



Doctoral Thesis

A contribution to the calculation and sizing of glued and embedded timber-glass composite panes

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of
Doctor of Science in Civil Engineering
of the Vienna University of Technology, Faculty of Civil Engineering

Dissertation

Ein Beitrag zur Berechnung und Bemessung von geklebten und geklotzten Holz-Glas-Verbundscheiben

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der technischen Wissenschaft
eingereicht an der Technischen Universität Wien Fakultät für Bauingenieurwesen
von

Dipl.-Ing. Werner Hochhauser
Matrikelnummer 9925858
Rathausplatz 4, A-4560 Kirchdorf an der Krems

Gutachter: o.Univ.Prof. Dipl.Dipl.-Ing. Wolfgang Winter
Institut für Architekturwissenschaften,
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13, 1040 Wien

Gutachter: Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Andreas Kolbitsch
Institut für Hochbau und Technologie,
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13, 1040 Wien

Wien, Juni 2011

Für Sabine und Helena.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Projektassistent an der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau am Institut für Architekturwissenschaften der Technischen Universität Wien und versteht sich als konzentrierte Erweiterung des Endberichts zum Forschungsprojekt „Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept“.

Meine besondere Hochachtung gebührt Herrn o.Univ.Prof. DDI Wolfgang Winter, dem ich an dieser Stelle herzlichen Dank für sein Vertrauen in meine Person, zahlreiche zielführende Fachgespräche und die Begutachtung dieser Arbeit aussprechen möchte.

Herzlichen Dank an Herrn Univ.Prof. DI Dr. Andreas Kolbitsch für die Übernahme der Zweitbegutachtung und dafür, dass er in vergangenen Tagen mein Interesse an Glas- und Glasverbundkonstruktionen wecken konnte.

Nicht minder bedanken möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Heinrich Kreuzinger, der mir in den wesentlichen Phasen meiner Arbeit mit großem persönlichem Engagement und inspirierendem Fachwissen zur Seite stand. Vielen Dank für Ihr Interesse und Ihre Anteilnahme!

Ein herzliches Dankeschön gebührt Herr DI Dr. Georg Neubauer für sein großes Interesse an meiner Arbeit, für viele interessante Diskussionen und vor allem für seine Mitarbeit am Kapitel 4.1! Bei Herrn DI Dr. Georg Neubauer und Herrn DI Hannes Edinger möchte ich mich auch für wesentliche Vorarbeiten zum Kapitel 4.2.1 bedanken.

Vielen Dank an dieser Stelle auch an Prof. Dr.-Ing. Klaus Kreher, Prof. Dr.-Ing. Peter Niedermaier und Dipl.-HTL-Ing. Peter Schober für viele informative und richtungsweisende Gespräche, die wesentlich zum Gelingen des Forschungsprojekts beigetragen haben.

Weiters möchte ich mich bei Herrn Dr. Lukas Neumann vom Institut für Mathematik der Universität Innsbruck und Herrn Univ.Prof. DI Dr. Anton Arnold vom Institut für Analysis und Scientific Computing der TU Wien für die enge Kooperation und die analytische als auch numerische Lösung des Beulproblems von schubverklebten und geklotzten Glasscheiben bedanken.

Für die großartige Zusammenarbeit als auch für die mir entgegengebrachte Motivation sei dem Team des ITI gedankt. Speziellen Dank möchte ich Herrn DI Dr. Stefan Jaksch für seine Vergleichsrechnungen mittels Finiter Elemente-Methoden und Herrn DI Dr. Alireza Fadai für seine Ratschläge sowie sein Interesse an der Holz-Glas-Verbundforschung aussprechen. Ein herzliches Dankeschön gebührt auch dem ehemaligen „Holzbauzimmer“ mit Herrn DI Thomas Weinlinger und Herrn ZT SV DI Dr. Karl-Heinz Hollinsky für ihre fachliche Kompetenz und viel Freude im und am Studium.

Allen Studenten, die im Rahmen dieser Thematik mitgewirkt haben, danke ich für die Erbringung wesentlicher Vorleistungen.

Und schließlich möchte ich mich bei meiner Freundin Sabine Seidner, meiner Tochter Helena und meiner Familie für den langjährigen Rückhalt, für Geduld und Verständnis bedanken. Danke!

Kurzfassung

Das Fügen von Holz und Glas durch Klebstoffe zum Verbund- und Elementbaustoff wurde in den letzten Jahren von mehreren namhaften Institutionen untersucht. Vorwiegend Verbundscheiben, aber auch Verbundträger und -platten, wurden in Kooperation mit internationalen Firmenpartnern entwickelt, konstruiert, auf statische sowie bauphysikalische Tauglichkeit geprüft und realisiert. Holz-Glas-Verbundkonstruktionen können heute beispielsweise durch Lizenznehmer des Patents der Holzforschung Austria (Holzforschung Austria, 2005) unter Einhaltung strikter Auflagen umgesetzt werden. Für die breite Masse der Bevölkerung bleiben Holz-Glas-Verbundkonstruktionen aufgrund fehlender Berechnungs- und Bemessungskonzepte jedoch erschwert zugänglich.

Im Rahmen des Forschungsprojekt „Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept“ der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau der Technischen Universität Wien wurden für die Verbundbauteile Scheibe, Träger und Platte Berechnungsmethoden konzipiert respektive weiterentwickelt sowie normreife Bemessungsvorschläge abgeliefert.

Die vorliegende Arbeit erweitert bereits bestehende Berechnungs- und Bemessungsmethoden und fokussiert ausgewählte Probleme der Holz-Glas-Verbundbaustatik. Für die teilweise sehr engen Anwendungsgrenzen existierender Konzepte werden Erweiterungs- und Pauschalierungsvorschläge entwickelt. Kompositspezifische Kehrseiten werden analysiert, Lösungsvorschläge offeriert.

Im Detail werden unter anderem folgende Interessensfelder thematisiert:

- ➔ Vor- und Nachteile der verklebten Holz-Glas-Verbundbauweise
- ➔ Einsatzmöglichkeit von glasfaserverstärkten Kunststoffen als Alternative zum Material Holz
- ➔ Erweiterung des Bemessungskonzepts der Holzforschung Austria auf semielastische Klebstoffe
- ➔ Der praktische Einsatz von Holz-Glas-Verbundkonstruktionen bei Anwendung verschieden steifer Wandscheibensysteme
- ➔ Die Eignung der Dunkerley-Geraden zur Bestimmung superponierter Beulwerte
- ➔ Der Längenänderungswiderstand für Randleisten infolge Verbundwirkung
- ➔ Die Erweiterung der untersuchten Konzepte auf Seitenverhältnisse von 1:4 bis 4:1
- ➔ Der mögliche Einsatz von schubverklebten und geklotzten Holz-Glas-Verbundscheiben als Beplankungen für „Wiener Kastenträger“¹

Das große Potential der vergleichsweise jungen Holz-Glas-Verbundbauweise soll durch diese Arbeit weiter gesteigert werden.

¹ Die in (Hochhauser, 2011) beschriebenen Holz-Glas-Verbundträger erhielten ihren Namen „Wiener Kastenträger“ aufgrund ihres zu Kastenfenstern ähnlichen Querschnitts (vgl. Kapitel 4.2.3).

Abstract

In the last years the assembling of wood and glass via adhesives to timber-glass composites has been analysed by several well-known institutions. In cooperation with international industry partners miscellaneous building elements have been developed and designed, the mechanical and structural-physical capability of timber-glass composites has been examined. Although timber-glass composites are already implementable today and can be put into practice under strict conditions, see patent of the Austrian timber research institute (Holzforschung Austria, 2005), they still remain inaccessible for the majority of potential costumers due to missing calculation and sizing concepts.

Within the research project „Timber-glass composites: calculation and sizing concept“ of the department for Strucural Design and Timber Engineering of the Vienna University of Technology calculation methods for the composite building elements panes, beams and plates have been conceived or advanced and proposals for sizing concepts have been published.

This thesis extends existing calculation and sizing methods for glued and via block settings embedded timber-glass composite panes and brings specific mechanical complexities into focus. For the partially strict limits of applicability of existing concepts, proposals for extension and generalization are developed. Composite specific disadvantages are analysed and possible solutions are presented.

Amongst others, the following topics are dealt with:

- ➔ Advantages and drawbacks of glued timber-glass composites
- ➔ The potential application of fibre-glass reinforced synthetics as an alternative to timber
- ➔ Extension of the sizing concept of the Austria timber research institute for semi-elastic adhesives
- ➔ The potential application of timber-glass composite panes while usage of varying stiff shear walls
- ➔ The ability of the Dunkerley-straight line for the calculation of superimposed buckling coefficients
- ➔ The reduction of buckling coefficients for laminated glass
- ➔ The resistance of slats to elongation as a result of composite effects
- ➔ Extension of the investigated concepts for width-to-height ratio from 1:4 to 4:1
- ➔ The potential application of glued and block set timber-glass composite panes as planking for “Viennese box-type trusses²”

The concept extensions elaborated within this thesis will help in increasing the potential applications of timber-glass composites.

² The timber-glass composite trusses described in (Hochhauser, 2011) have been named „Viennese box-type trusses“ after box-type windows, due to their similar cross sections (cf. chapter 4.2.3).

INHALTSVERZEICHNIS

1	EINLEITUNG	Seite 13
1.1	Bedeutung und Stellenwert von Holz-Glas-Verbundkonstruktionen	Seite 13
1.2	Problemstellung und Zielsetzung	Seite 15
2	GRUNDMATERIALIEN UND DEREN VEREINIGUNG ZU VERBUNDBAUTEILEN	Seite 18
2.1	Holz	Seite 18
2.1.1	Der nachwachsende Rohstoff und seine Charakteristika	Seite 18
2.1.2	Relevante Holzwerkstoffe	Seite 21
2.2	Glas	Seite 22
2.2.1	Herstellung und Eigenschaften von Floatglas	Seite 22
2.2.2	Veredelungsprodukte	Seite 24
2.3	Klebstoffe	Seite 28
2.3.1	Klebstoffarten	Seite 29
2.3.2	Aufbau von Klebstoffen	Seite 31
2.3.3	Eigenschaften der Klebeschicht	Seite 32
2.3.4	Klebstoffe von besonderem Interesse	Seite 37
2.4	Holz und Glas im statischen Verbund	Seite 37
2.4.1	Der Verbundbau und seine Zweckmäßigkeit	Seite 39
2.4.2	Glasfaserverstärkte Kunststoffe als Alternative zum Material Holz	Seite 41
2.4.3	Der stoffgerechte Einsatz von Glas in Verbundscheiben	Seite 45
3	WESENTLICHE ARBEITEN UND DEREN RELEVANTE THESEN	Seite 51
3.1	Dissertation: Hamm Jan	Seite 51
3.2	Dissertation: Niedermaier Peter	Seite 53
3.3	Dissertation: Edl Thomas	Seite 55
3.4	Dissertation: Neubauer Georg	Seite 57
3.5	Forschungsprojekt: Technische Universität Wien	Seite 59

4	ERWEITERUNG UND VERTIEFUNG ABGESCHLOSSENER FORSCHUNGSPROJEKTE	Seite 62
4.1	Erweiterung des Forschungsprojekts der Holzforschung Austria	Seite 62
4.1.1	Erweiterung des Berechnungsmodells auf semielastische Klebstoffe	Seite 62
4.1.2	Zur Tragfähigkeit von Gebäuden unter Berücksichtigung verschieden steifer Wandscheibensysteme	Seite 69
4.2	Vertiefung des Forschungsprojekts der Technischen Universität Wien	Seite 80
4.2.1	Berechnungs- und Bemessungsdiagramm	Seite 80
4.2.2	Erweiterung des Berechnungs- und Bemessungskonzepts	Seite 89
4.2.2.1	Die Beulwertreduktion für Verbundsicherheitsgläser	Seite 89
4.2.2.2	Zur Superposition von Schub- und Druckbeulen	Seite 93
4.2.2.3	Längenänderungswiderstand von Koppelleisten infolge Verbundwirkung	Seite 107
4.2.2.4	Anwendbarkeit des Berechnungs- und Bemessungskonzepts auf Scheibenelemente mit Seitenverhältnissen von 1:4 bis 4:1	Seite 120
4.2.3	Zum Einsatz von Holz-Glas-Verbundscheiben bei Trägern	Seite 135
4.2.3.1	Grundlagen	Seite 135
4.2.3.2	Berechnung der überlagerten Schnittgrößen	Seite 136
5	RESÜMEE UND AUSBLICK	Seite 140
6	VERZEICHNISSE	Seite 143
6.1	Literaturverzeichnis	Seite 143
6.2	Normen und Richtlinien	Seite 146
6.3	Abbildungsverzeichnis	Seite 147
6.5	Tabellenverzeichnis	Seite 152
	Curriculum Vitae	Seite 153

1 EINLEITUNG

Eine vielzitierte und oftmals von Technikkonzernen zu Werbezwecken instrumentalisierte Aussage des deutschen Wissenschafts-Journalisten Gero von Randow lautet: *„Es genügt eben nicht, daß Technik gut funktioniert. Sie muß auch in die Welt passen.“* Für den einen schlicht simple Sentenz, wirft sie für den anderen Fragen auf: Wann funktioniert Technik gut, was braucht die Welt und wer trifft diese Entscheidungen? Muss eine Technologie zunächst funktionieren, bevor ihr Einsatz angedacht werden kann oder rückt die Funktionalität vielleicht sogar in den Hintergrund und ist hierfür erst dann Sorge zu tragen, wenn die Adäquanz einer Idee gegeben scheint?

Versailles im Jahre 1789 AD – Beginn der französischen Revolution: Der in der Aufklärung gesäte Keim beginnt zu sprießen. Eine Dekade lang dauert die Zerschlagung des feudalabsolutistischen Ständestaats, welche ganz Europa tiefgreifend verändern wird. Macht- als auch gesellschaftspolitische Auswirkungen sind bis heute spürbar - auch im Bauwesen, denn die Französische Revolution gilt als Beginn der Trennung von Architektur und Ingenieurwesen. Diese Separation führt nun dazu, dass sich Architektur mehr und mehr künstlerischen Aspekten annähert und das Bauingenieurwesen zur Ratio des kreativen Geistes avanciert, gilt es doch visionäre Gedanken mit physikalischen Gesetzen zu vereinen. Funktionalität also das Wesen des Bauingenieurs, Adäquanz jene des Architekten? Reduziert man den Ingenieur auf den Dienstleister eines Architekten und münzt von Randows Aussage auf das Bauwesen um, so sollte diese doch besser lauten: *Es genügt eben nicht, dass Technik in die Welt passt. Sie muss auch funktionieren.*

Gewiss steht die Funktionalität im Bauwesen nicht im Hintergrund der Adäquanz, dennoch sollte von Randows Reihung für Bauabläufe überdacht werden. Entstehen doch die für die breite Masse der Gesellschaft einprägsamsten Bauwerke der modernen Architektur im Status quo wohl durch fantastisch wirkende Ideen, die durch erstklassige Ingenieure dennoch realisiert werden können.

Verändert man den Fokus und betrachtet nur Teile, aus denen Bauwerke bestehen, so kann diese Bauspezifität auch für die vorliegende These als gültig angenommen werden. Der Wunsch der Architektur nach immer filigraneren und bauphysikalisch günstigen, also transparenten Flächen scheint ungebrochen. Fassadenkonstruktionen, so der Anspruch, sollen neben der Funktion des Hüllens auch andere, konstruktive Aufgaben übernehmen um beispielweise massive Wände, welche oftmals zur horizontalen Aussteifung von Gebäuden herangezogen werden, ersetzen zu können, um somit deren Einsatz auf ein Minimum zu reduzieren. Die Idee scheint schlüssig, das Verlangen berechtigt, eine pauschal gültige Implementierbarkeit jedoch bislang ungewiss.

1.1 Bedeutung und Stellenwert von Holz-Glas-Verbundkonstruktionen

Verklebte Holz-Glas-Verbundkonstruktionen zählen zu den Orchideen im Fassaden- und Tragwerksbau. Die wenigen im deutschsprachigen Raum umgesetzten Projekte, wie jene von Prof. Julius Natterer geplanten und von Dr.-Ing. Klaus Kreher begleiteten, verklebten Holz-Glas-Verbundträger (Abbildung 1) des Monruzer Hotels „Palafitte“, sind in Fachkreisen weit über die Grenzen Mitteleuropas hinaus bekannt.



Abbildung 1: Verklebte Holz-Glas-Verbundträger des Hotels „Palafitte“ in Monruz (Kreher, 2004)

Die Vielzahl bereits abgeschlossener und laufender Forschungsprojekte, welche über ganz Europa verteilt zu dieser Thematik vorangetrieben werden, unterstreicht Bedeutung als auch Stellenwert von Holz-Glas-Hybridkonstruktionen. Holz und Glas im gemeinsamen Verbund kombinieren nahezu alle Vorteile des bauphysikalisch günstigen Materials Glas sowie jene des nachwachsenden Rohstoffs Holz und vermögen überdies die jeweiligen Nachteile des Fügepartners auszugleichen (Hochhauser, 2011).

Der amorphe Baustoff Glas zeichnet sich vor allem durch seine Transparenz bei gleichzeitig gebotenem Schutz vor Klimaeinflüssen aus. Neben diesen optisch als auch bauphysikalisch günstigen Charakteristika vereint Glas auch hohe Dichte mit guter Reinigungsfähigkeit und zeichnet sich durch eine verhältnismäßig hohe Druckfestigkeit sowie Drillsteifigkeit aus. Die großen Nachteile, die Glas mit sich bringt, hierzu zählen vor allem die Sprödigkeit und eine vergleichsweise geringe Zugfestigkeit, können durch den Verbund mit Holz kompensiert werden.

Der nachwachsende Rohstoff Holz, welcher als Kohlenstoffspeicher mittelfristig den CO₂-Ausstoß in unsere Atmosphäre zu reduzieren vermag, stellt einen vielfältig einsetzbaren Roh-, Bau- und Werkstoff dar. Seine umweltfreundliche Produktion, seine wenig energieaufwendige sowie abfallarme Bereitstellung und vor allem seine biologische Abbaubarkeit machen Holz zum bedeutendsten erneuerbaren Energieträger unserer Zeit. Zur Bezifferung seiner energie- und ressourcenschonenden Herstellung und Verarbeitung sei an dieser Stelle der Energieeintrag zur Produktion der relevantesten Baustoffe unseres Zeitalters in kWh/m³ angegeben, der für Holz bei etwa 660, für Stahlbeton bei 1600 und für den Baustoff Stahl bei 50000 kWh/m³ liegt (Winter, 2007). Neben der Erfüllung vieler makroökonomischer Funktionen dienen Wälder und deren Bewirtschaftung auch dem langfristigen Erhalt natürlicher Ressourcen. Doch nicht nur ökologische Funktionen seien an dieser Stelle erwähnt, auch die auf seine Wichte bezogene hervorragende

Leistungsfähigkeit parallel zur Holzfaser soll hier hervorgehoben werden. Der anisotrope Werkstoff Holz, von dem in Österreich nur zwei Drittel des jährlichen Zuwachses nachhaltig genutzt werden, zeichnet sich hier vor allem durch seine große Reißlänge von beispielsweise 20 km für Fichtenholz aus (Winter, 2007).

Unter Anbetracht des Faktums, dass die zur Fügung von Holz und Glas herangezogenen Klebstoffe auch als Dichtungen fungieren können, ergeben sich so hochleistungsfähige Konstruktionen, die in Tragwerksplanung und Fassadenbau schon bald zum Standardrepertoire jedes planenden Ingenieurs gehören sollten.

1.2 Problemstellung und Zielsetzung:

Die Begriffe Ästhetik, Dauerhaftigkeit, Gebrauchstauglichkeit, Sicherheit und Wirtschaftlichkeit gehören wohl zu den Grundgedanken jedes Tragwerkentwurfs. Die gleichwertige Kombination aller fünf Aspekte entspricht in der Praxis aber leider eher einem Wunschdenken, weshalb meist Kompromisse gefunden werden müssen, die sich im Glasbau zugunsten der Sicherheit und nicht selten auf Kosten der Wirtschaftlichkeit auswirken.

In Belangen moderner Sicherheitskonzepte, welche sich stets der Wahrscheinlichkeitsrechnung und Kombinatorik bedienen, wird die Auswahl von Sicherheitsfaktoren unter Berücksichtigung der Besorgnis des Einzelnen getroffen. Im Sport beispielsweise nimmt der Einzelne meist ohne zu zögern vergleichbar große Risiken auf sich, speziell dann, wenn man die Auffassung vertritt, das eingegangene Risiko durch eigenständiges Handeln verringern zu können. Eine gewisse Nulltoleranz hingegen scheint der Grundtenor bei sicherheitstechnischen Überlegungen im Flugzeugbau zu sein, was umgehend in der Wahl erhöhter Sicherheitsbeiwerte resultiert (Wörner, 2001). Ähnlich verhält es sich bei Glaskonstruktionen, die zu allem Übel noch begangen werden sollen (Abbildung 2).



Abbildung 2: Glasbrücke in Rotterdam (Knaack, 2000)

Doch nicht nur vom Endnutzer, nein auch seitens planender Ingenieure wurde in der Geschichte dem Baustoff Glas nicht das nötige Vertrauen entgegen gebracht, welcher zum Einsatz als tragendes Element erforderlich gewesen wäre. Der Grund hierfür liegt schlicht in der „Sorge, die Diskrepanz zwischen dem wirklichen Verhalten unvollkommener Konstruktionen und den vereinfachenden, idealisierenden Berechnungsannahmen durch die „Schlauheit des Werkstoffs“, das heißt den plastischen Verformungsausgleich in den Bauteilen, bei Glas nicht ausgleichen zu können“ (Sedlacek, 1999). Dabei muss das Material „Glas – insbesondere als thermisch vorgespanntes Glas und als Verbundglas – [...] den Vergleich mit im Bauwesen seit Jahrhunderten üblichen spröden Baustoffen, wie z.B. Natursteinen oder Keramiken nicht scheuen“ (Wörner, 2001).

Das Material Holz kann in sicherheitstechnischen Belangen dem Baustoff Glas Hilfestellung bieten: Als umlaufender Kantenschutz aber auch als Bewehrung (Kreher, 2004) bietet sich Holz als Partner für Verbundkonstruktionen mit Glas an. Darüber hinaus sei an dieser Stelle auch darauf verwiesen, dass Holz und Glas über einen ähnlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten verfügen. Eine fundamentale Voraussetzung ist damit für einen gemeinsamen Verbund ohne tiefgreifender, kompositinhärenter Zwänge gegeben. Das Verbindungselement zwischen Glas und Holz muss nicht wie bei Stahl- oder Aluminium-Glas-Verbundkonstruktionen thermische Differenzverformungen ausgleichen und kann deshalb wesentlich einfacher ausgeführt werden (Abbildung 3).

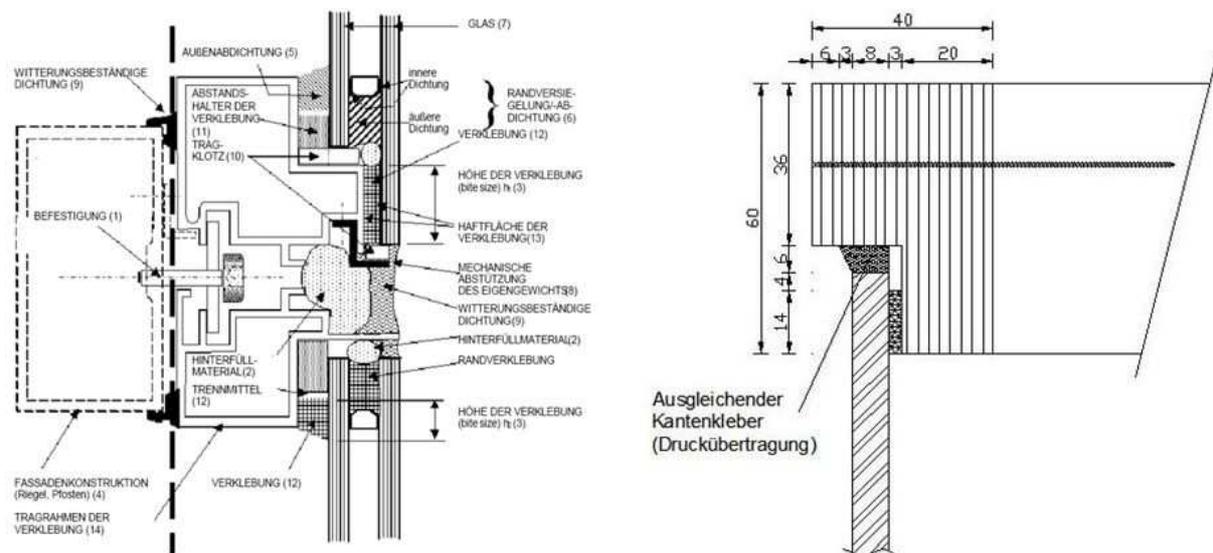


Abbildung 3: Links: Vertikalschnitt SSGS (ETAG 002), Rechts: Anschlussdetail der TU Wien (Hochhauser, 2011)

Eine Ausnahme bilden hier feuchteabhängige Bauteildeformationen, welchen aber mit entsprechenden Beschichtungen begegnet werden kann. Dem großen thermischen Vorteil von Holz für Verbundkonstruktionen mit Glas steht aber der Nachteil des geringen Aussteifungspotentials von Holzbauwerken gegenüber. An dieser Stelle können aber nun eingeklebte Gläser die Aussteifungsaufgaben von Holzbauwerken übernehmen.

Unter Einbezug dieser Aspekte sowie der Berücksichtigung des wachsenden Interesses an hölzernen Tragkonstruktionen, dessen Gründe sowohl in energiepolitischen Entwicklungen zu suchen sind als auch in der Tatsache, dass das Bauen mit Holz seine ihm durch die Umsetzung des Eurocode 5

eröffneten Chancen wahr werden können, wird verständlich, welches große Interesse Baubeteiligte der Holz-Glas-Verbundbauweise entgegen bringen.

Diesem großen Interesse steht aber leider ein ebenso großes Defizit an fundamentalem Wissen gegenüber. Das alles andere als gutmütige Tragverhalten von Glaselementen, seine hohe Empfindlichkeit gegenüber Oberflächenschädigungen und insbesondere die heikle Fügetechnik zwischen spröden Gläsern und härteren Materialien der Unterkonstruktion, die stets den Einsatz von hochelastischen Zwischenschichten aus beispielsweise Ethylen-Propylen-Dien-Copolymer, kurz EPDM, bedingt, kommt wohl vielen planenden als auch ausführenden Ingenieuren einem böhmischen Dorf gleich.

Der unter allen Umständen zu unterbindende Kontakt zwischen Glas und härteren Elementen der Unterkonstruktion findet seinen Ursprung im Aluminium- respektive Stahl-Glas-Verbundbau. Bei hölzernen Konstruktionen, welche sich in diesem Fall durch eine geringere Härte als Glas auszeichnen, scheint diese Gefahr geringer, aber dennoch nicht gebannt zu sein, kommen metallische Verbindungsmittel zwischen Holz und Glas zum Einsatz. Speziell die hoch kriechwirksamen Zwischenschichten können dann dazu führen, dass sich eben diese lastaufnehmenden und lastverteilenden Elaste ihrer Beanspruchung entziehen und so durch Kriechverformungen der zu wahrende Abstand zwischen füllenden oder aussteifenden Gläsern und härteren Fügmaterialien nicht mehr gewährleistet werden kann.

Berücksichtigt man dabei die Vorgabe der Architektur, Ansichtsbreiten von Pfosten-Riegel-Konstruktionen auf ein Mindestmaß zu reduzieren, liegt der Gedanke nahe, auf herkömmliche Verbindungselemente wie Pressleistensysteme zu verzichten und damit Weichlager durch Adhäsive zu ersetzen. Das Unterbinden einer direkten Berührung als auch das Verhindern einer ungünstigen, punktförmigen Lasteintragung scheint damit gegeben, ermöglicht doch die Fügetechnik Verklebung eine für Glaskonstruktionen adäquate, gleichmäßige Lasteintragung.

Die fehlende Möglichkeit verklebte Holz-Glas-Verbundkonstruktionen via normativer Grundlagen bemessen zu können war Anstoß für das Forschungsprojekt „Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept“ der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau (HGV-Projekt des ITI) der Technischen Universität (TU) Wien, in welchem Berechnungskonzepte als auch normreife Bemessungsvorschläge für die Holz-Glas-Verbundbauteile Scheibe, Träger und Platte entwickelt wurden.

Ziel der vorliegenden These soll es sein, ausgewählte, bestehende Berechnungs- und Bemessungskonzepte (Neubauer, 2008; Hochhauser, 2011) durch Lösung verbundspezifischer Problemstellungen zu erweitern respektive zu pauschalieren. Als Schwerpunkte dieser Arbeit können insbesondere die Unterpunkte 4.2.1 „Berechnungs- und Bemessungsdiagramm“ und 4.2.2.2 „Zur Superposition von Schub- und Druckbeulen“ sowie die Kapitel 4.2.2.3 „Längenänderungswiderstand von Koppelleisten infolge Verbundwirkung“ und 4.2.2.4 „Anwendbarkeit des Berechnungs- und Bemessungskonzepts auf Scheibenelemente mit Seitenverhältnissen von 1:4 bis 4:1“ angesehen werden.

2 GRUNDMATERIALIEN UND DEREN VEREINIGUNG ZU VERBUNDBAUTEILEN

2.1 Holz

2.1.1 Der nachwachsende Rohstoff und seine Charakteristika

Der Begriff Holz entwickelte sich vom germanischen Ausdruck „*holta*“ und steht im allgemeinen Sprachgebrauch für das harte respektive feste Gewebe von Zweig, Ast und Stamm – den Sprossachsen von Sträuchern und Bäumen. Holz setzt sich im Wesentlichen aus den Elementen Kohlenstoff, Wasserstoff und Sauerstoff zusammen und kann in drei Arten untergliedert werden: Nadel-, Laub- und Tropenhölzer.

Holzarten:

Nadelholz: Nadelhölzer weisen den einfachsten anatomischen Aufbau aller Holzarten auf. Sie verfügen über zwei verschiedene Zellarten: Tracheiden und Parenchymzellen. Tracheiden, die mit mehr als 90 Prozent den Hauptbestandteil des Nadelholzes bilden, dienen insbesondere der Wasserleitung, erfüllen aber zugleich die Funktion der Festigung. Die dicht gepackten Tracheiden weisen eine lang gestreckte, an den Enden spitz zulaufende Form auf. Über sogenannte Tüpfel erfolgt der Austausch von Wasser zwischen Zelle und Zelle. Parenchymzellen weisen im Längsschnitt meist eine rechteckige Zellform auf. Sie dienen der Speicherung von Fetten und Stärke und sorgen für den Transport von Wuchs- und Nährstoffen.

Wichtige Vertreter: Fichte, Tanne, Kiefer

Laubholz: Bei Laubhölzern findet der Wassertransport in spindelförmigen, lang gestreckten, an den Enden wiederum spitz zulaufenden Poren statt. Im Gegensatz zu Nadelhölzern weisen Laubhölzer Holzfasern auf, die der zusätzlichen Festigung des Laubbaumes dienen. Das Laubholzgewebe ist bedeutend differenzierter als jenes von Nadelholz und kann in drei funktionale Gruppen eingeteilt werden: Leit-, Festigungs- und Speichergewebe. Je nach Anordnung der Tracheen (Gefäßelemente des Xylems oder Holzteils) werden ringporige, halbringporige und zerstreutporige Hölzer unterschieden.

Wichtige Vertreter: Birke, Eiche, Buche

Tropenholz: Aus europäischer Sicht steht Tropenholz meist für Kernholz tropischer und subtropischer Laubhölzer. Der Begriff selbst bezieht sich auf die Herkunft des Holzes und steht damit außerhalb der Pflanzensystematik. Tropenhölzer zeichnen sich im Allgemeinen durch hohe Beständigkeit gegen Bewitterung, Pilz- oder Insektenbefall aus. Der bei verschiedenen Tropenhölzern vorkommende Wechseldrehwuchs resultiert in vorteilhaften mechanischen Eigenschaften. Aufgrund des konstanteren Klimas ist die gewachsene Struktur von Tropenhölzern gleichmäßiger als jene von Hölzern gemäßigter Breiten. Maserung und Farbe zeichnen viele Tropenhölzer aus, weshalb man auch gerne von Edelhölzern spricht. Aufgrund von Raubbau und weiten Transportwegen findet jedoch bereits seit den 1970er Jahren eine kritische

Diskussion über den Import von Tropenhölzern statt. Diese wird nun durch die aktuelle Diskussion über Klimawandel und Umweltschutz zusätzlich angeheizt, der Konsum von Tropenhölzern sollte jedenfalls kritisch hinterfragt werden.

Wichtige Vertreter: Mahagoni, Teak, Bangkirai

Den wesentlichsten Unterschied zwischen Nadel- und Laubholz, welcher auch von Laien bei Betrachtung des Querschnitts mit freiem Auge erkennbar ist, stellen die bei Nadelhölzern deutlich erkennbaren Jahrringe dar. Bei Laubhölzern sind diese nur undeutlich erkennbar (Abbildung 4).

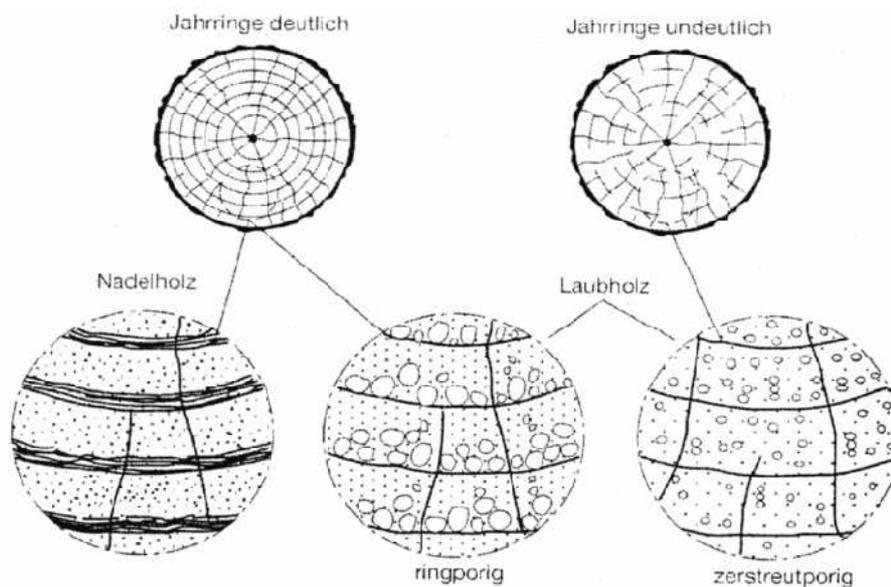


Abbildung 4: Erkennbarkeit der Jahrringe als wesentlichstes Unterscheidungsmerkmal zwischen Nadel- und Laubhölzern (Winter, 2007)

Als Naturprodukt ist Holz in Wuchs und Beschaffenheit sehr stark von seiner geographischen Herkunft abhängig. Hölzer ein und derselben Gattung können aufgrund ihres Standorts beispielsweise unterschiedliche Dichten aufweisen. Bäume aus nördlichen Gegenden der nördlichen Hemisphäre wachsen aufgrund des kühleren Klimas und des geringeren Lichteintrags langsamer als jene aus südlicher gelegenen Zonen. Das verlangsamte Wachstum führt zu erhöhten Dichten der Hölzer.

Unabhängig von ihrer Herkunft haben Hölzer aber viele baurelevante Eigenschaften gemein:

- ➔ Günstiges Verhältnis zwischen Festigkeit und Eigengewicht und deshalb eine große Reißlänge
- ➔ Viskoelastizität und das daraus resultierende zeitabhängige Materialverhalten
- ➔ Gute maschinelle und händische Bearbeitbarkeit unabhängig von der Dimension
- ➔ Brennbarkeit und die daraus resultierende erforderliche Überdimensionierung, aber auch die exakte Bestimmbarkeit des Versagenszeitpunkts im Brandfall
- ➔ Widerstandsfähigkeit gegen chemische Einflüsse und der sich daraus ergebende mögliche Einsatz in aggressiver Umgebung

- Schneller Auf- und Abbau bei unmittelbarer Tragfähigkeit
- Geringes Aussteifungspotential, wie alle Leichtbaustoffe
- Hervorragende bauphysikalische Eigenschaften durch geringe Wärmeleitfähigkeit
- Hygroskopizität, das sich daraus ergebende Quellen und Schwinden des Holzes aber auch die resultierende Funktion eines Klimapuffers
- CO₂-neutral und 100% rezyklierbar
- Positive Ökobilanz und kaum Umweltauswirkungen über den gesamten Lebenszyklus

Die für das Bauwesen wesentlichsten Charakteristika des Baustoffs Holz werden an dieser Stelle mit Viskoelastizität, Anisotropie, Porosität und Hygroskopizität zusammengefasst.

Viskoelastizität: Die Viskoelastizität des Holzes führt zum zeitabhängigen Materialverhalten des nachwachsenden Rohstoffs. Im Bauwesen spricht man dabei vom Effekt des Kriechens oder der Retardation, die sich durch insbesondere zeitabhängige plastische Verformungen unter Lasteinwirkung charakterisieren lässt. Der Baustoff entzieht sich also seiner Beanspruchung, was im Holzbauwesen mit der Einführung von Modifikations- und Deformationsbeiwerten abgebildet wird.

Anisotropie: Durch seinen anatomischen Aufbau weist Holz unterschiedliche Materialeigenschaften in seinen drei Grundrichtungen - axial, radial und tangential - auf. Nicht nur in Belangen der Festigkeit, sondern auch das Verformungs- und Schwind- respektive Quellverhalten sind von der Orientierung des Holzes stark abhängig. Der Anisotropie ist bei der Berechnung und Bemessung von Holzkonstruktionen stets gesonderte Aufmerksamkeit zu schenken.

Porosität: Aufgrund seiner Porosität ist Holz ein schlechter Wärmeleiter. Sein geringer Wärmedurchgangskoeffizient begünstigt seinen Einsatz als Wärmedämmer beispielsweise in Außenwänden, sein vergleichsweise kleiner Temperaturexpansionskoeffizient vermag thermische Zwangsspannungen in Konstruktionen im Allgemeinen gering zu halten.

Hygroskopizität: Der Baustoff Holz neigt dazu sich seinem Umgebungsklima anzupassen. Man spricht dabei auch von der sogenannten Ausgleichsfeuchte, also jenem Wassergehalt, der sich nach längerfristiger Lagerung in konstantem Klima - gleichbleibende Temperatur und Luftfeuchte - im Holz ergibt. Die Wasseraufnahme, welche in gasförmigem oder flüssigem Zustand insbesondere über das Hirnholz erfolgen kann, hält an, bis der Wasserdampfpartialdruck in Holz und der ihm umgebenden Luft ausgeglichen ist. Die Wasseraufnahme beziehungsweise -abgabe begründet dabei auch das Quellen und Schwinden, also die Dimensionsinstabilität bei wechselnder Umgebungfeuchte unterhalb seines Fasersättigungspunktes, des Bau- und Werkstoffs Holz.

2.1.2 Relevante Holzwerkstoffe

Der Baustoff Holz, in seiner ursprünglichen Form als Vollholz, weist infolge seiner Anisotropie unterschiedliches Materialverhalten in seinen drei anatomischen Grundrichtungen auf. Zusätzlich kann seine Inhomogenität die Abbildung des Baustoffs in mechanischen und mathematischen Formulierungen erschweren.

Mit sogenannten Holzwerkstoffen, welche durch Zerkleinerung von Vollholz und dem anschließenden Zusammenführen dieser Kleinteile mit oder ohne Bindemitteln oder aber auch mithilfe mechanischer Verbindungen entstehen, kann abhängig von Form und Größe der Partikel die Homogenität und Isotropie von Holz gesteigert werden. Je kleiner die Holzpartikel, desto höher die Homogenität der Holzwerkstoffe und desto besser das Dämmvermögen und die Güte der Oberflächen. Mit zunehmender Homogenität steigt aber auch der zur Verarbeitung erforderliche Energieaufwand, Umweltbeeinträchtigungen wachsen.

Im Rahmen des HGV-Projekts des ITI (Hochhauser, 2011) wurden drei verschiedene Holzwerkstoffe bei den durchgeführten Versuchen zur Anwendung gebracht: Brettschichtholz, Furnierschicht- und Furniersperrholz.

Brettschichtholz: Brettschichtholz wird durch Verklebung getrockneter Brettlamellen hergestellt. Die Brettlamellen, „unendlich“ lange Bretter mit Dicken von etwa 3,2 cm, werden dabei fasernparallel angeordnet. Das gerne im Elementbau eingesetzte Brettschichtholz wird meist als optisch ansprechend empfunden, zeichnet sich durch hohe Formstabilität und Haltbarkeit sowie durch hervorragende statische Leistungsfähigkeit aus. Neben der geraden Ausführung kann Brettschichtholz auch mit veränderlichem Querschnitt oder in gekrümmter Form bezogen und zum Einsatz gebracht werden. Durch die „unendlich“ langen Brettlamellen ergeben sich Längenbeschränkungen nur aus den Randbedingungen des Transportes.

Das Brettschichtholz Gl 24h wurde bei einem Teil der Scheibengroßprobenversuche als Unterkonstruktion sowie bei den Plattengroßprobenversuchen als Rippen verwendet.

Furnierschichtholz: Furnierschichtholz besteht aus 2 bis 4 mm dicken Schäl furnieren, die bei der Furnierschichtholzherstellung heiß verpresst und wasserfest verleimt werden. Die einzelnen Furniere einer Lage werden durch Überlappung oder Schäftung untereinander verbunden. In den meisten Fällen werden die Furniere parallel zur Längsrichtung des stab- oder plattenförmigen Werkstoffs angeordnet. Ein kleiner Teil der Furniere kann aber auch in Querrichtung orientiert sein. Die Anzahl der quer ausgerichteten Furniere und die genauen Aufbauten können von Produkt zu Produkt variieren.

Das Furnierschichtholz Kerto-Q aus finnischer Fichte wurde bei den Trägergroßprobenversuchen als Unterkonstruktion verwendet.

Furniersperrholz: Furniersperrholz wird analog zu Furnierschichtholz aus Schäl furnieren aufgebaut. Der wesentlichste Unterschied zu Furnierschichtholz liegt in der stets kreuzweisen Anordnung der Furniere, die bei Furniersperrholz eine Dicke von bis zu 7 mm aufweisen können. Furniersperrhölzer bestehen aus mindestens drei Lagen. Der Aufbau ist meist symmetrisch zum Mittelfurnier, die Anzahl der Furniere damit ungerade.

Birkenfurniersperrhölzer (BFU 100) fanden als Koppelrahmen bei den Großprobenversuchen zu den Programmteilen Scheibe und Träger Einsatz.

2.2 Glas

2.2.1 Herstellung und Eigenschaften von Floatglas

Der Begriff Glas leitet sich vom germanischen Ausdruck „*glasa*“ für das Glänzende ab und bezeichnet aus chemischer Sicht ein amorphes, nichtkristallines Schmelzprodukt. Die Formlosigkeit von Glas resultiert dabei aus der Tatsache, dass Glas beim Erkalten nicht vollständig auskristallisieren kann. Obwohl sich Kristallisationskeime bilden, ist die Viskosität der Schmelze bald zu groß, um in den Ordnungszustand eines Kristallgitteraufbaus übergehen zu können. Gemäß der ÖNORM B 3716-1 werden drei Glasarten unterschieden: Erdalkali-Silicatglas, Borosilicatglas und Kalk-Natron-Silicatglas.

Die bedeutendste und am weitesten verbreitete Art ist das Kalk-Natron-Silicatglas. Kalk-Natron-Silicatgläser weisen zwar eine geringere Temperaturwechselbeständigkeit als Borosilicatgläser auf, zeichnen sich jedoch durch den großen Vorteil der „reineren“ Zusammensetzung aus. Der daraus resultierende geringere Schmelzpunkt und die damit verbundene niedrigere Verarbeitungstemperatur senken die Kosten der Produktion, was wiederum den Konsumenten zugutekommt.

Unabhängig von der genauen Zusammensetzung besteht Kalk-Natron-Silicatglas zu etwa 73 % aus Sand, der sich wiederum zum größten Teil aus Siliziumdioxid SiO_2 zusammensetzt (Abbildung 5).

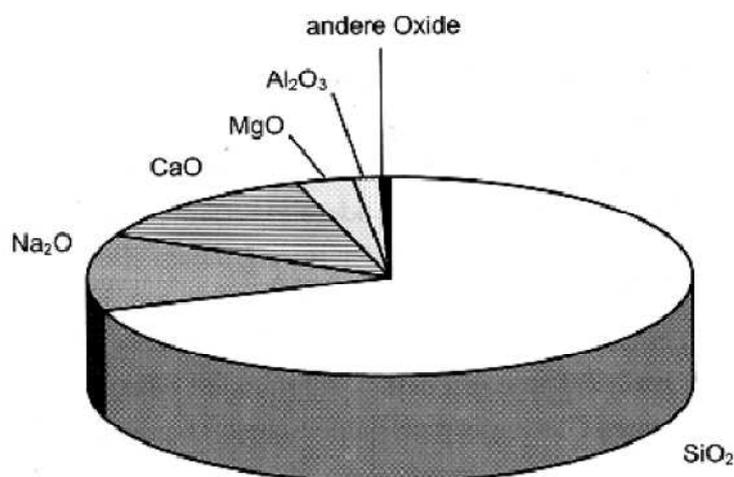


Abbildung 5: Zusammensetzung von Floatglas (Siebert, 2001)

Flachglas, das im europäischen Raum etwa seit dem Jahre 1000 nach Christus als Fensterglas eingesetzt wird, wird heute durch den Begriff Floatglas geprägt, welches seinen Namen durch das im Jahre 1959 von der Firma Pilkington entwickelten Floatverfahren erhielt (Abbildung 6). Etwa 95 % des gesamten Flachglases aller Anwendungsgebiete wird heute im Floatverfahren hergestellt.

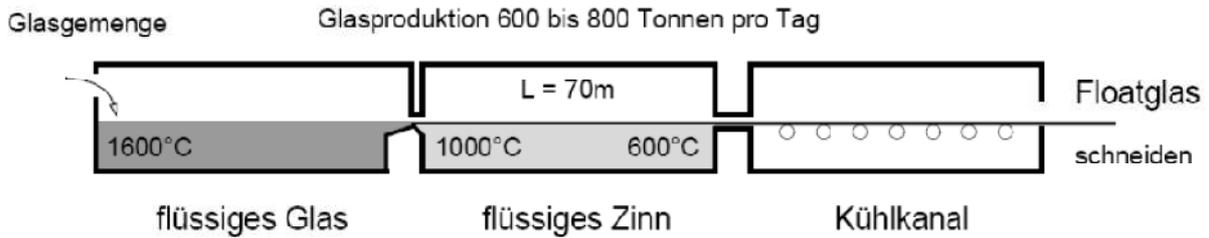


Abbildung 6: Floatverfahren (Ofner, 2006)

Das Glasgemenge wird in der ersten Kammer bei etwa 1600°C verflüssigt und schwimmt dann in der zweiten Kammer auf flüssigem Zinn, welches sich durch eine höhere Dichte sowie einen geringeren Schmelzpunkt als Glas auszeichnet, aus. Im etwa 70 m langen Zinnbad kühlt das Glas von zirka 1000°C auf rund 600°C ab. Da sich der Transformationsbereich vom teigigen zum festen Zustand bei Glas bei etwa 640°C befindet, liegt also am Ende des Zinnbades Glas bereits als Festkörper vor, der dann in der dritten Kammer weiter abgekühlt wird. Im Kühlkanal wird das Glas kontinuierlich über Rollen gezogen, wobei mit der Ziehgeschwindigkeit auch die Stärke der Floatglasscheibe gesteuert werden kann, bevor es schließlich geschnitten und gelagert wird.

