimmungen der Spannungsverläufe.

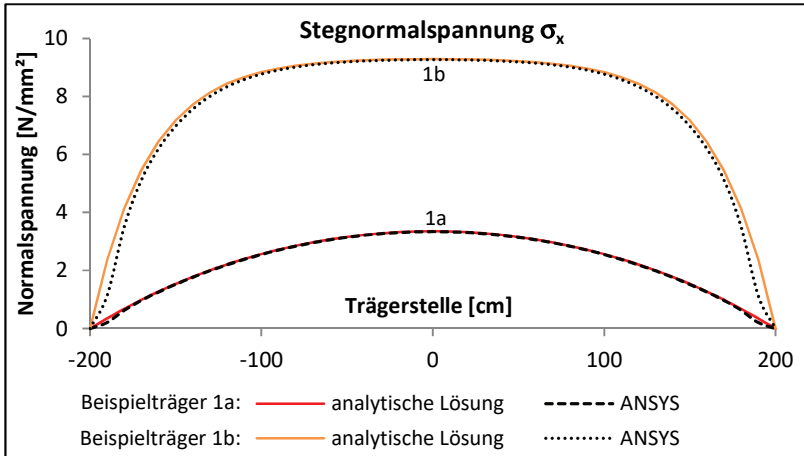


Bild 6.6 Verlauf der Normalspannungen  $\sigma_x$  über die Trägerlänge der Beispielträger 1a und 1b bei Erwärmung um 100K (FE-Spannungswerte abgelesen in der Stegmitte)

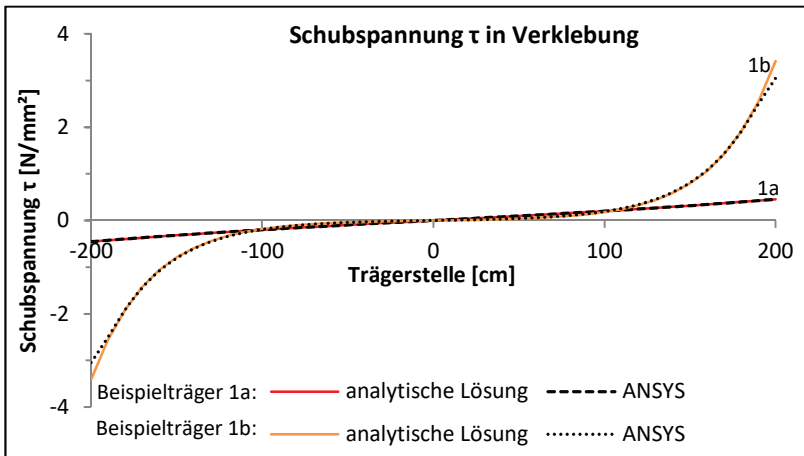


Bild 6.7 Verlauf der Schubspannungen  $\tau_c$  in der geklebten Verbindung über die Trägerlänge des Beispielträgers 1a bei Erwärmung um 100K

Durch die analytische Berechnung wird die Schubspannung in der Klebschicht im Randbereich des Beispielträgers 1b mit hoher Klebstoffschubsteifigkeit überschätzt.

Dies liegt daran, dass das analytische Modell die Spannungen an den Trägerenden nicht abbilden kann, da sich im Glassteg an den Trägerenden ein scheibenartiges

Verhalten einstellt. Die analytische Lösung setzt nach der Bernoullihypothese ein Ebenbleiben der Querschnitte für die einzelnen Querschnittsteile voraus, so dass keine Schubverzerrungen auftreten. Im Gegensatz dazu berücksichtigt das FE-Modell die Schubverzerrungen. Da der Klebstoff aufgrund der hohen Schubsteifigkeit am Trägerende hohe Schubspannungen überträgt, kommt es im Glassteg an der Trägerenden zu Schubverformungen, Bild 6.8. Diese wirken am Ausgleich der temperaturbedingten Verschiebungen zwischen Stahlflansch und Glassteg mit, so dass die FE-Berechnung geringere Schubspannungen in der Verklebung liefert. Die analytische Berechnung der Schubspannungen liegt damit auf der sicheren Seite.

Zusammenfassend zeigt die Vergleichsrechnung grundsätzlich eine sehr gute Übereinstimmung von FE-Berechnung und analytischer Berechnung. Bei hohen Schubsteifigkeiten treten jedoch größere Abweichungen in der Schubspannungsberechnung der Verklebung auf. Das Scheibentragerverhalten des Steges an den Trägerenden wird durch die analytische Lösung nicht abgebildet. Die Auswirkungen des Scheibentragerverhaltens auf die Spannungsverteilung im Glasstegs wird durch die Parameterstudien im folgenden Abschnitt 6.3.2 untersucht.

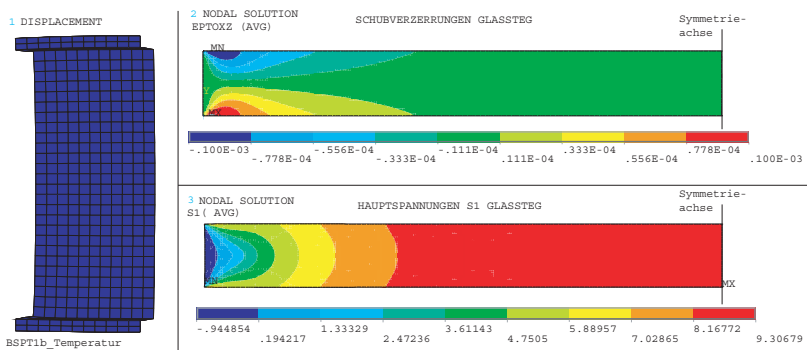


Bild 6.8 FE-Berechnungen des Beispielträgers 1b: links: Verformungen am Trägerende (stark überhöht), oben: Schubverzerrungen des Glasstegs, unten Hauptspannungen  $\sigma_1$  des Glasstegs

### 6.3.2 Parameterstudien

In diesem Abschnitt werden anhand von FE-Parameterstudien die auftretenden Hauptzugspannungen im Glas berechnet. Die Berechnungen werden mit dem oben beschriebenen Schalenmodell durchgeführt. Anhand der Parameterstudien werden die analytisch ermittelten Grenzwerte des Abschnitts 6.2.1 überprüft. Gleichzeitig werden die auftretenden Schubspannungen im Klebstoff betrachtet, um ein mögliches Versagen der geklebten Verbindung bewerten zu können.

Für die Parameterstudien werden, ausgehend von einem Grundträger, alle beeinflussenden Parameter wie Steg- und Flanschfläche, Verbindungssteifigkeit  $G_c$  und die Trägerlänge innerhalb eines baupraktischen Parameterbereichs variiert. Dabei werden nur stirnseitig verklebte, doppelsymmetrische Träger betrachtet. Als Temperaturbeanspruchung wird in den Parameterstudien 1 bis 4 das in Abschnitt 6.1 beschriebene Szenario eines Stahl-Glas-Trägers in einem Glasdach mit sommerlicher Wärmeeinstrahlung (Tabelle 6.1) verwendet. In Parameterstudie 5 wird die Temperaturbeanspruchung variiert. Einen Überblick über die Parameterstudien gibt Tabelle 6.5, alle Ergebnisse sind in Anhang F dargestellt.

Tabelle 6.5 Übersicht der Parameterstudien unter Temperaturbeanspruchung

Parameterstudie Nr.	Grundträger	Varierte Parameter *)	Temperaturbeanspruchung
1 (Anhang F.1)	Beispielträger 1	Steghöhe $h_w$ : 16,7 bis 41,6 cm (Stegfläche $A_w$ : 40 bis 100 cm <sup>2</sup> )	nach Tabelle 6.1
2 (Anhang F.2)	Beispielträger 1	Flanschbreite $b_w$ : 4 bis 12 cm (Stegfläche $A_r$ : 4 bis 12 cm <sup>2</sup> )	nach Tabelle 6.1
3 (Anhang F.3)	Beispielträger 3	Steghöhe $h_w$ : 22,2 bis 55,5 cm (Stegfläche $A_w$ : 40 bis 100 cm <sup>2</sup> )	nach Tabelle 6.1
4 (Anhang F.4)	Beispielträger 2	Steghöhe $h_w$ : 13,3 bis 33,3 cm (Stegfläche $A_w$ : 40 bis 100 cm <sup>2</sup> )	nach Tabelle 6.1
5 (Anhang F.5)	Beispielträger 1	Temperaturbeanspruchung	variiert

\*Bei allen Parameterstudien variiert: Länge : 1 bis 10 m; Klebstoffsteifigkeit 1 bis 250 N/mm<sup>2</sup>

In allen Parameterstudien wird die Hauptzugspannung im Glassteg in der Trägermitte ausgelesen und in einem Diagramm über die Verbindungssteifigkeit  $G_c$  aufgetragen. Die schwarzen Kurven stellen die Hauptzugspannung im Glassteg in der Trägermitte für verschiedene Trägerlängen dar. Bild 6.9 stellt dies exemplarisch für die Parameterstudie 1b dar. In allen Berechnungen ist festzustellen, dass die Hauptzugspannungen im Glas mit zunehmender Trägerlänge und zunehmender Verbindungssteifigkeit zunehmen, jedoch nie den Grenzwert  $\sigma_{x,w,grenz}$  nach Gleichung (6.33) überschreiten. Der analytisch ermittelte Grenzwert kann daher für die Spannungen in Feldmitte durch die Parameterstudien bestätigt werden.

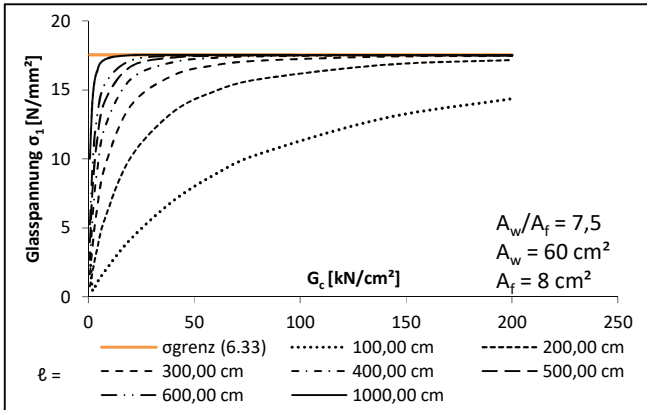


Bild 6.9 Parameterstudie 1b (Anhang F.1.b) zur maximalen Hauptzugspannung  $\sigma_1$  im Glassteg in Feldmitte unter Temperaturbelastung bei Variation von Verbindungssteifigkeit  $G_c$  und Trägerlänge  $\ell$

Die Parameterstudien 1 (Bild 6.10, links) und Parameterstudien 2 (Bild 6.10, rechts), zeigen, dass die Hauptzugspannungen im Glassteg durch Verkleinern der Stegfläche und Vergrößern der Flanschfläche zunehmen. Generell ergeben alle Parameterstudien, wie bereits anhand der analytischen Lösung festgestellt, eine Erhöhung der Glasspannung bei

- Erhöhung der Verbindungssteifigkeit  $G_c$ ,
- Erhöhung der Trägerlänge  $\ell$ ,
- Vergrößerung der Flanschfläche  $A_f$ ,
- und Verringerung der Stegfläche  $A_w$ .

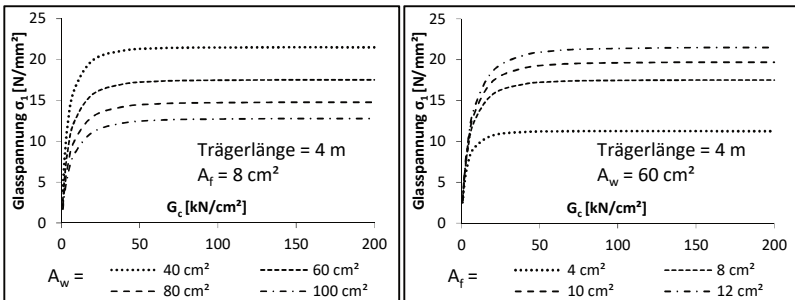


Bild 6.10 Parameterstudien zur maximalen Hauptzugspannung  $\sigma_1$  in Feldmitte unter Temperaturbelastung: links: bei Variation von Verbindungssteifigkeit  $G_c$  und Stegfläche  $A_w$  (Anhang F.1), rechts: Verbindungssteifigkeit  $G_c$  und Flanschfläche  $A_f$  (Anhang F.2)



Bezüglich der Schubspannungen  $\tau_c$  in der Verklebung zeigen alle Parameterstudien (vgl. exemplarisch Bild 6.11), dass die Schubspannung maßgebend von der Verbindungssteifigkeit abhängt. Die Trägerlänge ist ab einer bestimmten Länge (i.d.R. ab 2 m Länge) unbedeutend. Die Schubspannungen in der Verklebung steigen mit zunehmender Steg- und Flanschfläche leicht an, Bild 6.12.

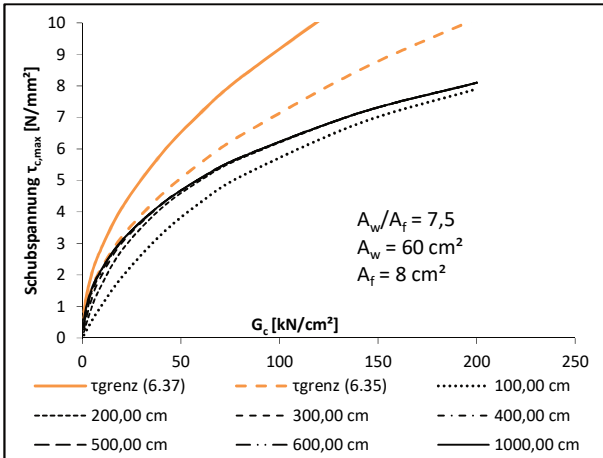


Bild 6.11 Parameterstudie 1b (Anhang F.1.b) zur Schubspannung  $\tau_c$  in der Verklebung am Trägerrand unter Temperaturbelastung bei Variation von Verbindungssteifigkeit  $G_c$  und Trägerlänge  $\ell$

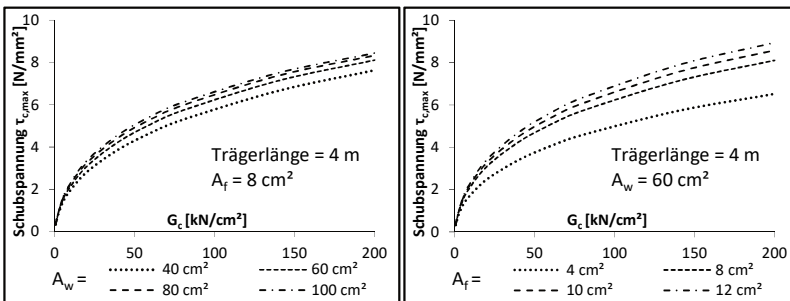
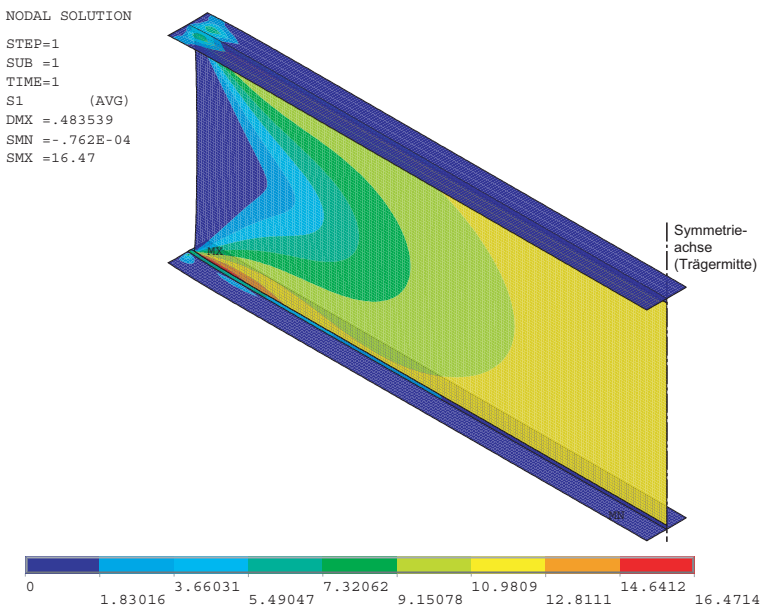


Bild 6.12 Parameterstudie zur Schubspannung  $\tau_c$  in der Verklebung unter Temperaturbelastung bei Variation der Stegfläche (links) und der Flanschfläche (rechts)

Die in den Gleichungen (6.35) und (6.37) angegebenen Grenzwerte wurden in den Parameterstudien bestätigt. Dabei weicht der pauschale Grenzwert nach Gleichung (6.37) bei hohen Verbindungssteifigkeiten und großen Verhältnissen  $A_w/A_f$

um bis zu 100% von der auftretenden Schubspannung ab. Der querschnittsabhängige Grenzwert nach Gleichung (6.35) liefert eine deutlich genauere Abschätzung der auftretenden Schubspannungen. Die Abweichungen betragen dennoch bis zu 40% bei hohen Verbindungssteifigkeiten (Parameterstudie 3d, Anhang F.3d).

Aufgrund des scheibenartigen Verhaltens des Glasstegs an den Trägerenden liegt bei einigen FE-Berechnungen das Hauptspannungsmaximum nicht in der Trägermitte, sondern in den Eckbereichen des Glasstegs, wie exemplarisch in Bild 6.13 dargestellt. In den Diagrammen der Parameterstudien sind die maximalen Hauptzugspannungen im Glassteg in der Nähe des Trägerrandes als rote Kurven dargestellt, siehe exemplarisches Bild 6.14. Bei höherer Verbindungssteifigkeit, großer Stegfläche und kleiner Flanschfläche nehmen die Hauptzugspannungen am Trägerrand größere Werte an als in Trägermitte.



**Bild 6.13** Hauptzugspannungen  $\sigma_1$  eines Trägers der Parameterstudie 1d mit 2 m Länge und  $G_c = 140 \text{ kN/cm}^2$  (Darstellung zeigt den halben Träger)

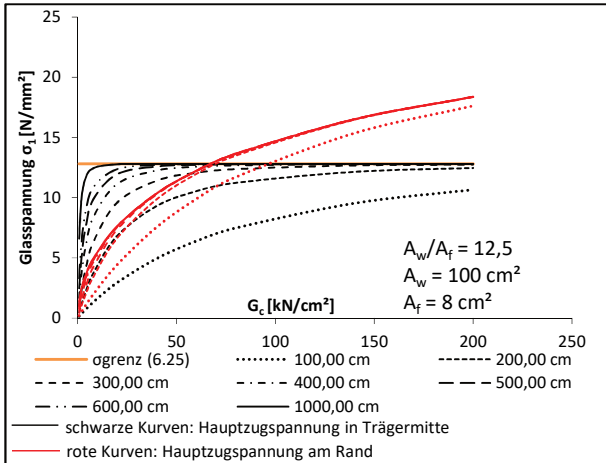


Bild 6.14 Parameterstudie 1d (Anhang F.1.d) zur maximalen Hauptzugspannung  $\sigma_1$  in Feldmitte unter Temperaturbelastung

Aus der analytischen Lösung lassen sich die Hauptspannungen am geklebten Glasrand aus den berechneten Spannungen  $\sigma_x$  und der Schubspannung  $\tau_{c,xz}$  in der Verklebung bestimmen.

Bei Betrachtung des Glasstegs als Scheibe berechnet sich die Hauptspannung  $\sigma_1$  zu

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_x + \sigma_z}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_z)^2 + 4\tau_{xz}^2} . \quad (6.38)$$

Am geklebten Glasrand wird die analytisch bestimmbare Schubspannung  $\tau_c$  in der Verklebung direkt in die Glasscheibe übertragen, so dass sich bei der stirnseitig geklebten Verbindung, bei der die Verklebungsbreite der Breite des Glasstegs entspricht, am geklebten Stegrand die gleiche Schubspannung einstellt wie in der Verklebung. Die Schubspannung  $\tau_{xz}$  am Glasrand kann demnach nach Gleichung (6.21) bestimmt werden, die Glasspannung  $\sigma_x$  nach Gleichung (6.20). Die Spannung  $\sigma_z$  beträgt bei Berechnung nach der Balkentheorie 0.

Bild 6.15 stellt für den in Bild 6.13 dargestellten Träger der Parameterstudie 1d die analytisch und numerisch berechneten Spannungen am geklebten Glasrand dar. In der FE-Berechnung weichen die Hauptspannungen  $\sigma_1$  und die Normalspannungen  $\sigma_x$  am geklebten Glasrand deutlich von den analytisch ermittelten Spannungen ab. In der Trägermitte liefern die analytische und die numerische Berechnung gleiche Ergebnisse. Die numerisch berechnete maximale Schubspannung in der Verklebung liegt 14% unter der analytisch berechneten Spannung.

### 6.3 Numerische Berechnungen und Parameterstudien

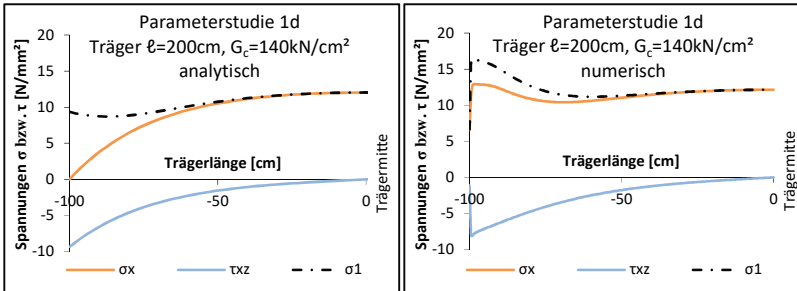


Bild 6.15 Berechnung der Hauptspannung  $\sigma_1$  am verklebten Glasrand der Parameterstudie 1d: links: analytisch, rechts: numerisch

Der große Unterschied zwischen den analytischen und den numerischen Ergebnissen ergibt sich daraus, dass die analytische Lösung nach der Balkentheorie ein Ebenbleiben der Querschnitte voraussetzt. Das FE-Modell bildet jedoch das Schubweiche Tragverhalten der Scheibe ab. Dies führt dazu, dass sich in der FE-Berechnung keine konstante Verteilung der Normalspannungen  $\sigma_x$  über die Höhe des Glasstegs ergibt, sondern eine ungleichmäßige Verteilung mit einer Konzentration der Normalspannungen am Rand. Mit größerer Entfernung von der Trägermitte, weichen die Spannungen zunehmend von einer konstanten Verteilung ab, so dass sich über eine Länge von einigen Zentimetern vom Trägerende entfernt deutliche Abweichungen zum analytischen Ergebnis zeigen, Bild 6.16.

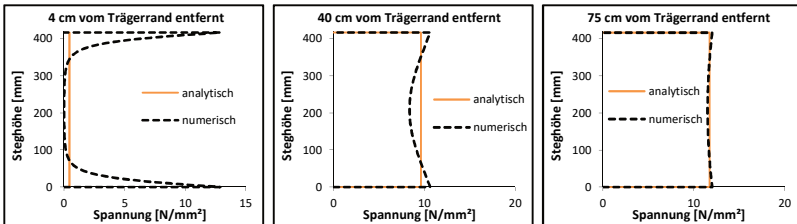


Bild 6.16 Verlauf der Normalspannungen  $\sigma_x$  über die Steghöhe der Parameterstudie 1d an unterschiedlichen Trägerstellen und Vergleich mit der analytischen Lösung

Die erhöhte Randzugspannung  $\sigma_x$  nahe dem Trägerende, Bild 6.16 links, führt in Kombination mit der eingeleiteten Schubspannung aus der Verklebung am Rand und auftretenden Spannungen  $\sigma_z$  aus der Scheibentragwirkung zu einer Hauptzugspannung  $\sigma_1$ , die gegenüber der analytischen Lösung deutlich erhöht ist.

In Abschnitt 6.2 wurde bereits festgestellt, dass bei großen Steifigkeiten  $G_c$  die Schubspannungen der geklebten Verbindung konzentriert am Trägerende übertragen werden, Bild 6.4. Bei hohen Verbindungssteifigkeiten kommt es daher zu

großen Spannungen im Glassteg am Trägerrand. Sind die Spannungen im Glassteg aufgrund großer Stegfläche  $A_w$  insgesamt gering, so können die Hauptzugspannungen am Trägerende größere Werte annehmen als in Feldmitte. Im exemplarischen Bild 6.14 tritt dies ab einer Verbindungssteifigkeit von  $G_c = 70 \text{ kN/cm}^2$  (entspricht einer Klebstoffschubsteifigkeit von  $G_a = 87,5 \text{ N/mm}^2$ ) ein.

Da Zugspannungen am Glasrand zu einem Versagen des Glasstegs führen können, ist für die Berechnung der Spannungen infolge Temperatureinwirkungen eine analytische Berechnung nach der Balkentheorie nicht ausreichend, da die Spannungszustände in den Endbereichen des Trägers nicht korrekt bestimmt werden.

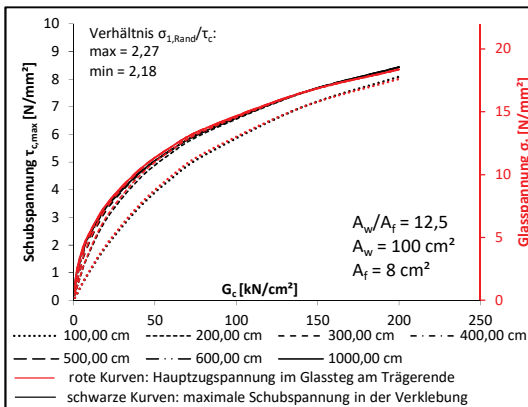


Bild 6.17 Parameterstudie 1d (Anhang F.1.d): Vergleich und Schubspannung  $\tau_{c,xz}$  in der Verklebung und der maximalen Hauptzugspannung  $\sigma_1$  am Trägerende

Der Vergleich der Parameterstudien zeigt eine eindeutige Übereinstimmung der Kurvenverläufe der Hauptzugspannungen  $\sigma_1$  am Trägerende im Glassteg mit den maximalen Schubspannungen  $\tau_c$  in der Verklebung. Exemplarisch sind in Bild 6.17 die maximalen Hauptzugspannungen  $\sigma_1$  in den Eckbereichen des Glasstegs und die maximalen Schubspannungen in der Verklebung am Trägerende der Parameterstudie 1d (Anhang F.1.d) zusammengefasst. Für alle Trägerlängen und Verbindungssteifigkeiten der Parameterstudie 1d ergibt sich ein ähnliches Verhältnis der Spannungen  $\sigma_{1,Rand}$  und  $\tau_c$  zwischen 2,18 und 2,27. Dieser Zusammenhang zeigt sich bei allen Parameterstudien. Die Verhältnisse  $\sigma_{1,Rand}/\tau_c$  betragen unabhängig von der Trägergeometrie in den Parameterstudien 1 bis 4 zwischen 2,14 und 2,29. Der Wert nimmt mit zunehmender Verbindungssteifigkeit ab. In der Parameterstudie 5 sinkt das Verhältnis bei hoher Temperaturbeanspruchung von 100 K bei hohen Verbindungssteifigkeiten auf 2,02.

Aus den Parameterstudien ergibt sich, dass die maximalen Hauptspannungen  $\sigma_1$  die sich in der Nähe der Trägerenden aus der Scheibenwirkung des Glasstegs ergeben auf der sicheren Seite liegend mit

$$\sigma_{1, Rand} \leq 2,3 \cdot \tau_{c, xz} \quad (6.39)$$

abgeschätzt werden können. Da die Schubspannung in der Verklebung  $\tau_c$  nach Gleichung (6.21) analytisch berechnet werden kann, können auf diese Weise eventuell auftretende Spannungsmaxima im Glassteg am Trägerende ohne numerische Berechnung abgeschätzt werden.

Oben wurde bereits festgestellt, dass die Hauptzugspannungen am Trägerrand nur bei hohen Verbindungssteifigkeiten  $G_c$  größere Werte annehmen als die Hauptzugspannungen in der Trägermitte. Zudem zeigten die Vergleichsrechnungen in Abschnitt 6.3.1.2, dass die Schubspannungen bei hohen Verbindungssteifigkeiten durch die analytische Berechnung überschätzt werden. Da außerdem das Verhältnis  $\sigma_{1, Rand}/\tau_c$  mit zunehmender Verbindungssteifigkeit  $G_c$  abnimmt, liegt die Abschätzung der Hauptzugspannung  $\sigma_{1, Rand}$  nach Gleichung (6.39) in den relevanten Fällen, bei denen die Hauptzugspannung am Trägerende größer wird als die Hauptzugspannung in Trägermitte, deutlich auf der sicheren Seite.

## 6.4 Kombination von Biegebeanspruchung und Temperatur

In den vorhergehenden Abschnitten wurde festgestellt, dass infolge einer Erwärmung geklebter Stahl-Glasträger Zugspannungen im Glassteg und Druckspannungen in den Stahl-Flanschen resultieren. Infolge einer äußeren Momentenbeanspruchung erfährt der Steg eine Biegebeanspruchung, die Flansche dagegen sind überwiegend durch Zug- bzw. Drucknormalkräfte beansprucht, siehe Kapitel 3. In diesem Abschnitt wird die Kombination von Biegebeanspruchung und Temperatur betrachtet.

Exemplarisch erfolgt an dieser Stelle die Betrachtung des Beispielträgers 1b aus Anhang B. Aus der analytischen Lösung ergibt sich unter einer Biegebeanspruchung aus Gleichstreckenlast in Trägermitte der in Bild 6.18, links angegebene Spannungsverlauf. Infolge einer Erwärmung mit dem Temperaturverlauf nach Tabelle 6.1 ergibt sich der in Bild 6.18, rechts angegebene Temperaturverlauf in der Trägermitte. Durch die Kombination beider Beanspruchungen, Bild 6.19, erhöhen sich die Spannungen der zugbeanspruchten Glasunterkante deutlich. Zusätzlich steigt die Druckspannung im Obergurt an. Diese Spannungserhöhungen sind bei der Bemessung von Stahl-Glasträgern zu berücksichtigen. Insbesondere die Erhöhung der Glaszugspannung im unteren Stegbereich kann aufgrund der zugempfindlichkeit von Glas relevant werden.

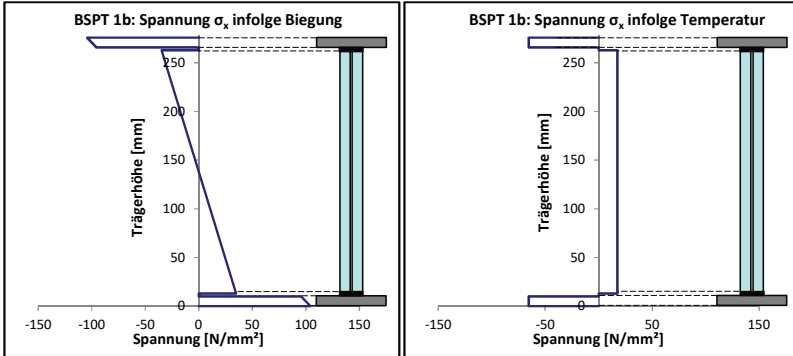


Bild 6.18 Normalspannungen  $\sigma_x$  des Beispielträgers 1b infolge Biegung (links) und Erwärmung (rechts)

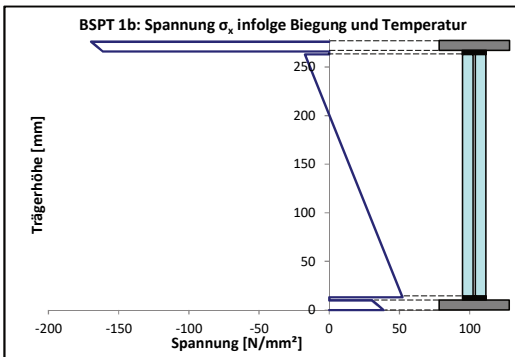


Bild 6.19 Normalspannungen  $\sigma_x$  des Beispielträgers 1b infolge kombinierter Beanspruchung aus Biegung und Erwärmung

Ebenfalls zu berücksichtigen ist die Erhöhung der Schubspannungen in der geklebten Verbindung. Aus Biegung und Erwärmung nach Bild 6.20 überlagern sich die Schubspannungen in der Obergurtverklebung positiv. Für den Beispielträger 1b sind die analytisch berechneten Schubspannungen aus Biegemoment und Temperaturbeanspruchung in Tabelle 6.6 dargestellt. In der kombinierten Beanspruchung erhöht sich die Schubspannung der oberen Verklebung stark.

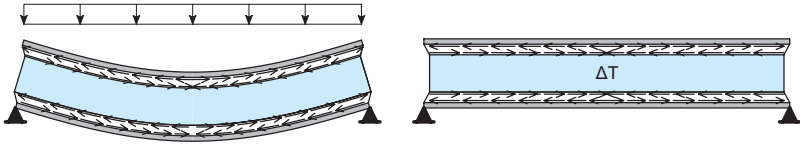


Bild 6.20 Verformungen geklebter Stahl-Glas-Träger unter Biegung und Temperatur

Tabelle 6.6: Schubspannungen in der Verklebung des Beispielträgers 1b

Schubspannung $\tau_{c,xz}$ <sup>*)</sup>	aus Biegemoment $M_y$	aus Erwärmung $\Delta T$	aus kombinierter Beanspruchung
<b>Obere Verklebung</b>	3,0 N/mm <sup>2</sup>	6,4 N/mm <sup>2</sup>	9,4 N/mm <sup>2</sup>
<b>Untere Verklebung</b>	3,0 N/mm <sup>2</sup>	-6,4 N/mm <sup>2</sup>	-3,4 N/mm <sup>2</sup>

\*) bezogen auf das linke Trägerende. Rechtes Trägerende mit umgekehrten Vorzeichen.

Das exemplarische Beispiel zeigt, dass die Spannungsverteilung im geklebten Stahl-Glas-Träger bei Berücksichtigung der Bauteilerwärmung deutlich von den Spannungen bei reiner Biegebeanspruchung abweichen können. Insbesondere die Erhöhung der Glaszugspannungen an der Stegunterkante und die Schubspannungen in der geklebten Verbindung werden signifikant erhöht, so dass der Einfluss der Temperatur bei der Bemessung berücksichtigt werden muss.

## 6.5 Verhalten des Klebstoffes unter Temperatureinfluss

Bisher wurde in diesem Abschnitt nicht berücksichtigt, dass die mechanischen Eigenschaften von Klebstoffen temperaturabhängig sind. In Abschnitt 2.3.4 wurde dargestellt, dass die Glasübergangstemperatur  $T_g$  einen wichtiger Parameter für die Bewertung des Verformungsverhaltens von Klebstoffen unter bestimmten Temperaturen darstellt.

Bei steifen Klebstoffen mit hoher Vernetzungsdichte, wie Epoxidharzen, liegt die Einsatztemperatur häufig unterhalb der Glasübergangstemperatur. Wird bei Erwärmung die Glasübergangstemperatur  $T_g$  erreicht, ändern sich die Verformungs- und Dämpfungseigenschaften signifikant. Es kommt zu einer Erweichung des Klebstoffes.

Für den Stahl-Glas-Träger bedeutet eine Erwärmung des Trägers über die Glasübergangstemperatur hinaus, dass es zu einer deutlichen Reduzierung der Schubsteifigkeit  $G_a$  des Klebstoffes und damit zu einer Reduzierung der Verbindungssteifigkeit  $G_c$  kommt.

Somit werden die auftretenden Zugspannungen im Glasstege und die Schubspannungen in der Verklebung infolge Erwärmung reduziert. Das Erweichen des Klebstoffes wirkt sich also günstig auf die thermisch induzierten Spannungen auf.



Gleichzeitig reduziert sich jedoch mit abnehmender Verbindungssteifigkeit die Biegetragfähigkeit der Stahl-Glas-Träger, was bei der Bemessung zu beachten ist.

Bei Klebstoffen, deren Einsatztemperatur oberhalb der Glasübergangstemperatur liegt, ist bei Erwärmung nicht mit einer rapiden Steifigkeitsänderung zu rechnen. Die Einsatzgrenze dieser Klebstoffe liegt bei der Zersetzungstemperatur.

Tabelle 6.7 stellt die in [3] ermittelten Glasübergangstemperaturen der in den Großversuchen verwendeten Klebstoffe dar. Die Glasübergangstemperaturen von Silikon DC 993 und von Polyurethan SF 7550 liegen in sehr tiefen Temperaturbereichen, die selbst bei tiefen Außentemperaturen nicht erreicht werden. Der Klebstoff Epoxidharz DP 490 liegt mit einer Glasübergangstemperatur von 60 °C in einem Temperaturbereich, der durch sommerliche Wärmeeinstrahlung erreicht werden kann. In diesem Fall ist mit einem deutlichen Abfall der Biegetragfähigkeit des Trägers zu rechnen, so dass eine Erwärmung über 60 °C durch konstruktive Maßnahmen (wie Sonnenschutz und ausreichende Lüftung) ausgeschlossen werden muss.

Tabelle 6.7: Glasübergangstemperaturen der verwendenden Klebstoffe nach [3]

Klebstoff	DC 993	SF7 550	DP 490
Glasübergangstemperatur $T_g$ [°C]	Ca. -90	-61	60

## 6.6 Exemplarische Berechnungen der Versuchsträger

### 6.6.1 Allgemeines

In diesem Abschnitt werden exemplarisch einzelne Versuchsträger unter Temperaturbelastung mit analytischen und numerischen Methoden berechnet. Es wird das Temperaturprofil nach Tabelle 6.1 angesetzt. Das nichtlineare Schubverformungsverhalten des Klebstoffs wird berücksichtigt, indem die Schubspannungs-Gleitungskurven der Blockscherversuche aus [3] zugrunde gelegt werden. Für die numerische Berechnung wird das Volumenmodell mit einer multilinear-elastischen Materialmodellierung nach Abschnitt 5.3.1.4 verwendet.

### 6.6.2 Versuchsträger TS1

Bild 6.21 stellt die numerisch berechneten Spannungen  $\sigma_x$  im Glassteg und den Stahlflanschen dar. Bezogen auf die Stahlstreckgrenze von 235 N/mm<sup>2</sup> und die Biegezugfestigkeit des Glases (ESG) von 120 N/mm<sup>2</sup> ist das Spannungsniveau gering. Die numerisch berechnete Schubspannung von 0,80 N/mm<sup>2</sup> liegt deutlich unterhalb der Schubfestigkeit, vgl. Bild 6.22.

## 6.6 Exemplarische Berechnungen der Versuchsträger

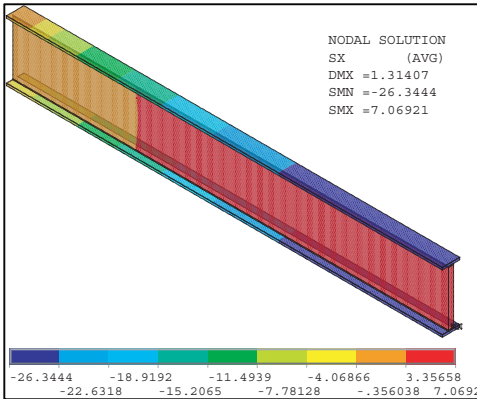


Bild 6.21 Spannungen  $\sigma_x$  der numerischen Berechnung des Versuchsträgers TS1 unter Temperaturbelastung

Die Berechnung mit den analytisch hergeleiteten Formeln nach Abschnitt 6.2 setzt eine konstante Verbindungssteifigkeit über die Trägerlänge voraus. Die Ermittlung des anzusetzenden Klebstoffschubmoduls aus den Schubspannungs-Gleitungs-Kurven erfolgt iterativ, Bild 6.22. Ausgehend von dem Anfangsschubmodul (Tangentensteifigkeit von  $5,4 \text{ N/mm}^2$ ) wird die resultierende Schubspannung in der Verklebung am Trägerende und daraus ein neuer Schubmodul als Sekantensteifigkeit bestimmt. Bild 6.22 stellt die Iterationsschritte und die schrittweise bestimmte Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$  dar. Bereits nach dem 1. Iterationsschritt ändert sich die Steifigkeit um weniger als 6%. Bild 6.22 zeigt, dass die aus der Wärmedehnung resultierenden Schubspannungen die Schubfestigkeit in keinem Iterationsschritt erreichen.

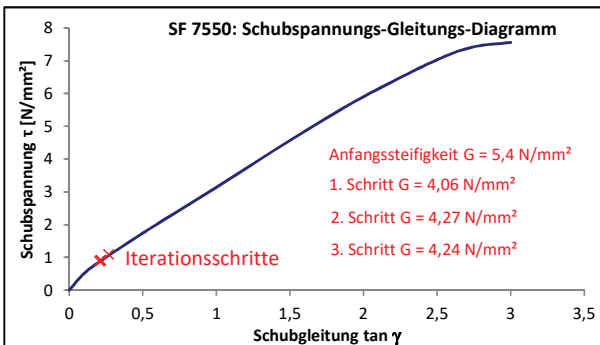


Bild 6.22 Iterative Bestimmung des Klebstoffschubmoduls des Trägers TS1 aus den Blockscherversuchen SF 7550 [3]

Tabelle 6.8 gibt die mit  $G_a = 4,24 \text{ N/mm}^2$  berechneten Spannungen im Träger TS1 an. Im Vergleich zu den numerisch berechneten Spannungen zeigen sich Unterschiede bis 9,5%. Bedingt durch die in der analytischen Berechnung vereinfacht über die ganze Trägerlänge konstant angesetzte Schubsteifigkeit des Klebstoffes, werden die Spannungen im Glas und leicht unterschätzt, die Schubspannungen leicht überschätzt. Über die gesamte Trägerlänge zeigt sich insgesamt eine gute Übereinstimmung beider Ergebnisse, Bild 6.23. Die Hauptspannung  $\sigma_1$  liegt unterhalb des Grenzwertes nach Gleichung (6.39).

Tabelle 6.8: Ergebnisse der FE-Berechnungen und der analytischen Berechnungen des Versuchsträgers TS3 unter Temperaturbelastung

Versuchsträger TS1		analytische Berechnung	FE-Berechnung (Volumenelemente)	Abweichung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>				
Gurte	$\sigma_{ce,f}^p =$	-24,04	-26,34	9,6%
Stegmitte	$\sigma_{ce,w} =$	6,67	7,07	6,0%
<b>Spannungen <math>\sigma_1</math> am Trägerende [N/mm<sup>2</sup>]</b>				
Stegrand	$\sigma_1 =$	Gl. (6.39) $\leq 2,09$	1,88	erfüllt
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>				
oben	$\tau_c =$	$\pm 0,91$	0,87	-4,4%
unten	$\tau_c =$		-0,87	-4,4%

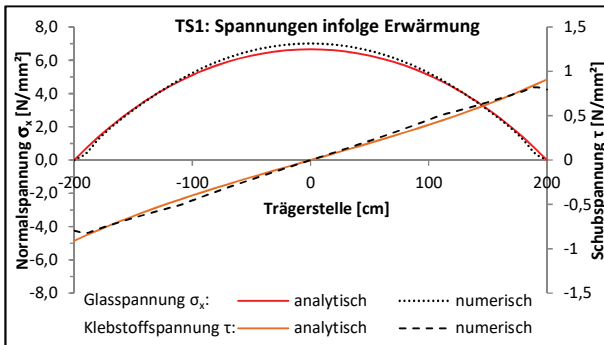


Bild 6.23 Vergleich der numerischen und analytischen Berechnung des Trägers TS1 bei Erwärmung

### 6.6.3 Versuchsträger TS3

Die Berechnung des Versuchsträgers TS3 bei Erwärmung ergibt aufgrund der hohen Steifigkeit des Epoxidharzes deutlich größere Spannungen. Tabelle 6.9 und

Bild 6.6 stellen die numerisch und die analytisch berechneten Spannungen gegenüber. Die Glasspannung von 17,89 N/mm<sup>2</sup> beträgt 15% der Biegezugfestigkeit des ESG. Die Stahlflansche sind zu ca. 18% ausgenutzt.

Im Klebstoff ergeben sich Schubspannungen von 7,51 N/mm<sup>2</sup> (analytisch) bzw. 6,08 N/mm<sup>2</sup> (numerisch). Bild 6.24 stellt die iterative Bestimmung der Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$  aus den Blockscherversuchen dar. In allen Iterationsschritten sind die auftretenden Schubspannungen weit von der Schubfestigkeit der Blockscherversuche entfernt. Für den Großversuch TS3 unter Biegebelastung wurde im Abschnitt 5.5 Klebstoffversagen bei einer Spannung von 7,65 N/mm<sup>2</sup> als Versagensursache ermittelt. Die numerisch berechneten Schubspannungen bei Erwärmung betragen damit 85% der Bruchspannung des Versuchsträgers. Somit weist die Verklebung des Träger TS3 unter der angesetzten Erwärmung im Vergleich mit dem Großversuch nur noch 15% Reserve auf und kann nur noch geringe zusätzliche Beanspruchungen aus Biegung abtragen.

Tabelle 6.9: Ergebnisse der FE-Berechnungen und der analytischen Berechnungen des Versuchsträgers TS3 unter Temperaturbelastung

Versuchsträger TS3	analytische Berechnung	FE-Berechnung (Volumenelemente)	
			Abweichung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>			
Gurte $\sigma_{ce,f^0} =$	-62,85	-64,08	2,0%
Stegmitte $\sigma_{ce,w} =$	17,54	17,89	2,0%
<b>Spannungen <math>\sigma_1</math> am Trägerende [N/mm<sup>2</sup>]</b>			
Stegrand $\sigma_1 =$	Gl. (6.39) $\leq 17,27$	13,50	erfüllt
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>			
oben $\tau_c =$	$\pm 7,51$	6,49	-13,6%
unten $\tau_c =$		-6,49	13,6%

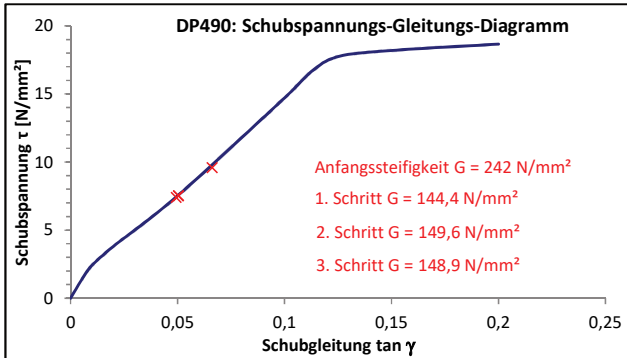


Bild 6.24 Iterative Bestimmung des Klebstoffschubmoduls des Trägers TS3

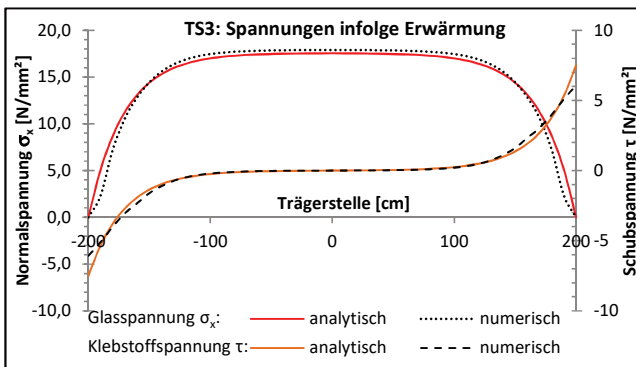


Bild 6.25 Vergleich der numerischen und analytischen Berechnung des Trägers TS3 bei Erwärmung

Insgesamt ist für den Versuchsträger TS3 zu berücksichtigen, dass die Glasübergangstemperatur des Klebstoffes DP 490 nach [3] bei 60°C liegt, siehe Abschnitt 6.5. Das zugrunde liegende Szenario der sommerlichen Erwärmung nach Abschnitt 6.1 setzt eine Erwärmung der Flansche auf 82°C und eine Erwärmung des Steges auf 40°C an. Durch den Kontakt zwischen Stahl und Klebstoff wird sich die Erwärmung der Flansche auf den Klebstoff übertragen. Zusätzlich führt die Strahlungsabsorption des schwarzen Klebstoffes zu einer Erwärmung.

Das Erreichen der Glasübergangstemperatur führt zu einem starken Abfall der Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung. Dadurch kommt es zwar zu einer deutlichen Reduzierung der oben ermittelten Spannungen, jedoch auch zu einer Verringerung der Biegetragfähigkeit. Zusätzlich reduziert sich die Festigkeit der

geklebten Verbindung. Nach [127] wird die Scherfestigkeit von 30,0 MPa bei +23°C durch Erwärmung auf +80°C auf einen Wert von 12,0 MPa reduziert.

Als Fazit aus den Temperaturberechnungen ergibt sich für den Träger TS3, dass der Träger für den Einsatz bei höheren Temperaturen nicht geeignet ist. Vor der Verwendung solcher Träger ist daher ein auf die Einbausituation abgestimmtes Temperaturprofil zu bestimmen. Mit diesem können dann das Erreichen der Glasübergangstemperatur und die auftretenden Spannungen bestimmt werden.

Für den Versuchsträger TS5 ergeben sich aufgrund der gleichen Querschnittskonfiguration ähnliche Ergebnisse.

#### 6.6.4 Versuchsträger TS6

Der Versuchsträger TS6 ist mit einem weichen Epoxidharz AD 821 gefertigt. In den Großversuchen betrug die Schubsteifigkeit des Klebstoffes AD 821 ca. 1/6 der Schubsteifigkeit des für den Versuchsträger TS3 verwendeten Epoxidharzes DP 490. Setzt man zur Berechnung des Temperaturverhaltens vereinfacht die in der Versuchsauswertung ermittelte Schubsteifigkeit  $G_a = 25,1 \text{ N/mm}^2$  an, so ergeben sich die in Bild 6.28 dargestellten Verläufe der Normalspannung im Glassteg und der Schubspannung in der Verklebung. Die Glasnormalspannung beträgt mit  $15,1 \text{ N/mm}^2$  ca. 12,5% der Glasfestigkeit. Die Schubspannungen des Klebstoffes liegen mit  $2,81 \text{ N/mm}^2$  unterhalb der berechneten Spannungen im Großversuch. Da in den Großversuchen kein Versagen des Klebstoffes auftrat, wird die Erwärmung des Trägers auf das angenommene Temperaturprofil kein Versagen des Klebstoffes hervorrufen.

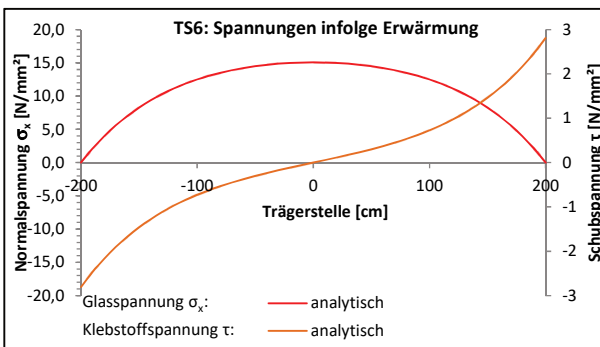


Bild 6.26 analytische Berechnung des Trägers TS6 bei Erwärmung

### 6.6.5 Versuchsträger TS4

Der Versuchsträger TS4 weist unter dem ermittelten Temperaturprofil nur geringe Spannungen auf, Tabelle 6.10. Die numerische Berechnung und die analytische Berechnung weisen Abweichungen bis 9% auf. Die Spannungsverläufe über die Trägerlänge stimmen sehr gut überein, Bild 6.28. Insgesamt ist das Spannungsniveau aufgrund der geringen Steifigkeit des Silikons sehr gering. Die Spannungen in der Glasscheibe liegen mit  $1,8 \text{ N/mm}^2$  weit von der Biegezugfestigkeit der Glasscheibe entfernt. Die Schubfestigkeit des Klebstoffes wird nicht erreicht, Bild 6.27.

Tabelle 6.10: Ergebnisse der FE-Berechnungen und der analytischen Berechnungen des Versuchsträgers TS3 unter Temperaturbelastung

Versuchsträger TS4		analytische Berechnung	FE-Berechnung (Volumenelemente)	Abweichung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>				
Gurte	$\sigma_{ce,p} =$	-6,22	-6,82	9,6%
Stegmitte	$\sigma_{ce,w} =$	1,71	1,83	7,0%
<b>Spannungen <math>\sigma_1</math> am Trägerende [N/mm<sup>2</sup>]</b>				
Stegrand	$\sigma_1 =$	Gl. (6.39) $\leq 0,51$	0,44	erfüllt
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>				
oben	$\tau_c =$	$\pm 0,22$	0,20	-9,1%
unten	$\tau_c =$		-0,20	-9,1%

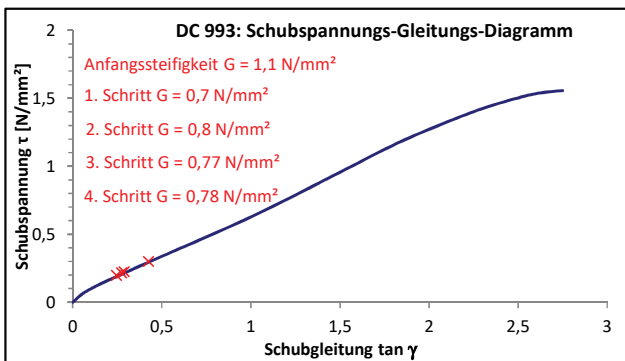


Bild 6.27 Iterative Bestimmung des Klebstoffschubmoduls des Trägers TS4

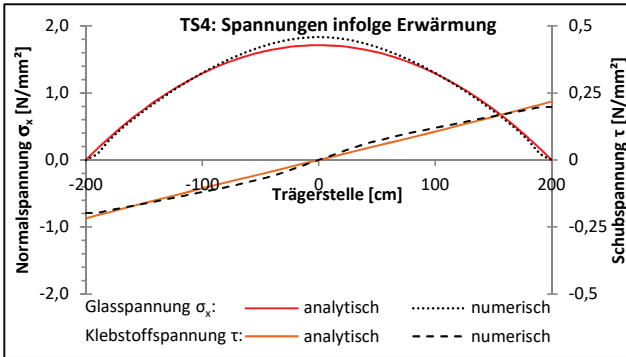


Bild 6.28 Vergleich der numerischen und analytischen Berechnung des Trägers TS4 bei Erwärmung

### 6.6.6 Versuchsträger TS2

Der Versuchsträger TS2 weist aufgrund der fehlerhaften Verklebung im U-Profil des Obergurtes einen unsymmetrischen Querschnitt auf. Bei der Berechnung des Versuchsträgers TS2 unter Temperaturbelastung mit dem in Abschnitt 5.4.2 verwendeten FE-Modell mit unterschiedlichen Verbindungssteifigkeiten ergibt sich dadurch ein Moment im Querschnitt und eine Durchbiegung des Trägers in z-Richtung. Der Steg ist in der Trägermitte mit einer Normalkraft in Höhe von 47,5 kN und einem Moment von 1,3 kNm belastet. Die Normalspannung von 13,15 N/mm<sup>2</sup> am unteren Trägerrand setzt sich zu 60% aus dem Normalkraftanteil und zu 40% aus dem Moment zusammen. Es wird deutlich, dass durch unsymmetrische Querschnitte bei Temperatureinwirkung zusätzliche Biegespannungen entstehen, die zu berücksichtigen sind.

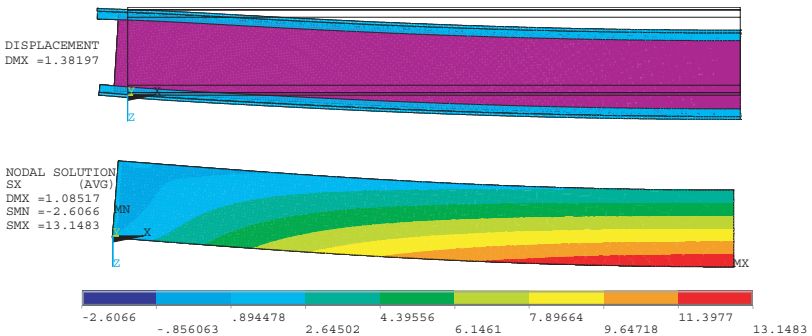


Bild 6.29 Vergleich der numerischen Berechnung des Trägers TS2 bei Erwärmung: oben: Verformungen (überhöht), unten: Stegspannungen  $\sigma_x$



### **6.6.7 Zusammenfassende Betrachtung der Versuchsträger unter Temperatureinwirkung**

Zusammenfassend zeigt die Berechnung der Versuchsträger unter dem angesetzten Temperaturprofil, dass die Verwendung des weichen Silikons (TS4) und Polyurethans (TS1) zu geringen Spannungen führt. Es ist weder mit einem Versagen des Glassteges infolge von Zugspannungen noch mit einem Versagen des Klebstoffes infolge hoher Schubspannungen zu rechnen.

Unter der Verwendung des zähelastischen Epoxidharzes (TS3 und TS5) treten Schubspannungen in der Verklebung auf, die so hoch sind, dass die Verklebung stark beansprucht wird. Eine zusätzliche Biegebeanspruchung kann dann von dem Verbundquerschnitt nicht mehr abgetragen werden. Die Berechnung des Versuchsträgers TS6 zeigt, dass die Verwendung eines weichen Epoxidharzes eine deutliche Reduzierung der Spannungen bringt.

Im Vergleich mit der numerischen Berechnung zeigt sich, dass die Spannungsverläufe infolge Temperatur auch bei nichtlinearem Schubspannungs-Gleitungsverhalten gut berechnet werden können, wenn als Schubmodul des Klebstoffes der Sekantenschubmodul der Schubspannung am Trägerende angesetzt wird. Da die Steifigkeit der geklebten Verbindung in der niedrig belasteten Trägermitte damit unterschätzt wird, werden die berechneten Glasspannungen auf diese Weise leicht unterschätzt. Die Abweichungen liegen bei maximal 7%. Die Schubspannungen am Trägerende werden von der analytischen Lösung teilweise deutlich überschätzt, so dass die analytische Berechnung auf der sicheren Seite liegt. Die Hauptzugspannungen in den Eckbereichen des Glassteges werden durch die in den Parameterstudien hergeleitete Gleichung (6.39) auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt.

## **6.7 Fazit**

Zusammenfassend kann anhand der Ergebnisse aus diesem Abschnitt folgendes festgehalten werden:

- Unter dem angesetzten Temperaturprofil bei sommerlicher Erwärmung kommt es in der Trägermitte nie zu einer Überschreitung der Glaszugspannung im Steg.
- Die auftretende Schubspannung in der Verklebung hängt signifikant von der Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung ab. Bei hohen Verbindungssteifigkeiten können hohe Schubspannungen auftreten, die die Schubfestigkeit der Verklebung erreichen können.
- Die globale Spannungsverteilung im Träger kann mithilfe der hergeleiteten analytischen Lösung sehr gut bestimmt werden.

- In den Eckbereichen des Glasstegs treten aufgrund des Scheibenträgerverhaltens Hauptzugspannungen im Glassteg auf, die bei hoher Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung oberhalb der Zugspannungen in Trägermitte liegen. Die Hauptzugspannungen in den Eckbereichen können nach (6.39) auf der sicheren Seite liegend abgeschätzt werden.

Bezogen auf die Versuchsträger ergibt sich, dass das Spannungsniveau der Träger mit weicher Silikon- oder Polyurethanverklebung gering ist. Bei Verwendung des steiferen Epoxidharzes DP490 treten hohe Schubspannungen in der Verklebung auf, die im Vergleich mit den Biegeversuchen zu einem Versagen der Verklebung führen können.

Die Kombination von Biege- und Temperaturbeanspruchung kann zu signifikanten Spannungserhöhungen führen, die bei der Bemessung zu berücksichtigen sind.

# 7 Anwendung von Stahl-Glas-Trägern

## 7.1 Vorüberlegungen

Der architektonische Wunsch nach transparenten Konstruktionen in Dächern und Fassaden führt zunehmend zur Anwendung von tragenden Glaselementen in Gebäuden. Durch die Kombination von Glas und Stahl können einerseits leistungsfähigere Bauteile geschaffen werden, andererseits geht ein Teil der Bauteiltransparenz verloren.

In diesem Kapitel werden das optische Erscheinungsbild und die transparente Wirkung sowie konstruktive Randbedingungen geklebter Stahl-Glas-Träger analysiert. Die Ergebnisse dienen dazu ästhetisch anspruchsvolle Verbundträger zu schaffen, bei denen eine optimale Balance zwischen optischer Wirkung, konstruktiven Erfordernissen und statischen Anforderungen geschaffen werden kann.

## 7.2 Architektonische Anforderungen

Die Kombination von Stahl und Glas in einem Verbundbauteil, dem Stahl-Glas-Träger, dient dazu ein ästhetisches, transparentes Bauteil zu schaffen, das zum Lastabtrag herangezogen werden kann. Neben der Tragfähigkeit solcher hybrider Bauteile spielt daher vor allem das optische Erscheinungsbild eine entscheidende Rolle.