Die wichtigsten Materialparameter der im Floatverfahren hergestellten Glasscheiben sind nachfolgend in Tabelle 1 zusammengefasst und zur besseren Vergleichbarkeit den jeweiligen Kennwerten des Baustoffs Stahl gegenübergestellt.

		Floatglas	Stahl
Dichte	ρ	2500 kg/m ³	7850 kg/m ³
Elastizitätsmodul	E	70.000 N/mm ²	210.000 N/mm ²
Poissonzahl	ν	0,23	0,3
Wärmeausdehnungskoeffizient	α	$9 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$	$12 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
Temperaturwechselbeständigkeit	ΔT	30 - 40 °C	
Druckfestigkeit	f_c	700 - 900 N/mm ²	$f_y = 235 \text{ N/mm}^2, f_u = 360 \text{ N/mm}^2$ für S235
Biegezugfestigkeit	f_{ft}	45 N/mm ²	
Bruchdehnung	ϵ	0,06 - 0,17 %	25%

Tabelle 1: Materialkennwerte von Floatglas gemäß (Ofner, 2006)

Floatglas verfügt damit etwa über ein Drittel des Elastizitätsmoduls und ein Drittel der Dichte von Stahl, bei einer weitaus größeren Druckfestigkeit. Bedeutend geringer jedoch fällt die praktische Biegezugfestigkeit von Glas aus. „Die Biegezugfestigkeit ist genau genommen keine Materialkonstante, sondern eine von der Schädigung der Glasoberfläche abhängige Größe. Die Anzahl und Größe der Kerben, mikroskopische und makroskopische Risse, die Güte der

Kantenbearbeitung, ob geschnitten, geschliffen oder poliert, beeinflusst deutlich die Biegezugfestigkeit. [...] Die theoretische Zugfestigkeit von Glas beträgt etwa 5000 bis 8000 N/mm², also ein Vielfaches von der aus Versuchen ermittelten Biegezugfestigkeit einer Probe mit üblichen Oberflächendefekten.“ (Ofner, 2006).

2.2.2 Veredelungsprodukte

Im Status quo werden an moderne Verglasungen zahlreiche Anforderungen hinsichtlich Resttragfähigkeit, Brand- und Schallschutz sowie Wärmedämmung gestellt. Diese kann aber das herkömmliche Floatglas nicht zur Gänze erfüllen, weshalb schnell klar wird, dass Floatgläser nach ihrer Herstellung einer Veredelung unterzogen werden müssen. Optimierungen können je nach Anforderung vollzogen werden:

- ➔ Veränderung der Wärme- und Strahlungsdurchlässigkeit durch oxidische oder metallische Beschichtungen der Glasscheiben.
- ➔ Verbesserung von Wärmedämmung, Schall- und Brandschutz sowie der Resttragfähigkeit durch Herstellung von Verbunden aus mehreren Glasscheiben, die gegebenenfalls auch mit Scheibenzwischenraum ausgeführt werden können.
- ➔ Erhöhung der Rutsicherheit für begehbare Verglasungen und Erzielen gestalterischer und optischer Effekte durch Farbauftrag mittels Siebdrucktechnik.
- ➔ Steigerung des thermischen und mechanischen Widerstandvermögens sowie der Tragfähigkeit, aber auch Erreichung eines speziellen Bruchbildes durch vorwiegend thermische, in geringem Maße auch chemische Vorspannung.

Nachfolgend soll insbesondere auf die thermische Vorspannung sowie die Herstellung von Verbunden eingegangen werden, die heute die Herstellung der bedeutendsten Glasprodukte Einscheibensicherheitsglas, Teilvorgespanntes Glas und Verbundsicherheitsglas ermöglichen.

Einscheibensicherheitsglas (ESG) und Teilvorgespanntes Glas (TVG):

Thermisch vorgespannte Gläser werden durch Erhitzen von Floatglasscheiben auf 640°C und durch das nachfolgende Anströmen mit kalter Luft erzeugt (Abbildung 7).

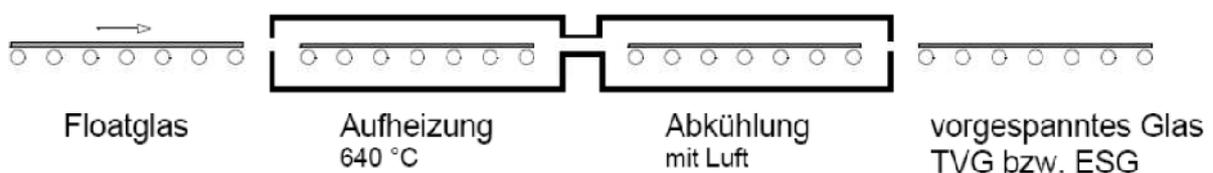


Abbildung 7: Thermische Vorspannung von Gläsern (Ofner, 2006)

Die sich im teigigen Zustand befindliche Floatglasscheibe wird durch die über den Querschnitt ungleichmäßig fortschreitende Abkühlung zunächst an den oberflächennahen Zonen kontrahiert. Das Zusammenziehen und die damit einhergehende Verfestigung der Randzonen führen nun dazu, dass

sich der zu diesem Zeitpunkt noch weiche Kern mit den Oberflächen verformt und in weiterer Folge nicht widerstandslos aushärten kann. Die bereits festen Oberflächen behindern das Zusammenziehen des Kerns, eine Induktion von Druckspannungen in die Randbereiche und umgekehrt von Zugspannungen in den Glaskern ist die Folge. Da bei der thermischen Vorspannung von Floatglas keine Schnittgrößen resultieren - die integrierte Spannungsverteilung summiert sich zu Null (Abbildung 8) - spricht man hierbei von einem Eigenspannungszustand.



Abbildung 8: Eigenspannungen in thermisch vorgespannten Gläsern (Ofner, 2006)

Wird nun gehärtetes Glas gebogen, so überlagern sich diese Eigenspannungen mit den Biegespannungen infolge beliebiger Einwirkung und die sich ergebende Biegezugbeanspruchung an der Tafelunterseite wird damit um den entsprechenden Vorspanngrad reduziert (Abbildung 9).



Abbildung 9: Spannungen über die Dicke in thermisch vorgespanntem Glas infolge Biegung (Ofner, 2006)

Dank der großen Glasdruckfestigkeit stellen die neuerlich erhöhten Druckspannungen an der Glastafeloberseite keine Gefahr für Bauteilversagen dar. Die bedenklichen, hohen Zugspannungen befinden sich im Glasinneren, gelten jedoch als unproblematisch, da Schädigungen der Oberfläche diese tiefliegenden Zonen üblicherweise nicht erreichen. Sehr wohl betreffen jedoch mechanische Bearbeitungen - Schneiden oder Bohren - diese Tiefenzonen, weshalb Gläser nach dem Härteprozess nicht mehr weiterverarbeitet werden können.

Abhängig von der Abkühlgeschwindigkeit kann die innere Vorspannkraft von gehärtetem Glas gesteuert werden: Rasches Abkühlen steigert den Grad des Eigenspannungszustandes und man erhält das sogenannte Einscheibensicherheitsglas (ESG). Langsames Abkühlen ermöglicht dem Kern eine teilweise Verfestigung, die induzierten Spannungen und die damit eingelagerte elastische Energie ist geringer, weshalb man beim dabei entstehenden Produkt von Teilvorgespanntem Glas (TVG) spricht.

Beim Bruch einer gehärteten Glasscheibe wird die durch den Vorspannprozess eingebrachte Energie wieder freigesetzt. Je größer die induzierten Spannungen, desto größer die Bruchlinienanzahl, desto

kleiner das Abmaß der Bruchstücke und desto geringer die Verletzungsgefahr, welche von herabfallenden Glassplittern ausgehen kann (Abbildung 10).

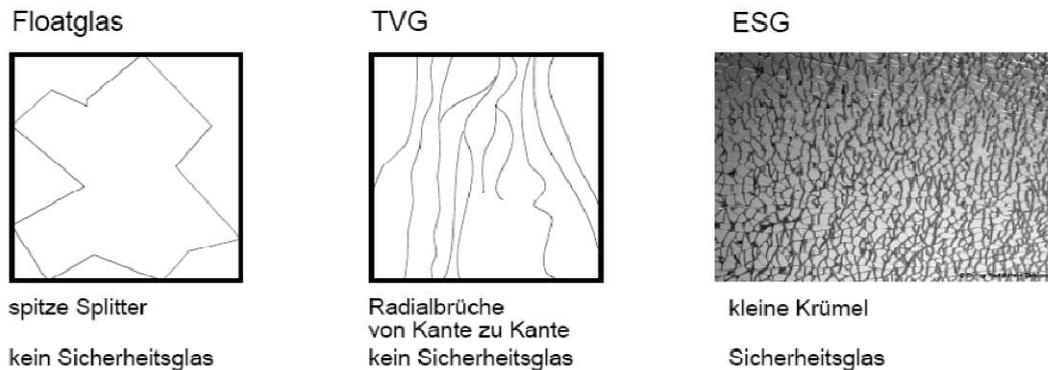


Abbildung 10: Bruchbilder von Floatglas, TVG und ESG (Ofner, 2006)

Das Härten von Gläsern kann also die physikalischen Eigenschaften von Floatglas bedeutend stärken. Die Temperaturwechselbeständigkeit, Stoß-, Schlag- und Biegefestigkeit von Flachglas wird verbessert, einem Herabfallen von Glasbruchstücken im Versagensfall kann damit jedoch nicht begegnet werden.

Verbundsicherheitsglas (VSG):

Im Falle eines Glasbruches können sich Partikel oder Inseln aus dem zerstörten Glasgefüge lösen und beträchtliche Gefahr für darunterliegende Zonen bedeuten. Diesem Umstand kann durch die Verbindung von mehreren Scheiben mittels Gießharzen oder Polyvinylbutyralfolien, kurz PVB-Folien, entgegengewirkt werden.

Erfolgt die Verklebung mehrerer Scheiben über Reaktionsharze, so spricht man von Verbundglas, welches insbesondere bei Sonderprodukten, beispielsweise für Glasscheiben mit integrierten Photovoltaikzellen, zum Einsatz kommen kann. Die Gießharze weisen dabei meist eine Stärke von ein bis vier Millimetern auf.

In Folienform mit Dicken von 0,38 Millimetern oder einem Vielfachen davon bis zu 2,28 Millimetern wird Polyvinylbutyral, welches den Polyvinylacetalen zugehörig ist, hergestellt. Werden zwei oder mehrere Glastafeln mittels PVB-Folien miteinander verklebt, so entsteht das sogenannte Verbundsicherheitsglas (VSG), welches insbesondere die Forderung nach Resttragfähigkeit im Versagensfall erfüllen kann. Die Glaskrümel kleben für unbestimmte Dauer an der PVB-Folie, ein Austausch der zerstörten Glasscheibe kann bei raschem Handeln vorgenommen werden.

Die Herstellung von VSG erfolgt durch Pressung mehrerer Glasscheiben mit dazwischenliegenden PVB-Folien sowie einer mehrstündigen Nachbehandlung im Autoklaven (Abbildung 11).

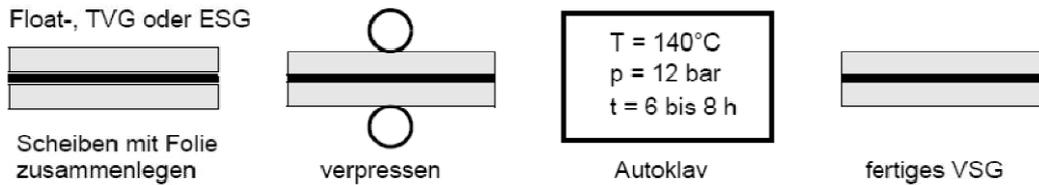


Abbildung 11: Herstellung von Verbundsicherheitsglas (Ofner, 2006)

Die in Abbildung 10 noch mit „kein Sicherheitsglas“ attribuierten Gläser Floatglas und TVG stellen sich im verklebten Zustand als günstig heraus. Im gebrochenen Zustand liefern ihre großen Splitter einen deutlichen Beitrag zur Gesamtbiegesteifigkeit des Verbundquerschnitts, die Partikel werden aufgrund ihrer Abmessungen als mittragend betrachtet. Die kleinen Krümel eines gebrochenen Einscheibensicherheitsglases tragen de facto kaum zur Resttragfähigkeit eines VSG aus ESG bei. Die Relativverdrehungen der zahlreichen Partikel führen bei horizontalem Einbau zu einem Durchhängen analog zu textilen Membranen und können in weiterer Folge zum Ausgleiten aus Linienlagern oder Ausreißen aus Punkthaltern führen (Abbildung 12).

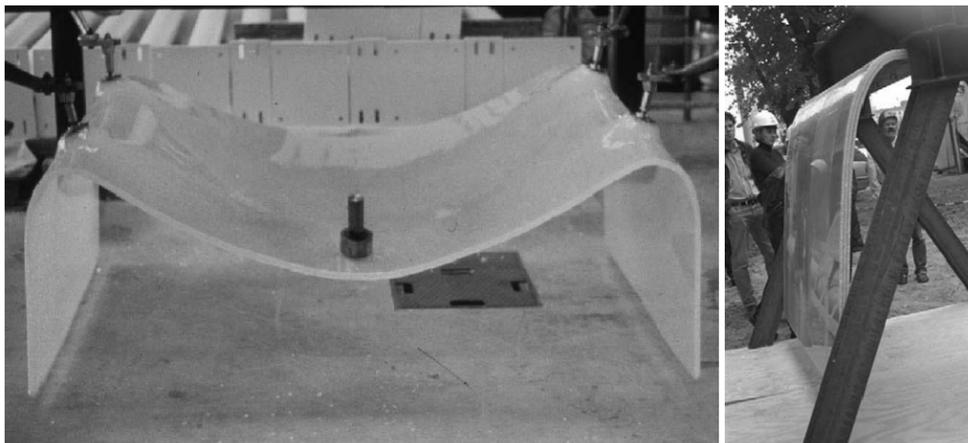


Abbildung 12: Zerstörtes VSG aus ESG: Links mit Punkthaltern; Rechts mit einseitigem Linienlager (Ofner, 2006)

Auf Kosten der VSG-Biegesteifigkeit kann die Dicke der PVB-Folie groß gewählt werden. Geringere Zugspannungen und damit geringere Dehnungen der Folien können den Durchhang des zerstörten Verbundsicherheitsglases und damit die Gefahr des Gesamtversagens reduzieren. Die Kehrseite dickerer Zwischenfolien stellt jedoch die geringere Schubtragfähigkeit dar. Je stärker die Folie, desto kleiner die übertragbaren Schubkräfte bei gleichbleibender Relativverschiebung und desto kleiner die Gesamtbiegesteifigkeit des Verbundsicherheitsglases. Zur Vereinfachung der Berechnungen werden allerdings PVB-Folien ohnehin oftmals als dicken- und gewichtslos angenommen (ÖNORM B 3716-1).

Etwas entgegengesteuert wird dieser Berechnungsunschärfe aber durch die Nachweisführung unter Betrachtung zweier Grenzfälle (voller Verbund und ohne Verbund), welche sich aber vor allem in der hohen Temperaturempfindlichkeit sowie dem ausgeprägten Kriechverhalten von PVB-Folien und der damit einhergehenden unsicherheitsbehafteten Berechnung begründet. Denn das tatsächliche Tragverhalten von VSG liegt wie bei allen nachgiebigen Verbundkonstruktionen zwischen jenem bei starrem Verbund und jenem ohne Verbund.

2.3 Klebstoffe

Die Fügetechnik Kleben zählt wohl zu den ältesten als auch modernsten Methoden um eine Verbindung herzustellen. Bereits vor mindestens 45.000 Jahren, am Ende des Mittelpaläolithikums, bediente sich der Neandertaler dem via Trockendestillation aus Birkenrinde gewonnenen Birkenpechs zur Herstellung von Werkzeugen. Stetige Weiterentwicklungen speziell in der jüngeren Geschichte führten dazu, dass heute qualitativ hochwertige und leistungsfähige Klebstoffe zur Verfügung stehen, die in mannigfaltigen Bereichen der Verbindungstechnik Anwendung finden.

In der Fügetechnik spricht man von drei verschiedenen Verbindungsmethoden: dem Kraftschluss wie Keilen oder Schrauben, dem Formschluss wie der Nut-Feder-Verbindung und dem Stoffschluss mit den Vertretern Schweißen oder Kleben. Das Kleben gehört also zu den stoffschlüssigen Verbindungen, welche durch Atomar- oder Molekularkräfte verbunden sind. Ein Lösen der Verbindung geht, wie bei allen Stoffschlüssen, stets mit der Zerstörung des Verbindungsmittels einher. Als nachteilig kann auch die lange Härtezeit von zahlreichen Klebstoffen, die erforderliche Oberflächenvorbehandlung, die Labilität gegen UV-Strahlung sowie eine geringe Wärme- und Formbeständigkeit, insbesondere unter ständigen Lasten, vieler Klebstoffe bezeichnet werden. Dennoch überwiegen die Vorteile der Klebetechnik, welche auch zum Einsatz bei Holz-Glas-Verbundkonstruktionen führen: Hohe Dichtigkeit gegen Flüssigkeiten und Gase, der im Fassadenbau besondere Bedeutung zukommt, das Umgehen einer Querschnittsschwächung, der große Vorteil der gleichmäßigen Lasteintragung (Abbildung 13) und die im Vergleich zum Schweißen geringen thermischen Beanspruchungen der Substratteile seien an dieser Stelle erwähnt.

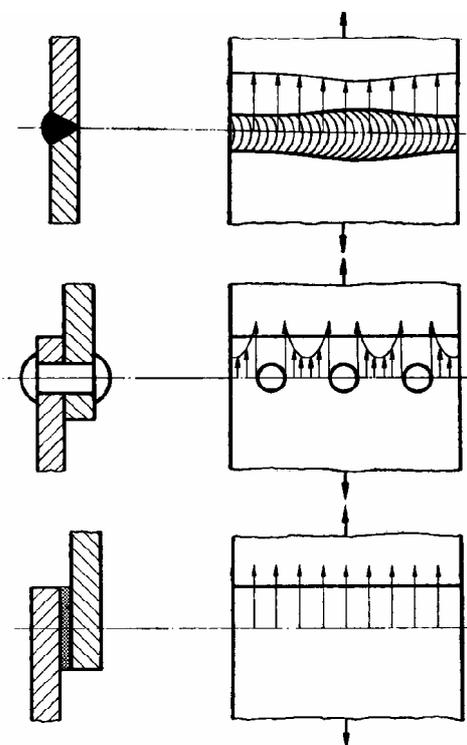


Abbildung 13: Qualitative Spannungsverteilung in Schweiß-, Niet- und Klebeverbindung (Kreher, 2004)

2.3.1 Klebstoffarten

Nach (Habenicht, 2009) lässt sich die Systematik der Klebstoffe wohl am günstigsten nach der chemischen Basis respektive dem Abbindemechanismus klassifizieren.

Einteilung nach der chemischen Basis:

Gemäß folgender Darstellung (Abbildung 14) differenziert man zwischen organischen - der weitaus größten Gruppe - und anorganischen Klebstoffen. Da die Verarbeitungstemperatur bei organischen Verbindungen niedriger ist als bei anorganischen, liegt auch der thermische Anwendungsbereich unter jenen von anorganischen Verbindungen. Bei den auf organischen Verbindungen basierenden Klebstoffen unterscheidet man wiederum zwischen natürlichen und künstlichen Basen, wobei die Majorität den synthetischen zufällt, da hier Klebfestigkeit sowie Alterungsbeständigkeit besser zu bewerten sind. Als Klebstoffe mit sowohl organischen als auch anorganischen Charakteristika präsentieren sich die Silikone.

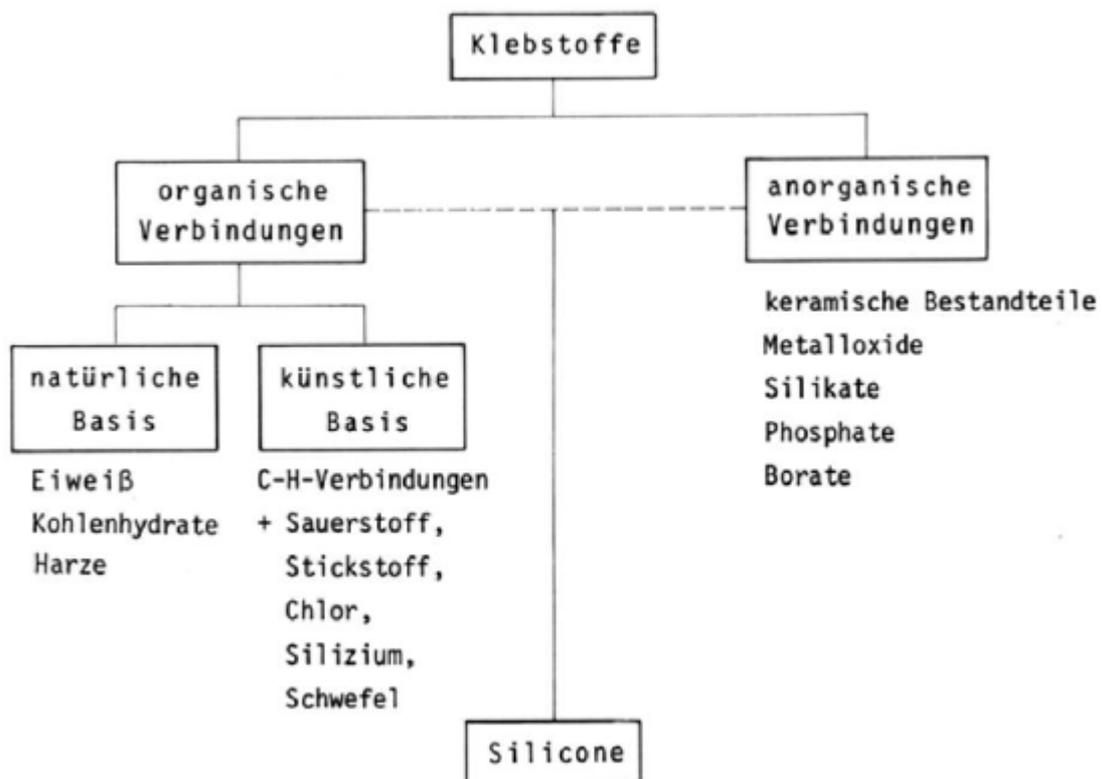


Abbildung 14: Einteilung der Klebstoffe nach der chemischen Basis (Habenicht, 1990)

Einteilung nach dem Abbindemechanismus:

Das nachfolgend abgebildete Diagramm (Abbildung 15) unterteilt Klebstoffe gemäß ihrer Abbindemechanismen in chemisch reagierende, physikalisch abbindende Klebstoffe und die Zwitter der reaktiven Schmelzklebstoffe. Betrachtet man den Molekülzustand zu Beginn des Klebevorgangs, so erkennt man, dass sich die chemisch reagierenden Systeme aus zur Reaktion bereiten Monomer-

respektive Prepolymermolekülen zusammensetzen, die sich in ihrer Reaktionszeit - gegebenenfalls unter Zufuhr von Wärmeenergie und / oder unter Druck – zu polymeren Klebschichten ausbilden. Dabei kann die Reaktion durch Vermengung von zwei Reaktionspartnern initiiert werden (Zweikomponenten-Reaktionsklebstoff) oder aber ein Reaktionsstoff findet die zweite Reaktionskomponente in den chemischen Bedingungen der Klebestelle (Einkomponenten-Reaktionsklebstoff), wie beispielsweise Feuchtigkeit. Aber auch lichthärtende Klebstoffe sind heute bekannt.

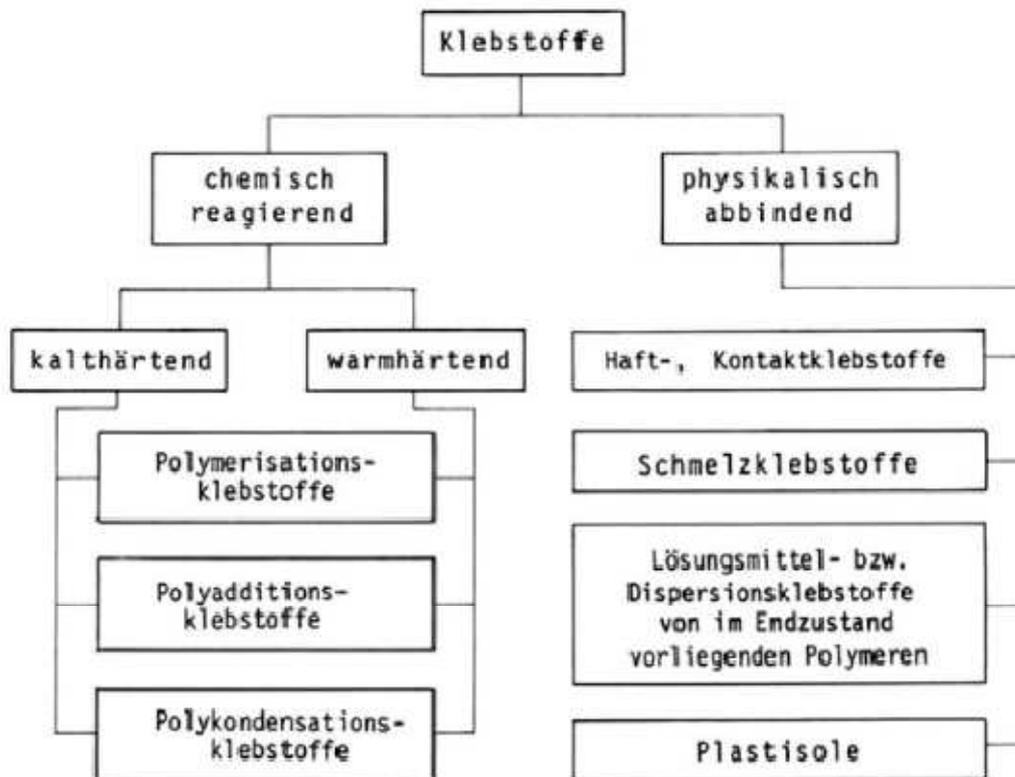


Abbildung 15: Einteilung der Klebstoffe nach dem Abbindemechanismus (Habenicht, 1990)

Im Gegensatz dazu findet bei physikalisch abbindenden Klebstoffen in der Klebefuge keine Reaktion mehr statt. Ihre polymeren Grundbausteine werden vor Aufbringung durch Erwärmen beziehungsweise auch durch den Einsatz von Lösungsmitteln in einen benetzungsfähigen Zustand überführt. Alternativ existieren auch physikalisch abbindende Systeme, die erst unter Anpressdruck die nötige Adhäsion zu den Fügeteilen aufbauen. Eines ist jedoch allen physikalisch abbindenden Systemen gemein: Es handelt sich um Einkomponentenklebstoffe, fertige Polymere also, denen je nach Erfordernis Füllstoffe, Stabilisatoren oder Weichmacher zugegeben werden können.

Die bereits erwähnten reaktiven Schmelzklebstoffe kombinieren beide Abbindemechanismen: Die vor dem Auftragen erwärmten Systeme erreichen durch den Abkühlvorgang ein reduziertes Festigkeitsniveau, welches anschließend durch eine chemische Reaktion bis zur völligen Aushärtung weiter gesteigert wird. Auf Epoxidharz- sowie Polyurethanbasis aufgebaute Klebstoffe sind zu dieser Gruppe zu zählen.

2.3.2 Aufbau von Klebstoffen

Wie im vorhergegangenen Kapitel bereits erwähnt, prägen drei Begriffe den Aufbau von Klebstoffen: Monomer, Polymer sowie Prepolymer.

Monomere präsentieren sich als Ausgangsprodukte oder nach der eigentlichen Bedeutung des Wortes bildsam als „Einzelteile“ (griechisch: mono „ein, einzel“; meros „Teil“). Seine einzeln vorhandenen Moleküle sind durch ihren Aufbau – dem Vorliegen von wenigstens zwei reaktionsfähigen, funktionellen Gruppen – im Stande über chemische Reaktion molekulare Netze oder Ketten zu bilden (Abbildung 16). Diese miteinander verbundenen Monomere nennt man Polymer (altgriechisch: polý „viel“; méros „Teil“), welche sich aufgrund stetiger Wiederholung des Ausgangsmoleküls wiederum durch ein hohes Molekulargewicht auszeichnen. Als Prepolymer bezeichnet man Polymere, deren Monomeranzahl begrenzt ist. Ihre Prepolymere weisen jedoch noch reaktive Gruppen auf, die zum Polymer reagieren können. Verglichen mit Monomeren verfügen Prepolymere in der Regel über höher viskose Materialeigenschaften.

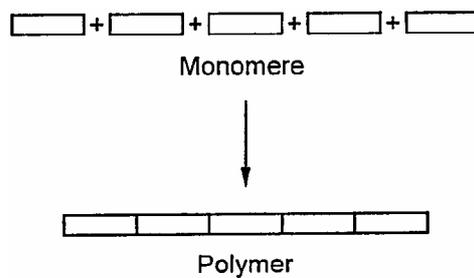


Abbildung 16: Polymerbildung aus Monomeren (Habenicht, 1990)

Bei der Reaktion zum Polymer können Monomermoleküle, abhängig von der Funktionalität ihrer reaktionsfähigen Gruppen, verschiedene Strukturen bilden (Abbildung 17), die starken Einfluss auf mechanische, chemische und physikalische Charakteristika haben. Habenicht unterscheidet in (Habenicht, 2009) hierbei drei Gruppen von Polymeren: Thermoplaste, Duromere, Elastomere.

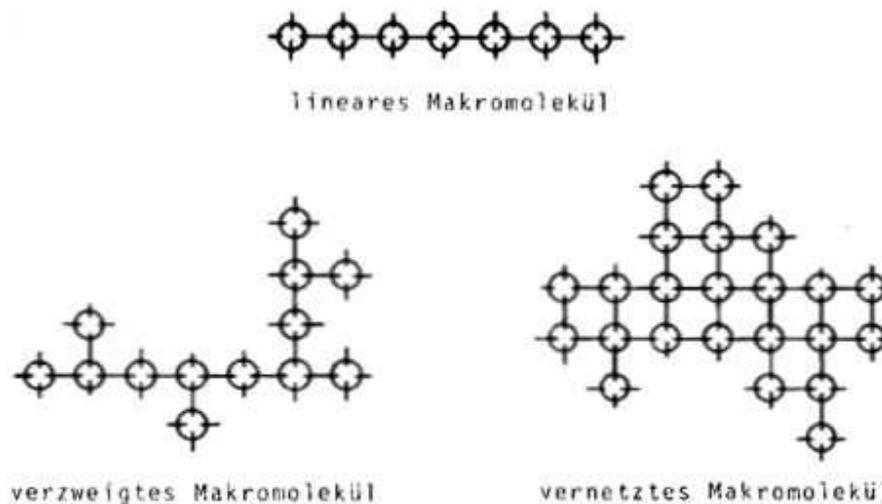


Abbildung 17: Makromolekülanordnungen (schematisch) (Habenicht, 2009)

THERMOPLASTE, wie Polyamide, können reversible Aggregatzustände durchlaufen. Sie sind durch ihre geraden oder verzweigten Polymerketten in der Lage sich durch Wärmezufuhr bis in den flüssigen Zustand zu erweichen und anschließend durch Abkühlung wiederum zu verfestigen. Abhängig von der Kettenanordnung können Thermoplaste einen teilkristallinen oder amorphen Zustand annehmen. Ihre hohe freie Beweglichkeit im schmelzflüssigen Zustand ermöglicht die Neuordnung von Molekülen untereinander.

DUROMERE zeichnen sich durch eine eng vernetzte Polymerstruktur aus. Die durch kovalente Kräfte gehaltenen Moleküle sind derart unverschieblich positioniert, dass auch bei hoher Temperaturbeanspruchung kein plastisches Verformungsverhalten festzustellen ist. Ebenso großen Widerstand bieten Duromere fast allen organischen Lösungsmitteln, was wiederum entscheidenden Einfluss auf das Klebverfahren hat. Nach der Aushärtezeit befinden sich diese Polymere in einem amorphen, starren, teils spröden Zustand.

ELASTOMERE bilden in sich ein großmaschiges Netz aus Makromolekülen, welches in weitgehender Temperaturunabhängigkeit resultiert. Elastomere, wie Silikone, besitzen bis zu einer zur chemischen Zersetzung führenden Temperatur einen gummielastischen Zustand mit reversibler Verformbarkeit.

2.3.3 Eigenschaften der Klebeschicht

Unabhängig von Herstellung und Typ des Klebstoffs wirken im Fügevolumen stets zwei differierende Kräfte: Adhäsions- sowie Kohäsionskräfte (Abbildung 18). Als Adhäsionskräfte werden jene Kräfte bezeichnet, die an beiden Grenzflächen für einen Zusammenhalt zwischen Substrat und Klebstoff sorgen. Ihre Wirkungsweise einerseits zum Füge teil Holz und andererseits zum Füge teil Glas wird nachfolgend behandelt. Kohäsive Kräfte hingegen wirken innerhalb einer Klebschicht, sie repräsentieren die innere Festigkeit.

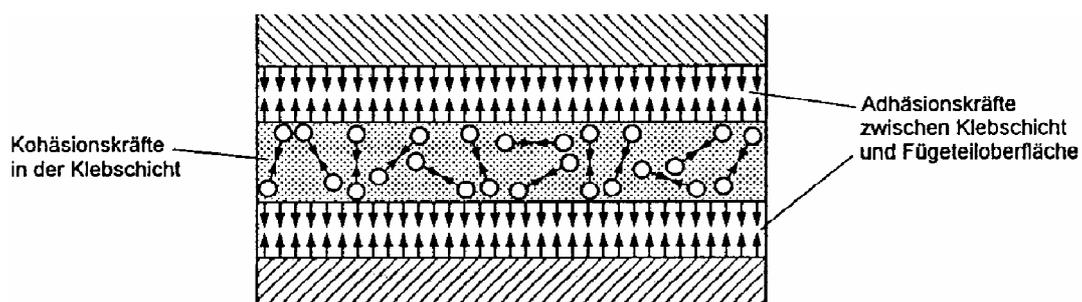


Abbildung 18: Adhäsions- und Kohäsionskräfte in einer Klebschicht (Habenicht, 1990)

Adhäsion:

In der modernen Adhäsionstheorie, die jedoch bis dato selbst keine universell anwendbaren Gesetze zur Berücksichtigung aller superponierter Faktoren liefern konnte, unterscheidet man drei Adhäsionsarten: die spezifische und die mechanische Adhäsion, sowie die Autoadhäsion. An dieser Stelle sei nur ein kurzer Einblick in die Adhäsionstheorie gegeben, genauere Erkenntnisse liefert (Habenicht, 2009).

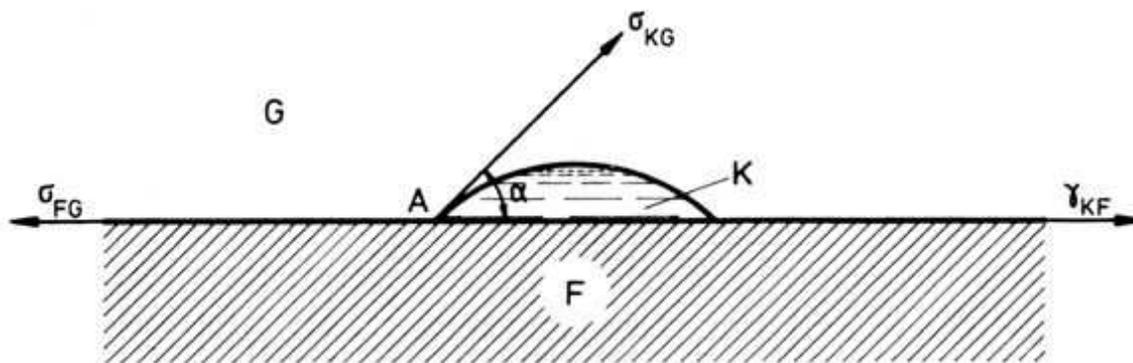
Die SPEZIFISCHE ADHÄSION umfasst alle thermodynamischen, physikalischen und chemischen Gesetzmäßigkeiten und kann als bedeutendster Faktor in der Gesamtheit der Adhäsionskräfte betrachtet werden.

Die MECHANISCHE ADHÄSION, derer man sich lange Zeit zur Erklärung adhäsiver Vorgänge bediente, lässt sich zwar anhand eines hölzernen Substrats gut erklären, stößt jedoch bei glatten Oberflächen, wie Gläsern, schnell an ihre Grenzen. Formschlüssige Verankerungen, die sich beim Aushärteprozess der flüssigen Phase bei Hinterschneidungen, aber auch in Kapillaren und Poren ergeben, stehen im Mittelpunkt dieser Theorie

Die AUTOHÄSION lässt sich beim Zusammenführen von kautschukelastischen Schichten gleichen Polymermaterials beobachten. Bedingung hierfür ist jedoch, dass die Makromoleküle über eine große Beweglichkeit verfügen, und dass unter Druck Diffusion und anschließende gegenseitige Verklammerung von Kettenteilen möglich ist.

Benetzungswinkel:

Gibt man einen Tropfen Flüssigkeit auf eine Oberfläche, so wird sich dieser – abhängig von verschiedenen Faktoren – entsprechend Abbildung 19 auf eine bestimmte Fläche ausbreiten. Die Abmessungen dieser Fläche sind direkt proportional zur Adhäsionskraft, aber indirekt proportional zum Benetzungswinkel α . Je kleiner der Winkel α , desto größer die Fläche und desto größer die Adhäsion zwischen Substrat und Klebstoff.



K = Klebstoff (flüssig)
 F = Füge teil
 G = Gasatmosphäre der Umgebung
 α = Benetzungswinkel
 σ_{FG} = Oberflächenspannung des Füge teils

σ_{KG} = Oberflächenspannung des flüssigen Klebstoffes
 γ_{KF} = Grenzflächenspannung zwischen Füge teiloberfläche und dem flüssigen Klebstoff

Abbildung 19: Oberflächen- und Grenzflächenspannung bei Benetzungsvorgängen (Habenicht, 2009)

Vereinfacht betrachtet hängt also der Kontaktwinkel α bei Klebungen auf Festkörpern von der Oberflächenenergie der Substratoberfläche an der Phasengrenze (Punkt A in Abbildung 19) zur Atmosphäre σ_{FG} sowie der Grenzflächenenergie des Klebstofftropfens zur Füge teiloberfläche γ_{KF} ab.

Übersteigt die Oberflächenenergie σ_{FG} die Grenzflächenenergie γ_{KF} , so verringert sich der Winkel α zwischen Fügeteiloberfläche und der Tangente an die Flüssigkeitsoberfläche und resultiert in einer größeren Benetzungsfläche. Summa summarum sind hohe Oberflächenenergien zur Benetzung von Festkörperoberflächen bei Verwendung flüssiger Klebstoffe als Vorteil zu betrachten. Ein Randwinkel $\alpha < 30^\circ$ ist als wünschenswert zu erachten (Abbildung 20).

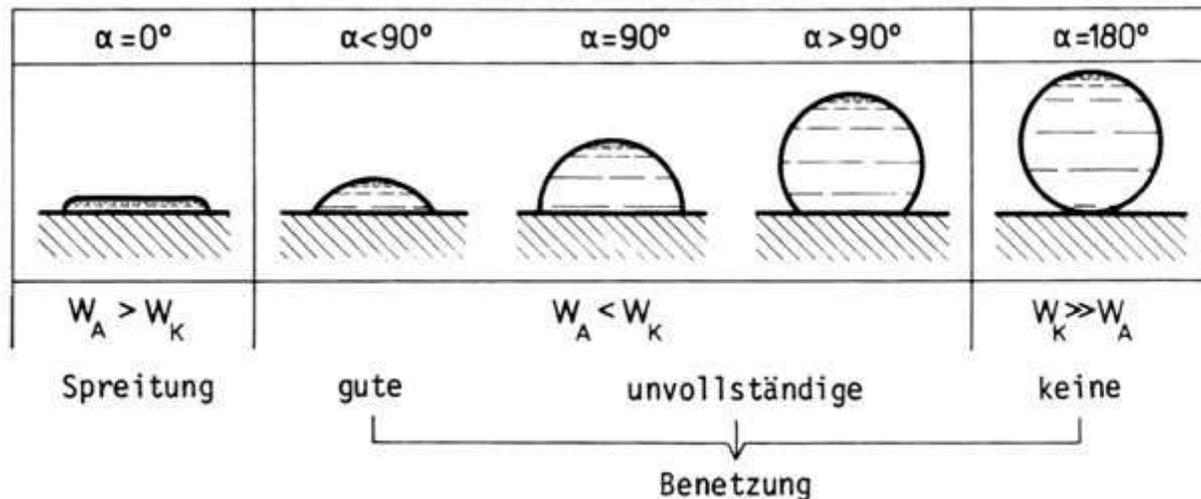


Abbildung 20: Zusammenhang zwischen Benetzungswinkel und Benetzungsverhalten von Klebstoffen: W_A als Adhäsionsarbeit, W_K als Kohäsionsarbeit (Habenicht, 2009)

Materialspezifische Adhäsion:

Das KLEBEN VON GLAS kann unter dem eben erwähnten Aspekt der Adhäsionsarbeit betrachtet werden. Die Oberflächenenergie von Glas liegt mit 290 mJm^{-2} zwar weit unter jener von Metallen, ist dennoch groß genug, um eine ausreichende Benetzung und damit Ausbildung von Bindungskräften zur gewährleisten. Erfreulich, denn eine Oberflächenvorbehandlung (Schmirlern, Strahlern, etc.) zur Erhöhung der Oberflächenenergie würde beim spröden Werkstoff Glas beträchtliche Risiken bergen. Besondere Beachtung sollte dem verglichen mit Klebstoffen geringeren Wärmeausdehnungskoeffizienten von Glas ($5 \text{ bis } 10 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) geschenkt werden. Mit etwa $80 \text{ bis } 120 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ist der Koeffizient bei Klebstoffen mehr als achtmal so groß wie jener von Glas, was insbesondere unter Berücksichtigung der Transparenz von Glas zu hohen Zwangsbeanspruchungen in der Klebefuge führen kann.

Das KLEBEN VON HOLZ, welches als Naturprodukt erhöhten Eigenschaftsschwankungen unterliegt, beruht zum größten Teil auf der mechanischen Verankerung. Seine poröse Struktur scheint der ideale Haftgrund zu sein, doch leider birgt Holz hinsichtlich Verklebungen auch einige als negativ zu bezeichnende Materialeigenschaften in sich. Holz begrenzt durch seine geringe Wärmeleitfähigkeit die Einsatzmöglichkeiten von warmhärtenden Klebstoffen. Durch Hygroskopizität und Sorptionsverhalten ergibt sich eine weitere natürliche Grenze: „Je nach Klebstofftyp darf die Feuchte gewisse Grenzen nicht überschreiten. [...] Praktische Erfahrungen belegen, dass die Holzfeuchtigkeit einen Wert von 8 - 10% nicht übersteigen soll. DIN 1052 legt einen Maximalwert von 15% fest.“ (Habenicht, 2009). Im Gegensatz zu Glas kann und sollte bei Holz eine Oberflächenvorbehandlung

vorgenommen werden: Schleifen, Hobeln und Finieren sind hierbei die gängigsten Methoden. Beim Finieren, das auch in (Niedermaier, 2005) angewendet wird, wird die zu verklebende Oberfläche über eine feststehende Messerklinge gezogen. Dabei werden etwa 0,1 Millimeter des Holzes abgetragen. Das Resultat ist eine glattere Oberfläche - Grundvoraussetzung für jede dünne Klebeschicht – ohne dabei Fasern oder Faserbündeln, auch bei sich ändernder Orientierung der Faserrichtung, zu lockern.

Kohäsion:

Unter Kohäsion versteht man die Gesamtheit der atomaren und molekularen Anziehungskräfte innerhalb eines bestimmten Stoffes. Der Unterschied zur Adhäsion liegt also darin, dass bei adhäsiven Vorgängen Bindungskräfte zwischen unterschiedlichen Materialien wirksam sind. Im Rahmen des Forschungsprojekts „V2 - Holz-Glas-Verbundkonstruktionen“, welches an der Holzforschung Austria (HFA) vorangetrieben wurde (Neubauer, 2011), peilte man entsprechend dem Weakest-Link-Modell stets ein kohäsives Klebstoffversagen an. Aufgrund eines klareren Versagensmusters und der dadurch gewonnenen Sicherheit erscheint dies einleuchtend. Infolge einer allgemeineren Betrachtung, welche erst auf Basis der durch die HFA gewonnenen Erkenntnisse angestrebt werden konnte, wurde im Gegensatz dazu im HGV-Projekt des ITI (Hochhauser, 2011) auch das Versagen anderer Bauteilkomponenten provoziert.

Materialeigenschaften:

Klebstoffe, deren Materialeigenschaften nach dem Abbindeprozess jenen von Kunststoffen ähneln, können nur bedingt von den Eigenschaften der Substrate losgelöst betrachtet werden, da die haftgrundspezifische Adhäsion einen Großteil der Gesamteigenschaften ausmacht und damit auf die Klebefestigkeit bedeutenden Einfluss hat. Zusätzlich üben auch die sogenannten Härtparameter, wie Druck, Zeit und Temperatur, Einfluss auf die Klebschichteigenschaften aus. Trotz alledem existieren einige wenige Faktoren, nach denen das chemische, physikalische und mechanische Verhalten charakterisiert werden kann. Hierzu zählen das Schubspannungs-Gleitungsverhalten, der Elastizitätsmodul, die Klebschichthomogenität, die Kristallinität und das Kriechverhalten. Also zum größten Teil Faktoren, welche ihrerseits von beispielsweise Feuchte- und Temperaturbedingungen der Umgebung abhängig sind. Alles in allem bleibt das Faktum, dass bei Festigkeitsuntersuchungen keinesfalls von einer Klebschichtfestigkeit gesprochen werden sollte, sondern stets der Einfluss der Fügebauteile zu berücksichtigen ist und damit die Bezeichnung „Festigkeit der Klebung“ wohl treffender erscheint.

Bruchverhalten von Klebungen:

Nach DIN EN ISO 10365 unterscheidet man 7 Versagensformen bei geklebten Verbindungen (Abbildung 21), die bei mechanischen Prüfungen auch zur Beschreibung der Bruchursache herangezogen werden.

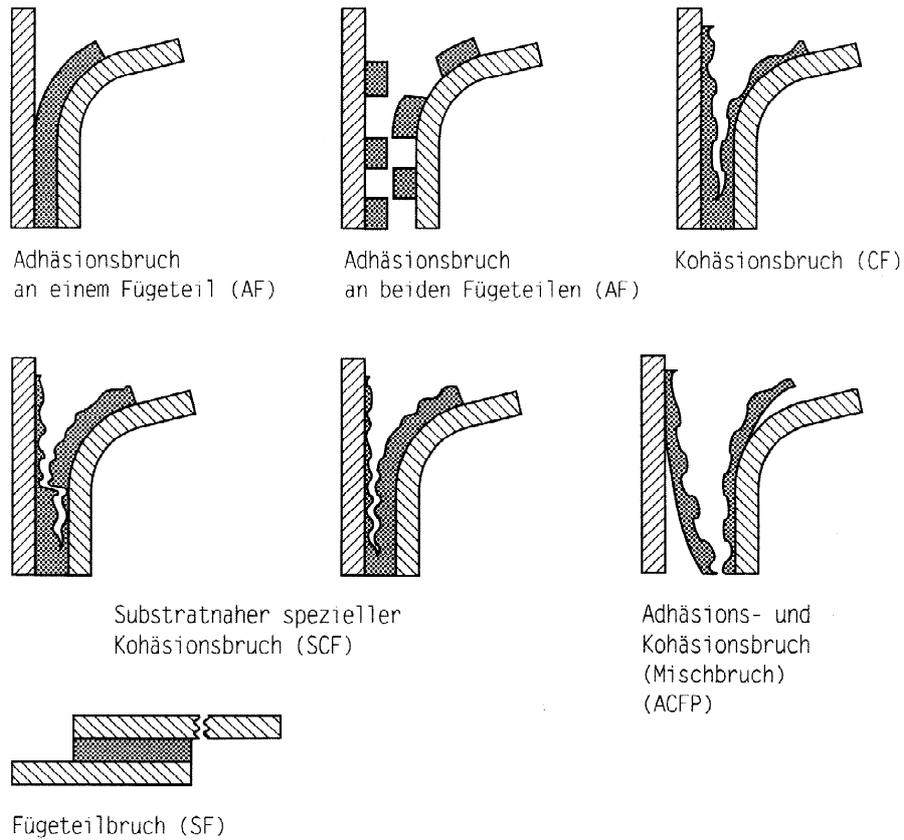


Abbildung 21: Brucharten von Klebungen (Habenicht, 2009)

Zusätzlich zu den oben dargestellten Brucharten bedient man sich auch der bruchmechanischen Betrachtungsweise. Sie erweitert die klassische Festigkeitsberechnung, die Einwirkung und Widerstand über einen Sicherheitsbeiwert vergleicht, um den Faktor der „Verformungssicherheit“, welcher plastische Deformationen von Werkstoffen berücksichtigt. Dadurch wird es möglich, die bei Festigkeitsberechnungen pauschal erfassten örtlichen Spannungsspitzen zu berücksichtigen. Es wird unter der Annahme von Mikrorissen im Werkstoff davon ausgegangen, dass lokales, plastisches Fließen auftritt. Die bruchmechanische Betrachtungsweise besagt dabei, dass erst die Überschreitung eines werkstoffspezifischen Kennwerts, der durch das Verhältnis von Nennspannung und Rissgröße gegeben ist, zum Bruch führt. Der sogenannte Spannungsspitzenfaktor orientiert sich dabei nach den Grundfällen der Rissausbreitung (Abbildung 22), welche auch als Rissmodi bezeichnet werden.

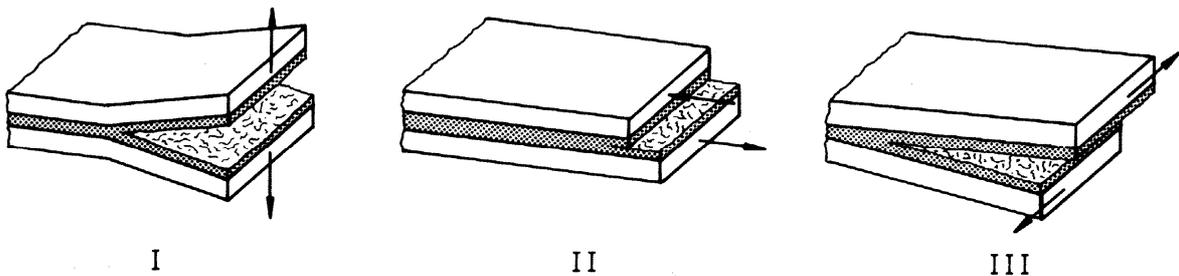


Abbildung 22: Grundfälle (Modi) einer Rissausbreitung (Habenicht, 2009)

2.3.4 Klebstoffe von besonderem Interesse

ACRYLATE sind Polymerisationsklebstoffe die in Ein- und Zweikomponentensysteme unterteilt werden können. Ein einkomponentiger (1K) Klebstoff auf Arcylatbasis zeichnet sich durch hoch stabile Monomere aus, deren Polymerisation erst durch UV-Strahlung oder durch das Auftragen auf die Substrate erfolgt. Anaerobe Reaktionen mit Metallionen oder die Reaktion mit vorhandener Feuchtigkeit, zum Beispiel bei Cyanacrylatklebstoffen, reichen dabei aus, um eine Polymerisation einzuleiten. Zweikomponentige (2K) Systeme polymerisieren ebenfalls unter Einwirkung von Radikalen, die jedoch erst durch Härter aktiviert werden. Acrylate können im Allgemeinen als schnell trocknend und farbecht bezeichnet werden. Der Begriff Acryl leitet sich aus dem lateinischen „acer“ für „scharf“ ab und beschreibt den entsprechenden Geruch der Acrylsäure.

POLYURETHANE sind Kunststoffe oder -harze, die aus der Isocyan säure entstehen. Abermals lässt sich zwischen 1K- und 2K-Systemen unterscheiden. Beim Einkomponentensystem reagieren die vernetzten Prepolymere mit dem in der Luft gebundenen Wasserstoff. Niedrigmolekulare Polyole respektive Diole hingegen reagieren beim Zweikomponentensystem mit Polyisocyanaten zum Polymer. Je nach Herstellung können Polyurethane die Eigenschaftsmerkmale weich und elastisch bis hart und spröde aufweisen.

SILIKONE, denen im Rahmen dieser Arbeit die größte Bedeutung zukommt, zählen wegen ihres anorganischen Gerüsts und den organischen Resten zu den Hybriden. Bei Klebungen mit Silikonen finden Prepolymere Verwendung, die beim einkomponentigen System unter Einfluss der Luftfeuchtigkeit polymerisieren. Silikone vereinen folgende hervorragende Eigenschaften, die ihre Bedeutung unterstreichen: Temperaturbeständigkeit in hohen als auch tiefen Bereichen, Witterungsbeständigkeit und die Beständigkeit gegenüber schwachen Basen und Säuren.

2.4 Holz und Glas im statischen Verbund

Unter den Begriffen „Hochbau“ und „Statik“ versteht man im Volksmund üblicherweise die Berechnung und Bemessung von Bauteilen, die dem vertikalen Lastabtrag dienen. Elemente wie Wände, Stützen, Träger, Platten oder Fachwerke werden vom Keller bis zum Dachboden aneinandergesammelt und einer entsprechenden Dimensionierung unterzogen. Allzu selten wird aber dabei an den Lastabtrag horizontaler Kräfte, die beispielsweise aus Wind, Erdbeben oder Anpralllasten resultieren können, gedacht. Die Aussteifung von Gebäuden, welche bei unsachgemäßer Ausführung massive Auswirkungen auf den vertikalen Lastabtrag haben kann, wird jedoch auch seitens mancher Baubeteiligter stiefmütterlich behandelt. Dabei ist die korrekte Anordnung und Ausführung von Aussteifungsebenen essentiell für die Stabilität von Hochbaukonstruktionen.

Im Massivbau bedient man sich zur Aussteifung von Gebäuden üblicherweise mehreren Wandscheibenelementen und aussteifenden Kernen mit schubfest angeschlossenen Decken. Im Skelettbau stehen schubsteife Deckenkonstruktionen als auch massive Wandscheibenelemente, die in dieser Disziplin ohnehin meist als Fremdkörper wirken, oftmals nicht zur Verfügung, weshalb andere Aussteifungsmaßnahmen getroffen werden müssen. Konventionelle Möglichkeiten betreffen

hierbei die Einspannung von Stielen, die biegesteife Ausführung von Rahmenecken oder aber auch die Anordnung von Windverbänden (Abbildung 23).

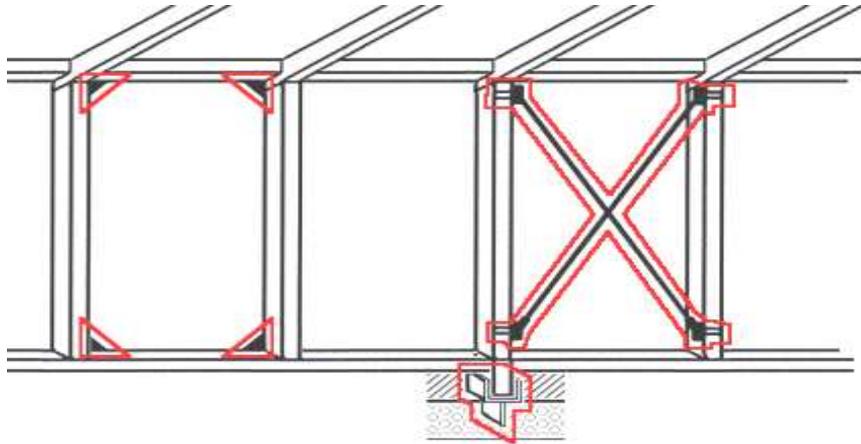


Abbildung 23: Konventionelle Aussteifungsmöglichkeiten für den Skelettbau (ift, 1999)

Im Holzbau, dem geringes Aussteifungspotential zugrunde liegt, wurde in den vergangenen zehn Jahren an der Technologie der Holz-Glas-Verbundbauweise geforscht, um das statische Potential des hoch druckfesten und drillsteifen Baustoffs Glas in Holzstabwerken materialgerecht aktivieren zu können. Glas soll neben seiner bekanntesten Funktion des Hüllens insbesondere am horizontalen (Abbildung 24), aber auch am vertikalen Lastabtrag beteiligt werden. Holz-Glas-Verbundscheiben, -träger und -platten wurden beispielsweise in (Hochhauser, 2011) untersucht. Der Einsatz von Holz-Glas-Verbundstützen wird derzeit unter anderem an der Universität Växjö (SE) unter der Leitung von Herrn Prof. Erik Serrano erforscht. Eine erste Publikation hierzu findet sich in (Blyberg, 2010).

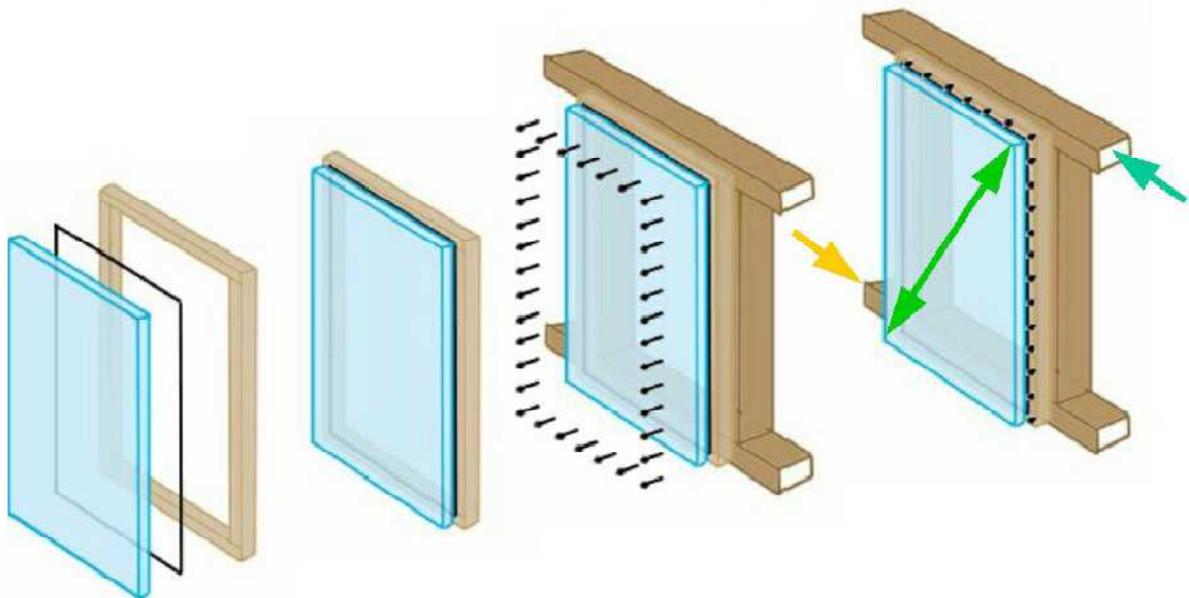


Abbildung 24: Aussteifung von Pfosten-Riegelkonstruktionen mit Holz-Glas-Verbundelementen (Edl, 2008)

Neben der aussteifenden Wirkung von Holz-Glas-Verbundscheiben, die sowohl im Außen- als auch Innenbereich Anwendung finden können, bietet die Holz-Glas-Verbundbauweise aber auch die Möglichkeit die Steifigkeit der Konstruktion durch Anordnung spezifischer Klebstoffsysteme entsprechend zu steuern. Die Anpassung der Bauteilsteifigkeit an das Aussteifungsvermögen bestehender Konstruktionen gewinnt insbesondere bei der Sanierung und Verstärkung von Bestandsbauten mehr und mehr an Bedeutung, da viele Hochbaukonstruktionen durch die Einführung der Normenreihe der ÖNORM EN 1998 dem heutigen Standard nicht mehr entsprechen können.

Ferner wird angenommen, dass Holz-Glas-Verbundscheiben (HGV-Scheiben) künftig auch Einfluss auf die Ausführung und speziell auf die Befestigung von Pfosten-Riegelfassaden (PR-Fassaden) haben könnten. Durch den Wunsch der Architektur Stiele möglichst schlank auszuführen und dem daraus resultierenden zu geringen Widerstand von Pfosten gegen Knicken wurden und werden PR-Fassaden oftmals an der darüber liegenden Decke abgehängt. Glas kann als Knickaussteifung von Stielen diesem Umstand entgegenwirken, schlanke Pfosten-Riegelfassaden könnten damit wieder durchwegs „stellbar“ werden.

2.4.1 Der Verbundbau und seine Zweckmäßigkeit

„Jedem Jahrhundert seinen Baustoff, dem 21. Jahrhundert den Verbundbau.“

(Alireza Fadai; Vortrag beim 41. Fortbildungskurs der Schweizerischen Arbeitsgemeinschaft für Holzforschung)

Zu Beginn des 18. Jahrhunderts war Holz in Mitteleuropa der vorherrschende Baustoff. Neben Holz kamen vor allem auch Natursteine und Eisen zum Einsatz als tragende Materialien. Der Jahrhunderte andauernden Dominanz des Baustoffs Holz wurde aber ab der zweiten Hälfte des 18. Jahrhunderts durch den Beginn der industriellen Revolution und der Entwicklung des Gusseisens als Baustoff allmählich ein Ende gesetzt. Der natürliche Waldbestand wurde durch landwirtschaftliche Rodungen und zur Gewinnung von Energieholz für industrielle Zwecke dramatisch dezimiert.

Der Zugang zu fossilen Energieträgern und Rohstoffen durch das Ende der im Frühmittelalter entstandenen Feudalgesellschaft und der Vormarsch des Bürgertums brachten im 19. Jahrhundert den Aufstieg des Stahls. Der Großteil der baulichen Infrastruktur wurde in dieser Legierung ausgeführt, ihren Höhepunkt fand die Stahlbauweise im 19. Jahrhundert in den Weltausstellungen, zu deren Anlässen Bauwerke wie der Eiffelturm in Paris oder Paxtons Glaspalast in London errichtet wurden. Neben Stahl kam auch Kunststein und zu einem immer geringer werdenden Teil Holz zum Einsatz.

In der zweiten Hälfte des 19. Jahrhunderts begann mit der Erfindung des Eisenbetons durch Joseph Monier der Durchbruch des Stahlbetons, der sich im Laufe des 20. Jahrhunderts zum führenden Baustoff entwickelte. Nicht zuletzt zur Stillung des Sicherheitsbedürfnisses erfolgte in einem von großen Kriegen gebeutelten Jahrhundert in Europa der Wiederaufbau vornehmlich in Stahlbeton. Weiche oder gar brennbare Baustoffe wie Holz waren nicht sicher genug. Auch der Baustoff Stahl musste der Stahlbetonbauweise weichen, fand aber stets als Armierung für Beton Einsatz. Die wenigen kurzfristigen Drangphasen des Baustoffs Holz in den Kriegszeiten des Ersten und Zweiten Weltkriegs sind auf den Ersatz des Baustoffs Stahls zurückzuführen, der besonders in diesen Zeiten

für die Rüstungsindustrie zur Verfügung gestellt werden musste. Nach dem Ende des Zweiten Weltkriegs nahm der Einsatz von Holz als Baustoff kontinuierlich ab und fand in den 1980er Jahr seinen Tiefpunkt.

Durch den umweltpolitischen Wandel, die immer intensiver werdende Diskussion über Klimaänderung und Klimaschutz kann jedoch der Holz- und Holzverbundbau aber schon heute in eine äußerst positive Zukunft blicken, in der die Ressourceneffizienz von Baustoffen eine bedeutende Rolle spielen wird. Insbesondere der Verbund mit Materialien, die die Schwächen des Baustoffs Holz zu kompensieren vermögen, sollte möglichst rasch erforscht werden, um einen normativ geregelten Einsatz von Holz-Verbundkonstruktionen zu ermöglichen. Denn auch die Sorge Hybridkonstruktionen nicht sicher genug beschreiben zu können, ist in unserer Wissensgesellschaft auch für noch so komplexe Verbundkonstruktionen meist nur noch eine Frage von Bits und Bytes, der analytischen Vereinfachung und dem Ausgleich von Berechnungsunschärfen via adäquater Sicherheits- und Abminderungsfaktoren.

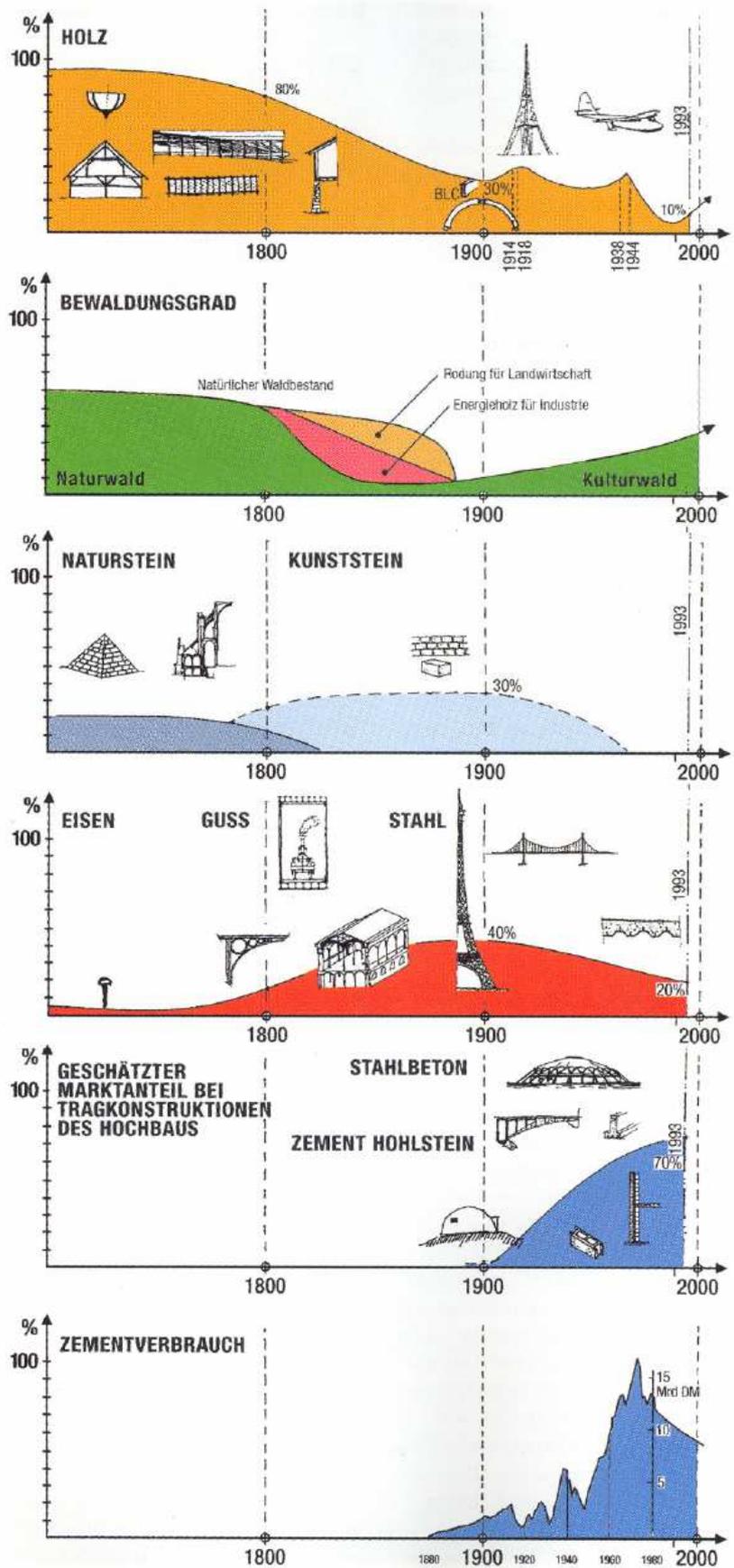


Abbildung 25: Bau- und Rohstoffeinsatz in Mitteleuropa (Winter, 2007)

War es also im 18. Jahrhundert das Holz, im 19. Jahrhundert der Stahl und im 20. Jahrhundert der Stahlbeton, die den Markt beherrschten, so sollte das 21. Jahrhundert die Hektode des Verbundbaus, genauer des Holz-Verbundbaus werden! Können doch Hybridbaustoffe, welche die jeweiligen Vorzüge verschiedener Materialien vereinen, einen entscheidenden Beitrag zur Um- und Neugestaltung unserer baulichen Umwelt liefern. An dieser Stelle sei auch auf die ambitionierten Forschungsschwerpunkte der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau, Institut für Architekturwissenschaften der Technischen Universität Wien verwiesen, welche sich derzeit unter der Leitung von Herrn o.Univ.Prof. Dipl.Dipl.-Ing. Wolfgang Winter mit den Holz-Glas-, Holz-Beton- und Holz-Stahl-Verbundbauweisen beschäftigt.

2.4.2 Glasfaserverstärkte Kunststoffe als Alternative zum Material Holz

Die heute mithilfe des Patents der Holzforschung Austria (Holzforschung Austria, 2005) realisierbaren Holz-Glas-Verbundkonstruktionen weisen bei Außenanwendung den Nachteil einer feuchteabhängigen Dimension der Hölzer respektive Holzwerkstoffe auf. Das Quellen und Schwinden von Hölzern stellte sich bereits im Bemessungskonzept in (Neubauer, 2008) als einer der maßgebenden Einflussfaktoren heraus. Die unterschiedlichen Längenänderungen bei wechselnden Feuchtverhältnissen induzieren Zwangsspannungen in die Schubverklebung, deren Bemessungsspannung dadurch bereits zu einem Großteil „aufgebraucht“ wird.

Neueste Untersuchungen beschäftigen sich deshalb mit dem Einsatz von glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK) als Koppelleiste. Durch den Einsatz hygrysch unempfindlicher GFK erwartet man sich bei Außenanwendung noch bessere Verbundeigenschaften zum Material Glas. Zudem sind bei Anwendung von GFK-Profilen keine feuchteabhängigen Schädigungen, wie bei den bisher in Holz ausgeführten Koppelleisten, zu erwarten. Denn schon der Kondenswasserausfall an Glasscheiben und sich dadurch am Holzprofil sammelndes und länger stehendes Wasser kann den Fäulnisprozess von Holz initiieren. Erste GFK-Glas-Verbundkonstruktionen werden von den beiden österreichischen Firmen KNAPP GmbH und ECKELT Glas GmbH in Form des Fassadensystems „Fasco“ (Knapp, 2011) angeboten (Abbildung 26).



Abbildung 26: System Fasco mit überlappenden Koppelleisten aus GFK (Knapp, 2011)

In (Peters, 2006) wurde der Einsatz von Klebungen zwischen GFK und Glas für baukonstruktive Anwendungen untersucht. Der erste Teil der Arbeit beschäftigt sich mit einem ausgedehnten Versuchsprogramm zu verschiedenen Klebstoffsystemen für die stoffschlüssige Verbindung von GFK und Glas, im zweiten Teil wird die Entwicklung baukonstruktiver Anwendungsmöglichkeiten sowie deren Prototypenbau vorangetrieben.

Im ersten Abschnitt werden die ausgewählten Klebstoffe - Vertreter der vier bedeutendsten Klebstoffgruppen Silikone, Polyurethane, Acrylate und Epoxidharze - einem Versuchsprogramm, welches an die (ETAG 002) angelehnt wurde und aus vier Teiluntersuchungen besteht, unterworfen. Die Teilprüfungen beziehen sich auf folgende Themengebiete:

- ➔ A: Bruchfestigkeiten bei Raumtemperatur
- ➔ B: Bruchfestigkeiten nach natürlicher Alterung
- ➔ C: Bruchfestigkeiten nach Temperaturlagerung
- ➔ D: Bruchfestigkeiten nach künstlicher Alterung

Ausgehend von diesen Ergebnissen werden in Anlehnung an die Vorgehensweise im Flugzeugbau Vorschläge für die Bestimmung der zulässigen Druckscher- und Zugspannungen ausgearbeitet. Die im Versuchsprogrammteil A (Bruchfestigkeiten bei Raumtemperatur) ermittelten 5%-Fraktilwerte der Spannungen werden in (Peters, 2006) durch einen Faktor f_{ges} abgemindert:

$$zul\sigma = f_{ges} * R_{u,5(A,\sigma)} \quad (1)$$

$$zul\tau = f_{ges} * R_{u,5(A,\tau)} \quad (2)$$

Der Abminderungsfaktor f_{ges} wird dabei als Produkt verschiedener Faktoren errechnet:

$$f_{ges} = k_1 * k_2 * k_3 * k_4 \quad (3)$$

Nachfolgende Faktorenerläuterung wurde (Peters, 2006) entnommen:

k_1 „Abminderungsfaktor für Temperaturbeanspruchung als Quotient der Bruchspannung bei +80°C aus den Zugversuchen (Versuchsteil C) und bei Raumtemperatur (Versuchsteil A).

$$k_1 = \frac{R_{u,5(C)}}{R_{u,5(A)}} \leq 1,0 \quad (4)$$

k_2 Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung der Alterung als Quotient der Bruchspannung aus den Zugversuchen nach natürlicher oder künstlicher Alterung (Versuchsteil B oder D, jeweils der niedrigere Wert wird maßgebend) und bei Raumtemperatur (Versuchsteil A).

$$k_2 = \frac{R_{u,5(B/D)}}{R_{u,5(A)}} \leq 1,0 \quad (5)$$

k_3 Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung von Kriechen unter dauerhafter Belastung, grob abgeschätzt als Ergebnis aus den Kriechversuchen

$$k_3 = 0,5 \quad \text{für Silikon DC 993} \quad (\text{mittlere Kriechneigung}) \quad (6)$$

$$k_3 = 0,8 \quad \text{für 3M DP 490} \quad (\text{niedrige Kriechneigung}) \quad (7)$$

$$k_3 = 0,25 \quad \text{für DELO PB VE 55075} \quad (\text{hohe Kriechneigung}) \quad (8)$$

k_4 Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung von Schwankungen der Materialeigenschaften, Unsicherheiten in den Berechnungsmethoden, Abweichungen von den zu Grunde liegenden Fugengeometrien und der geringeren Produktionsqualität (z. B. Oberflächenbehandlung) im Vergleich zur Laborprüfung, ingenieurmäßig abgeschätzt.“ (Peters, 2006).

$$k_4 = 0,5 \quad (9)$$

Eine Pauschalierung der Ermittlung der zulässigen Spannungen bleibt jedoch aus. Für die engere Auswahl der in (Peters, 2006) untersuchten Klebstoffe – DC 993 (Silikon), 3M DP 490 (Epoxidharz), DELO PB VE 55075 (Acrylat) – ergeben sich nachfolgende Faktoren und zulässige Spannungen (Tabelle 2).

	DC 993	3M DP 490	DELO PB VE 55075
$\sigma_{R_{u,5(A)}} [N/mm^2]$	1,08	4,46	2,19
$\tau_{R_{u,5(A)}} [N/mm^2]$	1,02	2,94	2,59
f_{ges}	0,131	0,185	0,125
zul $\sigma [N/mm^2]$	0,141	0,830	0,274 *
zul $\tau [N/mm^2]$	0,134	0,547	0,324 *

Tabelle 2: Vorläufige zulässige Spannungen für die Verklebung von GFK und Glas mit den angegebenen Klebstoffen, abgeleitet aus den Versuchsserien und verwendeten Probekörpergeometrien und –materialien (* Klebstoff nur einsetzbar, wenn der Einfluss aus der UV-Strahlung und Feuchtigkeit auf die Klebefuge vernachlässigt werden kann) (Peters, 2006)

Die Abminderungsfaktoren werden gemäß Tabelle 2 unabhängig von der Beanspruchungsart definiert. Umgemünzt auf ein semiprobabilistisches Sicherheitskonzept würden sich über

$$\frac{R_d}{R_k} = \frac{k_{mod,lang}}{\gamma_M} = f_{ges} \quad (10)$$

die Gesamtsicherheitsfaktoren $k_{mod,lang} / \gamma_M$ für die einzelnen Klebstoffe wie folgt ergeben:

$$\text{Silikon: } k_{mod,lang} / \gamma_M = 0,131 \approx 1/7,63tel \quad (11)$$

$$\text{Epoxidharz: } k_{mod,lang} / \gamma_M = 0,131 \approx 1/5,38tel \quad (12)$$

$$\text{Acrylat: } k_{mod,lang} / \gamma_M = 0,131 \approx 1/8,00tel \quad (13)$$

mit

$zul\sigma$...	Zulässige Zugspannung in $[N/mm^2]$
$zul\tau$...	Zulässige Druckscherspannung in $[N/mm^2]$
f_{ges} ...	Produkt der Abminderungsfaktoren in $[\]$
k_i ...	Abminderungsfaktoren für unterschiedliche Einwirkungen in $[\]$
$R_{u,5}$...	5%-Fraktilwert(e) der Bruchspannung(en) in $[N/mm^2]$
R_d ...	Designwert des Widerstands
R_k ...	Charakteristischer Wert des Widerstands
γ_M ...	Materialsicherheitsbeiwert in $[\]$
$k_{mod,lang}$...	Langfristiger Modifikationsbeiwert in $[\]$

Vergleicht man dazu die äquivalenten Gesamtsicherheitsbeiwerte aus (ETAG 002; Neubauer, 2011; Hochhauser, 2011) in Tabelle 3, so lässt sich erkennen, welch großes Potential im Bemessungskonzept der Technischen Universität Wien (Hochhauser, 2011) schlummert, könnte man den resultierenden Gesamtsicherheitsfaktor durch langfristige Untersuchungen von Klebstoffen kontrolliert reduzieren. Es soll jedoch darauf verwiesen werden, dass die in (Peters, 2006) untersuchten Adhäsive keinen Wasserlagerungstests sowie Untersuchungen zum Einfluss von Reinigungsmitteln und SO_2 -Umgebungen (Schwefeldioxid) unterzogen wurden, welche sowohl in der (ETAG 002), in der (RL-BgV) als auch in (Hochhauser, 2011) für nicht entbehrlich gehalten wurden. Das „Merkblatt für Klebstoffsysteme“ in (Hochhauser, 2011) besitzt auch für Verklebungen zwischen GFK und Glas Gültigkeit und dient der Eignungsprüfung von Adhäsiven und der Bestimmung erforderlicher Klebstoffkennwerte für einen praktischen Einsatz in Holz- bzw. GFK-Glas-Verbundkonstruktionen als Schubverklebung oder Klotzung.

These / Norm	Anwendung auf...	Materialsicherheitsbeiwert: γ_M	Langfristiger Modifikationsbeiwert: $k_{mod,lang}$	Gesamtsicherheit: $k_{mod,lang} / \gamma_M$
ETAG 002	Glas, Aluminium bzw. Stahl	6,0	0,1	1 / 60stel
Neubauer, 2011	Glas, Holz	3,0	0,2	1 / 15stel
Hochhauser, 2011	Glas, Holz bzw. GFK	6,0	0,2	1 / 30stel

Tabelle 3: Vergleich sinngemäßer Sicherheitsbeiwerte und Abminderungsfaktoren

Im zweiten Teil seiner Arbeit präsentiert Peters fünf Prototypen aus Glas und GFK. Es handelt sich hierbei um einen GFK-Glas-Pavillon, einen Tisch, zwei Fassaden (Abbildung 27) respektive Fassadenelemente sowie ein GFK-Glas-Fenster.



Abbildung 27: GFK-Glas-Fassade auf der glasstec 2004 in Düsseldorf: Prototyp Fassade: Glasmuseum Ebeltoft (Peters, 2006)

Die Anwendbarkeit von GFK als Koppelleiste im Glas-Verbundscheibenbau sollte im Rahmen eines weiteren Forschungsprojekts näher untersucht werden.

2.4.3 Der stoffgerechte Einsatz von Glas in Verbundwerkstoffen

Könnte man folgende hypothetische Berechnung durchführen, so wäre Glas wohl jener Massenbaustoff, bei dem sich aus „Einsatzhäufigkeit“ und dem „Vertrauen vieler Baubeteiligter“ der größte Quotient errechnen lassen würde:

$$\frac{\text{Einsatzhäufigkeit des Baustoffs Glas}}{\text{Vertrauen vieler Baubeteiligter gegenüber Glas}} \gg \dots$$

Dies beruht vor allem auf der Tatsache, dass Glas ein sprödes Bruchverhalten aufweist und man als Berechnungsingenieur nicht auf die „Schlauheit“ des Materials Glas, das bedeutet das Vermögen Spannungsspitzen durch plastische Verformungen umlagern zu können, bauen kann.

Bei Betrachtung der Spannungs-Dehnungslinie des Baustoffs Stahls (Abbildung 28) erkennt man, dass „sich bei Erreichen der gütenabhängigen Fließgrenze f_y ein horizontales Fließplateau einstellt. Davon profitiert man insbesondere dann, wenn man zugbeanspruchte Bauteile mit Oberflächenbeschädigung untersucht: Nach der Elastizitätstheorie ergeben sich am Kerbgrund wesentlich höhere Spannungen als die durchschnittliche Spannung aus der Zugkraft dividiert durch

die Nettofläche. Wird die Fließgrenze f_y am Kerbgrund erreicht, so beginnt der Baustoff Stahl lokal zu fließen und die Last kann weiter gesteigert werden, bis der gesamte Nettoquerschnitt die Fließgrenze erreicht.“ (Hochhauser, 2011)

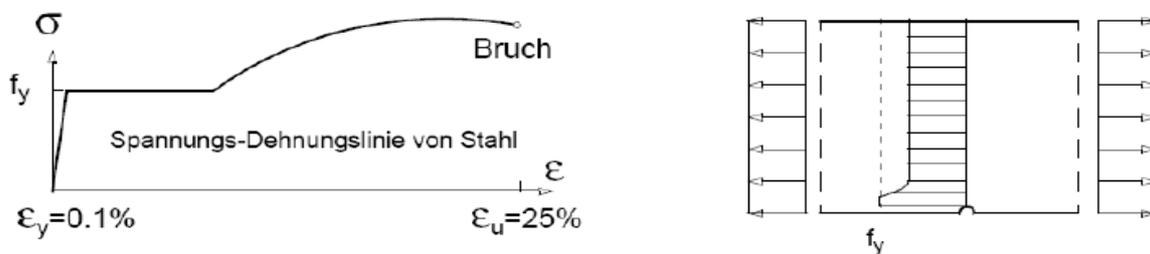


Abbildung 28: Arbeitslinie und Zugstab aus Stahl mit Kerbe (Ofner, 2006)

Diese Spannungsumlagerung ist aufgrund seiner Sprödbüchigkeit, dem linear-elastischen Werkstoffverhalten (Abbildung 29) des Baustoffs Glas, nicht möglich. Bei Erreichen der Bruchdehnung von etwa 1 Promille versagt Glas durch rasches Risswachstum.

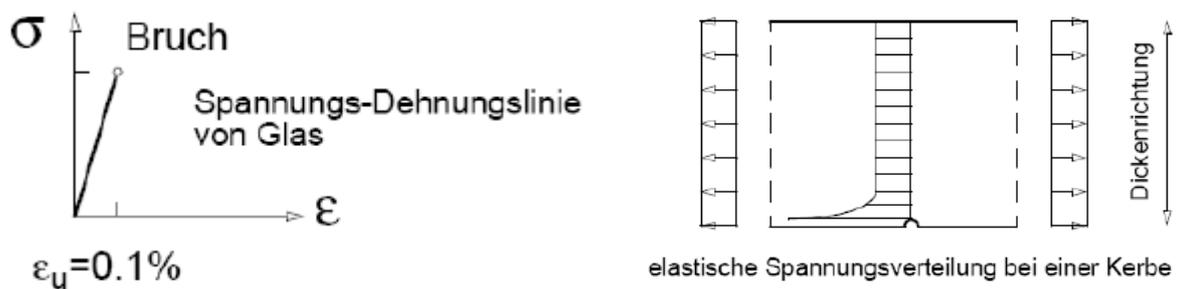


Abbildung 29: Arbeitslinie und Zugstab aus Glas mit Kerbe (Ofner, 2006)

Demnach darf, um die Auftretenswahrscheinlichkeit maßgebender Oberflächenschädigungen gering zu halten, Glas mit keinen Baustoffen in Direktkontakt kommen, welche eine größere Härte aufweisen als Glas selbst. Adhäsive werden dieser Anforderung gerecht und können zudem für einen gleichmäßigen Lasteintrag in den Werkstoff Glas, was mithilfe optischer Spannungsmessungen (Abbildung 30) gut erkennbar wird, Sorge tragen.

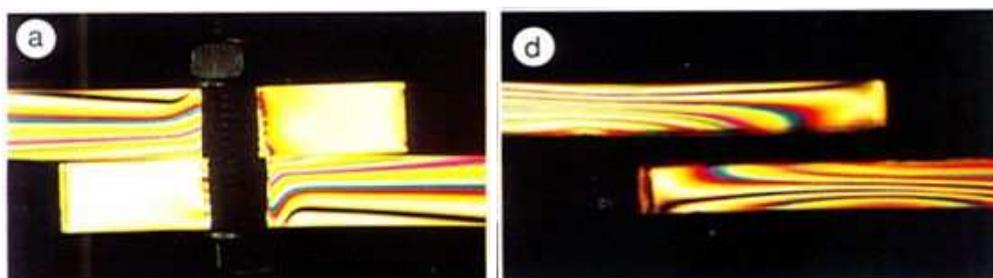


Abbildung 30: Optische Spannungsmessung zur Verbindung des Baustoffs Glas über ein stiftförmiges, metallisches Verbindungsmittel (links) und eine Silikonverklebung (rechts) (Schober, 2010)

Doch nicht nur der Nachteil der Sprödbrechigkeit, sondern auch die vergleichsweise geringe, praktische Zugtragfähigkeit von Glas steht den Vorteilen der hohen aufnehmbaren Druckspannungen und der großen Drillsteifigkeit des Baustoffs gegenüber. Um Glas stoffgerecht einsetzen zu können, bedarf es Konstruktionen, die für einen schonenden, großflächigen Lasteintrag sorgen und dabei vorwiegend Druckspannungen in die Glastafeln einleiten.

Holz-Glas-Verbundkonstruktionen können bei ordnungsgemäßer Ausführung die beschriebenen Konstruktionsgrundsätze befriedigen. Insbesondere umlaufende elastische Schubverklebungen (Niedermaier, 2005) scheinen auf Kosten der Systemsteifigkeit hierfür geeignet zu sein. Steife Schubverklebungen wurden in (Hamm 1999) studiert, ein Versagen der Glasscheibe im zugbeanspruchten Eckbereich der Tafel war die Folge (vgl. auch Kapitel 3.1).

Um die aufnehmbaren Lasten von Holz-Glas-Verbundscheiben dennoch steigern zu können, wurde in (Hochhauser, 2011) der kontinuierlichen Schubverklebung eine Klotzung der Scheiben analog zum Fensterbau (Abbildung 31) hinzugefügt.

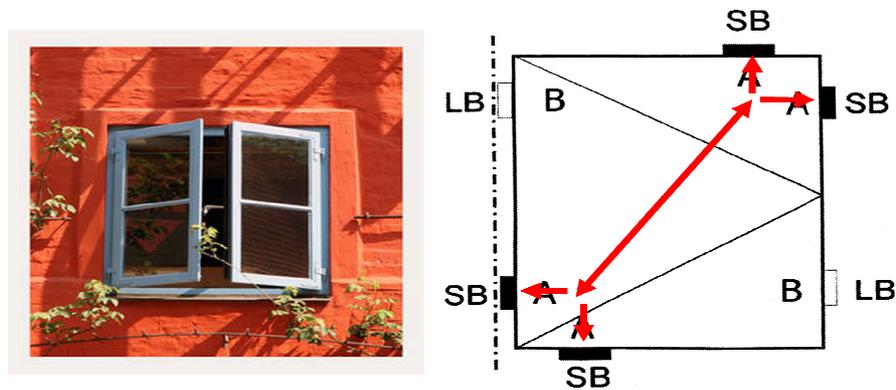


Abbildung 31: Verklotzung im Fensterbau – Abtragung des Eigengewichts. Links: fotocommunity.de; Rechts: Verklotzung eines Drehfenster gemäß prEN ISO 14439 (SB ... Tragklötze, LB ... Distanzklötze)

In Abbildung 32 werden die überlagerten Tragmechanismen sowie die Verklebungspositionen dargestellt.

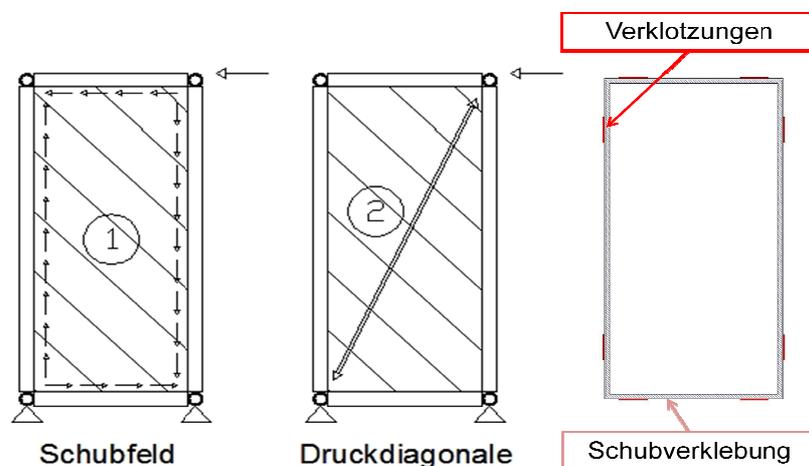


Abbildung 32: Überlagerung der Tragmechanismen. Links: Schubfeld infolge umlaufender Verklebung; Mitte: Tragmechanismus einer Druckdiagonalen; Rechts: Anordnung der Verklebungen (Hochhauser, 2011)

Die Schubverklebung und Klotzung von Glastafeln, welche im Jahre 2011 von der Technischen Universität zum Patent (TU Wien, 2011) angemeldet wurde, hat zur Folge, dass abhängig von der exakten Ausführung und den Randbedingungen am Einbauort ein beträchtlicher Lastanteil von der Druckdiagonale übernommen wird. Die Glasscheibe wird damit materialgerecht zunehmend auf Druck beansprucht, Schubspannungen infolge des Schubfeldes sowie die damit einhergehende Gefahr eines Zugbruches im Glas werden verringert (vgl. auch: Kreuzinger, 2005) und die Konstruktion gewinnt an Steifigkeit. Von Bedeutung hierbei ist, dass Klötze, welche als Verklebungen ausgeführt werden, ausschließlich Druckspannungen übertragen können. Konstruktiv wird hierfür durch Anordnung einer Trennschicht zwischen Holz und Klotz Sorge getragen (Abbildung 33).

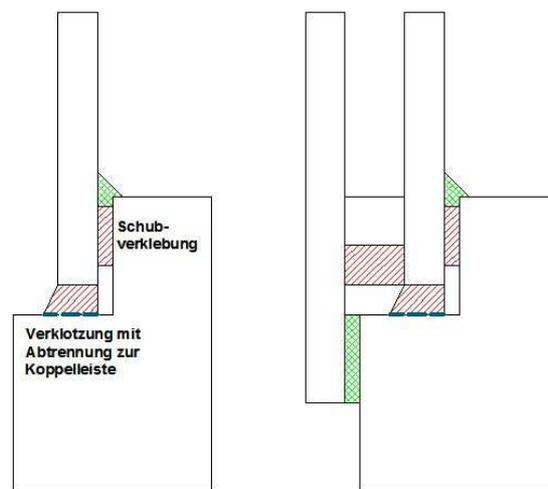


Abbildung 33: Verklebungsvariante(n) 9 in Anlehnung an die RL-BgV (Hochhauser, 2011)

Das Berechnungs- und Bemessungskonzept für Holz-Glas-Verbundscheiben ermöglicht prinzipiell die Anordnung eines beliebigen Klotzes. Auch die aus dem Fensterbau bekannten Plastikklötze oder die üblicherweise zur Lagerung von Fensterbänken verwendeten Holzklötze (Abbildung 34) können Anwendung finden.



Abbildung 34: Links: Häufig verwendete Plastikklötze im Fensterbau; Rechts: Holzklötze mit Anstrich zur Lagerung von Fensterbänken (Foto: Hochhauser)

Klötze, welche durch Nassklebstoffe hergestellt werden, bergen aber auch den Vorteil in sich, dass unregelmäßig gebrochene Kanten durch die Adhäsive ausgeglichen werden können (Abbildung 35). Die Anwendung kostengünstiger Floatgläser mit gebrochenen Kanten ist für den Holz-Glas-Verbundbau aus statischer Sicht damit möglich. Gläser mit derartiger Kantenbeschaffenheit wurden in (Hochhauser, 2011) bei den Klein- und Großprobenversuchen zum Programmteil Scheibe zur Anwendung gebracht.



Abbildung 35: Links: Gebrochene Kante einer Floatglasscheibe; Rechts: Kompensation der Kantenunregelmäßigkeiten durch härtende Klötze anhand eines Kleinprobekörpers (Fotos: ITI; Hochhauser, 2011)

Die in Abbildung 33 dargestellte Erweiterung der Klotzbreite auf der weicheren Holzseite soll Pressungen des Holzes respektive des Holzwerkstoffes infolge hoher Druckspannungen (Abbildung 36) vermeiden.



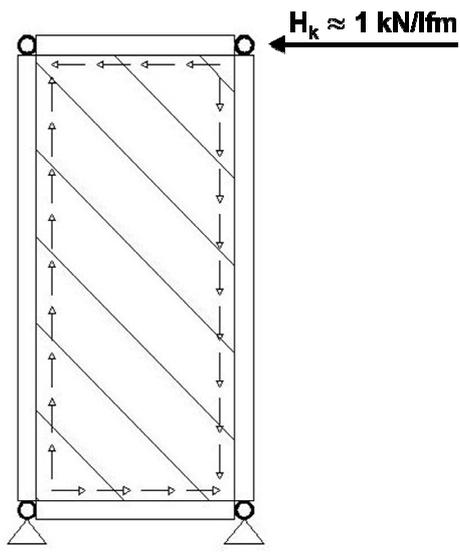
Abbildung 36: Beispiel eines Einpressens der Glasscheibe in das Holz anhand eines Kleinprobekörpers (Hochhauser, 2011) aus Floatglas und Fichtenvollholz infolge Direktkontakt (Foto: ITI)

Trotz der pauschal gültigen Formulierung der Berechnungs- und Bemessungskonzepte der TU Wien, welche sich beispielsweise auf unterschiedliche Klebstoffsysteme, die mögliche Anwendung von glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK) als Koppelleisten oder auch auf verschiedene

Seitenverhältnisse der Holz-Glas-Verbundkonstruktionen bezieht (vgl. Kap. 4.2.2.4), und des „doppelten Gesamtsicherheitsfaktors“ $k_{mod,lang} / \gamma_M$ (semiprobabilistisches Sicherheitskonzept; vgl.: Tabelle 3) für Klebstoffsysteme konnte die aufnehmbare, charakteristische Last im Vergleich zur HFA gesteigert werden (Abbildung 37).