Zum einen ist hier das Erscheinungsbild des einzelnen Trägers zu nennen, das ausgewogen und harmonisch sein sollte. Zum anderen ist die transparente und harmonische Gesamtwirkung auf den Betrachter, die durch die Anordnung mehrerer Träger entsteht, entscheidend.

Eine systematische Auswertung des optischen Erscheinungsbildes von Stahl-Glas-Trägern ist in Kringel [44] zu finden. Die Proportionsstudien zur Optimierung des Einzelträgers basieren auf den Proportionssystemen Goldener Schnitt und Fibonacci-Folge. Der Goldene Schnitt sieht vor, dass zwei Strecken dann eine ideale, ästhetische Proportion aufweisen, wenn ihr Verhältnis 1,618 beträgt. Übertragen auf den Stahl-Glas-Träger bedeutet dies, dass die Höhe des Trägers dem 1,618-fachen der Flanschbreite entspricht, was in Bild 7.1 beispielhaft dargestellt ist. Die räumliche Darstellung verdeutlicht, dass die transparente Wirkung des Trägers durch die große Flanschbreite deutlich reduziert wird. Kringel schließt daher den Goldenen Schnitt als Proportionssystem für den Stahl-Glas-Träger aus.

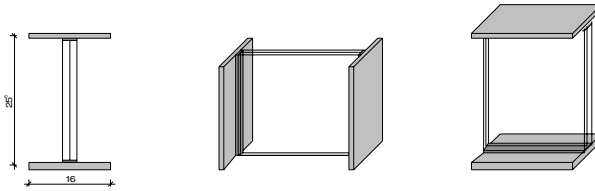


Bild 7.1 Proportionen eines Stahl-Glas-Trägers nach dem Goldenen Schnitt aus [44]

Die Fibonacci-Folge ist eine Folge von ganzen Zahlen, bei der sich die folgende Zahl aus der Addition der vorherigen beiden Zahlen ergibt. Beginnend mit den Zahlen 0 und 1 ergibt sich dann die unendlich fortföhrbare Folge 0, 1, 1, 2, 3, 5, 8, 13, 21, ... . Bildet man das Verhöltnis zweier aufeinanderfolgender Zahlen, ergibt sich mit fortschreitender Reihe ein Verhöltniswert von 1,681, was dem Verhöltnis des Goldenen Schnitts entspricht. Daher ist die Anwendung der Fibonacci-Folge auf den Stahl-Glas-Träger prinzipiell ebenso ungeeignet. Als Folge kombiniert Kringel Zahlen der Fibonacci-Folge, die nicht direkt aufeinander folgen und bildet so harmonische Verhöltniswerte, mit denen ein deutlich größerer Glasanteil im Träger erzielt werden kann.

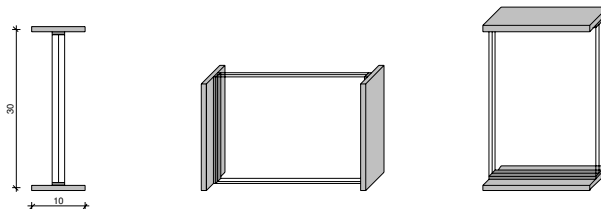


Bild 7.2 Proportionen eines Stahl-Glas-Trägers nach der Fibonacci-Folge aus [44]

Aus den genannten Proportionsstudien ist festzustellen, dass der Stahl-Glas-Träger optischen Ansprüchen genügt, wenn ein hoher Glasanteil im Vergleich zum Stahlanteil vorliegt. Dabei hat die Breite des Stahlflansches größere Auswirkungen auf das Erscheinungsbild als die Flanschdicke. Das Aussehen von Trägern mit gleichem Verhöltnis von Stahl- und Glasfläche, jedoch mit unterschiedlicher Flanschausbildung zeigt Bild 7.3. In der räumlichen Darstellung ist zu erkennen, dass Träger mit gedrunenem Stahlflansch, wie Träger D, G, H, filigraner erscheinen als Träger mit breitem Stahlflansch. Es gilt bei der Entwurfsfindung sowohl die ästhetischen als auch die statisch-konstruktiven Anforderungen zu berücksichtigen.

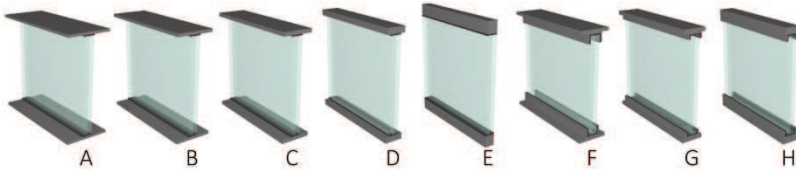
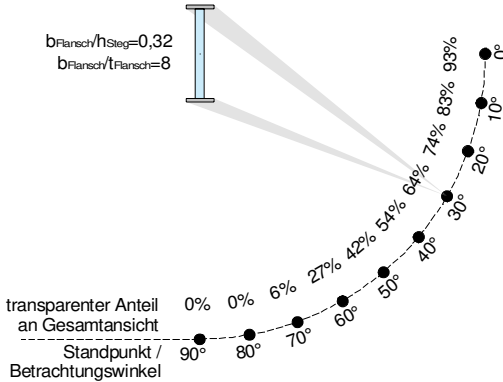


Bild 7.3 Unterschiedliche Proportionen eines Stahl-Glas-Trägers bei gleichem Verhältnis von Stahl- und Glasfläche

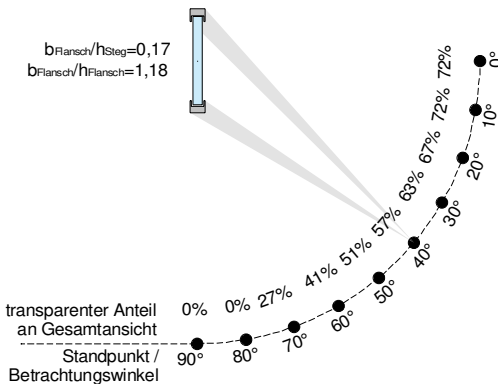
Neben den Proportionen des Trägers selbst hängt das Erscheinungsbild stark vom Betrachtungswinkel ab. Bild 7.4 und Bild 7.5 stellen für Träger mit unterschiedlichen Flanschgeometrien exemplarisch dar, wie groß der transparente Anteil an der Gesamtansicht ist, bei dem eine freie Sicht durch den Glasflansch möglich ist. Die beiden Beispiele verdeutlichen, dass bei Trägern mit breiten Flanschen (Bild 7.4) die flanschseitige Ansicht ( $90^\circ$  Betrachtungswinkel) durch die Breite der Flansche stark eingeschränkt wird. Der Transparenzgrad des Trägers nimmt dann bei Änderung des Betrachtungswinkels zur Stegansicht hin weiter zu, in diesem Beispiel bis zu einem Transparenzgrad von 93%. Im Gegensatz hierzu weist der Beispielträger aus Bild 7.5 eine höhere Transparenz schon bei geringen Betrachtungswinkeln auf. In der Seitenansicht des Trägers ergibt sich jedoch ein deutlich geringerer Transparenzgrad von maximal 72%. Eine möglichst transparente Wirkung kann daher erzielt werden, wenn die im Bauwerk auftretenden Betrachtungswinkel analysiert werden und die Flanschgeometrie an die gewünschte Trägerwirkung angepasst wird.

Beim Einsatz im Dach, bei denen die Träger weitgehend von unten betrachtet werden, sind überwiegend Ansichten mit Betrachtungswinkeln zwischen  $30^\circ$  und  $90^\circ$  zu erwarten. Bei diesen Betrachtungswinkeln kann bei Trägern mit gedrungene Flanschen ein größerer Transparenzgrad erzielt werden, wie in Bild 7.5 dargestellt. Beim Einsatz in der Fassade ist die Form der Flansche danach zu wählen, welche Wirkung erzielt werden soll. Ist eine möglichst transparente Wirkung im Nahbereich zu erzielen (d.h. im geringen Abstand zur Fassade), so ist ein möglichst transparenter Träger in der seitlichen Ansicht ( $0^\circ$ - $40^\circ$ ) zu schaffen. Dies ist mit breiten, aber dünnen Flanschen zu realisieren. Soll eine transparente Wirkung in größerem Abstand zur Fassade erzielt werden, so gelten die oberen Angaben für den Einsatz im Dach.

## 7.2 Architektonische Anforderungen

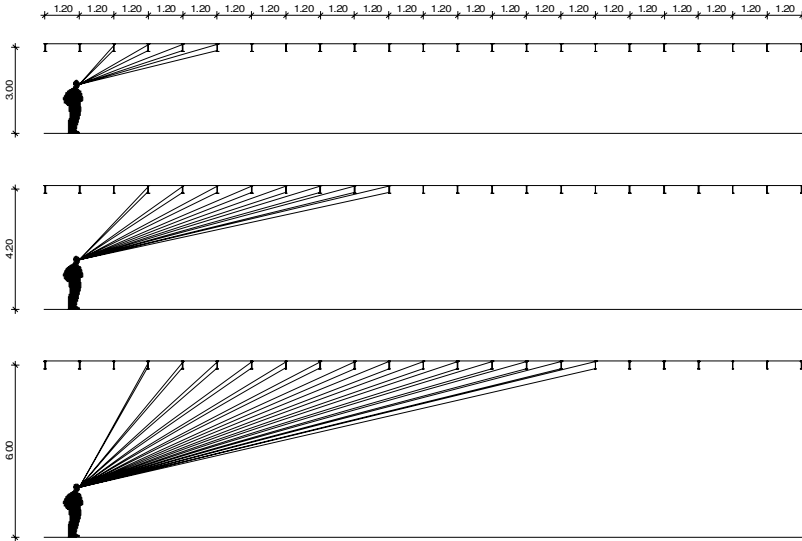


**Bild 7.4** Transparenter Anteil des Stahl-Glas-Trägers mit breiten Flanschen in Abhängigkeit des Betrachtungswinkels und der Trägerproportionen



**Bild 7.5** Transparenter Anteil des Stahl-Glas-Trägers mit gedrungenen Gurten in Abhängigkeit des Betrachtungswinkels und der Trägerproportionen

Neben dem Erscheinungsbild des einzelnen Trägers spielt außerdem die Gesamtwirkung bei der Anordnung mehrerer Träger nebeneinander eine entscheidende Rolle. Kringel [44] untersucht die Wirkung verschiedener Trägeranordnungen in Dach und Fassade auf den Betrachter. Die Wirkung der Konstruktion hängt von der Trägerhöhe, dem Trägerabstand und dem Abstand des Betrachters zu den Trägern ab. Das Hauptaugenmerk der Untersuchungen liegt darauf, zu untersuchen, bei welchen Trägeranordnungen möglichst viele Träger in voller Höhe sichtbar bleiben, da Kringel davon ausgeht, dass ein Überschneiden mehrerer Träger in der Perspektive die Transparenz der Konstruktion einschränkt.



*Bild 7.6 Untersuchung der optischen Auswirkungen des Betrachtungsabstandes zu den Dachträgern beim 1,20 m Raster in Schnitt und Perspektive aus [44]*

Kringel analysiert in [44] Erscheinungsbilder von Dachkonstruktionen mit unterschiedlichen Anordnungen der Träger, bei denen Trägerabstand und Trägerhöhe variiert werden, nicht jedoch Trägerhöhe und -breite, die fest mit einer Höhe von 28 cm und einer Breite von 8 cm angesetzt werden. Bild 7.6 zeigt beispielhaft Stahl-Glas-Träger mit einem Rasterabstand von 1,20 m. Es ergeben sich unterschiedliche perspektivische Ansichten, bei denen mit zunehmender Einbauhöhe, die Anzahl der Träger, die ohne Überschneidungen in voller Höhe sichtbar sind, zunimmt.

Führt man diese Betrachtung weiter und erweitert sie um eine variable Trägergeometrie, so ist festzustellen, dass alleine der Betrachtungswinkel, die Trägerhöhe und -breite und der Trägerabstand entscheidend dafür sind, ob sich die Träger in der perspektivischen Ansicht überschneiden. Damit lässt sich dann, in Abhängigkeit von der Einbauhöhe des Trägers und der Augenhöhe des Betrach-

ters, die Länge berechnen, auf der die Träger in voller Höhe sichtbar sind. Bild 7.7 verdeutlicht die geometrischen Abhängigkeiten, die sich für den Ansichtswinkel  $\alpha_{\min}$  ergeben, der minimal möglich ist, damit es in der Ansicht nicht zu Trägerüberschneidungen kommt. Daraus resultiert die in Formel (7.1) angegebene Beziehung. Es ergibt sich, dass man die Anzahl der sichtbaren Träger (also die freie sichtbare Länge) vergrößern kann, indem man bei fester Einbauhöhe den minimalen Ansichtswinkel  $\alpha_{\min}$  verkleinert, was durch Verkleinerung der Trägerhöhe, durch Vergrößerung des Trägerabstandes und durch Verkleinerung der Trägerbreite geschehen kann. Ebenfalls nimmt die freie sichtbare Länge bei gleichbleibendem Ansichtswinkel durch Vergrößerung der Einbauhöhe zu.

$$\tan \alpha_{\min} = \frac{\text{Einbauhöhe} - \text{Augenhöhe}}{\text{sichtbare Länge}} = \frac{h}{e - b} \quad (7.1)$$

$$\text{sichtbare Träger} = \frac{\text{Einbauhöhe} - \text{Augenhöhe}}{h} \cdot \frac{e - b}{e} + 1 \quad (7.2)$$

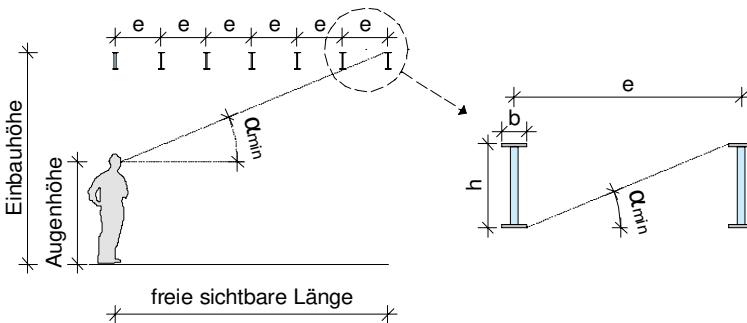


Bild 7.7 Geometrische Abhängigkeiten beim Einsatz von Stahl-Glas-Trägern im Dach und Auswirkungen auf den Ansichtswinkel und die freie sichtbare Länge vom Standpunkt des Betrachters aus

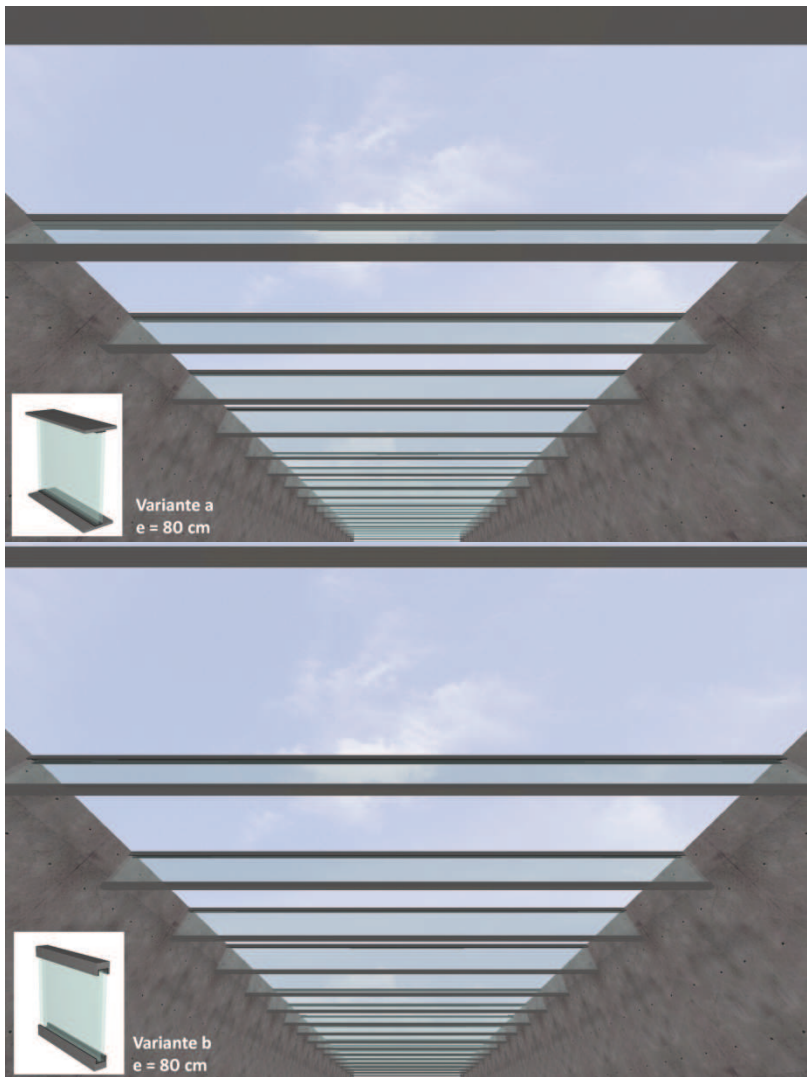
Die folgenden Abbildungen stellen dar, welches optische Erscheinungsbild sich durch Variation der Flanschbreite (Bild 7.8) und des Trägerabstandes ergibt (Bild 7.9). Wie aus Formel (7.1) ersichtlich ist, ist der Einfluss der Trägerbreite auf die freie sichtbare Länge gering, da der Trägerabstand  $e$  im Regelfall deutlich größer ist als die Trägerbreite  $b$ . Dies spiegelt sich in Bild 7.8 wider. Die Änderung eines 10 cm breiten Flansches (Variante a) in einen kompakten, 4 cm breiten Flansch mit gleicher Querschnittsfläche (Variante b) führt nicht zu einer größeren Anzahl frei sichtbarer Träger. Wie aus den Betrachtungen des Transparenzgrades in Abhängigkeit des Ansichtswinkels, Bild 7.4 und Bild 7.5, zu erwarten ist, erge-



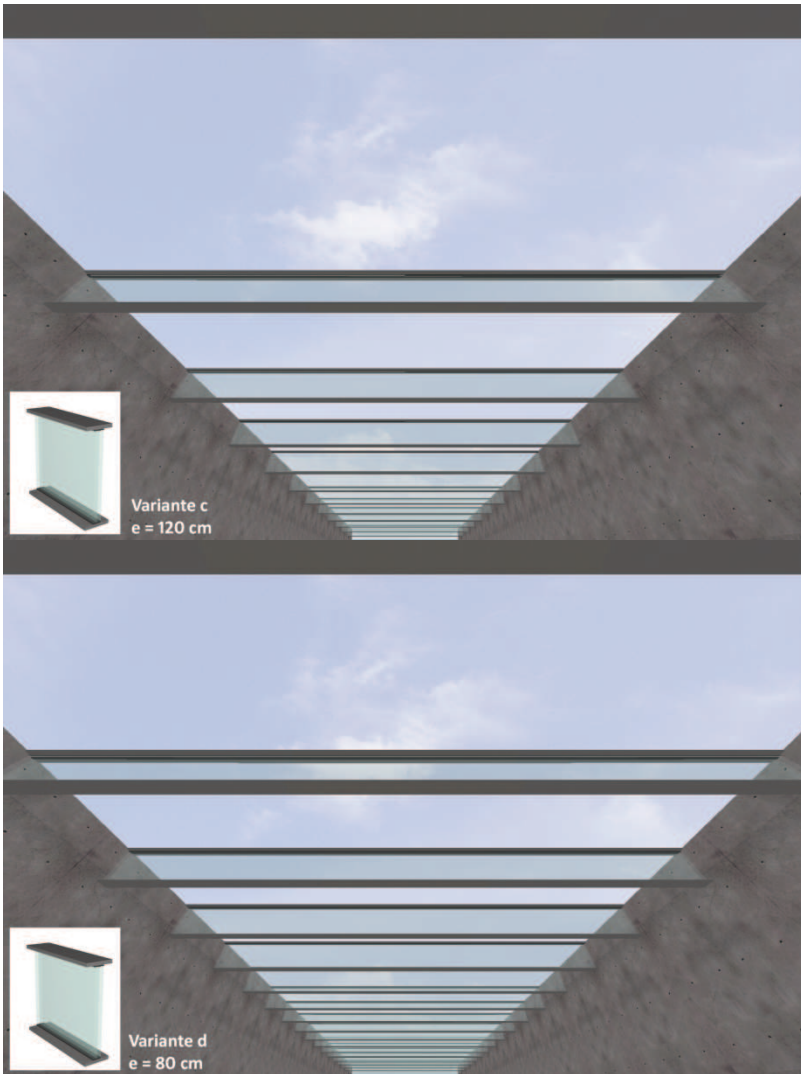
ben sich jedoch Unterschiede in der Nah- und Fernwirkung der beiden Varianten. Im Nahbereich des Betrachters erzielt die Variante b eine größere Transparenzwirkung als Variante a, die durch die Breite des Flansches massiger wirken. Im Fernbereich kehrt sich diese Wirkung um, so dass dort die Variante a transparenter ist.

Besser als durch Variation der Flanschabmessungen lässt sich die Transparenzwirkung des Daches durch Variation des Trägerabstandes beeinflussen. Bild 7.9 stellt die Anordnung von Glasträgern mit gleichem Querschnitt im 120 cm-Raster (Variante c) dem 80 cm-Raster (Variante d) gegenüber. Deutlich ist die größere Transparenz der Variante c sowohl im Nah- als auch im Fernbereich zu erkennen, da insgesamt weniger Flansche die Durchsicht verhindern und die freie sichtbare Länge zunimmt. Der Vergleich in Bild 7.9 berücksichtigt nicht, dass bei Vergrößerung des Trägerabstandes die Biegetragfähigkeit der einzelnen Träger erhöht werden muss. Dies kann durch Änderung der Verklebung, der Flanschfläche und der Stegfläche erfolgen. Dabei beeinflussen Änderungen der Verklebung, des Flansches und der Stegdicke das optische Erscheinungsbild nur geringfügig. Größte optische Auswirkungen hat die Änderung der Steghöhe. Da das Trägheitsmoment des Trägers durch Vergrößern der Steghöhe überproportional ansteigt, kann die Steigerung der Trägertragfähigkeit um einen bestimmten Faktor dadurch erzielt werden, dass die Steghöhe um einen deutlich geringeren Faktor erhöht wird. Nach Formel (7.1) ergibt sich also durch Erhöhung des Trägerabstandes und entsprechender Anpassung der Momententragfähigkeit durch Erhöhung der Steghöhe ein geringerer Ansichtswinkel  $\alpha_{\min}$ , und damit eine verbesserte Transparenz der Gesamtkonstruktion. Es lässt sich daher schließen, dass eine Vergrößerung des Trägerabstandes für den Transparenzgrad von Vorteil ist. Unter Berücksichtigung der möglichen Spannweite der Eindeckung kann also eine größtmögliche Transparenz durch Maximierung des Trägerabstandes erreicht werden.

Im Gegensatz zum Einsatz im Dach, bei dem der Abstand des Betrachters zur Konstruktion meist so groß ist, dass die Träger oberhalb des Betrachters überwiegend von der Flanschseite aus betrachtet werden, ist beim Einsatz in der Fassade auch ein Betrachtungsstandpunkt in unmittelbarer Nähe des Trägers denkbar. Bild 7.6 stellt die optischen Auswirkungen von unterschiedlichen Fassadenträgern unter Variation des Betrachtungsabstandes dar. Wie bereits aus den Betrachtungen des Dachträgers zu erwarten war, schränken die gedrungene Flansche (in Bild 7.6 links) die Sicht bei geringem Betrachtungsabstand zur Fassade deutlicher ein als breite Flansche (Bild 7.6, rechts). Weiter ist in Bild 7.6 zu erkennen, dass sich bei größerem Betrachtungsabstand (hier 3,00 m) nur geringe Unterschiede in der perspektivischen Wirkung ergeben.



**Bild 7.8** *Optische Auswirkung unterschiedlicher Flanschgeometrien: breiter Flansch (Variante a, oben), schmaler Flansch (Variante b, unten)*



*Bild 7.9 Optische Auswirkung unterschiedlicher Trägerabstände: 120 cm-Raster (Variante c, oben) und 80 cm-Raster (Variante d, unten)*

## 7.2 Architektonische Anforderungen

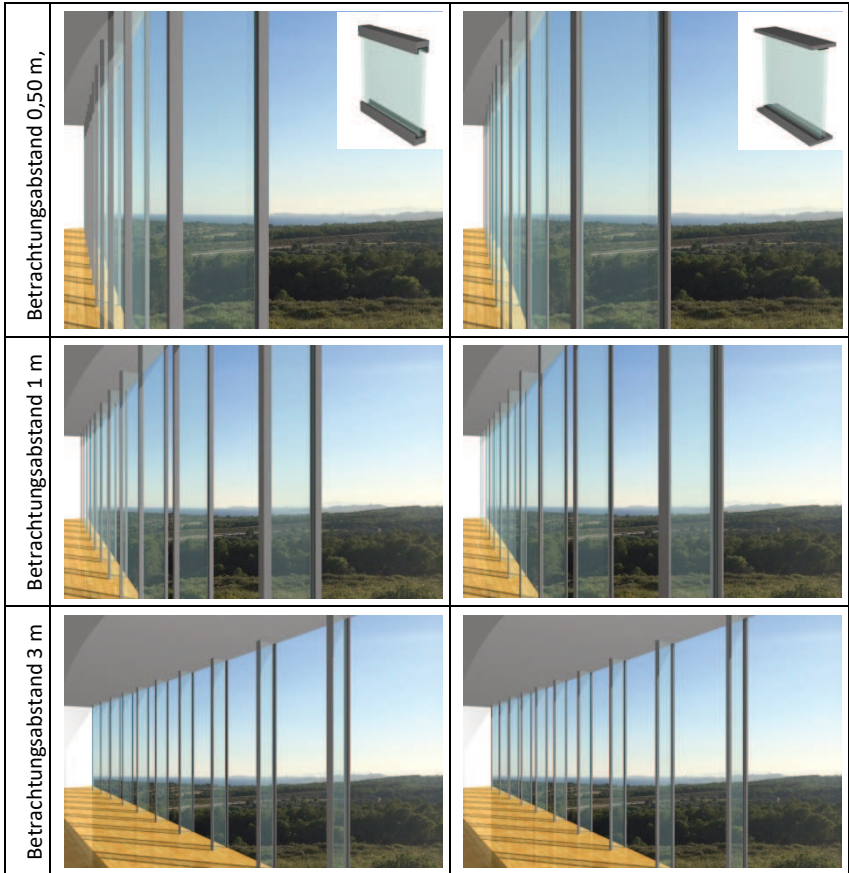


Bild 7.10 Untersuchung der optischen Auswirkungen des Betrachtungsabstandes zu Fassadenträgern unter Variation des Betrachtungsabstandes

Bei der Wahl der Trägersausbildung und Anordnung als Dachtragwerk sind also neben den statisch-konstruktiven Anforderungen auch die ästhetischen Anforderungen zu berücksichtigen. Diese umfassen einerseits eine geeignete Proportionierung des Trägerquerschnitts, durch die der Transparenzgrad der einzelnen Träger bestimmt wird. Andererseits ist auch die Einbausituation, also der Trägerabstand und die Einbauhöhe, so zu optimieren, dass sich eine transparente Gesamtwirkung ergibt.

### 7.3 Statisch-konstruktive Randbedingungen

Als konstruktive Randbedingung für die Anwendung geklebter Stahl-Glas-Träger ist die maximale Trägerlänge zu beachten, die sich aus dem Produktionsprozess der Glasscheiben für den Glassteg ergibt. Im Allgemeinen ist die anlagentechnische Produktionslänge von Floatglasscheiben auf 6 Meter begrenzt. Von einigen Herstellern (z.B. [130]) werden mittlerweile Verbundglasscheiben mit bis zu 9 Metern Länge angeboten.

Die Herstellung längerer Stahl-Glas-Träger ist durch das Aneinanderfügen einzelner Glasscheiben hintereinander möglich und bereits in verschiedenen Projekten durchgeführt worden. [18] untersucht das Tragverhalten von überlappend laminierten Verbundglasträgern mit großen Längen. Die in [24] getesteten Stahl-Glas-Träger erreichen durch versetzt laminierte Stöße der Einzelscheiben eine Länge von bis zu 11 m. In [70] wird das Konzept verfolgt die Stege von Stahl-Glas-Trägern aus einzelnen Verbundglasscheiben zusammzusetzen. Der so hergestellte Versuchsträger erreicht mit 6 Einzelscheiben eine Gesamtlänge von 12 m.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden nur ungestoßene Glasstege betrachtet, da Stöße das Tragverhalten des Verbundträgers beeinflussen und bei der Bewertung der Tragfähigkeit berücksichtigt werden müssen. Daher liegt die maximale Länge der hier betrachteten Stahl-Glas-Verbundträger ohne Stegstöße bei 6 bis 9 Metern.

An die Ausführung der Stahl-Flansche ist die konstruktive Anforderung gebunden, dass ein Anschluss des Glassteges über eine Verklebung möglich sein muss. Dies bedeutet, dass eine ausreichend große Verklebungsfläche vorhanden sein muss. Die nötige Fläche ist bei der Bemessung zu bestimmen. Eine weitere konstruktive Anforderung ist die Anschlussmöglichkeit für anschließende Bauteile, wie z.B. Glshalteleisten bei angeschlossener Glaseindeckung, Bild 7.11. Hier ist abhängig vom anzuschließenden Bauteil eine ausreichende Flanscbreite und -dicke erforderlich. Die Querschnittsfläche der Stahlflansche ist aus statischen Gesichtspunkten bei der Bemessung zu bestimmen. Die Bemessung der Querschnittsteile wird im folgenden Kapitel 8 diskutiert.

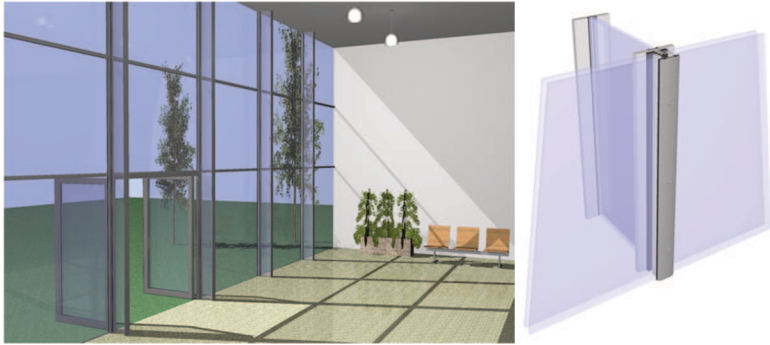


Bild 7.11 Anschluss der Glaseindeckung an Stahl-Glas-Träger über Glashalteleisten aus [3]

Die Verklebung zwischen Stahlflanschen und Glassteg muss die Verbindung der Querschnittsteile sicherstellen. Neben der statisch erforderlichen Kraftübertragung muss die Klebefuge Toleranzen, die durch die Krümmung des Stahl-Steges und Maßtoleranzen der Scheibe entstehen, aufnehmen. Insbesondere der Kantenversatz von Verbundglasscheiben, der nach Tabelle 2.2 mehrere Millimeter betragen kann, ist durch die Verklebung auszugleichen. Aus konstruktiven Gründen ist also eine Mindestdicke der Verklebung erforderlich. In den Großversuchen erwies sich eine Dicke von 3 mm als geeignet.

Eine weitere Anforderung an die Verklebung ergibt sich aus dem spröden Materialverhalten des Glases: Da ein direkter Kontakt zwischen Stahlflansch und Glassteg zu verhindern ist, um Schäden zu vermeiden, fungiert die Verklebung als Zwischenlage.

Die Ergebnisse der Großversuche und der Klebstoffdruckversuche des Abschnitts 4 zeigen jedoch, dass aus statisch-konstruktiven Gründen in den Lasteinleitungsbereichen weitere Maßnahmen erforderlich sein können. Die Druckversuche, Abschnitt 4.2.3, zeigen dass bei lokaler Lasteinleitung von Druckkräften bei weichen Klebstoffen starke Querdehnungen auftreten. Die Querdehnung kann durch in die Klebfuge eingelegte Lasteinleitungstreifen aus Hartkunststoff verringert werden. Die Lasteinleitungstreifen dienen gleichzeitig dem Ausgleich des Kantenversatzes der Verbundglasscheiben. Eine gleichmäßige Lasteinleitung in alle Verbundglasscheiben kann daher über unterschiedlich dicke, toleranzausgleichende Hartkunststoffstreifen erzielt werden, Bild 4.14. Bei hohen Steifigkeiten des verwendeten Klebstoffs sind keine Lasteinleitungselemente erforderlich, wie die Versuche TS3 und TS5 zeigen. Bei dem verwendeten Epoxidharz DP490 mit einer Schubsteifigkeit von  $G_a \approx 150 \text{ N/mm}^2$  und einem Elastizitätsmodul von  $E = 1499 \text{ N/mm}^2$  [3] erfolgte die Lastübertragung am Auflager und unter den Einzellasten ausschließlich durch die Klebschicht, ohne dass Schäden am Glassteg

oder an der Verklebung auftraten. Bei weicheren Klebstoffen können an den Lasteinleitungsstellen die oben erwähnten Hartkunststoffelemente in der Verklebung verwendet werden.

Bei der Ausbildung der Auflager der Stahl-Glas-Träger sollte eine gelenkige Lagerung angestrebt werden, z.B. durch die Verwendung von Elastomerlagern. Zusätzlich muss eine horizontale Verschiebung in Trägerlängsrichtung möglich sein, da ansonsten unter Temperatureinwirkung Zwängungen auftreten, von den Berechnungen des Kapitels 6 nicht erfasst werden.

## **7.4 Fazit**

Die Ergebnisse dieses Kapitels zeigen, dass die optische Gesamtwirkung von Stahl-Glas-Trägern durch die Proportionierung und die Einbausituation gezielt beeinflusst werden kann. Durch geschickte Wahl der Querschnittsproportionen, wie Trägerhöhe und Flanschproportionen, lässt sich der Transparenzgrad der Gesamtkonstruktion im Nah- oder Fernbereich des Betrachters gezielt steuern, so dass unterschiedliche optische Wirkungen erzielt werden. Diese Ergebnisse können bei der Dimensionierung von Stahl-Glas-Trägern genutzt werden, neben den statisch erforderlichen Abmessungen auch architektonische Anforderungen zu erfüllen. Aus statisch-konstruktiven Gründen sind bei der Dimensionierung maximale Bauteilabmessungen zu berücksichtigen und die Besonderheiten von Bauteilanschlüssen und Lasteinleitungen zu beachten.

## 8 Bemessungsansätze und Berechnungsbeispiel

### 8.1 Baurechtliche Situation

Geklebte Stahl-Glas-Träger gehören zu den nicht geregelten Bauarten, da weder die tragende Glasklebung noch die Glasscheibe als Tragelement geregelte Bauarten nach den technischen Regeln sind, noch bauaufsichtliche Zulassungen vorliegen. Für den einzelnen Anwendungsfall ist daher eine Zustimmung im Einzelfall (ZiE) erforderlich. Der in diesem Rahmen zu erbringende Nachweis der Verwendbarkeit beinhaltet unter anderem Nachweise zur Standsicherheit und Gebrauchstauglichkeit [72]. Die Zustimmung im Einzelfall wird von der obersten Bauaufsichtsbehörde des jeweiligen Bundeslandes erteilt und gilt nur für das beantragte Bauvorhaben. Die Bauaufsicht wird in der Regel experimentelle Nachweise in Form von Bauteilprüfungen verlangen. Diese umfassen auch die Nachweise der Resttragfähigkeit nach einem Glasbruch. [83] Für Glasträger ist die Resttragfähigkeit in der Regel für einen teilzerstörten Zustand nachzuweisen. [81] Nach [83] ersetzt die Zustimmung im Einzelfall jedoch nicht die erforderlichen statischen Berechnungen.

Für den folgenden Bemessungsvorschlag werden bekannte Bemessungskonzepte auf den Stahl-Glas-Träger übertragen. Der Bemessungsvorschlag kann zur Dimensionierung geklebter Stahl-Glas-Träger genutzt werden. Jedoch bedeutet die Ausarbeitung des Bemessungsvorschlags nicht, dass der Stahl-Glas-Träger bereits anwendungsreif ist und alleine durch rechnerische Nachweise bemessen werden kann. Vielmehr sollen Möglichkeiten und Grenzen der Bemessung nach dem heutigen Stand der Forschung aufgezeigt werden.

### 8.2 Sicherheitskonzept

#### 8.2.1 Einwirkungen und Einwirkungskombinationen

Die Bemessung von Stahl ist in Eurocode 3 [93] und die Bemessung von Glas in DIN 18008 [96] geregelt. Diese Normen beruhen auf dem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept unter Bezug auf DIN 1055-100 [102] bzw. DIN EN 1990 [95]. Die Bemessung der geklebten Verbindung ist nicht normativ geregelt.

Bei einer Bemessung nach dem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept ist nachzuweisen, dass die Beanspruchung  $E_d$  kleiner ist als der Widerstand  $R_d$ . Im Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS) gilt vereinfacht nach DIN EN 1990 folgende Einwirkungskombination:



$$E_d = \sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (8.1)$$

Die Einwirkungen sind den entsprechenden Normenteilen der DIN EN 1991 zu entnehmen. Die thermische Vorspannung der Gläser wird auf der Widerstandsseite berücksichtigt.

Im Anwendungsfall der Stahl-Glas-Träger im Dach sind neben dem Eigengewicht der Träger und der Eindeckung prinzipiell veränderliche Lasten infolge Schnee, Temperatur und gegebenenfalls Wind zu berücksichtigen. Bei nicht begehbaren Dächern ist zusätzlich eine Nutzlast für Erhaltungsmaßnahmen und Reparaturen anzusetzen. Der nationale Anhang der DIN EN 1991-1-1 sieht für nicht begehbare Dächer der Kategorie H eine „Mannlast“ von  $Q_k = 1,0$  kN vor. Nach dem aktuellen Entwurf der DIN 18808-6 [101] ist für eine nicht begehbare Glaseindeckung eine „Mannlast“ in Höhe von  $Q_k = 1,5$  kN anzusetzen.

Bei Anwendung in Fassaden sind im Allgemeinen Lasten infolge Eigengewicht, Wind und Temperatur zu berücksichtigen.

Temperatureinwirkungen auf Tragwerke sind in DIN EN 1991-1-5 [92] geregelt. In Abschnitt 6.1 wurde bereits dargestellt, dass der Anwendungsfall „Stahl-Glas-Träger hinter einer Glasverkleidung“ über den Regelungsumfang der DIN EN 1991-1-5 hinausgeht, da für die sommerliche Erwärmung nur Regelungen zur solaren Erwärmung im Außenbereich und nicht hinter Glasverkleidungen enthalten sind. In Abschnitt 6.1 erfolgte eine Abschätzung der maximal auftretenden Erwärmung bei Anwendung im Glasdach. Im Anwendungsfall sollte ein genaues Temperaturprofil des Trägers in Abhängigkeit von den konstruktiven Gegebenheiten (Art der Glaseindeckung und des Glasstegs, Oberflächenbeschaffenheit der Flansche) und der Gebäudesteuerung (Beschattung, Lüftung) bestimmt werden.

Zur Berechnung der Einwirkungskombinationen sind in Deutschland die Kombinationsbeiwerte der Tabelle NA.A.1.1 des Nationalen Anhangs der DIN EN 1990 [95] zu verwenden, siehe Tabelle 8.1.

Tabelle 8.1 ausgewählte Kombinationsbeiwerte nach DIN EN 1990 [95]

Einwirkung	$\psi_0$	$\psi_1$	$\psi_2$
Nutzlasten im Hochbau: Dächer nach DIN EN 1991-1-1	0	0	0
Schnee- und Eislasten nach DIN EN 1991-1-3			
Orte bis zu NN + 1 000 m	0,5	0,2	0
Orte über NN + 1 000 m	0,7	0,5	0,2
Windlasten nach DIN EN 1991-1-4	0,6	0,2	0
Temperatureinwirkungen (nicht Brand) nach DIN EN 1991-1-5	0,6	0,5	0

Bei der Kombination der Einwirkungen ist zu berücksichtigen, dass nach DIN EN 1991-1-1 [91] keine Kombination der Nutzlast auf Dächern mit Schneelasten und/oder Windlasten vorzunehmen ist. Der aktuelle Entwurf der DIN 18808-6 [101] sieht die Kombination von Nutzlast und Schnee vor, wenn das Dach auch bei Schnee betreten werden soll. In diesem Fall ist, abweichend von Tabelle 8.1, ein Kombinationsbeiwert von  $\Psi_0 = 1,0$  zu verwenden. Da nach DIN EN 1990 Einwirkungen nicht gemeinsam berücksichtigt werden müssen, wenn sie aus physikalischen Gründen nicht gleichzeitig auftreten können, sind Schneelasten nicht mit einer sommerlichen Erwärmung zu kombinieren. Hier wurde bereits in Abschnitt 6.4 prinzipiell festgestellt, dass die Kombination von Biegebeanspruchung und Erwärmung zu einer Erhöhung der Glaszugspannungen, der Flanschdruckspannungen des Obergurtes und der Schubspannungen der oberen Verklebung führt.

Außergewöhnliche Einwirkungskombinationen nach Gleichung (8.2) werden im Glasbau für Ausfallszenarien angesetzt [38]. Die außergewöhnliche Einwirkungskombination berücksichtigt die Situation nach einem außergewöhnlichen Ereignis durch das ein Glasbauteil beschädigt wurde. Für einen teilzerstörten Zustand des Stahl-Glas-Trägers, mit teilweise zerstörten Einzelscheiben im Verbundsicherheitsglas, wird die Einwirkung von den intakten Scheiben aufgenommen. Für den rechnerischen Nachweis der Resttragfähigkeit nach einem außergewöhnlichen Ereignis wird folgende Einwirkungskombination angesetzt:

$$E_d = \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + (\Psi_{1,1} \text{ oder } \Psi_{2,1}) Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \Psi_{2,i} Q_{k,i} \quad (8.2)$$

Für den Nachweis der Durchbiegung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit kann die charakteristische Einwirkungskombination verwendet werden.

$$E_d = \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \Psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (8.3)$$

### 8.2.2 Bemessung des Glasstegs

Mit Verwendung des Teilsicherheitskonzepts in DIN 18008 stehen für die Bemessung von Verglasungen statistisch abgesicherte Festigkeitswerte und Teilsicherheitsbeiwerte zur Verfügung. Die bisher erschienenen Normenteile regeln jedoch nicht die Bemessung von tragenden Glasbauteilen. Zur Validierung der Übertragbarkeit der Bemessungswerte nach DIN 18008 auf geklebte Stahl-Glas-Träger erfolgt an dieser Stelle eine statistische Auswertung der durchgeführten Großversuche.

Für Glasscheiben aus ESG gilt nach der Produktnorm DIN EN 12150-1 [112] eine charakteristische Biegezugfestigkeit von  $f_k = 120 \text{ N/mm}^2$ . Mit dem Material sicherheitsbeiwert von  $\gamma_M = 1,5$  ergibt sich nach DIN 18008-1 [96] ein Bemessungswert der Biegezugfestigkeit nach (2.2) von  $f_d = k_c \cdot f_k / \gamma_M = 80 \text{ N/mm}^2$  (mit  $k_c = 1,0$  zur Berücksichtigung der Konstruktionsart). Zusätzlich darf bei Verwendung von Verbundglas die Tragfähigkeit pauschal mit dem Faktor  $k_{VSG} = 1,1$  um 10% erhöht werden. Dies wird in [65] damit begründet, dass bei dem Versagen einer Scheibe im VSG die Wahrscheinlichkeit hinreichend klein ist, dass die andere Scheibe eine ebenso geringe Festigkeit aufweist.

Bei der Biegebeanspruchung des Stahl-Glas-Trägers wird die untere Glaskante auf Zug beansprucht. Wie in Abschnitt 2.2.1.2 beschrieben, treten an der Glaskante Schädigungen auf. Zusätzlich weist die Vorspannung aus der thermischen Behandlung des ESG in der Mitte der Glaskante ein Minimum auf, so dass geringere Glasfestigkeiten bei Zugbeanspruchung der Kante auftreten. Nach DIN 18008-1 ist für thermisch vorgespannte Gläser keine Abminderung der Festigkeit bei planmäßig auf Zug beanspruchten Kanten vorzunehmen. Glasträger liegen jedoch außerhalb des Anwendungsbereichs der bisher erschienen Teile der DIN 18008. In Zukunft sollen Tragelemente aus Glas als Sonderkonstruktionen im Teil 7 der DIN 18008 geregelt werden. Die Arbeit an diesem Normenteil wurde begonnen, jedoch liegt noch keine Entwurfsfassung vor. Welche Bemessungsfestigkeiten demnach für Glasträger anzusetzen sind, ist noch nicht bekannt.

Bei der Auswertung der Großversuche, bei denen ein Glasversagen aufgrund von Überschreitung der Biegezugfestigkeit im mittleren Trägerbereich auftrat, ist festzustellen, dass die am Scheibenrand erreichten Zugspannungen zwischen Achse 4 und 6 oberhalb der charakteristischen Biegezugfestigkeit von  $120 \text{ N/mm}^2$  liegen, Tabelle 8.2. Gleichzeitig streuen die experimentell ermittelten Werte stark.

Für eine exakte Angabe der erreichten Glasspannungen beim Bruch müsste die Lage des ersten Risses bekannt sein, und Dehnungsmessungen an dieser Stelle durchgeführt worden sein. In den Rissbildern der Versuchsträger traten jedoch immer mehrere Rissursprünge auf. Aufgrund des schlagartigen Versagens war die Lage des ersten Rissursprunges nicht feststellbar. Daher wird für die Auswertung der Spannungen beim Bruch auf die Mittelwerte der Spannungen an der hochbeanspruchten unteren Glaskante zwischen den Lasteinleitungsachsen 4 und 6 zurückgegriffen, Tabelle 8.2. Der Vergleich der mittleren Spannungswerte mit den minimalen und maximalen Werten in Tabelle 8.2 zeigt, dass die auftretenden Spannungen zwischen den Lasteinleitungsachsen 4 und 6 insgesamt nicht weit streuen. Da beim Werkstoff Glas der Versagensursprung ohnehin nicht an der Stelle der größten Spannung, sondern an einer Stelle mit größeren Schädigungen

auftreten wird, erlaubt die Auswertung mit Mittelwerten eine gute Aussage über die vorliegenden Spannungen beim Versagen.

Tabelle 8.2: Experimentell ermittelte Randzugspannungen im Glassteg der Versuchsträger zwischen Achse 4 und 6 beim Versagen

Versuchsträger	G <sub>c</sub> [N/mm <sup>2</sup> ] nach Anhang D und Gl. (3.84)	σ <sub>min</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	σ <sub>max</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert aller Spannungswerte
TS4 (Silikon DC993)	4,2	136,08	138,68	137,60
TS1 (Polyurethan SF7550)	12,3	160,35	163,16	161,85
TS8 (Polyurethan SF7550)	17,9	139,11	142,53	141,24
TS2 (Polyurethan SF7550, u-förmig)	24 (oben) 54 (unten)	120,97	125,93	123,54
TSS* (Epoxydharz DP490)	916	131,36	140,11	134,12
TS3	Versagen des Klebstoffes			
TS6	Versagen im Auflagerbereich			
TS7	kein Versagen			
	*) In Auswertung berücksichtigt, da Klebstoffversagen als Schadensursache nicht sicher feststellbar.			

Zur statistischen Auswertung von Glasfestigkeiten eignet sich nach [65] und [67] die Weibull-Verteilung und die logarithmische Normalverteilung. Die folgende Auswertung basiert auf der logarithmischen Normalverteilung. Die statistische Auswertung erfolgt nach den Regelungen der DIN EN 1990 [95] zur versuchsgestützten Bemessung.

$$f_k = X_k = e^{m_y - k_n s_y} \quad (8.4)$$

$$m_y = \frac{1}{n} \sum \ln(x_i) \quad (8.5)$$

$$s_y = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum (\ln(x_i) - m_y)^2} \quad (8.6)$$

Für die Bestimmung der charakteristischen Festigkeit  $f_k$  (8.4) wird der Fraktilenfaktor  $k_n$  benötigt. Die in der Tabelle D.1 der DIN EN 1990 [95] angegebenen Fraktilenfaktoren  $k_n$  gelten für eine statistische Auswertung mit einer Aussagewahrscheinlichkeit von 75%. Da für Glas in DIN 18008 ein 5% Fraktilewert bei einer Aussagewahrscheinlichkeit von 95% gefordert wird, werden die in [65] angegebenen modifizierten Fraktilenfaktoren  $k_n$  verwendet, Tabelle 8.3.

Tabelle 8.3: *Beiwerte  $k_n$  für 5%-Fraktile mit 95% Aussagewahrscheinlichkeit aus [64]*

Versuchszahl n =	3	4	5	6	8	10	20	30	100
<b>V<sub>x</sub> bekannt</b>	2,60	2,47	2,38	2,32	2,23	2,17	2,01	1,95	1,81
<b>V<sub>x</sub> unbekannt</b>	7,66	5,14	4,20	3,71	3,19	2,91	2,10	2,22	1,93

Der Variationskoeffizient ist aus Vorversuchen nicht bekannt. Es erfolgt die Abschätzung der charakteristischen Festigkeit nach Gleichung (8.4) unter Verwendung des Wertes für „V<sub>x</sub> unbekannt“.

Die Durchführung der statistischen Auswertung mit den Mittelwerten beim Bruch in Tabelle 8.4, zeigt, dass die aus den Großversuchen ermittelte charakteristische Biegezugfestigkeit von  $f_k = 92,7 \text{ N/mm}^2$  deutlich unterhalb der charakteristischen Biegezugfestigkeit der DIN 18008 mit  $f_k = 120 \text{ N/mm}^2$  liegt. Als Grund für die abweichenden Werte kommt die Biegung des Glasstegs um die starke Achse in Frage, bei der die untere Glaskante planmäßig auf Zug beansprucht wird. Eine Reduzierung der Biegezugfestigkeit des Glasstegs aufgrund der Schubspannungseinleitung durch die Verklebung kann aus den Versuchsergebnissen nicht festgestellt werden, da die Ausgangspunkte der Glasbrüche in den Bereichen mit hoher Normalspannung infolge Biegung auftraten. In diesen Bereichen treten keine hohen Schubspannungen in der Verklebung auf, vgl. Bild 4.11. Des Weiteren müsste bei Reduzierung der Biegezugfestigkeit durch die Schubspannungseinleitung eine deutliche Abhängigkeit der Bruchspannungen von der Höhe der Schubspannungen und damit von der Steifigkeit der geklebten Verbindung festzustellen sein. Dies ist jedoch nicht der Fall, siehe Tabelle 8.2.

Tabelle 8.4: *statistische Auswertung*

Spannungswerte (Mittelwerte nach Tabelle 8.2)			
$\sigma_1 =$	161,85	Anzahl n =	5
$\sigma_2 =$	123,54	Gl. (8.5): $m_y =$	4,93537
$\sigma_3 =$	137,60	Gl. (8.6): $s_y =$	0,09835
$\sigma_4 =$	141,24		
$\sigma_5 =$	134,12		
Aussagewahrscheinlichkeit	$k_n$ (Tabelle 8.3)	$f_k$ Gl. (8.4)	
	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	
95%	4,2	92,04	

Auch wenn eine Abminderung der Glasfestigkeit von ESG bei Zugbeanspruchung der Kante in der DIN 18008-1 nicht vorgesehen ist, belegen verschiedene Forschungen, dass die Biegefestigkeit von Glasträgern bei thermisch vorgespannten Gläsern durch die zugbeanspruchte Kante gegenüber der in den Produktnormen angegebenen Festigkeit reduziert sein kann, vgl. Abschnitt 2.2.1.2. In ausländischen Normen sind Regelungen zur Berücksichtigung der reduzierten Kantenfestigkeit auch bei vorgespannten Gläsern enthalten. So wird in der ÖNORM B 3716 die Festigkeit bei Scheibenbeanspruchung um 80% reduziert. Für die Beanspruchbarkeit ergibt sich dann ein Wert von  $f_d = 120 \text{ N/mm}^2 / 1,5 \cdot 0,8 = 64 \text{ N/mm}^2$ , vgl. [73]. Nach [81] ist in der australischen Norm AS 1288 ebenfalls eine Abminderung der Beanspruchbarkeit auf 80% vorzunehmen.

Die in den Großversuchen ermittelte charakteristische Festigkeit von  $f_{k, \text{Versuche}} = 92,04 \text{ N/mm}^2$  beträgt 77% der charakteristischen Biegezugfestigkeit von ESG mit  $f_k = 120 \text{ N/mm}^2$ . Bei der Bewertung dieses Ergebnisses ist jedoch zu berücksichtigen, dass die statistische Aussagekraft dieser Auswertung aufgrund der geringen Versuchsanzahl von 5 Versuchen nicht sehr hoch ist. Schneider et. al. geben in [65] für eine brauchbare Auswertung eine nötige Versuchsanzahl größer 10 an.

In Abschnitt 2.2.1.2 wurden die möglichen Einflussparameter auf die Kantenfestigkeit hingewiesen. Die Ergebnisse der Großversuche berücksichtigen weder Effekte aus unterschiedlicher Scheibengröße und -dicke noch unterschiedliche Kantenbearbeitungen und Bearbeitungsqualitäten, den tatsächlichen Grad der thermischen Vorspannung oder unterschiedliche Belastungsgeschwindigkeiten. Zur Festlegung der Bemessungsfestigkeit von Glasträgern besteht daher weiterer Forschungsbedarf.

Nach DIN 18800-1 dürfen die Bemessungswerte des Tragwiderstandes bei Verwendung von VSG pauschal um 10% erhöht werden. Aufgrund der Erkenntnisse der Versuche sollte jedoch keine pauschale Erhöhung um 10% für den Glassteg des Stahl-Glas-Verbundträger angesetzt werden, da im Versagensfall einer Einzelscheibe eine schlagartige Umlagerung der Belastung auf die verbleibenden Scheiben erfolgt. Gleichzeitig wird die Verbundwirkung zwischen Steg und Flansch durch den Ausfall der Verklebungsfläche zur beschädigten Scheibe reduziert. Die Zusatzbelastung der verbleibenden Scheiben steigt dadurch überproportional an, so dass die Wahrscheinlichkeit einer Schädigung weiterer Scheiben steigt.

Zusammenfassend kann nach den Ergebnissen der Großversuche der Bemessungswiderstand des Glassteges unter Biegebeanspruchung angesetzt werden zu

$$R_d = \frac{f_k}{\gamma_M} \cdot k_{kante} = \frac{120}{1,5} \cdot 0,77 = 61,6 \frac{N}{mm^2} \quad (8.7)$$

### 8.2.3 Anzusetzende Schubsteifigkeit der Klebstoffe

Die Genauigkeit der Berechnung nachgiebig verbundener Träger hängt entscheidend von dem Ansatz der korrekten Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung  $G_c$  ab.

Die in Abschnitt 5.4.2 durchgeführten numerischen Vergleichsrechnungen der Versuche mit den aus den Blockscherversuchen gemittelten nichtlinearen Schubspannungs-Gleitungs-Kurven weisen für die stirnseitig verklebten Träger im Kurzzeitversuch eine sehr gute Übereinstimmung auf. Für die stirnseitig verklebten Stahl-Glas-Träger treffen die anhand von Blockscherversuchen ermittelten Steifigkeiten sehr gut zu, da eine ähnliche Verklebungsgeometrie mit ähnlichen Abmessungen vorliegt. Auf andere Verklebungsgeometrien, wie die U-Profil-Verklebung des Versuchs TS2, lassen sich die so ermittelten Klebstoffeigenschaften nicht grundsätzlich übertragen. Hier sollte die Verbindungssteifigkeit mit Schubversuchen ermittelt werden, deren Versuchskörper der Verbindung im Stahl-Glas-Träger entsprechen.

Zur Implementierung der Schubsteifigkeit in Handrechnungen auf Basis der analytischen Verfahren ist der Ansatz einer konstanten Schubsteifigkeit in allen Trägerbereichen erforderlich. Hier muss eine vereinfachende Annahme getroffen werden, da sich bei nichtlinearem Schubspannungs-Gleitungs-Verhalten des Klebstoffes eine nichtlineare Verteilung der Klebstoffschubsteifigkeit über die Trägerlänge einstellt, Bild 8.1. Die geringste Sekantenschubsteifigkeit des Klebstoffes ergibt sich in der Regel<sup>5</sup> an den Stellen der größten Schubspannung. Die Berechnung mit analytischen Verfahren kann daher mit der Sekantenschubsteifigkeit  $G_{a,end}$  an der Stelle der größten Schubspannung erfolgen. Da grundsätzlich die Biegebelastung des Steges mit Abnahme der Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung zunimmt (vgl. Abschnitt 3), liegt die auf diese Weise ermittelte Beanspruchung des Glassteges auf der sicheren Seite.

---

<sup>5</sup> Bei s-förmigen Schubspannungs-Gleitungs-Kurven mit Vorzeichenwechsel in der Kurvenkrümmung trifft diese Annahme nicht zu, da es mit zunehmender Schubspannung zu einem Anstieg des Sekantenschubmoduls kommen kann.

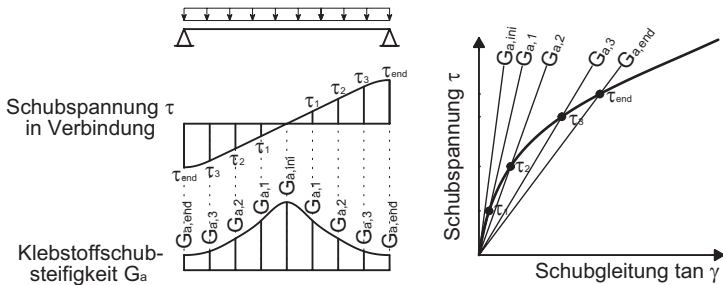


Bild 8.1 Prinzipielle Verteilung der Klebstoffschubsteifigkeit bei nichtlinearem Schubspannungs-Gleitungsverhalten

Die Ungenauigkeit der angesetzten Schubsteifigkeit  $G_{a,end}$  steigt mit geringer werdender Schubspannung zur Feldmitte hin an. Da in Bereichen mit geringer Schubspannung die Änderung der Flanschnormalkraft gering ist, wird der Einfluss der unterschätzten Schubsteifigkeit im Feld gering ausfallen.

Schubspannung  $\tau_c$  und Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$  sind bei Berechnung mit analytischen Verfahren iterativ zu ermitteln, da beide Parameter sich gegenseitig beeinflussen. Für die iterative Ermittlung der Schubsteifigkeit  $G_a$  ist folgendermaßen vorzugehen:

- Wahl eines Klebstoffschubmoduls  $G_a$  anhand der Schubspannungs-Gleitungskurve, z.B. Anfangsschubmodul (Tangentensteifigkeit),
- Berechnung der Schubspannungen  $\tau_{c,i}$  in der geklebten Verbindung mit den verfügbaren analytischen Verfahren (Kapitel 3),
- Bestimmung des Sekantenschubmoduls  $G_{a,i}$  zur Schubspannung  $\tau_{c,i}$  aus der Schubspannungs-Gleitungskurve mit  $G_{a,i} = \tau_{c,i} / \tan \gamma_{a,i}$ ,
- Wiederholen der Schritte b) und c), bis keine signifikante Änderung der Schubspannungen mehr auftritt.

In Anhang G ist die iterative Bestimmung der Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$  für ausgewählte Versuchsträger dargestellt. In der Regel sind 1 bis 3 Iterationsschritte ausreichend.