Holzforschung Austria:

$k_{mod,lang} / \gamma_M = 1 / 15$



TU Wien:

$k_{mod,lang} / \gamma_M = 1 / 30$

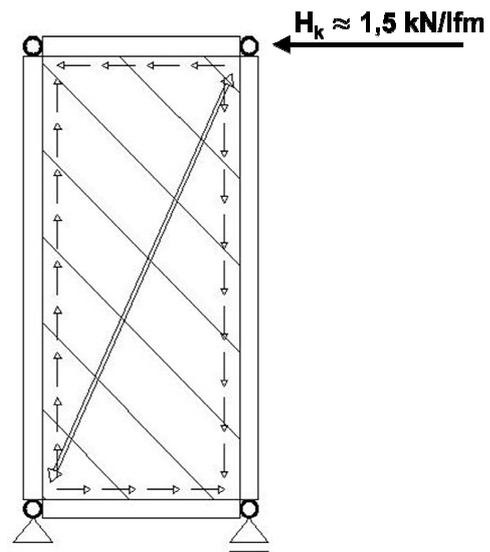


Abbildung 37: Charakteristische aufnehmbare Lasten von HGV-Scheiben. Links: Holzforschung Austria für reine Schubverklebung (Neubauer, 2011); Rechts: TU Wien für Schubverklebung und Verklotzung (Hochhauser, 2011)

3 WESENTLICHE ARBEITEN UND DEREN RELEVANTE THESEN

3.1 Dissertation: Hamm Jan

Die Dissertation von Jan Hamm (Hamm, 1999) beschäftigt sich sowohl mit Wandscheiben und Biegeträgern als auch mit Plattenbalken aus Holz und Glas im gemeinsamen Verbund. Experimentelle Untersuchungen werden beschrieben, Nachweismodelle und Sicherheitskonzepte für alle Bauteile vorgeschlagen. An dieser Stelle sollen die Arbeiten zum Programmpunkt Scheibe näher betrachtet werden (Abbildung 38).

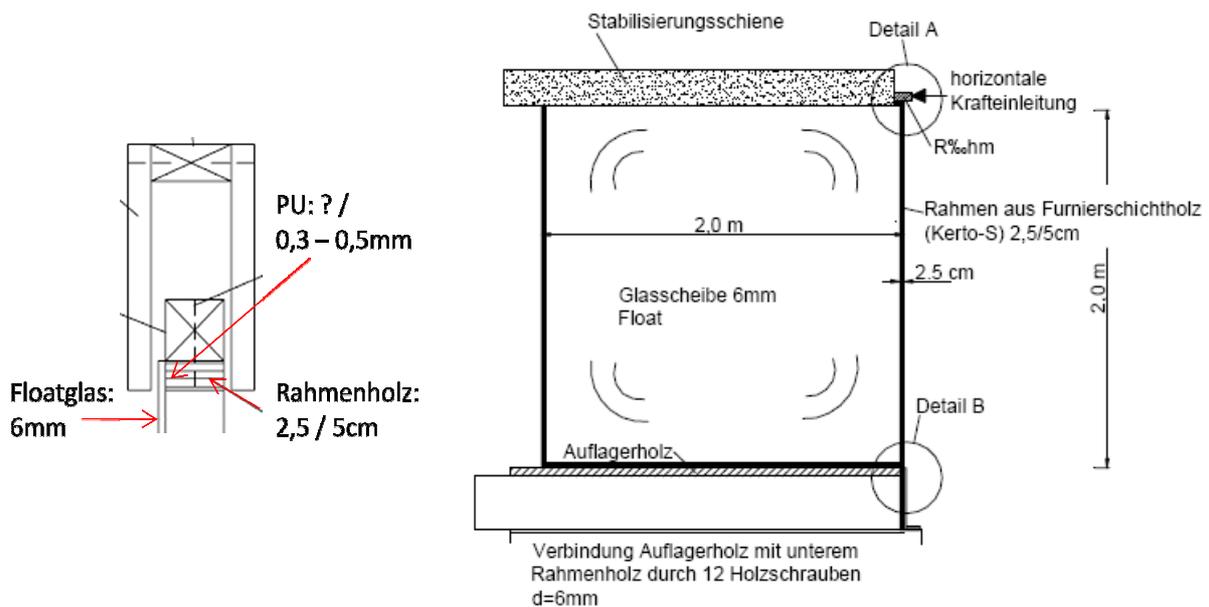


Abbildung 38: Links: Anschlussdetail für HGV-Scheiben; Rechts: Versuchskonfiguration nach (Hamm, 1999)

Hamm fokussiert in seiner These die größtmögliche Ausnutzung der Klebstoffsteifigkeit sowie der Glasfestigkeit. Er verfolgt in seiner Arbeit erstmals die Anwendung des semiprobabilistischen Sicherheitskonzepts und bemisst die Klebefuge durch Annahme einer Ersatzdruckdiagonale in der Glasscheibe. Die Breite des Glaserersatzstabes wird mit 40 % der kleineren Seitenlänge der Glasscheibe vorgeschlagen. Als Gebrauchstauglichkeitskriterium empfiehlt Hamm eine Kopfverschiebung von $H/300_{\text{stel}}$ bis $H/500_{\text{stel}}$, mit H als Variable der Konstruktionshöhe, heranzuziehen.

Das Versagen der Probekörper tritt trotz beobachtetem Beulen der Glasscheibe durch Zugbruch im Glas ein. Die äußerst starre Verklebung und eine steife Zugverankerung (Abbildung 39) des Randstiels leiten erhöhte Zugkräfte in die verwendete Floatglasscheibe ein, welche im Auflagerbereich zum Zugversagen des Glases führen. Um Sprödbbruch in der Glasscheibe zu vermeiden und ein gewisses Maß an Duktilität der Gesamtkonstruktion zu gewährleisten, empfiehlt Hamm die Zugverankerung der Konstruktion so zu dimensionieren, dass Versagen zuerst in der metallischen Verankerung auftritt.

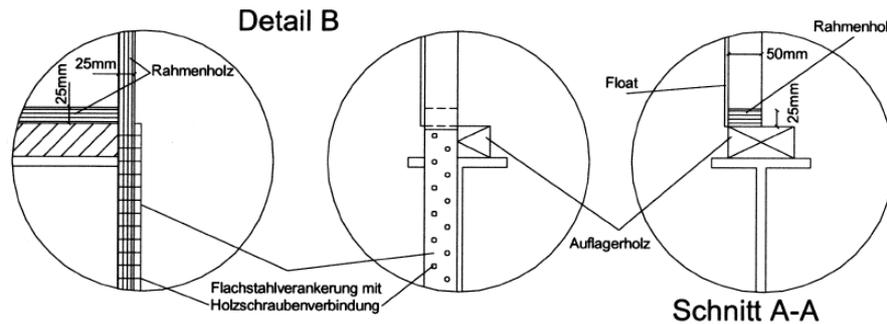


Abbildung 39: Zugankerausbildung der Wandscheibe (Hamm, 1999)

In Tabelle 4 sind die wesentlichen Charakteristika seiner Arbeiten zum Abschnitt Scheiben zusammengestellt.

These von HAMM Jan	
Titel:	Tragverhalten von Holz und Holzwerkstoffen im statischen Verbund mit Glas.
Quelle:	(Hamm, 1999)
Thema:	Scheiben, Platten, Träger
Anwendungsfeld:	Nachweismodell und Sicherheitskonzept
Basis:	u.a.: (Raschper, 1990)
Schwerpunkte:	Erstmalige Studien zum Einsatz von Klebstoffen für die Erstellung eines statischen Verbunds zwischen Holz und Glas
	Nachweise und Sicherheitskonzepte für Wandscheiben, Plattenbalken und Verbundträger
	Konstruktionsvorschläge zur Konzeption von HGV-Systemen
Scheibenkonstruktion:	→ umlaufende Verklebung auf Rahmenholz
	→ Stabilisierungsschiene und Auflagerholz
	→ Materialien:
	» Holz: Furnierschichtholz (Kerto-S)
	» Glas: Floatglas (6 mm)
	» Klebstoff: Polyurethan
	→ Geometrie:
	» Rahmen: b/h: 25 / 50 mm
	» Scheibe: b/h: 200 / 200 cm
	» Klebefuge: b/d: ? / 0,3 bis 0,5 mm
Scheibenversuche:	→ 4 Versuche mit Variation der Klebefugendicke
	» Günstigstes Verhältnis zw. Bruchlast u. Kopfverschiebung bei $d_{KL} = 0,3$ mm
	» Bruchlast: 34,2 kN mit einer Kopfverschiebung von 16,3 mm ($\cong L / 123$ stel)

Tabelle 4: Wesentliche Charakteristika des Arbeitspakets Scheibe in (Hamm, 1999)

3.2 Dissertation: Niedermaier Peter

Die Doktorarbeit von Peter Niedermaier (Niedermaier, 2005) beschäftigt sich mit verklebten Wandscheiben aus Holz und Glas zum aussteifenden Einsatz im Wintergarten- und Fassadenbau. Niedermaier trennt erstmals Haupttragstruktur und Aussteifungseinheit, welche sich aus einer Glasscheibe und einem umlaufenden Hilfsrahmen aus finiertem Fichtenholz zusammensetzt, und ermöglicht damit eine staubfreie Verklebung im Werk. Die Glasscheibe wird von Niedermaier ausschließlich über Klebstoffe mit dem Hilfsrahmen verbunden (Abbildung 40, Abbildung 41), Hilfsrahmen und Unterkonstruktion werden via Aluminium-T-Profile miteinander verschraubt. Eine Starrkörperrotation der Scheibe wird durch den nachgiebigen Verbund zwischen Holz und Glasscheibe ermöglicht.

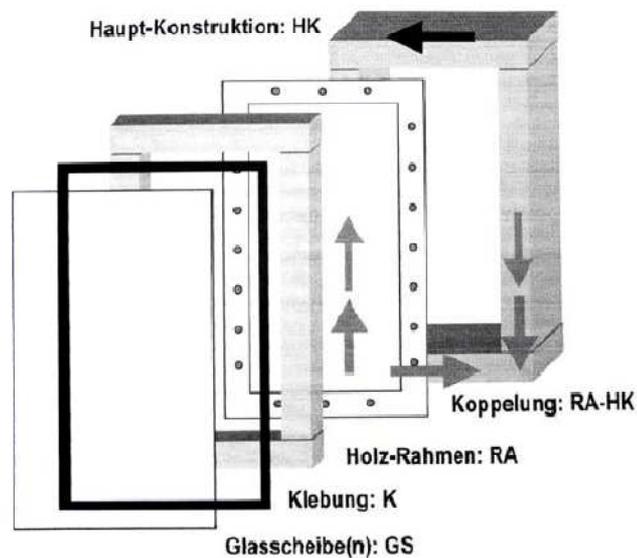


Abbildung 40: Konstruktionsprinzip nach (Niedermaier, 2002)

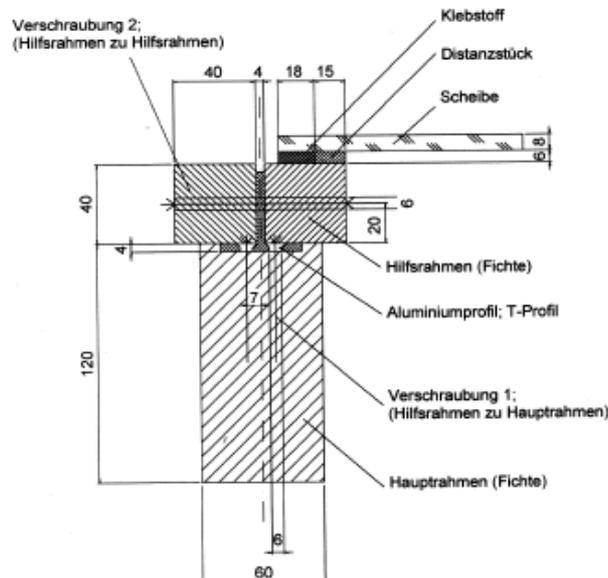


Abbildung 41: Anschlussdetail nach (Niedermaier, 2005)

Im Vergleich zu (Hamm, 1999) verwendet Niedermaier elastische Silikonklebstoffe und unterbindet damit Spannungsspitzen in den untersuchten Floatgläsern und Verbundsicherheitsgläsern auf Kosten der Verformung der Gesamtkonstruktion: Die Gebrauchstauglichkeit wird maßgebend. Noch vor Überschreitung der elastischen Streckgrenze der untersuchten Klebstoffe wird das Gebrauchstauglichkeitskriterium, für welches Niedermaier eine Kopfverschiebung von $H/500$ stel vorschlägt, erreicht. Im Gegensatz zu (Hamm, 1999) trat aufgrund einer gleichmäßigeren Lasteinleitung bei keinem der durchgeführten Versuche Glasbruch auf. Niedermaier hält fest, dass mit anwachsendem Versatzmoment $M = F \times H$ die Auswirkungen der Biegesteifigkeit der Pfosten und Riegeln ansteigt. Das Eigengewicht der Glasscheiben sei mechanisch abzutragen, ferner seien Horizontallasten infolge Gebäudeschiefstellung nicht vernachlässigbar.

In Tabelle 5 finden sich die wesentlichen Charakteristika seiner Arbeiten.

These von NIEDERMAIER Peter	
Titel:	Holz-Glas-Verbundkonstruktionen. Ein Beitrag zur Aussteifung von filigranen Holztragwerken.
Quelle:	(Niedermaier, 2005)
Thema:	Scheibensysteme
Anwendungsfeld:	Wintergarten- und Fassadenbau
Basis:	u.a.: (Hamm, 1999)
Schwerpunkte:	Untersuchungen zur aussteifenden Wirkung von schubbeanspruchten Glasscheiben bei HGV im Wintergarten- und Fassadenbau unter Einsatz elastischer Klebstoffe
	Entwicklung einer Methodik zur Konstruktion, Prüfung und Berechnung von Holz-Skelett-Konstruktionen
	Studien zum Trag- und Resttragverhalten von ausschließlich über die Klebung in die Tragstruktur eingebundenen Glastafeln
Scheibenkonstruktion:	→ umlaufende, elastische Verklebung
	→ Differenzierung zw. Tragwerk und Aussteifungseinheit
	→ Materialien:
	» Holz: „finiertes“ Fichtenholz
	» Glas: Floatglas (8 mm) sowie VSG aus Floatglas (2 * 4 mm)
	» Klebstoff: Silikon und Polyurethan
	→ Geometrie:
	» Rahmen: b/h: 60 / 120 mm
	» Hilfsrahmen: b /h: 2 * 40 / 40 mm
	» Scheibe: b/h: 80 / 160 cm
	» Klebefuge: b/d: 18 / 6 mm
Scheibenversuche:	→ 3 Versuchsvarianten zu insgesamt 38 Probekörpern
	» Last bei Kopfverschiebung von $H / 500$ stel: 897 N (für Silikon)

Tabelle 5: Wesentliche Charakteristika in (Niedermaier, 2005)

3.3 Dissertation: Edl Thomas

Thomas Edl behandelt in seiner Dissertation (Edl, 2008) schubverklebte Holz-Glas-Verbundscheiben und baut dabei auf dem Konzept von (Niedermaier, 2005), dem Ansatz der Trennung von Aussteifungseinheit und Tragwerk, auf. Edl entwickelt den Hilfsrahmen von Niedermaier weiter und prägt in seiner Forschungsarbeit den Begriff der „Koppelleiste“, eine gezahnte Ausführung des Hilfsrahmens, der ein Ineinandergreifen zweier benachbarter Leisten beschreibt und damit eine schlankere Ausführung der Stiele ermöglicht (Abbildung 42).

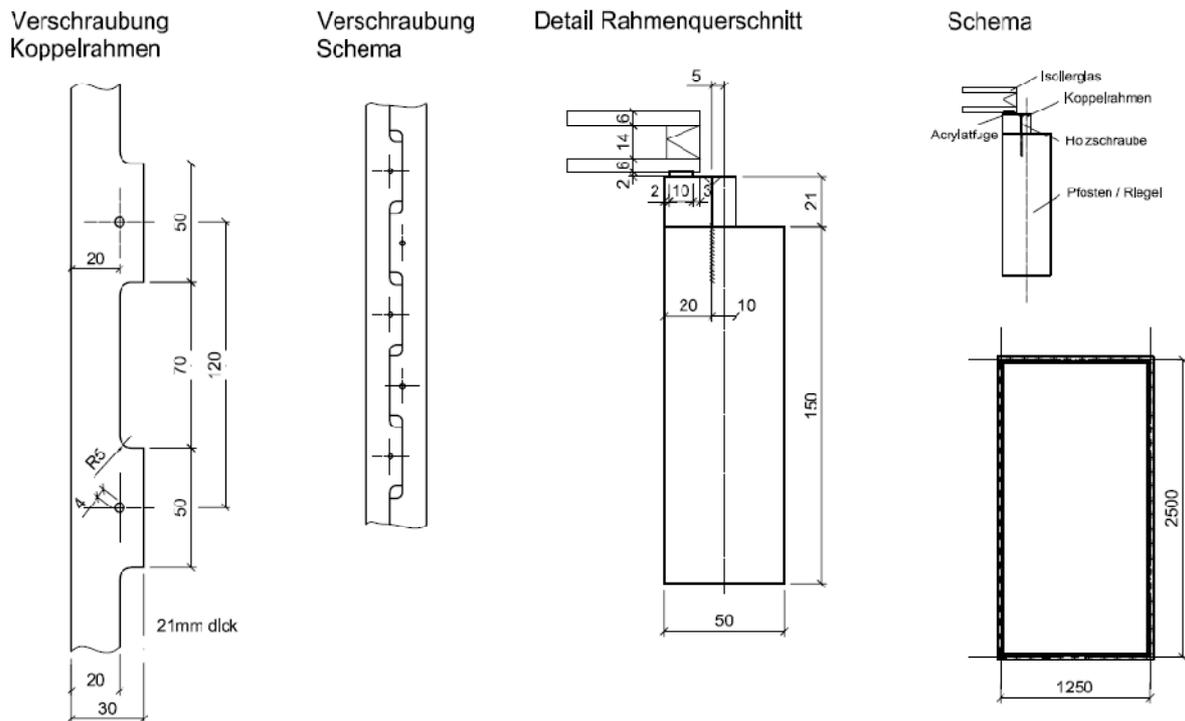


Abbildung 42: Holz-Glas-Verbundscheibe: Ausführungsvariante V4 / Probekörper P4 nach (Edl, 2008)

Die aussteifende Wirkung von HGV-Scheiben im Hausbau studiert Edl anhand sechs verschiedener Ausführungsvarianten (Abbildung 43), beurteilt dabei ihr statisches und bauphysikalisches Verhalten in theoretischen sowie praktischen Versuchen und kommentiert auch die baupraktische Umsetzbarkeit der Konstruktionen. Drei Adhäsive, Klebstoffe auf Silikon-, Polyurethan- und Acrylatbasis, werden in Zug-, „Schub längs“- und „Schub quer“-Versuchen auf Einsetzbarkeit hin überprüft. Neben der Untersuchung steiferer Klebstoffe zur Erhöhung der Tragfähigkeit von Holz-Glas-Verbundscheiben legt Edl jedoch sein Hauptaugenmerk auf elastische Klebstoffe, um einen gleichmäßigen Lasteintrag ins Glas analog zu (Niedermaier, 2005) zu gewährleisten. Wie Niedermaier empfiehlt auch Edl das Gebrauchstauglichkeitskriterium für Holz-Glas-Verbundscheiben mit einer maximalen Kopfverschiebung von $H/500$ stel zu wählen. In (Edl, 2008) wird erstmals ein Zusammenführen von Primär- und Sekundärtragwerken zur Erhöhung der Gesamttragfähigkeit von Gebäuden angedacht. Weiters liefert Edl durch eine Diskussion möglicher Versagensmechanismen sowie der zugehörigen Betrachtung der Sicherheitskonzepte einen theoretischen Beitrag zur sicheren Bemessung von Holz-Glas-Verbundscheiben. Edl betrachtet dabei die Versagensmodelle von Glasscheibe, Klebefuge und Verbindungsmittel.

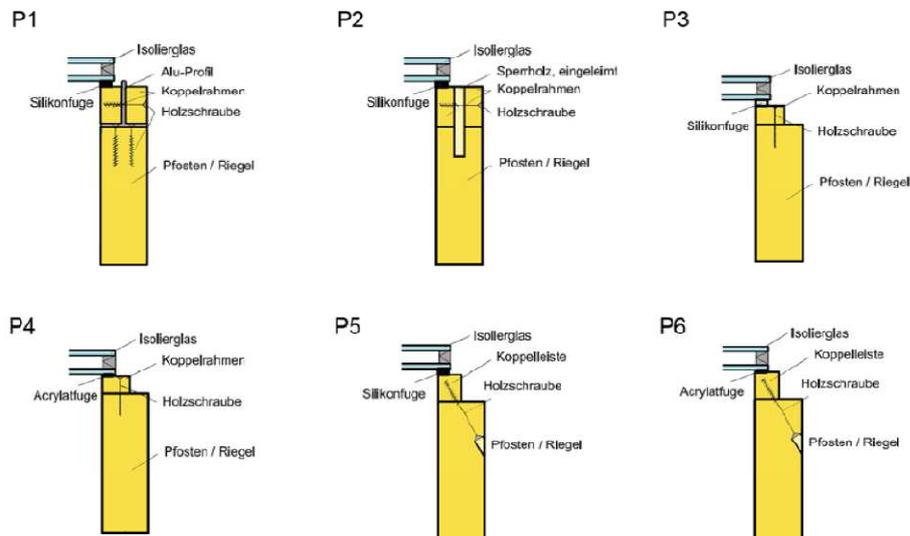


Abbildung 43: Konstruktionsvarianten nach (Edl, 2008)

In Tabelle 6 sind die wesentlichen Charakteristika der Arbeit (Edl, 2008) zusammengestellt.

These von EDL Thomas	
Titel:	Entwicklung von wandartigen verklebten Holz-Glas- Verbundelementen und Beurteilung des Tragverhaltens als Aussteifungsscheibe.
Quelle:	(Edl, 2008)
Thema:	Scheibensysteme
Anwendungsfeld:	Produktentwicklung "Koppelleiste"
Basis:	u.a.: (Hamm, 1999), (Niedermaier, 2005)
Schwerpunkte:	Aufsuchen einer baupraktisch umsetzbaren Konstruktionslösung für Scheiben
	Eignungsprüfung von Klebstoffen für eine Verbindung von Holz mit Glas
	Studie zur Verschraubung schmaler Holzleisten mit Pfosten-Riegel-Konstruktionen
	Untersuchung der Auswirkungen von Feuchte- und Wärmelasten auf verklebte Verbundkonstruktionen
Scheibenkonstruktion:	→ umlaufende Verklebung auf Leiste
	→ Verschraubung Leiste mit Hauptrahmen
	→ Materialien:
	» Holz des Rahmens: Fichte (S10, u < 15 %)
	» Holz der Koppelleisten: : Fichte (S10), Birke (Furnierschichtholz)
	» Glas: Standardisoliertes Glas (6 / 14 / 6 mm) aus Floatglas
	» Klebstoff: Silikon, Polyurethan, Acrylat
	→ Geometrie:
	» Rahmen: b/h: 50 / 150mm
	» Leiste: b/h: 20 / 40 mm, 23 / 40 mm, 30 / 21 mm, 25 / 30 mm
	» Scheibe: b/h: 125 / 250cm
	» Klebefuge: b/d: 12 / 6mm, 10 / 2mm
Scheibenversuche:	→ Untersuchungen an 6 Prototypen
	» Maximale Last bei Kopfverschiebung von H / 500stel: 4,85 kN

Tabelle 6: Wesentliche Charakteristika in (Edl, 2008)

3.4 Dissertation: Neubauer Georg

Georg Neubauer baut seine Dissertation (Neubauer, 2011) auf den Ergebnissen zur schubverklebten Ausführung von Holz-Glas-Verbundscheiben von Edl (Edl, 2008) auf. Auch Neubauer verfolgt eine Trennung von Aussteifungseinheit und Tragkonstruktion, führt bauphysikalische sowie statische, theoretische als auch praktische Studien durch und prüft elastische (Silikone) und semielastische (Acrylate) Adhäsive.

Zunächst beschäftigt sich Neubauer mit der Bestimmung wesentlicher Kennwerte der Silikonklebstoffe und eines Acrylatklebstoffs der im Forschungsprojekt involvierten Klebstoffhersteller. Anhand von Klebstofftragfähigkeitsprüfungen im Kleinformat werden 5%-Fraktilwerte der Bruchspannungen sowie die Schubmoduln für verschiedene Beanspruchungsarten bestimmt. In Anlehnung an die ETAG 002 werden die Auswirkungen zyklischer und langfristiger Beanspruchungen sowie Einflüsse aus Klimaeinwirkungen an unterschiedlichen Klebefugengeometrien praktisch bestimmt und die zur Bemessung von Holz-Glas-Verbundscheiben erforderlichen Kenngrößen abgeleitet. Aus Untersuchungen zur Restfestigkeit nach Dauerlastversuchen leitet Neubauer den Kennwert des langfristigen Modifikationsbeiwerts ab.

Auf Basis des Vorgängerprojekts (Holzforschung Austria, 2005) führt Neubauer eine bauphysikalische Prototypenoptimierung durch und betrachtet dabei vor allem: Luftdurchlässigkeit, Schlagregendichtheit, Windwiderstand und Differenzklimata.

In Großprobenversuchen studiert Neubauer das statische Potential von schubverklebten Holz-Glas-Verbundscheiben und führt analytische und numerische Vergleichsrechnungen zum Federmodell der wissenschaftlichen Beiräte Kreuzinger und Niedermaier für schubverklebte Holz-Glas-Verbundscheiben (Kreuzinger, 2005) durch. Nach Bestätigung der Eignung des entwickelten Federmodells wird ein Berechnungs- und Bemessungskonzept vorgeschlagen, welches heute unter strengen Anwendungsgrenzen für Lizenznehmer der Holzforschung Austria angewendet werden kann. Die Bemessung basiert auf dem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept, Materialsicherheits-, Modifikations- und Deformationsbeiwerte werden für Silikonklebstoffe aus den Kleinprobenversuchen abgeleitet. Im Vergleich zur ETAG 002, welche den Materialsicherheitsbeiwert $\gamma_M = 6,0$ und den langfristigen Modifikationsbeiwert bei erhöhter thermischer Beanspruchung mit $k_{mod,lang} = 0,1$ wählt, legt Neubauer nachfolgende, durchaus als mutig zu bezeichnende Beiwerte fest: $\gamma_M = 3,0$ und $k_{mod,lang} = 0,2$. Für die in (Neubauer, 2011) detailliert untersuchten Silikonklebstoffe scheinen diese Beiwerte jedoch vertretbar gewählt worden zu sein.

Mit der technischen Umsetzung zweier, realer Gebäude rundet Neubauer seine Dissertation ab und stellt damit die Einsatzfähigkeit von Holz-Glas-Verbundscheiben unter Beweis (Abbildung 44).



Abbildung 44: Einsetzen der HGV-Elemente auf der Baustelle eines Einfamilienhauses in Eichgraben in Niederösterreich (Neubauer, 2011)

In Tabelle 7 sind die wesentlichen Charakteristika seiner Arbeiten zusammengestellt.

These von NEUBAUER Georg	
Titel:	Entwicklung und Bemessung von statisch wirksamen Holz-Glas-Verbundkonstruktionen zum Einsatz im Fassadenbereich.
Quelle:	(Neubauer, 2011)
Thema:	Scheibensysteme
Anwendungsfeld:	Gebäudeaussteifung, Bemessungskonzept, Bauphysik
Basis:	u.a.: (Hamm, 1999), (Niedermaier, 2005), (Edl, 2008)
Schwerpunkte:	Studie zur Beanspruchbarkeit von Klebefugen anhand zweier Klebstoffsysteme
	Experimentelle Untersuchungen zur Langzeit- und Klimabeanspruchung von HGV-Scheiben
	Entwicklung eines Bemessungskonzepts für Holz-Glas-Verbundscheiben
	Umsetzung realer Prototypen-Bauwerke
Scheibenkonstruktion:	→ umlaufende Verklebung mit Leiste
	→ Verschraubung Leiste mit Hauptrahmen
	→ Materialien:
	» Holz des Rahmens: Fichte (S10, BS11)
	» Holz der Koppelleisten: Birkenfurniersperrholz (BFU 100)
	» Glas: Floatglas (8 mm) und Isolierglas
	» Klebstoff: Silikon, Acrylat
	→ Geometrie:
	» Rahmen: b/h: 60 / 160 mm
	» Leiste: b/h: 12 / 34 mm
	» Scheibe: b/h: 125 / 250 cm
	» Klebefuge: b/d: 4 / 3 mm für Silikon, 14 / 2mm für Acrylat
Scheibenversuche:	→ je 5 Versuche mit Silikon und Acrylat
	» Maximale Last bei Kopfverschiebung von H / 500stel für Silikon: ~ 3 kN
	» Maximale Last bei Kopfverschiebung von H / 500stel f. Acrylat: ~ 10 kN

Tabelle 7: Wesentliche Charakteristika in (Neubauer, 2011)

3.5 Forschungsprojekt: Technische Universität Wien

Im Forschungsprojekt „Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept“ der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau (ITI) der Technischen Universität Wien (Hochhauser, 2011) wurden unter der Leitung von Herrn Prof. Wolfgang Winter Berechnungs- und Bemessungskonzepte für Holz-Glas-Verbundscheiben, -träger und -platten entwickelt. An dieser Stelle soll nochmals der Programmpunkt Scheiben betrachtet werden.

Basierend auf den Forschungsergebnissen des Vorgängerprojekts der Holzforschung Austria (Neubauer, 2008) wurde vom ITI ein kombinierter Lastabtrag über Schubverklebung und Klotzung verfolgt (Abbildung 45 und Abbildung 46).

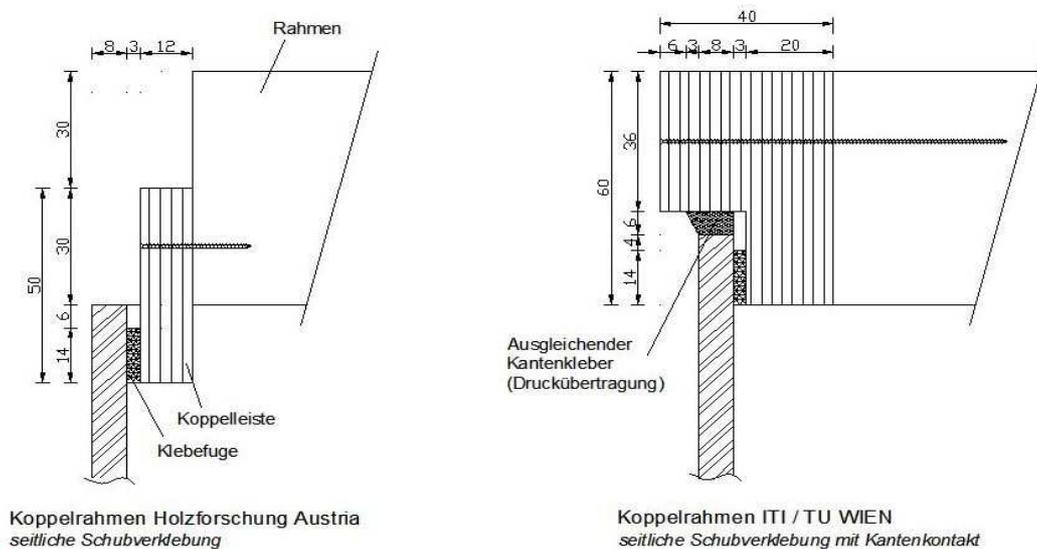


Abbildung 45: Links: Anschluss der Holzforschung Austria; Rechts: Anschluss der TU Wien (Hochhauser, 2011)

Von den wissenschaftlichen Beiräten im Forschungsprojekt des ITI, Herrn Prof. Heinrich Kreuzinger (TU München) und Herrn Prof. Peter Niedermaier (FH Rosenheim) wurde eine einfache, analytische Berechnungsmethodik für den Lastabtrag über Druckdiagonale entwickelt. Da sowohl mittels Federmodell für Schubfeldtheorie (Kreuzinger, 2005) als auch mit dem Federmodell für Druckdiagonale (Kreher, 2009) die Kopfverschiebung für beide Beanspruchungen separat errechnet werden kann, ist eine Verknüpfung beider Modelle hierüber möglich. Die Modelle, ihre Anwendung als auch eine Pauschalierung dieser wurde in (Hochhauser, 2011) publiziert.

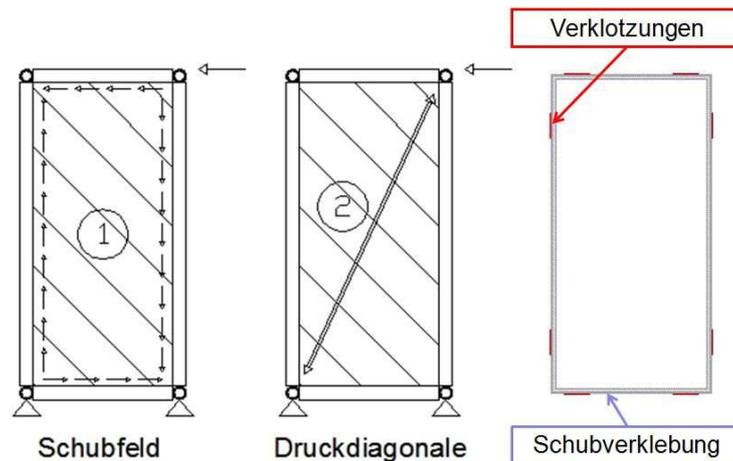


Abbildung 46: Links: Tragmechanismus eines Schubfeldes; Mitte: Tragmechanismus der gläsernen Druckdiagonale; Rechts: Anordnung von Schubverklebungen und Klotzungen gemäß (Hochhauser, 2011)

Als Großprobekörper im Programmteil Scheibe wurden sowohl Vergleichsversuche zur HFA auf hölzerner als auch Versuche auf stählerner Unterkonstruktion (UK) vollzogen (Abbildung 47). Es wurden zwei Grenzwertbetrachtungen zu Klebstoffen durchgeführt, um eine Verallgemeinerung der Berechnungs- und Bemessungsmethoden vornehmen zu können. Ausführungsvariante 1 wies eine elastische Schubverklebung aus Silikon sowie eine äußerst starre Verklottung aus Epoxidharz auf. Bei Variante 2 wurden Acrylatklebstoffe sowohl für die Schubverklebung (semielastisch, steif) als auch für die Verklottung (weich) zur Anwendung gebracht.

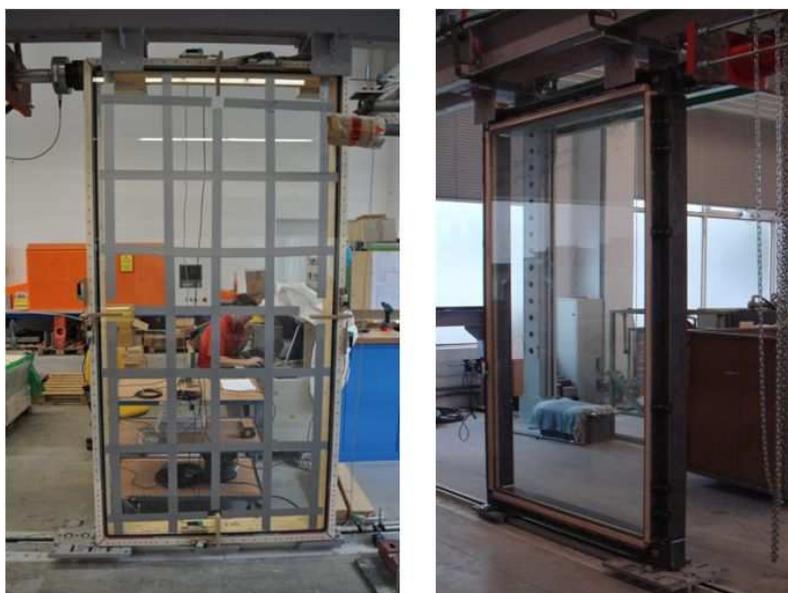


Abbildung 47: Links: HGVScheibe auf hölzerner UK; Rechts: HGVScheibe auf stählerner UK (Hochhauser, 2011)

Für die Großprobenversuche wurden preisgünstige Floatgläser mit gebrochenen Kanten verwendet. Die Kantenunregelmäßigkeiten wurden bewusst in Kauf genommen, um die Möglichkeit des Ausgleichs dieser ungleichmäßigen Oberfläche via Klebstoffe als Klötze untersuchen zu können. Die vom ITI entwickelten Berechnungsmethoden verstehen sich als materialunabhängige Verfahren, die damit beispielsweise auch den Einsatz von glasfaserverstärkten Kunststoffen als Koppelleisten (vgl.

Kapitel 2.4.2) ermöglichen. Die Bemessung basiert auf dem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept, welchen sich moderne Normenpakete bedienen. Zur allgemeinen Anwendbarkeit von Klebstoffen als Schubverklebung respektive Verklotzung wurde ein „Merkblatt für Klebstoffsysteme“ entwickelt (Hochhauser, 2011), das Eignungsprüfungen und Berechnungsvorgänge, zur Bestimmung erforderlicher Kennwerte für das Berechnungs- und Bemessungskonzept, vorschlägt.

In Tabelle 8 sind die wesentlichen Charakteristika der Arbeit zum Abschnitt Scheiben zusammengestellt.

Forschungsprojekt der Technischen Universität Wien	
Titel:	Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept
Quelle:	(Hochhauser, 2011)
Thema:	Scheiben, Träger, Platten
Anwendungsfeld:	Gebäudeaussteifung, Vertikaler Lastabtrag, Berechnung, Bemessungskonzepte
Basis:	u.a.: (Hamm, 1999), (Niedermaier, 2005), (Edl, 2008), (Neubauer, 2011)
Schwerpunkte:	Steigerung der aufnehmbaren Last durch Schubverklebung und Klotzung von Holz-Glas-Verbundscheiben
	Anwendung von Holz-Glas-Verbundscheiben als Beplankung für Trägerkonstruktionen
	Pauschalierung der Berechnungs- und Bemessungskonzepte für alle Programmteile
	Entwicklung eines Merkblatts für Klebstoffsysteme zur Eignungsprüfung sowie zur Bestimmung erforderlicher Kennwerte von Klebstoffen für den allgemein gültigen Einsatz von Adhäsiven als Verbindungselement im HG-Verbundbau
Scheibenkonstruktion:	→ umlaufende Schubverklebung und punktuelle Klotzung
	→ Trennung von Aussteifungseinheit von Unterkonstruktion
	→ Materialien:
	» Holz: Fichte, BSH GI 24h
	» Holz: Birkenfurniersperrholz
	» Glas: Floatglas (8 mm)
	» Schubverklebung: Silikon, Acrylat; Klotzung: Acrylat, Epoxidharz
	→ Geometrie:
	» Rahmen: b/h: 60 / 160 mm
	» Leiste: b/h: 60 / 40 mm
	» Scheibe: b/h: 125 / 250 cm
	» Klebefuge: b/d: 14 / 3 mm; Klotz: b / d / l: 8 - 11 / 8 / 200 mm
Scheibenversuche:	→ 8 Versuche in drei Ausführungsvarianten
	» Mittlere Bruchlasten für Silikon / Epoxidharz: 41,66 kN
	» Mittlere Bruchlasten für Acrylat / Acrylat: 73,64 kN

Tabelle 8: Wesentliche Charakteristika des Arbeitspakets Scheibe in (Hochhauser, 2011)

Aufbauend auf den Ergebnissen des Forschungsprojekts wurde von der Technischen Universität Wien im Frühjahr 2011 ein Patent (TU Wien, 2011) angemeldet.

4 ERWEITERUNG UND VERTIEFUNG ABGESCHLOSSENER FORSCHUNGSPROJEKTE

4.1 Erweiterung des Forschungsprojekts der Holzforschung Austria

Das Kapitel 4.1 bezieht sich auf (Neubauer, 2008). Die Unterpunkte 4.1.1 und 4.1.2 wurden als Seminararbeiten an der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau der TU Wien, in enger Kooperation zwischen Georg Neubauer als Student und dem Autor dieser Arbeit als Betreuer, verfasst. Kapitel 4.1.1 versteht sich als teilweise überarbeiteter Auszug aus (Neubauer, 2009) und Kapitel 4.1.2 als teilweise überarbeiteter Auszug aus (Neubauer, 2010). Auf ein Zitieren der jeweiligen, übernommenen Absätze wird gemäß schriftlichem und unterfertigtem Einverständnis des Erstautors, Georg Neubauer, verzichtet.

4.1.1 Erweiterung des Berechnungsmodells auf semielastische Klebstoffe

Problemstellung / Zielsetzung:

Die rechnerische Ermittlung der Verformbarkeit und Tragfähigkeit von silikonverklebten, elastischen Holz-Glas-Verbundelementen (kurz: HGV-Elementen) wurde in (Neubauer, 2011) intensiv behandelt und es wurden zwei Berechnungsmethoden, analytisch (Kreuzinger, 2005) und numerisch (Neubauer, 2011), herangezogen beziehungsweise entwickelt, um die Bemessung von HGV-Elementen durchführen zu können. Die beiden Methoden beschreiben die Verformbarkeit der Klebstoffuge, von welcher bei elastischen Klebstoffen die Gesamtverformung des Systems hauptsächlich abhängig ist.

Bei semielastischen Klebstoffen zeigen die Untersuchungen in (Neubauer, 2011), dass weitere Systemkomponenten rechnerisch in Betracht gezogen werden müssen, um das Tragsystem vollständig beschreiben zu können. So weist die Verformbarkeit der Schraubenebene beim Einsatz der Koppelleiste (Holzforschung Austria, 2005) ähnlich große Verformungen auf, wie die Klebstoffebene von semielastischen Acrylatklebstoffen (Abbildung 48).

Weiters zeigt sich, dass der semielastische Acrylatklebstoff bei Schubversuchen am Kleinprüfkörper ein bilineares Steifigkeitsverhalten aufweist (Neubauer, 2011) und daher eine Ermittlung einer linearen Schubsteifigkeit des Klebstoffes nicht möglich ist.

Ziel ist es daher, die Bilinearität bei semielastischen Acrylatklebstoffen zu berücksichtigen und auf eine vereinfachte, lineare Steifigkeit des Klebstoffes zurückzuführen. Weiters soll die Nachgiebigkeit der Schraubenebene in das Federmodell für Schubfeldtheorie (Kreuzinger, 2005) eingearbeitet werden, um die Gesamtverformung des Scheibenelements unter horizontaler Belastung an der Kopfriple ausreichend genau beschreiben zu können.

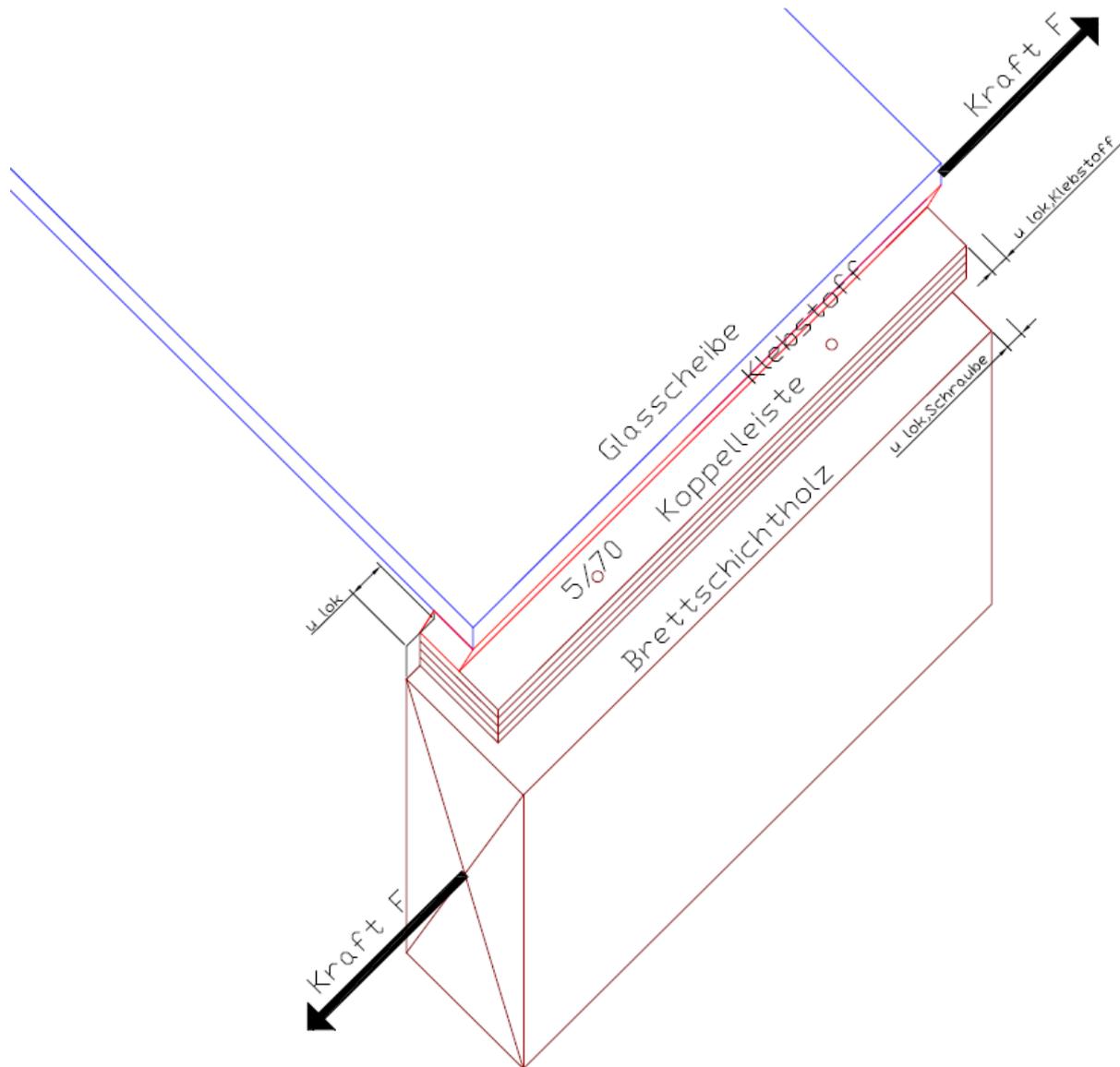


Abbildung 48: Schematische Skizze der Verformungen in den Verbindungsebenen, Klebstoff und Schraubenachse, bei axialer Belastung (Neubauer, 2009)

Bilineares Verhalten des Klebstoffes unter Schubbeanspruchung:

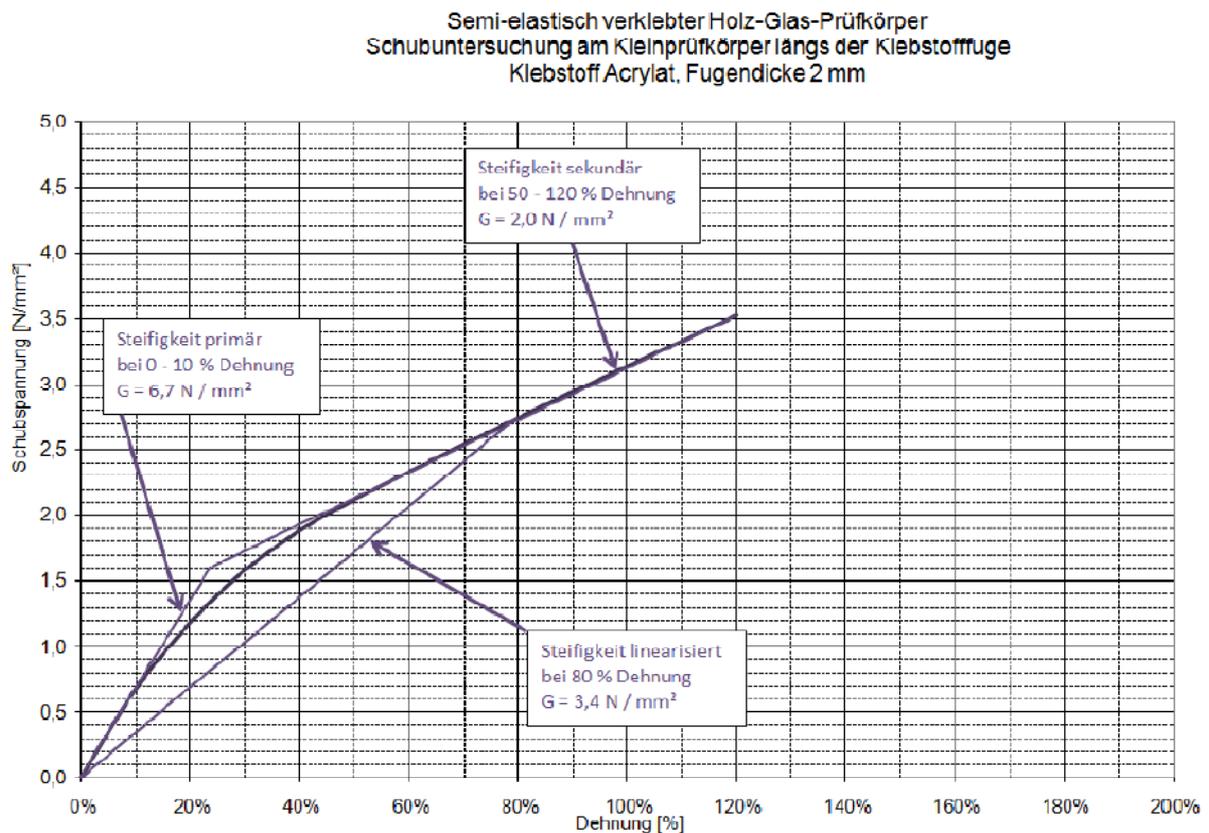
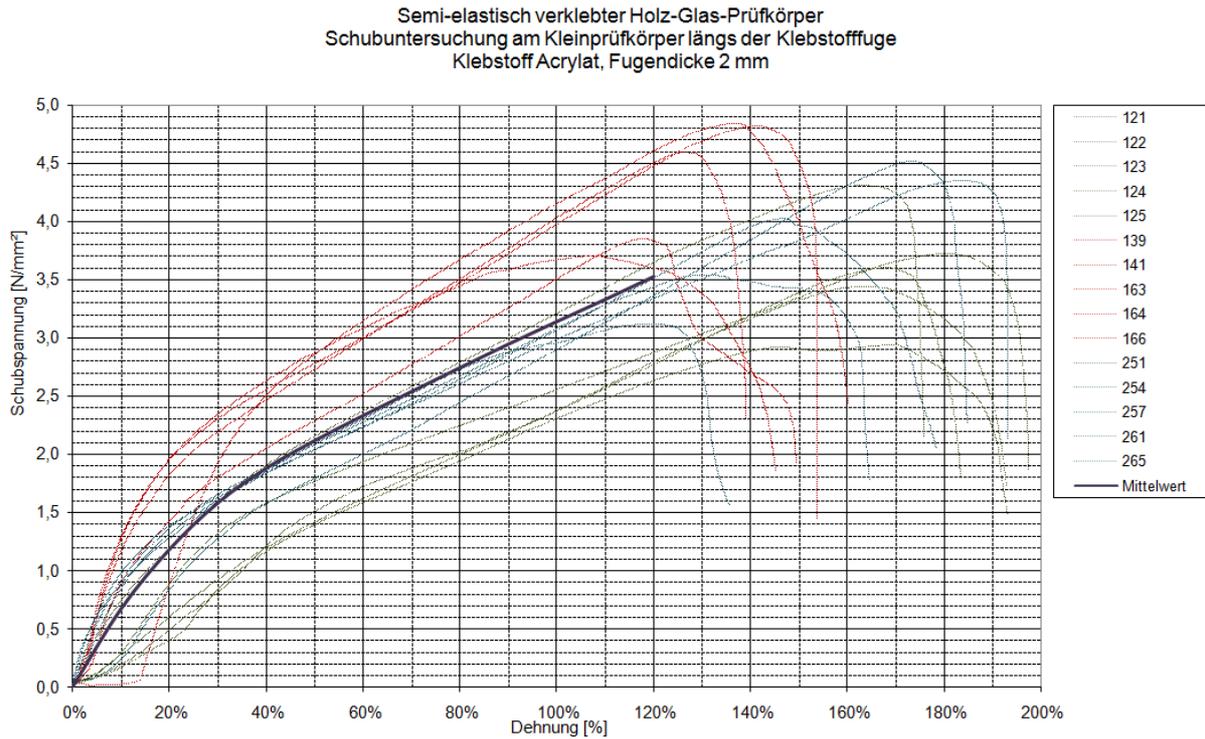
In (Neubauer, 2008) wurden Untersuchungen an semielastisch verklebten Klein- und Großprüfkörpern auf ihre Steifigkeit hin durchgeführt. Die Methodik, Versuchsanordnung und Auswertung der Ergebnisse sind in (Neubauer, 2011) genauer beschrieben. Die Ergebnisse der Großprobekörper sind in Tabelle 9 und jene der Kleinprobenversuche in Tabelle 10 dargestellt. In Abbildung 49 ist zu erkennen, dass der Klebstoff im Anfangsbereich zwischen 0 und 10 % Dehnung ein deutlich steiferes Verhalten ($G = 6,7 \text{ N / mm}^2$) aufweist als im weiteren Verlauf der Arbeitslinie bei 50 bis 120 % Dehnung ($G = 2,0 \text{ N / mm}^2$). Zur vereinfachten Berechnung der Verformungen wird ein linearisierter Schubmodul von $G = 3,4 \text{ N / mm}^2$ bei 80 % Dehnung ermittelt (Abbildung 50).

	Datenpool Nr.	Prf.Nr.	Bruchkraft (N)	Wandscheibensteifigkeit (N/mm)	Weg (mm) bei H = 1.000 N
	1	P05	23.469	2.108	0,474
	2	P06	32.273	3.173	0,315
	3	P09	40.539	3.581	0,279
	4	P10	38.646	4.840	0,207
	5	P12	48.209	2.709	0,369
	6	P15	48.956	2.970	0,337
MW			38.682	3.230	0,330
Std. abw.			9.719	929	0,090

Tabelle 9: Ergebnisse der Wandscheibenuntersuchungen an semielastisch verklebten HGV-Elementen (Neubauer, 2008; Neubauer, 2009)

	Datenpool Nr.	Prf.Nr.	Bruchspannung [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]	Bruchkraft [N]	Bruchweg [mm]	Schubmodul G aus Bruch [N/mm ²]	Schubmodul G bei 80 % Dehnung [N/mm ²]
Referenz	1	121	3,72	180%	2.233	3,59	2,07	2,81
	2	122	4,31	162%	2.588	3,24	2,66	3,49
	3	123	3,44	163%	2.061	3,27	2,10	2,52
	4	124	2,93	168%	1.760	3,37	1,74	2,42
	5	125	3,60	168%	2.162	3,36	2,15	2,49
R _{u,5} / 3	6	139	3,85	118%	2.312	2,36	3,26	3,77
	7	141	3,70	107%	2.219	2,14	3,45	4,30
	8	163	4,60	126%	2.758	2,52	3,65	4,39
	9	164	4,84	137%	2.902	2,74	3,53	4,58
	10	166	4,82	141%	2.891	2,82	3,42	4,34
R _{u,5} / 6	11	251	4,02	147%	2.413	2,94	2,74	3,29
	12	254	3,54	132%	2.122	2,63	2,69	3,34
	13	257	3,11	118%	1.866	2,36	2,64	3,40
	14	261	4,35	183%	2.608	3,66	2,38	3,25
	15	265	4,52	173%	2.711	3,45	2,62	3,05
MW			3,96	148%	2.374	2,96	2,74	3,43
Std. abw.			0,60	25%	358	0,49	0,60	0,72

Tabelle 10: Ergebnisse der Untersuchungen an semielastisch verklebten Kleinprüfkörpern, Schubversuch längs zur Klebstoffuge (Neubauer, 2008; Neubauer, 2009)



Nachgiebigkeit der stiftförmigen Verbindungsmittel:

Anschließend wird die Nachgiebigkeit der Schraubenebene zwischen Holztragstruktur und Koppelleiste gemäß (ÖNORM EN 1995) unter Zugrundelegung einer Horizontalkraft von 1000 N ermittelt. Folgende Materialeigenschaften und Geometrien wurden verwendet:

- Brettschichtholz GL24h: Querschnitt 50 / 160 mm, Dichte $\rho_{BSH} = 380 \text{ kg / m}^3$
- Koppelleiste Birkenfurnierschichtholz: BFU 100, Dicke 12 mm, Dichte $\rho_{BFU} = 680 \text{ kg / m}^3$
- Holzschrauben: Dimension 5,0 / 70 mm, Schraubenabstand $e = 120 \text{ mm}$
- Klebstoff Acrylat: Fugendicke $d = 2 \text{ mm}$, Fugenbreite $b = 14 \text{ mm}$, $G_{80\%} = 3,4 \text{ N / mm}^2$
- HGV-Element: Höhe $h = 2500 \text{ mm}$, Länge $l = 1250 \text{ mm}$

$$\rho_m = \sqrt{\rho_{BSH} * \rho_{BFU}} = \sqrt{380 * 680} = 508 \text{ kg/m}^3 \quad (14)$$

$$K_{ser} = \rho_m^{1,5} * \frac{d_{Schraube}}{23} = 508^{1,5} * \frac{5}{23} = 2492 \text{ N/mm} \quad (15)$$

$$u_{lok,Schraube} = \frac{1000 \text{ N}}{2492 \text{ N/mm}} = 0,401 \text{ mm / 1000 N} \quad (16)$$

$$A = b * e = 14 * 120 = 1680 \text{ mm}^2 \quad (17)$$

$$\tau = \frac{1000 \text{ N}}{1680 \text{ mm}^2} = 0,595 \text{ N/mm}^2 \quad (18)$$

$$\gamma_{Klebstoff} = \frac{\tau}{G_{80\%}} = \frac{0,595}{3,4} = 0,174 (1000 \text{ N})^{-1} \quad (19)$$

$$u_{lok,Klebstoff} = \gamma_{Klebstoff} * d = 0,174 * 2 = 0,347 \text{ mm / 1000 N} \quad (20)$$

$$u_{lok} = u_{lok,Schraube} + u_{lok,Klebstoff} = 0,401 + 0,347 = 0,749 \text{ mm / 1000 N} \quad (21)$$

$$\gamma_{Ersatz} = \frac{u_{lok}}{d} = \frac{0,749}{2} = 0,374 (1000 \text{ N})^{-1} \quad (22)$$

$$G_{Ersatz} = \frac{\tau}{\gamma_{Ersatz}} = \frac{0,595}{0,374} = 1,59 \text{ N/mm}^2 \quad (23)$$

mit

ρ_M ...	Mittlere Dichte der beiden Randhölzer
K_{ser} ...	Verformungsmodul der stiftförmigen Verbindungsmittel
$u_{lok,Schraube}$...	Schraubenverformung bei einer Beanspruchung von 1000 N
A ...	Klebstofffläche je Schraube ($e = 120$ mm)
τ ...	Schubspannung im Klebstoff bei einer Beanspruchung von 1000 N
$\gamma_{Klebstoff}$...	Klebstoffgleitung bei einer Beanspruchung von 1000 N
$G_{80\%}$...	Linearisierter Schubmodul bei 80 % Dehnung
$u_{lok,Klebstoff}$...	Klebstoffverformung bei einer Beanspruchung von 1000 N
u_{lok} ...	Gesamtverformung bei einer Beanspruchung von 1000 N
γ_{Ersatz} ...	Äquivalente Gesamtgleitung des Klebstoffs bei einer Beanspruchung von 1000 N
G_{Ersatz} ...	Äquivalenter Gesamtschubmodul des Klebstoffs bei einer Beanspruchung von 1000 N

Anwendung des Federmodells:

Das analytische Rechenmodell basiert auf dem statisch unbestimmten Federmodell für Schubfeldtheorie nach Kreuzinger und Niedermaier (Kreuzinger, 2005). Die starre Glasscheibe ist mittels einer umlaufenden Schubbettung an starren ($EI = \infty$), in den Ecken gelenkig verbundenen Randgliedern fixiert. In weiterer Folge wird vereinfachend angenommen, dass die Steifigkeit der Schubbettungen quer und längs zur Klebstoffuge ident sind ($k = k_u = k_w$). Als Schubmodul G der Klebstoffuge wird der zuvor ermittelte äquivalente Gesamtschubmodul $G_{Ersatz} = 1,59$ N/mm² verwendet, um die Nachgiebigkeit von Klebstoff und Schrauben gleichermaßen berücksichtigen zu können. Berechnet wird die Verschiebung der Kopfrippe bei einer angreifenden Horizontallast von $H = 1000$ N.

$$k = G * \frac{b}{d} = 1,59 * \frac{14}{2} = 11,133 \text{ N/mm}^2 \quad (24)$$

$$u_{glob} = \frac{2 * H}{k * l} * \left(\frac{1}{1 + \frac{h}{3 * l}} + \frac{\frac{h}{l}}{1 + \frac{l}{3 * h}} \right) = \frac{2 * 1000}{11,133 * 1250} * \left(\frac{1}{1 + \frac{2500}{3 * 1250}} + \frac{\frac{2500}{1250}}{1 + \frac{1250}{3 * 2500}} \right)$$

$$= 0,33 \text{ mm} \quad (25)$$

mit

k ...	Steifigkeit der Schubbettung
u_{glob} ...	Verschiebung des Kopfriegels
h ...	Scheibenhöhe
l ...	Scheibenlänge

Die resultierende Kopfverschiebung ergibt sich so zu 0,33 mm je 1 kN Horizontalkraftbeanspruchung.

Verifizierung mit Untersuchungen am GröÙelement:

Zur Verifizierung der Berechnung muss die ermittelte Kopfverschiebung mit gemessenen Kopfverschiebungen von Wandscheibenversuchen an acrylatverklebten HGV-Elementen verglichen werden. Die Methodik, Versuchsanordnung und Auswertung der Ergebnisse sind in (Neubauer, 2011) genauer beschrieben. Die Ergebnisse wurden bereits in Tabelle 9 dargestellt. Bei einer angreifenden Horizontallast von 1000 N ergibt sich eine mittlere, gemessene Kopfverschiebung von 0,33 mm. Dies entspricht genau der errechneten Kopfverschiebung mit der linearisierten Klebstoffsteifigkeit von $G_{80\%} = 3,4 \text{ N/mm}^2$.

In Abbildung 51 sind die errechneten Kopfverschiebungen bei Variation der Klebstoffsteifigkeiten dargestellt. Es zeigt sich, dass die Kopfverschiebung zufolge Schraubennachgiebigkeit bei der Berechnung mittels unendlich steifem Klebstoff $G_{\text{unendl.}} = \infty$ bei $u_{\text{glob}} = 0,18 \text{ mm}$ liegt. Bei einem linearisierten Schubmodul ermittelt bei 40 % Dehnung ($G_{40\%} = 4,7 \text{ N/mm}^2$) ergibt sich eine resultierende Kopfverschiebung von $u_{\text{glob}} = 0,29 \text{ mm}$ und bei einem linearisierten Schubmodul ermittelt bei 120 % Dehnung ($G_{120\%} = 2,9 \text{ N/mm}^2$) eine resultierende Kopfverschiebung von $u_{\text{glob}} = 0,36 \text{ mm}$. Wird der linearisierte Schubmodul zwischen 40 und 120 % Dehnung ermittelt, so liegen die Abweichungen der berechneten zu den real gemessenen Verformungen nur zwischen -12 % und +9 %, also ausreichend genau. Der linearisierte Schubmodul kann demnach in diesem Dehnungsbereich (40 - 120 %) ermittelt werden.

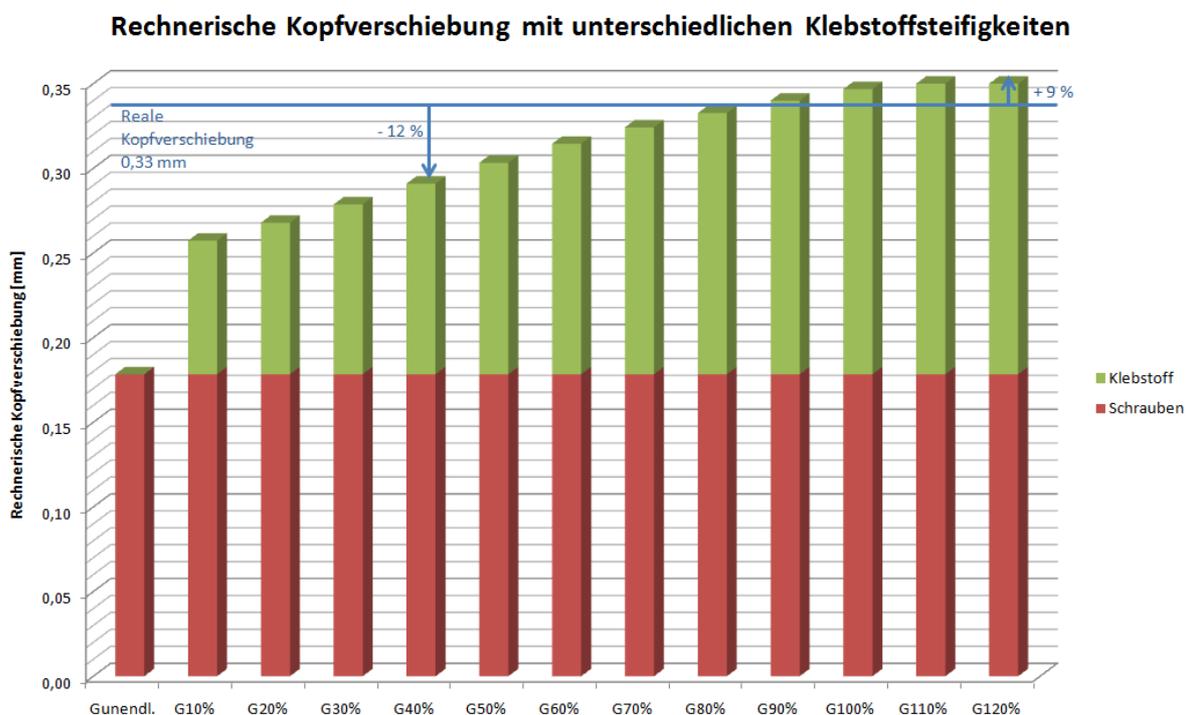


Abbildung 51: Abweichungen von realen und berechneten Kopfverschiebungen bei unterschiedlicher Klebstoffsteifigkeit (Neubauer, 2009)

Zusammenfassung:

Wie in Tabelle 9 und Tabelle 10 ersichtlich, weisen sowohl die Untersuchungen am Kleinprüfkörper als auch am Großelement starke Streuungen hinsichtlich der Steifigkeit der Prüfkörper auf. So ist bei den Kleinversuchen eine Varianz der Schubsteifigkeit von 21 % und bei den Untersuchungen am Großelement eine Varianz der Wandscheibensteifigkeit von 27 % zu beobachten. Diese große Varianz und die zusätzliche Erhöhung der Streuungen infolge Nachgiebigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel (Vorspannkraft der Schraube, Reibung der Fügepartner, Anordnung von Ästen oder Dichteschwankungen im Holzsubstrat) lassen eine Prognose der Verformbarkeit nur in einer Bandbreite von etwa $\pm 25\%$ zu.

Auch bringt der große Temperatur- und Feuchtigkeitseinfluss auf die Steifigkeit der Klebung sowie das starke Kriechverhalten des Acrylatklebstoffs unter Dauerlast (Neubauer, 2011) einen weiteren starken Unsicherheitsfaktor in die Berechnung mit ein.

Die Vergleichsuntersuchungen zeigen jedoch, dass die analytisch errechnete Deformation im Mittel sehr nahe an den gemessenen Verformungen der Wandscheibenuntersuchungen liegt (Abbildung 51). Der Ermittlung der Klebstoffsteifigkeit kommt aufgrund einer ähnlich großen Nachgiebigkeit der stiftförmigen Verbindungsmittel eine nunmehr geringere Relevanz zu.

Weiters ist die Prognose der Verformbarkeit bei semielastisch verklebten Wandscheiben bei weitem nicht so bedeutend wie bei elastisch verklebten Wandscheiben. So weist eine acrylatverklebte Holz-Glas-Verbundscheibe erst bei einer Horizontalkraftbeanspruchung von $H = 15 \text{ kN}$ eine Kopfverschiebung von 5 mm auf (Gebrauchstauglichkeitskriterium: $u \leq H / 500 = 2500 \text{ mm} / 500 = 5 \text{ mm}$). Da jedoch bei dieser Beanspruchung die Traglast der Klebefuge bereits rechnerisch überschritten ist, wird bei acrylatverklebten Wandscheiben im Gegensatz zu elastischen Verklebungen der Tragsicherheitsnachweis limitierende Obergrenze sein. Auf einen Nachweis der Gebrauchstauglichkeit kann dennoch keinesfalls verzichtet werden!

4.1.2 Zur Tragfähigkeit von Gebäuden unter Berücksichtigung verschieden steifer Wandscheibensysteme

Problemstellung / Zielsetzung:

In (Neubauer, 2011) wurde gezeigt, dass silikonverklebte Holz-Glas-Verbundscheiben für die Aussteifung von Einfamilienhausbauten bis zwei Vollgeschosse geeignet sind. Unter ungünstiger geometrischer Konfiguration stößt die Tragfähigkeit von elastisch verbundenen HGV-Elementen jedoch auch hierbei schon an ihre Grenzen. Das Aussteifungsvermögen von Gebäuden kann aber durch zusätzliche Anordnung eines Sekundärtragsystems (Abbildung 52), beispielsweise Holzrahmenbauwände mit OSB-Beplankung (Grobspanplatten-Beplankung), hinreichend gesteigert werden (Edl, 2008; Neubauer, 2011).

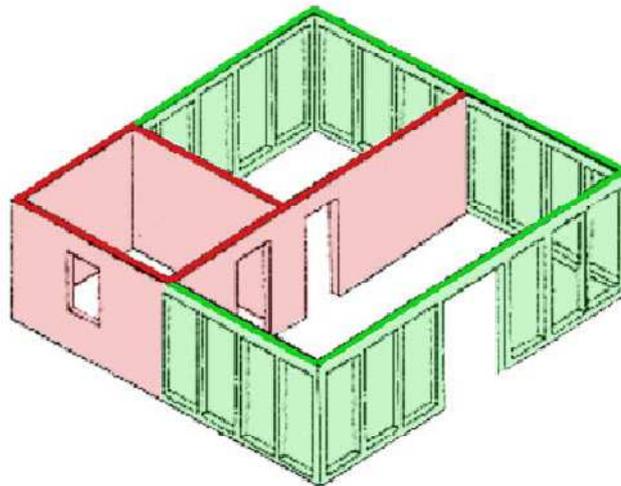


Abbildung 52: Kombinierte Aussteifung von Gebäuden; Grün: „weichere“ HGVScheiben; Rot: „steiferes“ Sekundärtragssystem (Edl, 2008)

Durch das daraus resultierende mehrfach statisch unbestimmte Tragsystem ergibt sich jedoch die Frage, wie die verschiedenen steifen Wandscheiben zusammenwirken. In diesem Kapitel soll deshalb eine Analyse eines typischen Gebäudegrundrisses mittels Stabwerksprogramm durchgeführt werden. Die unterschiedlichen Scheibensteifigkeiten werden mittels Federbettungen simuliert und die dabei auftretenden Belastungen und Verformungen je Wandscheibe quantifiziert. Es soll untersucht werden, ob elastisch gefügte HGVScheiben mittels Sekundärtragssystemen sinnvoll ergänzt werden können.

Musterstatiken:

In (Neubauer, 2011) wurden fünf unterschiedliche Gebäudegeometrien generiert, um zu studieren, ob HGVElemente leistungsfähig genug sind, die auftretenden Horizontalkräfte aus Wind abzutragen.

Beim ungünstigsten Gebäudetyp 5, „Einfamilienhaus B“ in (Neubauer, 2011), handelt es sich um ein zweigeschossiges Gebäude mit Windangriff an der Längsseite (Abbildung 53), welches über die beiden kürzeren Seiten mittels HGVScheiben ausgesteift werden soll. Für die HGV-Wände im Erdgeschoss ergeben sich nach (Neubauer, 2011) kurzfristige Horizontallasten infolge Windbeanspruchung von bis zu 5,57 kN/lfm.

Aus dem Bemessungsmodell nach (Neubauer, 2011) geht jedoch hervor, dass eine HGV-Wandscheibe mit einer Silikonklebstofffuge von 14 mm Breite unter Berücksichtigung der entsprechenden Sicherheiten nur eine Tragfähigkeit von ca. 1,5 kN/lfm besitzt. Für die Ausführung mit 19 mm breiter Klebefuge ergibt sich eine Tragfähigkeit von ca. 2,0 kN/lfm. Die Steifigkeit der HGVAußenwände reicht daher nicht aus, um die Aussteifung des Gebäudetyps 5 zu gewährleisten. Die Anordnung eines Sekundärtragssystems, beispielsweise Holzrahmenbauwände mit OSB-Beplankungen, ist daher unabdingbar. Da jedoch die Steifigkeit von OSB-beplankten Pfosten-Riegelkonstruktionen und jene von HGVScheiben variiert, müssen zunächst die Steifigkeitsunterschiede quantifiziert werden.

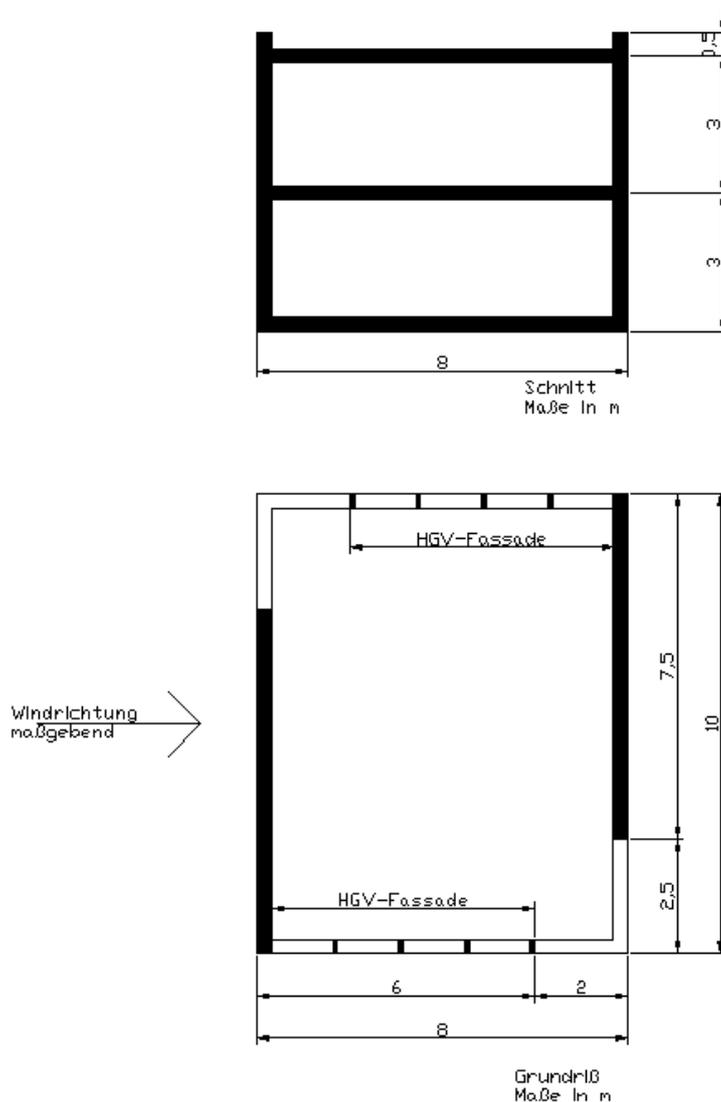


Abbildung 53: Gebäudetyp 5, Einfamilienhaus B, zweigeschossiger Gebäudetyp mit Windangriff an der Längsseite (Neubauer, 2011)

Wandscheibenversuche an OSB-beplankten Holzrahmenbauwänden:

An der Holzforschung Austria wurden vergleichende Wandscheibenversuche mit einseitig und zweiseitig beplankten OSB-Wänden durchgeführt und den Großprobenversuchen am HGV-Element gegenüber gestellt.

Die Wandscheibenversuche mit dreischichtiger OSB-Beplankung wurden wie folgt ausgeführt:

- ➔ Geometrie: 125 x 250 cm
- ➔ Achsabstand (Rastermaß) der Pfosten: 62,5 cm
- ➔ Dicke der OSB-Platte: 3,15 mm
- ➔ Holzkonstruktion: BSH GL24h, Querschnitt 6/16 cm
- ➔ Verbindungsmittel: Haubold KG 750 CNK, geharzte Klammern, Klammerabstand $s = 120$ mm

Der Versuch wurde in Anlehnung an die ÖNORM EN 594 (Abbildung 54, Abbildung 55) durchgeführt.

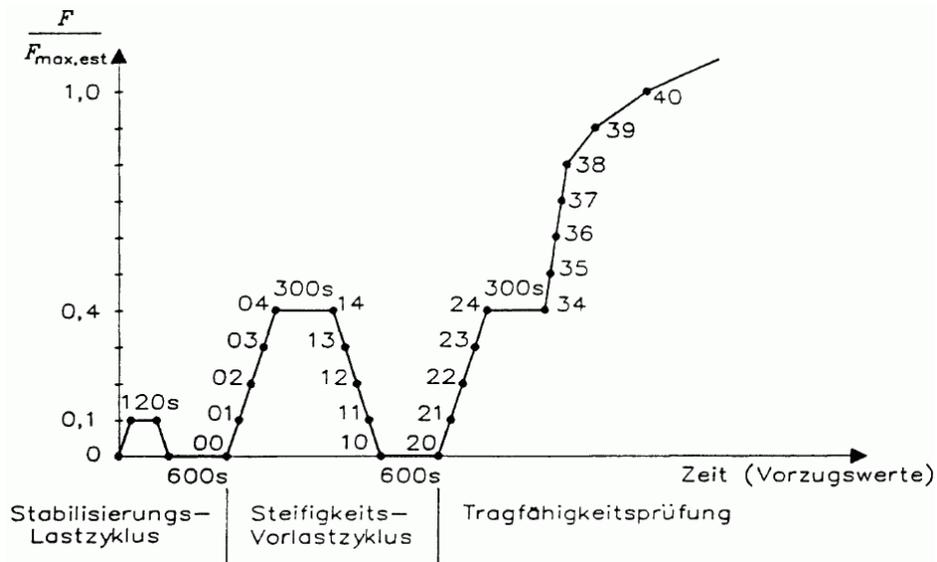


Abbildung 54: Schema des Wandscheibenversuchs nach ÖNORM EN 594: Last-Zeitdiagramm

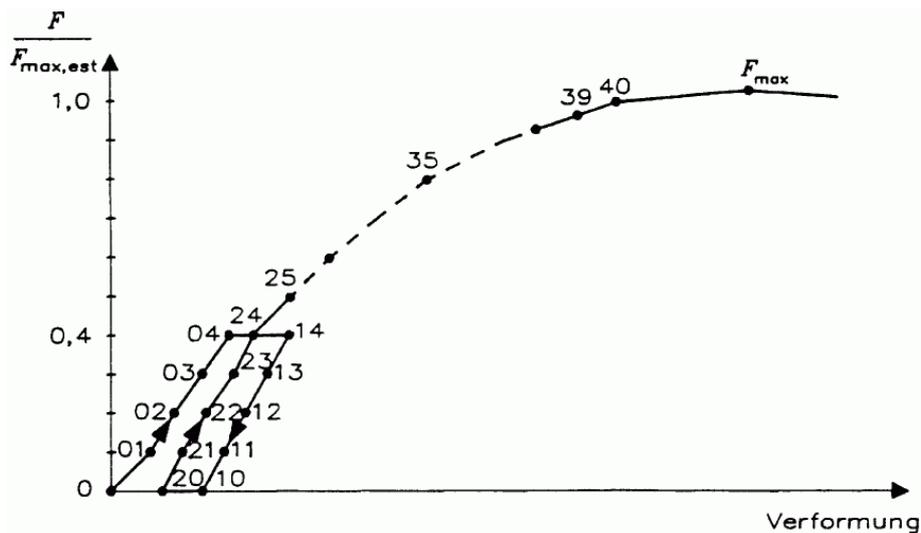


Abbildung 55: Schema des Wandscheibenversuchs nach ÖNORM EN 594: Last-Verformungsdiagramm

Die Ermittlung der Wandscheibensteifigkeit erfolgte gemäß Kapitel 6.5.1 der ÖNORM EN 594 mit nachfolgender Formel:

$$R = \frac{1}{2} * \left[\frac{F_4 - F_1}{v_{04} - v_{01}} + \frac{F_{24} - F_{21}}{v_{24} - v_{21}} \right] N/mm \quad (26)$$

mit

$F \dots$ Aufgebrachte Wandscheibenlast in [N]

$F_{max,est} \dots$ Geschätzte maximale Wandscheibenlast in [N]

$R \dots$ Wandscheibensteifigkeit in [N/mm]

$F_1 \dots$ Wandscheibenlast bei $0,1 \times F_{max,est}$ in [N] entsprechend der Steifigkeitsprüfung

$F_4 \dots$	Wandscheibenlast bei $0,4 \times F_{max,est}$ in [N] entsprechend der Steifigkeitsprüfung
$v_{01} \dots$	Verformung in [mm] infolge F_1 entsprechend der Steifigkeitsprüfung
$v_{04} \dots$	Verformung in [mm] infolge F_4 entsprechend der Steifigkeitsprüfung
$F_{21} \dots$	Wandscheibenlast bei $0,1 \times F_{max,est}$ in [N] entsprechend der Tragfähigkeitsprüfung
$F_{24} \dots$	Wandscheibenlast bei $0,4 \times F_{max,est}$ in [N] entsprechend der Tragfähigkeitsprüfung
$v_{21} \dots$	Verformung in [mm] infolge F_{21} entsprechend der Tragfähigkeitsprüfung
$v_{24} \dots$	Verformung in [mm] infolge F_{24} entsprechend der Tragfähigkeitsprüfung

Die Versuchsergebnisse wurden den Wandscheibenversuchen an silikonverklebten HGV-Elementen gegenübergestellt, wobei sowohl HGV-Elemente mit einer Fugenbreite von 14 mm sowie einer Fugenbreite von 19 mm in den Vergleich mit einbezogen wurden. Die Gegenüberstellung der Wandscheibensteifigkeiten findet sich in Abbildung 56 sowie Abbildung 57 und kann auch nachfolgenden Berechnungen sowie Tabelle 11 entnommen werden:

HGV-Elemente mit Klebefugenbreiten von 14 mm und -dicken von 3 mm:

$$R = \frac{1}{2} * \left(\frac{F_4 - F_1}{v_{04} - v_{01}} + \frac{F_{24} - F_{21}}{v_{24} - v_{21}} \right) = \frac{1}{2} * \left(\frac{4000 - 0}{7,2 - 0,4} + \frac{4000 - 0}{7,6 - 0,9} \right) = 594 \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (27)$$

HGV-Elemente mit Klebefugenbreiten von 19 mm und -dicken von 3 mm:

$$R = \frac{1}{2} * \left(\frac{F_4 - F_1}{v_{04} - v_{01}} + \frac{F_{24} - F_{21}}{v_{24} - v_{21}} \right) = \frac{1}{2} * \left(\frac{4000 - 0}{4,2 - 0,1} + \frac{4000 - 0}{4,5 - 0,7} \right) = 1022 \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (28)$$

OSB-Elemente mit einseitiger Beplankung:

$$R = \frac{1}{2} * \left(\frac{F_4 - F_1}{v_{04} - v_{01}} + \frac{F_{24} - F_{21}}{v_{24} - v_{21}} \right) = \frac{1}{2} * \left(\frac{5000 - 0}{4,31 - 0,21} + \frac{5000 - 0}{4,51 - 1,17} \right) = 1358 \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (29)$$

OSB-Elemente mit doppelseitiger Beplankung:

$$R = \frac{1}{2} * \left(\frac{F_4 - F_1}{v_{04} - v_{01}} + \frac{F_{24} - F_{21}}{v_{24} - v_{21}} \right) = \frac{1}{2} * \left(\frac{3000 - 0}{0,68 - 0} + \frac{3000 - 0}{0,73 - 0,01} \right) = 4289 \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (30)$$

Scheibenart	einseitig / zweiseitig	Fugendimension Klebstoff [mm]	Wandscheibensteifigkeit [N/mm]	Mittlere Bruchlast [kN]
Glas	einseitig	14 / 3 mm	594	13,4
Glas	einseitig	19 / 3 mm	1022	22,0
OSB/3	einseitig	---	1358	34,5 *
OSB/3	zweiseitig	---	4289	59,2 *

* ... Kein Mittelwert, da nur eine Prüfung durchgeführt wurde.

Tabelle 11: Steifigkeiten und Bruchlasten aus den Wandscheibenversuchen gemäß (Neubauer, 2010)

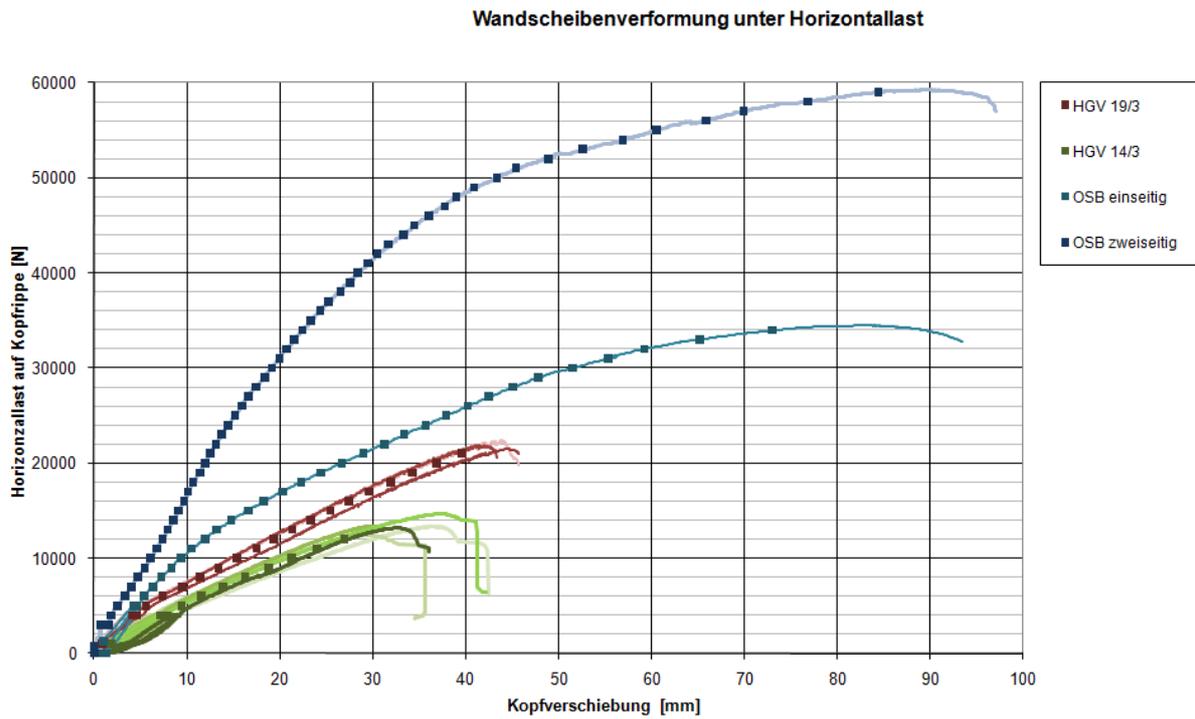


Abbildung 56: Wandscheibenversuche nach ÖNORM EN 594 an HGV- und OSB-Wandscheiben gemäß (Neubauer, 2010)

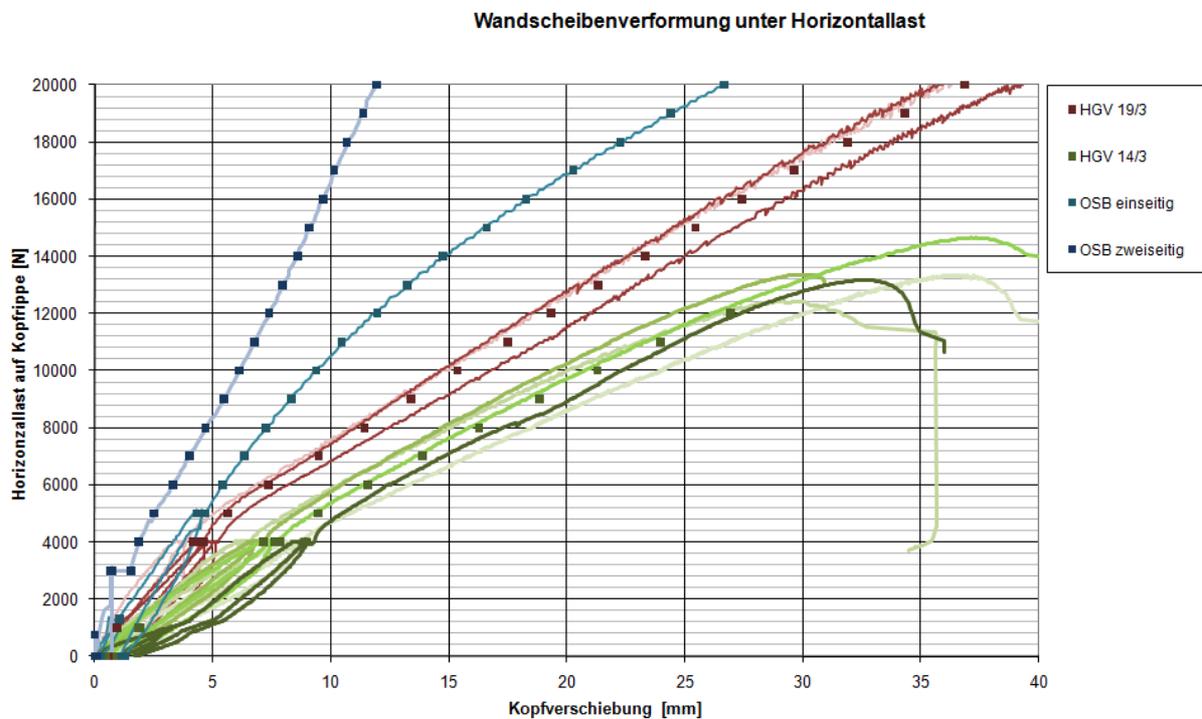


Abbildung 57: Unterer, linearer Lastbereich der Wandscheibenversuche nach ÖNORM EN 594 an HGV- und OSB-Wandscheiben gemäß (Neubauer, 2010)

Statisch unbestimmtes Berechnungsmodell:

Aufgrund des unzureichenden Aussteifungspotentials von elastisch schubverklebten HGV-Scheiben wurden für die nachfolgenden Vergleichsrechnungen in den Gebäudetyp 5 Holzrahmenbauwände integriert. Die Geometrie ist in Abbildung 58 dargestellt.

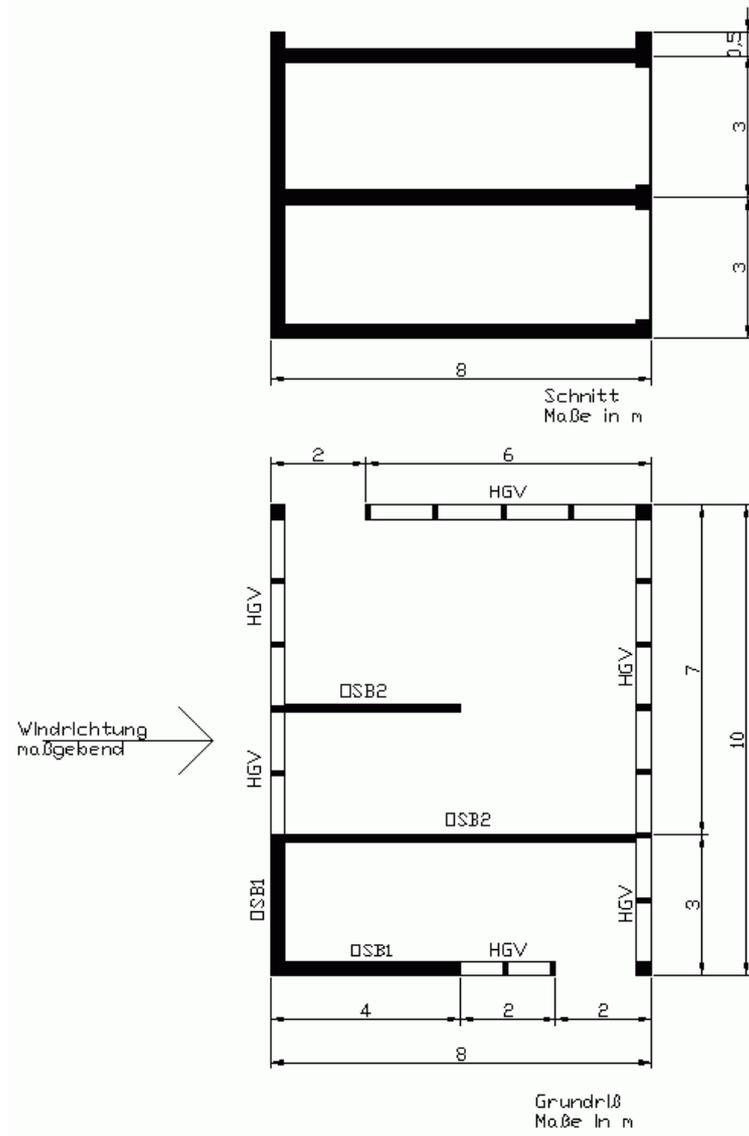


Abbildung 58: Gebäudetyp 5 in Mischbauweise (HGV und OSB) gemäß (Neubauer, 2010)

Als Außenwände wurden sowohl einseitig beplankte OSB-Wände (in weiterer Folge kurz als „OSB1“ bezeichnet) als auch HGV-Elemente (in weiterer Folge kurz als „HGV“ bezeichnet) angeordnet. Als tragende Innenwände wurden zweiseitig beplankte OSB-Wände (in weiterer Folge kurz als „OSB2“ bezeichnet) in das Gebäudemodell integriert. Es wurden zwei Vergleichsrechnungen durchgeführt, in welchen einerseits HGV-Elemente mit Klebefugenbreiten von 14 mm und andererseits mit Breiten von 19 mm zum Einsatz kamen. Die unterschiedlichen Wandsteifigkeiten werden später als Federsteifigkeiten in einem Stabwerksmodell berücksichtigt.