Tabelle 8.5 Vergleich der numerischen Berechnungen mit linearem und nichtlinearem Klebstoff und der analytischen Berechnungen, Werte in N/mm<sup>2</sup>

		Numerisch ( $G_a$ nicht-linear)	Numerisch ( $G_a$ linear)	Abweichung zu (1)	Analytisch ( $G_a$ linear, iterativ)	Abweichung zu (1)
		(1)	(2)	(3)	(4)	(5)
TS3	Verklebung $\tau_{c,max} =$	7,64815	7,75	1,3%	7,208	-5,8%
	$\tan \gamma_{a,max} =$	0,052247				
	$\rightarrow G_a = \tau_{c,max} / \tan \gamma_a$	146,4	146,4		151,29	3,3%
	Steg $\sigma_{x,w} =$	117,62	117,42	-0,2%	121,18	3,0%
	Steg $\sigma_{1,w} =$	117,78				
	Flansch $\sigma_{x,f} =$	320,9	319,39	-0,5%	319,38	-0,5%
TS4	Verklebung $\tau_{c,max} =$	0,418972	0,427283	2,0%	0,435	3,8%
	$\tan \gamma_{a,max} =$	0,65329				
	$\rightarrow G_a = \tau_{c,max} / \tan \gamma_a$	0,6413	0,6413		0,637	-0,7%
	Steg $\sigma_{x,w} =$	144,83	144,95	0,1%	144,73	-0,1%
	Steg $\sigma_{1,w} =$	144,83	144,96	0,1%		
	Flansch $\sigma_{x,f} =$	33,67	33,21	-1,4%	33,82	0,4%
TS5	Verklebung $\tau_{c,max} =$	8,96873	8,99	0,2%	9,26	3,2%
	$\tan \gamma_{a,max} =$	0,061926				
	$\rightarrow G_a = \tau_{c,max} / \tan \gamma_a$	144,83	144,83		147,14	1,6%
	Steg $\sigma_{x,w} =$	157,35	157,72	0,2%	153,77	-2,3%
	Steg $\sigma_{1,w} =$	157,47	157,81	0,2%		
	Flansch $\sigma_{x,f} =$	380,7	380,73	0,0%	417,66*)	
TS8	Verklebung $\tau_{c,max} =$	1,7144	1,68	-2,0%	1,79	4,4%
	$\tan \gamma_{a,max} =$	0,52849				
	$\rightarrow G_a = \tau_{c,max} / \tan \gamma_a$	3,244	3,244		3,49	7,6%
	Steg $\sigma_{x,w} =$	141,78	144,90	2,2%	142,83	0,7%
	Steg $\sigma_{1,w} =$	141,8	144,91	2,2%		
	Flansch $\sigma_{x,f} =$	87,18	82,52	-5,3%	85,18	-2,3%

\*) Abweichung, da Stahlfließen unberücksichtigt

Tabelle 8.5 stellt in Spalte (1) die numerisch berechneten Spannungen der Versuchsträger am Versuchsende mit nichtlinearem Materialgesetz des Klebstoffs nach Abschnitt 5.3.1.4 dar. An der Stelle der größten Schubspannung  $\tau_{c,max}$  in der Verklebung ergibt sich die vorliegende Sekantensteifigkeit zu  $G_a = \tau_{c,max} / \tan \gamma$ . Zum Vergleich zeigt Spalte (2) die Ergebnisse der numerischen Berechnungen bei Verwendung eines linear-elastischen Materialgesetzes mit der in Spalte (1) ermittelten Schubsteifigkeit  $G_a$ . Insgesamt ergeben sich geringe Abweichungen bis maximal 5,3% zwischen den numerischen Berechnungen mit nichtlinearem und linearem Materialgesetz. Spalte (3) stellt die Spannungen dar, die für die Versuchsträger analytisch mit den Gleichungen des Abschnitts 4.2.4.1 unter Ansatz

des iterativ ermittelten Sekantenschubmodul  $G_a$  nach Anhang G berechnet wurden. Der iterativ ermittelte Sekantenschubmoduls  $G_a$  weicht um maximal 7,6% von dem numerisch ermittelten Sekantenschubmodul ab. Die analytisch ermittelten Spannungen im Glassteg weichen damit um maximal 3% von den numerischen Spannungen ab, die Stahlspannungen um bis zu -2,3%. Mit Ausnahme des Versuchs TS5, bei dem das Fließen des Stahlgurtes im numerischen Modell eine Momentenumlagerung zum Glassteg hervorruft, trifft die analytische Berechnung für die Spannungen im Glassteg sehr gut zu (TS4) oder überschätzt die auftretenden Spannungen (TS3 und TS8) und liegt somit auf der sicheren Seite. Die auftretenden Schubspannungen in der Verklebung werden von der analytischen Lösung um bis zu 5,8% unterschätzt. Die Spannungen im Stahl-Glas-Träger können mit den zugrundeliegenden Schubspannungs-Gleitungs-Kurven in guter Genauigkeit mit analytischen Verfahren und einem iterativ ermittelten Sekantenschubmodul  $G_a$  berechnet werden.

Die Ergebnisse der Versuche TS1 und TS2 zeigen, dass starke Streuungen in der Schubsteifigkeit der Verklebung auftreten können. Verhält sich die Verklebung im Stahl-Glas-Träger im Vergleich zu den für die Berechnung angesetzten Schubspannungs-Gleitungs-kurven zu weich, werden die auftretenden Glasspannungen von der Berechnung unterschätzt. Bei zu steifen Klebstoffen werden die Normalkräfte in den Flanschen und die Schubspannung in der Verklebung unterschätzt. Um starke Streuungen in der Verklebung auszuschließen, ist während des Verklebungsprozesses auf eine exakte Herstellung mit kontrollierten Fertigungsschritten und gleichbleibender Verklebungsqualität zu achten, vgl. Abschnitt 4.2.6.

Unter Langzeitbeanspruchung tritt aufgrund des Klebstoffkriechens eine Abnahme der Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung auf. Bei zeitlicher Abnahme der Schubsteifigkeit der Verklebung findet eine Spannungsumlagerung im Stahl-Glas-Träger statt, da die Normalkräfte in den Flanschen reduziert werden und das Biegemoment im Glassteg zunimmt. Die Schubspannungen in der Verklebung nehmen mit der Zeit ab. Wie in Abschnitt 4.3 beschrieben, tritt im Stahl-Glas-Träger eine Kombination von Klebstoffkriechen und -relaxation auf, da der Klebstoff sich mit zunehmender Verformung der Belastung entzieht. Daher werden die Kriechauswirkungen beim Stahl-Glas-Träger geringer ausfallen als in direkt belasteten Kleinteilversuchen. Auf der sicheren Seite liegend, kann die Schubsteifigkeit der Klebstoffe mit Kleinteilkriechversuchen ermittelt werden, wohingegen Relaxationsversuche unsichere Ergebnisse liefern werden.

Die zeitliche Entwicklung der Schubsteifigkeit im Kleinteilkriechversuch lässt sich nach [85] bis zum Erreichen des tertiären Kriechens in doppeltlogarithmischer Darstellung über eine Geradengleichung beschreiben, vgl. Abschnitt 2.3.4.3. Ab Erreichen des tertiären Kriechbereichs III beginnt der Klebstoffbruch, die Kriech-

verformungen nehmen stark zu. Zur Bemessung geklebter Stahl-Glas-Träger kann die zeitabhängige Schubsteifigkeit der Verklebung im Kleinteilkriechversuch unter der erwarteten maximalen Schubspannung im Träger angesetzt werden, es ist jedoch mit konservativen Ergebnissen zu rechnen. Ebenfalls zu berücksichtigen sind Änderungen in der Schubsteifigkeit aufgrund von Klebstoffalterung. Hierzu kann die Alterung an künstlich gealterten Proben simuliert werden, vgl. folgender Abschnitt 8.2.4. Nach Wellershoff [85] ist zu beachten, dass Klebstoffe bei Alterung nicht immer einen Steifigkeitsabfall aufweisen, sondern unter gewissen Umwelteinflüssen (z.B. hohe Temperaturen und geringe Luftfeuchtigkeit) versteifen können.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass für die Berechnung unter Kurzzeitbelastung die Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung  $G_a$  aus den Mittelwerten der Messwerte im Blockscherversuch gute Berechnungsergebnisse liefert. Für Handrechnungen mit analytischen Verfahren kann in guter Näherung die iterativ bestimmte Sekantenschubsteifigkeit angesetzt werden. Bei der Langzeitbemessung sind Klebstoffkriechen und -alterung zu berücksichtigen, da diese bemessungsrelevante Spannungumlagerungen im Stahl-Glas-Träger hervorrufen können.

## **8.2.4 Schubfestigkeit der geklebten Verbindung**

### **8.2.4.1 Kurzzeitfestigkeit**

Für den Nachweis der Tragfähigkeit des geklebten Stahl-Glas-Trägers ist eine Bemessung der geklebten Verbindung mit der in der Verklebung auftretenden Schubbeanspruchung erforderlich. Um das im Bauwesen geforderte Sicherheitsniveau dauerhaft gewährleisten zu können, müssen die Bemessungswerte der Schubfestigkeit festigkeitsmindernde Einflüsse bei Langzeitbelastung und Alterung berücksichtigen.

Charakteristische Schubfestigkeiten der im Stahl-Glas-Träger verwendeten Klebstoffe unter Kurzzeitbelastung sind in [3] angegeben, siehe Tabelle 8.6. In Abschnitt 5 wurde bereits festgestellt, dass bei den Versuchen TS1, TS2, TS4, TS6 und TS8 im Kurzzeitversuch kein Klebstoffversagen auftrat, sondern der Glassteg das schwächste Element des Versuchsträgers darstellt.

## 8.2 Sicherheitskonzept

Tabelle 8.6 charakteristische Schubfestigkeiten der Blockscherversuche aus [3]

Klebstoff	Schubfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ] (5% Fraktilwert)		Modifikationsfaktor $\eta_t$ nach Gl. (2.16)
	ungealtert	gealtert <sup>*)</sup>	
	(1)	(2)	(3)=(2)/(1)
<b>DP 490</b>	18,6	0,9	0,05
<b>SF 7550</b>	6,7	4,3	0,64
<b>DC 993</b>	1,4	1,1	0,79

\*) Immersionstest nach DIN 53287 mit 6 wöchiger Wasserlagerung

Für den rechnerischen Nachweis geklebter Silikonverbindungen liegt in der ETAG 002 [87] ein vereinfachtes Bemessungskonzept nach dem deterministischen Sicherheitskonzept vor, in dem für Kurzzeitbelastungen ein pauschaler Sicherheitsbeiwert von  $\gamma = 6,0$  angesetzt wird, siehe Abschnitt 2.3.6. Für den Klebstoff Silikon DC 993 gilt nach der Europäischen Technischen Zulassung [124] für Kurzzeitbelastungen eine Bemessungsschubfestigkeit von  $\tau_{des} = 0,11 \text{ N/mm}^2$ . Demnach weist Silikon DC 993 nach der Technischen Zulassung eine charakteristische Festigkeit von  $0,66 \text{ N/mm}^2$  auf. Im Vergleich mit der im Versuch TS4 erreichten Schubspannung in der Verklebung in Höhe von  $0,42 \text{ N/mm}^2$  nach Tabelle 8.5 wird die charakteristische Festigkeit nicht erreicht. Im Träger ist das Versagen des Glasstegs der maßgebende Versagensmodus.

Der globale Sicherheitsbeiwert von  $\gamma = 6,0$  entspricht einem Material Sicherheitsbeiwert zwischen  $\gamma_M = 6/1,35 = 4,4$  und  $\gamma_M = 6/1,5 = 4$  im semiprobabilistischen Sicherheitskonzept. Damit ergibt sich unter Kurzzeitbelastung eine Bemessungsfestigkeit des DC 993 von  $\tau_{Rd} \approx 0,66 \text{ N/mm}^2 / (4,4 \dots 4) = 0,149 \dots 0,165 \text{ N/mm}^2$ . Bei 43% der Last im Versuch TS4 wird die in Gleichung (8.7) ermittelte Bemessungsglasfestigkeit von  $61,6 \text{ N/mm}^2$  und eine Schubspannung in der Verklebung von  $\tau_c = 0,18 \text{ N/mm}^2$  erreicht. Ein Nachweis der Verklebung mit den Festigkeitswerten der Europäischen Technischen Zulassung wäre danach nicht möglich. In der Bemessung wäre das Versagen der Verklebung der maßgebende Versagensmodus. Die Tragfähigkeit des Glasstegs könnte demnach nicht voll ausgenutzt werden. In den Blockscherversuchen, Tabelle 8.6, wurde eine höhere Schubfestigkeit von  $\tau_{R,k} = 1,4 \text{ N/mm}^2$  ermittelt. Im Schubspannungsnachweis unter Kurzzeitbelastung mit  $\tau_{c,Ed} = 0,18 \text{ N/mm}^2$  und  $\gamma_M = 4,4$  wäre die Verklebung zu 57% ausgenutzt.

Die ETAG 002 gilt ausschließlich für Silikonverbindungen. Da für die Bemessung von Verklebungen kein allgemeines Sicherheitskonzept existiert, kann die Abschätzung von Bemessungswerten für andere Klebstoffarten mit dem in Abschnitt 2.3.7 beschriebenen Sicherheitskonzept erfolgen. Der Sicherheitsbeiwert  $\gamma_M$  setzt sich aus gesplitteten Sicherheitsbeiwerten  $\gamma_{m,i}$  zusammen, die abhängig sind von der Art der Versuche zur Bestimmung der Klebstoffkennwerte, der Qualitätskon-

trolle bei der Herstellung der Verklebung und den Umweltbedingungen beim späteren Bauteileinsatz sind. Der anzusetzende Sicherheitsbeiwert liegt zwischen  $\gamma_M = 2,0$  als Minimalwert bei Bemessung mit Versuchsdaten und  $\gamma_M = 6,75$  bei Ansatz der jeweils größten gesplitteten Sicherheitsbeiwerte, siehe Abschnitt 2.3.7. Für die Bemessung von Stahl-Glas-Trägern hängt der anzusetzende Sicherheitsbeiwert von den Versuchen zur Kennwertermittlung und der Herstellung der Verklebung ab. Unter Ansatz der folgenden gesplitteten Sicherheitsbeiwerte

- Klebstoffkennwerte aus Versuchen  $\gamma_{m,1} = 1,25$
- vorgeschriebene und bewährte Auftragsmethode mit wiederholbaren und kontrollierten Prozessparametern  $\gamma_{m,2} = 1,0$
- Versuche zur Kennwertermittlung als Kurzzeitversuch  $\gamma_{m,3} = 1,5$
- Betriebsbedingungen abweichend von Versuchsbedingungen  $\gamma_{m,4} = 2,0$

ergibt sich insgesamt ein Sicherheitsbeiwert von  $\gamma_M = 3,75$ . Voraussetzung hierfür ist eine industrielle Fertigung mit kontrollierten Prozessparametern. Bei Handfertigung ohne Kontrolle der Klebschichtdicke, wie bei der Herstellung der Versuchsträger, erhöht sich der Beiwert  $\gamma_{m,2}$  auf 1,5, so dass sich der Sicherheitsbeiwert insgesamt auf  $\gamma_M = 5,63$  erhöht.

Die Faktoren  $\gamma_{m,3}$  und  $\gamma_{m,4}$  berücksichtigen nach [37], ob in den Versuchen zur Ermittlung der Festigkeitswerte bereits das Klebstoffkriechen (Langzeitverhalten) und der Einfluss erhöhter Temperaturen oder Feuchtigkeit (Betriebsbedingungen) berücksichtigt wurden. Ist dies nicht der Fall, können diese Einflüsse pauschal über den Ansatz der Werte  $\gamma_{m,3} = 1,5$  und  $\gamma_{m,4} = 2,0$  berücksichtigt werden. Zur Kurzzeitbemessung des Stahl-Glas-Trägers unter Raumtemperatur können die Werte  $\gamma_{m,3}$  und  $\gamma_{m,4}$  zu 1,0 gesetzt werden, da kein Kriechen und keine abweichenden Umgebungsbedingungen berücksichtigt werden. Damit ergibt sich der Materialsicherheitsbeiwert für die Kurzzeitbemessung bei Kennwertermittlung anhand von Versuchen zu

- $\gamma_M = 1,25 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 1,0 = 1,25$  bei Klebstoffauftrag mit kontrollierten Prozessparametern,
- $\gamma_M = 1,25 \cdot 1,25 \cdot 1,0 \cdot 1,0 = 1,56$  bei Klebstoffauftrag von Hand mit Kontrolle der Klebschichtdicke,
- $\gamma_M = 1,25 \cdot 1,5 \cdot 1,0 \cdot 1,0 = 1,88$  bei Klebstoffauftrag von Hand ohne Kontrolle der Klebschichtdicke,

Diese Materialsicherheitsbeiwerte der Verklebung unterschreiten den Mindestwert von  $\gamma_M \geq 2,0$  bei Bemessung mit Versuchsdaten, so dass unabhängig von der Fertigungsmethode der Mindestwert angesetzt werden kann.

Im Versuch TS8 unter Verwendung von Polyurethan SF 7550 als Klebstoff erreicht die einwirkende Schubspannung  $\tau_{c,EK} = 1,71 \text{ N/mm}^2$  (Tabelle 8.5) die charakteristi-

sche Schubfestigkeit des Klebstoffs von  $6,7 \text{ N/mm}^2$  nicht. Im Versuch wird die Bemessungsglasfestigkeit von  $61,6 \text{ N/mm}^2$  nach Gleichung (8.7) bei 43% der Versuchslast erreicht. Die einwirkende Schubspannung beträgt dann  $\tau_{c,Ed} = 0,74 \text{ N/mm}^2$ . Unter Ansatz des Sicherheitsbeiwertes von  $\gamma_M = 2,0$  und der charakteristischen Schubfestigkeit von  $\tau_{Rk} = 6,7 \text{ N/mm}^2$  ergibt sich eine Bemessungsschubfestigkeit von  $3,35 \text{ N/mm}^2$ . Der Nachweis der Verklebung unter Kurzzeitbelastung bei Erreichen der Bemessungsfestigkeit des Glasstegs wäre damit erfüllt.

In den Versuchen TS3 und TS5, verklebt mit Epoxidharz DP 490, wurden Schubspannungen von  $7,65 \text{ N/mm}^2$  (TS3) und  $8,97 \text{ N/mm}^2$  (TS5) erreicht. Die erreichten Spannungen liegen unterhalb der in den Blockscherversuchen ermittelten charakteristischen Schubfestigkeit von  $18,6 \text{ N/mm}^2$ . Bei den Versuchen TS3 und TS5 trat ein adhäsives Versagen zwischen Verklebung und Stahl-Flansch auf. Das ausschließlich adhäsive Versagen an der Stahloberfläche lässt auf Haftungsprobleme aufgrund einer qualitativ minderwertigen Verklebung schließen, vgl. 4.2.6. In Abschnitt 5 wurde außerdem festgestellt, dass die Blockscherversuche die Schubfestigkeit der Verklebung nicht ausreichend beschreiben, da die Adhäsionsfestigkeit zur Stahloberfläche nicht erfasst wird. Für die Ermittlung der Schubfestigkeit zwischen Stahlflansch und Glassteg sollten daher Proben aus Stahl und Glas verwendet werden, mit denen der Einfluss der Fügeiteile auf die Klebfestigkeit geprüft werden kann.

Bei Erreichen der Bemessungsglasfestigkeit von  $61,6 \text{ N/mm}^2$  beträgt die einwirkende Schubspannung im Versuch TS3  $4,03 \text{ N/mm}^2$  und im Versuch TS5  $3,50 \text{ N/mm}^2$ . Mit der Bemessungsschubfestigkeit von  $18,6 \text{ N/mm}^2 / 2,0 = 9,3 \text{ N/mm}^2$  wäre bei beiden Trägern der Nachweis der Verklebung bei einer Glasspannung von  $61,6 \text{ N/mm}^2$  erfüllt.

Die Betrachtung der Bemessung der Verklebungen unter Kurzzeitbelastung zeigt, dass unter Ansatz der charakteristischen Schubfestigkeiten der Blockscherversuche und des Material Sicherheitsbeiwertes von  $\gamma_M = 2,0$  die Nachweise der Schubfestigkeit der Verklebung bei Erreichen der Glasfestigkeit erfüllt sind. Damit ist im Kurzzeitnachweis der Glassteg das bemessungsrelevante Bauteil.

### 8.2.4.2 Langzeitfestigkeit unter Berücksichtigung von Alterung und Kriechen

Für den langfristigen Einsatz des Stahl-Glas-Trägers als Bauteil sind zusätzlich festigkeitsmindernde Langzeiteffekte durch Alterung und Kriechen in der Bemessung zu berücksichtigen.

Die Klebstoffalterung wird in dem Bemessungskonzept nach Abschnitt 2.3.7 über den Modifikationsfaktor  $\eta_t$  nach Gleichung (2.16) berücksichtigt, der sich aus dem Verhältnis der Festigkeiten mit und ohne Degradation ergibt. Für die Bemessung

kann der Modifikationsfaktor aus den Festigkeitswerten der ungealterten und der künstlich gealterten Proben bestimmt werden, siehe Tabelle 8.6, Spalte 3. Die künstliche Alterung führt bei diesen Proben zu einer deutlichen Reduzierung der Schubfestigkeit.

Mit diesen Werten wäre die gealterte Verklebung des Trägers TS4 (Silikon DC993) bei Erreichen der Bemessungsglasfestigkeit mit  $\tau_{c,Ed} = 0,18 \text{ N/mm}$  und  $\tau_{Rd} = \tau_{Rk}/\gamma_M \cdot \eta_t = 1,4/4,4 \cdot 0,79 = 0,25 \text{ N/mm}^2$  zu 72% ausgenutzt.

Der Träger TS8 (Polyurethan SF7550) wäre mit  $\tau_{c,Ed} = 0,74 \text{ N/mm}$  und  $\tau_{Rd} = \tau_{Rk}/\gamma_M \cdot \eta_t = 6,7/3,75 \cdot 0,64 = 1,14 \text{ N/mm}^2$  zu 65% ausgenutzt.

Für den Klebstoff DP 490 wird aus den Werten der gealterten Proben mit  $\eta_t = 0,05$  nach Tabelle 8.6 deutlich, dass die Festigkeit durch die verschärften Bedingungen der künstlichen Alterung so stark reduziert wird, dass der Klebstoff sich für die Anwendung nicht eignet. Im Anwendungsfall wäre für alle Klebstoffe zu prüfen, ob bei der Anwendung im Gebäudeinnern durch natürliche Alterung Schäden hervorgerufen werden können, die einen solchen Festigkeitsabfall verursachen. Hier sollten zur Simulation der natürlichen Alterung Verfahren zur künstlichen Alterung verwendet werden, die gleiche Schäden verursachen. Bei geringer Alterungsbeständigkeit kann gegebenenfalls durch zusätzliche Maßnahmen, z. B. durch den Einsatz geeigneter Haftvermittler, siehe [25], die Alterungsbeständigkeit verbessert werden.

Neben der Klebstoffalterung erfolgt eine Festigkeitsminderung von Verklebungen durch Klebstoffkriechen unter dauerhaften Belastungen. Die Festigkeitsminderung wird in [28] auf die mit der Zeit erfolgende Aufhebung zwischenmolekularer Bindungen zurückgeführt. Das Klebstoffkriechen ist dabei stark temperaturabhängig.

Nach ETAG 002 [87] werden Kriecheffekte pauschal über eine Abminderung der Festigkeit auf 10% der Kurzzeitfestigkeit berücksichtigt. Für dauerhafte Belastungen des Silikons DC 993 ergibt sich damit nach der Technischen Zulassung [124] eine Schubfestigkeit von  $\tau_{\infty} = 0,011 \text{ N/mm}^2$ . Diese Festigkeit ist so gering, dass die Festigkeit der Verklebung immer bemessungsrelevant würde und nur minimale Normalkräfte in den Stahlflansch eingeleitet werden können. Für den Versuchsträger TS4 könnten bei Annahme einer linearen Verteilung des Schubflusses in der Verklebung über die Trägerlänge nur noch  $\frac{1}{2} \cdot \tau_{c,end} \cdot b_w \cdot \ell = \frac{1}{2} \cdot 0,011 \cdot \text{N/mm}^2 \cdot 24 \text{ mm} \cdot 4000 \text{ mm}/2 = 264 \text{ N}$  Normalkraft im Flansch aufgebaut werden. Damit wäre eine Tragfähigkeitssteigerung des Glasstegs um  $N_f \cdot 2 \cdot z_f = 264 \text{ N} \cdot 266 \text{ mm} = 70.224 \text{ Nmm} = 0,07 \text{ kNm}$  möglich. Unter Berücksichtigung des Kriechens nach ETAG 002 wäre damit keine merkliche Tragfähigkeitssteigerung möglich.

Im Sicherheitskonzept nach Abschnitt 2.3.7 werden Einflüsse aus Kriechen in dem gesplitteten Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{m,3} = 1,5$  (Versuchen zur Kennwertermittlung

als Kurzzeitversuch) und Einflüsse aus erhöhten Temperaturen mit  $\gamma_{m,4} = 2,0$  (Betriebsbedingungen abweichend von Versuchsbedingungen) berücksichtigt. Dies entspricht einer pauschalen Reduktion der Festigkeit bei Langzeitbelastung auf  $1/3$ .

Wellershoff [85] berücksichtigt die Festigkeitsminderung von Klebstoffen durch Kriechen in der Bemessung über den temperatur- und zeitabhängigen Reduktionsfaktor  $f_{T,t}$ . Der Abminderungsfaktor  $f_{T,III 0}$  zu Beginn des tertiären Kriechens, bei dem der Bruch eingeleitet wird, kann nach Gleichung (8.8) bestimmt werden, wenn Kurzzeitversuche mit einer Versuchsdauer von 0,1 h zugrunde liegen.

$$f_{T,III 0} = f_{T,10} \cdot \left( \frac{0,1}{t_{T,III 0}} \right)^{\alpha_{cr}} \quad (8.8)$$

mit  $t_{T,III 0}$ : Zeit bis zum Beginn des tertiären Kriechens, vgl. Bild 2.15

$\alpha_{cr}$ : Steigung der Zeit-Gleitungs-Geraden nach Gleichung (2.11)

Der temperaturabhängige Reduktionsfaktor  $f_{T,10}$  wird ebenfalls aus Kurzzeitversuchen mit einer Versuchsdauer von 0,1 h unter Variation der Temperatur gewonnen, siehe [85]. Für 2 verschiedene Polyurethane gibt Wellershoff bei 20°C Werte von  $f_{20°C,10} = 1,0$  an. Bei Klebstofftemperaturen von 40°C ergeben sich Werte zwischen 0,48 und 0,55, bei 60°C zwischen 0,41 und 0,57.

Für den Klebstoff Polyurethan SF7550 ergibt sich dann aus dem Kleinteilkriechversuch des Abschnitts 4.3.2 mit tertiärem Kriechen nach 1725 h und  $\alpha_{cr} = 0,05885$  nach Gleichung (4.15) ein Reduktionsfaktor von 0,563. Dieser Wert berücksichtigt noch keine temperaturabhängige Abminderung ( $f_{T,10} = 1,0$ ). Nach den Ergebnissen von Wellershoff ist hier bei Temperaturen bis 60°C mit einer zusätzliche Abminderung auf bis zu 40% zu rechnen, so dass der Abminderungsbeiwert  $f_{60°C,III 0}$  für den Klebstoff SF 7550 mit  $0,4 \cdot 0,63 \approx 0,225$  abgeschätzt werden kann. Die Festigkeit nach 1725 h ist also gegenüber der Kurzzeitfestigkeit auf  $1/4,44$  reduziert.

Die Abminderung infolge Kriechen und Temperatureinwirkung wäre damit größer als vom Sicherheitskonzept in Abschnitt 2.3.7 über die Faktoren  $\gamma_{m,3}$  und  $\gamma_{m,4}$  erfasst, so dass in der Berechnung des Sicherheitsbeiwertes das Produkt aus  $\gamma_{m,3} \cdot \gamma_{m,4} \approx 4,44$  angesetzt werden kann. Damit beträgt der Material Sicherheitsbeiwert  $\gamma_M$  beim Klebstoffauftrag mit kontrollierten Prozessparametern  $\gamma_M = 1,25 \cdot 1,0 \cdot 4,44 = 5,55$ . Mit  $\eta_t = 0,64$  zur Berücksichtigung der Klebstoffalterung ergibt sich damit eine Bemessungsschubfestigkeit nach 1725 Stunden von  $\tau_{Rd,1725h} = \eta_t \cdot \tau_{Rk} / \gamma_M = 0,64 \cdot 6,7 / 5,55 = 0,77 \text{ /mm}^2$ .

Beim Klebstoffauftrag per Hand mit Kontrolle der Klebschichtdicke ergibt sich mit einem erhöhten Sicherheitsbeiwert von  $\gamma_M = 1,25 \cdot 1,5 \cdot 4,44 = 8,33$  eine Bemessungsschubfestigkeit von  $\tau_{Rd,1725h} = 0,64 \cdot 6,7 / 8,33 = 0,51 \text{ /mm}^2$ .



sungsschubfestigkeit nach 1725 Stunden von

$$\tau_{Rd,1725h} = \eta_t \cdot \tau_{Rk} / \gamma_M = 0,64 \cdot 6,7 / 8,33 = 0,51 \text{ /mm}^2.$$

Bei der Betrachtung der Kurzzeitfestigkeit im oberen Abschnitt 8.2.4.1 wurde für den Versuchsträger eine einwirkende Schubspannung von  $\tau_{c,Ed} = 0,74 \text{ N/mm}^2$  bei Erreichen der Bemessungsglasfestigkeit ermittelt. Unter Berücksichtigung der Alterung und des Klebstoffkriechens wäre der Nachweis nach 1725 h Standzeit bei Herstellung der Verklebung mit kontrollierten Prozessparametern gerade noch erfüllt, bei Herstellung der Verklebung von Hand jedoch nicht. Zu beachten ist hierbei, dass eine Standzeit von 1725h im Bauwesen nicht ausreichend ist. Ein beginnender Bruch nach 1725h führt im weiteren zeitlichen Verlauf schlussendlich zu einem vollständigen Festigkeitsabbau. Durch die dann fehlende Verbundwirkung übernimmt der Glassteg dann den vollständigen Lastabtrag.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass bei den betrachteten Klebstoffen die Schubfestigkeiten im Langzeitbereich durch Klebstoffalterung und -kriechen gegenüber den Kurzzeitfestigkeiten so stark herabgesetzt werden, dass in der Bemessung bei Langzeitbeanspruchung der Festigkeitsnachweis der Verklebung maßgebend wird. Die Festigkeit der Verklebung ist dann so stark reduziert, dass die Verbundwirkung des Stahl-Glas-Trägers nicht mehr angesetzt werden kann.

Die Langzeitfestigkeit des Silikons DC 993 wird nach ETAG 002 mit einer Abminderung auf 10% der Kurzzeitfestigkeit zur Berücksichtigung von Kriechen und Alterung so stark herabgesetzt, dass keine nennenswerte Verbundwirkung erreicht werden kann.

Der Klebstoff Polyurethan SF 7550 weist unter verschärften Alterungsbedingungen noch eine ausreichende Festigkeit zur Übertragung der auftretenden Schubkräfte im Verbund auf. Problematisch ist bei diesem Klebstoff die reduzierte Festigkeit infolge Kriechen. Die Ergebnisse der Kleinteilkriechversuche in Abschnitt 4.3.2 lassen erwarten, dass es im zeitlichen Verlauf zu einem vollständigen Abbau der Festigkeit und daher zu einem Bruch der Verklebung kommen wird. Bei der Bewertung dieses Ergebnisses ist jedoch zu beachten, dass nur zwei Kriechversuche bei Raumtemperatur durchgeführt wurden. Für eine genaue Beurteilung der Eignung des Klebstoffes müssten umfangreiche Versuchsreihen mit Variation der Temperatur unter der erwarteten auftretenden Schubspannung durchgeführt werden. Außerdem ist zu beachten, dass nach den Ergebnissen des Abschnitts 4.3.4 die Bewertung des Langzeittragverhaltens von Stahl-Glas-Trägern anhand von Kriechversuchen zu konservativen Ergebnissen führt, da die Spannungen in der Verklebung infolge Kriechen des Klebstoffes abnehmen. Eine genaue Bewertung des Kriechverhaltens erfordert daher weitergehende Untersuchungen.

Der Klebstoff DP 490, der aufgrund der hohen Schubsteifigkeit hohe Schubspannungen übertragen muss, zeigt bei den künstlich gealterten Proben einen enormen Festigkeitsverlust, der dazu führt, dass die einwirkenden Schubspannungen die Festigkeit deutlich überschreiten. Bezüglich des Kriechverhaltens lässt der hohe Vernetzungsgrad darauf schließen, dass mit geringen Kriechverformungen zu rechnen ist, da das Klebstoffkriechen bei stärker vernetzten Klebstoffen grundsätzlich abnimmt. Im Anwendungsfall wäre für den Klebstoff DP490 die Alterung durch Simulation des Alterungsprozesses mit angepassten Parametern zu prüfen. Durch Alterungssimulationen mit angepassten Parametern könnten Schädigungen simuliert werden, die die tatsächlichen Alterungsprozesse bei Bauteilanwendung im Innenbereich für einen definierten Anwendungszeitraum mit besserer Genauigkeit vorhersagen. So ergaben Schubversuche mit dem Klebstoff DP490 an gealterten Holz-Glas-Proben bei künstlicher Alterung unter UV-Licht in [51] nur einen geringen Festigkeitsabfall. Gegebenenfalls ließe sich die Alterungsbeständigkeit auch durch geeignete Oberflächenvorbereitung verbessern. Forschungsergebnisse hierzu sind in [25] zu finden.

### **8.2.5 Beurteilung der Resttragfähigkeit und des Versagensmechanismus**

Nach DIN EN 1990 [95] sollten Tragsysteme, die ohne Vorankündigung total versagen, vermieden werden, um die Schadensfolgen infolge von Ereignissen wie Anprall, Explosion oder menschliches Versagen gering zu halten. Aufgrund des spröden Verhaltens des Werkstoffes Glas versagen Glasbauteile jedoch ohne Vorankündigung. Im Stahl-Glas-Träger kommt es bei Überbeanspruchung zu einem spröden Versagen des Glasstegs. Auch bei vorherigem Bruch der Verklebung tritt infolge Spannungsumlagerungen ein plötzliches Versagen ohne vorherige Zunahme von Verformungen auf.

Im Falle des für die Versuche in Kapitel 4 verwendeten Verbundsicherheitsglases aus Einscheibensicherheitsglas kommt es beim Bruch zu einem vollständigen Zersplittern des Glasstegs. Der Verbundträger weist dann keine nennenswerte Resttragfähigkeit mehr auf, vgl. Abschnitt 4.2.5.

Eine teilweise Zerstörung des Glasstegs kann durch die Verwendung von Mehrfachlaminaten mit drei oder mehr Scheiben erreicht werden. Kommt es infolge von besonderen Ereignissen wie Anprall oder geringen Festigkeiten einzelner Scheiben (zum Beispiel durch Vorschädigungen) zu einem Ausfall einzelner Scheiben, übernehmen die verbleibenden Scheiben den Lastabtrag. Diese Teilzerstörungszustände können rechnerisch erfasst werden, indem nur die unzerstörten Scheiben im Tragfähigkeitsnachweis berücksichtigt werden. Für den Stahl-Glas-Träger mit teilzerstörtem Steg ist zu berücksichtigen, dass ein Ausfall von Einzelscheiben im Verbundsicherheitsglas auch eine Reduktion der Verkle-

bungsfläche mit sich bringt. In der Berechnung ist dann eine geringere Verbindungssteifigkeit  $G_c$  anzusetzen, wodurch sich eine Reduktion der Flanschnormalkräfte und eine Erhöhung der Beanspruchung des teilzerstörten Stegs ergeben. Aufgrund der geringeren verklebten Fläche ist mit höheren Beanspruchungen der Verklebung im teilzerstörten Zustand zu rechnen. Zur Bewertung der Robustheit im teilzerstörten Zustand müsste experimentell geprüft werden, inwieweit der Bruch einzelner Scheiben unter Gebrauchslasten aufgrund äußerer Schädigungen den sofortigen Bruch weiterer Scheiben nach sich zieht.

Bei vollständigem Bruch des Glasstegs mit VSG aus ESG ist die Resttragfähigkeit nicht ausreichend, um ein Versagen des kompletten Trägers zu vermeiden. Für eine sichere Anwendung des Stahl-Glas-Trägers sind daher Zusatzmaßnahmen zur Sicherung der Resttragfähigkeit erforderlich.

Um einen Bruch des Trägers mit Vorankündigung zu erreichen, ist eine Kombination unterschiedlicher Glasarten im Glassteg denkbar, wie von Hess in [34] für reine Glasträger vorgeschlagen. Durch Kombination von Scheiben aus ESG mit Gläsern mit geringerer thermischer Vorspannung (TVG) oder ohne planmäßige thermische Vorspannung (Floatglas) kann ein Tragsystem erreicht werden, das im Falle einer Überbeanspruchung mit Rissen in der schwächeren Glasscheibe reagiert. Damit wäre eine Schädigung deutlich erkennbar und durch die verbleibenden vorgespannten Scheiben eine ausreichende Resttragfähigkeit bis zum Austausch des Bauteils gegeben.

Eine weitere Möglichkeit zur Steigerung der Resttragfähigkeit besteht in der Verwendung von steiferen Zwischenlagen im Verbundsicherheitsglas anstelle der herkömmlichen und in den Versuchen verwendeten Zwischenlage aus PVB-Folie. Folien aus Ionoplast besitzen eine deutlich größere Steifigkeit und Tragfähigkeit, siehe Abschnitt 2.2.1.3. Versuche an punktgehaltenen Glasplatten in [40] zeigen, dass mit Zwischenlagen aus Ionoplast die Resttragfähigkeit von gebrochenem Verbundsicherheitsglas aus ESG erheblich verbessert werden kann.

## 8.3 Geeignete Berechnungsverfahren

### 8.3.1 Biegebeanspruchung

Die Berechnung folgender statischer Systemen ist im Rahmen dieser Arbeit betrachtet worden:

- Einfeldträger mit Gleichstreckenlast nach Abschnitt 3.3.3
- Einfeldträger mit Einzellast nach Abschnitt 3.3.4
- Einfeldträger mit Einzellast an beliebiger Stelle 3.3.5

Die in den jeweiligen Kapiteln angegebenen Berechnungsformeln beruhen auf der analytisch exakten Lösung nach Pischl [53]. Die Vergleiche mit den FE-

Berechnungen in Abschnitt 5.4 weisen eine sehr gute Berechnungsgenauigkeit für den Stahl-Glas-Träger auf. Die Berechnungsformeln sind jedoch für die praktische Anwendung kompliziert und wenig anschaulich.

Als vereinfachtes Berechnungsverfahren für nachgiebig verbundene Träger kann das  $\gamma$ -Verfahren aus Abschnitt 3.3.2 verwendet werden, das für einen Einfeldträger mit sinusförmiger Belastung exakt ist. Bei diesem Verfahren wird die Verbundwirkung anschaulich am  $\gamma$ -Faktor deutlich. Zur vereinfachten Berechnung bei nicht sinusförmigem Moment wird angenommen, dass die Teilschnittgrößen der einzelnen Querschnittsteile affin zum äußeren Moment  $M_y$  verlaufen. Die Normalkraft im Flansch und der Schubfluss in der geklebten Verbindung können dann nach Gleichung (8.9) und (8.10) aus den äußeren Schnittgrößen  $M_y$  und  $Q_z$  berechnet werden. Das Biegemoment im Glassteg ergibt sich nach Gleichung (8.12).

$$N_f(x) = M_y(x) \cdot \frac{\gamma \cdot A_f \cdot z_f}{I_{eff}} \quad (8.9)$$

$$t(x) = Q_z(x) \cdot \frac{\gamma \cdot A_f \cdot z_f}{I_{eff}} \quad (8.10)$$

$$M_w(x) = \left( M_y(x) - 2 \cdot N_f(x) \right) \left( \frac{1}{2 \frac{I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) \quad (8.11)$$

$$M_w(x) = M_y(x) \cdot \left( 1 - \frac{2 \cdot \gamma \cdot A_f \cdot z_f^2}{I_{eff}} \right) \left( \frac{1}{2 \frac{I_f}{n \cdot I_w} + 1} \right) \quad (8.12)$$

Die Durchbiegung des Trägers lässt sich vereinfacht unter Verwendung der effektiven Biegesteifigkeit  $(EI)_{eff}$  nach Gleichung (3.23) mit den üblichen Formeln zur Berechnung der Durchbiegung berechnen, z.B. für einen Einfeldträger mit Gleichstreckenlast zu

$$w_{max} = \frac{5}{384} \cdot \frac{ql^4}{(EI)_{eff}} \quad (8.13)$$

Im Kapitel 3 wurden bereits erste Abschätzungen zur Genauigkeit des  $\gamma$ -Verfahrens vorgenommen, die darauf hinweisen, dass der Berechnungsfehler für einen Einfeldträger mit Gleichstreckenlast aufgrund des ähnlichen Verlaufs der Teilschnittgrößen mit einer Sinuskurve gering sein wird, jedoch unter Einzellasten mit größeren Abweichungen zu rechnen ist

Wie in Abschnitt 3.3.3 gezeigt, weicht das  $\gamma$ -Verfahren von der analytischen Berechnung nach Pischl ab, wenn die zugrunde gelegten Verläufe der Teilschnittgrößen voneinander abweichen. Mit der vereinfachten Berechnung nach dem  $\gamma$ -Verfahren wird vorausgesetzt, dass alle Verläufe der Teilschnittgrößen mit dem Verlauf des äußeren Biegemomentes übereinstimmen. Unter Gleichstreckenlast wird also ein parabelförmiger Normalkraftverlauf in den Flanschen angenommen. Die analytische Lösung nach Pischl liefert jedoch einen Verlauf der Normalkraft mit parabelförmigen und hyperbolischen Anteilen, vgl. Bild 3.7 und Gleichung (3.36). Im Grenzfall des starr verbundenen Trägers mit  $G_c \rightarrow \infty$  fällt der hyperbolische Anteil weg. Beide Verfahren liefern dann das gleiche Ergebnis. Nimmt die Verbundwirkung ab, so steigen die Abweichungen der berechneten Flanschnormalkräfte an. Ein Maß für die Verbundwirkung stellt der Wert  $\gamma$  mit  $\gamma = 1 / [1 + \pi^2 E_f A_f / (G_c \cdot \ell^2)]$  (3.22) dar. Die Abweichungen in der berechneten Normalkraft nehmen also mit abnehmender Verbindungssteifigkeit  $G_c$ , abnehmender Länge  $\ell$  und zunehmender Flanschfläche  $A_f$  zu. Dabei unterschätzt das  $\gamma$ -Verfahren grundsätzlich die Normalkräfte in den Flanschen bei Belastung mit Gleichstreckenlast.

Die Momentenbeanspruchung des Glasstegs ergibt sich nach Gleichung (8.11) aus dem äußeren Moment und der Flanschnormalkraft und wird folglich mit dem  $\gamma$ -Verfahren überschätzt. Bei geringer Verbundwirkung mit  $G_c \rightarrow 0$  steigt zwar die Ungenauigkeit in der Berechnung der Normalkraft an, die Abweichungen in der Berechnung der Momentenbeanspruchung des Glasstegs sinken jedoch auf den Wert 0, da die Verbundwirkung so gering wird, dass ausschließlich der Steg am Lastabtrag beteiligt wird. Die Abweichungen zwischen dem vereinfachten  $\gamma$ -Verfahren und der analytisch exakten Lösung sind daher bei mittleren Verbundwirkungen am größten. Zusätzlich nehmen die Berechnungsabweichungen bei Stegen mit geringem Trägheitsmoment  $I_w$  zu.

### 8.3 Geeignete Berechnungsverfahren

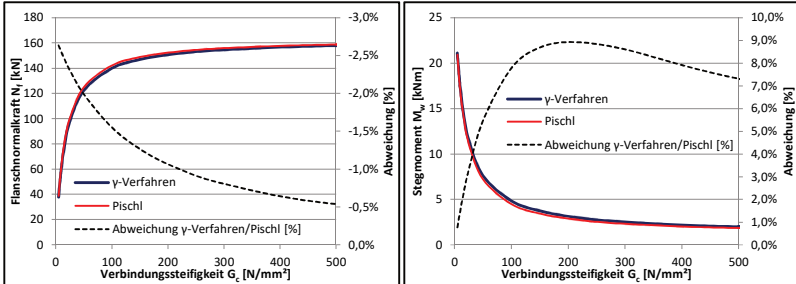


Bild 8.2 Abweichung der Berechnungsverfahren ( $\gamma$ -Verfahren und analytische Lösung nach Pischl) für den Träger H.3

Die Abweichungen des  $\gamma$ -Verfahrens zur analytisch exakten Lösung nach Pischl werden in den Parameterstudien des Anhangs H analysiert. Bild 8.2 stellt für den Träger H.3 aus Anhang H mit einer Trägerlänge von 4 m, einer Streckenlast von 15kN/m und Flanschabmessungen von 15 cm x 2 cm sowie Stegabmessungen von 2 cm x 15 cm die berechneten Flanschnormalkräfte (links) und das Stegmoment (rechts) sowie die Abweichungen des  $\gamma$ -Verfahrens von der analytisch exakten Lösung dar. Durch die extrem gewählten Abmessungen mit geringem Stegträgheitsmoment und großer Flanschfläche fallen die Abweichungen zwischen den Berechnungsverfahren verhältnismäßig groß aus. Die maximale Abweichung in der Berechnung der Flanschnormalkraft, Bild 8.2 links, beträgt bei einer geringen Verbindungssteifigkeit von  $G_c = 5$  N/mm<sup>2</sup> lediglich -2,6%. Die maximale Abweichung in der Berechnung des Stegmomentes beträgt 8,9% bei einer mittleren Verbindungssteifigkeit von  $G_c = 210$  N/mm<sup>2</sup>. Die weiteren Parameterstudien in Anhang H zeigen, dass diese maximale Abweichung in der Berechnung des Stegmomentes bei anderen Trägerlängen (z.B. Träger H.2) ebenfalls auftritt, wenn die Verbindungssteifigkeit entsprechend geändert wird. Die Reduzierung der Flanschfläche beim Träger H.5 im Anhang H bewirkt eine Reduzierung der Abweichung auf maximal 3,3%. Die Vergrößerung des Steges beim Träger H.4 reduziert die Abweichung auf 3%. Insgesamt wird daher das Stegmoment bei Berechnung mit dem  $\gamma$ -Verfahren bei sehr großen Flanschen und kleinem Steg maximal um 9% überschätzt.

Größere Abweichungen ergibt die Berechnung des Schubflusses in der geklebten Verbindung mit dem  $\gamma$ -Verfahren. Die Abweichungen nehmen hier ebenfalls mit abnehmender Verbundwirkung zu, also bei geringer Verbindungssteifigkeit  $G_c$  und geringer Länge  $\ell$  sowie großer Flanschfläche  $A_f$ . Das  $\gamma$ -Verfahren überschätzt den analytisch exakt berechneten Schubfluss deutlich.

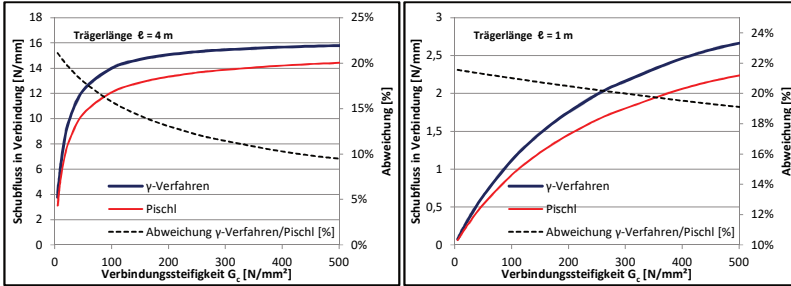


Bild 8.3 Abweichung des maximalen Schubflusses der Berechnungsverfahren ( $\gamma$ -Verfahren und analytische Lösung nach Pischl) für die Träger H.3 (links) und Träger H.1 (rechts)

Bild 8.3 stellt die Berechnung des Schubflusses nach beiden Verfahren für den Träger H.3 (4 m Länge) und Träger H.1 (1 m Länge) aus Anhang H dar. Bei geringer Verbindungssteifigkeit von  $G_c = 5\text{ N/mm}^2$  überschätzt das  $\gamma$ -Verfahren den Schubfluss um 21%. Die Vergleiche der unterschiedlichen Trägerlängen zeigen, dass bei kürzeren Trägerlängen von 1,0 m die maximale Abweichung im Schubfluss geringfügig auf 21,5% ansteigt. Der Schubfluss nimmt mit  $0,06\text{ N/mm}^2$  so geringe Werte an, dass diese Abweichung für die Bemessung nicht relevant ist. Die Änderung der Flansch- und Stegflächen in Anhang H.4 und H.5 ändert die maximalen Abweichungen bei der Berechnung des Schubflusses kaum.

Tabelle 8.7 stellt exemplarisch für den Träger aus Anhang H.3 mit der Verbindungssteifigkeit von  $G_c = 210\text{ N/mm}^2$  die FE-Berechnung der analytisch exakten Lösung und der Berechnung nach dem  $\gamma$ -Verfahren gegenüber. Bei dieser Verbindungssteifigkeit tritt nach Bild 8.2, rechts die größte Abweichung in der Berechnung der Stegbeanspruchung auf. Zwischen analytischer Lösung nach Pischl und FE-Berechnung treten Abweichungen bis 6% bei der Berechnung der Schubspannungen in der Verklebung auf. Wie bereits oben hergeleitet, überschätzt das  $\gamma$ -Verfahren die Spannungen im Glassteg. Es treten Abweichung von 8,8% auf. Die Spannungen in der geklebten Verbindung werden um bis zu 20% überschätzt. Damit bestätigt die FE-Berechnung die oben angestellten Überlegungen zu Genauigkeit des  $\gamma$ -Verfahrens.

### 8.3 Geeignete Berechnungsverfahren

Tabelle 8.7: Vergleich von FE-Berechnung, analytischer Berechnung und vereinfachter Berechnung mit dem  $\gamma$ -Verfahren des Trägers H.3 aus Anhang H

Träger Anhang H.3		FE-Berechnung (Volumenelemente)	Analytisch exakte Lösung, 3.3.3	Abweichung	Vereinfachte Berechnung $\gamma$ -Verfahren	Abweichung
<b>Spannungen <math>\sigma_x</math> in Feldmitte [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
Ober- Steg- gurt	$\sigma_{e,f}^o =$	-67,00	-65,92	-1,6%	-66,73	-0,4%
	$\sigma_{ce,f} =$	-51,20	-50,93	-0,5%	-50,40	-1,6%
	$\sigma_{e,f}^u =$	-35,78	-35,94	0,4%	-34,08	-4,8%
Steg- gurt	$\sigma_{e,w}^o =$	-37,62	-37,47	-0,4%	-40,82	8,5%
	$\sigma_{e,w}^u =$	37,51	37,47	-0,1%	40,82	8,8%
	$\sigma_{e,f}^u =$	35,87	35,94	0,2%	34,08	-5,0%
Unter- gurt	$\sigma_{ce,f} =$	51,14	50,93	-0,4%	50,40	-1,4%
	$\sigma_{e,f}^o =$	66,46	65,92	-0,8%	66,73	0,4%
<b>Maximale Schubspannungen in geklebter Verbindung [N/mm<sup>2</sup>]</b>						
oben	$\tau_c =$	6,30	6,70	6,3%	7,56	20,0%
unten	$\tau_c =$	6,37	6,70	5,2%	7,56	18,7%
<b>Durchbiegung in Feldmitte [mm]</b>						
		12,98	12,82	-1,2%	12,96	-0,2%

Die Vergleiche der Berechnungsverfahren für einen Einfeldträger mit Gleichstreckenlast zeigen, dass das  $\gamma$ -Verfahren die Flanschnormalkräfte geringfügig unterschätzt. Größere Abweichungen ergibt das  $\gamma$ -Verfahren bei der Berechnung der Stegbeanspruchung und der Schubbeanspruchung der Verklebung. Diese werden deutlich überschätzt. Es ist mit einer Überschätzung der Stegbeanspruchung um bis zu 9% zu rechnen. Die Schubbeanspruchung wird mit Abweichung über 20% deutlich überschätzt. Kritisch für die Bemessung sind Berechnungen, die die realen Spannungen unterschätzen. Daher kann mit dem  $\gamma$ -Verfahren zwar eine sichere Bemessung von Einfeldträgern mit Gleichstreckenlast erfolgen, aufgrund der größeren Ungenauigkeiten in der Berechnung der Glas- und Verklebungsbeanspruchung ist jedoch keine wirtschaftliche Bemessung möglich. Das  $\gamma$ -Verfahren eignet sich damit mehr zur Vorbemessung von Stahl-Glas-Trägern.



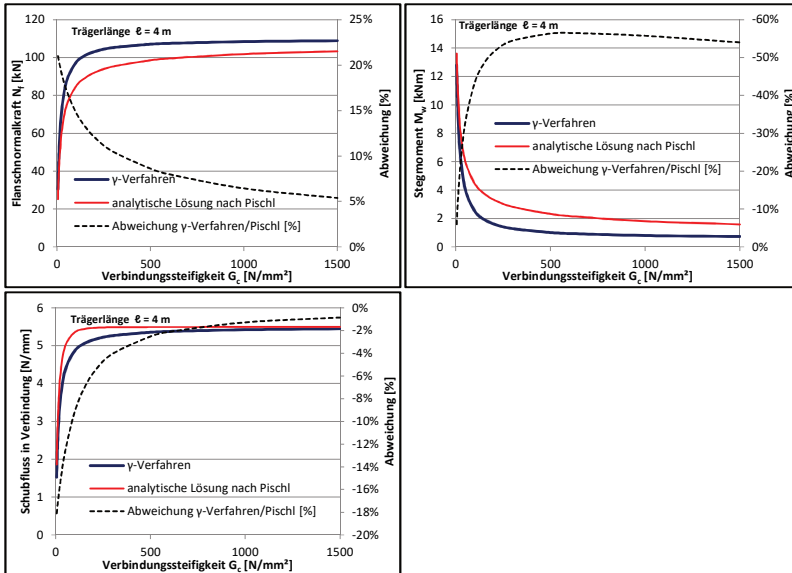


Bild 8.4 Abweichung der Berechnungsverfahren ( $\gamma$ -Verfahren und analytische Lösung nach Pischl) für den Träger H.6

Bei der Betrachtung von Einfeldträgern unter einer Einzellast wiesen bereits die Betrachtungen in Kapitel 3 auf Ungenauigkeiten bei der Berechnung nach dem  $\gamma$ -Verfahren hin. Dabei steigt der Berechnungsfehler der Flachschnormalkraft ebenfalls bei geringer Verbundwirkung an, also bei geringer Länge, geringer Verbindungssteifigkeit und großer Flanschfläche. Ebenfalls nehmen die Abweichungen bei kleinen Stegen zu. Bild 8.4 stellt die Abweichungen der Berechnung nach dem  $\gamma$ -Verfahren und der analytischen Lösung für Einfeldträger mit Einzellast nach Abschnitt 3.3.4 für den Träger H.6 aus Anhang H mit großen Flanschen (15 cm x 2 cm) und kleinem Steg (15 cm x 2 cm) dar. Der Träger hat den gleichen Querschnitt wie der in Bild 8.2 analysierte Träger H.3 und unterscheidet sich nur durch die Art der Belastung. Das  $\gamma$ -Verfahren überschätzt aufgrund der Belastung mit einer Einzellast die Flachschnormalkraft um bis zu 21% (Bild 8.4, oben links). Daraus resultiert eine starke Unterschätzung des Stegmomentes um bis zu -57% (Bild 8.4, oben rechts). Die Schubbeanspruchung der Verklebung wird durch das  $\gamma$ -Verfahren ebenfalls unterschätzt. Für den Träger H.6 ergeben sich Abweichungen um bis zu -18%.

Die Berechnungen zeigen, dass das  $\gamma$ -Verfahren die Steg- und Verklebungsbeanspruchung für Einfeldträger mit Einzellast teilweise stark unterschätzt. In der Berechnung des Trägers H.6 mit extremen Abmessungen wird, je nach Verbin-

dungssteifigkeit, die Belastung des Glasstegs um bis zu -57% und die Belastung der Verklebung um bis zu -18% unterschätzt. Eine sichere Bemessung bei Belastungen mit Einzellasten ist daher mit dem  $\gamma$ -Verfahren nicht möglich.

#### 8.3.2 Spannungen infolge Bauteilerwärmung

Bei Erwärmung entstehen durch die unterschiedliche Wärmedehnung der Materialien Glas und Stahl Spannungen im Verbundträger. Die in Abschnitt 6.2 hergeleiteten Gleichungen zur Berechnung der resultierenden Spannungen bei Erwärmung können mit guter Genauigkeit zur Berechnung verwendet werden, wie die Vergleiche mit numerischen Berechnungen in Abschnitt 6.3 zeigen. Auftretende Spannungen in den Eckbereichen des Glasstegs bei Erwärmung können mit der aus Parameterstudien empirisch hergeleiteten Gleichung (6.39) abgeschätzt werden.

Die Berechnungsgleichungen des Kapitels 6 gelten nur für Querschnitte, die zur y-Achse symmetrisch aufgebaut und symmetrisch belastet sind. Bei unsymmetrischen Querschnittsformen, ungleichen Verbindungssteifigkeiten und ungleichmäßiger Erwärmung tritt Biegung im Träger auf, was durch die hergeleiteten Gleichungen nicht berücksichtigt werden kann.

In Abschnitt 6.4 wurde exemplarisch gezeigt, dass Spannungen infolge Bauteilerwärmung in Kombination mit Spannungen infolge Biegung großen Einfluss auf die Spannungsverteilung haben können. Daher sind bei der Bemessung auftretende Biegebeanspruchungen in Kombination mit Temperaturbeanspruchung zu untersuchen.

#### 8.3.3 Spannungsnachweise

Die vorgestellten Berechnungsverfahren des nachgiebigen Verbundes liefern als Ergebnis die Teilschnittgrößen M und N in den Querschnittsteilen. Daraus können die Normalspannungen  $\sigma_x$  berechnet werden.

Für die Flansche aus Stahl ist bei der elastischen Querschnittsberechnung nach Eurocode 3 [93] die Vergleichsspannung nach von Mises anzusetzen. Da die Querkraftbeanspruchung  $V_z$  der Flansche aufgrund ihrer Form in der Regel sehr gering ist, kann der Nachweis der Flansche mit der Nachweisgleichung  $\sigma_x \leq f_{y,d}$

$$\sigma_{x,Ed} \leq f_{y,d} \quad (8.14)$$

geführt werden. Dies bestätigten auch die numerischen Berechnungen, in denen für die Flansche kein signifikanter Unterschied zwischen der Normalspannung  $\sigma_x$  und der Vergleichsspannung auftrat.

Die Glasbemessung erfolgt nach DIN 18008 nach dem Konzept der Hauptspannungen. Für zweidimensionale Spannungszustände berechnen sich die Hauptspannungen zu

$$\sigma_{1/2} = \frac{\sigma_x}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{\sigma_x^2 + 4\tau_{xz}^2} \quad (8.15)$$

Die Schubspannungen im Glassteg können aus dem äußeren Querkraftverlauf  $V_z$  bestimmt werden, unter der vereinfachten Annahme, dass die Querkraft nur vom Steg abgetragen wird.

Für Einfeldträger mit Einzellasten wäre nach den Schnittgrößenverläufen an der Stelle des größten Momentes eine Querkraft zur Berechnung der Hauptspannungen zu berücksichtigen. In den numerischen Berechnungen hatte die Querkraft an der Stelle des größten Biegemomentes jedoch keinen Einfluss auf die Hauptzugspannungen an der gezogenen Stegkante, so dass gilt  $\sigma_x = \sigma_1$ , siehe exemplarisches Bild 8.5.

Daher kann für die Spannungsnachweise infolge Biegung im Glassteg in guter Genauigkeit die Normalspannung  $\sigma_x$  anstelle der Hauptspannungen angesetzt werden. Das Nachweisformat lautet dann

$$\sigma_{x,Ed} \leq f_{d,glas} \quad (8.16)$$

Als Schubspannungsnachweis in der Stegmitte mit  $\sigma_x = 0$  ergibt sich aus Gleichung (8.15) die Nachweisgleichung

$$\sigma_1 = 2\tau_{xz,Ed} \leq f_{d,glas} \quad (8.17)$$

Auf der sicheren Seite liegend kann die Schubspannung unter Annahme eines parabelförmigen Schubspannungsverlauf über die Trägerhöhe berechnet werden zu

$$\tau_{xz,Ed} = 1,5 \cdot V_{z,Ed} / A_w \quad (8.18)$$

Bei den exemplarisch berechneten Stahl-Glas-Trägern war der Schubspannungsnachweis des Glasstegs jedoch bei keinem Träger maßgebend.