Die angreifende Horizontallast an der Kopfrippe der Erdgeschoßwände setzt sich gemäß (Neubauer, 2011) aus einer kurzfristigen Windlast, bei welcher die Druck- und Sogkomponenten addiert werden, von $W_d = 1,3 \text{ kN/m}^2$ und einer langfristigen Komponente, aus Gebäudeschiefstellung, von $H_{GS,d} = 0,18 \text{ kN/lfm}$ Gebäudebreite zusammen. Die Resultierende kann vereinfachend über ein Stabwerksprogramm (Abbildung 59) und nachfolgende Formeln ermittelt werden:

$$h_{eff} = h_{Att} + h_{OG} + \frac{h_{EG}}{2} = 0,5 + 3,0 + \frac{3,0}{2} = 5,0 \text{ m} \quad (31)$$

$$H_d = W_d * h_{eff} + H_{GS,d} = 1,3 * 5,0 + 0,18 = 6,68 \text{ kN/lfm Gebäudebreite} \quad (32)$$

mit

h_{eff} ... Wirksame Wandhöhe in [m]

h_{Att} ... Höhe der Attika in [m]

h_{OG} ... Höhe Obergeschoss in [m]

h_{EG} ... Höhe Erdgeschoss in [m]

H_d ... Designwert der Horizontalkraft in [kN/lfm] Gebäudebreite

W_d ... Designwert der Windbeanspruchung in [kN/m^2]

$H_{GS,d}$... Designwert der Horizontalkraft infolge Gebäudeschiefstellung in [kN/lfm] Gebäudebreite

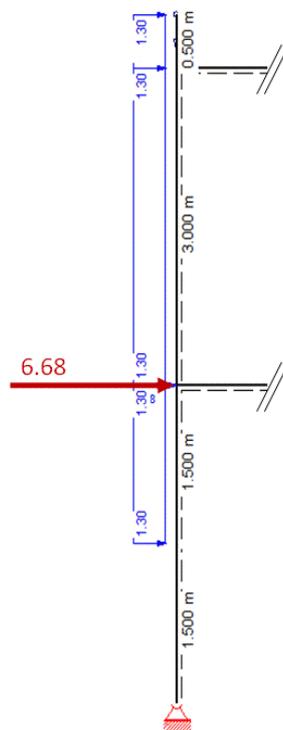


Abbildung 59: Ermittlung der resultierenden Horizontalkraft auf die Kopfrippe des Erdgeschosses mittels Stabwerksprogramm im Aufriss gemäß (Neubauer, 2010)

In das Stabwerksprogramm wird demnach eine Linienlast von 6,68 kN/lfm an der Kopfrippe der Wandscheiben angesetzt und das statisch unbestimmte System numerisch gelöst (Abbildung 60).

(Hochhauser, 2011) mit einer maximalen Kopfverschiebung des HGV-Elements von $u \leq H/500$ stel angegeben wird, ist also hierbei ebenfalls erfüllt.

Insgesamt ergibt sich nachfolgende, prozentuelle Lastverteilung auf die vorhandenen Wandscheibensysteme:

- 21 % der resultierenden Kräfte auf die HGV-Elemente
- 6 % der resultierenden Kräfte auf die einseitig beplankten OSB-Wände (Außenwände)
- 74 % der resultierenden Kräfte auf die beidseitig beplankten OSB-Wände (Innenwände)

No.	X1 (m)	Z1 (m)	X2 (m)	Z2 (m)	HGV/OSB	Lg. (m)	Federsteifigkeit 1,25 m Element (N/mm)	Federsteifigkeit Gesamte Wand (N/mm)	Federsteifigkeit Halbe Wand (N/mm)	Federsteifigkeit Richtung	Kraft (kN)	Kraft (kN/m)	% vom Bruch-MW	Kopfverformung Wandscheibe (mm)
1	0	0	3	0	OSB1	3	1358	3260	1630	X	0,26	0,09	0%	0,00
4	10	2	10	8	HGV	6	1022	4907	2453	Z	11,03	1,84	7%	2,26
5	10	8	3	8	HGV	7	1022	5724	2862	X	0,33	0,05	0%	0,00
6	3	8	0	8	HGV	3	1022	2453	1227	X	0,22	0,07	0%	0,00
8	0	4	0	6	HGV	2	1022	1636	818	Z	2,23	1,11	4%	0,96
9	0	0	0	4	OSB1	4	1358	4346	2173	Z	3,54	0,88	2%	0,97
10	0	4	3	4	OSB2	3	4289	10294	5147	X	0,22	0,07	0%	0,00
11	3	4	3	0	OSB2	4	4289	13725	6863	Z	13,69	3,42	5%	1,01
12	3	4	3	8	OSB2	4	4289	13725	6863	Z	13,49	3,37	5%	0,99
13	3	0	6	0	HGV	3	1022	2453	1227	X	0,24	0,08	0%	0,00
14	6	0	10	0	HGV	4	1022	3271	1636	X	0,26	0,07	0%	0,00
15	6	0	6	4	OSB2	4	4289	13725	6863	Z	22,84	5,71	8%	1,67

Tabelle 12: Analyse der resultierenden Kräfte je Laufmeter Wandscheibenlänge infolge Horizontallast auf HGV-Elemente mit Klebefugendimensionen von 19 / 3 mm sowie OSB-beplankte Wände gemäß (Neubauer, 2010)

Auswertung der Variante 2 - HGV-Elemente mit Klebefugengeometrien von 14 / 3mm:

Die Ergebnisse der numerischen Berechnung des Stabwerksmodells sind Tabelle 13 zu entnehmen. Demnach ergibt sich für

- das HGV-Element eine maximale Horizontallast von 1,47 kN/lfm ($\leq 1,50$ kN/lfm)
- die einseitig beplankte OSB-Wand eine maximale Horizontallast von 0,78 kN/lfm
- die beidseitig beplankte OSB-Wand eine maximale Horizontallast von 6,37 kN/lfm

Die Wandscheiben sind für die auftretenden Horizontalkräfte ausreichend dimensioniert und die Belastung führt nicht zu Tragwerksversagen.

Die maximale Kopfverschiebung ist im Bereich der Wandscheibe Nummer 4 (HGV-Element in Abbildung 60) zu beobachten und beträgt 3,10 mm. Dies entspricht einer Verformung von etwa 1/970stel der Wandhöhe. Das Gebrauchstauglichkeitskriterium ist also hierbei ebenfalls erfüllt.

Insgesamt ergibt sich nachfolgende, prozentuelle Lastverteilung auf die vorhandenen Wandscheibensysteme:

- 18 % der resultierenden Kräfte auf die HGV-Elemente
- 5 % der resultierenden Kräfte auf die einseitig beplankten OSB-Wände (Außenwände)
- 77 % der resultierenden Kräfte auf die beidseitig beplankten OSB-Wände (Innenwände)

No.	X1 (m)	Z1 (m)	X2 (m)	Z2 (m)	HGV/OSB	Lg. (m)	Federsteifigkeit 1,25 m Element	Federsteifigkeit Gesamte Wand	Federsteifigkeit Halbe Wand	Federsteifigkeit Richtung	Kraft (kN)	Kraft (kN/m)	% vom Bruch-MW	Kopfverformung Wandscheibe (mm)
1	0	0	3	0	OSB1	3	1358	3260	1630	X	0,57	0,19	0%	0,21
4	10	2	10	8	HGV	6	594	2852	1426	Z	8,82	1,47	9%	3,10
5	10	8	3	8	HGV	7	594	3327	1664	X	0,65	0,09	1%	0,23
6	3	8	0	8	HGV	3	594	1426	713	X	0,43	0,14	1%	0,22
8	0	4	0	6	HGV	2	594	951	475	Z	1,61	0,80	5%	0,89
9	0	0	0	4	OSB1	4	1358	4346	2173	Z	3,14	0,78	2%	0,90
10	0	4	3	4	OSB2	3	4289	10294	5147	X	0,28	0,09	0%	0,00
11	3	4	3	0	OSB2	4	4289	13725	6863	Z	13,97	3,49	8%	1,03
12	3	4	3	8	OSB2	4	4289	13725	6863	Z	13,79	3,45	8%	1,01
13	3	0	6	0	HGV	3	594	1426	713	X	0,41	0,14	1%	0,21
14	6	0	10	0	HGV	4	594	1901	951	X	0,37	0,09	1%	0,21
15	6	0	6	4	OSB2	4	4289	13725	6863	Z	25,49	6,37	15%	1,87

Tabelle 13: Analyse der resultierenden Kräfte je Laufmeter Wandscheibenlänge infolge Horizontallast auf HGV-Elemente mit Klebefugendimensionen von 14 / 3 mm sowie OSB-beplankte Wände gemäß (Neubauer, 2010)

Zusammenfassung:

Bei beiden Berechnungsvarianten zeigt sich deutlich, dass der wesentlich steifere Gebäudekern durch das statisch unbestimmte System den Großteil der Kräfte an sich zieht und das HGV-System damit stark entlastet. Je weicher die HGV-Elemente, desto mehr verstärkt sich dieser Effekt.

Die gewonnenen Ergebnisse für die Verknüpfung ähnlich steifer Holzrahmenbauwände und Holz-Glas-Verbundelemente, lassen erkennen, dass eine Kombination von HGV-Elementen mit klassischen Aussteifungssystemen des Holzbaus als durchaus wirtschaftlich und technisch sinnvoll bezeichnet werden darf. Die Steifigkeitsverhältnisse zwischen HGV-Scheiben und Holzrahmenbauwänden liegen hierbei etwa zwischen 1 zu 1,5 und 1 zu 4,0.

Ein Einsatz sehr steifer Sekundärtragssysteme (zum Beispiel Holzmassivbauweise oder biegesteife Stahlrahmen) scheint hingegen für die Kombination mit Holz-Glas-Verbundscheiben nicht zweckmäßig zu sein, zumal diese vom Sekundärtragssystem zu stark entlastet werden würden. Die HGV-Systeme könnten in diesem Fall dennoch als klassisches Structural Glazing-System Verwendung finden und brächten zusätzliche Sicherheiten in die Gebäudestatik mit ein.

Ferner können durch das Zusammenführen unterschiedlicher Tragsysteme Gefahren des Bauwerkversagens infolge Brandfall oder Vandalismus deutlich reduziert werden. Sollte eines der Tragsysteme ausfallen, so können zufolge dieser außergewöhnlichen Lastfälle die Teilsicherheitsbeiwerte reduziert werden und der Gesamtlastabtrag kann damit durch vollständige oder teilweise Kraftumlagerung auf andere Tragsysteme kurzfristig gewährleistet werden.

4.2 Vertiefung des Forschungsprojekts der Technischen Universität Wien

Nachfolgende Unterpunkte des Kapitels 4.2 verstehen sich als spezifische Erweiterung respektive Lösung ausgewählter Problemstellungen aus dem Forschungsprojekt „Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept“ der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau der Technischen Universität Wien (Hochhauser, 2011).

4.2.1 Berechnungs- und Bemessungsdiagramm

In Kooperation mit den Studenten des Wahlseminars Konstruktiver Glasbau - Hannes Edinger und Georg Neubauer - wurde unter der Leitung des Autors dieser Arbeit ein Berechnungsdiagramm entwickelt (Edinger, 2010) und vom Verfasser der vorliegenden Dissertation zu einem Bemessungsdiagramm erweitert. Die Bemessung mittels Diagramm sowie seine Anwendungsgrenzen wurden in (Hochhauser, 2011) gezeigt. Die Grundlagen zur Berechnung sollen auf Basis von (Edinger, 2010) in dieser Arbeit publiziert werden.

Die folgende Ausarbeitung basiert auf den Federmodellen für Schubfeld und Druckdiagonale nach Prof. Heinrich Kreuzinger (TU München) und Prof. Peter Niedermaier (FH Rosenheim). Das Federmodell für Schubfeld (Abbildung 61) wird in (Kreuzinger, 2005), und jenes für Druckdiagonale (Abbildung 62) in (Kreher, 2009) eingehend beschrieben. Die Überlagerung der Modelle über die Kopfverschiebung beider Tragmechanismen ist in (Hochhauser, 2011) ausführlich dargestellt. Auf eine neuerliche Präsentation wird an dieser Stelle verzichtet.

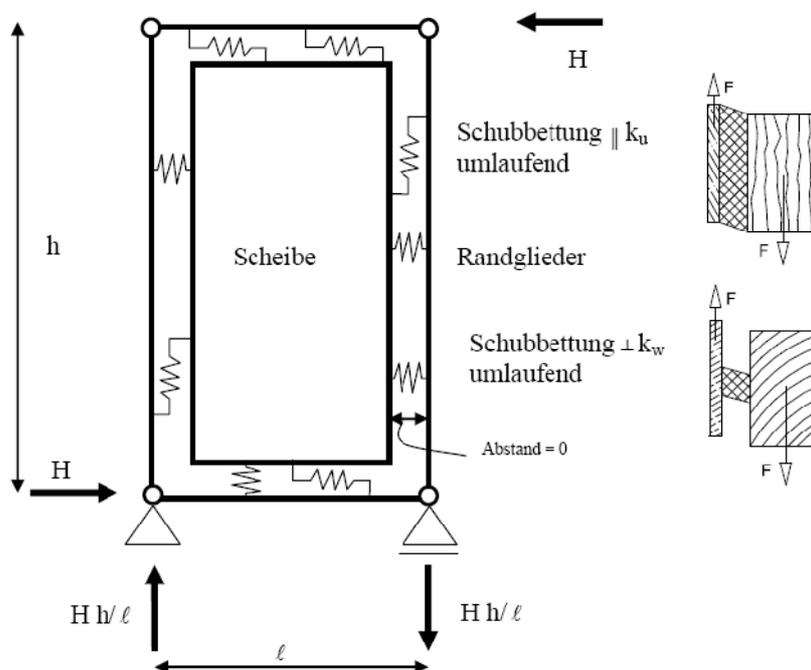


Abbildung 61: Federmodell für schubverklebte Scheiben nach Kreuzinger und Niedermaier (Kreuzinger, 2005)

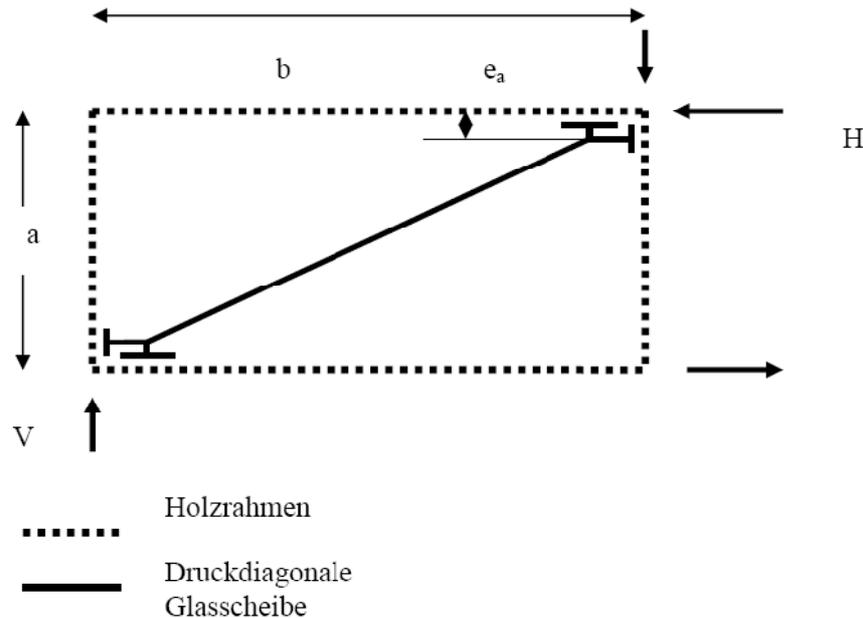


Abbildung 62: Schematische Darstellung des Federmodells für geklotzte Scheiben nach Kreuzinger und Niedermaier (Kreher, 2009)

Wie schon in (Hochhauser, 2011) dargestellt, können die wesentlichsten Nachweise beider Tragmechanismen wie folgt zusammengefasst werden:

- ➔ Der Gebrauchstauglichkeitsnachweis der Kopfverschiebung u der Holz-Glas-Verbundscheibe: Im Rahmen des HGV-Projekts des ITI wurde ein zulässiger Grenzwert von $u = h / 500$ festgelegt, mit h als die Höhe der Glasscheibe. Dieser Wert wurde das erste Mal in (Hamm, 1999) als mögliches Gebrauchstauglichkeitskriterium angegeben.
- ➔ Der Tragfähigkeitsnachweis der Schubspannung τ in der umlaufenden Schubverklebung infolge des Tragmechanismus Schubfeld: Über die sich ergebende Schubspannung in der Klebefuge können in weiterer Folge auch alle Nachweise der übrigen beteiligten Bauteilkomponenten geführt werden.
- ➔ Der Tragfähigkeitsnachweis der Druckspannung σ_c in den Klotzungen infolge des Tragmechanismus Druckdiagonale, auf Basis derer wiederum alle Nachweise zu den verbleibenden, am Lastabtrag über Druckdiagonale mitwirkenden Bauteilkomponenten durchgeführt werden können.

Um diese Nachweise führen zu können, bedarf es also der Bestimmung der Kopfverschiebung u , der Schubspannung τ und der Druckspannung σ_c . Die Berechnung dieser Größen präsentiert sich in (Hochhauser, 2011) recht aufwendig, weshalb ein Berechnungsdiagramm entwickelt wurde, welches die Bestimmung aller maßgebenden Kennwerte gleichzeitig ermöglicht. Hierfür bedurfte es jedoch der Festlegung einer bestimmten Scheibengeometrie und damit konstanter Randbedingungen:

- ➔ Die Wandscheibenlänge, welche der Breite der Glasscheibe entspricht, beträgt 1250 mm.
- ➔ Die Wandscheibenhöhe, welche der Höhe der Glasscheibe entspricht, beträgt 2500 mm.

- ➔ Die Breite der Klebstofffuge wird mit 14 mm und ihre Dicke mit 3 mm festgelegt.
- ➔ Die Breite der Klotzung beträgt 8 mm, ihre Dicke 6 mm.
- ➔ Die Klötze können eine Länge von 50, 100, 150 oder 200 mm aufweisen.
- ➔ Der freie Abstand zwischen Klotz und Glasecke soll 50 mm betragen.

Die erforderlichen Kennwerte u , τ und σ_c stellen durchwegs Funktionen der Systemsteifigkeit des Schubfeldes K_τ (vgl. Hochhauser, 2011), der Systemsteifigkeit der Druckdiagonale K_c und der horizontal am Kopfriegel angreifenden Last H dar. K_τ und K_c wiederum ergeben sich in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls E der Verklotzung, des Schubmoduls G der Schubverklebung sowie der zuvor dargestellten geometrischen Randbedingungen. Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass in die Moduln E und G alle möglichen Deformationen der am jeweiligen Lastabtrag beteiligten Bauteilkomponenten eingerechnet werden können, die Moduln werden dann in weiterer Folge als äquivalente Moduln $E_{\text{äq}}$ respektive $G_{\text{äq}}$ bezeichnet (vgl. Hochhauser, 2011). Alle für eine vereinfachte Berechnung erforderlichen Kennwerte ergeben sich unter Berücksichtigung der konstanten Randbedingungen damit als Funktionen in drei verschiedenen Variablen:

$$\{u, \tau, \sigma_c\} = f \{H, E, G\} \quad (33)$$

mit

u ...	Kopfverschiebung
τ ...	Schubspannung in der Klebefuge
σ_c ...	Druckspannung in der Klotzung
H ...	Horizontalkraftbeanspruchung
E ...	Elastizitätsmodul der Klotzung
G ...	Schubmodul der Klebefuge

Da es sich um drei Variablen handelt, kann eine einfache, grafische Lösung in einem zweidimensionalen Diagramm nicht realisiert werden, weshalb die Anzahl der beeinflussenden Variablen weiter reduziert werden muss:

- ➔ Die Horizontalkraft H wird mit 1 kN/lfm Wandscheibenlänge festgelegt und kann später entsprechend der tatsächlich einwirkenden Last skaliert werden.
- ➔ Die Variablen E beziehungsweise G werden durch den Verhältniswert $E : G$ substituiert, der Schubmodul G wird demnach mit 1 N/mm² angenommen.

Derart kann ein zweiachsiges Diagramm entwickelt werden, an welchem an der Abszisse ein Verhältniswerte $E : G$ aufgetragen und an der Ordinate ein bislang noch undefinierter Hilfwert u^* ausgelesen werden kann, welcher sich auf die Annahmen $H = 1$ kN/lfm Wandscheibenlänge und $G = 1$ N/mm² stützt. Um über den Hilfwert u^* an der Y-Achse die Werte u , τ und σ_c berechnen zu können, ist die Einführung von Korrekturbeiwerten erforderlich, die die realen Größen von H und G berücksichtigen. Der Größe u wird deshalb der Faktor k_u , τ der Faktor k_τ und σ_c der Faktor k_σ zugewiesen.

Es sei

$$k_u = f(H, G) = konst. \quad (34)$$

$$k_\tau = f(H, G) = konst. \quad (35)$$

$$k_\sigma = \bar{f}(H, G) = konst. \quad (36)$$

und

$$u = f(E:G) * k_u. \quad (37)$$

$$\tau = f(E:G) * k_\tau. \quad (38)$$

$$\sigma_c = \bar{f}(E:G) * k_\sigma. \quad (39)$$

mit

k_u ... Korrekturbeiwert für die Ermittlung der Kopfverschiebung

k_τ ... Korrekturbeiwert für die Ermittlung der Schubspannung in der Klebefuge

k_σ ... Korrekturbeiwert für die Ermittlung der Druckspannung in der Klotzung

In (Hochhauser, 2011) wurde gezeigt, dass unter Annahme gleicher Schubfedersteifigkeiten längs und quer zur Klebefuge $k_u = k_w$ (vgl. Kreuzinger, 2005) die Verformung der Klebefuge u_{lokal} ausschließlich von der Kopfverschiebung u sowie der Geometrie der Glasscheibe abhängig ist. Da zuvor die geometrischen Abmessungen der Holz-Glas-Verbundscheibe als Randbedingungen für das Diagramm festgelegt wurden, kann also ein direkter Zusammenhang zwischen u_{lokal} und u vorausgesetzt werden. Die Funktionen $f(E:G)$ für die Kennwerte u und τ sind damit identisch, die Größen u und τ unterscheiden sich somit nur durch die zugehörigen Korrekturfaktoren k_u und k_τ .

Weil die Tragmechanismen Schubfeld (mit der Systemsteifigkeit K_τ) und Druckdiagonale (mit der Systemsteifigkeit K_c) dieselbe Kopfverschiebung aufweisen müssen, ist deren Überlagerung via parallelgeschalteter Federn mittels Federgesetz möglich:

$$H = u * (K_\tau + K_c) \quad (40)$$

mit

K_τ ... Systemsteifigkeit des Tragmechanismus Schubfeld

K_c ... Systemsteifigkeit des Tragmechanismus Druckdiagonale

Da u mit $h / 500$ stel gegeben ist und H mit 1 kN/lfm Wandscheibenlänge festgelegt wurde, wird beispielsweise eine Versteifung des Tragmechanismus Schubfeld zwangsläufig zu einer Entlastung des Mechanismus Druckdiagonale führen: Je größer K_τ (in Abhängigkeit des Schubmoduls der Verklebung), desto kleiner K_c (in Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls der Klotzung) und umgekehrt. Daraus folgt, dass der Verlauf von u respektive τ invers zu jenem von σ_c sein muss (Abbildung 63).

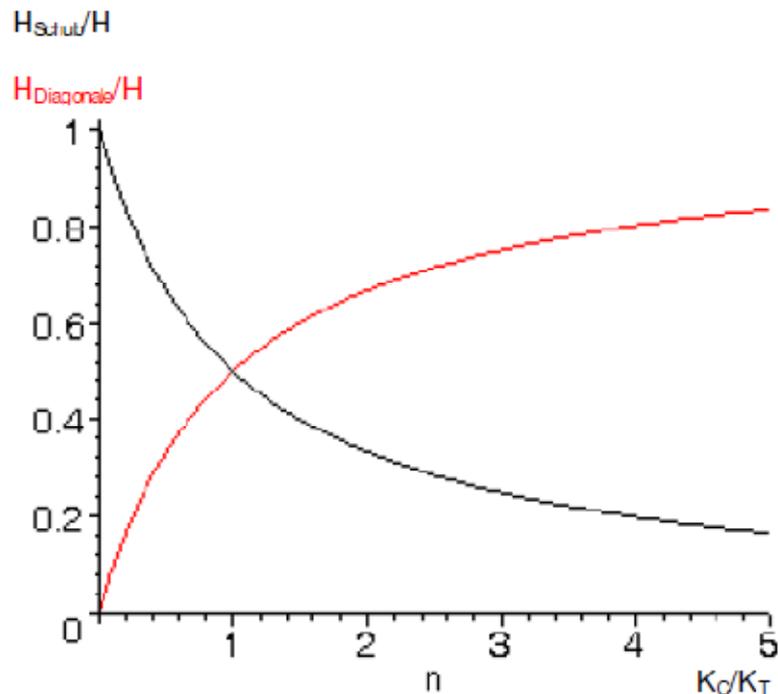


Abbildung 63: Inverser Verlauf von Druck- und Schubbelastung in Abhängigkeit von K_c und K_t (Diagramm: Kreuzinger)

mit

H_{Schub} ... Lastanteil des Tragmechanismus Schubfeld an der Gesamtlast H
 $H_{\text{Diagonale}}$... Lastanteil des Tragmechanismus Druckdiagonale an der Gesamtlast H
 H ... Gesamte aufnehmbare Horizontalkraft

Es kann also für die Bestimmung der Kenngröße σ_c dieselbe Kurve verwendet werden, die auch zur Berechnung von u und τ herangezogen wird. Zur Ermittlung von u , τ und σ_c ist unter Berücksichtigung der Korrekturbeiwerte in den Formeln (34) bis (36) demnach nur eine Kurve in Abhängigkeit der Klotzlänge in einem zweidimensionalen Diagramm erforderlich. Der verwendete Hilfsbeiwert beinhaltet dabei alle systematischen Steifigkeitsverhältnisse sowie geometrischen Größen und wird in weiterer Folge zur Berechnung der realen Größen der Kennwerte u , τ und σ_c entsprechend der wahren Größe der zuvor mit „1“ festgelegten Variablen H und G skaliert.

Durch die Anordnung einer zweiten, rechts befindlichen, invers verlaufenden Y-Achse im Diagramm (Abbildung 64) kann das Berechnungsdiagramm weiter simplifiziert werden. Die rechte Ordinate weist dabei jene Kraftkomponente der Gesamtlast von $1000 \text{ N/lfm} \times 1,25 \text{ lfm} = 1250 \text{ N}$ aus, die der Druckdiagonale zufällt. Die rechte Y-Achse wurde dabei so skaliert, dass der Wert direkt abgelesen werden kann, ohne weitere Berechnungen durchführen zu müssen, es ist kein zusätzlicher Korrekturfaktor erforderlich.

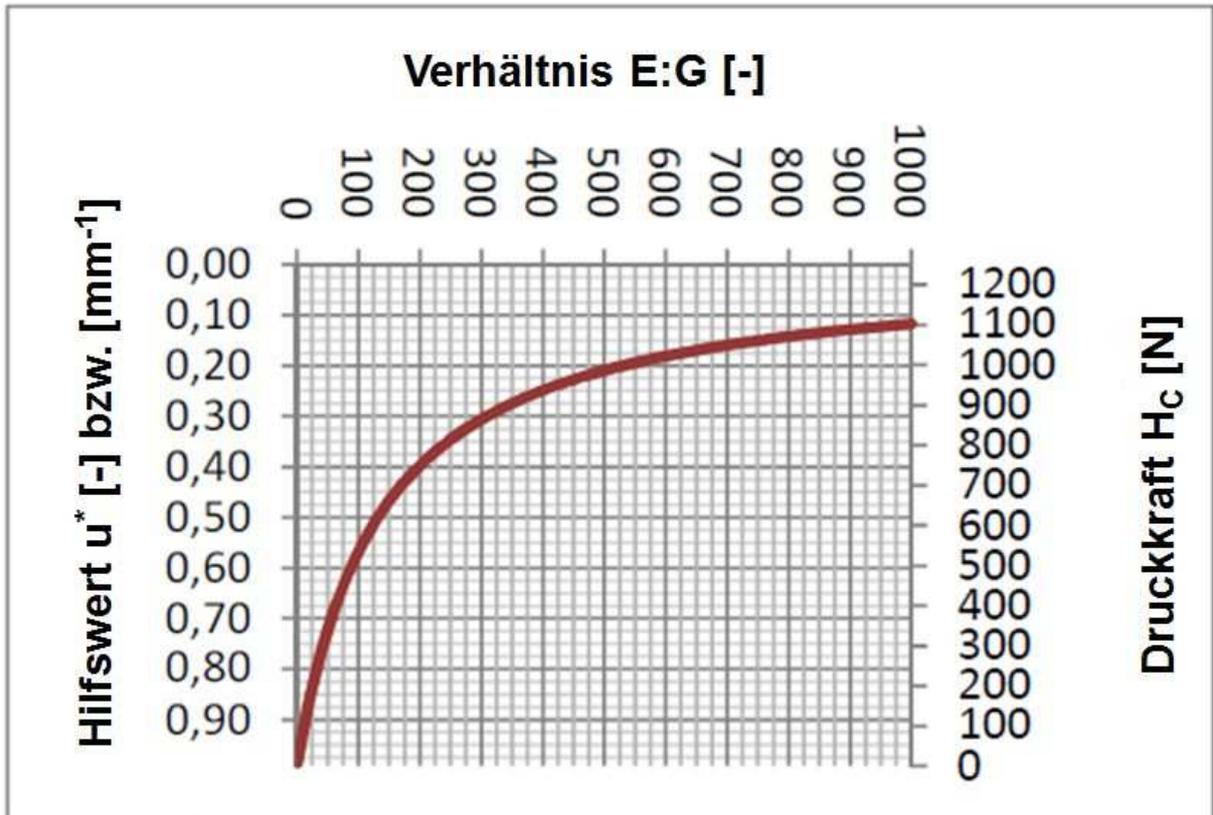


Abbildung 64: Berechnungsdiagramm am Beispiel einer Klotzlänge von 100 mm (Edinger, 2010)

An der linken, nach unten gerichteten Y-Achse kann der Hilfswert u^* ermittelt werden, welcher mit nachfolgenden Divisoren behaftet wird, um die Kopfverschiebung u und Schubspannung τ zu erhalten:

$$u = u^* \cdot \frac{H}{G} \quad (41)$$

$$\tau = \frac{u^*}{c} \quad (42)$$

Der Hilfswert u^* nimmt für die Berechnung der Schubspannung (u^*) eine Einheit von [mm⁻¹] an, für die Bestimmung der Kopfverschiebung (u^*_{Kopf}) ist er einheitslos (vgl. Abbildung 65). Die Konstante c in Formel (42) ergibt sich aus nachfolgender Berechnung, am Beispiel einer Klotzlänge von 50 mm, für alle Klotzlängen zu:

$$c = \frac{u^*}{\tau} = \frac{\frac{1}{\frac{1}{\frac{2}{(G \cdot b_{\tau}) \cdot l} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{h}{3 \cdot l}} + \frac{h}{1 + \frac{l}{3 \cdot h}} \right)} + \frac{1}{\frac{1}{\frac{2 \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{2 \cdot (e + \frac{l_c}{2})}{l}} \right)^2} \cdot \left(\frac{(h/l)^2}{\frac{E}{G} \cdot b_c \cdot l_c} + \frac{1}{\frac{E}{G} \cdot b_c \cdot l_c} \right)}}}{\frac{1}{\frac{1}{\frac{2}{(G \cdot b_{\tau}) \cdot l} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{h}{3 \cdot l}} + \frac{h}{1 + \frac{l}{3 \cdot h}} \right)} + \frac{1}{\frac{1}{\frac{2 \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{2 \cdot (e + \frac{l_c}{2})}{l}} \right)^2} \cdot \left(\frac{(h/l)^2}{\frac{E}{G} \cdot b_c \cdot l_c} + \frac{1}{\frac{E}{G} \cdot b_c \cdot l_c} \right)}}}}}{\frac{1}{\frac{1}{\frac{2}{(G \cdot b_{\tau}) \cdot l} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{h}{3 \cdot l}} + \frac{h}{1 + \frac{l}{3 \cdot h}} \right)} + \frac{1}{\frac{1}{\frac{2 \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{2 \cdot (e + \frac{l_c}{2})}{l}} \right)^2} \cdot \left(\frac{(h/l)^2}{\frac{E}{G} \cdot b_c \cdot l_c} + \frac{1}{\frac{E}{G} \cdot b_c \cdot l_c} \right)}}}} \cdot \frac{1}{l \cdot b_{\tau}}}$$

$$= \frac{\frac{1}{\frac{1}{\frac{2}{\left(\frac{1 \cdot 14}{3}\right) \cdot 1250} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{2500}{3 \cdot 1250}} + \frac{2500}{1 + \frac{1250}{3 \cdot 2500}} \right)} + \frac{1}{\frac{1}{\frac{2 \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{2 \cdot (50 + \frac{50}{2})}{1250}} \right)^2} \cdot \left(\frac{\left(\frac{2500}{1250}\right)^2}{\frac{1 \cdot 8 \cdot 50}{6}} + \frac{1}{\frac{1 \cdot 8 \cdot 50}{6}} \right)}}}}}{\frac{1}{\frac{1}{\frac{2}{\left(\frac{1 \cdot 14}{3}\right) \cdot 1250} \cdot \left(\frac{1}{1 + \frac{2500}{3 \cdot 1250}} + \frac{2500}{1 + \frac{1250}{3 \cdot 2500}} \right)} + \frac{1}{\frac{1}{\frac{2 \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{2 \cdot (50 + \frac{50}{2})}{1250}} \right)^2} \cdot \left(\frac{\left(\frac{2500}{1250}\right)^2}{\frac{1 \cdot 8 \cdot 50}{6}} + \frac{1}{\frac{1 \cdot 8 \cdot 50}{6}} \right)}}}} \cdot \frac{1}{1250 \cdot 14}}$$

= 13,886 mm/N

(43)

mit

- l* ... Breite der Glasscheibe
- h* ... Höhe der Glasscheibe
- G* ... Schubmodul der Klebefuge
- b_τ* ... Breite der Klebefuge
- d_τ* ... Dicke der Klebefuge
- e* ... Lichter Abstand zwischen vertikal wirkender Klotzung und Glasecke
- E* ... Elastizitätsmodul der Klotzung
- l_c* ... Länge der Klotzung
- b_c* ... Breite der Klotzung
- d_c* ... Dicke der Klotzung

Da sich die Klotzlänge unmittelbar auf den Lastanteil der Druckdiagonale an der Gesamtlast H auswirkt, ist für jede Klotzlänge 50, 100, 150 und 200 mm eine eigene Kurve im Diagramm zu integrieren. Das sich ergebende Diagramm ist in Abbildung 65 dargestellt.

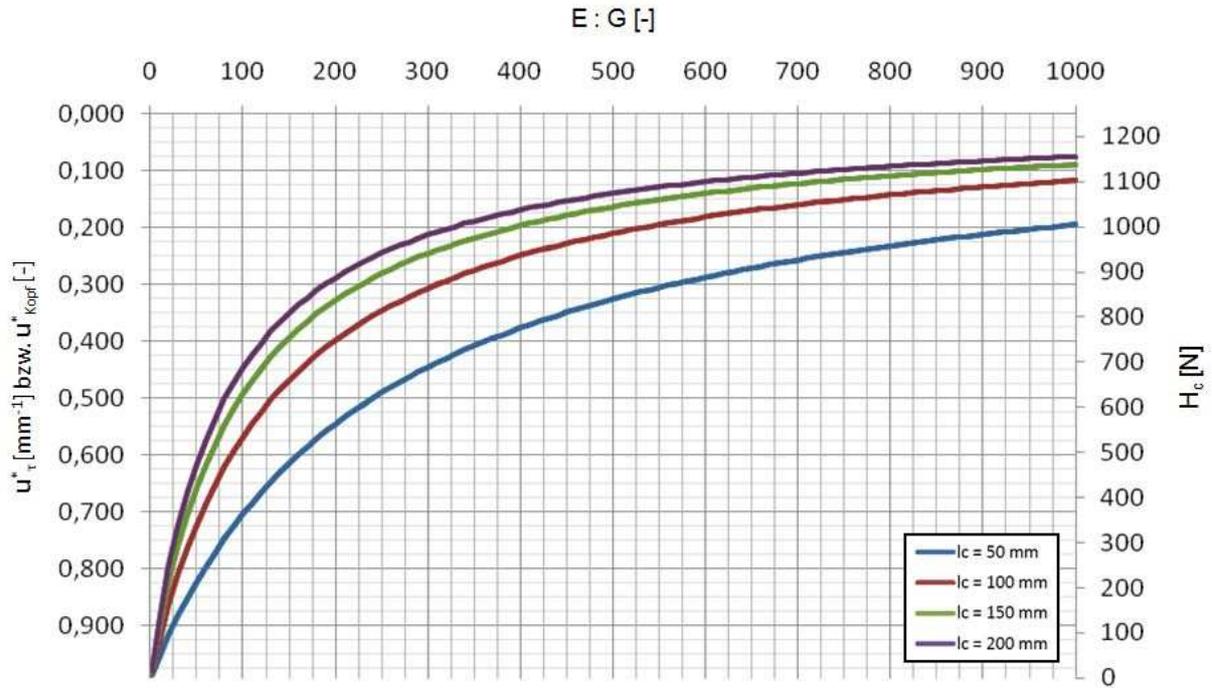


Abbildung 65: Berechnungsdiagramm für Klotzlängen von 50, 100, 150 und 200 mm (Edinger, 2010)

Nachfolgend soll die Anwendung des Berechnungsdiagramms exemplarisch dargestellt werden. Die dem Anwendungsbeispiel zugrunde gelegten Systemparameter und -größen seien:

- ➔ Elastizitätsmodul der Klotzung: $E = 400 \text{ N/mm}^2$ (bzw. $E_{\text{äq}} = 400 \text{ N/mm}^2$)
- ➔ Schubmodul der Verklebung: $G = 2,0 \text{ N/mm}^2$ (bzw. $G_{\text{äq}} = 2,0 \text{ N/mm}^2$)
- ➔ Klotzlänge: $l_c = 50 \text{ mm}$
- ➔ Horizontalkraft: $H = 12 \text{ kN/lfm}$
- ➔ Geometrie: entsprechend den konstanten Randbedingungen

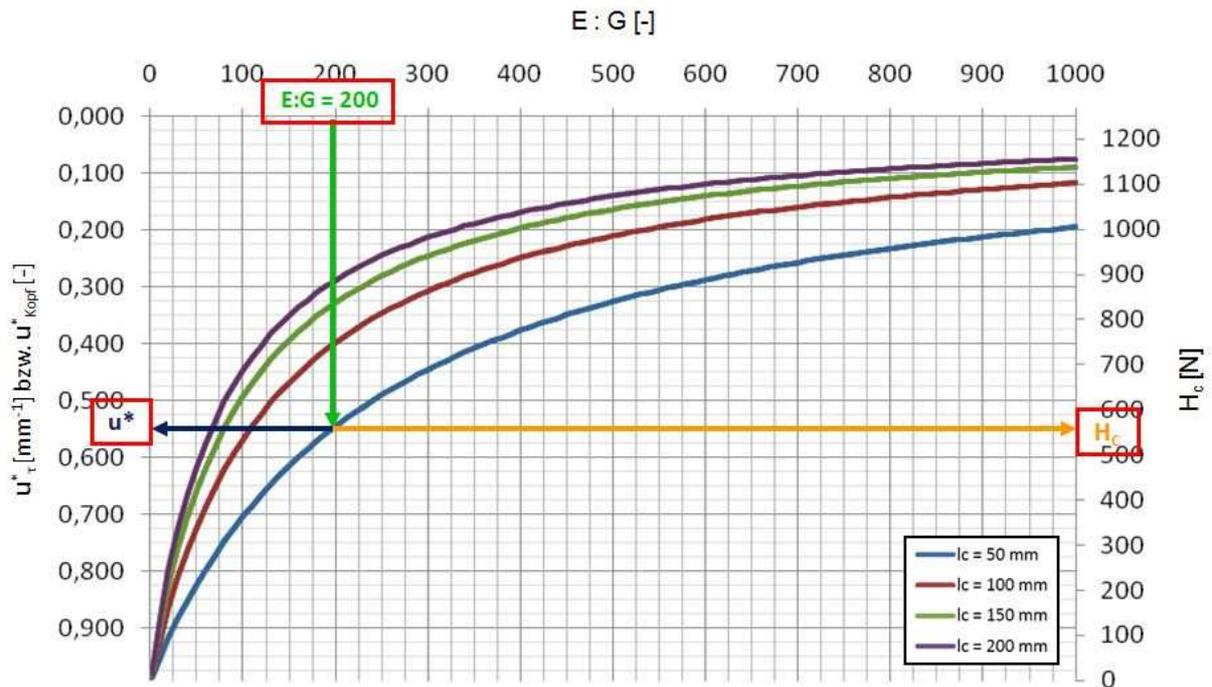


Abbildung 66: Beispiel zur Anwendung des Berechnungsdiagramms (Edinger, 2010)

1. Das Verhältnis der Moduln ergibt sich zu $E / G = 400 \text{ [N/mm}^2\text{]} / 2 \text{ [N/mm}^2\text{]} = 200 \text{ []}$.
2. Die Kurve der Klotzlänge 50 mm wird geschnitten, an der linken Ordinate der Hilfwert u^* mit $u^*_{\text{Kopf}} = 0,545 \text{ [-]}$ bzw. $u^*_\tau = 0,545 \text{ [mm}^{-1}\text{]}$ abgelesen.
3. Die Kopfverschiebung u wird mit $u = u^*_{\text{Kopf}} \cdot H / G = 0,545 \text{ [-]} \times 1 \text{ [N/mm]} / 2 \text{ [N/mm}^2\text{]} = 0,273 \text{ [mm]}$ je 1 [kN/lfm] errechnet und mit der einheitslosen Größe $12 \text{ [kN/lfm]} / 1 \text{ [kN/lfm]} = 12 \text{ [-]}$ skaliert. Es ergibt sich eine reale Kopfverschiebung infolge einer Horizontalkraft von $H = 12 \text{ [kN/lfm]}$ von $u = 0,273 \text{ [mm]} \times 12 \text{ [-]} = 3,276 \text{ [mm]}$.
4. Die Schubspannung τ wird mit $\tau = u^*_\tau / c = 0,545 \text{ [mm}^{-1}\text{]} / 13,8899 \text{ [mm/N]} = 0,039 \text{ [N/mm}^2\text{]}$ je 1 [kN/lfm] bestimmt und abermals mit dem einheitslosen Faktor $12 \text{ [kN/lfm]} / 1 \text{ [kN/lfm]} = 12 \text{ [-]}$ skaliert. Es resultiert damit eine wahre Schubspannung von $\tau = 0,039 \text{ [N/mm}^2\text{]} \times 12 \text{ [-]} = 0,468 \text{ [N/mm}^2\text{]}$.
5. An der rechten Ordinate wird der Lastanteil der Druckdiagonale H_c an der Gesamtlast von $H = 1 \text{ [kN/lfm]} \times 1,25 \text{ [m]} = 1250 \text{ [N]}$ mit $H_c = 563 \text{ [N]}$ abgelesen und entsprechend skaliert: $H_c = 563 \text{ [N]} \times 12 \text{ [-]} = 6759 \text{ [N]}$. Über die in (Hochhauser, 2011) angegebenen Formeln kann H_c einfach in eine entsprechende Druckspannung σ_c der Klötze umgerechnet werden. Der Lastanteil des Schubfeldes H_τ ergibt sich aus simpler Subtraktion zu: $H_\tau = H - H_c = 12000 \text{ [N]} - 6759 \text{ [N]} = 5241 \text{ [N]}$.

Um die Berechnung und Bemessung (vgl. Hochhauser, 2011) mittels Diagramm auch bei von den konstanten Randbedingungen abweichenden Geometrien durchführen zu können, sollte im Rahmen eines weiteren Forschungsprojekts oder einer Diplomarbeit eine Vielzahl an Berechnungsdiagrammen entwickelt werden, um die grafische Bemessung von Holz-Glas-

Verbundscheiben auch für Baubeteiligte, welche nicht über ein fundiertes mechanisches Wissen verfügen, durchführbar zu machen. Im Zuge dieser Diagrammentwicklungen sollte versucht werden Lasten aus Eigengewicht, Plattenbeanspruchungen, Einwirkungen infolge kompositinhärenter Zwängungen zufolge thermischer oder hygriischer Beanspruchungen und auch Scheibenimperfectionen, welche bisher nicht Einfluss fanden, in eine äquivalente Horizontalkraft umzurechnen, um diese künftig ebenfalls berücksichtigen zu können. Es könnte auch versucht werden die bisher getroffenen, grundlegenden Annahmen einer identischen Schubfedersteifigkeit längs und quer zur Klebefuge $k = k_w = k_u$ sowie einer gleichen vertikal und horizontal wirkenden Klotzfedersteifigkeiten $K = K_H = K_V$ zu eliminieren (vgl. Hochhauser, 2011).

4.2.2 Erweiterung des Berechnungs- und Bemessungskonzepts

4.2.2.1 Die Beulwertreduktion für Verbundsicherheitsgläser

An dieser Stelle soll die Beulwertreduktion für Verbundsicherheitsgläser infolge nachgiebigen Verbunds von Polyvinylbutyralfolien dargelegt werden. Die Ausarbeitung erfolgt anhand einer frei drehbar gelagerten, an den gegenüberliegenden Querrändern beanspruchten Platte.

Nach (Timoshenko, 1961) ergibt sich hierfür die kritische Beullast zu

$$P_x = \frac{\pi^2 * a^2 * D * \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} a_{mn}^2 * \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{n^2}{b^2} \right)^2}{\sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} m^2 * a_{mn}^2} \quad (44)$$

Der Ausdruck für die kritische Beullast in Gleichung (44) wird gemäß (Timoshenko, 1961) ein Minimum, wenn mit einer Ausnahme alle Koeffizienten a_{mn} gleich Null angenommen werden. Es ergibt sich so

$$P_x = \frac{\pi^2 * a^2 * D}{m^2} * \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{n^2}{b^2} \right)^2 \quad (45)$$

Nach (Mang, 1995) wird in (Englhardt, 2007) festgehalten: „Dieser Ausdruck für P_x ist gleich dem für jenes P_x , für das die Durchbiegungen einer durch gleichförmig verteilte Druckspannungen längs der beiden Querränder sowie durch gleichverteilte Vollbelastung normal zur Plattenmittelebene belasteten Platte unendlich groß werden.“

Im Eigenwertproblem der Gleichung (45) ist gut erkennbar, dass sich der kleinste Eigenwert P_x für eine Halbwelle über die Plattenbreite, also bei $n = 1$, ergeben wird. Physikalisch bedeutet dies, dass eine Platte eine Beulform annimmt, bei welcher mehrere Halbwellen längs der Druckbeanspruchung, aber nur eine quer zur Druckbeanspruchung, auftreten können (Abbildung 67).