## 8.4 Empfehlungen zur Formfindung und Vorbemessung

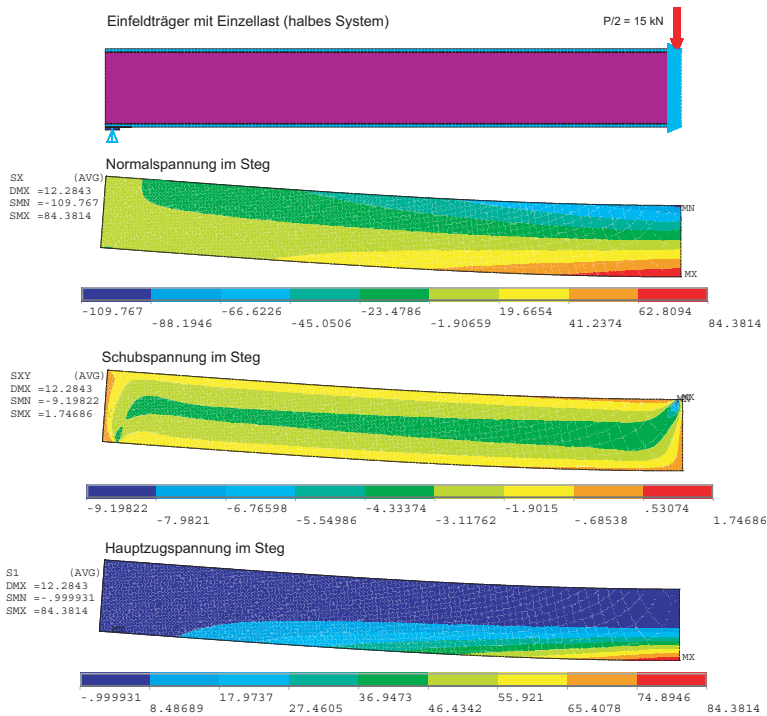


Bild 8.5 Numerische Berechnung eines Einfeldträgers mit Einzellast (Beispielträger 1a mit  $P=30\text{ kN}$ )

Für den Nachweis der schubbeanspruchten geklebten Verbindung sind Schubspannungsnachweise zu führen. Grundsätzlich gilt, dass der einwirkende Schubfluss  $t_{c,Ed}$  kleiner als der Widerstand  $t_{c,Rd}$  sein muss.

Für stirnseitig verklebte Träger kann der Nachweis der Verklebung auf Spannungsebene mit  $\tau_{c,Ed} = t_{c,Ed}/b_w \leq t_{c,Rd}$  geführt werden.

Bemessungsansätze für die Verklebung unter Kurzzeit- und Langzeitbeanspruchung sind in Abschnitt 8.2.4 diskutiert worden.

## 8.4 Empfehlungen zur Formfindung und Vorbemessung

Zur Vorbemessung geklebter Stahl-Glas-Träger wurden im Rahmen des Forschungsprojekts Innoglast [3] an der TU Dortmund Vorbemessungsdiagramme für Stahl-Glas-Träger mit einer Steghöhe zwischen 15 cm und 35 cm und einem Ver-

hältnis von Steg- und Flanschfläche zwischen 4 und 12 entwickelt, Bild 8.6 und Bild 8.7<sup>6</sup>. Die Diagramme basieren auf dem analytischen Berechnungsverfahren für Einfeldträger mit Gleichstreckenlast nach Abschnitt 3.3.3. Mit den Diagrammen kann die Erhöhung der Biegetragfähigkeit durch die Verbundwirkung gegenüber dem reinen Glassteg in guter Näherung abgeschätzt werden.

Die Vorbemessungsdiagramme können verwendet werden, um

- die erforderliche Verbindungssteifigkeit  $G_c$  (bzw. die erforderliche Klebstoffschubsteifigkeit  $G_a$ ) aus bekannten Trägerabmessungen zu bestimmen, die für eine bestimmte Biegetragfähigkeit  $M_{Rd}$  erforderlich ist,
- die erforderliche Flanschfläche zu bestimmen, die für eine bestimmte Biegetragfähigkeit  $M_{Rd}$  erforderlich ist,
- die Biegetragfähigkeit bei bereits festgelegter Trägerkonfiguration zu bestimmen.

Bild 8.8 stellt die hierzu notwendige Vorgehensweise in einem Ablaufdiagramm für die Vorbemessung dar.

Eingangswert für die Diagramme ist der Wert  $\Psi$  (8.21), der neben den Geometriewerten die Verbindungsschubsteifigkeit  $G_c$  der geklebten Verbindung beinhaltet. Abhängig von dem Flächenverhältnis von Steg und Flansch kann daraus der Faktor  $\eta$  (8.20) bestimmt werden, der die Erhöhung der Biegetragfähigkeit durch die Verbundwirkung gegenüber dem reinen Glassteg in guter Näherung angibt. Für die Bestimmung der Biegetragfähigkeit des Glassteges (8.21) kann der anzusetzende Bemessungswert der Biegezugfestigkeit des Glassteges  $f_{d,glas}$  frei gewählt werden, z.B. mit dem Wert der DIN 18008 (2.2).

Der in den Diagrammen grau hinterlegte Bereich gibt für eine Bemessungsfestigkeit von  $f_{d,glas} = 80 \text{ N/mm}^2$  Hinweise zu der zu verwendenden Stahlsorte. Bei Werten innerhalb des grauen Bereichs werden Stahlspannungen über  $23,5 \text{ N/mm}^2$  erreicht, so dass mindestens die Stahlsorte S355 verwendet werden sollte.

$$\Psi = G_c \cdot l^2 / A_w \text{ in [kN/cm}^2\text{]} \text{ mit } G_c \text{ in [kN/cm}^2\text{]}, l \text{ in [cm]}, A_w \text{ in [cm}^2\text{]} \quad (8.19)$$

$$\eta = M_{Rd} / M_{w,Rd} \quad (8.20)$$

$$M_{w,Rd} = b_w \cdot h_w^2 / 6 \cdot f_{d,glas} \quad (8.21)$$

<sup>6</sup> Die dargestellten Diagramme sind gegenüber den ursprünglichen Bezeichnungen an die in dieser Arbeit verwendeten Bezeichnungen angepasst.

Die Berechnung des maximalen Schubflusses  $t_c$  in der geklebten Verbindung bei Erreichen der Biegezugfestigkeit des Glassteiges kann ebenfalls anhand der Vorbemessungsdiagramme abgeschätzt werden. Unter der Annahme eines parabelförmigen Normalkraftverlaufs im Flansch kann der Schubfluss am Trägerende auf der sicheren Seite liegend aus der maximalen Normalkraft  $N_{f,\max}$  in Feldmitte mit

$$t_c = 4 \cdot N_{f,\max} / l \quad (8.22)$$

abgeschätzt werden [3].

Über die Ergebnisse aus [3] hinaus, kann die Normalkraft in den Flanschen bei Erreichen der Biegezugfestigkeit des Glassteigs unter Vernachlässigung der geringen Flanschbiegemomente aus

$$M_{Rd} \approx M_{w,Rd} + N_f \cdot 2z_f \quad (8.23)$$

berechnet werden. Mit (8.20) ergibt sich damit die maximale Normalkraft im Flansch zu

$$N_{f,\max} \approx \frac{(\eta - 1)}{2z_f} M_{w,Rd} \quad (8.24)$$

und daraus mit Gleichung (8.22) der maximale Schubfluss zu

$$t_{c,\max} \approx 2(\eta - 1) \frac{1}{l z_f} M_{w,Rd} \quad (8.25)$$

Mit Gleichung (8.21),  $2z_f \approx h_w$  und  $\tau_{c,Ed} = t_{c,Ed}/b_w$  ergibt sich dann die maximale Schubspannung in der stirnseitig geklebten Verbindung bei Erreichen der Bemessungsglasfestigkeit  $f_{d,glas}$  zu

$$\tau_{c,\max} \approx \frac{2}{3} (\eta - 1) \frac{h_w}{l} f_{d,glas} \quad (8.26)$$

Die Durchbiegung des Einfeldträgers in Feldmitte beim Bruch des Trägers kann aus der Momentenbeanspruchung des Glassteigs abgeschätzt werden. Aus der Durchbiegung eines Einfeldträgers mit Gleichstreckenlast

$$w = \frac{5}{384} \cdot \frac{q l^4}{EI} = \frac{q l^2}{8} \cdot \frac{5}{48} \frac{l^2}{EI} = M_{y,\max} \cdot \frac{5}{48} \frac{l^2}{EI} \quad (8.27)$$

ergibt sich unter der vereinfachten Annahme eines parabelförmigen Momentenverlaufs im Glassteig die Durchbiegung bei Erreichen der Bemessungsglasfestigkeit  $f_{d,glas}$  zu

$$w = M_{w,Rd} \cdot \frac{5}{48} \frac{l^2}{E_w I_w} = \frac{M_{w,Rd}}{I_w} \cdot \frac{h_w}{2} \cdot \frac{10}{48} \frac{l^2}{E_w h_w} = f_{d,glas} \cdot \frac{5}{24} \frac{l^2}{E_w h_w} \quad (8.28)$$

Mit  $E_w = 7.000 \text{ kN/cm}^2$  ergibt sich die Durchbiegung beim Glasbruch zu

$$w = f_d \cdot \frac{1}{33600} \frac{l^2}{h_w} \quad \text{mit } \ell \text{ und } h_w \text{ in [cm]} \quad (8.29)$$

Da die Vorbemessungsdiagramme für Einfeldträger unter Gleichstreckenlast hergeleitet wurden, gelten sie nicht für andere statische Systeme. Mit den Genauigkeitsbetrachtungen aus Abschnitt 8.3.1 kann davon ausgegangen werden, dass für Einfeldträger mit Einzellast in Feldmitte die Dimensionierung des Glasstegs zu gering ausfallen wird. Die Vorbemessungstabellen können daher bei anderen Belastungen als Gleichstreckenlast nur als grobe Näherung verwendet werden.

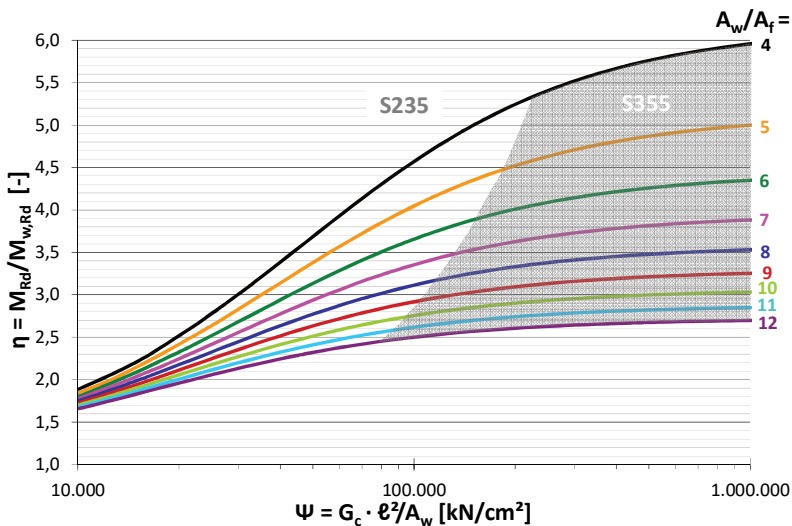


Bild 8.6 Vorbemessungsdiagramm nach [3] mit logarithmischer Skalierung für  $\psi > 10.000 \text{ kN/cm}^2$

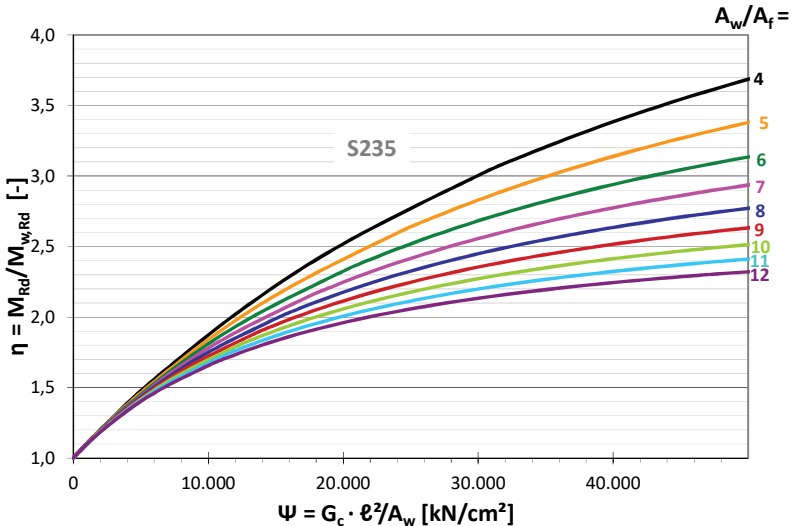


Bild 8.7 Vorbemessungsdiagramm nach [3] mit linearer Skalierung für  $\Psi < 50.000 \text{ kN/cm}^2$

Anhand der Vorbemessungsdiagramme lassen sich die Auswirkungen einzelner Querschnittsparameter des Stahl-Glas-Trägers auf die Tragfähigkeit ablesen. Die Biegetragfähigkeit des Stahl-Glas-Trägers setzt sich aus der Biegetragfähigkeit des Glasstegs und deren Erhöhung infolge der Mitwirkung der Flansche zusammen. Die Erhöhung der Tragfähigkeit des Glasstegs durch die Mitwirkung der Flansche wird durch den Faktor  $\eta$  auf der Ordinate abgebildet. Der Anteil des Lastabtrags der Flansche wird dabei durch folgende Parameter erhöht: Zum einen steigt die Mitwirkung der Flansche durch eine Erhöhung der Flanschfläche  $A_f$  (Verringerung des Verhältnisses  $A_w/A_f$ ) an. Die dicht aneinander liegenden Kurven bei kleinen Werten  $\Psi$  zeigen, dass sich die Erhöhung der Flanschfläche bei geringen Verbindungssteifigkeiten  $G_c$  ( $\Psi$  klein) nur geringfügig auf die Biegetragfähigkeit auswirkt. Bei größeren Schubsteifigkeiten der geklebten Verbindung lässt sich die Tragfähigkeit durch Erhöhung der Flanschfläche signifikant verbessern.

Eine Vergrößerung der Schubsteifigkeit  $G_c$  der geklebten Verbindung führt ebenfalls zu einer Erhöhung der rechnerischen Biegetragfähigkeit. Anhand der steilen Kurvenverläufe für kleine Werte  $\Psi$  ist zu erkennen, dass die Erhöhung der Verbindungssteifigkeit bei geringen Steifigkeiten  $G_c$  größere Auswirkungen auf die Tragfähigkeit hat als bei höheren Verbindungssteifigkeiten. Bei sehr hohen Verbindungssteifigkeiten, bei denen die Kurvenverläufe fast horizontal verlaufen, Bild 8.6, wird eine annähernd starre Verbindung erreicht. Dieser Zustand wird bei kleinen Flanschen eher erreicht als bei großen.



Bemerkenswert ist, dass die Trägerlänge ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Mitwirkung der Flansche hat. Mit zunehmender Trägerlänge werden größere Schubkräfte von der geklebten Verbindung in den Flansch eingeleitet. Dadurch nimmt die Normalkraft in den Flanschen mit steigender Trägerlänge zu, so dass sich die Tragfähigkeit erhöht. Hier gilt ebenfalls, dass eine Änderung der Trägerlänge bei kleinen Werten  $\Psi$  (also bei geringer Verklebungssteifigkeit und kleinen Trägerlängen) einen größeren Einfluss hat als bei großen Werten  $\Psi$ . Der Einfluss der Trägerlänge, die quadratisch in den Wert  $\Psi$  eingeht, ist größer als der Einfluss der Verbindungssteifigkeit  $G_c$ .

Als Schlussfolgerung für die Vorbemessung ergibt sich, dass eine hohe Tragfähigkeitssteigerung des Glasstegs bei großen Flanschflächen, großen Trägerlängen und großen Verbindungssteifigkeiten erzielt wird.

Aus optischen Gründen sind große Flanschflächen nicht sinnvoll, da die Transparenz des Bauteils eingeschränkt wird. Die Trägerlänge richtet sich in der Regel nach den Abmessungen des Bauwerks und ist nicht variabel. Daher kann die Tragfähigkeit des Stahl-Glas-Träger vor allem durch eine hohe Steifigkeit der geklebten Verbindung erzielt werden.

Dabei ist zu berücksichtigen, dass nach Gleichung (8.26) eine Erhöhung der Tragfähigkeit (Vergrößerung des Faktors  $\eta$ ) eine signifikante Erhöhung der Schubspannungen in der Verklebung mit sich bringt. Daher ist im Rahmen der Vorbemessung zu prüfen, ob die Tragfähigkeit der Verklebung bei hohen Verbindungssteifigkeiten überschritten wird.

Im Rahmen der Vorbemessung geklebter Stahl-Glas-Träger sollte neben der Biegetragfähigkeit auch eine vorhandene Temperaturbeanspruchung berücksichtigt werden. Es können die in Kapitel 6.2.1 angegebenen Grenzwerte für den Schubfluss  $t_{c,grenz}$  bzw. die Schubspannung  $\tau_{c,grenz}$  und die Glasnormalspannung  $\sigma_{x,w,grenz}$  bei für Erwärmung verwendet werden. Da die Schubspannung in der geklebten Verbindung infolge Erwärmung bei zunehmender Verbindungssteifigkeit ebenfalls ansteigt, ist im Rahmen der Vorbemessung zu prüfen, ob die Tragfähigkeit der Verklebung bei Erwärmung erreicht wird.

## 8.4 Empfehlungen zur Formfindung und Vorbemessung

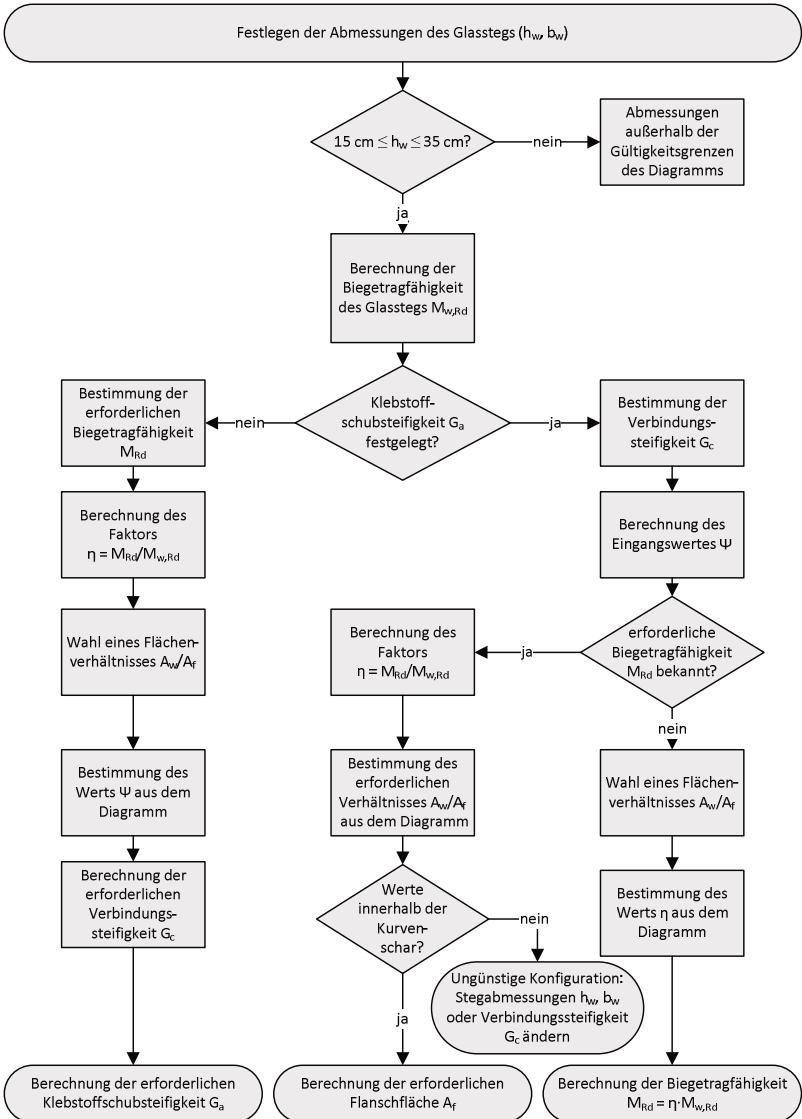


Bild 8.8 Ablaufdiagramm für die Vorbemessung geklebter Stahl-Glas-Träger nach [3]

## 8.5 Beispielbemessung

### 8.5.1 Beschreibung des Systems

An dieser Stelle wird eine exemplarische Bemessung eines Stahl-Glas-Trägers durchgeführt, der in einer gläsernen Überdachung eines Innenhofes als Haupttraglelement verwendet wird.

Die Spannweite der Trägers zwischen den Gebäudeteilen beträgt 7,20 m bei einem Trägerabstand von 2,40 m.



Bild 8.9 Stahl-Glas-Träger als Innenhofüberdachung

### 8.5.2 Belastungen und Lastfallkombinationen

Das Konstruktionseigengewicht des Daches setzt sich aus dem Trägereigengewicht  $g_{1,k}$  und der Isolierglaseindeckung  $g_{2,k}$  zusammen. Das Trägereigengewicht wird mit  $A_f = 10 \text{ cm}^2$  und  $A_w = 75 \text{ cm}^2$  abgeschätzt zu

$$g_{1,k} = 2 \cdot 10 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot 78,5 \text{ kN/m}^2 + 75 \cdot 10^{-4} \cdot 25 \text{ kN/m}^2 \approx 0,34 \text{ kN/m}$$

Die Isolierglaseindeckung belastet den Träger bei einem Flächengewicht von  $0,75 \text{ kN/m}^2$  und einem Trägerabstand  $e = 2,40 \text{ m}$  mit einer Streckenlast von

$$g_{2,k} = 0,75 \text{ kN/m}^2 \cdot 2,4 \text{ m} = 1,8 \text{ kN/m}.$$

Damit ergibt sich die Belastung aus Eigengewicht zu

$$g_k = 0,34 \text{ kN/m} + 1,8 \text{ kN/m} = 2,14 \text{ kN/m}$$

Die Schneelast auf dem Boden ergibt sich nach EC 1 Teil 1-3 [103; 119] in Schneelastzone II bei einer Geländehöhe von weniger als 285 m zu  $0,85 \text{ kN/m}^2$ . Mit dem Formbeiwert  $\mu = 0,8$  für Flachdächer beträgt die Streckenlast eines Trägers

$$s_k = 0,85 \text{ kN/m}^2 \cdot 0,8 \cdot 2,4 \text{ m} = 1,63 \text{ kN/m}$$

Die Windlasten werden nur in den Dachbereichen mit Winddruck betrachtet, da Windsog entlastend wird. Nach Tabelle B.3 aus [120] beträgt der Geschwindigkeitsdruck  $q_p = 0,5 \text{ kN/m}^2$  in Windzone 1 bei Gebäudehöhen unter 10 m. Mit dem Außendruckbeiwert  $c_{pe,10} = +0,2$  im Dachbereich I von Flachdächern nach EC 1 Teil 1-4 [104] ergibt sich die Winddruckbelastung eines Dachträgers zu

$$w_k = 0,2 \cdot 0,5 \text{ kN/m}^2 \cdot 2,4 \text{ m} = 0,24 \text{ kN/m}$$

Die Glaseindeckung soll nicht begehbar, aber für Instandhaltungsmaßnahmen betretbar sein. Dafür wird nach dem aktuellen Entwurf der DIN 18808-6 [101] eine Personenlast von  $Q_k = 1,5 \text{ kN}$  angesetzt.

Die Erwärmung des Stahl-Glas-Trägers im Innenraum unter sommerlicher Wärmeeinstrahlung kann ohne Kenntnis über die exakte Temperaturbelastung mit den Betrachtungen des Kapitels 6 abgeschätzt werden. Dabei wird von hellgrauen Flanschen ausgegangen. Bei farbigen hellen Flanschen ergibt sich bezogen auf eine Herstelltemperatur von  $20^\circ\text{C}$  ein Temperaturanstieg von  $\Delta T_f = 50^\circ\text{K}$ . Für den Glassteg wird eine Erwärmung um  $\Delta T_w = 20^\circ\text{K}$  angesetzt.

Für die Bemessung ergeben sich nach Abschnitt 10.2 die in Tabelle 8.8 angegebenen Lastfallkombinationen. Da das Dach zu Wartungszwecken auch bei Schnee betreten werden soll, erfolgt die Kombination von Schnee und Personenlasten mit dem Kombinationsbeiwert  $\Psi_0 = 1,0$ . Eine Kombination der Personenlast mit den Leiteinwirkungen Wind und Temperatur muss gemäß Tabelle 8.1 nicht erfolgen. Da der Träger im beheizten Innenraum verwendet wird, wird als Temperaturbelastung keine Abkühlung, sondern nur eine sommerliche Erwärmung angesetzt. Diese wird nicht mit Schneelasten kombiniert.

Tabelle 8.8: Einwirkungskombinationen des Bemessungsbeispiels

<b>Grenz Zustand der Tragfähigkeit</b> $\gamma_G = 1,35, \gamma_Q = 1,50$	
<b>LFK 1</b>	Eigengewicht $\oplus$ Schnee $\oplus$ 0,6 Wind
	$q_{d,LFK 1} = 1,35 \cdot 2,14 + 1,5 \cdot 1,63 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,24 = 5,55 \text{ kN/m}$
<b>LFK 2</b>	Eigengewicht $\oplus$ Schnee $\oplus$ 1,0 Personenlast
	$q_{d,LFK 2} = 1,35 \cdot 2,14 + 1,5 \cdot 1,63 = 5,34 \text{ kN/m}$ $P_{d,LFK 2} = 1,50 \cdot 1,50 = 2,25 \text{ kN}$

<b>LFK 3</b>	Eigengewicht $\oplus$ Personenlast $\oplus$ 0,6 Temperatur $\oplus$ 0,6 wind
	$q_{d,LFK\ 3} = 1,35 \cdot 2,14 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,24 = 3,11 \text{ kN/m}$ $P_{d,LFK\ 3} = 1,50 \cdot 1,50 = 2,25 \text{ kN}$ $\Delta T_{f,d,LFK\ 3} \approx 1,50 \cdot 0,6 \cdot 50 = 45 \text{ K}$ , $\Delta T_{w,d,LFK\ 3} \approx 1,50 \cdot 0,6 \cdot 20 = 18 \text{ K}$
<b>LFK 4</b>	Eigengewicht $\oplus$ Temperatur $\oplus$ 0,6 Wind
	$q_{d,LFK\ 4} = 1,35 \cdot 2,14 + 1,5 \cdot 0,6 \cdot 0,24 = 3,11 \text{ kN/m}$ $\Delta T_{f,d,LFK\ 4} \approx 1,50 \cdot 50 = 75 \text{ K}$ , $\Delta T_{w,d,LFK\ 4} \approx 1,50 \cdot 20 = 30 \text{ K}$
<b>Außergewöhnliche Einwirkungskombinationen</b> $\gamma_G = 1,0$ , $\gamma_Q = 1,0$	
<b>LFK A1</b>	Eigengewicht $\oplus$ 0,2 Schnee
	$q_{d,LFK\ A1} = 1,0 \cdot 2,14 + 0,2 \cdot 1,63 = 2,47 \text{ kN/m}$
<b>LFK A2</b>	Eigengewicht $\oplus$ 0,5 Temperatur
	$q_{d,LFK\ A2} = 1,0 \cdot 2,14 = 2,14 \text{ kN/m}$ $\Delta T_{f,d,LFK\ A2} \approx 0,5 \cdot 50 = 25 \text{ K}$ , $\Delta T_{w,d,LFK\ A2} \approx 0,5 \cdot 20 = 10 \text{ K}$
<b>Grenzstand der Gebrauchstauglichkeit</b> $\gamma_G = 1,0$ , $\gamma_Q = 1,0$	
<b>LFK GZG</b>	Eigengewicht $\oplus$ Schnee $\oplus$ 1,0 Personenlast
	$q_{d,LFK\ GZG} = 1,0 \cdot 2,14 + 1,0 \cdot 1,63 = 3,77 \text{ kN/m}$ $P_{d,LFK\ GZG} = 1,0 \cdot 1,50 = 1,50 \text{ kN}$

Aus den Einwirkungskombinationen der Tabelle 8.8 ergeben sich in den jeweiligen Lastfällen die folgenden in Tabelle 8.9 aufgeführten Biegemomenten- und Temperaturbeanspruchungen. Die Personenlast wird für die Berechnung des Biegemomentes in ungünstigster Laststellung in Feldmitte angesetzt.

Tabelle 8.9: Momenten- und Temperaturbeanspruchung des Bemessungsbeispiels

	$M_{Ed,q}$ $= q_d \cdot \ell^2/8$ [kNm]	$M_{Ed,Q}$ $= P_d \cdot \ell/4$ [kNm]	$M_{Ed}$ $= M_{Ed,q} + M_{Ed,Q}$ [kNm]	$\Delta T_f, \Delta T_w$ [K]
<b>LFK 1</b>	35,98	0	35,98	0
<b>LFK 2</b>	34,58	4,05	38,63	0
<b>LFK 3</b>	20,12	4,05	24,17	45 K, 18 K
<b>LFK 4</b>	20,12	0	20,12	75 K, 30 K
<b>LFK A1</b>	15,98	0	15,98	0
<b>LFK A2</b>	13,87	0	13,87	25 K, 10 K
<b>LFK GZG</b>	24,44	2,7	27,14	0

### 8.5.3 Formfindung und Vorbemessung

Die Vorbemessung des Stahl-Glas-Trägers wird mit den Vorbemessungsdiagrammen aus Abschnitt 8.4 durchgeführt, die für Einfeldträger mit Gleichstreckenlast gelten. Da der Träger überwiegend mit Gleichstreckenlast beansprucht ist, kann die Vorbemessung trotz zusätzlicher Beanspruchung mit einer Einzellast mit ausreichender Genauigkeit durchgeführt werden.

## 8.5 Beispielbemessung

Der Stahl-Glas-Träger besteht aus einem 4-Scheiben-Verbundsicherheitsglas aus ESG. Die Einzelscheiben haben eine Dicke von 8 mm, so dass sich eine Gesamtdicke des tragenden Steges von 32 mm ergibt. Die Dicke der Verbundfolie bleibt bei der Bemessung unberücksichtigt. Es wird eine Steghöhe von 22,5 cm gewählt. Damit ergibt sich eine Stegfläche von  $A_w = 72 \text{ cm}^2$ .

Die Biegetragfähigkeit des Glassteges aus ESG wird entsprechend der statistischen Auswertung der Biegezugfestigkeit nach Gleichung (8.7) in Abschnitt 8.2.2 angesetzt zu

$$f_{d,\text{Steg}} = 0,77 \cdot 120 \text{ N/mm}^2 / 1,5 = 61,6 \text{ N/mm}^2 = 6,16 \text{ kN/cm}^2$$

Damit ergibt sich die Momententragfähigkeit  $M_{w,\text{Rd}}$  des Glassteges zu

$$M_{w,\text{Rd}} = b_w \cdot h_w^2 / 6 \cdot f_{d,\text{Steg}} = 3,2 \text{ cm} \cdot (22,5 \text{ cm})^2 / 6 \cdot 6,16 \text{ kN/cm}^2 / 100 = 16,63 \text{ kNm}$$

Das maximal auftretende Moment beträgt in der Lastfallkombination 2

$$M_{\text{Ed,LFK } 2} = 38,63 \text{ kNm}$$

Damit ergibt sich der zur Vorbemessung benötigte Faktor  $\eta$  nach Gleichung (8.20) zu

$$\eta = M_{\text{Ed,LFK } 2} / M_{w,\text{Rd}} = 38,63 \text{ kNm} / 16,63 \text{ kNm} = 2,32$$

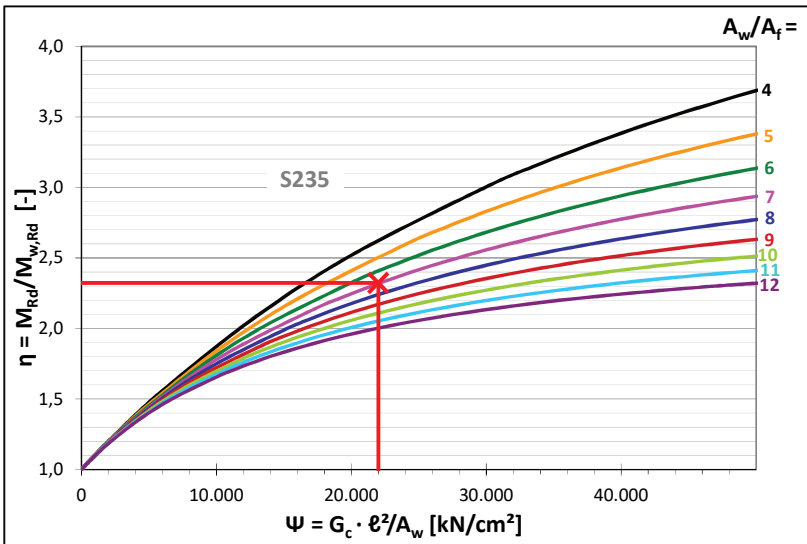


Bild 8.10 Vorbemessungsdiagramm der Beispielbemessung

Es wird ein mittleres Flächenverhältnis von Steg und Flansch mit  $A_w/A_f \approx 7$  gewählt. Damit kann der erforderliche Wert  $\Psi$  aus dem Vorbemessungsdiagramm zu

$\Psi = 22.000$  abgelesen werden, Bild 8.10. Nach Gleichung (8.19) ist damit eine Verbindungssteifigkeit von  $G_{c,erf} = \Psi \cdot A_w / \ell^2 = 22.000 \text{ kN/cm}^2 \cdot 72 \text{ cm}^2 / (720 \text{ cm})^2 = 3,06 \text{ kN/cm}^2 = 30,6 \text{ N/mm}^2$  erforderlich. Für die Flansche ist ein Stahl der Güte S235 ausreichend, da die Werte außerhalb des grauen Bereichs der Vorbemessungsdiagramms, Bild 8.6, liegen. Die Schubspannung im Klebstoff bei Erreichen der Tragfähigkeit des Glasstegs kann nach Gleichung (8.26) abgeschätzt werden zu  $\tau_{c,Ed} \approx 2/3 \cdot (3,06-1) \cdot 22,5 \text{ cm} / 720 \text{ cm} \cdot 6,16 \text{ kN/cm}^2 = 0,17 \text{ kN/cm}^2 = 1,7 \text{ N/mm}^2$ .

Die geklebte Verbindung zwischen Steg und Flansch wird als stirnseitige stumpfe Verbindung mit dem Polyurethan-Klebstoff SF 7550 mit einer Dicke von 3 mm ausgeführt. Die Schubsteifigkeit des Klebstoffs ist aus den in [3] durchgeführten Blockscherversuchen bekannt. Für die Vorbemessung wird nach Bild 8.11 für die Klebstoffschubsteifigkeit eine mittlere Sekantensteifigkeit von  $G_a = 3,1 \text{ N/mm}^2$  angesetzt. Damit ergibt sich nach Gleichung (3.84) bei einer Verklebungsdicke von  $d_c = 3 \text{ mm}$  und einer Verklebungsbreite von  $b_c = b_w = 32 \text{ mm}$  die Verbindungssteifigkeit zu  $G_c = 3,1 \cdot 3,2/0,3 = 33,1 \text{ N/mm}^2$ . Die vorhandene Verbindungssteifigkeit ist damit größer als die erforderliche Verbindungssteifigkeit von  $G_{c,erf} = 30,6 \text{ N/mm}^2$ . Die einwirkende Schubspannung  $\tau_{c,Ed} \approx 1,70 \text{ N/mm}^2$  liegt weit unterhalb der charakteristischen Schubfestigkeit von  $\tau_{c,Rd} = 6,7 \text{ N/mm}^2$  nach Tabelle 8.6. Damit weist die Verklebung Reserven für die spätere Bemessung auf.

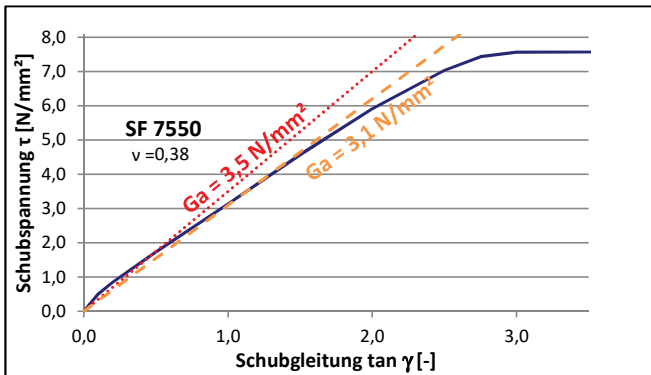


Bild 8.11 Mittlere Schubsteifigkeit des Klebstoffs zur Vorbemessung der Beispielbemessung (orange) und Sekantensteifigkeit für  $\tau_c = 1,7 \text{ N/mm}^2$  (rot)

Aus der Vorbemessung wird der in Bild 8.12 dargestellte geklebte Stahl-Glas-Träger gewählt.

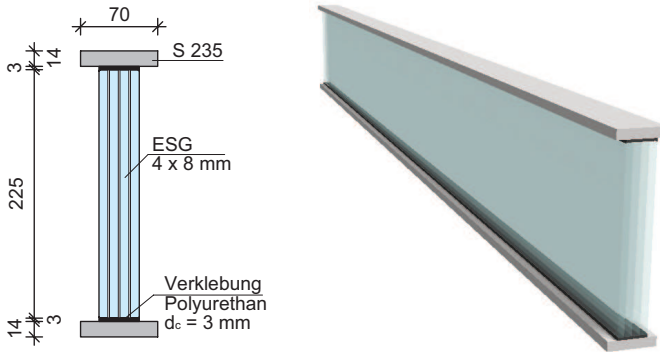


Bild 8.12 Stahl-Glasträger der Beispielbemessung

Die Beanspruchung der Querschnittsteile infolge Erwärmung kann im Rahmen der Vorbemessung mit den Grenzwerten des Abschnitts 6.2.1.1 abgeschätzt werden. Das Flächenverhältnis von Steg zu Flansch des gewählten Querschnitts beträgt  $A_w/A_f = 7,35$ .

Der Grenzwert der Glaszugspannung im Steg beträgt nach Gleichung (6.25) mit  $\Delta T_f = 50^\circ\text{K}$  und  $\Delta T_w = 20^\circ\text{K}$

$$\sigma_{x,\text{grenz},w} = 3/4 \cdot (12 \cdot 10^{-6} \cdot 50^\circ\text{K} - 9 \cdot 10^{-6} \cdot 20^\circ\text{K}) \cdot 7000 \text{ kN/cm}^2 = 2,21 \text{ kN/cm}^2 = 22,1 \text{ N/mm}^2.$$

Nach Gleichung (6.32) ergibt sich mit der Verbindungsschubsteifigkeit  $G_c = 3,31 \text{ kN/cm}^2$  die Grenzschubspannung in der Verklebung zu

$$\tau_{c,\text{grenz}} = (12 \cdot 10^{-6} \cdot 50^\circ\text{K} - 9 \cdot 10^{-6} \cdot 20^\circ\text{K}) \sqrt{(3/8 \cdot 3,31 \cdot 7000 \cdot 22,5/3,2)} = 0,1 \text{ kN/cm}^2 = 1 \text{ N/mm}^2.$$

Die berechnete Glaszugspannung  $\sigma_{x,\text{grenz},w} = 22,1 \text{ N/mm}^2$  im Steg beträgt etwa ein Drittel der Biegezugfestigkeit  $f_{d,\text{Steg}}$  des Glasstegs. Die Vorbemessung wurde mit der Lastfallkombination 2 durchgeführt, die keine Temperatureinwirkung enthält. In den Lastfallkombinationen 3 und 4 mit Temperatureinwirkung wird ein geringeres Biegemoment abgetragen. Der Glassteg weist ausreichend Reserve auf, um Zugspannungen aus Erwärmung abzutragen.

Die Schubspannung in der geklebten Verbindung infolge Erwärmung ist so gering, so dass eine Kombination der Schubspannungen infolge Biegung und Erwärmung Spannungswerte liefert, die deutlich unterhalb der Schubfestigkeit liegen.



### 8.5.4 Bemessung

#### 8.5.4.1 Bemessung unter den regulären Lastfallkombinationen im unzerstörten Zustand

Die Spannungsberechnung des Stahl-Glas-Trägers erfolgt unter Biegebeanspruchung mit den analytischen Verfahren nach Pischl und unter Temperaturbeanspruchung mit den hergeleiteten Berechnungsformeln des Kapitels 6. Die benötigten Berechnungshilfswerte sowie die verwendeten Querschnitts- und Materialkennwerte sind in Tabelle 8.10 angegeben.

Tabelle 8.10: Querschnitts- und Materialkennwerte sowie Berechnungshilfswerte der Beispielbemessung

<b>Querschnittswerte</b>		
Flanschfläche	$A_f = b_f \cdot d_f$	9,8 cm <sup>2</sup>
Flanschträgheitsmoment	$I_f = b_f \cdot d_f^3 / 12$	1,6 cm <sup>4</sup>
Stegfläche	$A_w = b_w \cdot h_w$	72 cm <sup>2</sup>
Stegträgheitsmoment	$I_w = b_w \cdot h_w^3 / 12$	3037,5 cm <sup>4</sup>
Flanschabstand zum Schwerpunkt	$z_f =$	11,9 cm
<b>Materialkennwerte</b>		
Elastizitätsmodul Flansch	$E_f$	21.000 kN/cm <sup>2</sup>
Elastizitätsmodul Steg	$E_w$	7.000 kN/cm <sup>2</sup>
	$n$	1/3
Schubmodul Klebstoff	$G_a$	0,35 kN/cm <sup>2</sup>
Schubmodul Verbindung (3.84)	$G_c = G_a \cdot b_w / d_c$	3,73 kN/cm <sup>2</sup>
<b>Hilfswerte für die Berechnung unter Biegebeanspruchung</b>		
$\alpha$ nach (3.39)	$\alpha = \frac{G_c}{E_f} \cdot \frac{z_f}{2 \cdot I_f + n \cdot I_w} =$	$2,14411 \cdot 10^{-6}$
$\beta$ nach (3.40)	$\beta^2 = \frac{G_c}{E_f} \left( \frac{1}{A_{fl}} + \frac{2 \cdot z_f^2}{2 \cdot I_f + n \cdot I_w} \right) =$	$8,4066 \cdot 10^{-3}$
<b>Hilfswerte für die Berechnung unter Temperaturbeanspruchung</b>		
$a_T$ nach (6.15)	$a_T = (\alpha_{T,S} \Delta T_f - \alpha_{T,G} \Delta T_w) \frac{E_w A_f A_w}{A_f + \frac{1}{2} n \cdot A_w}$	$(12 \cdot \Delta T_f - 9 \cdot \Delta T_w) \cdot 0,22657$
$b_T$ nach (6.16)	$b_T = \sqrt{\frac{2G_c}{E_w} \cdot \frac{A_f + \frac{1}{2} n \cdot A_w}{A_f A_w}}$	$5,74068 \cdot 10^{-3}$

Für die Belastung mit Gleichstreckenlast werden die Berechnungsformeln des Abschnitts 3.3.3 verwendet. Die maximale Momentenbeanspruchung des Trägers

unter Einzellast ergibt sich bei einer Laststellung in Feldmitte. Die Berechnung für eine Personenlast in Trägermitte erfolgt daher mit den in Abschnitt 3.3.4 aufgeführten Berechnungsformeln.

Aus den Überlegungen in Abschnitt 3.3.5 ergibt sich, dass die größte Schubbeanspruchung der geklebten Verbindung nach Gleichung (3.66) auftritt, wenn die Personenlast im Abstand  $c = 506 \text{ cm}$  vom Auflager entfernt angeordnet ist. Die Bestimmung der maximalen Schubbeanspruchung der geklebten Verbindung erfolgt daher nach der Berechnungsgleichung (3.65) des Abschnitts 3.3.5 für einen Einfeldträger mit Einzellast an der Stelle  $c = 506 \text{ cm}$ .

Die Spannungen infolge Erwärmung werden mit den Berechnungsgleichungen nach Abschnitt 6.2 mit den Temperaturdifferenzen der in Tabelle 8.8 aufgeführten Lastfallkombinationen bestimmt.

Für den in Bild 8.12 dargestellten Träger ergeben sich die in Tabelle 8.10 dargestellten Querschnittswerte und Hilfswerte für die Berechnung des nachgiebigen Verbundes. Der Schubmodul des Klebstoffes  $G_a$  wird mit der in der Vorbemessung ermittelten Schubspannung von  $\tau_{c,Ed} = 1,70 \text{ N/mm}^2$  als Sekantensteifigkeit neu ermittelt. Damit ergibt sich nach Bild 8.11 eine Schubsteifigkeit von  $G_a = 3,5 \text{ N/mm}^2$ .

Die nachfolgend in Tabelle 8.11 durchgeführte Bemessung erfolgt für die Lastfallkombination 2, da diese das größte Biegemoment aufweist. In Lastfallkombination 1 tritt ausschließlich eine Streckenlast  $q_d, LFK\ 1$  auf, die 4% größer ist, als die Streckenlast der LFK 2. Die Lastfallkombination 1 kann daher durch Erhöhung der Werte in Spalte (1) um 4% berechnet werden. Die so berechneten Spannungen sind geringer als die Kombination von Streckenlast und Einzellast in der LFK 2 und nicht bemessungsrelevant.

Tabelle 8.11: Spannungen der LFK 2

<b>Lastfallkombination 2</b> nach Tabelle 8.8			
	(1)	(2)	(3)
	Streckenlast $q_d$	Einzellast $P_d$	Summe
Belastung	5,34 kN/m	2,25 kN	
Moment $M_{ed}$	34,60 kNm	4,05 kNm	38,63 kNm
Flanschnormalkraft $N_f$ in Feldmitte	$\pm 84,28 \text{ kN}$ nach (3.38)	$\pm 8,25 \text{ kN}$ nach (3.47)	92,53 kN
Flanschbiegemoment $M_f$ in Feldmitte	0,022 kNm	0,0032 kNm	0,0252 kNm
Flanschrandspannung (unterer Rand) $\sigma_{e,f} =$ $N_f/A_f + M_f/I_f \cdot \pm d_f/2$	9,56 kN/cm <sup>2</sup>	0,98 kN/cm <sup>2</sup>	10,54 kN/cm <sup>2</sup> <b>= 105,4 N/mm<sup>2</sup> &lt; <math>f_{y,S235}</math></b>
Stegbiegemoment $M_w$ in Feldmitte	13,91 kNm nach (3.41)	2,023 kNm nach (3.48)	15,933 kNm

Lastfallkombination 2 nach Tabelle 8.8			
Stegrandspannung $\sigma_{e,w} = M_w/I_w \cdot \pm h_w/2$	$\pm 5,15 \text{ kN/cm}^2$	$\pm 0,75 \text{ kN/cm}^2$	$\pm 5,90 \text{ kN/cm}^2$ $= \pm 59,0 \text{ N/mm}^2 < f_{d,\text{Steg}}$
Schubspannung $\tau_{c,Ed} = t_{c,Ed}/b_w$	$0,122 \text{ kN/cm}^2$ nach (3.42)	$0,011 \text{ kN/cm}^2$ *) nach (3.65)	$0,133 \text{ kN/cm}^2$ $= 1,33 \text{ N/mm}^2$
*) Bei Laststellung im Abstand $c = 506 \text{ cm}$ nach Gleichung (3.66)			

Die berechneten Spannungen im Steg und in den Flanschen liegen unterhalb der Bemessungsfestigkeiten der verwendeten Baustoffe. So liegt die Flanschrandspannung von  $105,4 \text{ N/mm}^2$  unterhalb der Fließgrenze des Stahls S235 mit  $f_{y,d} = 235 \text{ N/mm}^2$ . Die Randspannung des Glassteges liegt mit  $59,0 \text{ N/mm}^2$  unterhalb der angesetzten Bemessungsfestigkeit des Stegs von  $f_d = 61,6 \text{ N/mm}^2$ .

Die einwirkende Schubspannung im Klebstoff beträgt mit  $\tau_{c,Ed} = 1,34 \text{ N/mm}^2$  20% der in [3] angegebenen charakteristischen Schubfestigkeit von  $6,7 \text{ N/mm}^2$ . Die Bemessungsfestigkeit des Klebstoffes wird weiter unten diskutiert.

Lastfallkombination 3 berücksichtigt neben der Biegebelastung aus Streckenlast und Einzellast auch eine Temperaturbelastung. Die maximalen Spannungen der Lastfallkombination 3 sind nach Tabelle 8.12 geringer als in Lastfallkombination 2 und daher nicht bemessungsrelevant. Die bei Erwärmung auftretenden Hauptzugspannungen in den Eckbereichen des Glasstegs überschreiten nach Gleichung (6.39) den Wert  $\sigma_1 \leq 2,3 \tau_c = 2,3 \cdot 0,074 \text{ kN/cm}^2 = 0,17 \text{ kN/cm}^2 = 1,7 \text{ N/mm}^2$  nicht. Die auftretende Spannung liegt deutlich unter der Festigkeit des Glasstegs.

Tabelle 8.12: Spannungen der LFK 3

Lastfallkombination 3 nach Tabelle 8.8				
	(1)	(2)	(3)	(4)
	Streckenlast $q_d$ (58,2% der LFK2)	Einzellast $P_d$ (100% der LFK2)	Temperatur $\Delta T$	Summe
Belastung	3,11 kN/m	2,25 kN	$\Delta T_f = 45 \text{ K}$ $\Delta T_w = 18 \text{ K}$	
Flanschrandspannung $\sigma_{e,f}$	$\pm 5,56 \text{ kN/cm}^2$	$\pm 0,98 \text{ kN/cm}^2$	$-3,28 \text{ kN/cm}^2$ nach (6.18)	<b>-9,82 kN/cm<sup>2</sup></b> (OG) 3,26 kN/cm <sup>2</sup> (UG)
Flanschnormalkraft $N_f$	$\pm 49,05 \text{ kN}$	$\pm 8,25 \text{ kN}$	$-32,15 \text{ kN}$	$-89,45 \text{ kN}$ (OG) $+25,15 \text{ kN}$ (UG)
Stegrandspannung $\sigma_{e,w}$	$\pm 3,0 \text{ kN/cm}^2$	$\pm 0,75 \text{ kN/cm}^2$	$0,89 \text{ kN/cm}^2$ nach (6.20)	$-2,86 \text{ kN/cm}^2$ (oben) <b>4,64 kN/cm<sup>2</sup></b> (unten)
Schubspannung Verklebung $\tau_c$	$0,071 \text{ kN/cm}^2$	$0,011 \text{ kN/cm}^2$	$\pm 0,074 \text{ kN/cm}^2$ nach (6.21)	<b>0,156 kN/cm<sup>2</sup></b> (oben) $0,008 \text{ kN/cm}^2$ (unten)

## 8.5 Beispielbemessung

In Lastfallkombination 4 ergibt sich mit  $\tau_{c,Ed} = 1,95 \text{ N/mm}^2$  die größte Schubspannung in der Verklebung, die damit bemessungsrelevant ist. Die durch Erwärmung auftretende Hauptzugspannung in den Eckbereichen des Glasstegs ist mit  $\sigma_1 \leq 2,3 \cdot 0,124 \text{ kN/cm}^2 = 0,29 \text{ kN/cm}^2 = 2,9 \text{ N/mm}^2$  gering. Die Gesamtschubspannung  $\tau_{c,Ed} = 1,95 \text{ N/mm}^2$  kann zur Überprüfung der für die Berechnung angesetzten Schubsteifigkeit von  $G_a = 3,5 \text{ N/mm}^2$  genutzt werden. Aus dem Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm, Bild 8.13, ergibt sich für  $\tau_{c,Ed} = 1,95 \text{ N/mm}^2$  eine Schubsteifigkeit  $G_a = 3,42 \text{ N/mm}^2$ . Für die Lastfallkombination 3 mit  $\tau_c = 1,56 \text{ N/mm}^2$  ergibt sich eine Sekantenschubsteifigkeit von  $G_a = 3,55 \text{ N/mm}^2$ . Die Abweichung zur angesetzten Steifigkeit ist mit -2,3% bzw. +1,4% so gering, dass keine neue Berechnung durchgeführt wird.

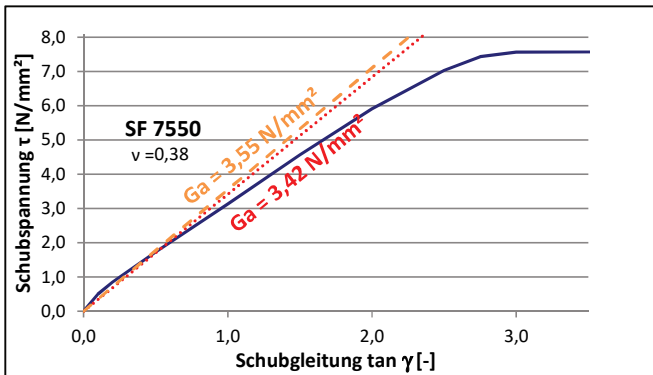


Bild 8.13 Mittlere Schubsteifigkeit des Klebstoffs zur Vorbemessung der Beispielbemessung (orange) und Sekantensteifigkeit für  $\tau_c = 1,7 \text{ N/mm}^2$  (rot)

Tabelle 8.13: Spannungen der LFK 4

Lastfallkombination 4 nach Tabelle 8.8			
	(1)	(3)	(4)
	Streckenlast $q_d$ (58,2% der LFK2)	Temperatur $\Delta T$	Summe
Belastung	3,11 kN/m	$\Delta T_f = 75 \text{ K}$ $\Delta T_w = 30 \text{ K}$	
Flanschrandspannung $\sigma_{e,f}$	$\pm 5,56 \text{ kN/cm}^2$	-5,47 kN/cm <sup>2</sup> nach (6.18)	<b>-11,03 kN/cm<sup>2</sup></b> (OG) 0,09 kN/cm <sup>2</sup> (UG)
Flanschnormalkraft $N_f$	$\pm 49,05 \text{ kN}$	-53,58 kN	<b>-102,63 kN</b> (OG) -4,53 kN (UG)
Stegrandspannung $\sigma_{e,w}$	$\pm 3,00 \text{ kN/cm}^2$	1,49 kN/cm <sup>2</sup> nach (6.20)	-1,51 kN/cm <sup>2</sup> (oben) <b>4,49 kN/cm<sup>2</sup></b> (unten)
Schubspannung Verklebung $\tau_c$	0,071 kN/cm <sup>2</sup>	$\pm 0,124 \text{ kN/cm}^2$ nach (6.21)	<b>0,195 kN/cm<sup>2</sup></b> (oben) 0,053 kN/cm <sup>2</sup> (unten)

Die Durchbiegung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit ergibt sich mit der Streckenlast von 3,77 kN/m nach Gleichung (3.43) zu  $w_q = 2,53$  cm und unter der Personenlast von 1,5 kN in Feldmitte nach Gleichung (3.50) zu  $w_p = 0,23$  cm. Die Gesamtdurchbiegung beträgt dann 2,76 cm, was einer Durchbiegung von  $\ell/260$  entspricht. Da es keine technischen Regeln zur zulässigen Durchbiegung von Stahl-Glas-Trägern gibt, sind im Anwendungsfall individuelle Regelungen festzulegen.

#### 8.5.4.2 Bemessung unter den außergewöhnlichen Lastfallkombinationen im teilzerstörten Zustand

Die oben durchgeführten Berechnungen setzen einen intakten Trägersteg voraus. Da es durch außergewöhnliche Umstände, wie Anprall oder Vandalismus, bei Glasbauteilen zu einem Bruch der äußeren Scheiben kommen kann, wird hier die Tragfähigkeit für Teilzerstörungszustände nachgewiesen. Zur Bemessung von Teilzerstörungszuständen mit gebrochenen äußeren Einzelscheiben wird der in Bild 8.14 dargestellte Träger unter den in Tabelle 8.8 angegebenen außergewöhnlichen Einwirkungskombinationen (LFK A1 und LFK A2) bemessen. Die für die Berechnung benötigten Hilfswerte des Querschnitts mit reduzierter Stegdicke von  $b_w = 16$  mm sind in Tabelle 8.14 angegeben. Aufgrund der reduzierten Stegdicke wird ebenfalls eine reduzierte Verklebungsbreite angesetzt.

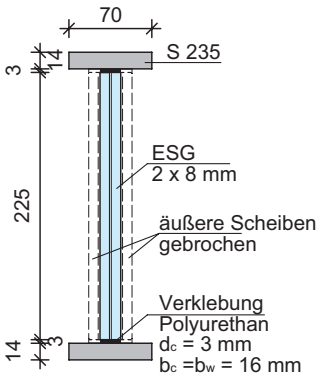


Bild 8.14 Stahl-Glas-Träger der Beispielbemessung im teilzerstörten Zustand

Tabelle 8.14: Querschnitts- und Materialkennwerte der Beispielbemessung im teilzerstörten Zustand

Querschnittswerte		
Flanschfläche	$A_f = b_f \cdot d_f$	9,8 cm <sup>2</sup>
Flanschträgheitsmoment	$I_f = b_f \cdot d_f^3/12$	1,6 cm <sup>4</sup>
Reduzierte Stegdicke	$b_{w,red}$	1,6 cm

## 8.5 Beispielbemessung

<b>Querschnittswerte</b>		
Reduzierte Stegfläche	$A_{w,red} = b_{w,red} \cdot h_w$	36 cm <sup>2</sup>
Stegträgheitsmoment	$I_{w,red} = b_{w,red} \cdot h_w^3 / 12$	1518,75 cm <sup>4</sup>
Flanschabstand zum Schwerpunkt	$z_f =$	12,25 cm
<b>Materialkennwerte</b>		
Elastizitätsmodul Flansch	$E_f$	21.000 kN/cm <sup>2</sup>
Elastizitätsmodul Steg	$E_w$	7.000 kN/cm <sup>2</sup>
	$n$	1/3
Schubmodul Klebstoff	$G_a$	0,35 kN/cm <sup>2</sup>
Schubmodul Verbindung	$G_c = G_a \cdot b_{w,red} / d_c$	1,87 kN/cm <sup>2</sup>
<b>Hilfswerte für die Berechnung unter Biegebeanspruchung</b>		
$\alpha$ nach (3.39)	$\alpha = \frac{G_c}{E_f} \cdot \frac{z_f}{2 \cdot I_f + n \cdot I_w} =$	$2,1374 \cdot 10^{-6}$
$\beta$ nach (3.40)	$\beta^2 = \frac{G_c}{E_f} \left( \frac{1}{A_{fl}} + \frac{2 \cdot z_f^2}{2 \cdot I_f + n \cdot I_w} \right) =$	$7,8381 \cdot 10^{-3}$
<b>Hilfswerte für die Berechnung unter Temperaturbeanspruchung</b>		
$a_T$ nach (6.15)	$a_T = \left( \alpha_{T,S} \Delta T_f - \alpha_{T,G} \Delta T_w \right) \frac{E_w A_f A_w}{A_f + \frac{1}{2} n \cdot A_w}$	$(12 \cdot \Delta T_f - 9 \cdot \Delta T_w) \cdot 0,156304$
$b_T$ nach (6.16)	$b_T = \sqrt{\frac{2G_c}{E_w} \cdot \frac{A_f + \frac{1}{2} n \cdot A_w}{A_f A_w}}$	$4,887239 \cdot 10^{-3}$

Tabelle 8.15: Spannungen der LFK A1

<b>Lastfallkombination A1 mit teilzerstörtem Querschnitt nach Tabelle 8.8</b>	
	(1)
	Streckenlast $q_d$
Belastung	2,47 kN/m
Moment $M_{ed}$	16,01 kNm
Flanschnormalkraft $N_f$ in Feldmitte	$\pm 43,36$ kN nach (3.38)
Flanschbiegemoment $M_f$ in Feldmitte	0,0169 kNm
Flanschrandspannung (unterer Rand) $\sigma_{e,f} = N_f / A_{f,red} + M_f / I_{f,red} \cdot \pm d_f / 2$	5,16 kN/cm <sup>2</sup>
Stegbiegemoment $M_w$ in Feldmitte	5,35 kNm nach (3.41)
Stegrandspannung $\sigma_{e,w} = M_w / I_w \cdot \pm h_w / 2$	$\pm 3,96$ kN/cm <sup>2</sup>
Schubspannung $\tau_{c,Ed} = \tau_{c,Ed} / b_w$	0,125 kN/cm <sup>2</sup> nach (3.42)

Unter der Streckenlast der Lastfallkombination A1 biegt sich der Träger im teilzerstörten Zustand nach (3.43) um 2,8 cm durch. Die Durchbiegung beträgt 1/257 der Trägerlänge.