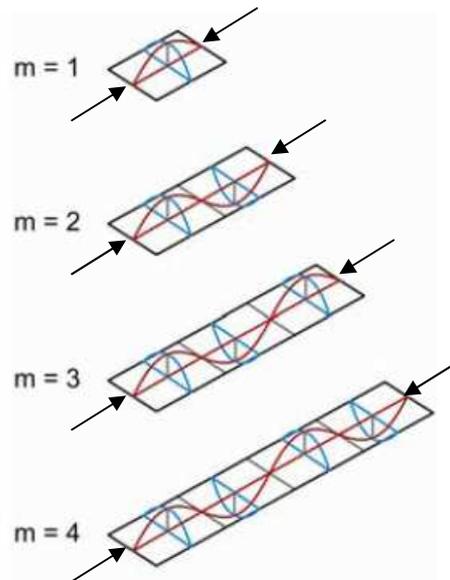


Abbildung 67: Beuleigenformen für eine Halbwelle quer zur Druckrichtung (Breite b) und ein bis vier Halbwellen längs zur Druckrichtung (Länge a) in Anlehnung an (Englhardt, 2007)

Der Ausdruck für die kritische Beullast $P_{X,crit}$ ergibt sich damit zu

$$P_{X,crit} = k * \frac{\pi^2 * D}{b^2} \quad (46)$$

mit nachfolgendem Ausdruck für den Beulwert k :

$$k = \left(\frac{m * b}{a} + \frac{a}{m * b} \right)^2 \quad (47)$$

Die Untersuchungen zum Beulverhalten von Verbundsicherheitsgläsern basieren auf der linearen Sandwichtheorie für Platten, welche beispielsweise in (Reissner, 1948) behandelt wird. In (Hoff, 1950) wird ein simples Berechnungsverfahren zur Bestimmung der ideellen Beullast einer Sandwichplatte präsentiert. Die Erweiterung dieses Modells auf Sandwichelemente mit dicken Deckschichten, was dem Aufbau eines Verbundsicherheitsglases entspricht, erfolgte jedoch erst in (Zenkert, 1997). Nachfolgende Betrachtungen basieren auf (Zenkert, 1997) sowie (Luible, 2004). Die getroffenen Annahmen zum Modell sind nachfolgend zusammengefasst:

- ➔ Das „Materialverhalten der Deckschichten und der Zwischenschicht ist linear elastisch,
- ➔ die Deckschichten sind eben und haben eine konstante Dicke,
- ➔ die Dicke der Deckschichten ist so groß, dass deren Steifigkeiten nicht vernachlässigt werden können,
- ➔ die Mittelebenen der Deckschichten verlaufen zueinander parallel,
- ➔ die Zwischenschicht besteht aus einem schubweichen elastischen Material,
- ➔ die Biegesteifigkeit der Zwischenschicht wird vernachlässigt,
- ➔ die Dicke der Zwischenschicht bleibt auch im verformten Zustand erhalten,
- ➔ die Sandwichplatte ist auf zu den Koordinatenachsen parallelen Kanten gelenkig gelagert,
- ➔ die Schubverformung an den Kanten der Platte sei ungehindert möglich,

→ die Beulverformungen lotrecht zur Plattenmittelebene sind hinreichend klein (lineare Sandwichtheorie)“ (Luible, 2004).

Der Ausdruck für die kritische Beullast von Verbundsicherheitsgläsern in (Zenkert, 1997) sei laut (Luible, 2004) jedoch „vermutlich fehlerhaft“. In (Luible, 2004) wird die kritische Beullast von Verbundsicherheitsgläsern unter der Annahme eines vollen Verbunds ($G_{PVB} \rightarrow \infty$) sowie unter Festlegung von $n = 1$ Halbwellen in Plattenquerrichtung wie folgt dargestellt:

$$N_{x,crit,vv} = \left(\frac{m * b}{a} + \frac{a}{m * b} \right)^2 * \frac{\pi^2 * (D_1 + D_1 + D_S)}{b^2} = \left(\frac{m * b}{a} + \frac{a}{m * b} \right)^2 * \frac{\pi^2 * D}{b^2} \quad (48)$$

Laut (Englhardt, 2007) wird jedoch auch die Ausarbeitung in (Luible, 2004) „fehlerhaft dargestellt“, die Ergebnisse seien jedoch korrekt. In (Englhardt, 2007) wird wieder unter der Annahme von $n = 1$ Halbwellen in Plattenquerrichtung der kritische Beulwert bei teilweisem Verbund wie folgt angegeben:

$$k_{tv} = \left(\frac{m * b}{a} + \frac{a}{m * b} \right)^2 * \frac{\frac{D_1 + D_2}{D} * \left[\left(\frac{m * b}{a} \right)^2 + 1 \right] + \frac{A * b^2}{D_S * \pi^2}}{\left[\left(\frac{m * b}{a} \right)^2 + 1 \right] + \frac{A * b^2}{D_S * \pi^2}} \quad (49)$$

Da sich der kritische Beulwert bei vollem Verbund gemäß Formel (47) mit

$$k_{vv} = \left(\frac{m * b}{a} + \frac{a}{m * b} \right)^2 \quad (50)$$

errechnen lässt, differieren nun die Beulwerte für vollen Verbund k_{vv} und teilweisen Verbund k_{tv} um einen Faktor f_{tv}

$$k_{tv} = f_{tv} * k_{vv} \quad (51)$$

Dieser Faktor ergibt sich aus dem Vergleich der Formeln (49) und (50) zu:

$$f_{tv} = \frac{\frac{D_1 + D_2}{D} * \left[\left(\frac{m * b}{a} \right)^2 + 1 \right] + \frac{A * b^2}{D_S * \pi^2}}{\left[\left(\frac{m * b}{a} \right)^2 + 1 \right] + \frac{A * b^2}{D_S * \pi^2}} \quad (52)$$

mit

$$A = \frac{G_{PVB} * (z_1 + z_2)^2}{t_{PVB}} \quad (53)$$

und

$$D = D_1 + D_2 + D_S \quad (54)$$

und

$$D_i = \frac{E_G * t_i^3}{12 * (1 - \nu_G^2)} \quad (55)$$

und

$$D_S = \frac{E_G * t_1 * z_1^2 + E_G * t_2 * z_2^2}{1 - \nu^2} \quad (56)$$

Dieses Gleichungssystem soll nun exemplarisch für eine VSG-Scheibe aus 2 x 4 mm ESG und einer PVB-Foliendicke von 0,76 mm gelöst werden:

$$\begin{aligned} D_S &= \frac{E_G * t_1 * z_1^2 + E_G * t_2 * z_2^2}{1 - \nu^2} = \frac{70000 * 4 * \left\{\frac{4}{2} + \frac{0,76}{2}\right\}^2 + 70000 * 4 * \left\{\frac{4}{2} + \frac{0,76}{2}\right\}^2}{1 - 0,23^2} \\ &= 3349238,73 \text{ Nmm} \end{aligned} \quad (57)$$

$$D_i = D_1 = D_2 = \frac{E_G * t_i^3}{12 * (1 - \nu_G^2)} = \frac{70000 * 4^3}{12 * (1 - 0,23^2)} = 394186 \text{ Nmm} \quad (58)$$

$$D = D_1 + D_2 + D_S = 394186 + 394186 + 3349238,73 = 4137610,25 \text{ Nmm} \quad (59)$$

Unter Annahme von $G_{PVB} = 0,4 \text{ N/mm}^2$ gemäß (ÖNORM B 3716-1) ergibt sich

$$\begin{aligned} A &= \frac{G_{PVB} * (z_1 + z_2)^2}{t_{PVB}} = \frac{G_{PVB} * \left(\left\{\frac{t_1}{2} + \frac{t_{PVB}}{2}\right\} + \left\{\frac{t_2}{2} + \frac{t_{PVB}}{2}\right\}\right)^2}{t_{PVB}} = \frac{0,4 * \left(\left\{\frac{4}{2} + \frac{0,76}{2}\right\} + \left\{\frac{4}{2} + \frac{0,76}{2}\right\}\right)^2}{0,76} \\ &= 11,93 \text{ N/mm} \end{aligned} \quad (60)$$

und damit folgt für f_{tV} unter Annahme von $m = 1$ Halbwellen über die Plattenlängsrichtung sowie unter Berücksichtigung von $a = h$ und $b = l$

$$\begin{aligned} f_{tV} &= \frac{\frac{D_1 + D_2}{D} * \left[\left(\frac{m * b}{a}\right)^2 + 1\right] + \frac{A * b^2}{D_S * \pi^2}}{\left[\left(\frac{m * b}{a}\right)^2 + 1\right] + \frac{A * b^2}{D_S * \pi^2}} = \frac{\frac{D_1 + D_2}{D} * \left[\left(\frac{l}{h}\right)^2 + 1\right] + \frac{A * l^2}{D_S * \pi^2}}{\left[\left(\frac{l}{h}\right)^2 + 1\right] + \frac{A * l^2}{D_S * \pi^2}} \\ &= \frac{\frac{394186 + 394186}{4137610,25} * \left[\left(\frac{1250}{2500}\right)^2 + 1\right] + \frac{11,93 * 1250^2}{3349238,73 * \pi^2}}{\left[\left(\frac{1250}{2500}\right)^2 + 1\right] + \frac{11,93 * 1250^2}{3349238,73 * \pi^2}} = 0,4422 \quad (61) \end{aligned}$$

Ergo ist für das dargelegte Beispiel der kritische Beulwert für vollen Verbund k_{vV} zur Bestimmung des Beulwerts für teilweisen Verbund k_{tV} mit dem Faktor $f_{tV} = 0,4422$ zu behaften.

mit

$P_x \dots$	Druckkraft in X-Richtung
$P_{x,crit} \dots$	Kritische Beullast in X-Richtung
$k \dots$	Beulwert
$k_{vV} \dots$	Beulwert unter Annahme vollen Verbunds
$k_{tV} \dots$	Beulwert unter Annahme teilweisen Verbunds
$D_j \dots$	Plattensteifigkeit (von Einzelscheiben) - vgl. Formel (63)
$D_S \dots$	Plattensteifigkeit der Zwischenschicht
$a \dots$	Plattenlänge
$b \dots$	Plattenbreite
$t_i \dots$	Dicke (der Einzelscheiben)
$t_{pVB} \dots$	Dicke der Zwischenschicht
$G_{pVB} \dots$	Schubmodul der Zwischenschicht
$m \dots$	Anzahl der Halbwellen in Plattenlängsrichtung
$n \dots$	Anzahl der Halbwellen in Plattenquerrichtung
$z_1, z_2 \dots$	Abstand der Schwerpunktsachsen der Deckschichten zu jener des Gesamtquerschnitts
$E \dots$	Elastizitätsmodul
$\nu \dots$	Querdehnzahl
$tV \dots$	Teilweiser Verbund
$vV \dots$	Voller Verbund
$f_{tV} \dots$	Faktor zur Abminderung von k_{vV} zur Bestimmung von k_{tV}

Eine vertiefte Studie des Beulverhaltens schubverklebter und verklotzter Lamine mit dicken Deckschichten im Rahmen einer weiteren Diplomarbeit oder Dissertation wäre wünschenswert, um die Abminderung des Beulwertes schub- und druckverklebter Verbundsicherheitsgläser infolge nachgiebigen Verbunds für den Einsatz in Holz-Glas-Verbundkonstruktionen exakt bestimmen zu können (vgl. dazu Kapitel 4.2.2.2).

4.2.2.2 Zur Superposition von Schub- und Druckbeulen

Grundlagen:

Bereits in (Hochhauser, 2011) wurde gezeigt, dass eine kombinierte Schubverklebung und Klotzung von Holz-Glas-Verbundscheiben durchaus zweckmäßig erscheint. Die pauschal gültige Berechnung und Bemessung von Verbundscheiben aus Holz und Glas ist heute möglich und eröffnet dieser jungen Verbundbauweise mannigfache Einsatzmöglichkeiten. Die in (Hochhauser, 2011) vorgestellte Nachweisführung basiert zum Großteil auf normativen Grundlagen. Eine Ausnahme bildet jedoch der Stabilitätsnachweis der Glasscheiben infolge umlaufender Schubverklebung und konzentrierter Klotzung. Eine exakte Betrachtung des Beulverhaltens infolge gekoppelter Tragmechanismen blieb bisher aus, man bediente sich der sogenannten Dunkerley'schen Geraden um eine lineare Interaktion der Beulwerte infolge umlaufendem Schubfluss und konzentrierten Druckkräften im Klotzbereich vornehmen zu können (Abbildung 68).

Interaktion von Beulwerten über die Dunkerley'sche Gerade:

$\kappa_{\tau} = 5,59$ (Beulwert zufolge Schubbeulen: Minimalwert für $\alpha = 4$ aus DIN 4114 - Tafel 6)
 $\kappa_c = 3,85$ (aus (Englhardt, 2007))

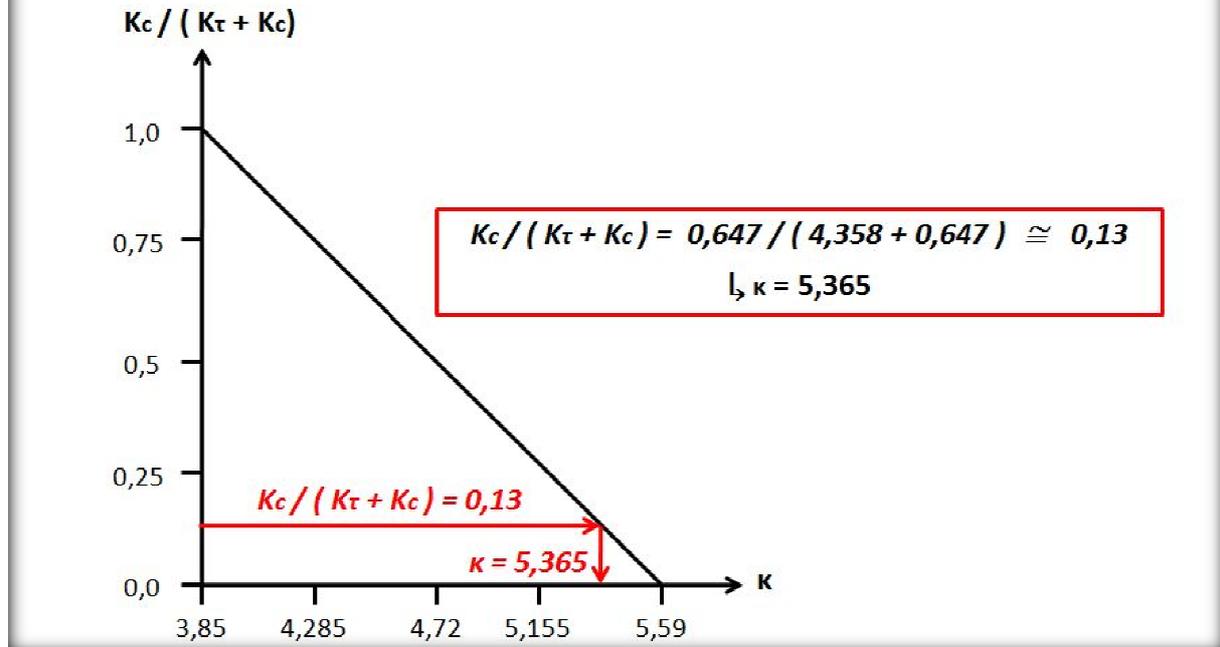


Abbildung 68: Lineare Interaktion über die Dunkerley-Gerade zur Bestimmung des Beulwerts für schubverklebte und geklotzte Glasscheiben

mit

- κ_{τ} ... Beulwert für Schubbeulen
- κ_c ... Beulwert für Druckbeulen
- K_{τ} ... Systemsteifigkeit des Tragmechanismus Schubfeld
- K_c ... Systemsteifigkeit des Tragmechanismus Druckdiagonale
- α ... Seitenverhältnis der Platte
- κ ... Resultierender Beulwert infolge superponierter Schub- und Druckbeule

Die Variable κ_c in Abbildung 68 steht für die Systemsteifigkeit infolge Klotzung, die Variable κ_{τ} für die Steifigkeit des Tragmechanismus Schubfeld. Die Bestimmung beider Werte ist in (Hochhauser, 2011) eingehend beschrieben und wird an dieser Stelle nicht neuerlich präsentiert. Durch den Vergleich der Steifigkeiten wird eine Lastaufteilung auf Schubfeld und Druckdiagonale möglich. Mit selbigem Verhältnis geht man in das in Abbildung 68 dargestellte Diagramm und kann den zugehörigen Beulwert ablesen. Auch mittels nachfolgender Formeln ist die Berechnung des Beulwerts möglich:

$$\kappa = \kappa_c + (\kappa_{\tau} - \kappa_c) * \left(1 - \frac{K_c}{K_c + K_{\tau}}\right) \tag{62}$$

Die Beulwertbestimmung über die Dunkerley'sche Gerade stellt die einfachste, auf der sicheren Seite liegende Interaktionsbeziehung dar. Sie wird seit vielen Jahrzehnten insbesondere im Stahlbau häufig

zur Berechnung verschiedenster Interaktionen herangezogen. Dieses Kapitel beschäftigt sich mit der Beurteilung der Dunkerley'schen Geraden als Berechnungsinstrument des Beulwerts von schubverklebten und geklotzten Holz-Glas-Verbundscheiben. Die hierfür herangezogenen Grundlagen zur Stabilität von Scheibentragwerken sind in der Literatur eingehend beschrieben, insbesondere verwiesen werden soll auf (Kollbrunner, 1958), (Girkmann, 1959) und (Bürgermeister, 1963).

Die Grenzfälle in Abbildung 68 bilden die Beulwerte zufolge Schubbeulen $k_{\tau} = 5,59$, welcher in Analogie zum Stahlbau mit einer Querdehnzahl von $\nu = 0,3$ als Minimalwert für ein Seitenverhältnis von $\alpha = 4$ der der DIN 4114 aus Tafel 6 entnommen wurde, und jener zufolge Druckbeulen infolge Lastabtrag über die Diagonale von $k_c = 3,85$, welcher (Englhardt, 2007) entlehnt wurde und auf einer Querdehnzahl von $\nu = 0,23$ basiert.

In (Englhardt, 2007) wurden Flächentragwerke aus Glas eingehend behandelt, auch führte Englhardt Beulwertbestimmungen zu diagonal geklotzten Glasscheiben durch. Er ordnet hierbei die Klötze trotz nichtquadratischer Glasscheibe in gleichem Abstand zur Glasecke an (Abbildung 69). Im Programmteil Scheiben in (Hochhauser, 2011) wurde in Anlehnung an (Englhardt, 2007) die Klotzanordnung analog ausgeführt, da hieraus ein Beulwert für schubverklebte und geklotzte Holz-Glas-Verbundscheiben abgeleitet werden konnte. Grundsätzlich ist aber von einer derartigen Klotzanordnung abzusehen, da sich eine ungleichmäßige Pressung der vertikal und horizontal angeordneten Klötze einstellen und sich damit eine Scheibenrotation, die sich wiederum nachteilig auf den Tragmechanismus vor allem semielastischer Schubfelder auswirken kann, ergeben wird, auch wenn eine Anordnung der Klötze im Eckbereich positiven Einfluss auf den resultierenden Beulwert von Scheiben hat (vgl. Englhardt, 2007).

Im Detail sind folgende Kontaktformulierungen und Randbedingungen in (Englhardt, 2007) angegeben: Die Glasscheiben werden mit den Abmessungen $2000 \times 1000 \times 6$ mm modelliert. Die Klotzungen bestehen aus Polyacetal, weisen eine Länge von 80 mm, eine Dicke von 3 mm, eine Breite von $t_{\text{Scheibe}} + 2$ mm = 8 mm sowie einen Abstand zur Scheibenecke von 20 mm auf. Die Scheibe wird in ihrer Ebene über die Klötze gehalten, aus der Ebene wird sie an den Rändern umlaufend, allseitig gelenkig sowie in ihrer Ebene verschieblich gelagert.

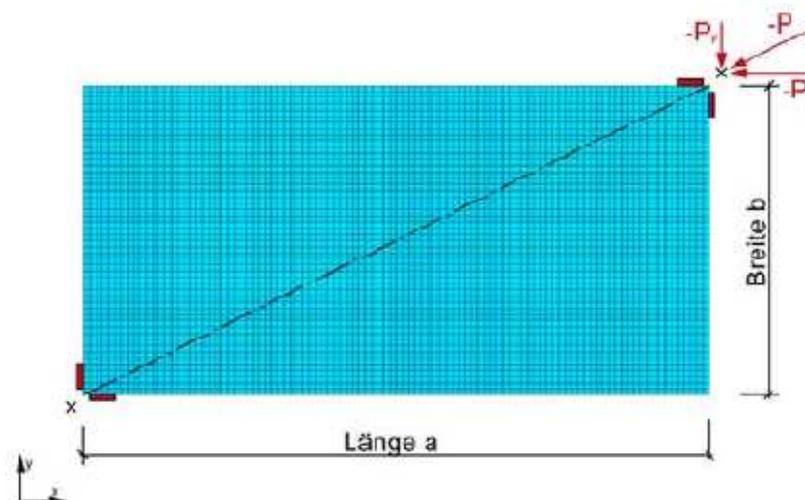


Abbildung 69: Modell zur Ermittlung der Beullasten. Anordnung der vertikal und horizontal wirkenden Klötze in gleichem Abstand zur Glasecke (Englhardt, 2007)

Enghardt entwickelt in seiner Dissertation eine für alle behandelten Systeme gültige, analytische Methodik zur Bestimmung der ideellen Beullast. Die Basis der ideellen Beullastermittlung bilden nachfolgende Formel für die Plattensteifigkeit D in [Nmm]

$$D = \frac{E * t^3}{12 * (1 - \nu^2)} \quad (63)$$

mit

D ...	Plattensteifigkeit
E ...	Elastizitätsmodul des Plattenmaterials
t ...	Dicke der Platte
ν ...	Querdehnzahl des Plattenmaterials

und der kritische Beulwert $P_{x,crit}$ in Formel (45), die sich gemäß Kapitel 4.2.2.1 unter Berücksichtigung von Formel (47) zu Formel (46) vereinfachen lässt. Die sich daraus errechnende ideale Beullast repräsentiert die Resultierende der vertikalen und horizontalen Kraftkomponente, sie weist eine Richtung entsprechend der Diagonalen des Systems auf (Abbildung 69). Der hierfür erforderliche Beulwert k kann mittels der in (Enghardt, 2007) numerisch abgeleiteten Girlandenkurven für die jeweilige Lasteinleitungsart bestimmt werden. Für die Breite b in Formel (46) muss dabei die kürzere Scheibenlänge eingesetzt werden.

Für diagonal geklotzte Scheiben ergeben sich aus (Enghardt, 2007) nachfolgende Girlandenkurven (Abbildung 70). Im rechten Bild ist in Rot die untere Einhüllende aller Girlandenkurven dargestellt. Für diagonal geklotzte Scheiben ergibt sich für den Beulwert k ein Kleinstwert von $k = 3,85$, wie bereits in Abbildung 68 dargestellt wurde.

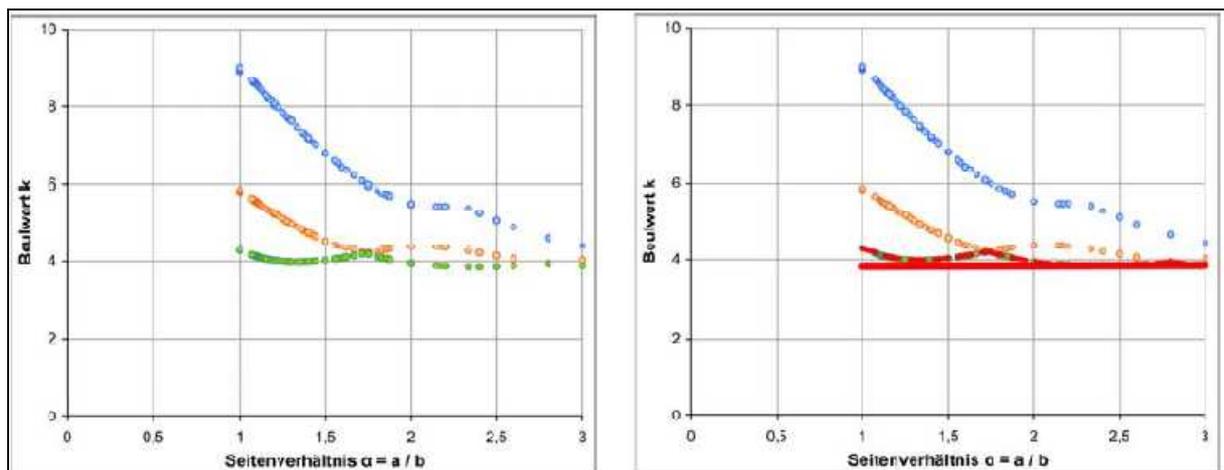


Abbildung 70: Links: Girlandenkurven bzw. Beulwerte diagonal geklotzter Scheiben – die resultierende Beullast entspricht der Diagonalkraft. Rechts: Selbiges Diagramm mit unterer Einhüllenden in Rot (Enghardt, 2007)

Enghardt weist in seiner Arbeit auch die Hauptfaktoren für das Beulen von Flachgläsern und Flachglasprodukten aus. Diese seien an dieser Stelle aufgrund ihrer großen Relevanz für den Holz-Glas-Verbundbau zitiert: „Das Flächentragverhalten bzw. Stabilitätsverhalten ebener Glasscheiben

hängt von einer Reihe unterschiedlicher Einflussgrößen ab. Als maßgebliche Einflüsse sind hierbei die Festigkeiten sowohl von Glas als auch der weiteren eingesetzten Materialien wie Verbundfolie und Klotzungen, die Abmessungen der Glaselemente mit zugehörigen Toleranzwerten, die Imperfektionen bzw. Verwerfungen aus der Ebene der Glasscheiben und die Randbedingungen zu nennen.“ (Englhardt, 2007). Auf eine detailliertere Betrachtung in dieser Arbeit wird verzichtet, weitere Ausführungen hierzu finden sich in (Englhardt, 2007).

Vergleich von linearer und nichtlinearer Beulwertinteraktion:

Nachfolgende analytische und numerische Berechnungen wurden in enger Kooperation mit und von Herrn Dr. Lukas Neumann vom Institut für Mathematik der Universität Innsbruck sowie Herrn Prof. Anton Arnold vom Institut für Analysis und Scientific Computing der Technischen Universität Wien durchgeführt. Die textlichen Abschnitte wurde zum Teil in intensiver Zusammenarbeit mit Herrn Dr. Neumann verfasst.

Ziel dieser interdisziplinären Zusammenarbeit ist die Beurteilung der Eignung der Dunkerley’schen Geraden zur linearen, interaktiven Bestimmung der Beulwerte von schubverklebten und geklotzten Glasscheiben. Auf eine Herleitung von Girlandenkurven wird verzichtet, da aufgrund ähnlicher Beulformen von Schub- und Druckbeulen vermutet wird, dass eine exakte Bestimmung der Beulwerte keine maßgeblichen Veränderungen zur linearen Beulwertinteraktion mittels Dunkerley-Gerade liefern wird können.

Da bei den Scheibenversuchen in (Hochhauser, 2011) als auch in (Englhardt, 2007) die horizontal und vertikal wirkenden Klötze in gleichem Abstand zur Glasecke angeordnet wurden und auf dieser Ausführung das in (Hochhauser, 2011) angegebene lineare Interaktionsdiagramm mittels Dunkerley-Gerade basiert, beziehen sich auch die nachfolgenden Untersuchungen auf eine derartige Klotzanordnung. Die Geometrie und die Anordnung der Lasteinleitungspunkte ist in Abbildung 71 dargestellt. Die Krafteinleitung erfolgt einerseits über ein konstantes Schubfeld und andererseits über Klötze.

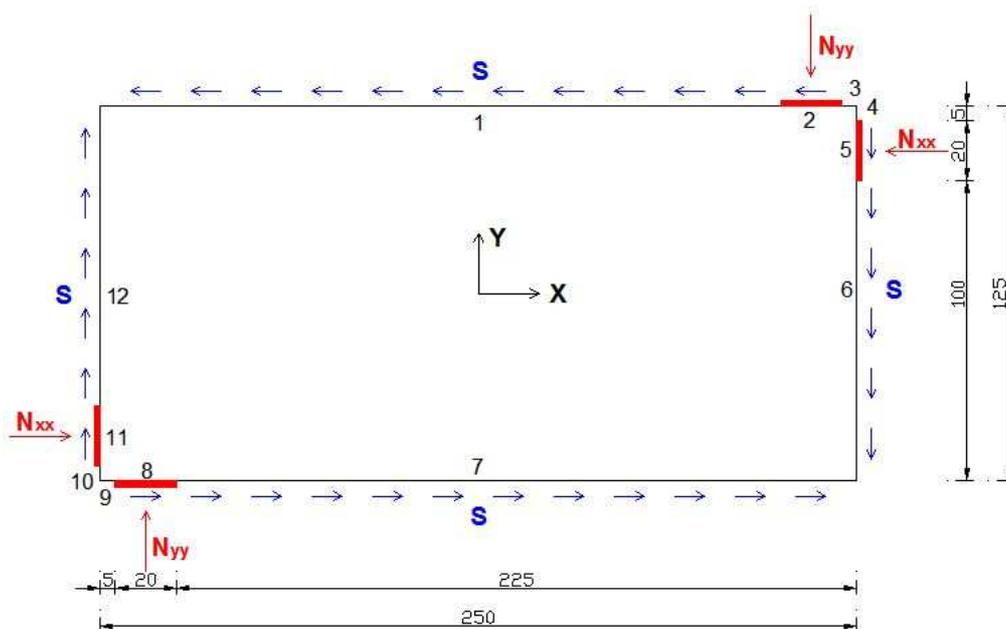


Abbildung 71: Darstellung der untersuchten Scheibengeometrie in [cm] mit S als konstante Schubspannung

Zur Lösung des Problems wird zunächst eine Navier'sche - eine gelenkige, örtlich feste - Lagerung aus der Ebene, umlaufend an den Scheibenrändern, angenommen. In der Plattenebene, auch an den Klötzen, sei die Platte frei verschieblich gelagert. Ferner wird vorausgesetzt, dass die Glasscheibe keinen Plattenbeanspruchungen unterworfen ist. Das Problem zerfällt dann in zwei Unterprobleme: Zunächst wird mittels bestehender Randbedingungen und durch Lösung des Scheibenproblems die Spannungsverteilung in der ebenen Platte berechnet. Anschließend erfolgt die Ermittlung der Beulwerte und -formen auf Basis dieser Spannungsverteilung.

Für die Berechnung des Spannungstensors bedient man sich des „plain-stress-application modes“ des Finiten Elemente-Programms COMSOL. Als Variablen werden die Verschiebungen $u(x, y)$ in X-Richtung und $v(x, y)$ in Y-Richtung verwendet. Die Verzerrungen lassen sich nun wie folgt ermitteln:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad (64)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad (65)$$

$$\varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} * \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \quad (66)$$

ε_x und ε_y stellen hierbei die Hauptnormalverzerrungen in X- beziehungsweise Y-Richtung der Platte dar und ε_{xy} die Hauptschubverzerrung. Die Hauptnormalverzerrung ε_z in Z-Richtung ließe sich aus ε_x und ε_y berechnen:

$$\varepsilon_z = -\frac{\nu}{(1-\nu)} * (\varepsilon_x + \varepsilon_y) \quad (67)$$

Aus den Formeln (64) bis (66) ergeben sich unter Einbeziehung des Elastizitätsmoduls E des Plattenmaterials nun die Spannungstensorkomponenten zu:

$$\sigma_x = \frac{E}{(1+\nu) * (1-2*\nu)} * [(1-\nu) * \varepsilon_x + \nu * \varepsilon_y + \nu * \varepsilon_z] \quad (68)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{(1+\nu) * (1-2*\nu)} * [\nu * \varepsilon_x + (1-\nu) * \varepsilon_y + \nu * \varepsilon_z] \quad (69)$$

$$\tau_{xy} = \frac{E}{(1+\nu)} * \varepsilon_{xy} \quad (70)$$

τ_{xy} sei dabei die Hauptschubspannung, σ_x und σ_y die Hauptnormalspannungen und ν die Poisson-Zahl der Platte. Das Scheibenproblem kann nun in der schwachen Form durch Variation der potentiellen Energie gelöst werden.

Um höhere Ableitungen zu vermeiden, wird die in der Mathematik zur Lösung von partiellen Differentialgleichungen oftmals verwendete „schwache Formulierung“ oder „schwache Form“ herangezogen. Das heißt es werden auch Lösungen erlaubt, die nach der klassischen Theorie nicht differenzierbar sind. Ferner eignet sich die schwache Formulierung hervorragend für numerische Untersuchungen mittels Finiter Elemente-Methoden.

Die potentielle Energie Π der Platte kann angeschrieben werden als

$$\Pi = U - W \quad (71)$$

mit der inneren Verzerrungsarbeit U und der äußeren Arbeit W . Unter Berücksichtigung von

$$\vec{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} \quad (72)$$

und

$$\vec{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ 2 * \varepsilon_{xy} \end{pmatrix} \quad (73)$$

kann die innere Verzerrungsarbeit auch angeschrieben werden als

$$U = \frac{1}{2} * \int_{\mathcal{D}} \vec{\sigma}^T * \vec{\varepsilon} dx \quad (74)$$

Das Gebiet \mathcal{D} steht hierbei für die Glasscheibe mit der in Abbildung 71 angegebenen Geometrie: $\mathcal{D} := [-1,25m, 1,25m] \times [-0,625m, 0,625m]$. Man beachte, dass die innere Verzerrungsarbeit in (74) nicht mit der Plattendicke wächst, da in weiterer Folge die Randbedingungen als Kraft pro Länge angegeben werden. Es erfolgt also eine Normierung auf die Plattendicke.

Die äußere Arbeit ist durch das Randintegral

$$W = \int_{\partial\mathcal{D}} (u, v) * \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{pmatrix} * \vec{n} ds \quad (75)$$

gegeben, wobei \vec{n} für den äußeren Einheitsnormalenvektor im karthesischen Koordinatensystem steht.

Die Verschiebungen u und v können jetzt aus Gleichung (75) berechnet werden, indem man die Variation der potentiellen Energie gleich 0 setzt.

$$\partial\Pi = 0 \quad (76)$$

Beim numerischen Lösen des Problems geschieht dies elementweise. Als Randbedingungen wird

$$\vec{\sigma}_n = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{pmatrix} * \vec{n} = \vec{F} \quad (77)$$

vorgegeben, wobei

$$\vec{F} = (F_x, F_y)^T \quad (78)$$

der Kraft pro Länge in X- respektive Y-Richtung entspricht.

Da das Scheibenproblem linear ist, werden zuerst die Spannungstensorcomponenten σ_x , σ_y und τ_{xy} nur für die Krafteinleitung über Klotzung berechnet. Die Werte von \vec{F} können Abbildung 71 entnommen werden. Der Spannungstensor für das Gesamtproblem ergibt sich schließlich durch Addition der Lösung der reinen Schubbelastung, $\sigma_x^S = \sigma_y^S = 0$ und $\tau_{xy}^S = -S$ gemäß Abbildung 71. Es ergibt sich:

$$\sigma_x^{tot} = \sigma_x, \quad \sigma_y^{tot} = \sigma_y \quad \text{und} \quad \tau_{xy}^{tot} = \tau_{xy} - S \quad (79)$$

mit

$\sigma_x^{tot} \dots$	Resultierende Normalspannung infolge überlagerter Beanspruchung in Plattenlängsrichtung
$\sigma_y^{tot} \dots$	Resultierende Normalspannung infolge überlagerter Beanspruchung in Plattenquerrichtung
$\tau_{xy}^{tot} \dots$	Resultierende Schubspannung infolge überlagerter Beanspruchung
$\sigma_x \dots$	Normalspannung infolge Druckbeanspruchung aus Klotzung in Plattenlängsrichtung
$\sigma_y \dots$	Normalspannung infolge Druckbeanspruchung aus Klotzung in Plattenquerrichtung
$\tau_{xy} \dots$	Schubspannung infolge Druckbeanspruchung aus Klotzung
$S \dots$	Schubspannung infolge des Tragmechanismus Schubfeld

Für die bekannten Komponenten des Spannungstensors (79) kann nun die Auslenkung der Platte in Z-Richtung w (x , y) errechnet werden. Unter Annahme kleiner Deformationen genügt diese der Differentialgleichung:

$$\Delta^2 w + \frac{1}{D} (\sigma_x^{tot} \partial_x^2 w + 2\tau_{xy}^{tot} \partial_x \partial_y w + \sigma_y^{tot} \partial_y^2 w) = 0 \quad \text{auf } \mathcal{D} \quad (80)$$

Es sei an dieser Stelle nochmals darauf verwiesen, dass der Divisor D in Formel (80), welcher die Plattensteifigkeit gemäß Formel (63) beschreibt, von der Plattendicke unabhängig ist, da alle Randbedingungen auf diese normiert wurden.

Zunächst wird der Spannungstensor für die Randbedingungen $N_{xx} = 1$ und $N_{yy} = N_{xx} / 2 = 0,5$ unter Zuhilfenahme Finiter Elemente-Methoden bestimmt. Die tatsächliche Größe von N_{xx} und N_{yy} ist bislang irrelevant, sie kann in weiterer Folge entsprechend skaliert werden. Zur Lösung der Gleichung (80) ist wiederum die schwache Formulierung besser geeignet. Die Navier'sche Lagerung ergibt also die Randbedingungen $w = 0$ und $\Delta w = 0$ auf $\partial \mathcal{D}$ und ermöglicht damit Gleichung (80) wie folgt auszudrücken:

$$\int_{\mathcal{D}} \Delta w \Delta w' \, d(x, y) - \frac{1}{D} \int_{\mathcal{D}} \nabla w \begin{pmatrix} \sigma_x^{tot} & \tau_{xy}^{tot} \\ \tau_{xy}^{tot} & \sigma_y^{tot} \end{pmatrix} \nabla w' \, d(x, y) = 0, \quad \forall w' \in H^2 \cap H_0^1 \quad (81)$$

Da ∇w und $\nabla w'$, mit w' als Testfunktion zu w , in H^1 sind, H^1 in L^4 einbettet und die Matrixeinträge in L^2 sind, ist das zweite Intergral in Gleichung (81) (dies ist ein Wert) wohl definiert. Zum Ausbeulen kommt es, wenn die Spannungen σ_x^{tot} , σ_y^{tot} und τ_{xy}^{tot} eine Größe erreichen, die für das Eigenwertproblem

$$-\int_{\mathcal{D}} \Delta w \Delta w' \, d(x, y) + \frac{1}{D} \int_{\mathcal{D}} \nabla w \begin{pmatrix} \sigma_x^{tot} & \tau_{xy}^{tot} \\ \tau_{xy}^{tot} & \sigma_y^{tot} \end{pmatrix} \nabla w' \, d(x, y) = \lambda \int_{\mathcal{D}} w w' \, d(x, y), \quad \forall w' \in H^2 \cap H_0^1 \quad (82)$$

eine nichttriviale Eigenfunktion zum Eigenwert $\lambda = 0$ zulässt. Damit ein positiver Eigenwert der Ausbildung einer Beule entspricht, wurde das Vorzeichen entsprechend angepasst. Die Bilinearform

$$H^2 \cap H_0^1 \times H^2 \cap H_0^1 \rightarrow \mathbb{R}: (w, w') \mapsto -\int_{\mathcal{D}} \Delta w \Delta w' \, d(x, y) + \frac{1}{D} \int_{\mathcal{D}} \nabla w \begin{pmatrix} \sigma_x^{tot} & \tau_{xy}^{tot} \\ \tau_{xy}^{tot} & \sigma_y^{tot} \end{pmatrix} \nabla w' \, d(x, y) \quad (83)$$

mit

$H^k \dots$ Sobolev-Räume (Funktionenräume von schwach differenzierbaren Funktionen)

$L^p \dots$ Räume der Lebesgue-integrierbaren Funktionen

ist dabei symmetrisch und von oben beschränkt auf der Einheitskugel in $H^2 \cap H_0^1$. Die Eigenwerte sind damit durchwegs reell und es existiert ein größter Eigenwert. Da die Matrix typischerweise nicht positiv definit ist, ist andererseits das Vorzeichen der Eigenwerte nicht vorgegeben. Steigert man nun die Belastung soweit, dass der größte Eigenwert positiv wird, so kommt es zum Beulen der Scheibe in der zugehörigen Eigenform.

In weiterer Folge wird wieder mit der Finiten Elemente (FE)-Software COMSOL fortgefahren. Gleichung (79) wird mittels quadratischer Lagrange Elemente und einem Gitter, mit an die Geometrie angepassten Gitterzellen mit Seitenverhältnissen von 2:1, gelöst. Die sich daraus ergebenden Spannungstensoranteile werden auf einem uniformen Hilfsgitter abgespeichert, linear interpoliert und fungieren nun als Parameter in (82). Die Gleichung (82) wird mithilfe des in COMSOL implementierten (Standard-)FE-Algorithmus, zur Lösung von Eigenwertproblemen zu partiellen Differentialgleichungsoperatoren in schwacher Form, gelöst. Als Elemente werden hierbei „Argyris-Quintic“ verwendet, da dies zu Testfunktionen, welche global in $H^2 \cap H_0^1$ liegen, führt.

Auf die Darstellung der parallel durchgeführten Untersuchungen zum Einfluss des Hilfsgitters sowie der Plausibilitätsprüfungen zur Verifikation der numerischen Ergebnissen wird an dieser Stelle verzichtet. Es sei jedoch erwähnt, dass für verschiedene, in dieser Arbeit nicht angegebene Lastfälle Vergleichsrechnungen zwischen der numerischen Methode und entsprechenden, bekannten analytischen Lösungen durchgeführt wurden und damit die Eignung der Vorgehensweise nachgewiesen werden konnte. Weiters zeigten wiederholte Berechnungen unter Variation des Hilfsgitters, dass auch hieraus keine Einflüsse auf die Ergebnisse zu erwarten sind.

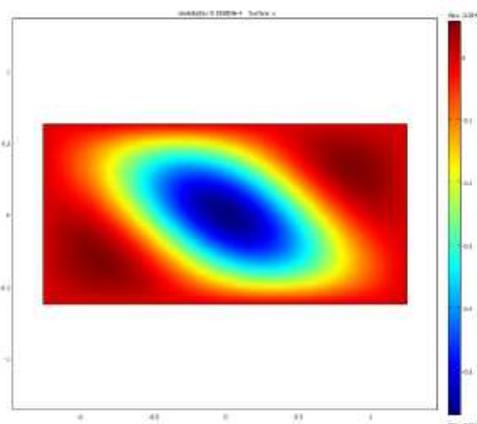
Den Untersuchungen zum Beulverhalten unter reiner Schubbeaufschlagung wurde Formel (84) zugrunde gelegt:

$$k_{\tau} = \frac{S_{crit} * b^2}{\pi^2 * D} \quad (84)$$

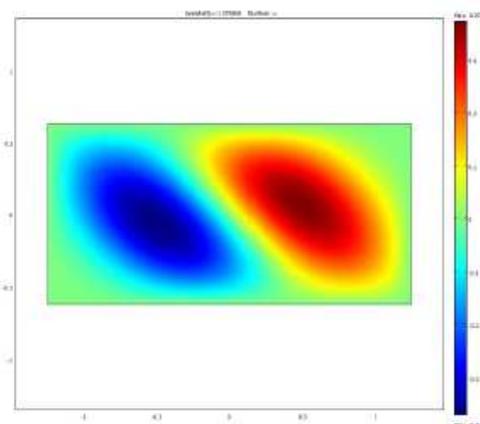
mit

- k_{τ} ... Beulwert für Schubbeulen
- S_{crit} ... Kritische Schubbeullast
- b ... Kürzere Länge der Glasscheibe
- D ... Plattensteifigkeit

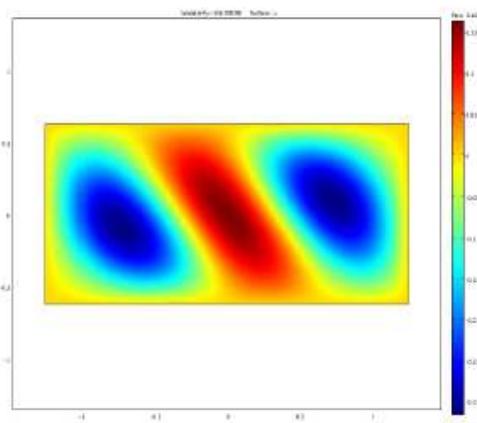
Der sich daraus ergebende, kleinste Beulwert k_{τ} für Schubbeulen resultiert zu $k_{\tau} = 6,546$ und präsentiert sich im Vergleich zum in Abbildung 68 angegebenen Beulwert von $k_{\tau} = 5,59$ als auf der unsicheren Seite liegend. Der Beulwert von $k_{\tau} = 6,546$ kann jedoch durch den in (Timoshenko, 1961) angegebenen Wert für selbige Geometrie von 6,6 in etwa bestätigt werden. In Abbildung 72 sind hierzu die maßgebende, sich einstellende, erste Eigenform sowie weitere Eigenwerte abgebildet.



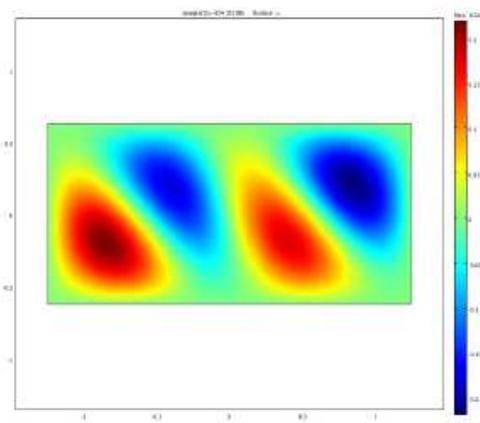
Schubbeule $k_{\tau} = 6.546$, Eigenwert $\lambda \approx 0$.



Nächster Eigenwert: -1.38



Dritter Eigenwert: -156.9



Vierter Eigenwert: -534.3

Abbildung 72: Form der Schubbeule und die nächsten drei Eigenfunktionen (Screenshots: Neumann)

Für die numerischen Studien zum Beulverhalten geklotzter Glasscheiben wurde Formel (85) verwendet. Da eine exakte Definition des Beulwerts für vorliegendes Problem schwierig erscheint, behilft man sich des Vergleichs der Kraftkomponenten in Scheibenlängsrichtung einer teilweisen Krafteinleitung über Klötze und einer gleichmäßigen Beanspruchung der gesamten Breitseite. Die Variable $N_{xx,crit}$ wird also auf die Länge der Klotzung l_c bezogen.

$$k_c = N_{xx,crit} * \frac{l_c}{b} * \frac{b^2}{\pi^2 * D} \quad (85)$$

mit

k_c ...	Beulwert für Druckbeulen
$N_{xx,crit}$...	Kritische Druckbeullast infolge Klotzung
l_c ...	Klotzlänge
b ...	Kürzere Länge der Glasscheibe
D ...	Plattensteifigkeit

Die numerische Berechnungsmethode lieferte hierbei einen kritischen Beulwert für Druckbeanspruchungen aus Klötzen von etwa $k_c = 3,593$, der im Vergleich zu (Englhardt, 2007) mit $k_c = 3,85$ (vgl. Abbildung 68) auf der sicheren Seite zu liegen kommt. Es sei dennoch darauf verwiesen, dass in (Englhardt, 2007) eine kürzere Klotzlänge gewählt wurde, was sich positiv auf den Beulwert auswirken kann.

Da sich unter Annahme der Randbedingungen $N_{xx} = 1$ und $N_{yy} = N_{xx} / 2 = 0,5$ ein Drehmoment einstellt, wurden auf Basis von $N_{xx} = 1$ auch die sich aus der Geometrie für Drehmomentenfreiheit ergebende Größe für N_{yy}

$$N_{yy} = N_{xx} * \frac{0,575^2 - 0,375^2}{1,2^2 - 1^2} \approx 0,4318 \quad (86)$$

errechnet und Vergleichsrechnungen zur drehmomentbehafteten Lasteinleitung durchgeführt. Der Beulwert für Drehmomentenfreiheit ergibt sich zu $k_c = 3,653$, was einer Beulwerterhöhung von etwa +1,7 % entspricht und damit vernachlässigbar klein erscheint.

In Abbildung 73 findet sich eine Zusammenstellung der numerisch ermittelten Eigenformen unter Annahme von $N_{xx} = 1$ und $N_{yy} = N_{xx} / 2 = 0,5$. Die beiden größten Eigenwerte liegen für die untersuchte Plattengeometrie sehr nahe beisammen. Bei den folgenden Überlagerungen aus Schub- und Druckbeanspruchung wird durch die zusätzliche Belastung aus konstanter, umlaufender Schubspannung diejenige Eigenfunktion in Abbildung 73 ausgewählt, die der Eigenfunktion der Zusatzlast ähnlicher ist.