Tabelle 8.16: Spannungen der LFK A2

Lastfallkombination A2 mit teilzerstörtem Querschnitt nach Tabelle 8.8			
	(1)	(3)	(4)
	Streckenlast $q_d$ (86,6% der LFK A1)	Temperatur $\Delta T$	Summe
Belastung	2,14 kN/m	$\Delta T_f = 25 \text{ K}$ $\Delta T_w = 10 \text{ K}$	
Flanschrandspannung $\sigma_{e,f}$	$\pm 4,47 \text{ kN/cm}^2$	-1,12 kN/cm <sup>2</sup> nach (6.18)	<b>-5,59 N/cm<sup>2</sup></b> (OG) 3,35 kN/cm <sup>2</sup> (UG)
Stegrandspannung $\sigma_{e,w}$	$\pm 3,43 \text{ kN/cm}^2$	0,61 kN/cm <sup>2</sup> nach (6.20)	-2,82 kN/cm <sup>2</sup> (oben) <b>4,04 kN/cm<sup>2</sup></b> (unten)
Schubspannung in Verklebung $\tau_c$	0,109 kN/cm <sup>2</sup>	$\pm 0,047 \text{ kN/cm}^2$ nach (6.21)	<b>0,156 kN/cm<sup>2</sup></b> (oben) 0,062 kN/cm <sup>2</sup> (unten)

Die Lastfallkombination A2 ist für alle Spannungen im teilzerstörten Zustand bemessungsrelevant. Die Stahlfließgrenze in den Flanschen wird mit  $-55,9 \text{ N/mm}^2$  nicht erreicht. Die maximale Glaszugspannung beträgt  $40,4 \text{ N/mm}^2$  und liegt unterhalb der angesetzten Bemessungsfestigkeit von  $61,6 \text{ N/mm}^2$ . Die Schubspannung der Verklebung liegt mit  $\tau_{c,Ed} = 1,56 \text{ N/mm}^2$  bei 23% der charakteristischen Festigkeit von  $6,7 \text{ N/mm}^2$ .

#### 8.5.4.3 Diskussion der Bemessung der Verklebung

Die größten Schubspannungen in der geklebten Verbindung ergeben sich nach den oben durchgeführten Berechnungen in der Lastfallkombination 4 zu  $\tau_{c,Ed} = 1,95 \text{ N/mm}^2$  (Tabelle 8.13) und in der außergewöhnlichen Lastfallkombination A2 zu  $\tau_{c,Ed} = 1,56 \text{ N/mm}^2$  (Tabelle 8.16). Aus der charakteristischen Festigkeit von  $\tau_{Rk} = 6,7 \text{ N/mm}^2$  [3] und dem Mindestsicherheitsbeiwert von  $\gamma_M = 2,0$  nach Abschnitt 8.2.4.1 ergibt sich für kurzzeitige Belastungen eine Bemessungsfestigkeit von  $\tau_{Rd} = 3,35 \text{ N/mm}^2$ . Die Kurzzeitnachweise sind damit in beiden Lastfallkombinationen erfüllt.

Für eine Langzeitbemessung der Verklebung sind die Effekte aus Klebstoffalterung und -kriechen zu berücksichtigen. Die reduzierte Festigkeit infolge Alterung kann nach Abschnitt 8.2.4.2 auf der Widerstandseite mit dem Faktor  $\eta_t = 0,64$  berücksichtigt werden. Wird die Abminderung der Festigkeit infolge Kriechen und Temperatureinflüssen nach Abschnitt 8.2.4.2 über die gesplitteten Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_{m,3} = 1,5$  und  $\gamma_{m,4} = 2,0$  berücksichtigt, so ergibt sich abhängig von der Fertigungsmethode beim Kleben ein Sicherheitsbeiwert zwischen 3,75 und 5,63 und damit eine Bemessungsschubfestigkeit  $\tau_{Rd}$  zwischen  $1,14 \text{ N/mm}^2$  und  $0,76 \text{ N/mm}^2$ . Die Langzeitnachweise der Verklebung können mit diesen Werten nicht erfüllt werden. Zusätzlich weisen die Betrachtungen des Abschnitts 8.2.4.2 darauf hin, dass die Festigkeitsminderung infolge Kriechen für den verwendeten

Klebstoff SF 7550 langfristig größer ausfallen wird, als über die Faktoren  $\gamma_{m,3}$  und  $\gamma_{m,4}$  berücksichtigt. Ein Langzeitchnachweis kann daher nicht erfüllt werden.

Die oben durchgeführten Spannungsberechnungen des Beispielträgers lassen außerdem das zeitabhängige Verformungsverhalten der Klebschicht unberücksichtigt. Der Alterungsprozess des Klebstoffes bewirkt im Kleinteilversuch neben einer Festigkeitsreduzierung auch eine Reduktion der Schubsteifigkeit des Klebstoffes, Bild 8.15. Die Sekantensteifigkeit der gealterten Versuche bei einer Schubspannung von  $\tau_{c,Ed} = 1,5 \text{ N/mm}^2$  liegt im Mittel bei  $G_a \approx 2,0 \text{ N/mm}^2$ , vgl. Bild 8.15. Im Verbundträger führt diese Reduktion der Klebstoffsteifigkeit auf  $G_a = 2,0 \text{ N/mm}^2$  in der LFK 2 zu einer Spannungsumlagerung mit einer Erhöhung der Glasspannungen auf  $70,35 \text{ N/mm}^2$  und einer Reduktion der Schubspannungen auf  $\tau_{c,Ed} = 1,04 \text{ N/mm}^2$ . Der Nachweis der Verklebung wäre demnach bei Trägerfertigung mit kontrollierten Prozessparametern ( $\gamma_M = 3,75$ ,  $\tau_{Rd} = 1,14 \text{ N/mm}^2$ ) erfüllt, bei Trägerfertigung von Hand ( $\gamma_M = 3,75$ ) jedoch nicht erfüllt. Durch die Spannungsumlagerung wird jedoch die Glasfestigkeit von  $61,6 \text{ N/mm}^2$  überschritten.

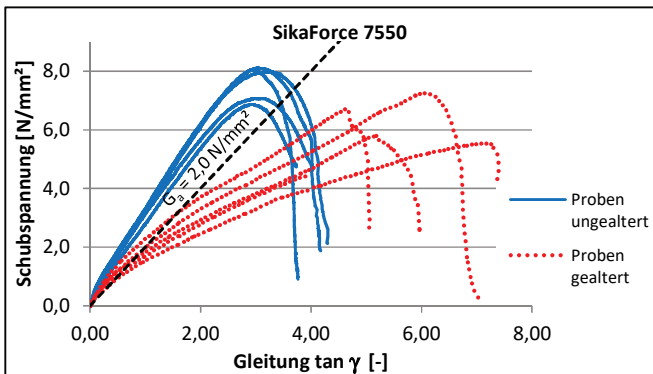


Bild 8.15 Blockscherversuche des Klebstoffs SF 7550 aus [3] mit mittlerem Sekantenschubmodul der gealterten Proben

Zusätzlich bewirken Kriechvorgänge im Klebstoff eine Reduktion der Schubsteifigkeit der Verbindung. Die daraus resultierende Umlagerung der Teilschnittgrößen führt im Träger zu einer zusätzlichen Erhöhung der Spannungen im Glassteg. In Kombination mit der reduzierten Steifigkeit infolge Alterung wäre der Nachweis des Glasstegs nicht zu erfüllen.

Die Bemessung der Verklebung des Beispielträgers zeigt, dass das Langzeitverhalten der Verklebung ausschlaggebend für die Bemessung ist. Auch wenn Kurzzeitchnachweise erfüllt sind, können zeitabhängige Steifigkeits- und Festigkeitsminderungen der Verklebung auftreten, die die Verbundwirkung signifikant



reduzieren und zu kritischen Spannungsumlagerungen führen können. Die auftretende Spannungserhöhung des Glasstegs und die Festigkeitsminderung der Verklebung werden dann bemessungsrelevant.

Insgesamt kann ein Nachweis der Verklebung und des Glasstegs unter Langzeitbelastung bei Berücksichtigung der Alterung und des Klebstoffkriechens nur erfüllt werden, wenn unter Kurzzeitbelastung größere Reserven vorhanden sind. Mit den vorliegenden Forschungsergebnissen lässt sich aus folgenden Gründen jedoch nur eine konservative Berechnung des Verbundträgers erbringen:

- Der Vergleich der künstlich gealterten Blockscherproben mit dem natürlich gealterten Träger im Großversuch (vgl. Abschnitt 4.2.4.7) weist darauf hin, dass durch die verschärften Alterungsbedingungen der Kleinteilversuche Schäden hervorgerufen werden, die bei der natürlichen Alterung nicht auftreten. Die Berücksichtigung des Alterungsverhaltens des Klebstoffes mit künstlich gealterten Klebstoffen kann daher zu konservativen Ergebnissen führen. Insbesondere bei einer Anwendung der Träger im Innenbereich weichen die realen Umgebungsbedingungen stark von den Bedingungen der beschleunigten Alterung unter Wasser bei erhöhten Temperaturen ab. Für eine realistische Bewertung der Alterung des Klebstoffes unter Berücksichtigung der realen Umgebungsbedingungen müssten daher zutreffendere Verfahren zur künstlichen Alterung verwendet werden, vgl. Abschnitt 8.2.4.
- Im Langzeitversuch (Abschnitt 4.3) wurde festgestellt, dass die Berücksichtigung steifigkeitsmindernder Kriecheinflüsse durch die direkte Implementierung der im Kriechversuch ermittelten Schubsteifigkeit  $G_{a,cr}$  in die analytische Berechnung zu konservativ ausfällt.

Gleichzeitig ist die Bewertung der im Bauwesen üblichen, langjährigen Nutzungsdauer von Bauteilen auf Basis von Kriechversuchen schwierig, da keine Versuchsdaten mit jahrzehntelanger Belastung vorliegen. Zum Kriechen von Verklebungen sind daher weitergehende Untersuchungen erforderlich, die eine zuverlässige Extrapolation von Versuchsdaten auf einen längeren Zeitraum ermöglichen, so dass eine Aussage zum langjährigen Trag- und Verformungsverhalten der Verklebung getroffen werden kann.

## 8.6 Fazit

In diesem Abschnitt wurde gezeigt, wie die Berechnung biegebeanspruchter Stahl-Glas-Träger mit den analytischen Berechnungen des Kapitels 3 erfolgen kann. Bei nichtlinearem Schubspannungs-Gleitungs-Verhalten kann für die betrachteten Klebstoffe eine gute Berechnungsgenauigkeit erzielt werden, wenn der Sekantenschubmodul für die größte auftretende Schubspannung im Verbundträger

angesetzt wird. Der Sekantenschubmodul kann mit den Handrechenverfahren und den Schubspannungs-Gleitungs-Kurven iterativ ermittelt werden. Das  $\gamma$ -Verfahren eignet sich nicht generell für die exakte Berechnung von Stahl-Glas-Trägern, da sowohl bei der Berechnung der Schubspannungen und allgemein unter Einzellasten große Abweichungen zur analytisch exakten Lösung auftreten können.

Im Verbundträger auftretende Spannungen unter Temperaturbeanspruchung können für die Bemessung mit den Gleichungen des Abschnitts 6.2 berechnet und mit den Spannungen infolge Biegung überlagert werden.

Für die Bemessung des Glasstegs wurde auf Basis der Großversuche die charakteristische Biegezugfestigkeit des Steges abgeleitet. Die statistische Auswertung der Bruchspannungen des Glasstegs in Abschnitt 8.2.2 zeigt, dass die Biegezugfestigkeit des Glasstegs aufgrund der Kantenbeanspruchung auf Zug gegenüber der charakteristischen Biegezugfestigkeit von ESG reduziert ist, so dass die Festigkeit auf 77% abgemindert wird.

Für die Bemessung der Verklebung wurde das Sicherheitskonzept des Abschnitts 2.3.7 auf den Stahl-Glasträger übertragen. Mit den charakteristischen Werten der Schubfestigkeit konnten Bemessungsfestigkeiten der Verklebung für die einzelnen Klebstoffe abgeschätzt werden. Für die Versuchsträger und das Bemessungsbeispiel in Abschnitt 8.5 konnte gezeigt werden, dass eine Bemessung der Verklebung unter Kurzzeitbeanspruchung erfüllt werden kann.

Im Langzeitbereich sind bei der Bemessung die Klebstoffalterung und das Klebstoffkriechen zu berücksichtigen. Die Betrachtungen in den Abschnitten 8.2.4.2 und 8.5.4.3 zeigen, dass Festigkeits- und Steifigkeitsminderung der Verklebung im Langzeitbereich signifikante Auswirkungen auf die Bemessung der Verklebung und des Glasstegs haben. Mit den vorliegenden Forschungsergebnissen ist im Langzeitbereich keine effiziente und sichere Auslegung geklebter Stahl-Glas-Träger möglich, da einerseits die Festigkeits- und Steifigkeitsminderung der Verklebung durch Alterung auf Basis der künstlich gealterten Proben und durch Kriechen auf Basis von Kleinteilkriechversuchen konservativ ausfällt. Andererseits sind für eine langjährige Bewertung des Kriechverhaltens von Klebstoffen weitere Untersuchungen erforderlich, die eine Ausweitung von Kriechversuchsdaten über den untersuchten Zeitraum hinaus ermöglichen. Ansätze zur Extrapolation von Kriechversuchsdaten werden von Dallner in [11] untersucht.

Insgesamt zeigen die Betrachtungen dieses Kapitels, dass eine Berechnung geklebter Stahl-Glas-Träger möglich ist, eine sichere und wirtschaftliche Bemessung unter Langzeitbeanspruchung jedoch nur durchgeführt werden kann, wenn folgende Fragestellungen geklärt sind:

- Für den verwendeten Klebstoff muss das verwendete Sicherheitskonzept aus Abschnitt 2.3.7 auf Grundlage schubbeanspruchter Stahl-Glas-Kleblagen verifiziert werden.
- Zur Bemessung des Glasstegs sind weitere statistisch abgesicherte Festigkeitswerte zur Kantenfestigkeit von ESG unter Zugbeanspruchung zu ermitteln.
- Zur künstlichen Alterungssimulation der Verklebung sind Verfahren anzuwenden, die eine äquivalente Schädigung der Verklebung unter realen Umweltbedingungen hervorrufen.
- Das Kriechverhalten des verwendeten Klebstoffs ist unter dem erwarteten Spannungsniveau und der erwarteten Temperatureinwirkung in Langzeitversuchen zu testen, um Steifigkeits- und Festigkeitsminderung des Klebstoffes bewerten zu können. Die zutreffende Implementierung von Kriechversuchsdaten in die Berechnung des Verbundträgers ist zu klären, um eine konservative Bemessung durch Überschätzen des Klebstoffkriechens zu vermeiden.

Ingesamt zeigen die Betrachtungen dieses Kapitels, dass ein statisch wirksamer Verbund bei langjähriger Bauteilnutzung nur angesetzt werden kann, wenn ein Klebstoff mit geringer Alterung und geringem Kriechen zum Einsatz kommt. Generell weisen höher vernetzte Klebstoffe wie Epoxidharze eine geringere Kriechneigung auf. Da diese Klebstoffe jedoch eine höhere Schubsteifigkeit aufweisen, treten unter Biegebeanspruchung hohe Schubspannungen in der Verklebung auf. Unter Temperaturbeanspruchung ist neben den Spannungen infolge Biegebeanspruchung mit zusätzlichen hohen Schubspannungen in der Verklebung und mit zusätzlichen Zugspannungen im Glassteg zu rechnen. Bei der Wahl des Klebstoffes muss daher ein Kompromiss zwischen einer ausreichenden Vernetzung des Klebstoffes zur Reduzierung der Kriecheinflüsse und einer erforderlichen Schubweichheit zur Reduzierung der Spannungen bei Bauteilerwärmung gefunden werden.

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit umfasst eine systematische Analyse des Tragverhaltens geklebter Träger aus Stahl und Glas unter Biege- und Temperaturbeanspruchung. Ziel war es, architektonisch ansprechende Träger mit hohem Transparenzgrad entwickeln zu können, bei denen sowohl die Querschnittsform als auch die geklebte Verbindung optimiert sind und die statisch-konstruktiven Anforderungen unter unterschiedlichen Beanspruchungen erfüllt werden. Hierzu sollte das Tragverhalten in geeigneten Berechnungsverfahren realitätsnah erfasst werden.

Die Berechnungsverfahren müssen als wichtige Einflussgröße die Schubverformbarkeit der geklebten Verbindung berücksichtigen, da diese die erzielte Verbundwirkung zwischen Glassteg und Stahlflanschen maßgebend beeinflusst. Für die Berechnung unter Biegebeanspruchung eignen sich die Berechnungsverfahren des nachgiebigen Verbundes, die in Kapitel 3 zusammengestellt wurden und, bei Erfordernis, an die Querschnitte des Stahl-Glas-Trägers angepasst wurden. Das Kapitel umfasst Berechnungsverfahren für nachgiebig verbundene Träger mit doppelsymmetrischem Querschnitt unter Biegebeanspruchung mit unterschiedlichen Lasten. Als Näherungslösung für unsymmetrische Querschnitte wurde das  $\gamma$ -Verfahren des Eurocode 5 an den Stahl-Glas-Träger angepasst. Dieses Verfahren kann auch zur näherungsweise Berechnung von Querschnitten mit unsymmetrischer Steifigkeitsverteilung der geklebten Verbindung verwendet werden.

Die Biegeversuche an Stahl-Glas-Trägern in Kapitel 4 unter kurzzeitiger Belastung belegen den Einfluss unterschiedlicher Verbindungssteifigkeiten und damit unterschiedlicher Klebstoffe auf die Verbundwirkung und die Tragfähigkeit der Versuchsträger. So kann mit einem weichen Silikonklebstoff nur eine geringe Verbundwirkung erzielt werden. Durch Verwendung steifer Epoxidharze steigt die Verbundwirkung so stark an, dass die Tragfähigkeit der reinen Glasscheibe auf mehr als das 3-fache gesteigert werden kann. Die aus den analytischen Berechnungsverfahren des Kapitels 3 hergeleitete Lösung für den 4-Punkt-Biegeversuch beschreibt zutreffend die experimentell ermittelten Spannungen und Verformungen. In vergleichenden Berechnungen wurden die vorhandenen Schubsteifigkeiten der Klebstoffe der Versuchsträger ermittelt und mit vorliegenden Ergebnissen aus kleinteiligen Blockscherversuchen abgeglichen. Hier zeigte sich eine gute Übereinstimmung.

In einem Dauerstandversuch zeigte sich mit der Zeit eine deutliche Abnahme der Normalkräfte in den Flanschen und eine Momentenumlagerung zum Steg hin. Die festgestellte Spannungsumlagerung ist auf eine zunehmende Verformung des

verwendeten Polyurethanklebstoffs und damit auf einen Steifigkeitsabfall der geklebten Verbindung unter Dauerlast zurückzuführen. Die daraus resultierende Spannungserhöhung im Glassteg kann ein Versagen des Glasstegs hervorrufen und muss daher bei der Berechnung von Stahl-Glas-Trägern unter Dauerlast berücksichtigt werden. Der Vergleich mit Kriechversuchen und theoretische Betrachtungen in Abschnitt 4.3 zeigen, dass im Stahl-Glas-Träger eine Kombination von Klebstoffkriechen und -relaxation stattfindet. Für eine konservative Bewertung der zeitlichen Entwicklung der Verbundwirkung können Kriechversuche an verklebten Proben herangezogen werden.

Für die numerischen Berechnungen in Abschnitt 5 wurden Finite-Elemente-Modelle entwickelt, mit denen das Tragverhalten unter Biegebeanspruchung berechnet werden kann. Die numerischen Modelle wurden mit den analytischen Lösungen des Abschnitts 3 und den Versuchsergebnissen des Abschnitts 4 verifiziert. Durch Implementierung nichtlinearer Schubspannungs-Gleitungs-Kurven in die Materialformulierung der Klebstoffe wurde gezeigt, dass die kleinteiligen Blockscherversuche das Verformungsverhalten der Klebschicht im Stahl-Glas-Träger gut wiedergeben. Weiterhin konnten mit den numerischen Modellen Analysen zur Schadensursache der Versuchsträger durchgeführt werden.

Die Auswirkungen einer Temperaturbeanspruchung auf den Stahl-Glas-Träger wurden in Kapitel 6 untersucht. Das unterschiedliche Wärmedehnverhalten der Materialien Stahl und Glas führt bei Erwärmung grundsätzlich zu Zugspannungen im Glassteg und zu Druckspannungen in den Flanschen. Die Größe der resultierenden Spannungen hängt maßgebend von der Steifigkeit der geklebten Verbindung ab. Die analytisch hergeleiteten Berechnungsgleichungen ermöglichen die Berechnung der resultierenden Spannungen in den Querschnittsteilen und der geklebten Verbindung bei Temperaturbeanspruchung. Spannungskonzentrationen in den Eckbereichen des Steges können über einen empirisch hergeleiteten Wert abgeschätzt werden. Die hergeleiteten Berechnungsgleichungen weisen eine sehr gute Übereinstimmung mit numerischen Berechnungen auf. Die Betrachtungen des Kapitels 6 zeigen, dass hohe Schubsteifigkeiten der geklebten Verbindung Zugspannungen im Glassteg und hohe Schubspannungen in der Verklebung hervorrufen und daher in der Bemessung zu berücksichtigen sind.

Das Kapitel 7 zur Anwendung von Stahl-Glas-Trägern zeigte, wie die optische Gesamtwirkung durch Proportionierung des Trägers und die Einbausituation gezielt beeinflusst werden kann. Die Ergebnisse des Abschnitts dienen dazu, bei der Dimensionierung von Stahl-Glas-Trägern neben den statischen Erfordernissen auch die architektonischen Anforderungen an das Erscheinungsbild und an den Transparenzgrad der Konstruktion erfüllen zu können. Zusätzlich gibt Kapitel 7

Hinweise zu maximalen Bauteilabmessungen und zu statisch-konstruktiven Besonderheiten bei Lasteinleitung und Bauteilanschlüssen.

In Kapitel 8 wurden Bemessungsvorschläge für den Stahl-Glas-Träger ausgearbeitet. Für den Glassteg und die Verklebung wurden Bemessungskonzepte diskutiert und anzusetzende Bemessungsfestigkeiten vorgeschlagen. Die Analyse der Versuchsträger zeigt, dass in der Bemessung mit dem verwendeten Sicherheitskonzept unter Kurzzeitbelastung eine ausreichende Schubfestigkeit der Verklebung nachgewiesen kann. In der langfristigen Bemessung werden die Festigkeiten der verwendeten Klebstoffe durch Alterung und Kriechen so weit herabgesetzt, dass kein Nachweis der Verklebung mehr möglich ist bzw. im Langzeitbereich die Verbundwirkung nicht berücksichtigt werden kann. Eine abschließende Bewertung der Verklebungen unter Langzeitbeanspruchung kann jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht erfolgen, da weder Forschungsergebnisse zu Klebstofffestigkeiten unter realistischen Alterungsbedingungen, noch für alle verwendeten Klebstoffen Kriechversuche über einen langfristigen Zeitraum vorliegen.

Für die Versuchsträger konnte gezeigt werden, dass sich bei nichtlinearen Schubspannungs-Gleitungs-Kurven der verwendeten Klebstoffe eine gute Übereinstimmung von numerischer und analytischer Berechnung ergibt, wenn als Klebstoffsteifigkeit in der analytischen Berechnung die iterativ ermittelte Sekantensteifigkeit an der Stelle der größten auftretenden Schubspannung in der Verklebung angesetzt wird. Damit können in guter Genauigkeit Handrechenverfahren in der Bemessung verwendet werden. Im Langzeitbereich sind zusätzlich steifigkeitsmindernde Einflüsse aus Alterung und Kriechen zu berücksichtigen, die experimentell zu ermitteln sind.

Im abschließenden Bemessungsbeispiel erfolgte die Dimensionierung und Bemessung eines Dachträgers. Das Beispiel verdeutlicht, dass neben der Biegung aus äußeren Belastungen eine Temperatureinwirkung erheblichen Einfluss auf die Spannungsverteilung im Stahl-Glas-Träger hat. Im Gegensatz zur Kurzzeitbelastung, in der alle Nachweise erfüllt werden, kommt es durch Klebstoffalterung und -kriechen im Stahl-Glas-Träger zu einer Steifigkeits- und Festigkeitsminderung der Verklebung. Als Folge können der Nachweis der Verklebung und, wegen Spannungumlagerungen, auch der Nachweis des Glasstegs nicht mehr erfüllt werden.

Es lässt sich daher grundsätzlich festhalten, dass das Langzeitverhalten der Verklebung ausschlaggebend für die Bemessung des Stahl-Glas-Trägers ist. Um auch im Langzeitbereich einen Nachweis des Stahl-Glas-Trägers unter Ansatz der Verbundwirkung führen zu können, sind Klebstoffe zu verwenden, die im vorgesehenen Einsatzbereich geringe Alterung und unter Langzeitbeanspruch eine geringe Kriechneigung aufweisen. Da die Anforderung an geringes Kriechen unter

Dauerlast von stark vernetzten Klebstoffen, wie den Epoxidharzen, besser erfüllt wird, als von wenig vernetzten Klebstoffen, wie den Silikonen, ist aus diesem Gesichtspunkt auf die steiferen Klebstoffe zurückzugreifen. Die damit erreichbaren hohen Verbindungssteifigkeiten führen, wie in Kapitel 4 experimentell nachgewiesen, zu einer hohen Verbundwirkung und daher zu einer signifikanten Erhöhung der Biegetragfähigkeit. Gleichzeitig belegen jedoch die Ergebnisse des Kapitels 6, dass es bei hohen Verbindungssteifigkeiten zu hohen Schubspannungen in der Verklebung und zu Spannungsspitzen in den Eckbereichen des Glasstegs kommen kann. Bei zu steifen Klebstoffen sind daher unter Temperatureinwirkung Schädigungen zu erwarten. Bei der Wahl des Klebstoffes und der Konfiguration der geklebten Verbindungen ist daher ein geeigneter Klebstoff unter Beachtung der Aspekte

- hohe Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung zur Erhöhung der Tragfähigkeit,
- geringe Schubsteifigkeit der geklebten Verbindung zur Reduzierung der Spannungen bei Bauteilerwärmung,
- geringe Kriech- und Alterungsneigung

zu wählen.

Zwischen den ersten beiden, sich widersprechenden Punkten ist bei der Wahl des Klebstoffes und der Konfiguration der geklebten Verbindung ein Kompromiss zu finden. Hier liefern die Ergebnisse dieser Arbeit eine Basis, um geklebte Träger unter Biegebeanspruchung und Temperatur sinnvoll zu dimensionieren.

Für einen langjährigen Einsatz von Stahl-Glas-Trägern besteht in dem letzten Punkt weiterer Forschungsbedarf, um bezüglich der Alterung Klebstoffe zu finden, die am vorgesehenen Einsatzort keinen starken Alterungserscheinungen unterliegen. Hierzu wären Verfahren zur künstlichen Alterung anzuwenden, die die Schädigungen zutreffend simulieren. Bezüglich des Klebstoffkriechens sind Verfahren anzuwenden, die eine zuverlässige Extrapolation von Kriechversuchen über einen bestimmten Versuchszeitraum hinaus ermöglichen, um Aussagen zum langjährigen Tragverhalten treffen zu können. Für eine sichere Bemessung der Verklebung muss insbesondere im Langzeitbereich das verwendete Bemessungskonzept anhand von Stahl-Glas-Klebungen verifiziert werden.

Um ein plötzliches Versagen des Stahl-Glas-Trägers ohne Vorankündigung zu vermeiden, wurden in Abschnitt 8.2.5 Ansätze zur Erhöhung der Robustheit diskutiert. Bei Anwendung des Stahl-Glas-Trägers wäre die Eignung dieser Vorschläge experimentell an Bauteilen zu prüfen, um eine ausreichende Sicherheit des Bauteils gegen Versagen gewährleisten zu können.

Ein weiterer wichtiger, in dieser Arbeit nicht berücksichtigter Aspekt, ist das Stabilitätsverhalten geklebter Stahl-Glas-Träger. Unter Biegebeanspruchung treten, je nach Verbindungssteifigkeit, teilweise große Normalkräfte im gedrückten Flansch auf, die Biegedrillknicken des Trägers hervorrufen können. Ebenfalls denkbar ist der Einsatz von Stahl-Glas-Trägern als druckbeanspruchte Stütze mit Stabilitätsversagen in Form von Knicken. An diesen Punkten können weitere Forschungsarbeiten anknüpfen.

Abschließend ergibt sich, dass diese Arbeit die Grundlagen zum Verständnis des Tragverhaltens geklebter Träger aus Stahl und Glas liefert. Mit den aus anderen Forschungsarbeiten zusammengetragenen und neu entwickelten Berechnungsverfahren kann das Tragverhalten unter Biege- und Temperaturbeanspruchung in guter Genauigkeit erfasst werden. Um Verbundträger aus Stahl und Glas zur Anwendungsreife zu bringen sind jedoch weitere Forschungen, insbesondere zur Langzeitbemessung der Verklebung, zur Resttragfähigkeit und zum Stabilitätsverhalten erforderlich.



# 10 Literatur

## 10.1 Fachliteratur

- [1] *Abeln, B., Feldmann, M., Baitinger, M.*: Analysis of bonded hybrid steel-glass-beams by small scale tests. In: Bos, F. P., Louter, C., Veer, F. (Hg.): Challenging Glass 2 – Conference on Architectural and Structural Applications of Glass, 2010. S. 249–258.
- [2] *Abeln, B., Preckwinkel, E.*: Entwicklung hybrider Stahl-Glas-Träger. Stahlbau 80, Heft 4, 2011. S. 218–225.
- [3] *Abeln, B., Preckwinkel, E., Yandzio, E., Heywood, M., et al.*: Development of innovative steel-glass structures in respect to structural and architectural design (Innoglast). Luxembourg, Publications Office of the European Union, 2013.
- [4] *Blyberg, L.*: Timber/Glass Adhesive Bonds for Structural Applications. Licentiate thesis, Linnæus University, 2011.
- [5] *Bornemann, J.*: Experimentelle und numerische Untersuchung von EP-Klebstoffen im Hinblick auf die Modellbildung zur Berechnung geklebter Verbindungen. Dissertation, Universität Kassel, 2004.
- [6] *Bos, F. P.*: Influence of Elastic Strain Energy Release on Failure Behaviour of Stainless Steel Reinforced Glass Beams: Glass Performance Days 2009. Proceedings of the 11th international conference, 2009.
- [7] *Brockmann, W., Geiß, P. L., Klingen, J., Schröder, B.*: Klebtechnik. Weinheim, Wiley-VCH, 2005.
- [8] *Cruz, P., Pequeno, J.*: Structural Timber-Glass Adhesive Bonding. In: Bos, F. P., Louter, C., Veer, F. (Hg.): Challenging glass. Conference on Architectural and Structural Applications of Glass, Faculty of Architecture, Delft University of Technology, May 2008. Amsterdam: IOS, 2008.
- [9] *Cruz, P., Pequeno, J.*: Timber-Glass Composite Beams: Mechanical Behaviour & Architectural Solutions. In: Bos, F. P., Louter, C., Veer, F. (Hg.): Challenging glass. Conference on Architectural and Structural Applications of Glass, Faculty of Architecture, Delft University of Technology, May 2008. Amsterdam: IOS, 2008.
- [10] *Dallner, C., Ehrenstein, G. W.*: Modellierung des Langzeit-Verformungsverhaltens von Kunststoffen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 34, Heft 1, 2003. S. 34–38.

- [11] *Dallner, C., Ehrenstein, W.*: Thermische Einsatzgrenzen von Kunststoffen: Teil I: Kriechverhalten unter statischer Belastung. Zeitschrift Kunststofftechnik 2, Heft 3, 2006. S. 1–31.
- [12] *Deckert, M.*: Lastabtragende Verklebungen im Bauwesen mit Untersuchungen zum Einfluss des nichtlinearen Klebstoffverhaltens auf nachgiebig verbundene Träger. Bachelor Thesis, Lehrstuhl Stahlbau, 2015.
- [13] *Dias, V., Odenbreit, C.*: Investigation of hybrid steel-glass beams with adhesive silicone shear connection. Steel Construction 9, Vol. 3, 2016. S. 207–221.
- [14] *Dominghaus, H., Elsner, P.*: Kunststoffe: Eigenschaften und Anwendungen. 8. Auflage. Heidelberg, Springer, 2012.
- [15] *Engelmann, M., Weller, B.*: Load-bearing adhesive connections in spannglass beams: Experimental study on glass beams with post-tensioned reinforcement. In: A. Zingoni (Hg.): Proceedings of the International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation. Kapstadt, Südafrika, 2016.
- [16] *Ensslen, F.*: Zum Tragverhalten von Verbund-Sicherheitsglas unter Berücksichtigung der Alterung der Polyvinylbutyral-Folie. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 2005.
- [17] *Ensslen, F.*: Zwischenbericht aus dem Arbeitskreis ‚Kantenfestigkeit‘ im Fachverband Konstruktiver Glasbau e.V. (FKG). In: Weller, B., Tasche, S. (Hg.): Glasbau 2013. Berlin: Ernst & Sohn, 2013. S. 99–107.
- [18] *Erich Trösch*: Tragverhalten von überlappend laminierten Verbundglasträgern für große Spannweiten. Dissertation, ETH Zürich, 2015.
- [19] *Eyerer, P.*: Polymer engineering: Technologien und Praxis. Berlin, Heidelberg, Springer, 2008.
- [20] *Feldmann, M., Geiß, P. L., Dilger, K., Pasternak, H., Ummenhofer, T.*: Neue Konstruktionen durch Einsatz von Klebverbindungen im Stahlbau: IGF Nr. 169 ZBG, Fosta P654.
- [21] *Firno, F., Jordão, S., Costa Neves, L., Bedon, C.*: The effect of adhesive joints on the performance of hybrid steel-glass beams – An analytical and experimental study. In: Bos, F., Louter, C., Belis, J. (Hg.): Challenging Glass 5. Conference on Architectural and Structural Applications of Glass: Ghent University, 2016.

- 
- [22] *Fisch, M. N., Zargari, Mani*: Analyse und Bewertung von Atrien in Bürogebäuden. Abschlussbericht, TU Braunschweig - Institut für Gebäude- und Solartechnik, 2011.
- [23] *Flinterhoff, A.*: Tragverhalten von geklebten Stahl-Glas-Verbundkonstruktionen unter Biegebeanspruchung. Diplomarbeit, TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2002.
- [24] *Geiß, P. L., Kötter, M. P., Bucak, Ö., Bues, M.*: Teiltransparente tragende Verbundbauteile aus Stahl und Glas (3TVB): AiF Projekt Nr. 15058N, Fosta P740, 2006-2008.
- [25] *Geiß, P. L., Wagner, A., Luhn, R.*: Verbesserung der Alterungsbeständigkeit von Glasklebungen durch prozessintegrierte umweltverträgliche Oberflächenbehandlungsverfahren (Proglazing): AiF research project No. 14.776 BG/1, 2006-2008.
- [26] *Güsgen, J.*: Bemessung tragender Bauteile aus Glas. Dissertation, RWTH Aachen, 1998.
- [27] *Habenicht, G.*: Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen. 5. Auflage. Berlin, Heidelberg, Springer-Verlag, 2006.
- [28] *Habenicht, G.*: Kleben - erfolgreich und fehlerfrei: Handwerk, Praktiker, Ausbildung, Industrie. 5. Auflage. Wiesbaden, Vieweg + Teubner, 2008.
- [29] *Hagl, A.*: Kleben im Glasbau. In: Kuhlmann, U. (Hg.): Stahlbau-Kalender 2005. Berlin: Ernst & Sohn, 2005. S. 819–861.
- [30] *Hagl, A.*: Die Innovation – Kleben – Aktuelles aus der “Arbeitsgruppe Kleben” des Fachverbandes Konstruktiver Glasbau – FKG. Stahlbau 75, Heft 6, 2006. S. 508–520.
- [31] *Hamm, J.*: Tragverhalten von Holz und Holzwerkstoffen im statischen Verbund mit Glas: Thèse n° 2065 (1999). Dissertation, EPF Lausanne, 2000.
- [32] *Hanswille, G., Schäfer, M.*: Zur praktischen Ermittlung der Verformungen von Verbundträgern und Flachdeckensystemen unter Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Verbundfuge. Stahlbau 76, Heft 11, 2007. S. 845–854.
- [33] *Härth-Großgebauer, K.*: Beitrag zum Tragverhalten hybrider Träger aus Glas und Kunststoff. Dissertation, TU Dresden, 2013.
- [34] *Hess, R.*: Glasträger: Forschungsbericht. Zürich, VdF Hochschulverl.-AG an der ETH Zürich, 2000.
- [35] *Hoefl, M.*: Zur Berechnung von Verbundträgern mit beliebig gefügtem Querschnitt: Thèse n° 1213 (1994). Dissertation, EPF Lausanne, 1994.

- [36] *Holberndt, T.*: Entwicklung eines Bemessungskonzeptes für den Nachweis von stabilitätsgefährdeten Glasträgern unter Biegebeanspruchung. Dissertation, TU Berlin, 2006.
- [37] *John L. Clarke (Hg.)*: Structural Design of Polymer Composites: EUROCOMP Design Code and Handbook, The European structural polymeric composites group, E & FN SPON, 1996.
- [38] *Kasper, R.*: DIN 18008 - Bemessungs- und Konstruktionsregeln für Bauprodukte aus Glas - Erfassung von Nutzlasten und Ausfallszenarien. Stahlbau 81, Heft 7, 2012. S. 539–548.
- [39] *Kerkhof, F.*: Bruchvorgänge in Gläsern. Frankfurt am Main, Deutschen Glastechnischen Gesellschaft, 1970.
- [40] *Koll, B., Hiss, S., Stelzer, I., Singh, M.*: Tragverhalten von ESG-Verbundsicherheitsglas mit PVB-Folie und SentryGlas® Ionoplast. Stahlbau 85, Spezial: Konstruktiver Glasbau, 2016. S. 399–408.
- [41] *Kozłowski, M.*: Experimental and numerical analysis of hybrid timber-glass beams. PhD thesis, Silesian University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Department of Structural Engineering, 2014.
- [42] *Kreher, K.*: Tragverhalten und Bemessung von Holz-Glas-Verbundträgern unter Berücksichtigung der Eigenspannungen im Glas: Thèse n° 2999. Dissertation, EPF Lausanne, 2004.
- [43] *Kreuzinger, H.*: Verbundkonstruktionen. In: Ehlbeck, J. (Hg.): Holzbau-Kalender 2002. Karlsruhe: Bruderverlag, 2001. S. 598–621.
- [44] *Kringel, J.*: Gestaltung und Anwendung hybrider Träger aus Stahl und Glas. Diplomarbeit, TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, 2010.
- [45] *Lechner, M. D.*: Makromolekulare Chemie. 4. Auflage. Basel u.a., Birkhäuser, 2010.
- [46] *Louter, C.*: Adhesively bonded reinforced glass beams. HERON Vol. 52, No. 1/2, 2007.
- [47] *Louter, C., Veer, F.*: Experimental research on scale 1:4 models of an 18m reinforced glass beam, part I. S. 87–92.
- [48] *Möhler, K.*: Über das Tragverhalten von Biegeträgern und Druckstäben mit zusammengesetzten Querschnitten und nachgiebigen Verbindungsmitteln. Habilitationsschrift, Technische Hochschule Karlsruhe, 1956.
- [49] *Müller, G., Groth, C.*: FEM für Praktiker - Grundlagen. 8. Auflage. Renningen-Malmsheim, expert verlag, 2007.

- 
- [50] *Netušil, M., Eliášová, M.*: Hybrid steel-glass beams with polymer adhesive: Glass Performance Days, 2011. S. 294–298.
- [51] *Nicklisch, F.*: Adhesive bonding of timber and glass in load-bearing façades – evaluation of the ageing behaviour. In: Eberhardsteiner, J., et al. (Hg.): CD-ROM Proceedings of the World Conference on Timber Engineering (WCTE 2016). Wien, 2016.
- [52] *Pasternak, H., Schwarzlos, A.*: Kleben von Stahl. In: Kuhlmann, U. (Hg.): Stahlbau-Kalender 2005. Berlin: Ernst & Sohn, 2005. S. 785–818.
- [53] *Pischl, R.*: Die Berechnung zusammengesetzter hölzerner Biegeträger auf Grund der elastischen Verbundtheorie. Dissertation, Technische Hochschule Graz, 1966.
- [54] *Pischl, R.*: Ein Beitrag zur Berechnung zusammengesetzter hölzerner Biegeträger. Bauingenieur 43, Heft 12, 1968.
- [55] *Pischl, R.*: Die praktische Berechnung zusammengesetzter hölzerner Biegeträger mit Hilfstafeln zur Berechnung der Abminderungsfaktoren. Bauingenieur 44, Heft 5, 1969.
- [56] *Pröbster, M.*: Elastisch Kleben: Aus der Praxis für die Praxis. Wiesbaden, Springer, 2013.
- [57] *Ranz, Thomas, Lion, A. (Hrsg.)*: Elementare Materialmodelle der Linearen Viskoelastizität im Zeitbereich. Heft 5/07 der Reihe "Beiträge zur Materialtheorie", Universität der Bundeswehr, Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik, 2007.
- [58] *Rasche, M.*: Der Zugscherversuch in der Klebtechnik. Adhäsion, Heft 11, 1990. S. 36–43.
- [59] *Schaeffer, H. A.*: Werkstoff Glas: Alter Werkstoff mit großer Zukunft. Berlin, Heidelberg, Springer, 2014.
- [60] *Schelling, W.*: Die Berechnung nachgiebig verbundener, zusammengesetzter Biegeträger im Ingenieurholzbau. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1968.
- [61] *Schelling, W.*: Berechnung nachgiebig zusammengesetzter Biegeträger aus beliebig vielen Einzelquerschnitten. In: Ehlbeck, J., Steck, G. (Hg.): Ingenieurholzbau in Forschung und Praxis. Karlsruhe: Bruderverlag, 1982. S. 163–169.
- [62] *Schittich, C., Lenzen, S. (Hg.)*: Glasbau-Atlas. Basel, München, Birkhäuser, Edition Detail, 2006.

- [63] *Schlimmer, M., Bornemann, J.*: Berechnung und Dimensionierung von Klebverbindungen mit der Methode der finiten Elemente und experimentelle Überprüfung der Ergebnisse. Forschungsbericht. Aachen, Shaker, 2004.
- [64] *Schneider, J.*: DIN 18008 Glas im Bauwesen – Bemessung und Konstruktionsregeln. In: Weller, B. (Hg.): Glasbau 2009. Architektur und neue Technologien, Baunormung und Stand der Forschung, Vortragsreihen über innovative Fügetechnik und Nachhaltigkeit, 03.04.09. Dresden, 2009. S. 43–59.
- [65] *Schneider, J., Kuntsche, J., Schula, S., Schneider, F., Wörner, J.-D.*: Glasbau: Grundlagen, Berechnung, Konstruktion. 2. Auflage. Berlin, Heidelberg, Springer Vieweg, 2016.
- [66] *Scholz, A.*: Ein Beitrag zur Berechnung von Flächentragwerken aus Holz. Dissertation, TU München, 2004.
- [67] *Schula, S.*: Charakterisierung der Kratzanfälligkeit von Gläsern im Bauwesen. Dissertation, TU Darmstadt, 2015.
- [68] *Schütz, A.*: Experimentelle Untersuchungen zum Tragverhalten hybrider Stahl-Glas-Träger. Diplomarbeit, TU Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau, Mai 2010.
- [69] *Sedlacek, G.*: Glas im Konstruktiven Ingenieurbau. Berlin, Ernst & Sohn, 1999.
- [70] *Sedlacek, G., Feldmann, M., Naumes, J., Wellershoff, F.*: Development of optimum hybrid steel-glassbeams in respect to structural and architectural criteria. Aachen, 2005.
- [71] *Shen, X., Wörner, J.-D.*: Entwicklung eines Bemessungs- und Sicherheitskonzeptes für den Glasbau. Bauingenieur 73, Nr. 1, 1998.
- [72] *Siebert, G.*: Aktueller Stand der Glasnormung. In: Weller, B., Tasche, S. (Hg.): Glasbau 2015. Berlin: Ernst & Sohn, 2015.
- [73] *Siebert, G., Maniatis, I.*: Tragende Bauteile aus Glas: Grundlagen, Konstruktion, Bemessung, Beispiele. 2. Auflage. Berlin, Ernst & Sohn, 2012.
- [74] *Dow Corning* (Hg.): Structural Glazing Handbuch, 2011.
- [75] *Topp, T.*: Zum Tragverhalten von mehrschichtigen Glaselementen mit integrierten Funktionsträgern am Beispiel von Glaslamellen mit eingebetteten Hologrammen. Dissertation, TU Dortmund, Lehrstuhl Tragkonstruktionen, 2008.

- [76] *Ungermann, D., Preckwinkel, E.*: Structural Behaviour of Hybrid Steel-Glass Beams. In: Bos, F. P., Louter, C., Veer, F. (Hg.): Challenging Glass 2 – Conference on Architectural and Structural Applications of Glass, 2010. S. 485–495.
- [77] *van Straalen, I. J.*: Development of design rules for structural adhesive bonded joints: A systematic approach. Dissertation, TU Delft, 2001.
- [78] *van Straalen, I. J., van Tooren, M. J.*: Development of design rules for adhesive bonded joints. HERON 47, Vol. 4, 2002.
- [79] Versuchsdokumentation zum Pilotversuch "Stahl-Glas-Verbundkonstruktionen", Lehrstuhl Stahlbau, TU Dortmund, 2002.
- [80] *Völling, B.*: Analytische Berechnung von Sandwichtragwerken mit Hilfe von Eigenspannungslösungen. Dissertation, RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau und Leichtmetallbau, 2007.
- [81] *Weller, B., Engelmann, M., Nicklisch, F., Weimar, T.*: Glasbau-Praxis - Konstruktion und Bemessung: Band 2: Beispiele nach DIN 18008. 3. Auflage. Berlin, Beuth, 2013.
- [82] *Weller, B., Kothe, M., Nicklisch, F., Schadow, T., et al.*: Kleben im konstruktiven Glasbau. In: Kuhlmann, U. (Hg.): Stahlbau-Kalender 2011. Berlin: Ernst & Sohn, 2011. S. 585–646.
- [83] *Weller, B., Krampe, P., Reich, S.*: Glasbau-Praxis - Konstruktion und Bemessung: Band 1: Grundlagen. 3. Auflage. Berlin, Beuth, 2013.
- [84] *Weller, B., Meier, A., Weimar, T., Menkenhagen, J., Koschecknick, K.*: Hybride Glasträger als Fassadenelemente. Stahlbau 79, Spezial: Konstruktiver Glasbau, 2010. S. 41–45.
- [85] *Wellershoff, F.*: Nutzung der Verglasung zur Aussteifung von Gebäudehüllen. Dissertation, RWTH Aachen, 2006.

## 10.2 Normen, Regelwerke und Vorschriften

- [86] Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-70.3-170: Verbund-Sicherheitsglas aus SentryGlas SGP 5000 mit Schubverbund. Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, 2016.
- [87] ETAG Nr. 002: Leitlinie für die Europäische Technische Zulassung für geklebte Glaskonstruktionen, Teil 1: Gestützte und ungestützte Systeme. *Deutsches Institut für Bautechnik*. Ausgabe 1999.
- [88] DIN EN 12603: Bestimmung der Biegefestigkeit von Glas: Schätzverfahren und Bestimmung der Vertrauensbereiche für Daten mit Weibull-Verteilung. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe April 2003.

- [89] DIN V 4108-6: Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden Teil 6: Berechnung des Jahresheizwärme- und des Jahresheizenergiebedarfs. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Juni 2003.
- [90] DIN 53287: Prüfung von Metallklebstoffen und Metallklebungen – Bestimmung der Beständigkeit gegenüber Flüssigkeiten. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Januar 2006.
- [91] DIN EN 1991-1-1: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-1: Allgemeine Einwirkungen auf Tragwerke – Wichten, Eigengewicht und Nutzlasten im Hochbau. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Dezember 2010.
- [92] DIN EN 1991-1-5: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-5: Allgemeine Einwirkungen – Temperatureinwirkungen. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Dezember 2010.
- [93] DIN EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1:2005 + AC:2009. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Dezember 2010.
- [94] DIN EN 1995-1-1: Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004 + AC:2006 + A1:2008. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Dezember 2010.
- [95] DIN EN 1990: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Dezember 2010.
- [96] DIN 18008-1:2010-12: Glas im Bauwesen - Bemessungs- und Konstruktionsregeln - Teil 1: Begriffe und allgemeine Grundlagen. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Berlin, Beuth. Ausgabe Dezember 2010.
- [97] DIN 18008-2: Glas im Bauwesen – Bemessungs- und Konstruktionsregeln – Teil 2: Linienförmig gelagerte Verglasungen. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Berlin, Beuth. Ausgabe Dezember 2010 (Berichtigung April 2011).
- [98] DIN 18008-3: Glas im Bauwesen - Bemessungs- und Konstruktionsregeln - Teil 3: Punktförmig gelagerte Verglasungen. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Juli 2013.
- [99] DIN 18008-4: Glas im Bauwesen - Bemessungs- und Konstruktionsregeln - Teil 4: Zusatzanforderungen an absturzsichernde Verglasungen. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Juli 2013.



- 
- [100] DIN 18008-5: Glas im Bauwesen - Bemessungs- und Konstruktionsregeln - Teil 5: Zusatzanforderungen an begehbbare Verglasungen. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Juli 2013.
- [101] E DIN 18008-6: Glas im Bauwesen - Bemessungs- und Konstruktionsregeln - Teil 6: Zusatzanforderungen an zu Instandhaltungsmaßnahmen betretbare Verglasungen und an durchsturz sichere Verglasungen. *DIN Deutsches Institut für Normung e. V.* Ausgabe Februar 2015.
- [102] DIN 1055-100: Einwirkungen auf Tragwerke Teil 100: Grundlagen der Tragwerksplanung, Sicherheitskonzept und Bemessungsregeln. Ausgabe März 2001.
- [103] DIN EN 1991-1-3: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-3: Allgemeine Einwirkungen, Schneelasten, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Ausgabe Dezember 2010.
- [104] DIN EN 1991-1-4: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen – Windlasten, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Ausgabe Dezember 2010.
- [105] DIN 1249-10: Flachglas im Bauwesen: Chemische und physikalische Eigenschaften. Ausgabe August 1990 (zurückgezogen).
- [106] DIN 1249-11: Flachglas im Bauwesen: Glaskanten - Begriff, Kantenformen und Ausführung. Ausgabe September 1986.
- [107] DIN EN 572-1: Glas im Bauwesen - Basiserzeugnisse aus Kalk-Natronsilicatglas - Teil 1: Definitionen und allgemeine physikalische und mechanische Eigenschaften. Ausgabe November 2012.
- [108] DIN EN 1288-1: Glas im Bauwesen - Bestimmung der Biegefestigkeit von Glas Teil 1: Grundlagen. Ausgabe September 2000.
- [109] DIN EN 1288-3: Glas im Bauwesen - Bestimmung der Biegefestigkeit von Glas, Teil 3: Prüfung von Proben bei zweiseitiger Auflagerung (Vierschneiden-Verfahren). Ausgabe September 2000.
- [110] DIN EN 1748-1-1: Glas im Bauwesen - Spezielle Basiserzeugnisse - Borosilicatgläser -Teil 1-1: Definitionen und allgemeine physikalische und mechanische Eigenschaften. Ausgabe Dezember 2004.
- [111] DIN EN 1863-1: Glas im Bauwesen - Teilvorgespanntes Kalknatronglas - Teil 1: Definition und Beschreibung. Ausgabe Februar 2012.
- [112] DIN EN 12150-1: Glas im Bauwesen - Thermisch vorgespanntes Kalknatron-Einscheiben-Sicherheitsglas - Teil 1: Definition und Beschreibung. Ausgabe Dezember 2015.

- [113] DIN EN ISO 12543-1: Glas im Bauwesen – Verbundglas und Verbund-Sicherheitsglas – Teil 1: Definitionen und Beschreibung von Bestandteilen. Ausgabe Dezember 2011.
- [114] DIN EN ISO 12543-5: Glas im Bauwesen - Verbundglas und Verbund-Sicherheitsglas - Teil 5: Maße und Kantenbearbeitung. Ausgabe Dezember 2011.
- [115] DIN EN ISO 13445: Klebstoffe - Bestimmung der Scherfestigkeit von Klebungen zwischen starren Werkstoffen nach dem Blockscherverfahren. Ausgabe September 2006.
- [116] DIN EN 1465: Klebstoffe - Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebung; Ausgabe Juli 2009.
- [117] DIN EN ISO 527-1 und -2: Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 1: Allgemeine Grundsätze , Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen. Ausgabe Juni 2012.
- [118] DIN EN ISO 6721-1: Kunststoffe - Bestimmung dynamisch-mechanischer Eigenschaften - Teil 1: Allgemeine Grundlagen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Ausgabe August 2011.
- [119] DIN EN 1991-1-3/NA: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-3: Allgemeine Einwirkungen – Schneelasten, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Ausgabe Dezember 2010.
- [120] DIN EN 1991-1-4/NA: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen - Windlasten, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Ausgabe Dezember 2010.
- [121] TRPV: Technische Regeln für die Bemessung und Ausführung von punktförmig gelagerten Verglasungen, Fassung August 2006. Berlin, DIBt-Mitteilungen Nr. 3/2007.
- [122] TRAV: Technische Regeln für die Verwendung von absturzsichernden Verglasungen, Fassung Januar 2003. Berlin, DIBt-Mitteilungen Nr. 2/2003.
- [123] TRLV: Technische Regeln für die Verwendung von linienförmig gelagerten Verglasungen, Fassung August 2006. Berlin, DIBt-Mitteilungen Nr. 3/2007.
- [124] ETA-01/0005: European Technical Assessment for the sealants DC 993, DC 993N, DC 895. *UBAtc*. Ausgabe 28.10.2014.

### 10.3 Software

- [125] ANSYS: FE-Software: 14.0, ANSYS Academic Research, ANSYS Inc.
- [126] Documentation for Release 14.0, ANSYS Inc., 2011.

### 10.4 Produktinformationen

- [127] *3M Deutschland GmbH*: Produktdatenblatt: 3M Scotch-Weld DP 490: Zweikomponenten-Konstruktionsklebstoff auf Epoxidharzbasis für das EPX-System, 02/2003.
- [128] *DELO Industrie Klebstoffe*: Produktdatenblatt: DELO-DUOPOX® AD821, 02/2010.
- [129] *Dow Corning*: Produktdatenblatt: DOW CORNING 993: Dichtungsmasse für den Glasfassadenbau, 28/01/2004.
- [130] *Euroglas*: Euroglas: Produkte und Daten. Haldensleben.  
[http://www.glastroesch.de/fileadmin/user\\_upload/EUROGLAS\\_Produnkte\\_und\\_Daten.pdf](http://www.glastroesch.de/fileadmin/user_upload/EUROGLAS_Produnkte_und_Daten.pdf), 19.08.2016, 2014.
- [131] *Sika Deutschland GmbH*: Produktdatenblatt: SikaForce 7550 L15 (VP), 10/2004.

## A Ergebnisse der Versuche an Klebstoffen und Verklebungen aus [3]

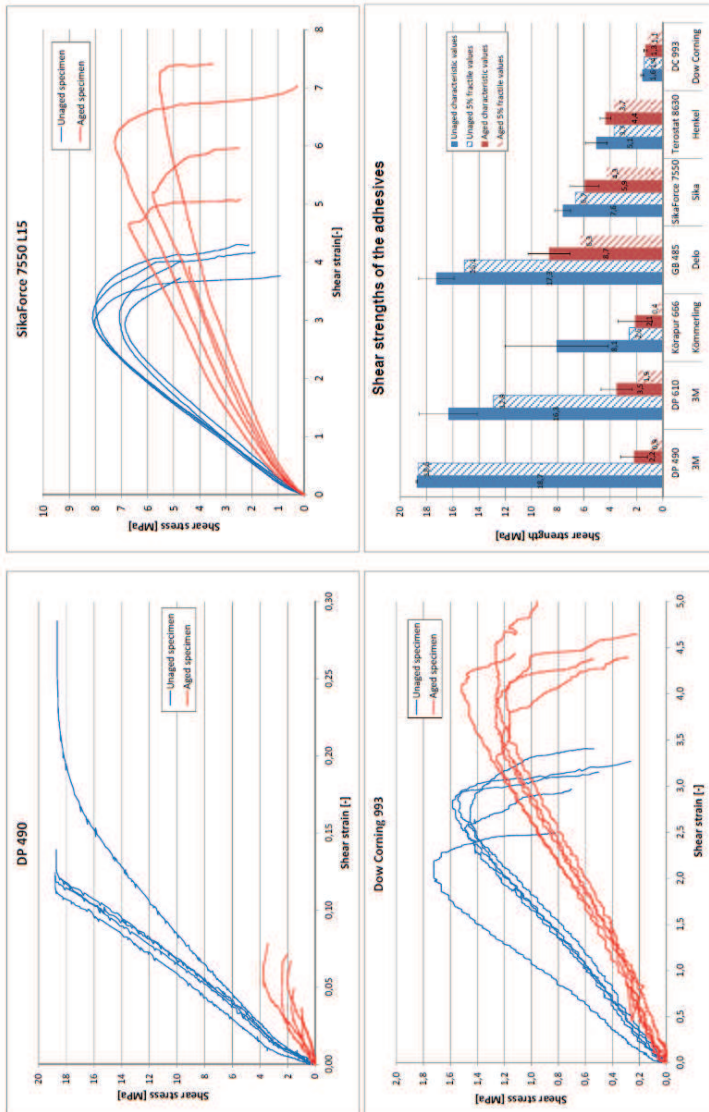


Bild A.10.1 Ergebnisse der Blockscherversuche aus [3]

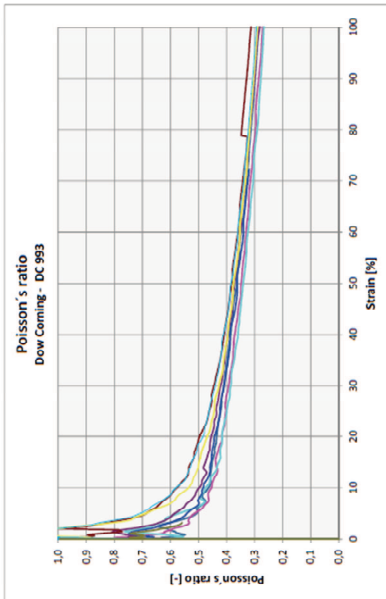
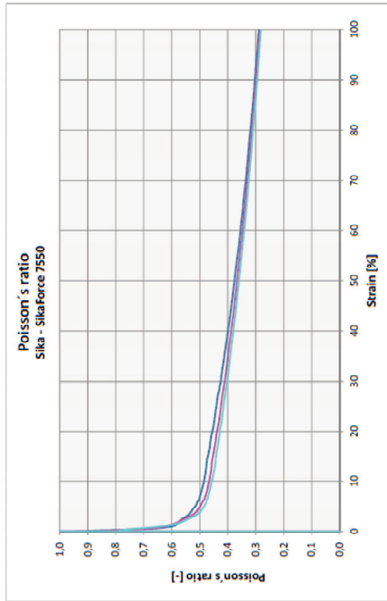
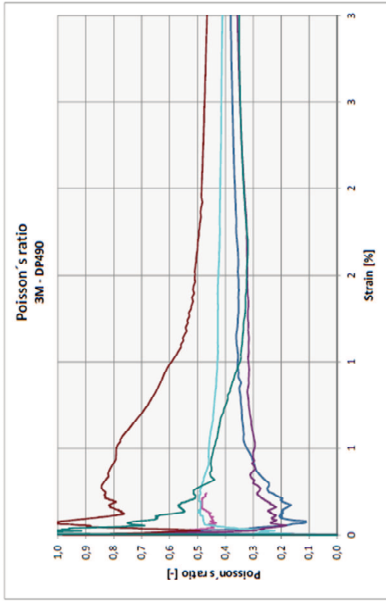
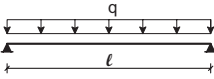
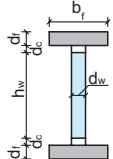


Bild A.10.2 Querdehnzahlen aus [3]

## B Konfiguration der Beispielträger der exemplarischen Berechnungen





Stahlflansch:  
 $E_f = 210.000 \text{ N/mm}^2$

Glassteg:  
 $E_w = 70.000 \text{ N/mm}^2$

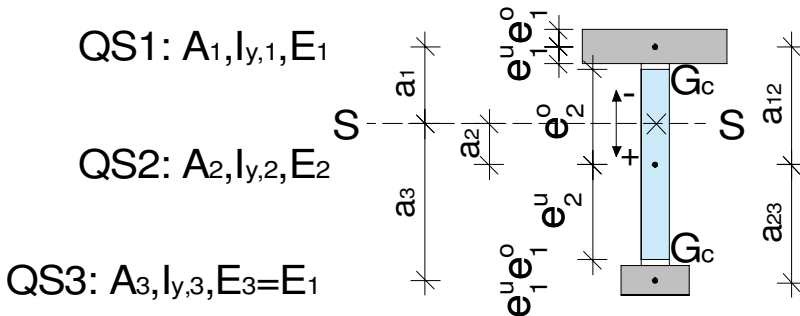
Klebstoff:  
 $G_a$ : siehe unten

	$l$ [m]	$q$ [kN/m]	$b_f$ [mm]	$d_f$ [mm]	$h_w$ [mm]	$d_w$ [mm]	$d_c$ [mm]	$G_a$ [N/mm <sup>2</sup> ]
<b>Träger 1a</b>	4,00	15	80	10	250	24	3	3
<b>Träger 1b</b>	4,00	15	80	10	250	24	3	100
<b>Träger 2</b>	5,00	25	100	12	300	30	2	5
<b>Träger 3</b>	4,00	-	80	10	250	18	3	3

## C Näherungslösung zur Bestimmung der Schnittgrößen von Einfeldträgern unter Gleichstreckenlast mit dreiteiligem unsymmetrischen Querschnitt nach [60]

### C.1 Berechnungsgleichungen

Formeln bezogen auf den dreiteiligen unsymmetrischen Querschnitt mit gleichen Flanschmaterialien und gleichen Schubsteifigkeiten der Fuge, angepasst an die übliche Achsenorientierung (siehe Abbildung)



Die Abstände  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$  sind bezogen auf den starr verbundenen Querschnitt und sind mit Vorzeichen einzusetzen.

$$a_2 = a_{12} - \frac{A_2 \frac{E_2}{E_1} a_{12} + A_3 (a_{12} + a_{23})}{A_1 + A_2 \frac{E_2}{E_1} + A_3}; \quad a_1 = a_2 - a_{12}; \quad a_3 = a_{23} + a_2$$

Hilfswerte:

$$\zeta_{12} = \frac{A_1 A_2 E_2}{A_1 E_1 + A_2 E_2}, \quad \zeta_{23} = \frac{A_3 A_2 E_2}{A_3 E_1 + A_2 E_2}$$

$$\zeta_{13} = \frac{A_1 A_3}{\left( A_1 + A_2 \frac{E_2}{E_1} \right) \cdot \left( A_2 \frac{E_2}{E_1} + A_3 \right)}$$

$$K_{12} = 1 + \frac{\pi^2}{l^2} \frac{E_1}{G_c} \cdot \zeta_{12}, \quad K_{23} = 1 + \frac{\pi^2}{l^2} \frac{E_1}{G_c} \cdot \zeta_{23}$$

$$\phi = K_{12} \cdot K_{23} - \zeta_{13}$$

$$D_{12} = \frac{\zeta_{12}}{\phi} \left( a_{12} \cdot K_{23} + \frac{\zeta_{23}}{A_2} \cdot \frac{E_2}{E_1} \cdot a_{23} \right) \quad D_{23} = \frac{\zeta_{23}}{\phi} \left( a_{23} \cdot K_{12} + \frac{\zeta_{12}}{A_2} \cdot \frac{E_2}{E_1} \cdot a_{12} \right)$$

Wirksames Trägheitsmoment:

$$I_{eff} = I_1 + \frac{E_2}{E_1} \cdot I_2 + I_3 + D_{12} \cdot a_{12} + D_{23} \cdot a_{23} \quad 7$$

$$I_{starr} = I_1 + \frac{E_2}{E_1} \cdot I_2 + I_3 + a_1^2 \cdot A_1 + \frac{E_2}{E_1} \cdot a_2^2 \cdot A_2 + a_3^2 \cdot A_3$$

$$\bar{A}_1 = \frac{I_{starr}}{I_{eff}} \cdot \frac{-D_{12}}{A_1 \cdot a_1}; \quad \bar{A}_2 = \frac{I_{starr}}{I_{eff}} \cdot \frac{D_{12} - D_{23}}{A_2 \cdot \frac{E_2}{E_1} a_2}; \quad \bar{A}_3 = \frac{I_{starr}}{I_{eff}} \cdot \frac{D_{23}}{A_3 \cdot a_3};$$

$$\bar{B} = \frac{I_{starr}}{I_{eff}}$$

Spannungen in den Querschnittsteilen 1, 2 und 3:

$$\sigma_1^{(o,u)}(x) = \frac{M(x)}{I_{starr}} \left( \bar{A}_1 \cdot a_1 \pm e_1^{(o,u)} \cdot \bar{B} \right)$$

$$\sigma_2^{(o,u)}(x) = \frac{M(x)}{I_{starr}} \left( \bar{A}_2 \cdot a_2 \pm e_2^{(o,u)} \cdot \bar{B} \right) \cdot \frac{E_2}{E_1}$$

$$\sigma_3^{(o,u)}(x) = \frac{M(x)}{I_{starr}} \left( \bar{A}_3 \cdot a_3 \pm e_3^{(o,u)} \cdot \bar{B} \right)$$

Schubfluss in Fuge 1,2 und Fuge 2,3:

$$t_{1,2}(x) = \frac{Q(x)}{I_{eff}} \cdot D_{12}, \quad t_{2,3}(x) = \frac{Q(x)}{I_{eff}} \cdot D_{2,3}$$

<sup>7</sup> Ursprünglich lautet die von Schelling verwendete Bezeichnung des wirksamen Trägheitsmoments  $I_w$



## C.2 Vergleich der effektiven Trägheitsmomente nach Schelling [60] und EC5 [94]

I<sub>eff</sub> (I<sub>w</sub>) nach Schelling

> zeta12:=simplify(A1\*A2\*E2/(A1\*E1+A2\*E2));zeta23:=simplify(A3\*A2\*E2/(A3\*E1+A2\*E2));zeta13:=A1\*A3/((A1+A2\*E2/E1)\*(A2\*E2/E1+A3));

$$\zeta_{12} := \frac{A1 A2 E2}{A1 E1 + A2 E2}$$

$$\zeta_{23} := \frac{A3 A2 E2}{A3 E1 + A2 E2}$$

$$\zeta_{13} := \frac{A1 A3}{\left( A1 + \frac{A2 E2}{E1} \right) \left( \frac{A2 E2}{E1} + A3 \right)}$$

> K12:=1+pi^2/1^2/Gc\*(A1\*A2\*E1\*E2)/(A1\*E1+A2\*E2);K23:=1+pi^2/1^2/Gc\*(A2\*A3\*E1\*E2)/(A3\*E1+A2\*E2);

$$K12 := 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)}$$

$$K23 := 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)}$$

> phi:=K12\*K23-zeta13;

$$\phi := \left( 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)} \right) \left( 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)} \right) - \frac{A1 A3}{\left( A1 + \frac{A2 E2}{E1} \right) \left( \frac{A2 E2}{E1} + A3 \right)}$$

> D12:=zeta12/phi\*(a12\*K23+zeta23/(A2\*E2/E1)\*a23);D23:=zeta23/phi\*(a23\*K12+zeta12/(A2\*E2/E1)\*a12);

$$D12 := \frac{A1 A2 E2 \left( a12 \left( 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)} \right) + \frac{A3 E1 a23}{A3 E1 + A2 E2} \right)}{(A1 E1 + A2 E2) \left( \left( 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)} \right) \left( 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)} \right) - \left( A1 + \frac{A2 E2}{E1} \right) \left( \frac{A2 E2}{E1} + A3 \right) \right)}$$

$$D23 := \frac{A3 A2 E2 \left( a23 \left( 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)} \right) + \frac{A1 E1 a12}{A1 E1 + A2 E2} \right)}{(A3 E1 + A2 E2) \left( \left( 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)} \right) \left( 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)} \right) - \left( A1 + \frac{A2 E2}{E1} \right) \left( \frac{A2 E2}{E1} + A3 \right) \right)}$$

> Iw:=I1+E2/E1\*I2+I3+D12\*a12+D23\*a23;

$$Iw := I1 + \frac{E2 I2}{E1} + I3 + \frac{A1 A2 E2 \left( a12 \left( 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)} \right) + \frac{A3 E1 a23}{A3 E1 + A2 E2} \right) a12}{(A1 E1 + A2 E2) \left( \left( 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)} \right) \left( 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)} \right) - \left( A1 + \frac{A2 E2}{E1} \right) \left( \frac{A2 E2}{E1} + A3 \right) \right)}$$

$$+ \frac{A3 A2 E2 \left( a23 \left( 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)} \right) + \frac{A1 E1 a12}{A1 E1 + A2 E2} \right) a23}{(A3 E1 + A2 E2) \left( \left( 1 + \frac{\pi^2 A1 A2 E1 E2}{\dot{F} Gc (A1 E1 + A2 E2)} \right) \left( 1 + \frac{\pi^2 A2 A3 E1 E2}{\dot{F} Gc (A3 E1 + A2 E2)} \right) - \left( A1 + \frac{A2 E2}{E1} \right) \left( \frac{A2 E2}{E1} + A3 \right) \right)}$$

> I<sub>eff</sub> nach Ec5

> gamma1:=1/(1+pi^2\*A1\*E1/Gc/1^2);gamma3:=1/(1+pi^2\*A3\*E1/Gc/1^2);

$$\gamma1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 A1 E1}{Gc \dot{F}}}$$

$$\gamma3 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 A3 E1}{Gc \dot{F}}}$$



## D Versuchsdaten der 4-Punkt-Biegeversuche mit Kurzzeitbelastung

### D.1 Versuchsträger TS1

#### D.1.1 Geometrie und Materialien

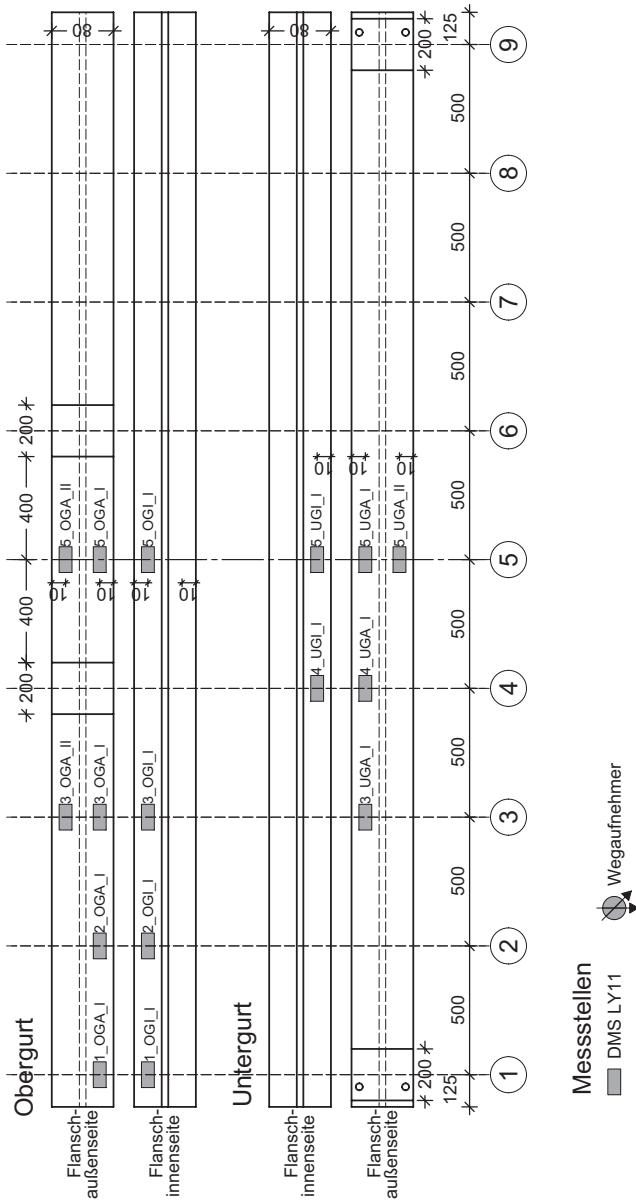
Der Auswertung zugrunde liegende Abmessungen des Versuchskörpers:

Bauteil		Quelle
Dicke Flansch	10 mm	Soll-Wert
Breite Flansch	80 mm	Soll-Wert
Dicke Glassteg	2 x 12 mm (+ 2,28 mm PVB, nicht als statisch wirksam angesetzt)	Soll-Wert
Höhe Glassteg	250 mm	Soll-Wert
Dicke Klebstoff	3,9 mm	Messwert (Mittelwert)

Der Auswertung zugrunde liegende Werkstoffkennwerte:

Werkstoffkennwert		Quelle
E-Modul Glas	71.711 N/mm <sup>2</sup>	Glas-Biegeversuch
E-Modul Stahl	197.508 N/mm <sup>2</sup> .	Stahl Zugversuch
Klebstoff	SF 7550	

**D.1.2 Messstellen, siehe [68]**





**D.1.3 Messwerte**

<b>Maschinenkraft beim Versagen</b>	<b>72,079 kN</b>
-------------------------------------	------------------

**Zugehörige Spannungen**

Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
1_OGA_1	-0,80	4_C_1	80,48
1_OGI_I	-8,17	4_B_1	-79,13
1_D_I	-10,87	5_UGI_I	38,42
2_OGA_I	-31,89	5_UGA_I	72,69
2_OGI_I	-19,50	5_UGA_II	68,42
2_D_I	45,00	6_A_I	-151,24
2_A_I	-44,98	6_D_1	151,94
3_UGA_I	49,33	6_D_2	153,23
3_OGA_1	-54,67	4_A_1	-164,40
3_OGA_II	-46,90	4_D_II	150,73
3_OGI_I	-31,85	4_A_II	-156,22
3_D_1	97,35	5_A_I	-149,13
3_A_1	-98,67	5_D_I	151,53
4_UGI_I	28,82	5_OGA_I	-74,29
4_UGA_I	69,15	5_OGA_II	-68,57
4_D_1	153,03	5_OGI_I	-37,32

Prinzip der Messstellenbezeichnung:

Stahl: Vertikalachse(1-9)\_Bauteil(OG,UG) Position(I: Innenseite, A: Außenseite)\_Trägerseite(I,II)

Glas: Vertikalachse(1-9)\_Horizontalachse(A-D)\_Trägerseite(I,II)

**Zugehörige Verformungen**

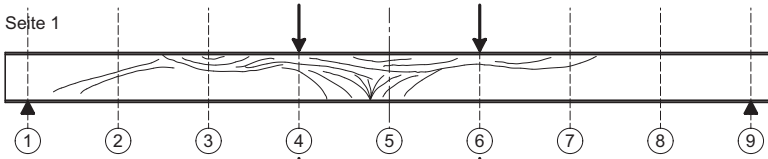
Messstelle (WA)	Weg [mm]	Messstelle (WA)	Weg [mm]
WA_1	2,74	WA_6	2,28
WA_2*	30,86	WA_7	2,28
WA_3	21,46	WA_8	30,62
WA_4	2,71	WA_9	30,86
WA_5	2,60		

\*um Spannfeldverschiebung korrigiert

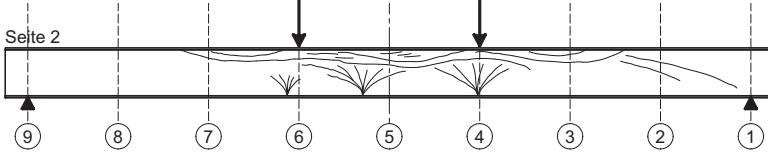
**D.1.4 Rissbild**

Rissbild TS1

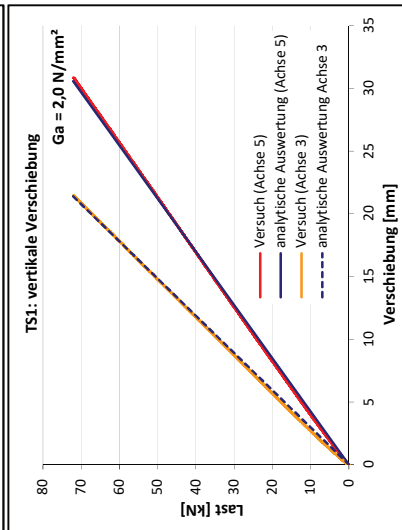
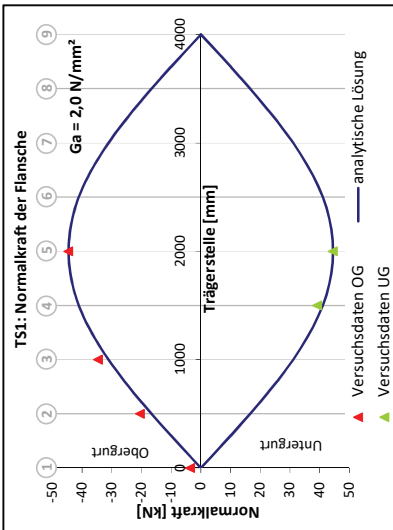
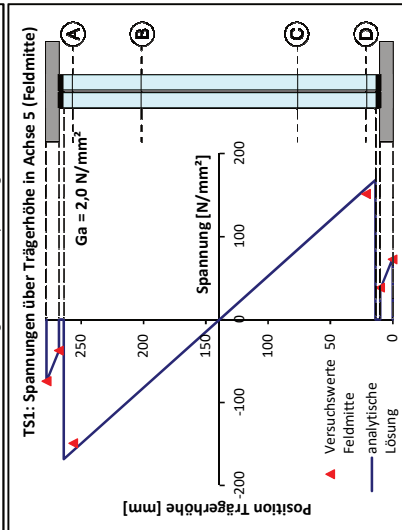
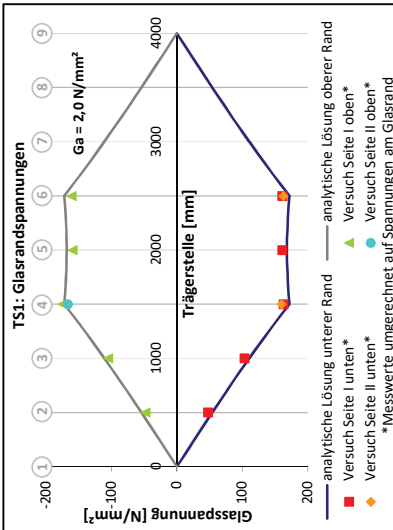
Seite 1



Seite 2



D.1.5 Auswertung und Vergleich mit analytischen Berechnungen





## D.2 Versuchsträger TS2

### D.2.1 Geometrie und Materialien

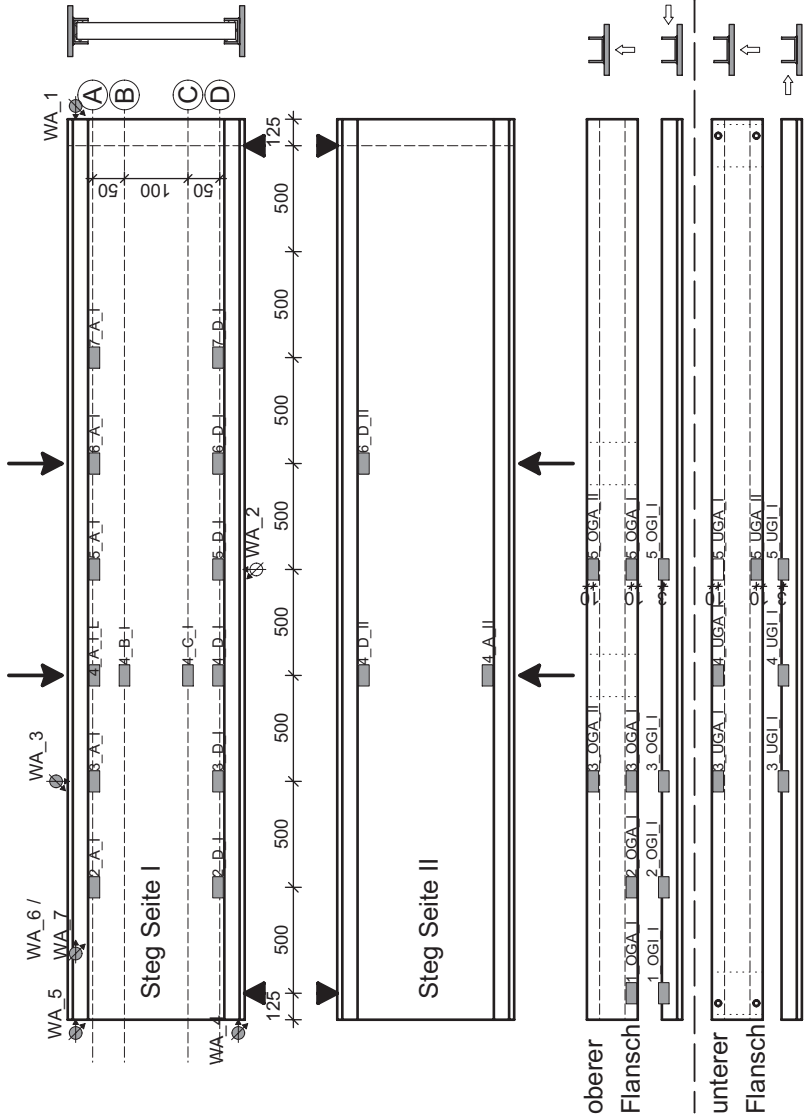
Der Auswertung zugrunde liegende Abmessungen des Versuchskörpers:

Bauteil		Quelle
Dicke Flansch	8,3 mm	Messwert (Mittelwert)
Breite Flansch	80,7 mm	Messwert (Mittelwert)
Abmessungen U-Profil	40 mm x 24 mm t=3,25 mm	Soll-Wert
Dicke Glassteg	2 x 12 mm (+ 2,28 mm PVB, nicht als statisch wirksam angesetzt)	Soll-Wert
Höhe Glassteg	250 mm	Soll-Wert
Dicke Klebstoff	UG: 5,75 mm OG: 8,0 mm	Messwert (Mittelwert)

Der Auswertung zugrunde liegende Werkstoffkennwerte:

Werkstoffkennwert		Quelle
E-Modul Glas	71.711 N/mm <sup>2</sup>	Glas-Biegeversuch
E-Modul Stahl	204.332 N/mm <sup>2</sup>	Stahl-Zugversuch
Klebstoff	SF 7550	

D.2.2 Messstellen



**D.2.3 Messwerte**

<b>Maschinenkraft Versagen</b>	<b>beim</b>	<b>75,275 kN</b>
------------------------------------	-------------	------------------

**Zugehörige Spannungen**

Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
1_OGA_I	-2,53	4_B_I	-62,06
1_OGI_I	-13,35	5_UGI_I	52,63
3_UGI_I	36,72	5_UGA_I	138,56
2_OGA_I	-35,99	5_UGA_II	128,48
2_OGI_I	-14,29	6_A_I	-114,36
2_D_I	71,45	6_D_I	96,94
2_A_I	-85,96	6_D_II	97,61
3_UGA_I	102,12	4_A_I	-117,13
3_OGA_I	-72,29	7_A_I	-72,24
3_OGA_II	-60,92	7_D_I	60,42
3_OGI_I	-17,88	4_D_II	98,92
3_D_I	60,52	4_A_II	-111,10
3_A_I	-72,69	5_A_I	-114,57
4_UGI_I	33,43	5_D_I	94,80
4_UGA_I	126,29	5_OGA_I	-87,19
4_D_I	96,64	5_OGA_II	-96,85
4_C_I	42,79	5_OGI_I	-2,05

Prinzip der Messstellenbezeichnung:

Stahl: Vertikalachse(1-9)\_Bauteil(OG,UG) Position(I: Innenseite, A: Außenseite)\_Trägerseite(I,II)

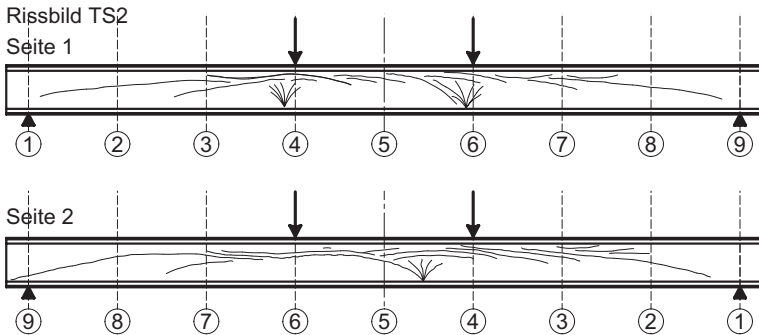
Glas: Vertikalachse(1-9)\_Horizontalachse(A-D)\_Trägerseite(I,II)

**Zugehörige Verformungen**

Messstelle (WA)	Weg [mm]	Messstelle (WA)	Weg [mm]
WA_1	2,186	WA_5	2,085
WA_2*	25,96	WA_6	1,827
WA_3	17,51	WA_7	1,84
WA_4	1,481		

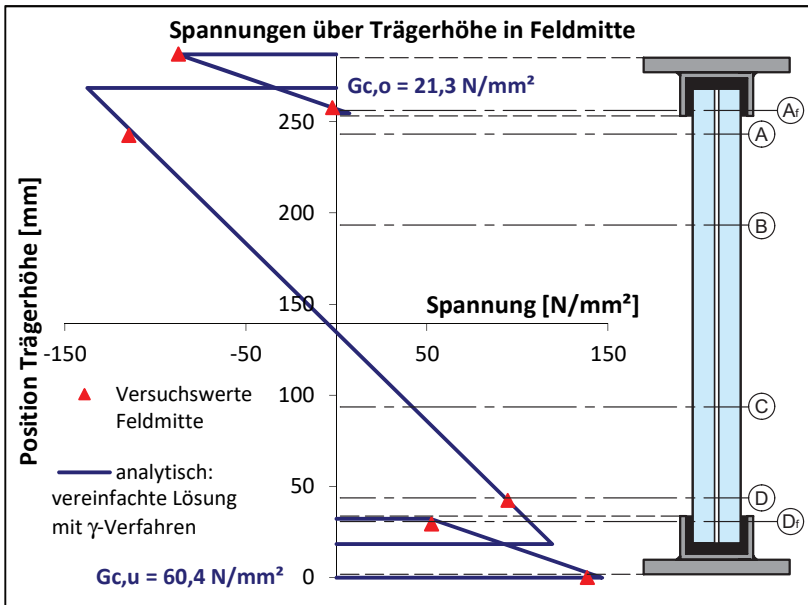
\*um Spannungsfeldverschiebung korrigiert

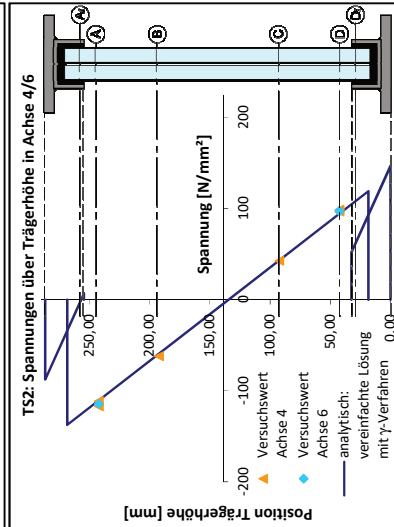
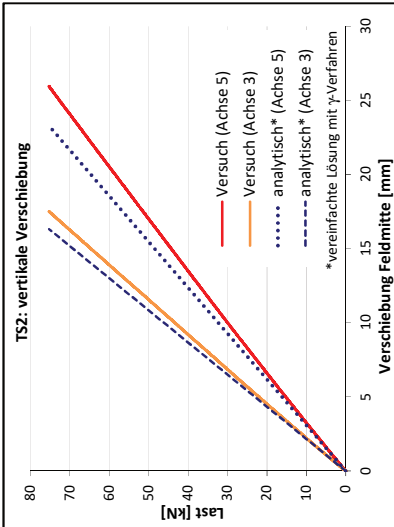
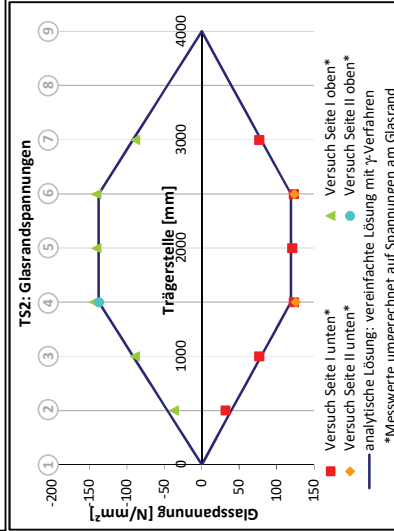
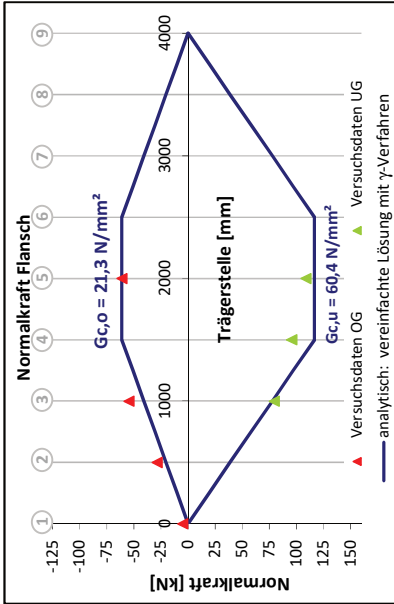
### D.2.4 Rissbild



### D.2.5 Auswertung und Vergleich mit analytischen Berechnungen

Die analytische Berechnung erfolgt mit dem  $\gamma$ -Verfahren für unsymmetrische Querschnitte nach Abschnitt 3.3.7. Zur Ermittlung des Spannungsverlaufs über die Trägerlänge wird vereinfachend angenommen, dass der Verlauf der Teilschnittgrößen dem äußeren Moment entspricht. Die Durchbiegungen sind vereinfacht mit der effektiven Biegesteifigkeit  $EI$  nach Gleichung (3.75) bestimmt.





### D.3 Versuchsträger TS3

#### D.3.1 Geometrie und Materialien

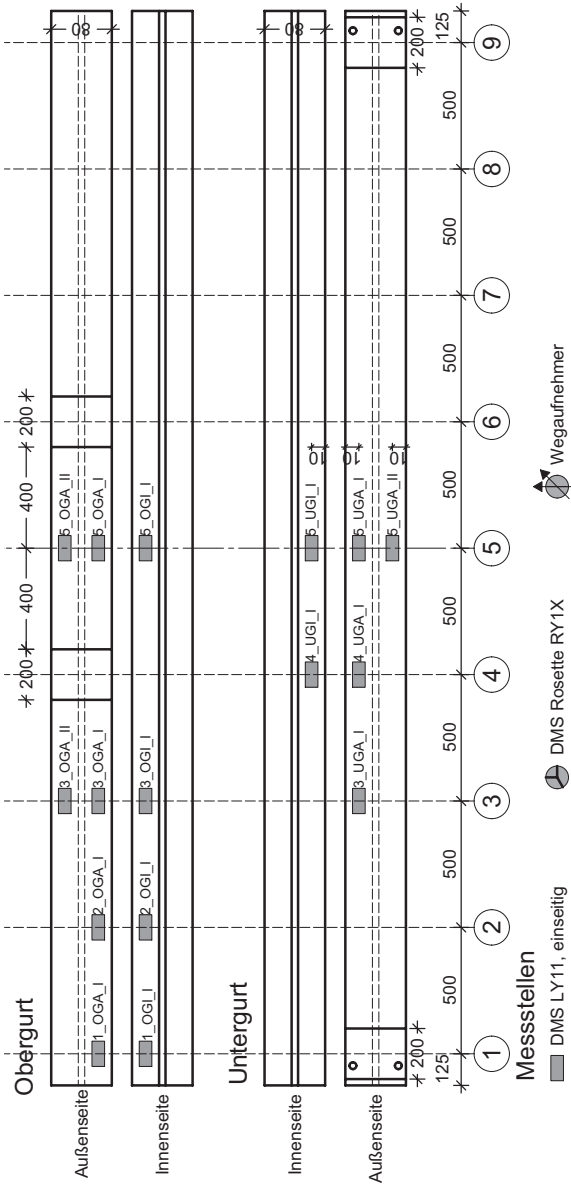
Der Auswertung zugrunde liegende Abmessungen des Versuchskörpers:

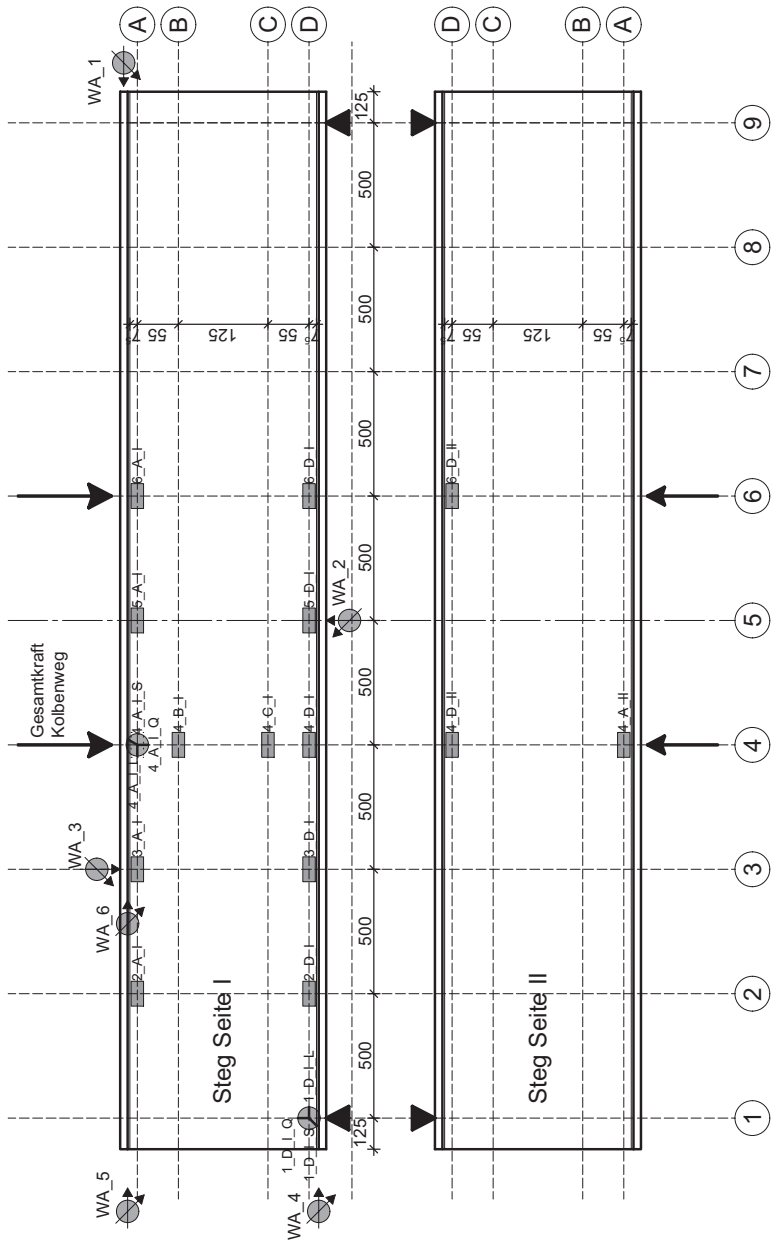
Bauteil		Quelle
Dicke Flansch	10,4 mm	Messwert
Breite Flansch	80,5 mm	Messwert
Dicke Glassteg	2 x 12 mm (+ 2,28 mm PVB, nicht als statisch wirksam angesetzt)	Soll-Wert
Höhe Glassteg	250 mm	Soll-Wert
Dicke Klebstoff	3,27	Messwert (Mittelwert)

Der Auswertung zugrunde liegende Werkstoffkennwerte:

Werkstoffkennwert		Quelle
E-Modul Glas	71.711 N/mm <sup>2</sup>	Glas-Biegeversuch
E-Modul Stahl	203.960 N/mm <sup>2</sup>	Stahl-Zugversuch
Streckgrenze Stahl		Stahl-Zugversuch
Klebstoff	Epoxidharz DP490	

D.3.2 Messstellen







**D.3.3 Messwerte**

Maschinenkraft beim Versagen	126,547 kN
------------------------------	------------

**Zugehörige Spannungen**

Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
1_OGA_1	-7,77	4_C_1	52,64
1_OGI_I	-11,06	4_B_1	-48,33
1_D_I_S	-16,35	5_UGI_I	293,67
1_D_I_Q	-20,93	5_UGA_I	325,67
1_D_I_L	-2,28	5_UGA_II	350,25
2_OGA_I	-110,85	6_A_I	-96,62
2_OGI_I	-103,26	6_D_1	95,03
2_D_I	28,40	6_D_2	98,55
2_A_I	-32,51	4_A_S	-52,56
3_UGA_I	209,84	4_A_Q	0,39
3_OGA_1	-226,63	4_A_L	-87,61
3_OGA_II	-201,62	4_D_II	97,26
3_OGI_I	-208,35	4_A_II	-95,62
3_D_1	60,42	5_A_I	-94,86
3_A_1	-64,16	5_D_I	95,04
4_UGI_I	283,38	5_OGA_I	-320,26
4_UGA_I	315,63	5_OGA_II	-333,98
4_D_1	98,34	5_OGI_I	-289,98

Prinzip der Messstellenbezeichnung:

Stahl: Vertikalachse(1-9)\_Bauteil(OG,UG) Position(I: Innenseite, A: Außenseite)\_Trägerseite(I,II)

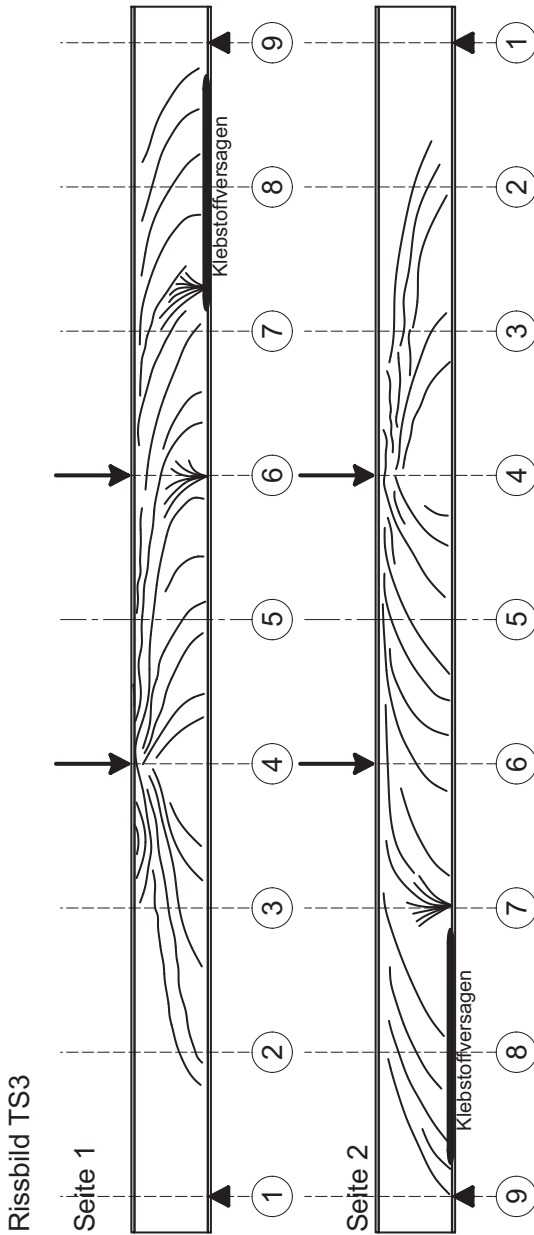
Glas: Vertikalachse(1-9)\_Horizontalachse(A-D)\_Trägerseite(I,II) oder Messrichtung (L: Längs, Q: Quer, S: Schräg, nur Seite I)

**Zugehörige Verformungen**

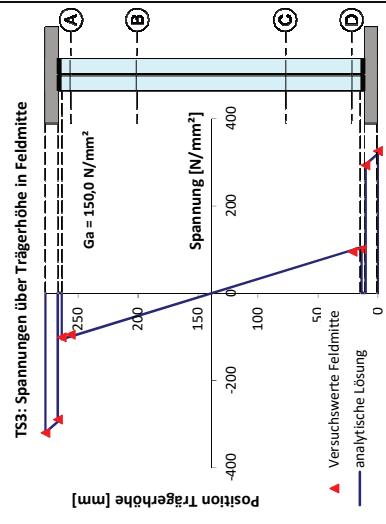
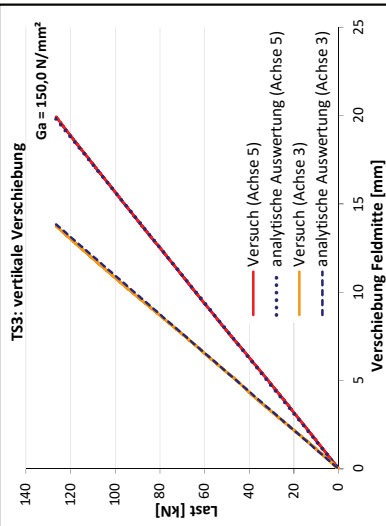
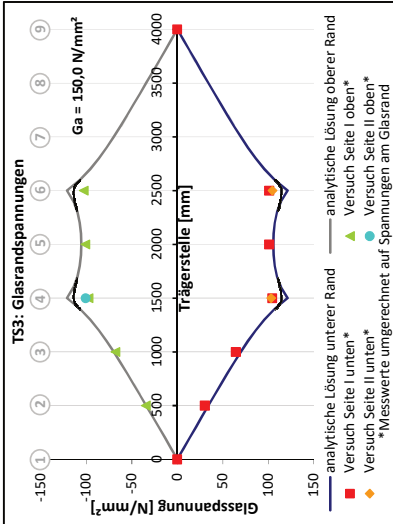
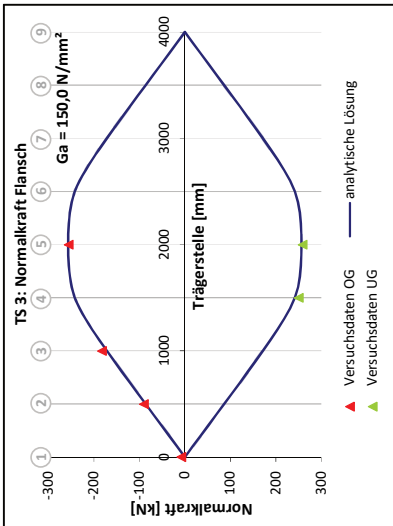
Messstelle (WA)	Weg [mm]	Messstelle (WA)	Weg [mm]
WA_1	0,009	WA_4	0,007
WA_2 <sup>1)</sup>	19,93	WA_5	0,003
WA_3	13,76	WA_6	0,030

<sup>1)</sup> um Spannfeldverschiebung korrigiert

**D.3.4 Rissbild**



### D.3.5 Auswertung und Vergleich mit analytischen Berechnungen



## D.4 Versuchsträger TS4

### D.4.1 Geometrie und Materialien

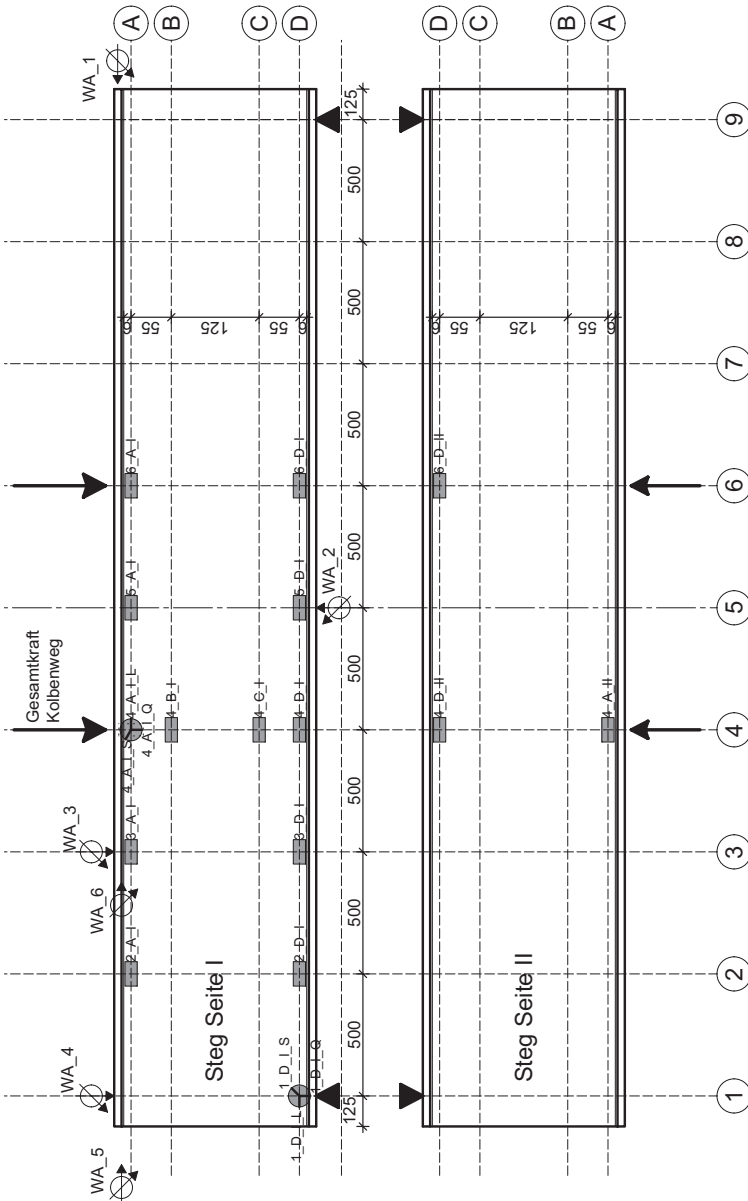
Der Auswertung zugrunde liegende Abmessungen des Versuchskörpers:

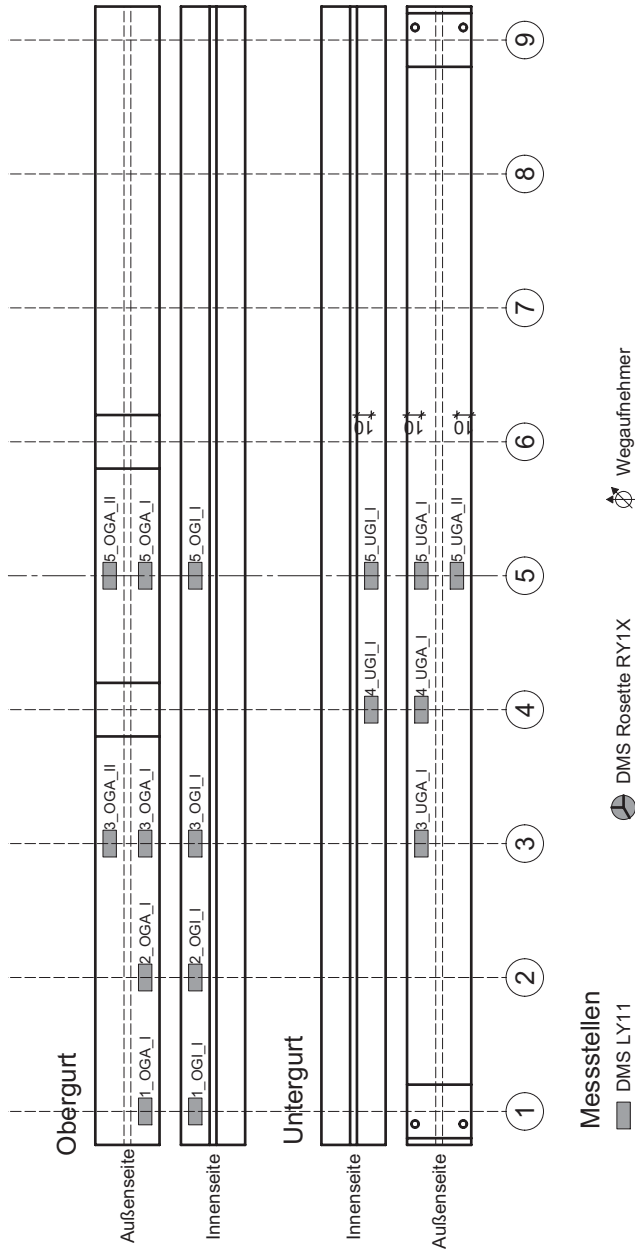
Bauteil		Quelle
Dicke Flansch	10,3 mm	Messwert (Mittelwert)
Breite Flansch	80,2 mm	Messwert (Mittelwert)
Dicke Glassteg	2 x 12 mm (+ 2,28 mm PVB, nicht als statisch wirksam angesetzt)	Soll-Wert
Höhe Glassteg	250 mm	Soll-Wert
Dicke Klebstoff	3,77 mm	Messwert (Mittelwert)

Der Auswertung zugrunde liegende Werkstoffkennwerte:

Werkstoffkennwert		Quelle
E-Modul Glas	71.711 N/mm <sup>2</sup>	Glas-Biegeversuch
E-Modul Stahl	197.509 N/mm <sup>2</sup>	Stahl Zugversuch
Klebstoff	Silikon DC 993	

D.4.2 Messstellen





**D.4.3 Messwerte**

Maschinenkraft beim Versagen	52,799 kN
------------------------------	-----------

**Zugehörige Spannungen**

Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
1_OGA_1	0,08	4_C_1	68,88
1_OGI_I	-3,21	4_B_1	-63,84
1_D_I_L	-1,68	5_UGI_I	0,25
1_D_I_Q	-17,32	5_UGA_I	32,97
1_D_I_S	-17,03	5_UGA_II	35,68
2_OGA_I	-14,13	6_A_I	-125,51
2_OGI_I	-3,06	6_D_1	130,36
2_D_I	41,04	6_D_2	130,08
2_A_I	-41,41	4_A_L	-121,81
3_UGA_I	20,65	4_A_Q	11,29
3_OGA_1	-23,72	4_A_S	-55,30
3_OGA_II	-22,94	4_D_II	128,67
3_OGI_I	-3,68	4_A_II	-126,74
3_D_1	86,02	5_A_I	-129,41
3_A_1	-86,68	5_D_I	127,91
4_UGI_I	-1,84	5_OGA_I	-34,05
4_UGA_I	29,43	5_OGA_II	-36,99
4_D_1	129,80	5_OGI_I	-0,51

Prinzip der Messstellenbezeichnung:

Stahl: Vertikalachse(1-9)\_Bauteil(OG,UG) Position(I: Innenseite, A: Außenseite)\_Trägerseite(I,II)

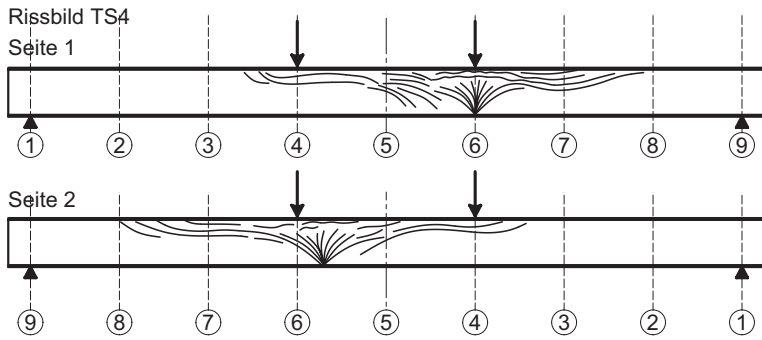
Glas: Vertikalachse(1-9)\_Horizontalachse(A-D)\_Trägerseite(I,II) oder Messrichtung (L: Längs, Q: Quer, S: Schräg, nur Seite I)

**Zugehörige Verformungen**

Messstelle (WA)	Weg [mm]	Messstelle (WA)	Weg [mm]
WA_1	2,476	WA_4	0,304
WA_2 <sup>1)</sup>	26,14	WA_5	2,520
WA_3	18,72	WA_6	2,168

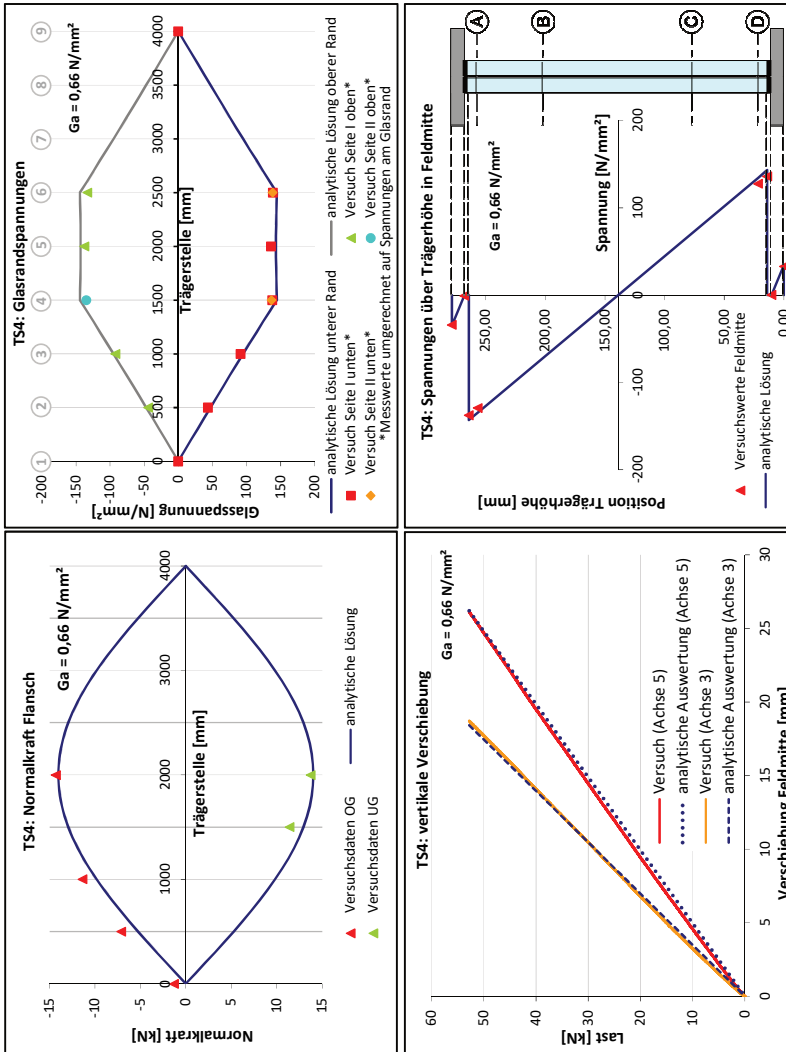
<sup>1)</sup> um Spannfeldverschiebung korrigiert

**D.4.4 Rissbild**





D.4.5 Auswertung und Vergleich mit analytischen Berechnungen



## D.5 Versuchsträger TS5

### D.5.1 Geometrie und Materialien

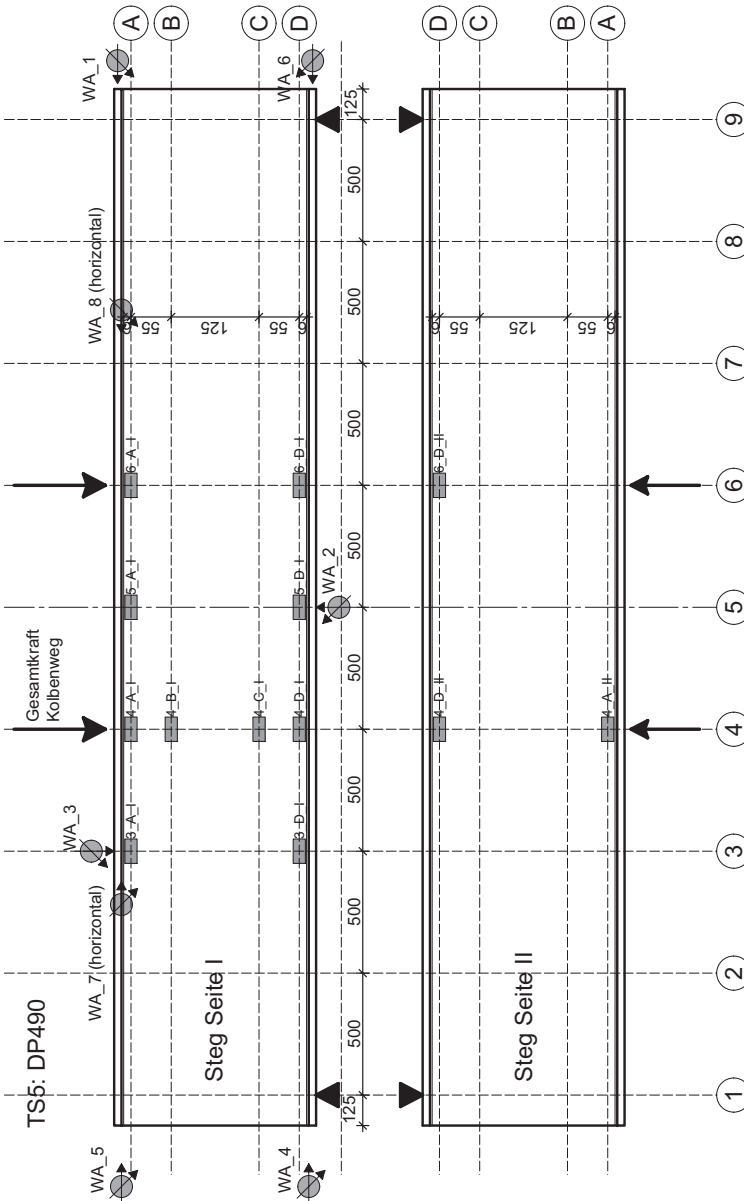
Der Auswertung zugrunde liegende Abmessungen des Versuchskörpers:

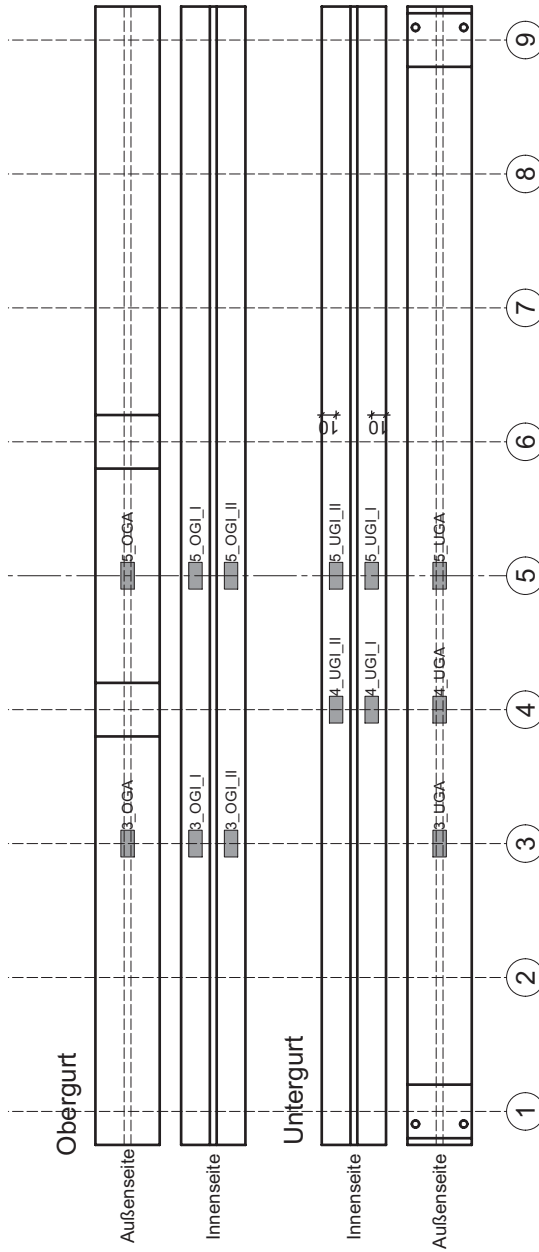
Bauteil		Quelle
Dicke Flansch	10,2 mm	Messwert (Mittelwert)
Breite Flansch	80,2 mm	Messwert (Mittelwert)
Dicke Glassteg	2 x 12 mm (+ 2,28 mm PVB, nicht als statisch wirksam angesetzt)	Soll-Wert
Höhe Glassteg	250 mm	Soll-Wert
Dicke Klebstoff	3,93 mm	Messwert (Mittelwert)

Der Auswertung zugrunde liegende Werkstoffkennwerte:

Werkstoffkennwert		Quelle
E-Modul Glas	70.000 N/mm <sup>2</sup>	Normwert
E-Modul Stahl	210.000 N/mm <sup>2</sup>	Normwert
Klebstoff	DP 490	

D.5.2 Messstellen





### D.5.3 Messwerte

Der Untergurt gerät ab einer Versuchslast von 150 kN ins Fließen. Daher kann bei höheren Versuchslasten keine Spannungsauswertung mit dem Stahl-Elastizitätsmodul von  $210.000 \text{ N/mm}^2$  erfolgen. Da das reale Spannungs-Dehnungsverhalten nicht bekannt ist, erfolgt eine Versuchsauswertung kurz vor Beginn des Stahlfließens bei 150 kN. Zusätzlich werden ausgewählte Diagramme für die Bruchlast von 161,6 kN dargestellt, bei denen das Fließverhalten des Stahls über ein bilineares Spannungsdehnungsdiagramm mit horizontalem Ast abgeschätzt wird.

Maschinenkraft beim Versagen	161,6 kN
Maschinenkraft bei Beginn des Fließens des Untergurtes	150 kN

#### Spannungen bei einer Versuchslast von 150 kN

Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
3_A_1	-69,68	4_UGI_I	350,07
3_D_1	70,21	5_UGI_I	354,69
4_A_1	-117,74	4_UGI_II	341,46
4_B_1	-52,71	5_UGI_II	353,64
4_C_1	59,95	6_D_2	338,52
4_D_1	-121,59	4_D_II	334,53
5_A_I	-109,27	4_A_II	-356,79
5_D_I	107,31	3_OGA	-257,04
6_A_I	111,09	5_OGA	-387,66
6_D_1	113,05	3_OGI_I	-233,10
3_UGA	282,87	5_OGI_I	-354,06
4_UGA	375,69	3_OGI_II	-237,72
5_UGA	447,72	5_OGI_II	-355,11

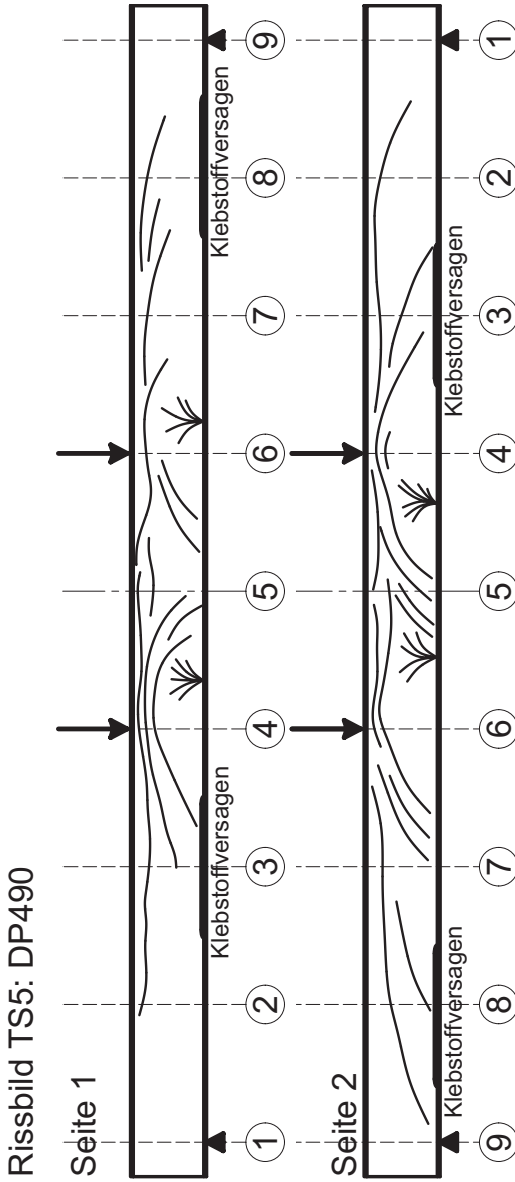
Prinzip der Messstellenbezeichnung: s.o.

#### Zugehörige Verformungen bei einer Versuchslast von 150 kN

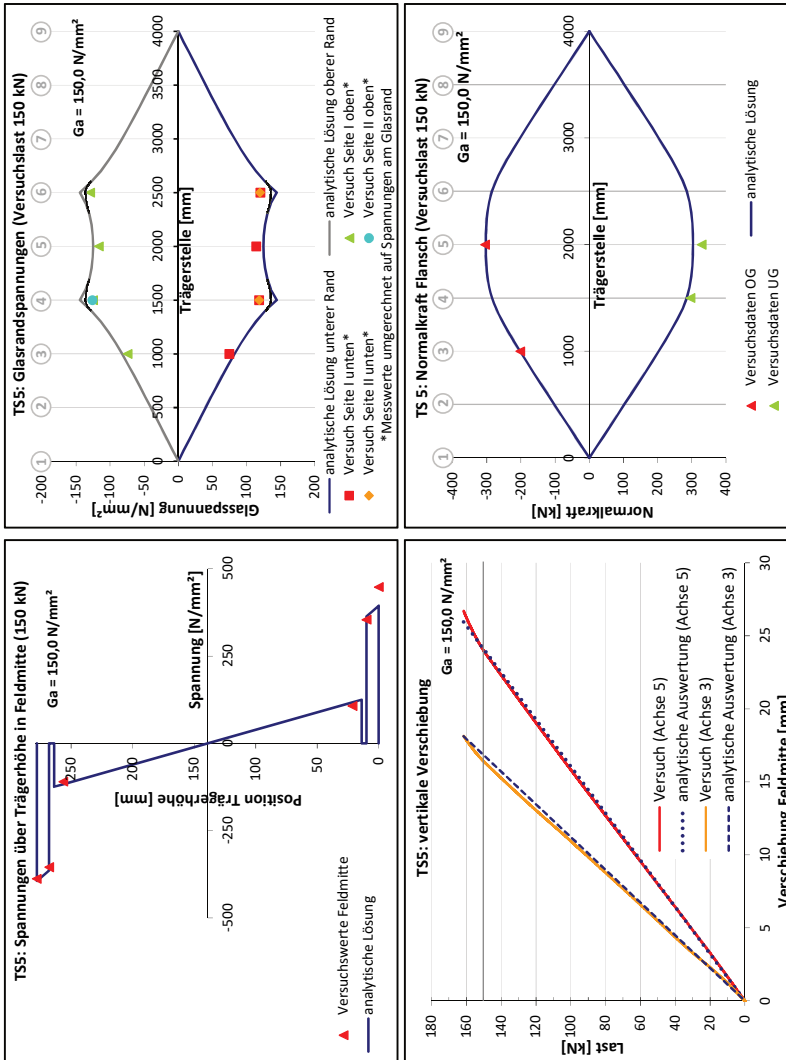
Messstelle (WA)	Weg [mm]	Messstelle (WA)	Weg [mm]
WA_1	0,015	WA_5	0,014
WA_2 <sup>1)</sup>	23,97	WA_6	0,014
WA_3	16,39	WA_7	-0,64
WA_4	0,016	WA_8	-0,54

<sup>1)</sup> um Spannfeldverschiebung korrigiert

D.5.4 Rissbild



### D.5.5 Auswertung und Vergleich mit analytischen Berechnungen



## D.6 Versuchsträger TS6

### D.6.1 Geometrie und Materialien

Der Auswertung zugrunde liegende Abmessungen des Versuchskörpers:

Bauteil		Quelle
Dicke Flansch	10,2 mm	Ist-Wert
Breite Flansch	80,8 mm	Ist-Wert
Dicke Glassteg	24 mm	Soll-Wert
Höhe Glassteg	250 mm	Soll-Wert
Dicke Klebstoff	3,98 mm	Messwert (Mittelwert)

Der Auswertung zugrunde liegende Werkstoffkennwerte:

Werkstoffkennwert		Quelle
E-Modul Glas	70.000 N/mm <sup>2</sup>	Glas-Biegeversuch
E-Modul Stahl	210.000 N/mm <sup>2</sup>	Stahl Zugversuch
Klebstoff	Delo AD 821	



## D.6.2 Messstellen

Identisch mit Versuch TS5, siehe Anhang D.5.2.

## D.6.3 Messwerte

Maschinenkraft beim Versagen	76,8 kN
------------------------------	---------

### Spannungen bei Versagen

Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
3_A_I	-45,95	4_UGI_I	140,13
3_D_I	45,56	4_UGI_II	140,22
3_UGA	116,11	5_A_I	-18,89
3_OGI_I	-104,90	5_D_I	45,89
3_OGA	-113,02	5_OGA	-172,03
3_OGI_II	-100,55	5_OGI_I	-153,32
4_A_I	-80,78	5_OGI_II	-154,37
4_B_I	-39,13	5_UGA	173,48
4_C_I	43,14	5_UGI_I	152,31
4_D_1	76,30	5_UGI_II	158,05
4_A_II	-82,32	6_A_1	-58,97
4_D_II	74,83	6_D_I	83,93
4_UGA	163,19	6_D_II	78,89

1) Fehlmessung (aus Dehnungsverlauf ersichtlich)

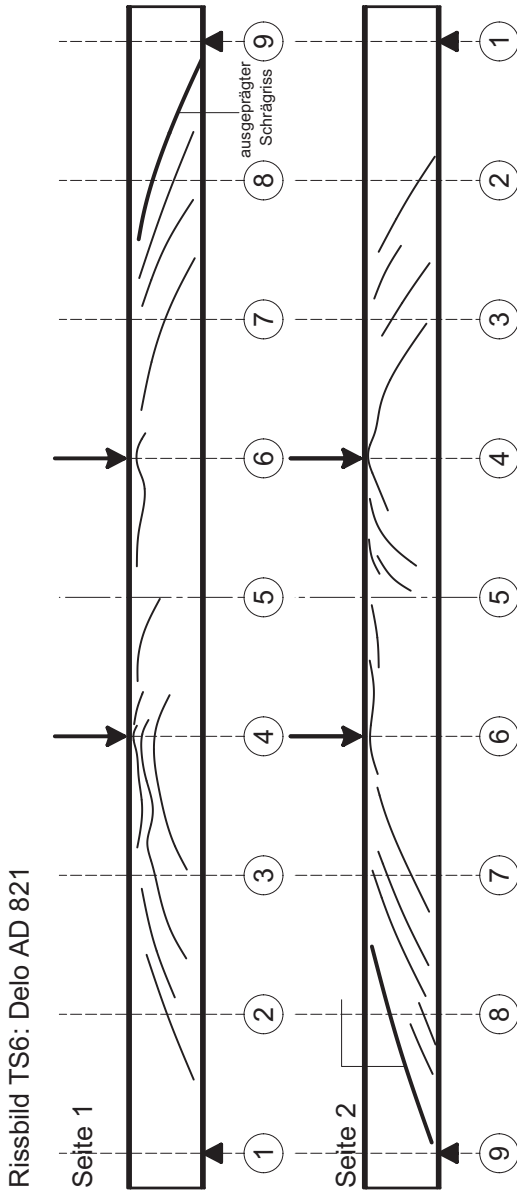
Prinzip der Messstellenbezeichnung: s.o.

### Zugehörige Verformungen

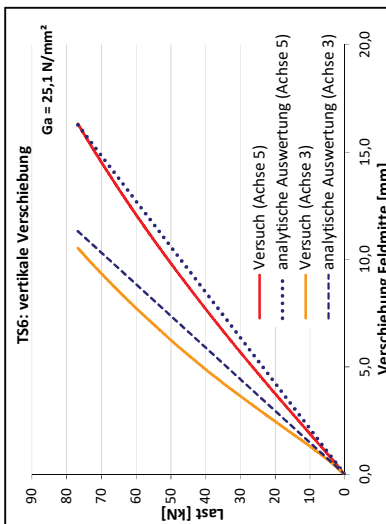
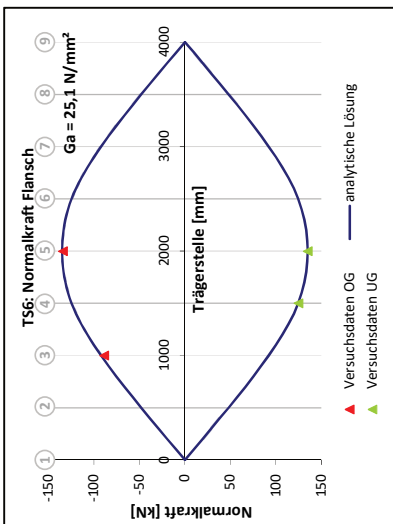
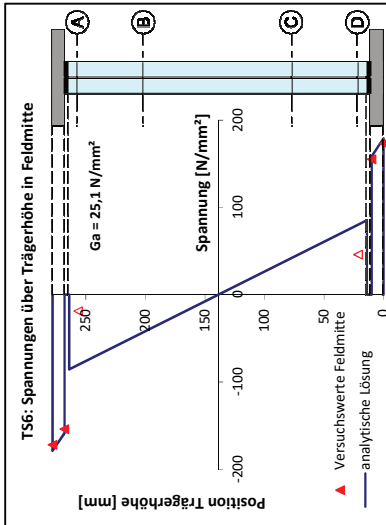
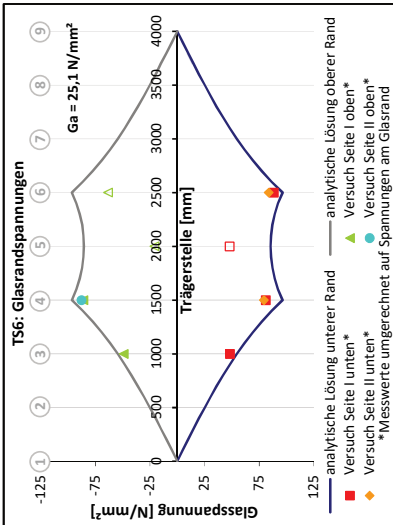
Messstelle (WA)	Weg [mm]	Messstelle (WA)	Weg [mm]
WA_1	-0,407	WA_5	-0,358
WA_21)	16,87	WA_6	-0,438
WA_3	10,53	WA_7	-0,40
WA_4	-0,383	WA_8	-0,15

1) um Spannfeldverschiebung korrigiert

D.6.4 Rissbild



D.6.5 Auswertung und Vergleich mit analytischen Berechnungen



## D.7 Versuchsträger TS8

### D.7.1 Geometrie und Materialien

Der Auswertung zugrunde liegende Abmessungen des Versuchskörpers:

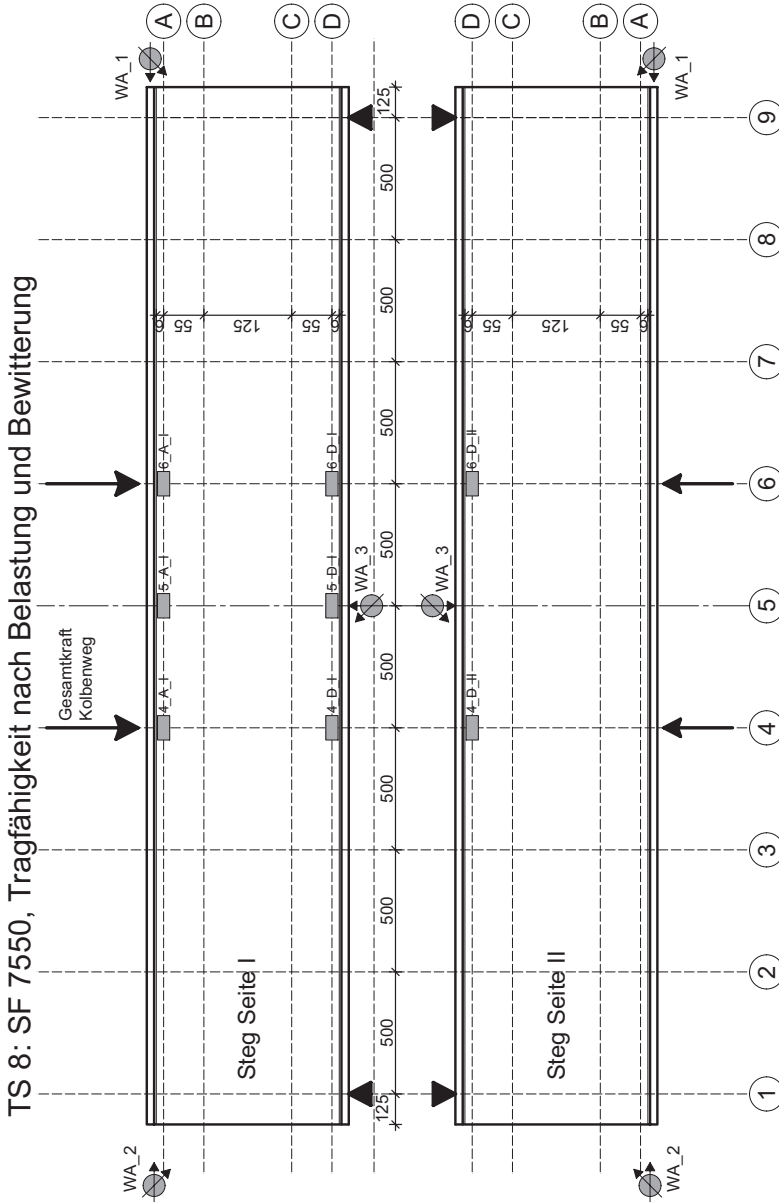
Bauteil		Quelle
Dicke Flansch	10,1 mm	Mittlerer Messwert (Abrostung berücksichtigt)
Breite Flansch	80,1 mm	Mittlerer Messwert
Dicke Glassteg	2 x 12 mm (+ 2,28 mm PVB, nicht als statisch wirksam angesetzt)	Soll-Wert
Höhe Glassteg	250 mm	Soll-Wert
Dicke Klebstoff	4,16 mm	Messwert (Mittelwert)

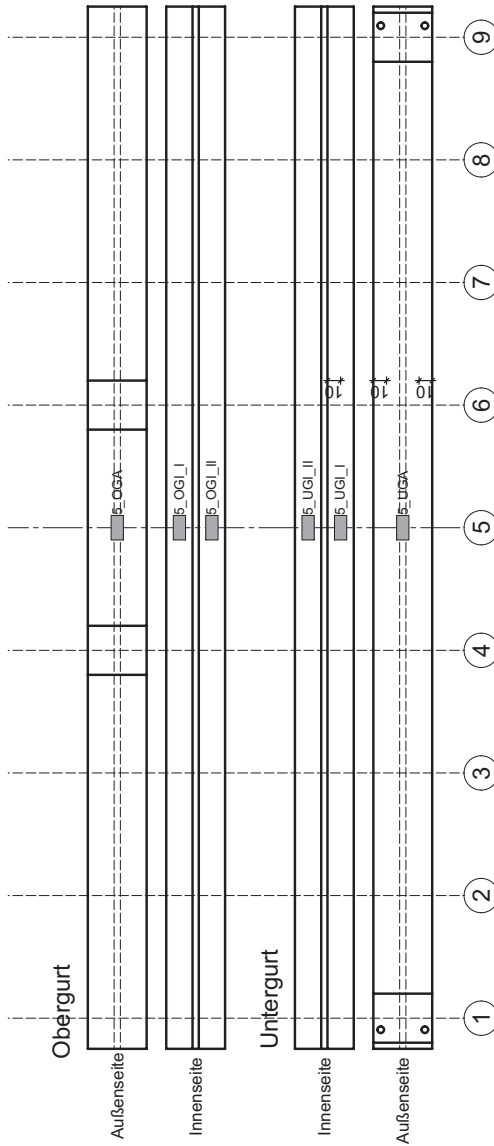
Der Auswertung zugrunde liegende Werkstoffkennwerte:

Werkstoffkennwert		Quelle
E-Modul Glas	71.711 N/mm <sup>2</sup>	Glas-Biegeversuch
E-Modul Stahl	197.509 N/mm <sup>2</sup>	Stahl Zugversuch
Klebstoff	Sika SF 7550	

Der Versuchskörper TS8 wurde im vorab im Versuch TS7 mit einer Dauerlast über 184 Tage belastet und über einen Zeitraum von 3 Jahren und 4 Monaten Jahren der natürlichen Witterung ausgesetzt.

D.7.2 Messstellen





**D.7.3 Messwerte**

Maschinenkraft beim Versagen	66,3 kN
------------------------------	---------

**Spannungen bei Versagen**

Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
4_A_I	-130,08	5_OGI_II	-47,40
4_D_I	134,10	5_UGA	82,36
4_D_II	208,68 <sup>1)</sup>	5_UGI_I	46,81
5_A_I	-129,58	5_UGI_II	48,19
5_D_I	130,80	6_A_I	-127,43
5_OGA	-79,20	6_D_I	133,31
5_OGI_I	-50,36	6_D_II	133,17

<sup>1)</sup> Fehlmessung (aus Dehnungsverlauf ersichtlich)

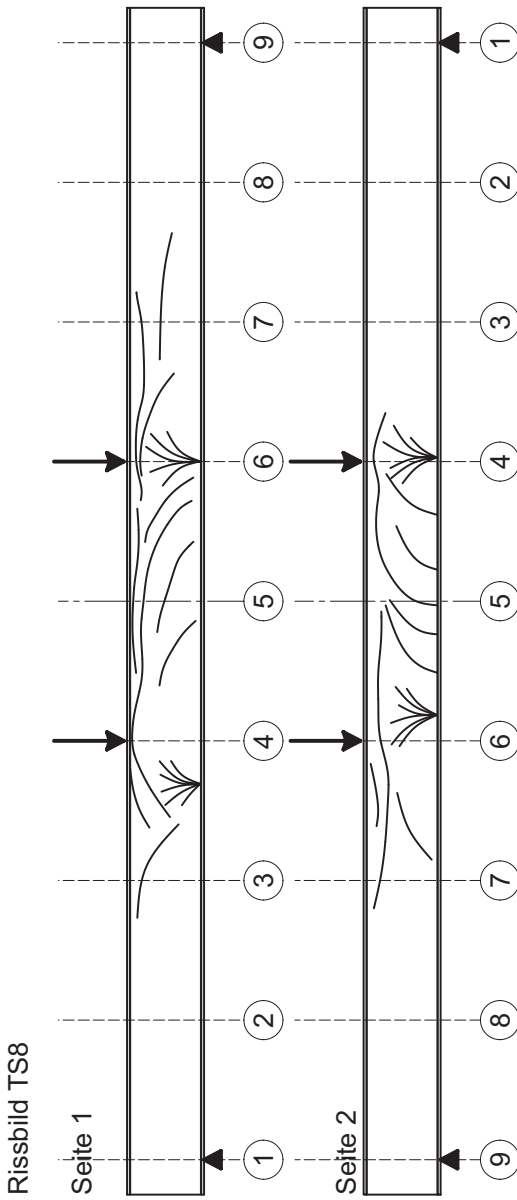
Prinzip der Messstellenbezeichnung: s.o.

**Zugehörige Verformungen**

Messstelle (WA)	Weg [mm]
WA_1	-2,095
WA_2	-2,16
WA_3 <sup>2)</sup> *	26,69

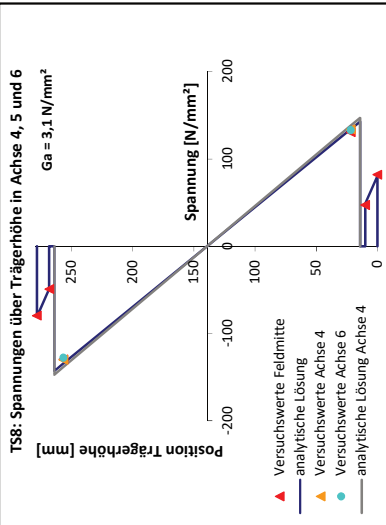
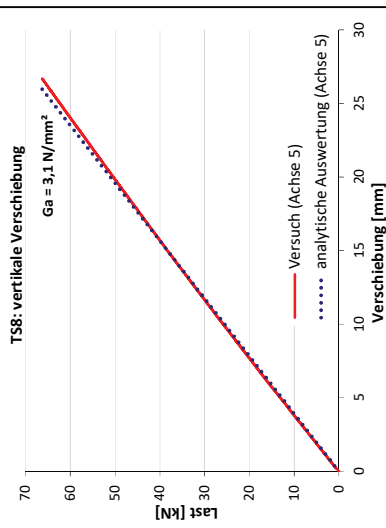
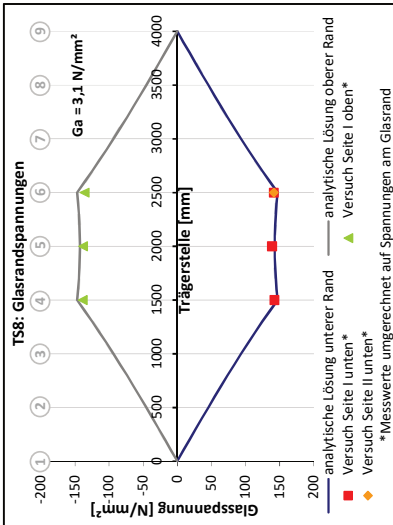
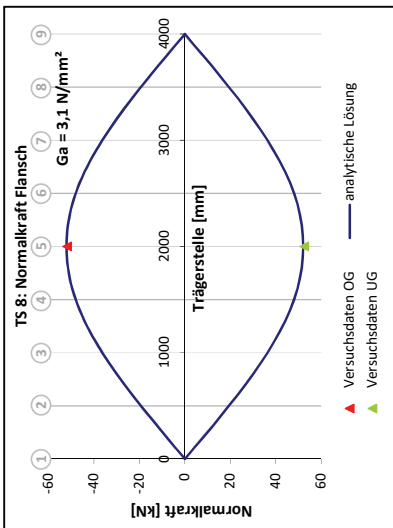
<sup>2)</sup> um Spannfeldverschiebung korrigiert

D.7.4 Rissbild





### D.7.5 Auswertung und Vergleich mit analytischen Berechnungen

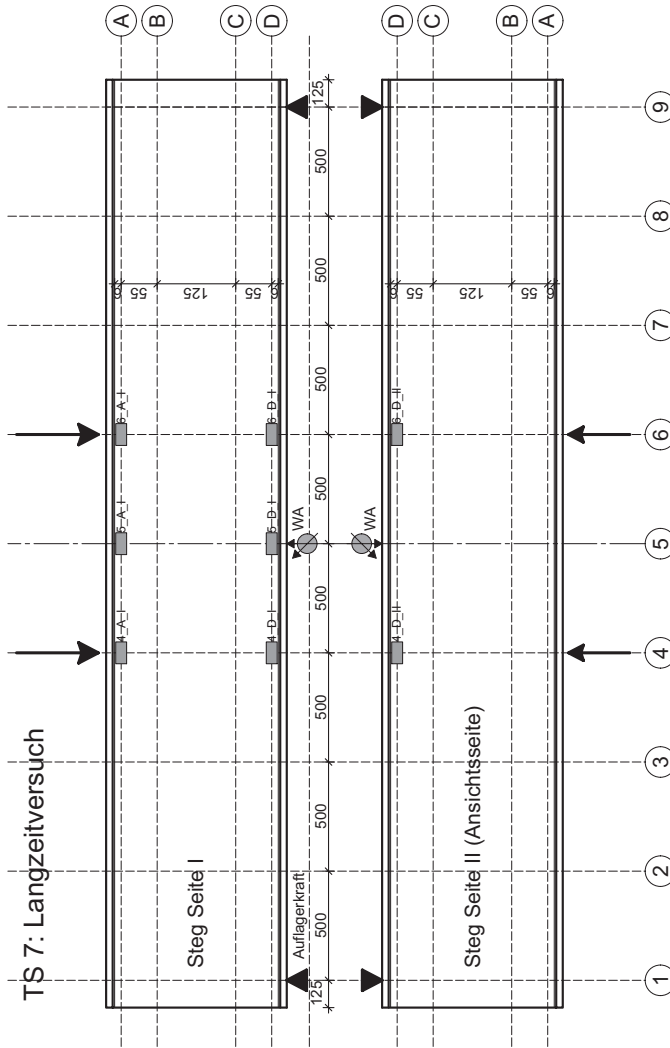


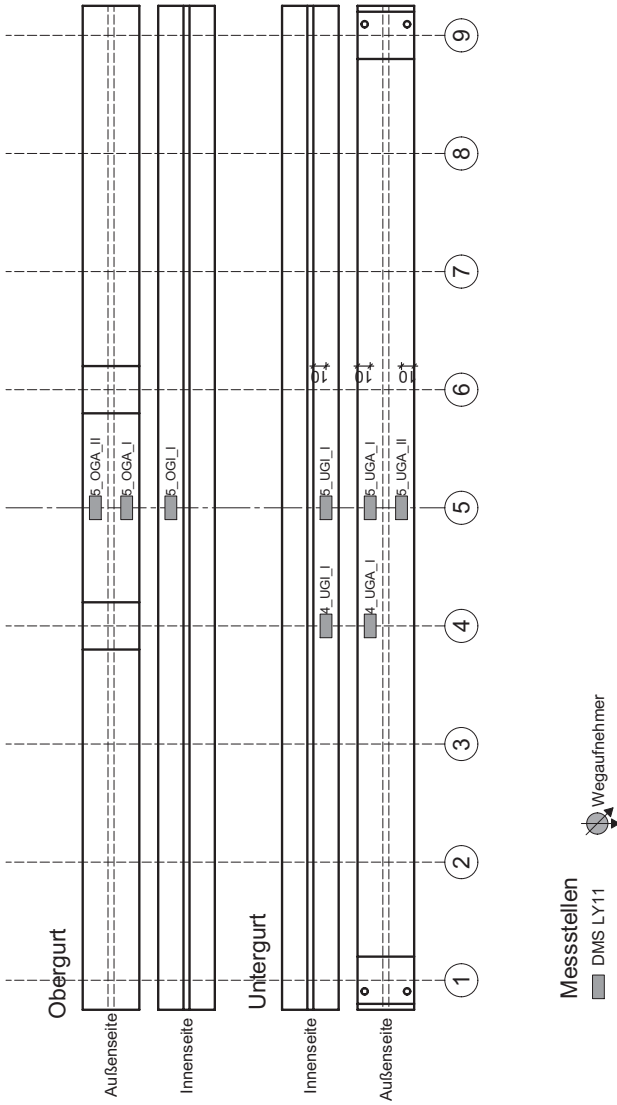
## D.8 Versuchsträger TS7 (Dauerstandversuch)

### D.8.1 Geometrie und Materialien

Versuchskörper mit TS8 identisch (D.7.1)

### D.8.2 Messstellen





**D.8.3 Messwerte zum Zeitpunkt t = 0**

Messstelle (WA)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (Kraft)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
WA	4,732	Auflagerkraft	6,48
Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
4_UGA_I	20,34	4_D_II	22,82
4_UGI_I	14,02	6_D_II	22,61
5_UGA_II	16,20	4_D_I	23,10
5_UGA_I	21,33	4_A_I	-22,12
5_UGI_I	15,60	5_D_I	23,10
5_OGI_I	-8,69	5_A_I	-22,40
5_OGA_I	-13,83	6_D_I	23,45
5_OGA_II	-20,74	6_A_I	-22,12

**D.8.4 Messwerte zum Zeitpunkt t = 112 Tage**

Messstelle (WA)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (Kraft)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
WA	5,253	Auflagerkraft	6,51
Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
4_UGA_I	19,55	4_D_II	25,62
4_UGI_I	11,65	6_D_II	25,41
5_UGA_II	15,21	4_D_I	25,83
5_UGA_I	19,95	4_A_I	-23,80
5_UGI_I	13,83	5_D_I	26,04
5_OGI_I	-4,15	5_A_I	-24,50
5_OGA_I	-10,27	6_D_I	26,11
5_OGA_II	-17,58	6_A_I	-23,94

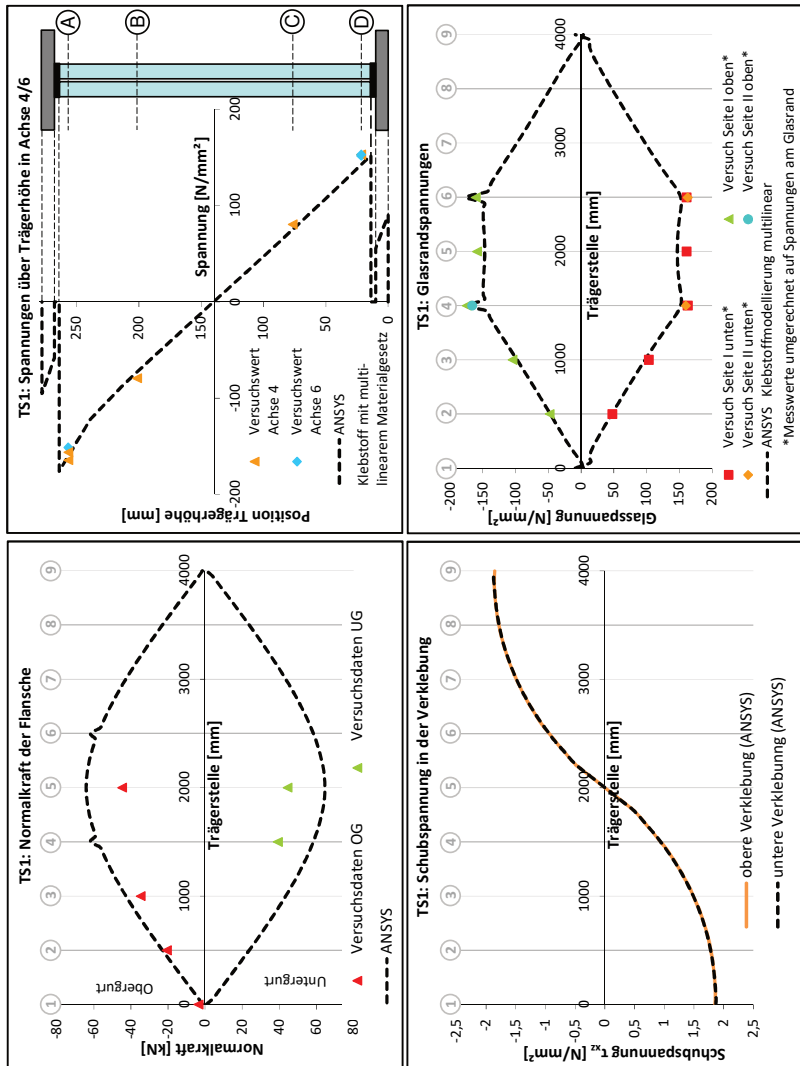
**D.8.5 Messwerte zum Zeitpunkt t = 184 Tage**

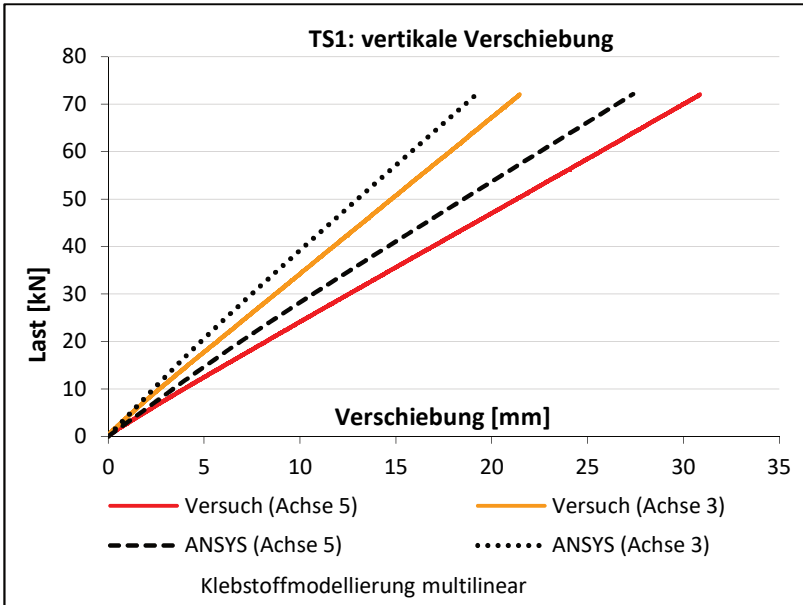
Messstelle (WA)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (Kraft)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
WA	7,645	Auflagerkraft	9,27
Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]	Messstelle (DMS)	Spannung [N/mm <sup>2</sup> ]
4_UGA_I	30,61	4_D_II	38,43
4_UGI_I	18,57	6_D_II	37,94
5_UGA_II	26,86	4_D_I	38,43
5_UGA_I	30,22	4_A_I	-33,95
5_UGI_I	21,73	5_D_I	38,50
5_OGI_I	-2,37	5_A_I	-35,07
5_OGA_I	-11,06	6_D_I	38,71
5_OGA_II	-17,38	6_A_I	-34,09

## E FE-Vergleichsrechnungen der Versuche

### E.1 Versuch TS1

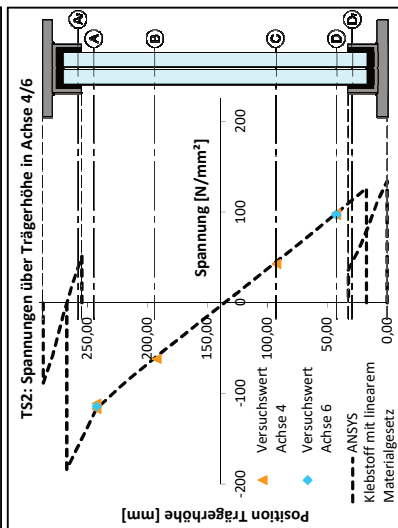
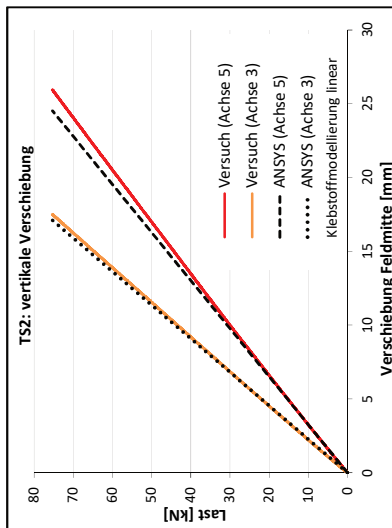
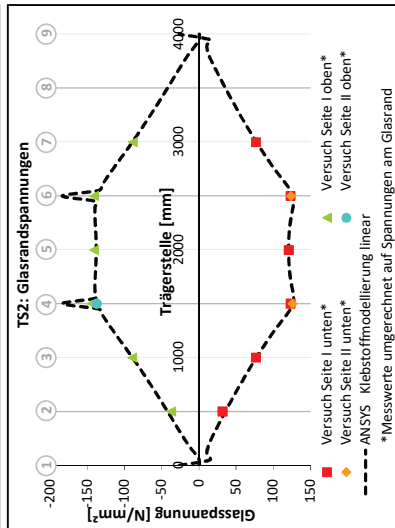
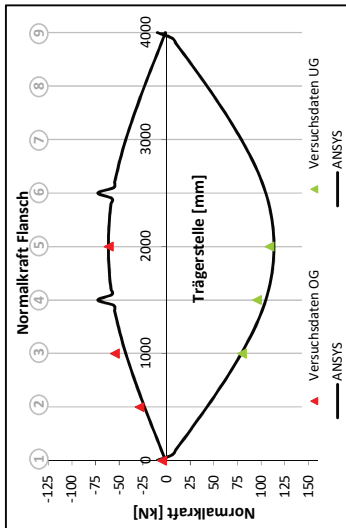
Klebstoffmodellierung mit multilinear-elastischem Materialgesetz des Klebstoffes SF 7550 nach Bild 5.4





## E.2 Versuch TS2

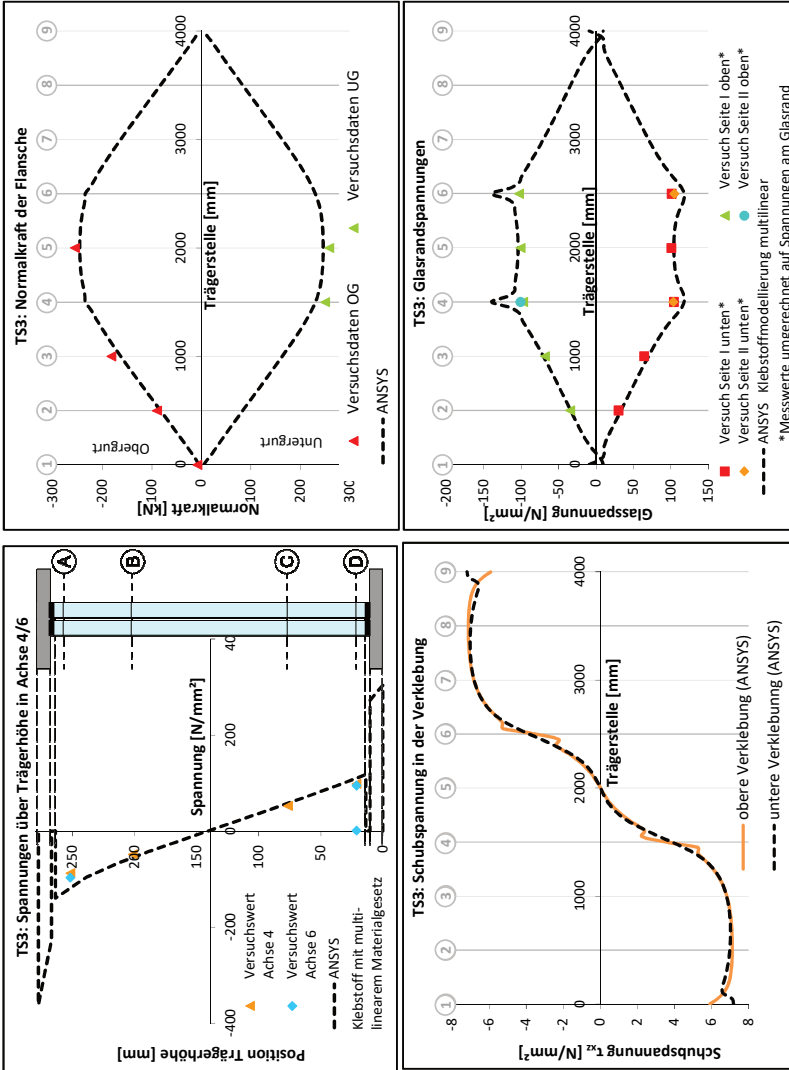
Mit linearer Klebstoffmodellierung:  $E_{a,u} = 10,2 \text{ N/mm}^2$ ,  $E_{a,o} = 4,7 \text{ N/mm}^2$ ,  $\nu = 0,38$

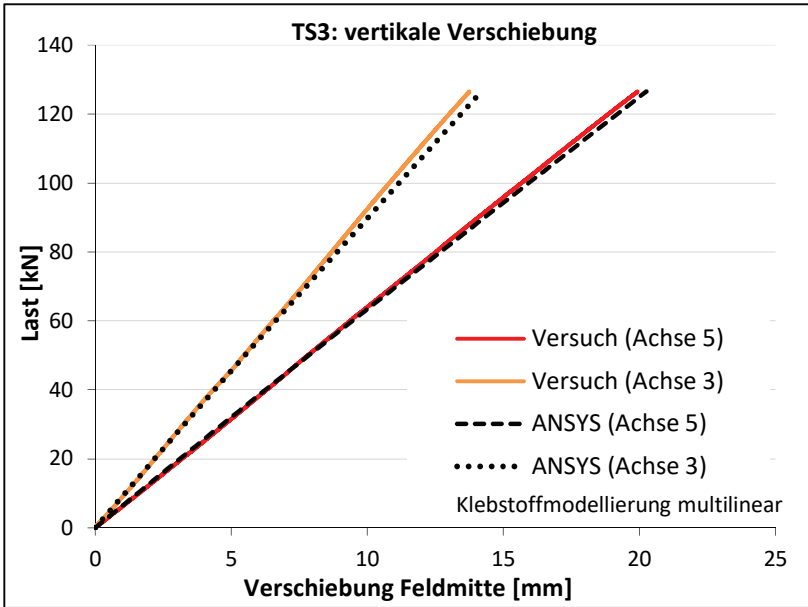




### E.3 Versuch TS3

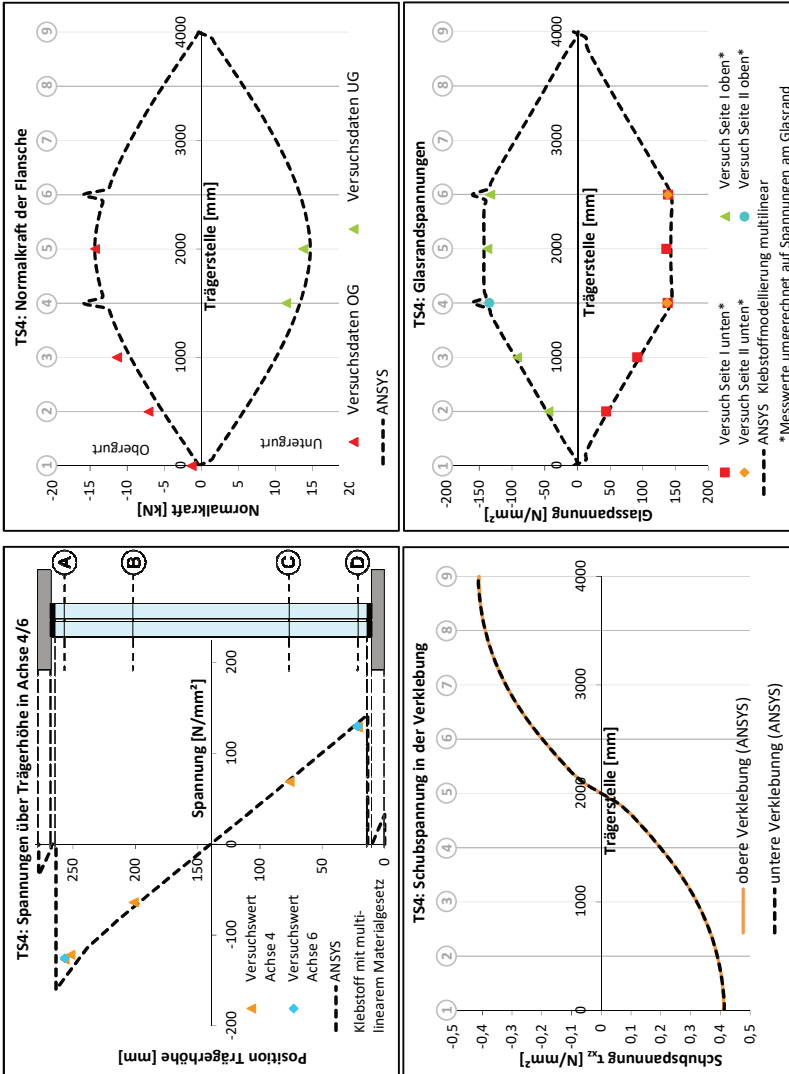
Klebstoffmodellierung mit multilinear-elastischem Materialgesetz des Klebstoffes  
 DP 490 nach Bild 5.5

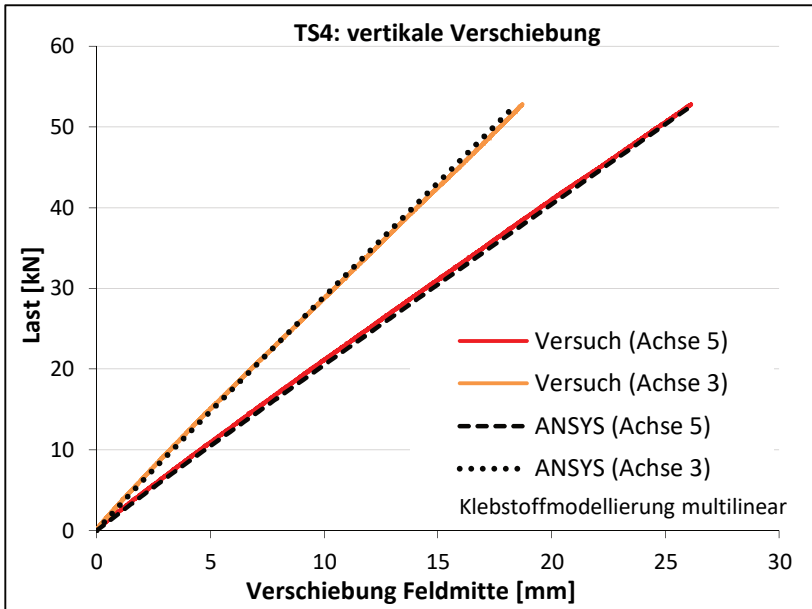




## E.4 Versuch TS4

Klebstoffmodellierung mit multilinear-elastischem Materialgesetz des Klebstoffes DC 993 nach Bild 5.3

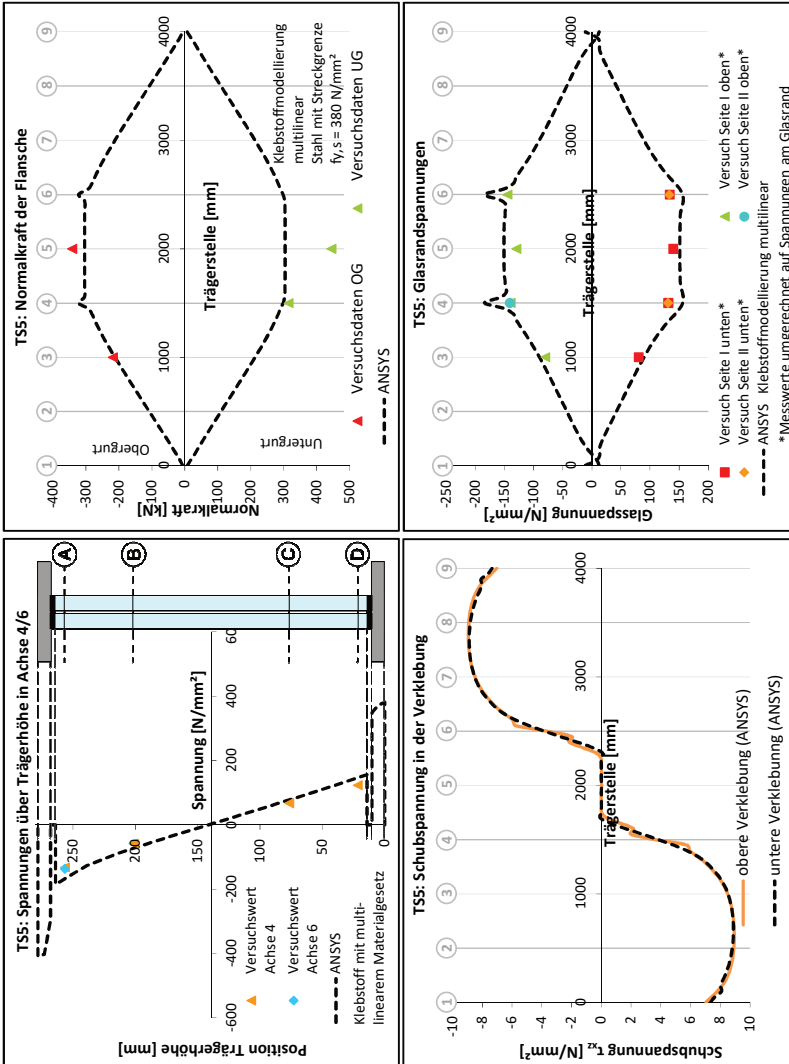


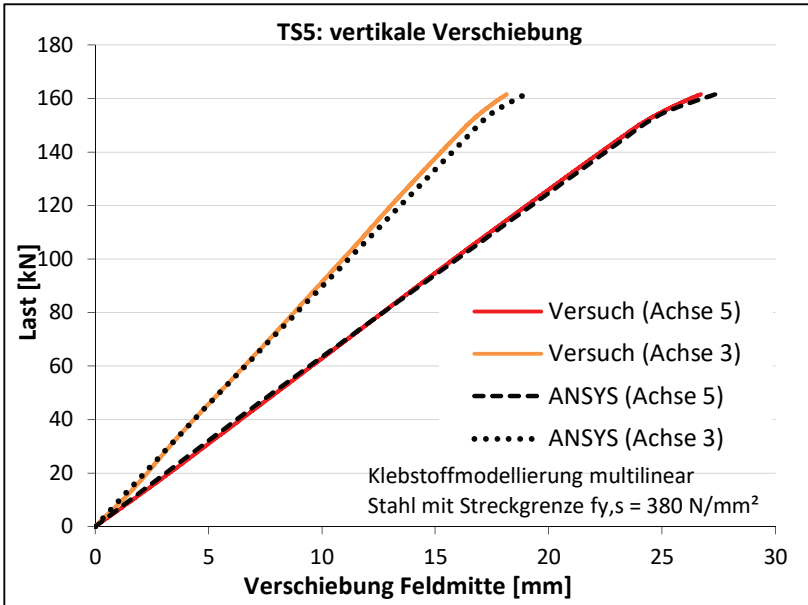


## E.5 Versuch T55

Mit Stahlstreckgrenze  $f_y = 380 \text{ N/mm}^2$

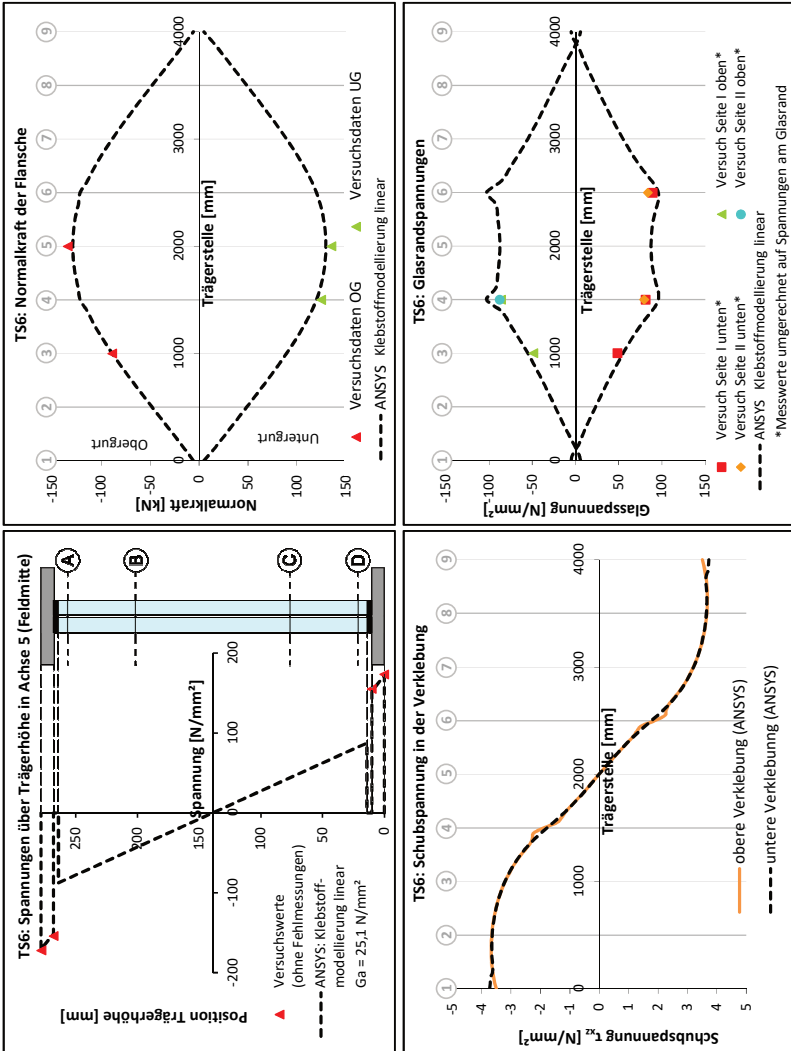
Klebstoffmodellierung mit multilinear-elastischem Materialgesetz des Klebstoffes DP 490 nach Bild 5.5

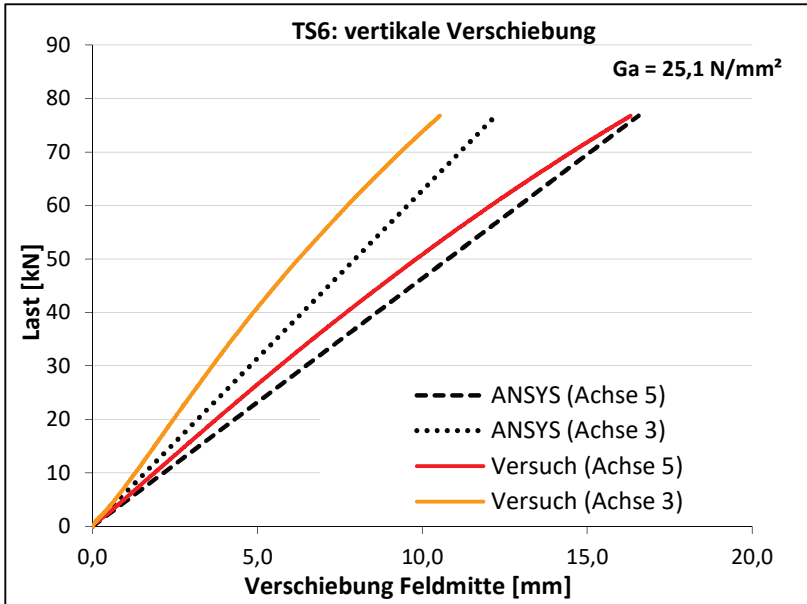




## E.6 Versuch TS6

Klebstoffmodellierung vereinfacht mit linear-elastischem Materialgesetz mit  $G_a = 25,1 \text{ N/mm}^2$ ,  $E_a = 72,8 \text{ N/mm}^2$ ,  $\nu = 0,45$

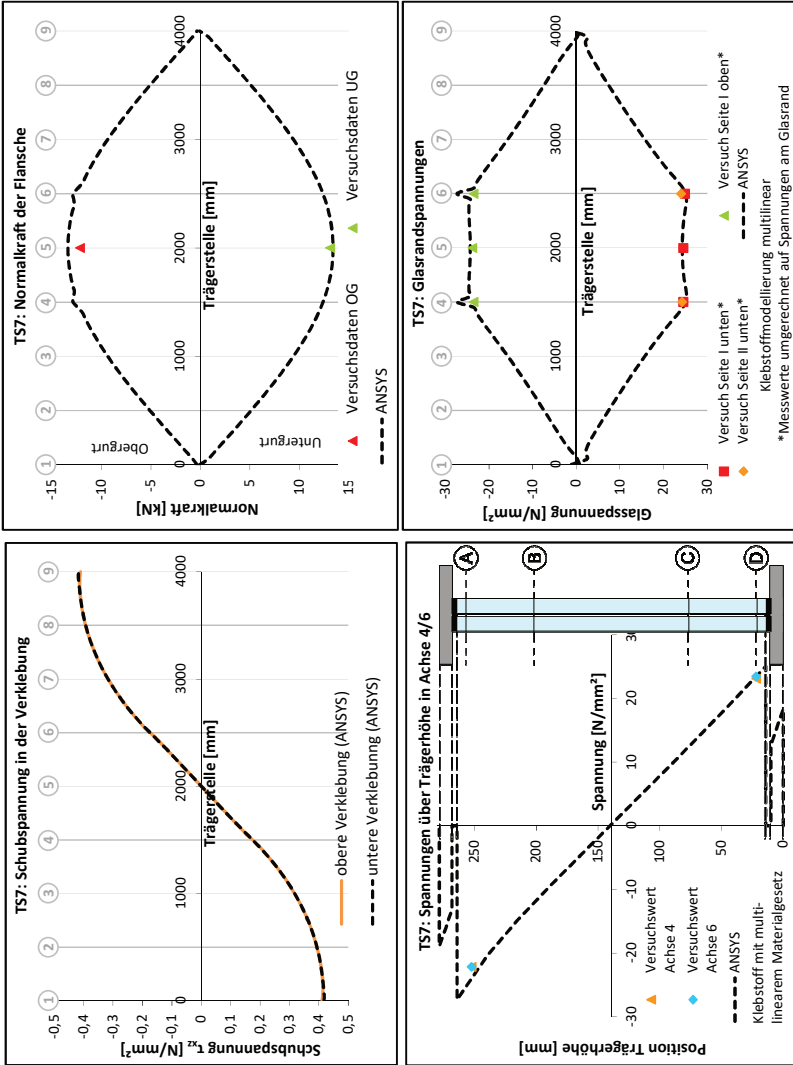


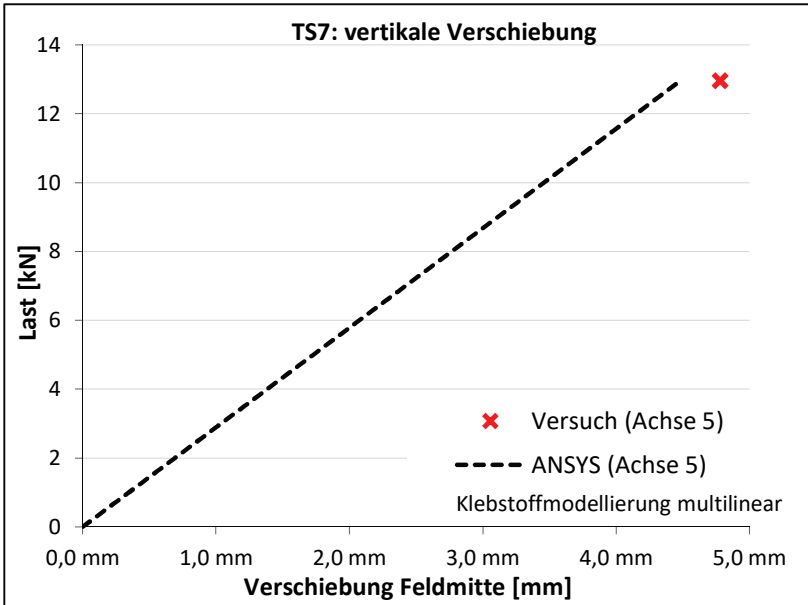




## E.7 Versuch TS7 zum Zeitpunkt t=0

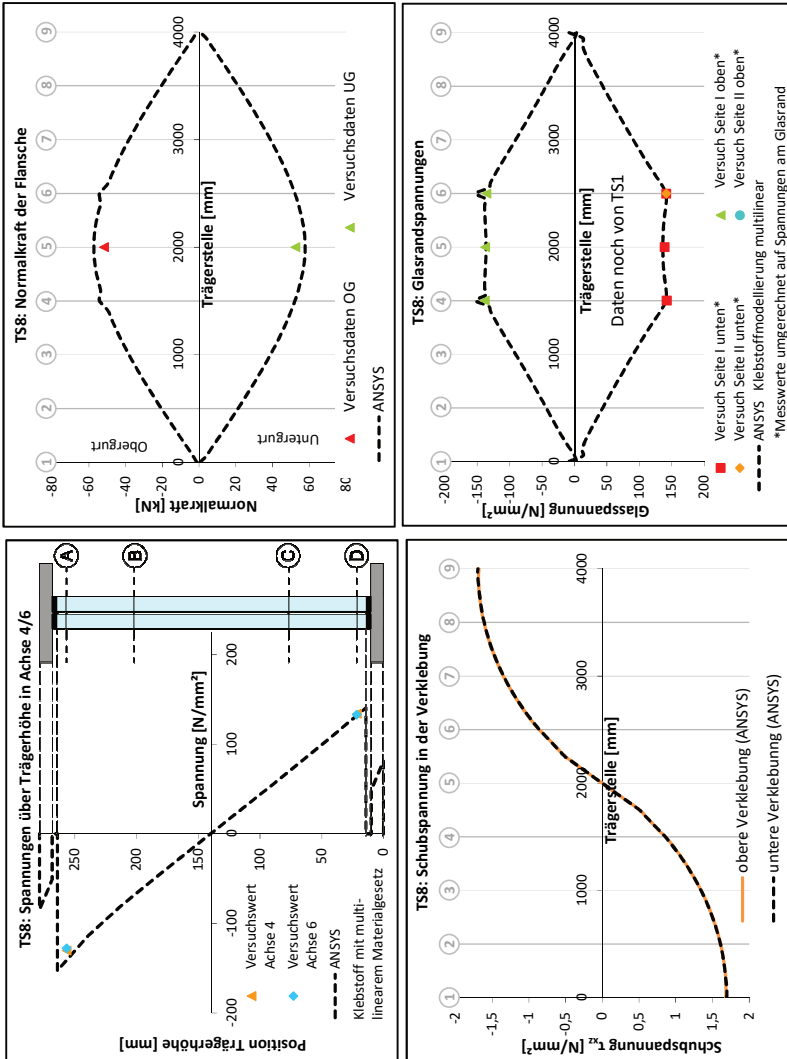
Klebstoffmodellierung mit multilinear-elastischem Materialgesetz des Klebstoffes SF 7550 nach Bild 5.4

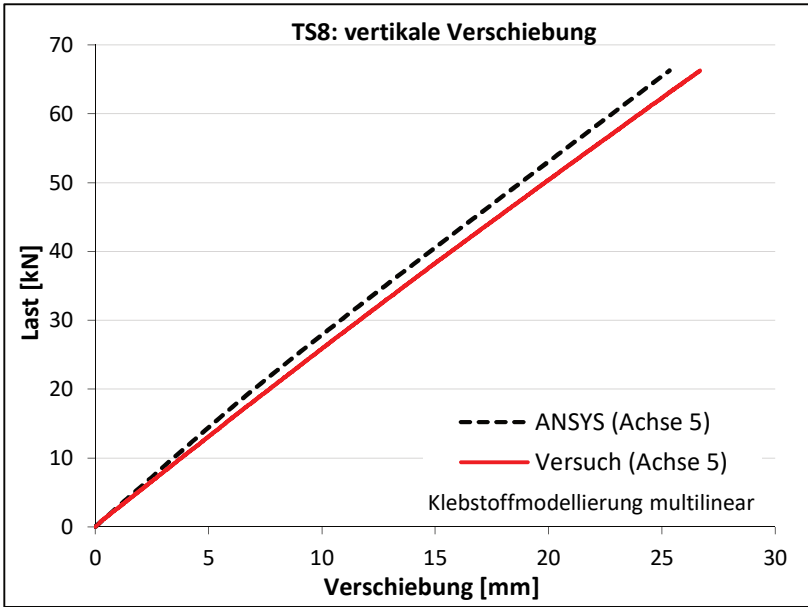




## E.8 Versuch TS8

Klebstoffmodellierung mit multilinear-elastischem Materialgesetz des Klebstoffes SF 7550 nach Bild 5.4



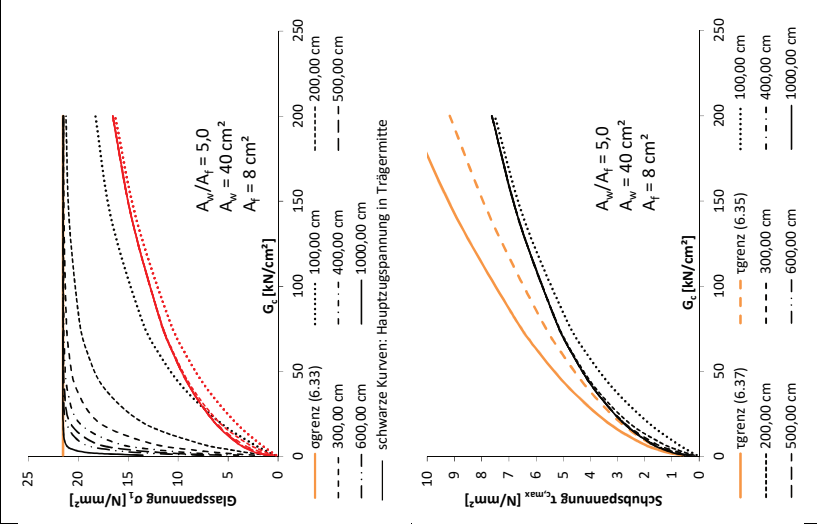


# F Parameterstudien zum Tragverhalten bei Erwärmung

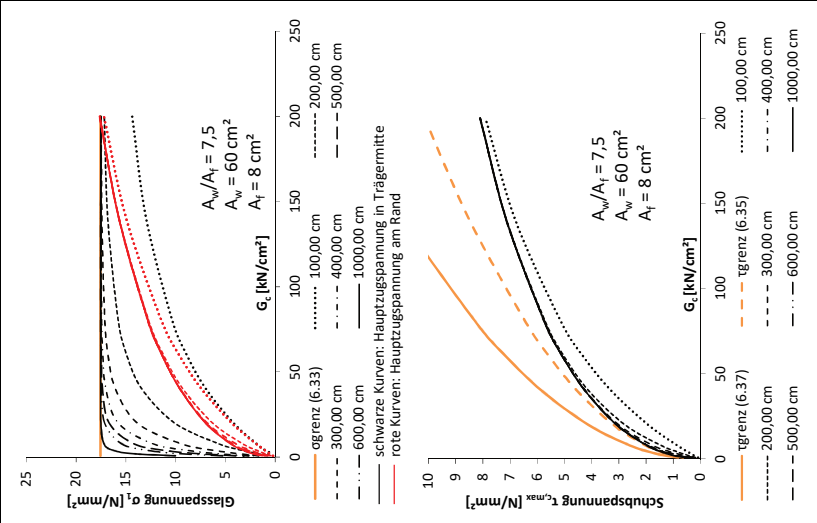
## F.1 Beispielträger 1 mit Variation der Steghöhe

$\ell$  : variabel  $b_f=80$  mm  $d_f=10$  mm  $d_w=24$  mm  $h_w$  : variabel  $d_c=3$  mm

**F.1.a)  $h_w = 116,7$  mm**

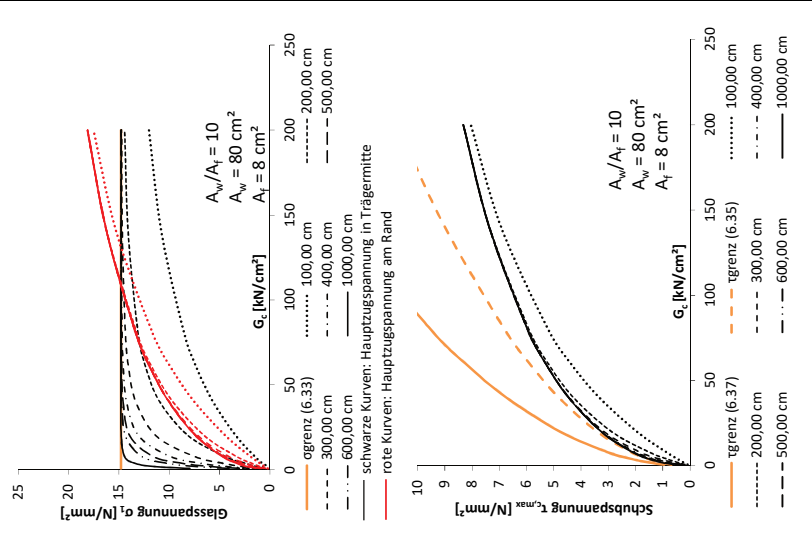


**F.1.b)  $h_w = 250$  mm**

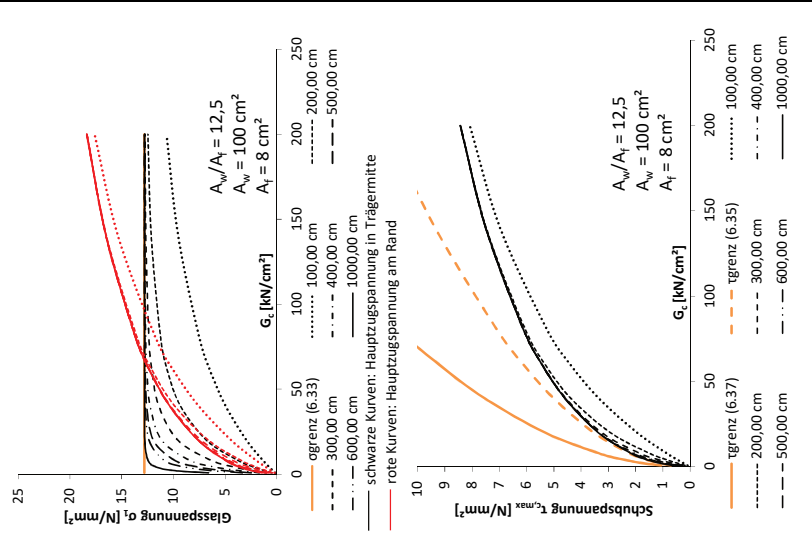


F.1 Beispielträger 1 mit Variation der Steghöhe

F.1.c)  $h_w = 333,3 \text{ mm}$

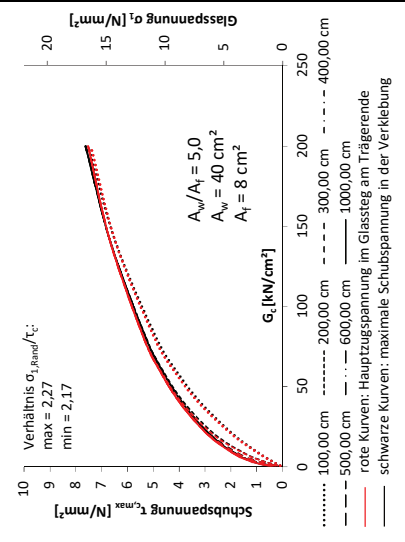


F.1.d)  $h_w = 416,7 \text{ mm}$

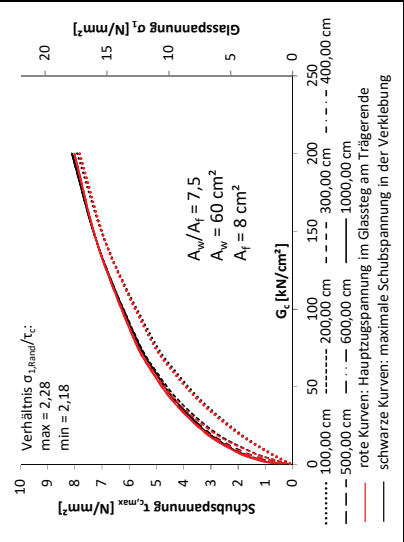


**Vergleich der maximalen Schubspannungen in der Verklebung mit den Hauptspannungen am Trägerend im Glassteig**

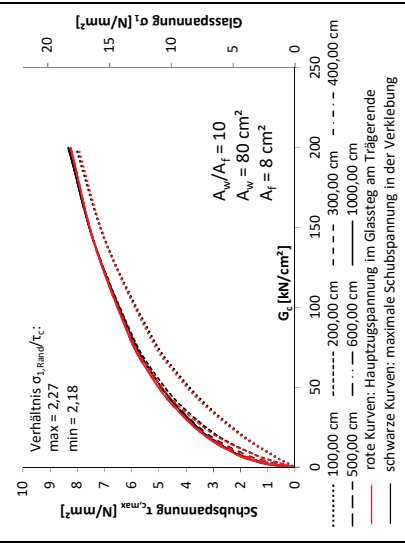
**F.1.a)  $h_w = 116,7 \text{ mm}$**



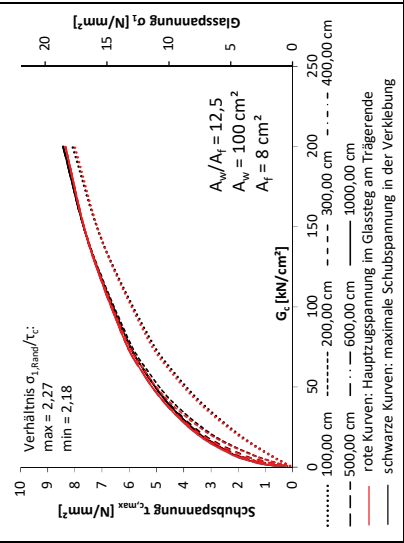
**F.1.b)  $h_w = 250 \text{ mm}$**



**F.1.c)  $h_w = 333,3 \text{ mm}$**

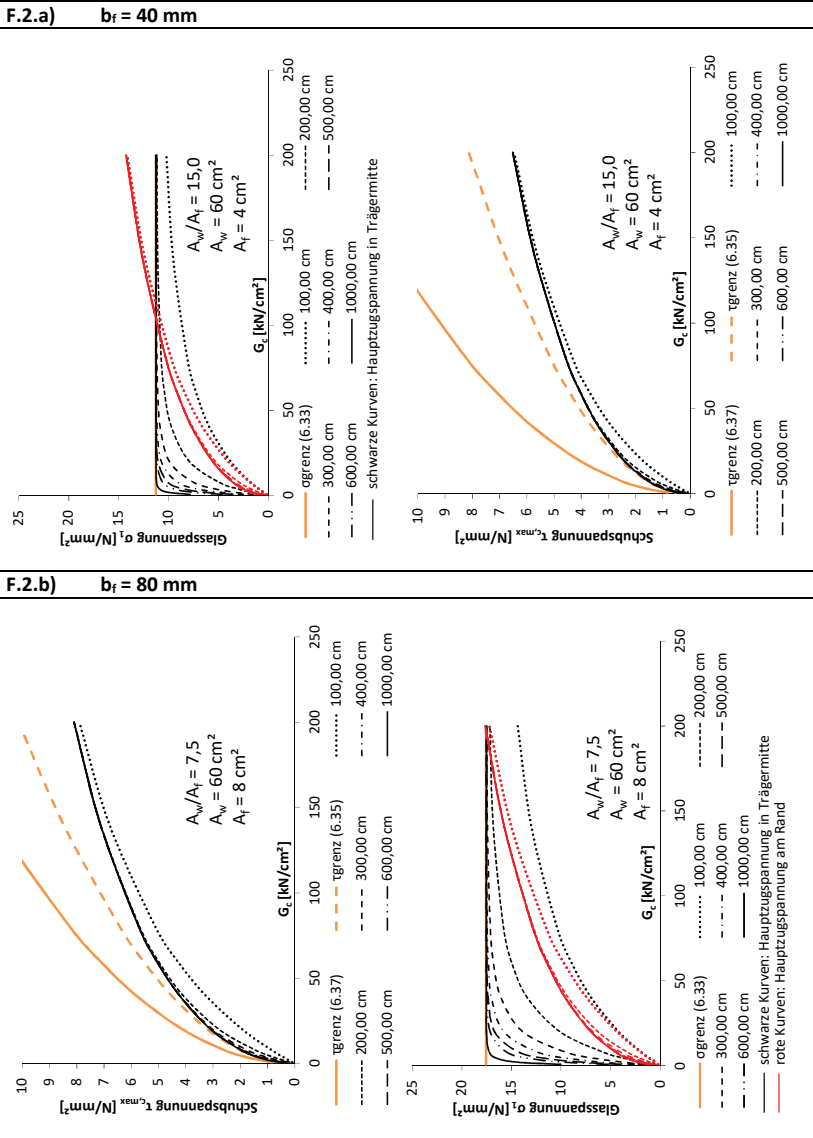


**F.1.d)  $h_w = 416,7 \text{ mm}$**



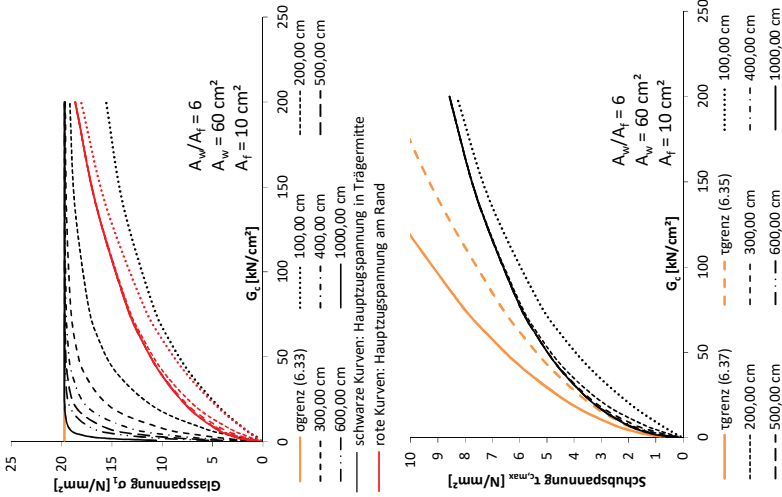
## F.2 Beispielträger 1 mit Variation der Flanschbreite

$l$ : variabel     $b_f$ : variabel     $d_r = 10\text{mm}$      $d_w = 24\text{mm}$      $h_w = 250\text{mm}$      $d_c = 3\text{mm}$

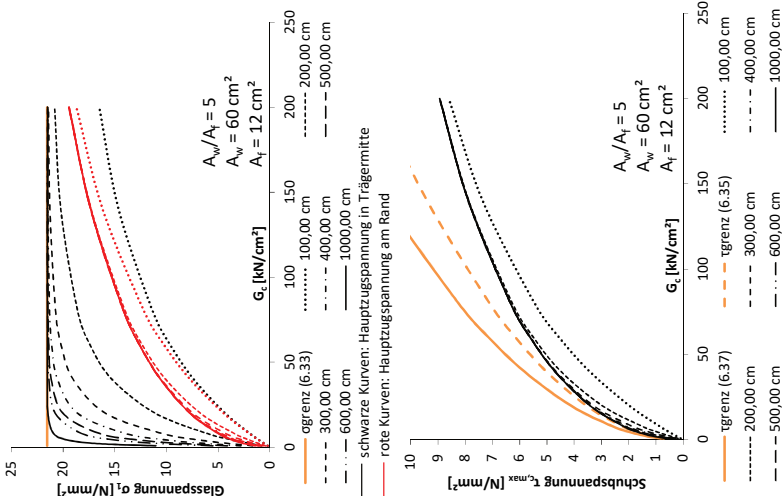




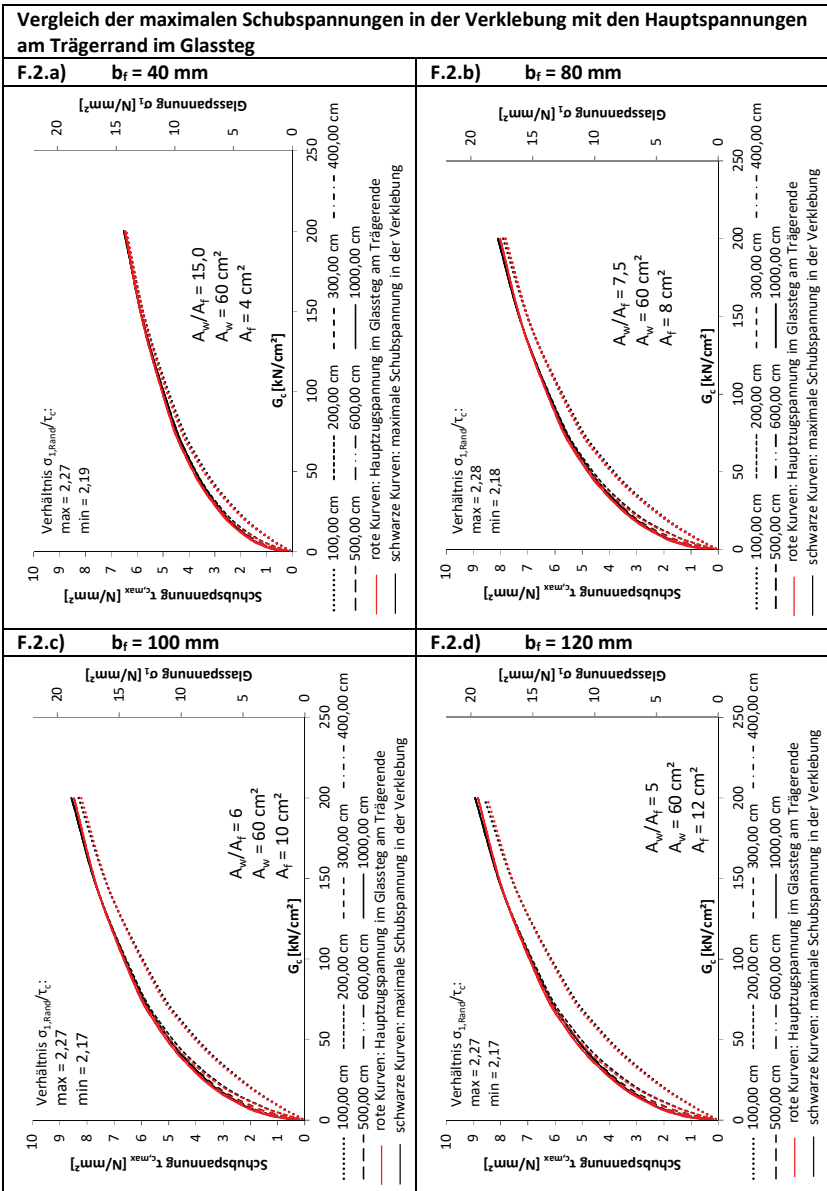
**F.2.c)  $b_f = 100 \text{ mm}$**



**F.2.d)  $b_f = 120 \text{ mm}$**



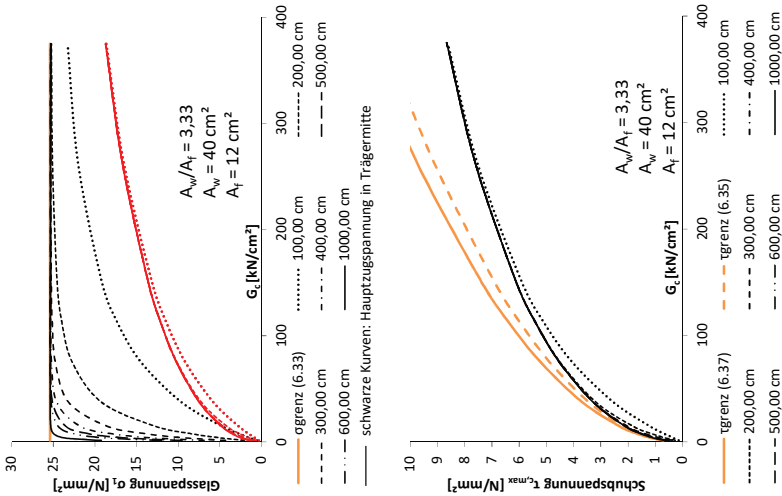
F.2 Beispielträger 1 mit Variation der Flanschbreite



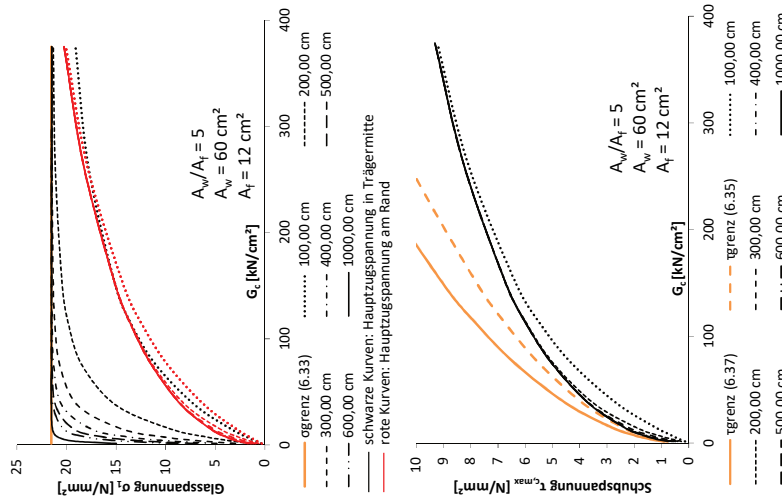
### F.3 Beispielträger 3 mit Variation der Steghöhe

$l$ : variabel  $b_r$ : 80 mm  $d_r$ : 10 mm  $d_w$ : 18 mm  $h_w$ : variabel  $d_c$ : 3 mm

**F.3.a)  $h_w = 222,22$  mm**

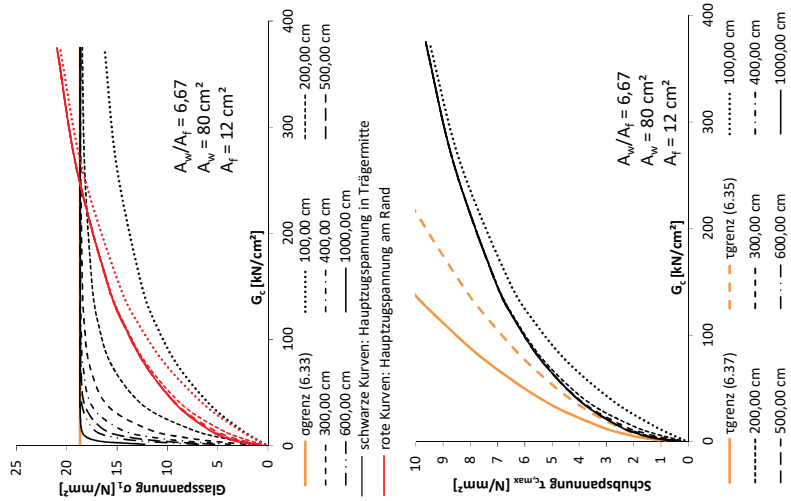


**F.3.b)  $h_w = 333,33$  mm**

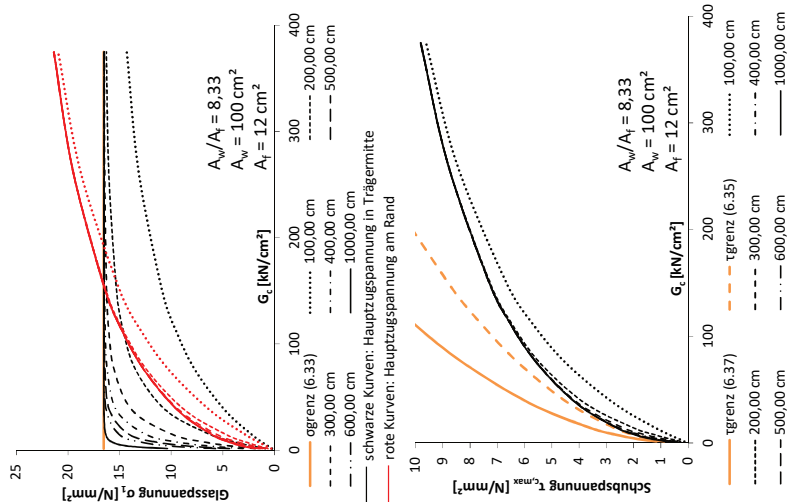


F.3 Beispielträger 3 mit Variation der Steghöhe

F.3.c)  $h_w = 444,44 \text{ mm}$

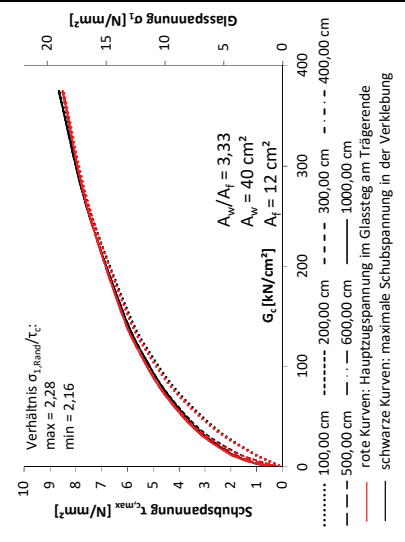


F.3.d)  $h_w = 555,56 \text{ mm}$

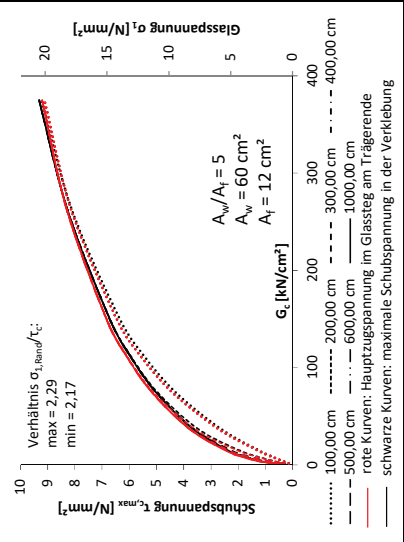


**Vergleich der maximalen Schubspannungen in der Verklebung mit den Hauptspannungen am Trägerend im Glassteg**

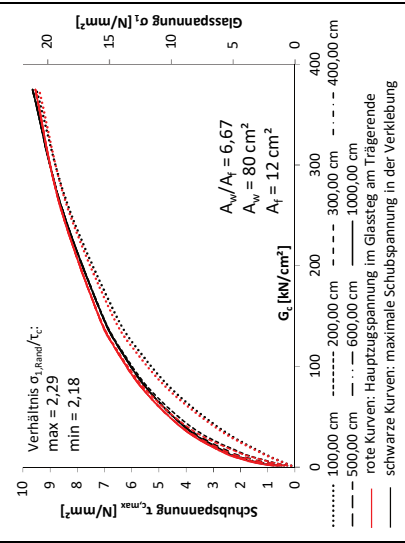
**F.3.a)  $h_w = 222,22 \text{ mm}$**



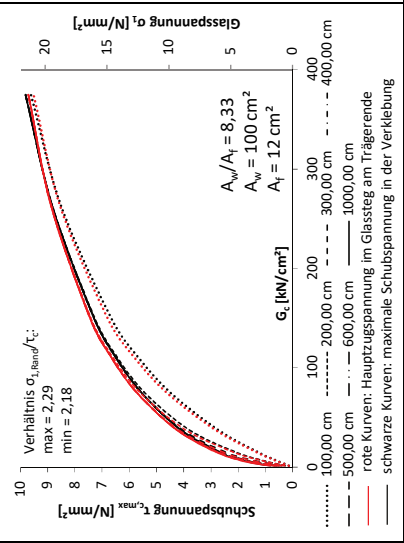
**F.3.b)  $h_w = 333,33 \text{ mm}$**



**F.3.c)  $h_w = 444,44 \text{ mm}$**

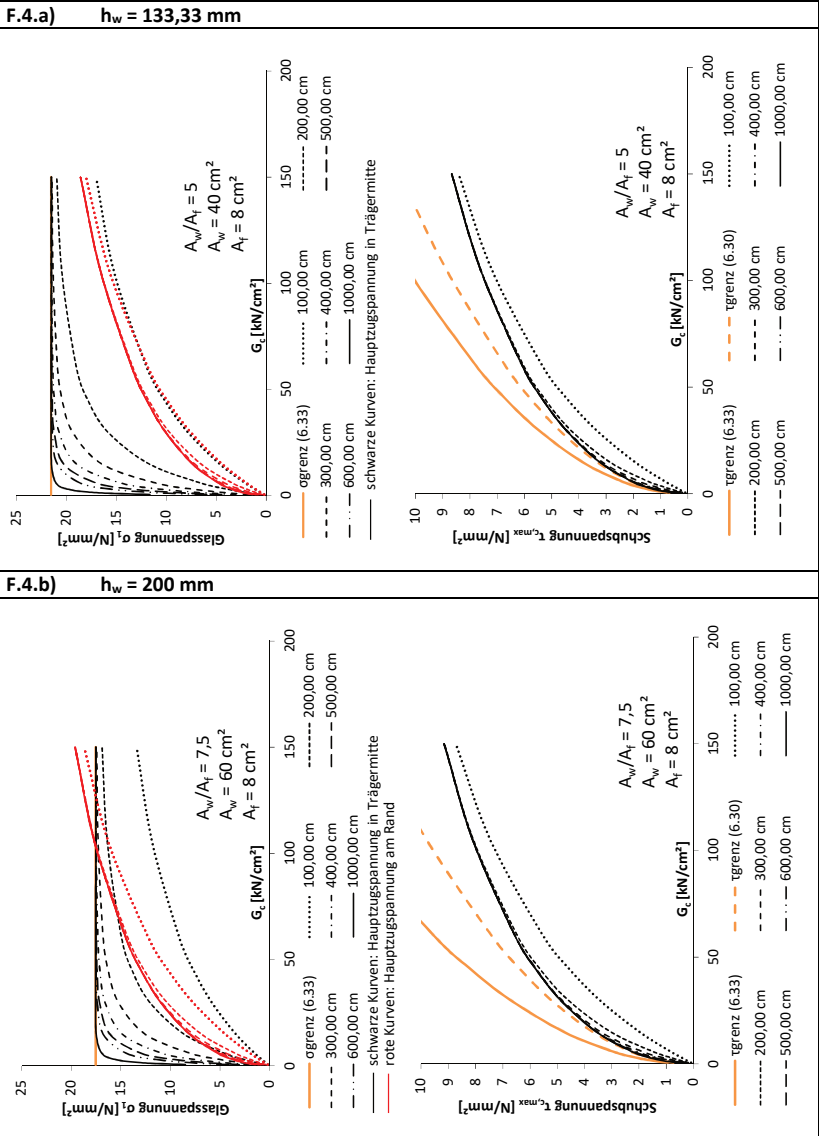


**F.3.d)  $h_w = 555,56 \text{ mm}$**

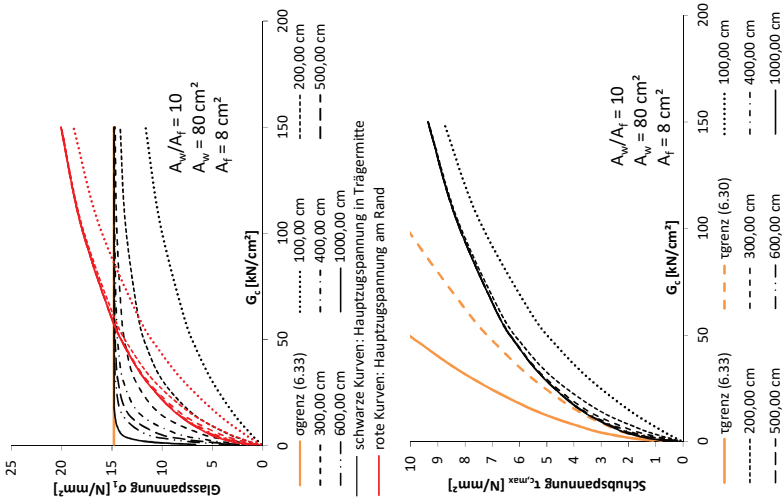


### F.4 Beispielträger 2 mit Variation der Steghöhe

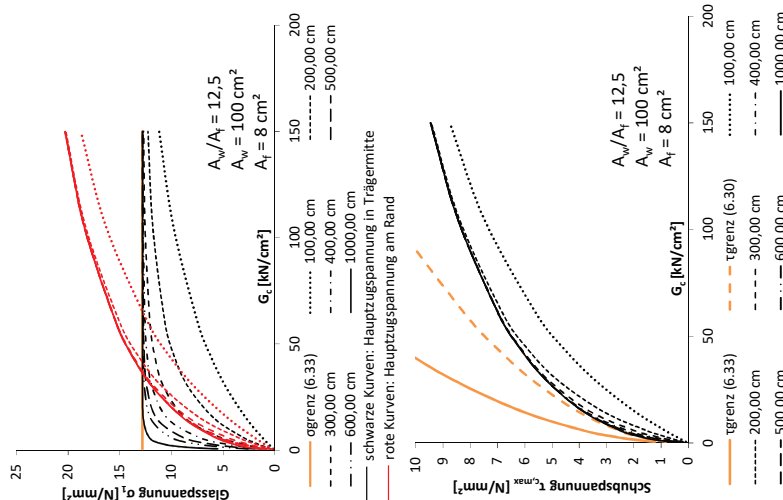
$\ell$ : variabel  $b_f$ : 100 mm  $d_f$ : 12mm  $d_w$ : 30 mm  $h_w$ : variabel  $d_c$ : 2 mm



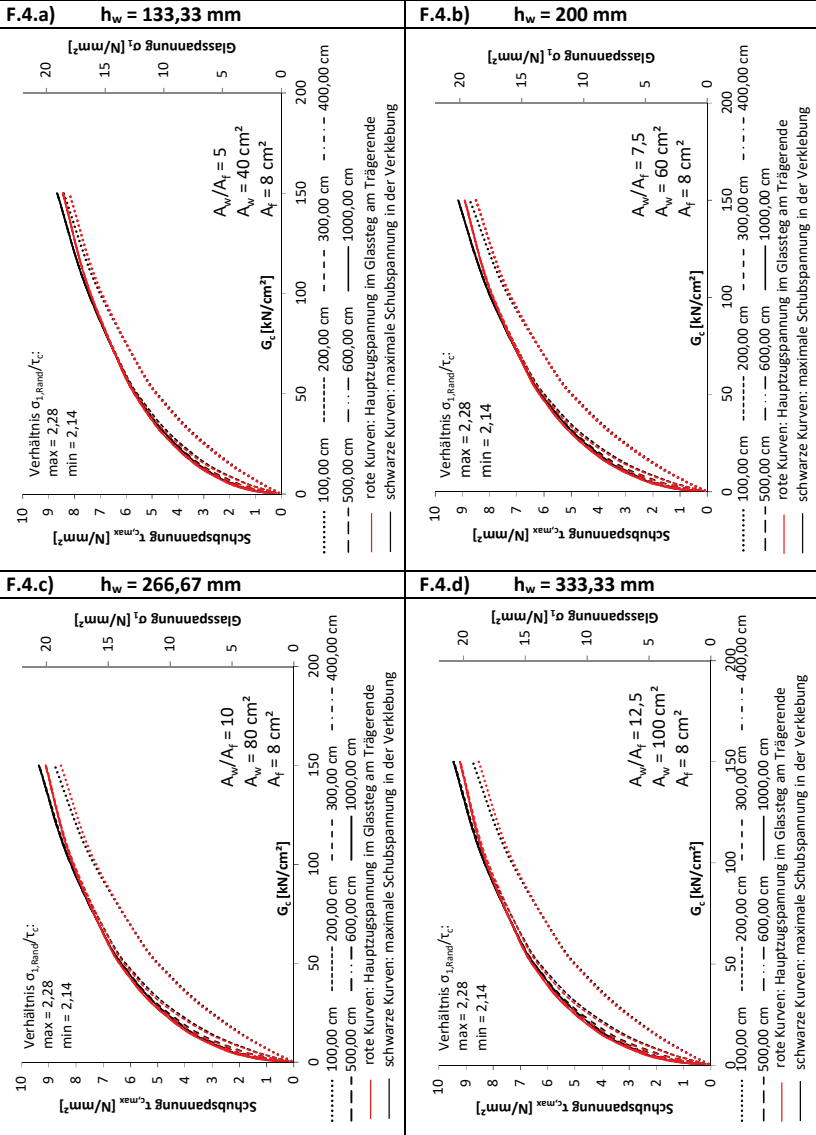
**F.4.c)  $h_w = 266,67 \text{ mm}$**



**F.4.d)  $h_w = 333,33 \text{ mm}$**



**Vergleich der maximalen Schubspannungen in der Verklebung mit den Hauptspannungen am Trägerend im Glassteig**

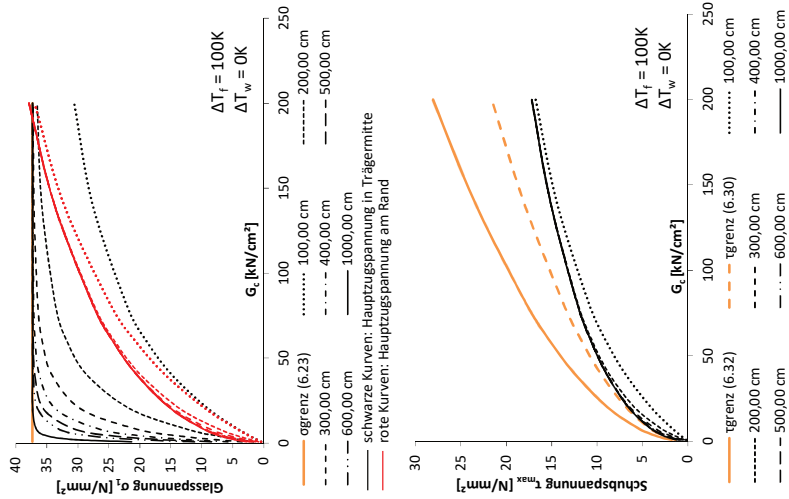




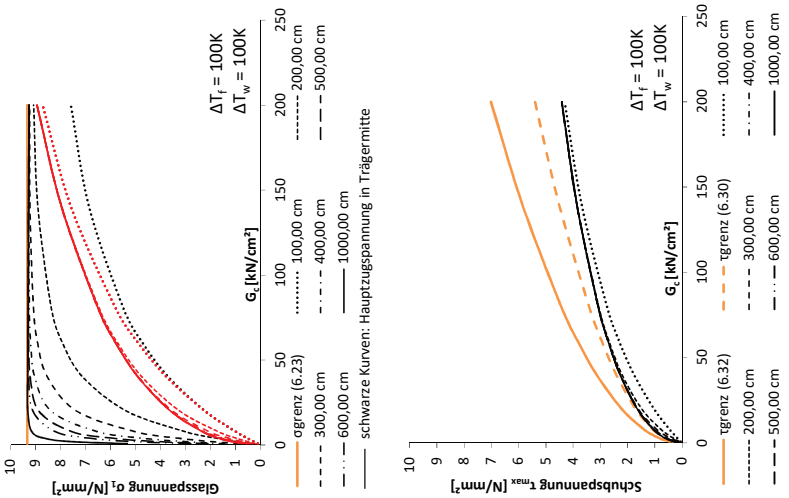
### F.5 Beispielträger 1 mit Variation der Temperaturbeanspruchung

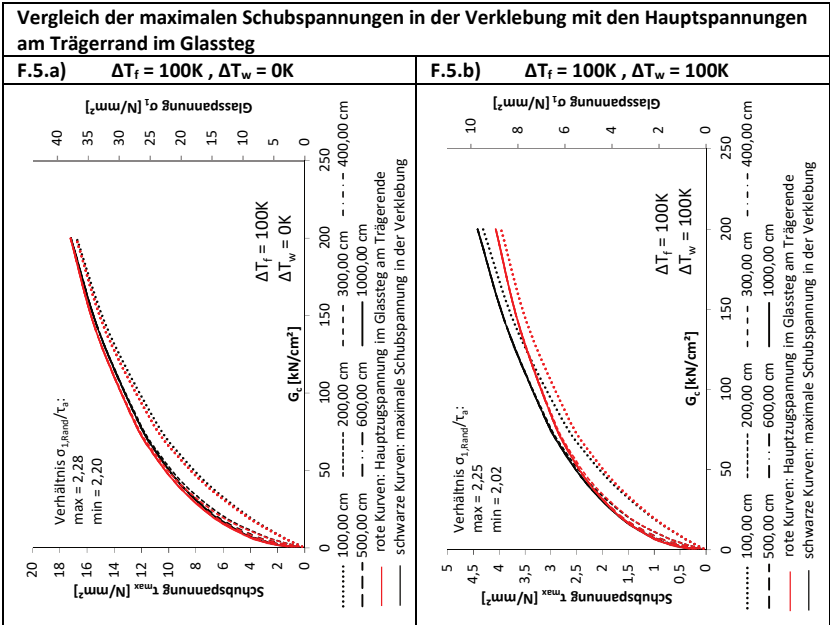
$\ell$ : variabel  $b_r$ : 80 mm  $d_r$ : 10 mm  $d_w$ : 24 mm  $h_w$ : 250 mm  $d_c$ : 3 mm

**F.5.a)  $\Delta T_f = 100K, \Delta T_w = 0K$**



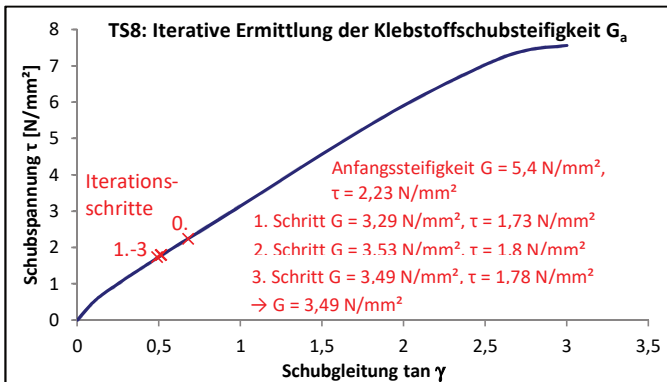
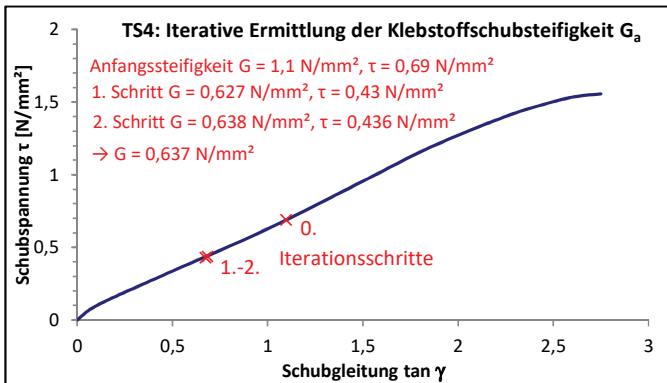
**F.5.b)  $\Delta T_f = 100K, \Delta T_w = 100K$**

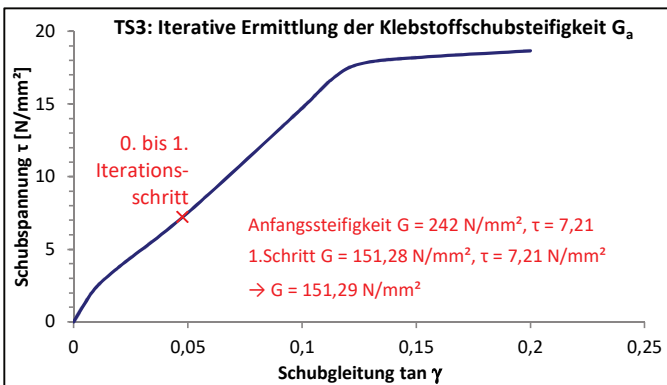
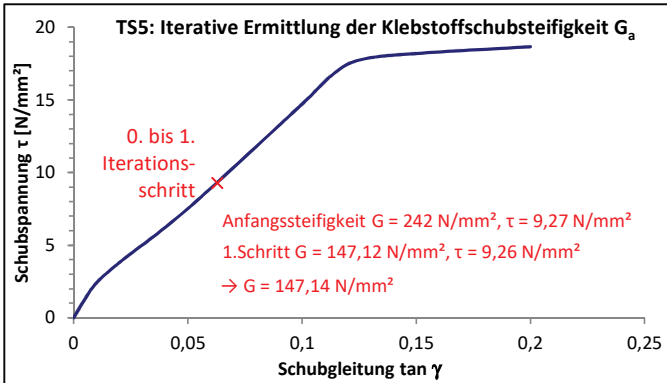




## G Iterative Bestimmung der Klebstoffschubsteifigkeit $G_a$ ausgewählter Versuchsträger

- Berechnung der Schubspannung in der Verklebung nach Gleichung (3.85) und Gleichung (4.5) an der Trägerstelle  $x=0$
- Bestimmung der Klebstoffschubsteifigkeit aus den gemittelten Schubspannungs-Gleitungs-Kurven aus Abschnitt 5.3.1.4 mit  $G_a = \tau_c / \tan \gamma_a$

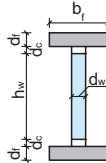
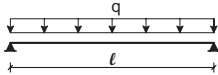




## H Vergleich der analytischen Berechnung nach Pischl mit dem $\gamma$ -Verfahren

	$l$ [m]	$q$ [kN/m]	$b_f$ [mm]	$d_f$ [mm]	$h_w$ [mm]	$d_w$ [mm]	$d_c$ [mm]	$G_a$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Träger H1	1,00	15	150	20	150	20	3	variabel
Träger H2	2,00	15	150	20	150	20	3	variabel
Träger H3	4,00	15	150	20	150	20	3	variabel
Träger H4	4,00	15	150	20	400	50	3	variabel
Träger H5	1,00	15	50	10	150	20	3	variabel

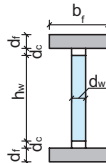
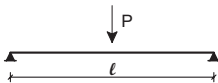
	$l$ [m]	$P$ [kN]	$b_f$ [mm]	$d_f$ [mm]	$h_w$ [mm]	$d_w$ [mm]	$d_c$ [mm]	$G_a$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Träger H6	4,00	20	150	20	150	20	3	variabel



Stahlflansch:  
 $E_r = 210.000 \text{ N/mm}^2$

Glassteg:  
 $E_w = 70.000 \text{ N/mm}^2$

Klebstoff:  
 $G_a$ : siehe unten

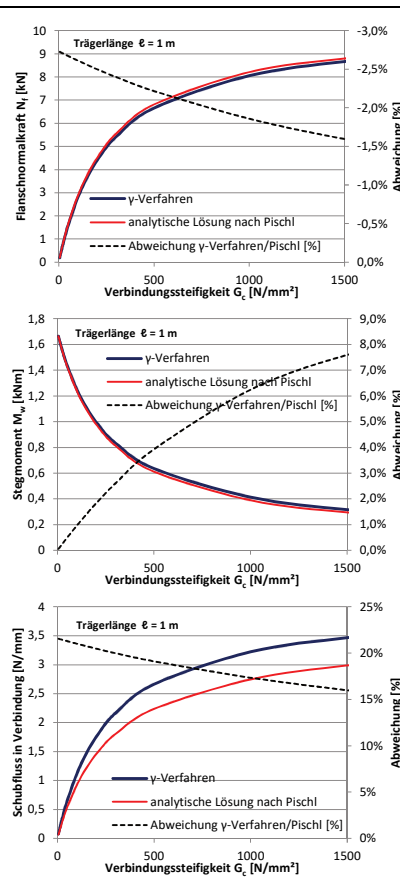


Stahlflansch:  
 $E_r = 210.000 \text{ N/mm}^2$

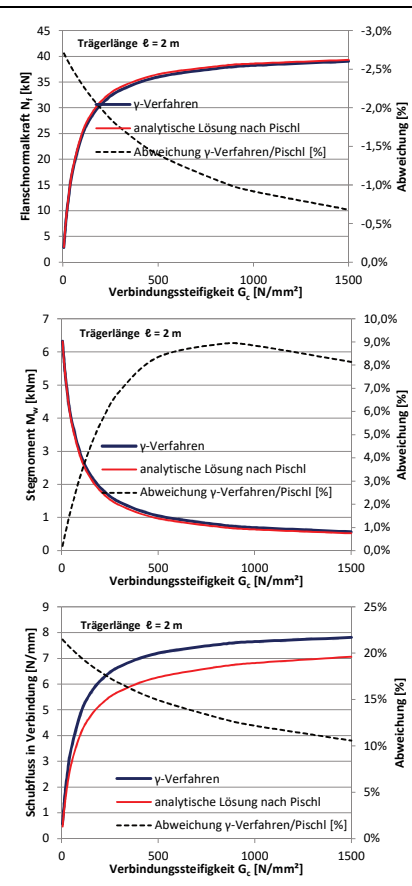
Glassteg:  
 $E_w = 70.000 \text{ N/mm}^2$

Klebstoff:  
 $G_a$ : siehe unten

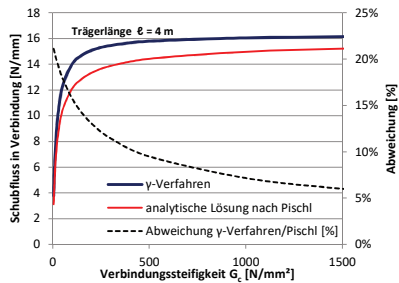
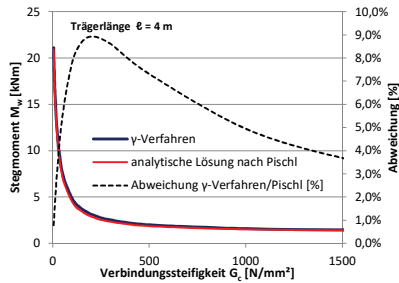
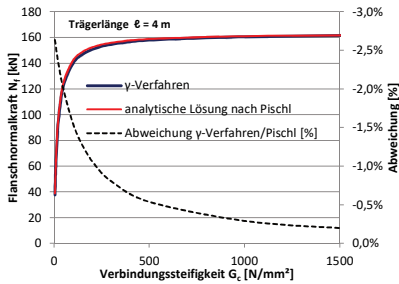
**Träger H1:  $\ell=1,00\text{m}$**



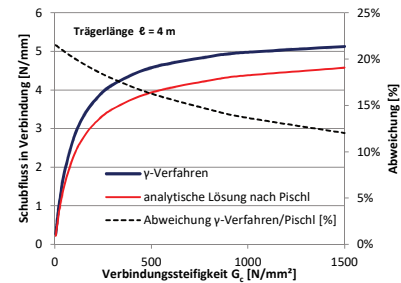
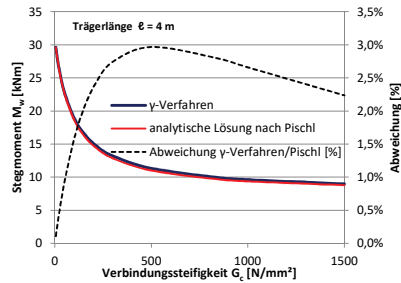
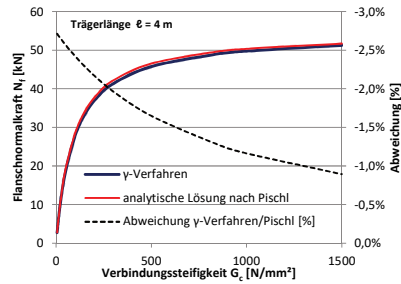
**Träger H2:  $\ell=4,00\text{m}$**



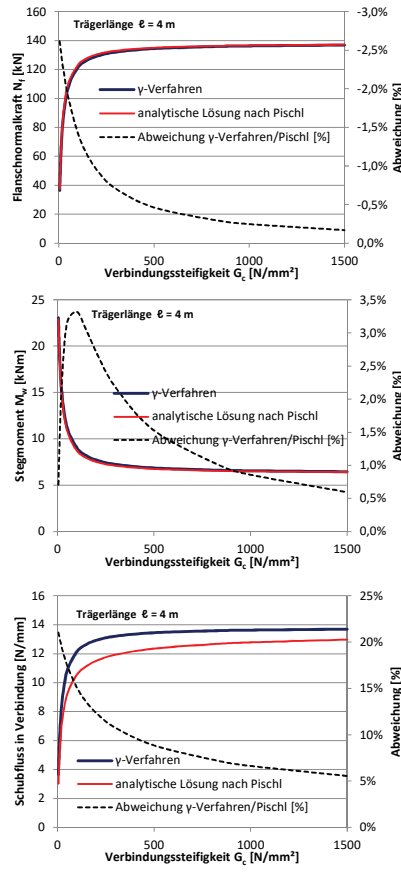
Träger H3:  $\ell=4,00\text{m}$



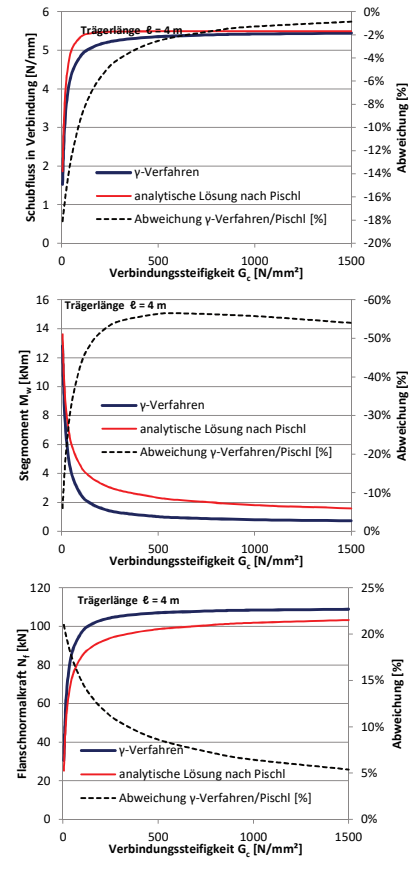
Träger H4:  $\ell=4,00\text{m}$



**Träger H5:  $\ell=4,00\text{m}$**



**Träger H6:  $\ell=4,00\text{m}$  (Einzellast)**





---

---

## Lebenslauf

### zur Person:

Name: Eva Preckwinkel  
Geburtsdatum: 10.02.1981  
Geburtsort: Dortmund  
Nationalität: deutsch  
Kontakt: Eva.Preckwinkel@tu-dortmund.de

### zum Ausbildungs- und Berufsweg:

1987-1991 Reichshof-Grundschule, Dortmund Brackel  
1991-2000 Geschwister-Scholl-Gesamtschule, Dortmund Brackel,  
Abschluss: Abitur  
10/2000 bis 09/2001 Studium an der Technischen Universität Dortmund,  
Fachrichtung Architektur  
10/2001 bis 01/2007 Studium an der Technischen Universität Dortmund,  
Fachrichtung Bauingenieurwesen, Vertiefungsrichtung  
konstruktiver Ingenieurbau, Abschluss Diplom  
02/2007 bis 03/2017 Wissenschaftliche Angestellte am Lehrstuhl Stahlbau, TU  
Dortmund  
seit 06/2017 Projektingenieurin im konstruktiven Ingenieurbau, König  
und Heunisch Planungsgesellschaft mbH, Dortmund

---

TECHNISCHE UNIVERSITÄT DORTMUND  
SCHRIFTENREIHE STAHLBAU

Herausgeber: Professor Dr.-Ing. D. Ungermann

HEFT 9  
2017