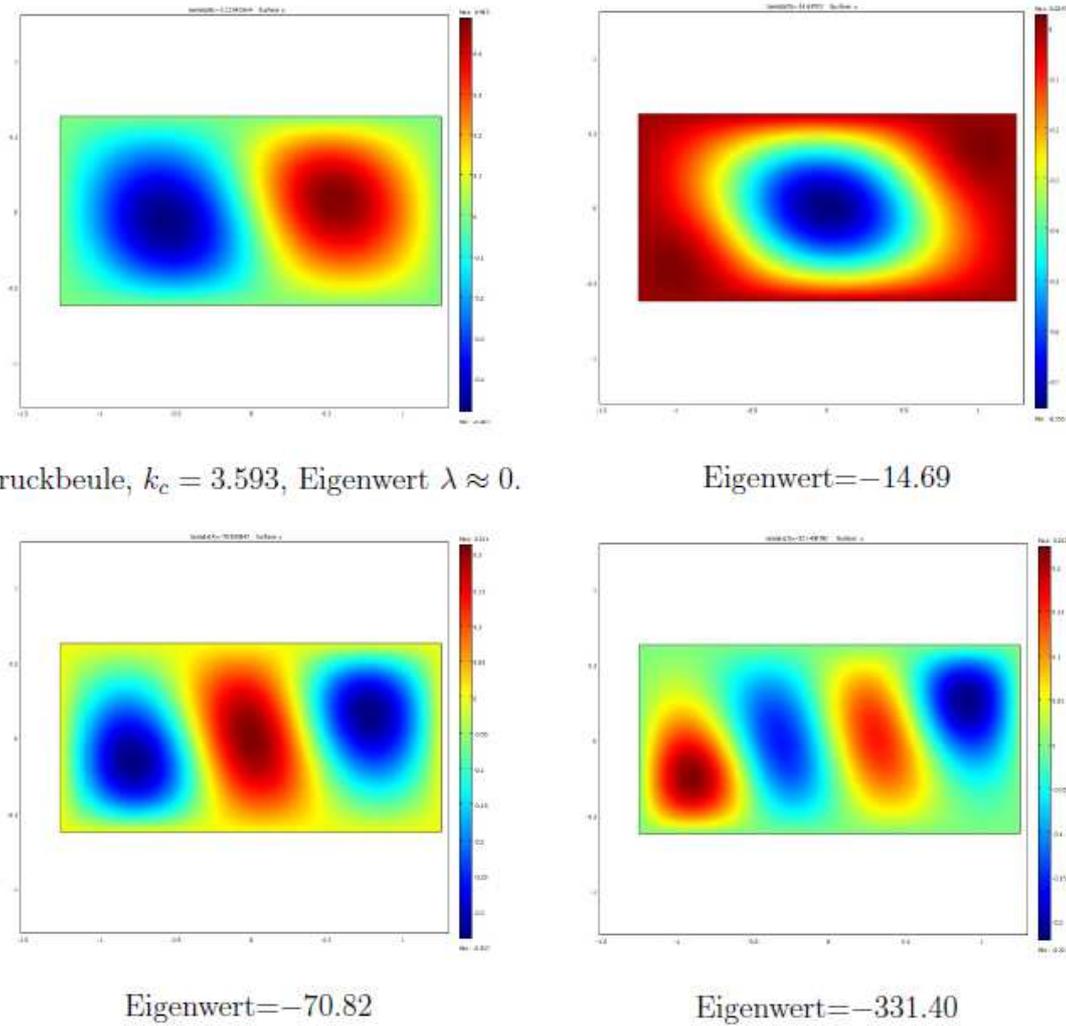


Abbildung 73: Form der Druckbeule und die nächsten drei Eigenfunktionen (Screenshots: Neumann)

In weiterer Folge wird nun der kombinierte Lasteintrag aus Schubbelastung S und Klotzkräften N_{xx} respektive N_{yy} untersucht: Dazu wird die Schubbeanspruchung in 20%-Schritten von $S = 0$, keiner Schubbeanspruchung, bis $S = S_{crit}$, der kritischen Schubbeullast, variiert und die Beanspruchung aus Klotzung soweit skaliert, dass ein Ausbeulen der Glasscheibe eintritt (Abbildung 74). Es wird ersichtlich, dass die Druckbeulen zwar eine zunehmende Verzerrung erfahren, jedoch bis zu einer Schubbeaufschlagung von beinahe 95% der kritischen Schubbeullast die Beulform infolge Klotzung dominiert. Dies erscheint durchaus plausibel, da die ersten zwei Eigenformen der Schubbeule energetisch sehr nahe beisammen liegen und sich die zweite Eigenform der Schubbeule für eine Überlagerung mit der Druckbeule besser eignet.

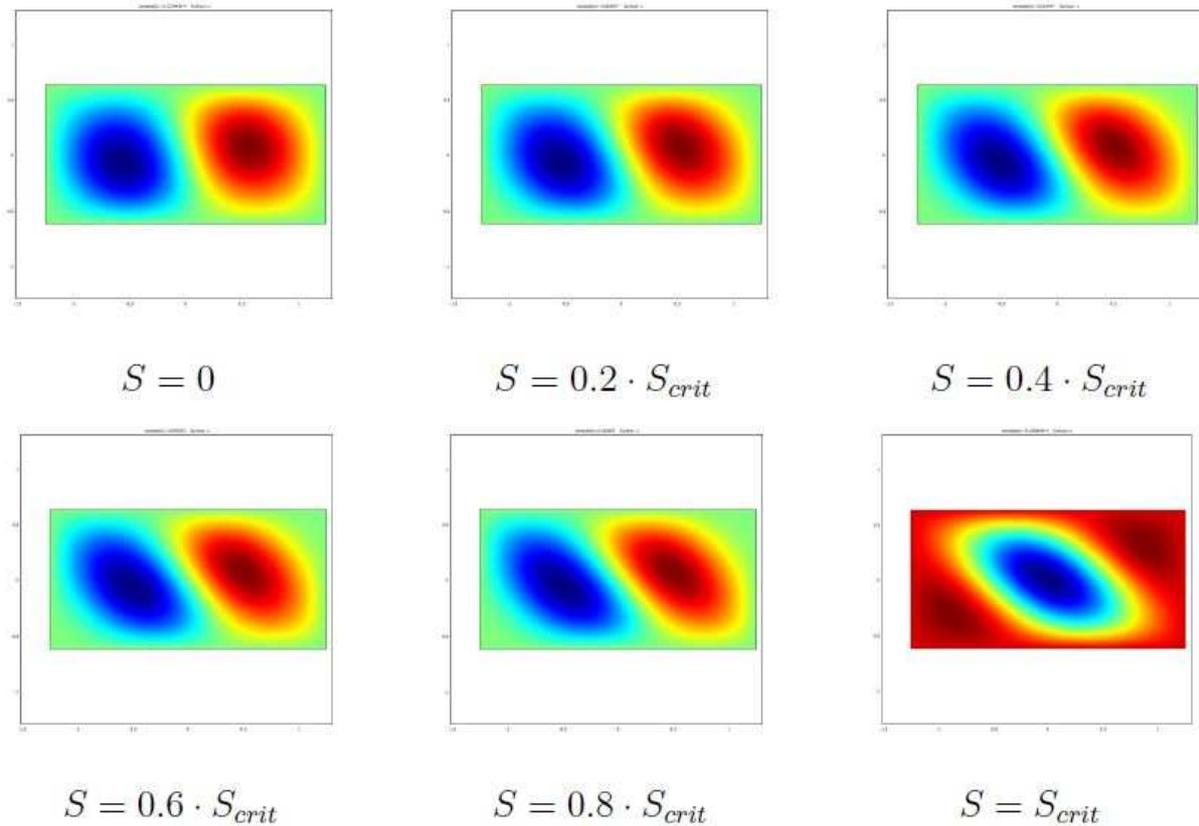


Abbildung 74: Variation der Schub- und Steigerung der Druckbeanspruchung infolge Klotzung der Glasscheibe, bis ein Beulen der Glasscheibe eintritt (Screenshots: Neumann)

Abermals sei darauf verwiesen, dass die energetisch nicht wesentlich ungünstigere zweite Eigenform der Schubbeule (vgl. Abbildung 72) der sich einstellenden, energetisch günstigsten, ersten Eigenform der Druckbeule (vgl. Abbildung 73) sehr ähnelt. Eine Überlagerung der zwei Belastungen wird damit zu keiner wesentlichen Steigerung des Beulwerts führen.

Auf Basis der beschriebenen Vorgehensweise ist es nun möglich ein Interaktionsdiagramm in Anlehnung an Abbildung 68 zu erstellen (Abbildung 75):

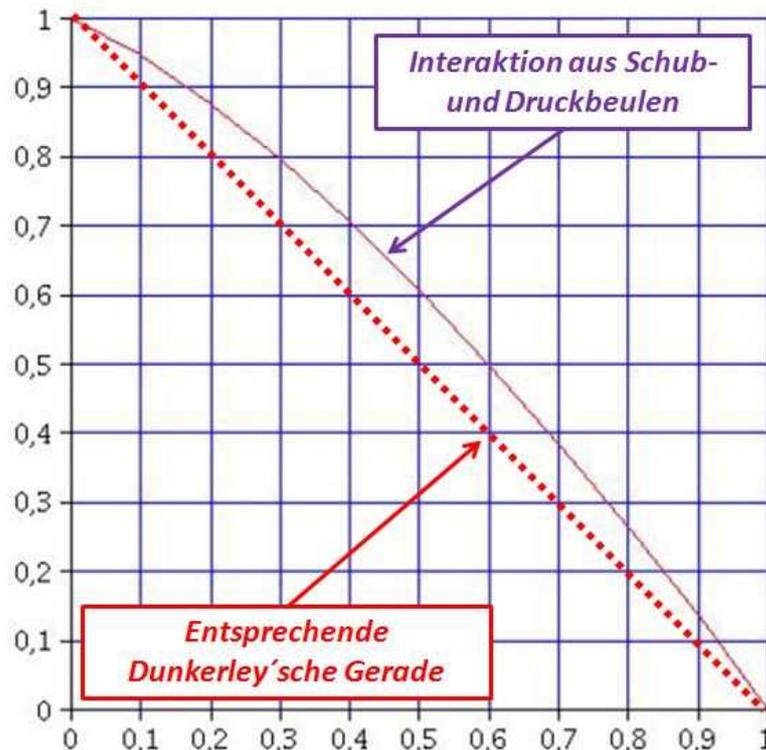


Abbildung 75: Interaktionsdiagramm für superponierte Schub- und Druckbeulen mit linearer Dunkerley-Gerade und nichtlinearer Kurve infolge exakter Berechnung. Ordinate: Verhältnis von Schub S zu kritischem Schub S_{crit} ; Abszisse: Verhältnis von Druckbeanspruchung N_{xx} zu kritischer Druckbeanspruchung $N_{xx,crit}$ (Neumann)

In Abbildung 75 wird ersichtlich, dass für die untersuchte Konfiguration die exakte, analytische und numerische Betrachtung superponierter Schub- und Druckbeulen keine maßgebliche Erhöhung des Beulwerts im Vergleich zu über die Dunkerley'sche Gerade ermittelter Beulwerte liefern werden können. Vereinfacht betrachtet ergibt sich beispielsweise für eine Auslastung des kritischen Schubs von $S / S_{crit} = 0,5$ gemäß Dunkerley'scher Gerade eine aufnehmbare Druckbeanspruchung von $N_{xx} = 0,5 \times N_{xx,crit}$. Nach Superposition resultiert jedoch die aufbringbare Druckkraft zu etwa $N_{xx} = 0,6 \times N_{xx,crit}$, was einer Steigerung von 10% entspricht. Da in Formel (46), dem Ausdruck für die kritische Beullast, der Beulwert k für die untersuchte Konfiguration die einzige Veränderliche ist, muss sich dieser somit um 10% erhöhen lassen. Eine Beulwertbestimmung durch lineare Interaktion scheint somit hinreichende Genauigkeit aufzuweisen. Es wird deshalb an dieser Stelle empfohlen die Dunkerley-Gerade anzuwenden, da der Aufwand einer exakten Bestimmung des Beulwertes in unverhältnismäßig hohem Aufwand zum tatsächlichen Gewinn, der geringen Erhöhung der resultierenden kritischen Beullast, steht.

Ferner sei darauf verwiesen, dass aus Sicht des Verfassers - unter Berücksichtigung des heutigen Stands der Holz-Glas-Verbundbautechnik - die in Abbildung 68 dargelegten Beulwerte für reine Schub- beziehungsweise Druckbeanspruchung für eine kombinierte Beulwertermittlung herangezogen werden können. Es handelt es sich hierbei um Näherungswerte, die einerseits aus der Stahlbaudisziplin und andererseits für abweichende Klotzlängen und Klotzabstände zur Glasecke entwickelt wurden (Englhardt, 2007). Der Beulwert k_c für Schubbeulen liegt dennoch mit 5,59 auf der sicheren Seite, jener für Druckbeulen mit $k_c = 3,85$ befindet sich im Vergleich zu den in dieser Arbeit durchgeführten analytischen und numerischen Berechnungen auf der unsicheren Seite, kann jedoch

aufgrund der geringen Abweichung von zirka +5,39 % für Drehmomentenfreiheit und etwa +7,15 % für Drehmomentenbehaftung als ausreichend genau erachtet werden. Natürlich soll an dieser Stelle auch nicht unerwähnt bleiben, dass Enghardt in seiner Dissertation tiefgreifendere Studien durchführt, als dies im Rahmen der vorliegenden Arbeit möglich gewesen wäre.

In einer weiteren Dissertation oder auch Diplomarbeit sollte eine exakte Studie zum Beulverhalten schubverklebter und geklotzter Glasscheiben angedacht werden, in welchen gleichmäßige und ungleichmäßige Klotzabstände der vertikal und horizontal wirkenden Klötze untersucht werden sollten. Diese Studien zum Beulverhalten sollten auch für unterschiedliche Geometrien, Klotzlängen, etc. durchgeführt werden, um in weiterer Folge eine Sammlung von Girlandenkurven beziehungsweise Beulwerttafeln in der Manier von (Klöppel, 1960) publizieren zu können. Der Einfluss veränderter Klotzabstände wird zwar aus Sicht des Autors als vernachlässigbar gering eingeschätzt, eine Untersuchung hierzu ist aber nach wie vor ausständig. Die vermutete Nichtigkeit dieses Einflusses wird folgendermaßen begründet:

- ➔ Wesentliche Einflüsse, beispielsweise aus Scheibenimperfectionen oder Verwerfungen aus der Ebene, Festigkeit oder Kantenbeschaffenheit der Glasscheiben sowie Herstellungstoleranzen von gläsernen Scheiben, bleiben bei Stabilitätsuntersuchungen zu Glasscheiben im Status quo üblicherweise unberücksichtigt.
- ➔ In (Enghardt, 2007) wurde gezeigt, dass insbesondere bei Verwendung von ESG die Bruchlasten ideale Beullasten um den Faktor 4 übertreffen können. Ein Beulen der Glasscheibe wird bei gelenkiger respektive quasi-gelenkiger, umlaufender Lagerung nicht unmittelbar zum Bruch der Scheibe führen.

4.2.2.3 Längenänderungswiderstand von Koppelleisten infolge Verbundwirkung

Problemstellung:

Der Baustoff Holz weist in Belangen der Thermodynamik aufgrund eines ähnlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten zum Material Glas wohl die größten Vorteile für den Holz-Glas-Verbundbau auf. Diesem Vorteil, welcher zwischen Holz und Glas eine ähnlich symbiotische Beziehung wie zwischen Stahl und Beton begründen kann, steht jedoch die feuchteabhängige Dimension von Holz und Holzwerkstoffen gegenüber. Das Quellen und Schwinden von Hölzern und die daraus resultierende Längenänderung von Koppelleisten führt besonders beim Lastabtrag über Schubfelder zur Induktion von Zwangsspannungen in die Klebefuge. Dies resultiert nun darin, dass die Majorität der Klebefugentragfähigkeit bereits für kompositinhärente Zwänge infolge hygrischer Effekte aufgewendet werden muss. Zur Abtragung von Horizontalkräften bleibt damit nur mehr ein Bruchteil der „Schub längs“-Tragfähigkeit von Klebefugen zur Verfügung.

Für das in (Neubauer, 2008) angegebene Berechnungsbeispiel resultieren beispielsweise Längenänderungsdifferenzen aus unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten für Temperaturänderungen von $\Delta T = 40^\circ\text{K}$ zu $\Delta l_{\max, \text{temp}} = 0,05 \text{ mm}$, infolge Quellen bei einer Holzfeuchteänderung von $\Delta u = 6\%$ jedoch zu $\Delta l_{\max, \text{HF}} = 0,75 \text{ mm}$. Das feuchteabhängige

Materialverhalten hat für das angegebene Beispiel damit einen 15mal größeren Einfluss auf Längenänderungen als thermische Effekte.

Die sich ergebende Gesamtlängenänderung von

$$\Delta l_{max} = \Delta l_{max,temp} + \Delta l_{max,HF} = 0,05 + 0,75 = 0,8 \text{ mm} \quad (87)$$

kann dann über die Formel

$$S_{d,Zwang,Schub} = \frac{\Delta l_{max} * G}{d} = \frac{0,8 * 0,5}{5} = 0,08 \text{ N/mm}^2 \quad (88)$$

in eine Zwangsschubspannung der Klebefuge umgerechnet werden. Vergleicht man nun diese Zwangsbeanspruchung mit dem Designwert der Widerstandsseite von

$$R_{d,kurz} = \frac{k_{mod} * \tau_k}{\gamma_M} = \frac{0,9 * 0,6}{3} = 0,18 \text{ N/mm}^2 \quad (89)$$

so ergibt sich für den Tragsicherheitsnachweis für Gesamtlast bereits ein Auslastungsgrad der „Schub längs“-Beanspruchbarkeit der Klebefuge von

$$\frac{S_{d,Zwang,Schub}}{R_{d,kurz}} = \frac{0,08}{0,18} = 0,4 \hat{=} 44,44 \% \quad (90)$$

mit

Δl_{max} ...	Gesamtlängenänderung der Koppelleiste in [mm]
$\Delta l_{max,temp}$...	Längenänderung der Koppelleiste in [mm] infolge Temperaturänderung
$\Delta l_{max,HF}$...	Längenänderung der Koppelleiste in [mm] infolge Holzfeuchteänderung
$S_{d,Zwang,Schub}$...	Zwangsschubbeanspruchung [N/mm ²] der Klebefuge infolge Längenänderung der Koppelleiste
G ...	„Schub längs“-Modul des Klebstoffs in [N/mm ²]
d ...	Dicke der Klebefuge in [mm]
d ...	Dicke der Klebefuge in [mm]
$R_{d,kurz}$...	Designwiderstand der Klebefugenbeanspruchbarkeit für „Schub längs“-Kraft in [N/mm ²]
k_{mod} ...	Kurzfristiger Modifikationsbeiwert in []
τ_k ...	5%-Fraktilwert der charakteristischen „Schub längs“-Bruchspannung in [N/mm ²]
γ_M ...	Materialsicherheitsbeiwert für Klebstoffe in []

Berücksichtigt man dabei die Tatsachen, dass hierbei noch keine Schubspannungen aus kurz- oder langfristigen Lasten sowie Zugspannungen aus Windkräften in der Berechnung Eingang fanden und in (Neubauer, 2008), im Gegensatz zum Materialsicherheitsbeiwert von $\gamma_M = 6,0$ für das pauschalierte Konzept in (Hochhauser, 2011), mit einem Materialsicherheitsbeiwert von $\gamma_M = 3,0$ gerechnet wurde, so lassen sich die dramatischen Auswirkungen infolge Zwangsbeanspruchung gut erahnen.

In (Neubauer, 2008) wurden jedoch numerische Vergleichsrechnungen für eine bestimmte Ausführungskonfiguration der Koppelleiste sowie der Verschraubung von Koppelleiste und hölzerner Unterkonstruktion durchgeführt, um die Einführung eines Abminderungsfaktors für die Gesamtlängenänderung von Koppelleisten vornehmen zu können:

„Werden alle 120 mm Holzschrauben (5/70) verwendet und weist die Koppelleiste eine Geometrie wie unter Abbildung 41 auf, so kann durch die Verbundwirkung der Schrauben mit der Pfosten-Riegelkonstruktion die Zwänge zufolge Längenänderung auf 25 % reduziert werden. Diesbezüglich wurden im Projekt Vergleichsrechnungen nach EN 1995-1-1 durchgeführt. Bei anderen Geometrien ist der Faktor mit 1,00 anzusetzen oder es sind gesonderte Untersuchungen anzustellen.“ (Neubauer, 2008).

Eine Pauschalierung dieses Abminderungsfaktors in Form einer allgemeingültigen, analytischen Gleichung bleibt jedoch aus. Ziel soll es daher sein den im obigen Zitat angeführten Reduktionsfaktor (hier: $k_{VB} = 0,25$) auch für andere Verschraubungsvarianten, Substratmaterialien und -geometrien durch einfache Handrechnungen zu verallgemeinern als auch bestimmbar zu machen.

Die Einführung des Abminderungsfaktors basiert dabei auf der Tatsache, dass der Verbund zwischen Koppelleiste und Pfosten-Riegelkonstruktion über stiftförmige Verbindungsmittel der Längenänderung der Koppelleiste entgegen wirkt. Ausgehend vom Ruhepol, dem Mittelpunkt der Koppelleiste, bauen sich nach der Theorie der ungehinderten Längenänderung der Koppelleiste die Relativdeformationen zwischen Glas und Koppelleiste kontinuierlich über die Länge der Randleisten auf. Dies führt dazu, dass sich in den Eckbereichen der Holz-Glas-Verbundscheibe die größten Zwangsspannungen in der Klebefuge ergeben (Abbildung 76, links).

Zugrunde gelegtes Modell:

Das den Handrechnungen zugrunde gelegte Modell basiert auf dem Ersetzen aller beteiligten Materialien durch Federn und wird in Abbildung 76 dargestellt:

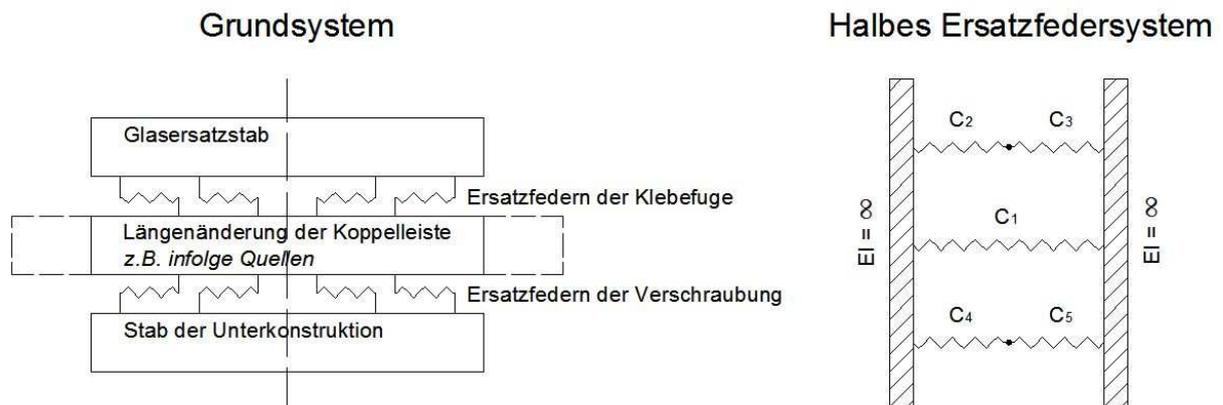


Abbildung 76: Längenänderung der Koppelleiste und Darstellung der Substrate (links) und entsprechendes Ersatzfedersystem unter Ausnützung der Symmetrie (rechts)

Die Feder C_1 ersetzt dabei die Koppelleiste, die Feder C_2 den Glasersatzstab, Feder C_3 die Klebefuge, C_4 den Stab der Unterkonstruktion und die Feder C_5 die Verbindungsmittel. Alle fünf Federn sind nun parallel respektive seriell geschaltet und können damit durch einfache Handrechnungen beschrieben werden.

Anpassung des Ersatzfedersystems an das reale Verformungsverhalten mittels Gleisbauanalogie:

Im Gleisbau beschäftigt man sich schon seit längerem mit der Längenänderung von Gleisen durch thermische Beanspruchungen infolge Sonneneinstrahlung oder Erwärmung durch Wirbelstrombremsen und dem entgegenwirkenden Längsverschiebewiderstand des Gleisrostes im Schotter. Die tatsächliche Schienenlängskraft respektive Längenausdehnung eines Gleises kann nach (Eisenmann, 1989) unter Berücksichtigung eines Längsverschiebewiderstandes von etwa 10 N/mm bei erstmaliger Längsbewegung (Betonschwelle B 70 im Abstand von 60 cm) beziehungsweise 7 N/mm bei mehrmaligem hin und her Bewegen errechnet werden. Insbesondere bei inkonstantem Verlauf der Schientemperatur, wie dies bei Übergängen von überdachten Bereichen oder Tunneln auf offene Streckenverläufen der Fall ist, kann sich die Berücksichtigung der äquivalenten Federkräfte von Betonschwellen entscheidend bei der Ermittlung der Störung der Gleise auswirken. Die Kenntnis über die Längsbewegung eines durchgehend verschweißten Gleises soll an dieser Stelle dem zuvor dargestellten Ersatzfedersystem zugrunde gelegt werden:

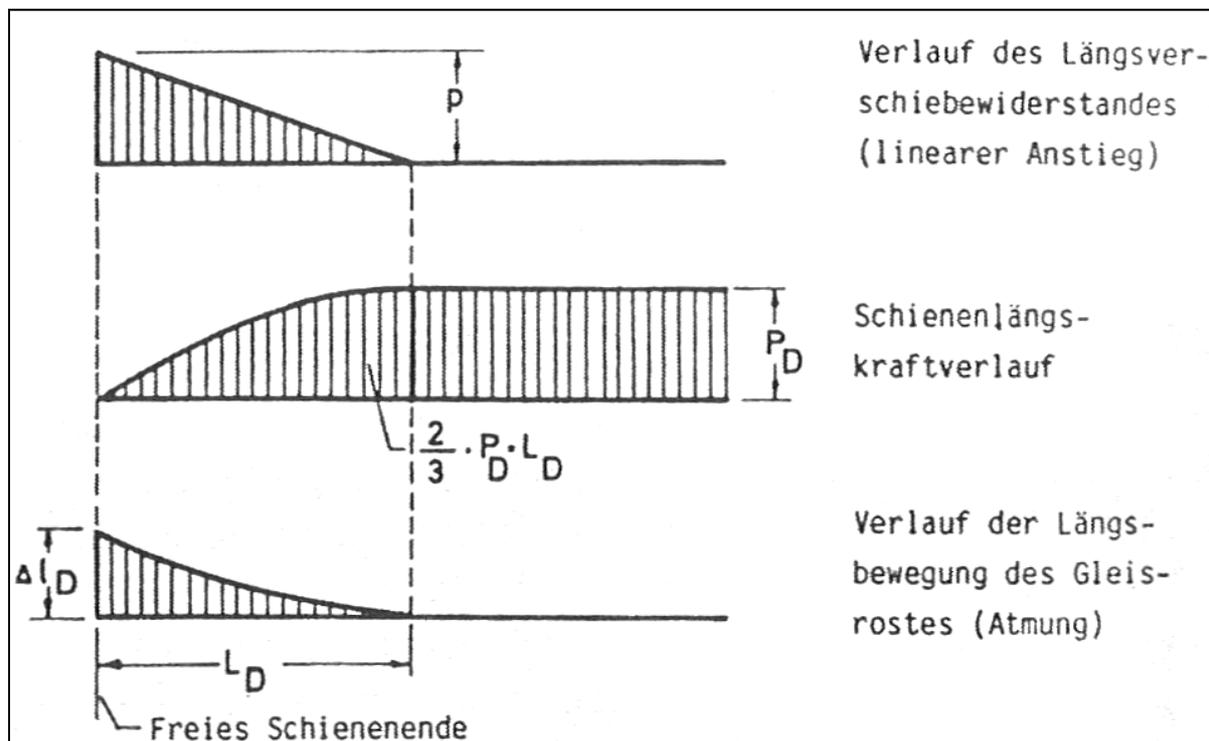


Abbildung 77: „Atmung eines durchgehend verschweißten Gleises an einem freien Ende bei Zugrundelegung eines linearen Anstieges des Längsverschiebewiderstandes“ (Eisenmann, 1989)

Bei einem angenommenen linearen Anstieg des Längsverschiebewiderstandes und dem daraus resultierenden nichtlinearen Schienenlängskraftverlauf reduziert sich also die längenbezogene Schienenlängskraft in der Atmungslänge L_D des Gleisrostes auf zwei Drittel der im vorhergehenden Verlauf wirkenden Schienenlängskraft. Dies bedeutet, dass innerhalb der Atmungslänge L_D ein Drittel der Schienenlängskraft nichtlinear über die Länge an die Federn der Betonschwellen übertragen wird. Dabei wird davon ausgegangen, dass der Durchschubwiderstand der Schiene in der Schienenbefestigung, was beispielsweise einer plastischen Verformung (Fließen) des Klebstoffs entsprechen würde, nicht überschritten wird.

Der nichtlineare Verlauf der Federkräfte wird in Abbildung 78 anhand der Beanspruchung der Verbindungsmittlersatzfedern, welche mit dem Stabwerksprogramm RStab 6.03.0961 der Ing.-Software Dlubal GmbH errechnet wurden, dargestellt:

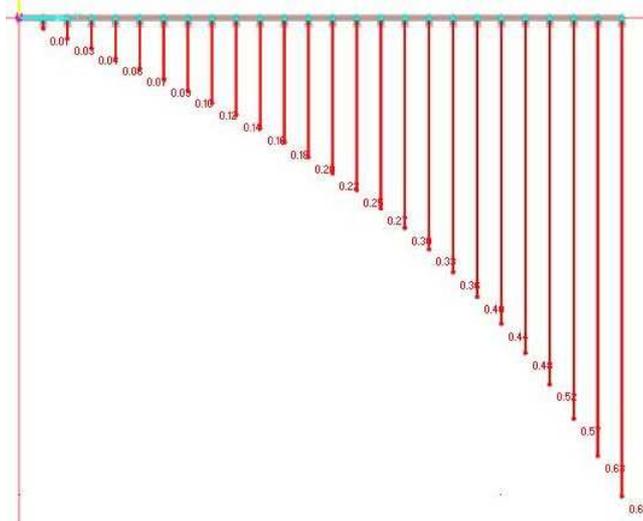


Abbildung 78: Entlang der Stabachse nichtlinear verlaufende Normalkräfte [kN] der Verbindungsmittlersatzfedern; simuliert im Stabwerksprogramm RStab 6

Das in Abbildung 76 zugrunde gelegte Ersatzfedersystem inkludiert jedoch die Annahme, dass alle Ersatzfedern der Randglieder (Pfosten und Verschraubung, Glasersatzstab und Verklebung) über ihre volle Länge mit einer konstanten Kraft F , also der Reduktion der Schienenlängskraft, beansprucht werden. Um dieser Differenz entsprechend Rechnung tragen zu können, werden nachfolgend die Federkonstanten der Randglieder mit einem Faktor von $1/3$ (vgl. Abbildung 77) beaufschlagt.

Analytische Berechnungen zum Abminderungsfaktor k_{VB} für die Längenänderung von Koppelleisten infolge Verbundwirkung:

Für das in Abbildung 76 dargestellte, halbe Ersatzfedersystem kann nun folgende Formel zur Bestimmung der Beanspruchung F_1 der Feder C_1 infolge Beanspruchung des Gesamtfedersystems mit F_{ges} angegeben werden:

$$F_1 = \frac{C_1}{C_1 + \left\{ \frac{1}{C_2} + \frac{1}{C_3} \right\}^{-1} + \left\{ \frac{1}{C_4} + \frac{1}{C_5} \right\}^{-1}} * F_{ges} = \frac{C_{KL}}{C_{KL} + \left\{ \frac{1}{C_G} + \frac{1}{C_\tau} \right\}^{-1} + \left\{ \frac{1}{C_P} + \frac{1}{C_{VM}} \right\}^{-1}} * F_{ges} \quad (91)$$

Damit ergibt sich unter Berücksichtigung der zuvor dargelegten Zusammenhänge folgende Formel für den Abminderungsfaktor k_{VB} für die Längenänderung der Koppelleiste:

$$k_{VB} = \frac{C_{KL}}{C_{KL} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{C_G} + \frac{1}{C_\tau} \right\}^{-1} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{C_P} + \frac{1}{C_{VM}} \right\}^{-1}} \quad (92)$$

Die Errechnung der Federsteifigkeiten wird in den nachfolgenden Unterpunkten beispielhaft beschrieben.

Pfosten – Brettschichtholz GL 24h:

- Elastizitätsmodul: $E_P = 1160 \text{ kN/cm}^2$
- Querschnittsfläche: $A_P = 96 \text{ cm}^2$
- Halbe Länge: $l_P = 125 \text{ cm}$

Ersatzfedersteifigkeit:

$$C_P = \frac{E_P * A_P}{l_P} = \frac{1160 * 96}{125} = 890,88 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} \quad (93)$$

Glasersatzstab – Floatglas 8mm:

- Elastizitätsmodul: $E_G = 7000 \text{ kN/cm}^2$
- Querschnittsfläche: mitwirkende Breite: $b_G = l_0 / 8 = 250 \text{ cm} / 8 = 31,25 \text{ cm}$
(In Anlehnung an die ÖNORM EN 1994-1-1.)
 $A_G = b_G * t_G = 31,25 * 0,8 = 25 \text{ cm}^2$
- Halbe Länge: $l_G = 125 \text{ cm}$

Ersatzfedersteifigkeit:

$$C_G = \frac{E_G * A_G}{l_G} = \frac{7000 * 25}{125} = 1400 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} \quad (94)$$

Koppelleiste – Birkenfurniersperrholz:

- Elastizitätsmodul: $E_{KL} = 892,5 \text{ kN/cm}^2$
- Querschnittsfläche: $A_{KL} = 6 * 4 - 2 * 2,4 = 19,2 \text{ cm}^2$
- Halbe Länge: $l_{KL} = 125 \text{ cm}$

Ersatzfedersteifigkeit:

$$C_{KL} = \frac{E_{KL} * A_{KL}}{l_{KL}} = \frac{892,5 * 19,2}{125} = 137,09 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} \quad (95)$$

Klebefuge – Silikon:

- Klebefugegeometrie: $d_\tau : b_\tau : l_\tau = 0,3 \text{ cm} : 1,4 \text{ cm} : 125 \text{ cm}$
- Schubmodul: $G_\tau = 0,037 \text{ kN/cm}^2$

Ersatzfedersteifigkeit:

$$C_\tau = \frac{G_\tau * b_\tau * l_\tau}{d_\tau} = \frac{0,037 * 1,4 * 125}{0,3} = 21,58 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} \quad (96)$$

Verschraubung – 5 / 100er alle e = 6,0 cm:

- Schraubenanzahl: $n = l / e = 125 \text{ cm} / 6 \text{ cm} = 20,83 \approx 21 \text{ Schrauben}$
- Verformungsmodul: $K_{ser} = 24,915 \text{ kN/cm}$

Ersatzfedersteifigkeit:

$$C_{VM} = n * K_{ser} = 21 * 24,915 = 523,22 \frac{\text{kN}}{\text{cm}} \quad (97)$$

mit

F_{ges} ...	Beanspruchung des Gesamtfedersystems in [kN]
F_1 ...	Beanspruchung der Koppelleistenersatzfeder in [kN]
k_{VB} ...	Abminderungsfaktor für Verbundwirkung in []
C_{KL} ...	Federsteifigkeit der Koppelleiste in [kN/cm]
C_G ...	Federsteifigkeit des Glasersatzstabes in [kN/cm]
C_τ ...	Federsteifigkeit des Klebefuge für „Schub längs“-Beanspruchung in [kN/cm]
C_P ...	Federsteifigkeit des Stabes der Unterkonstruktion in [kN/cm]
C_{VM} ...	Federsteifigkeit der Verbindungsmittel in [kN/cm]
E_i ...	Elastizitätsmoduln in [kN/cm ²]
A_i ...	Querschnittsflächen in [cm ²]
l_j ...	Längen bzw. Halbe Länge in [cm]
b_G ...	Mitwirkende Breite des Glasersatzstabes in [cm]
l_0 ...	Gesamtlänge des Verbundquerschnitts in [cm]
d_τ ...	Klebefugendicke in [cm]
b_τ ...	Klebefugenbreite in [cm]
G_τ ...	Schubmodul der Klebefuge in [kN/cm ²]
e ...	Verbindungsmittelabstand in [cm]

Bestimmung der ungehinderten und behinderten Längsverformung infolge Verbundwirkung:

Die ungehinderte Längenänderung Δl_0 der Koppelleiste, Birkenfurniersperrholz mit der Länge $l_0 = 250 / 2 = 125$ cm, ergibt sich infolge Quellen unter Annahme einer Holzfeuchteänderung von $\Delta u = 6\%$ zu:

$$\Delta l_0 = \text{Quellmaß} * \Delta u * l_0 = \left(\frac{0,01}{100}\right) * 6\% * \frac{250 \text{ cm}}{2} = 0,075 \text{ cm} \quad (98)$$

Und die Zwangsdruckbeanspruchung der Koppelleiste infolge gehinderter Verformung ($\Delta l_0 = 0$) ergäbe sich damit zu:

$$F_0 = \frac{E_{KL} * A_{KL}}{l_0} * \Delta l_0 = \frac{892,5 * 19,2}{125} * 0,075 = 10,28 \text{ kN} \quad (99)$$

Unter Berücksichtigung des zuvor ermittelten Abminderungsfaktors k_{VB} verringert sich die Längenänderung der Koppelleiste zu

$$\begin{aligned} \Delta l_{VB} &= k_{VB} * \Delta l_0 = \frac{C_{KL}}{C_{KL} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{C_G} + \frac{1}{C_\tau} \right\}^{-1} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{C_P} + \frac{1}{C_{VM}} \right\}^{-1}} * \Delta l_0 \\ &= \frac{137,09}{137,09 + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{1400} + \frac{1}{21,58} \right\}^{-1} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{890,88} + \frac{1}{523,22} \right\}^{-1}} * 0,075 \\ &= 0,5396 * 0,0750 = 0,040471 \text{ cm} \end{aligned} \quad (100)$$

mit

$\Delta l_0 \dots$ Ungehinderte Längenänderung in [cm]

$\Delta u \dots$ Holzfeuchteänderung in [%]

$F_0 \dots$ Zwangsdruckbeanspruchung infolge behinderter Verformung der Koppelleiste in [kN]

$\Delta l_{VB} \dots$ Abgeminderte Längenänderung der Koppelleiste infolge Verbundwirkung in [cm]

Bestimmung des Steifigkeitsverhältnisses zwischen Koppelleiste C_{KL} und Randgliedern C_{RG} :

$$\frac{C_{KL}}{C_{RG}} = \frac{C_{KL}}{\frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{C_G} + \frac{1}{C_T} \right\}^{-1} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{C_P} + \frac{1}{C_{VM}} \right\}^{-1}} = \frac{137,09}{\frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{1400} + \frac{1}{21,58} \right\}^{-1} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{890,88} + \frac{1}{523,22} \right\}^{-1}}$$

$$= 1,172 \quad (101)$$

mit

$C_{KL} \dots$ Federsteifigkeit der Koppelleiste in [kN/cm]

$C_{RG} \dots$ Gesamtfedersteifigkeit aller Randglieder in [kN/cm]

Numerische Simulationen:

Die numerischen Simulationen werden mit RStab 6 durchgeführt. Das zugrunde gelegte Modell (Abbildung 79) basiert auf drei am linken Auflagerrand eingespannten, parallel verlaufenden Stäben mit einer Länge entsprechend der halben Gesamtlänge nach Abbildung 76. Die Stäbe sind untereinander alle 5 cm über ein Federsystem (Abbildung 80) verbunden. Die „Knieelemente“ sind starr modelliert, alle Längsverformungen resultieren aus Stauchung der angeordneten Federn, die am oberen Stab die Klebefuge simulieren und am unteren Stab die Verbindungsmittel. Zusätzlich sind alle Stäbe ebenfalls alle 5 cm durch je ein verschiebliches Auflager vertikal gehalten (Abbildung 81).

Die Koppelleiste wird durch eine Temperaturänderung von 75°K belastet, was wiederum zu einer Längenänderung von 0,075 cm führt:

$$\Delta l_0 = \alpha * \Delta T * l_0 = 8 * 10^{-6} * 75 * 125 = 0,075 \text{ cm} \quad (102)$$

Das Modell wurde für Federsteifigkeiten der Randglieder von $C_{RG} = 0 \text{ kN/m}$ (Abbildung 82) und $C_{RG} = \infty \text{ kN/m}$ verifiziert (Abbildung 83). In Abbildung 84 sind die Normalkraftverläufe des zuvor analytisch berechneten Systems grafisch dargestellt. Auf eine exakte Darlegung der angeordneten Federkonstanten wird an dieser Stelle verzichtet, diese sind unter anderem in der später dargestellten Tabelle ersichtlich.

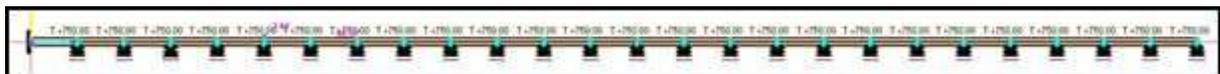


Abbildung 79: Simulationsmodell: Gesamtansicht mit links erkennbaren Einspannungen sowie kontinuierlicher vertikaler Lagerung (alle 5 cm) mittels in Stablängsrichtung verschieblichen Auflagern

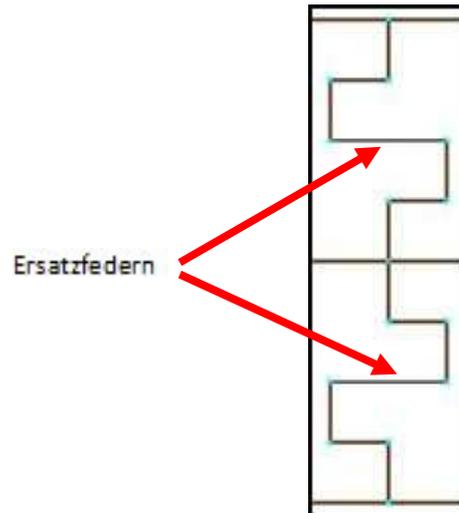


Abbildung 80: Simulation des punktuellen Normalkraftübertrags zwischen Mittelstab (Koppelleiste) und Randgliedern ohne Darstellung der verschieblichen Auflager

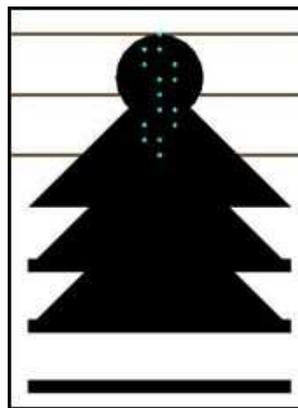


Abbildung 81: Darstellung der verschieblichen Auflager an den Stabachsen

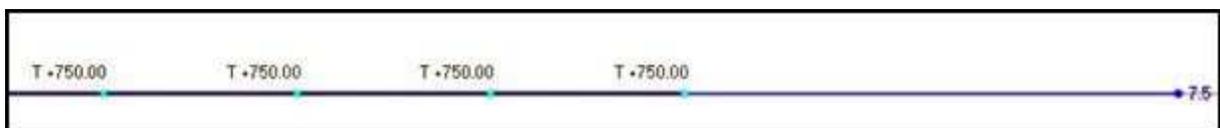


Abbildung 82: $C_{RG} = 0$: Unter thermischer Beanspruchung von 750 °C simuliert, da RStab die Ergebnisse nur auf 1/10 Millimeter genau ausgeben kann (Ergebnis bei 75 °C = 0,8)

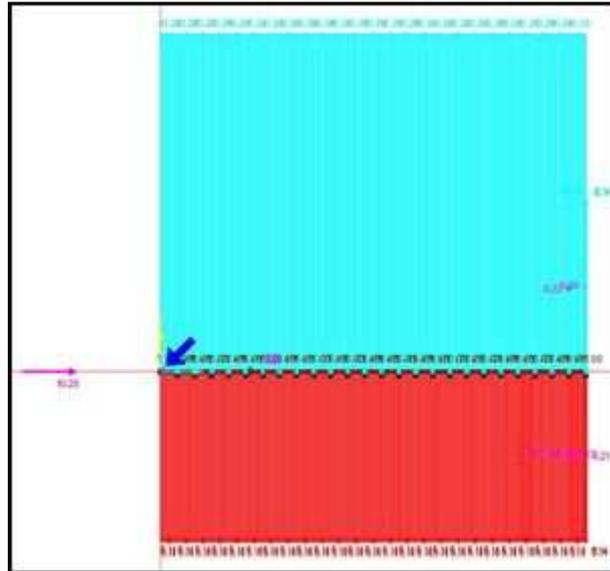


Abbildung 83: $C_{RG} = \infty$: Resultierende Stabkraft von 10,28 kN

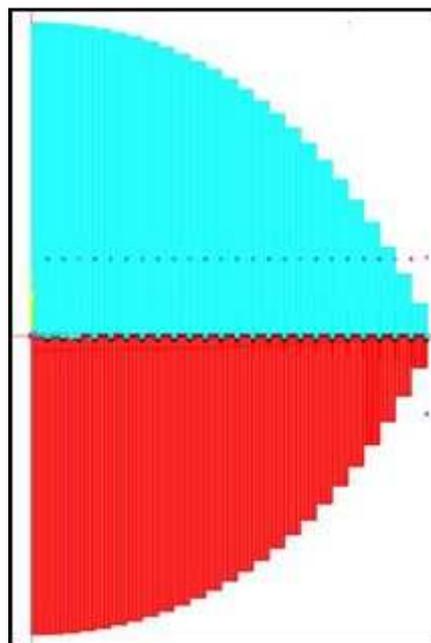


Abbildung 84: Normkraftverläufe für das zuvor analytisch berechnete System; in Rot: die Druckkräfte in der Koppelleiste, in Türkis: die Zugbeanspruchung des Pfostens (Zugbeanspruchung des Glasersatzstabes nicht erkennbar)

Grenzwertbetrachtungen mittels Excel und RStab zur Verifikation der These:

Tabelle:

In **grau** hinterlegt (Variante 0) findet sich der Referenzversuch, welcher zuvor analytisch berechnet wurde. In den darauffolgenden Varianten sind alle Änderungen, die gegenüber dem Referenzversuch vorgenommen wurden, in **blau** hinterlegt.

Schlussfolgerungen aus den Grenzwertbetrachtungen:

In Tabelle 14 wird ersichtlich, dass das Ersatzfedersystem insbesondere bei sehr kleinen Steifigkeitsverhältnissen zwischen Koppelleiste und Randgliedern die Ergebnisse der numerischen Simulationen unterschätzt. Es wurde deshalb festgelegt, die abgeminderte Längenänderung der Koppelleiste Δl_{VB} mit einem zusätzlichen Summanden l_x zu behaften, der die Berechnungsungenauigkeiten bei sehr kleinen Abminderungsfaktoren kompensieren soll. Der zusätzliche Summand l_x nimmt als Grundverformung ein 100stel ‰ der Systemlänge l_0 an und wird weiters mit einem Sicherheitsfaktor von $\gamma_{VB} = 3,0$ beaufschlagt:

$$l_x = \frac{l_0}{\left(\frac{100000}{\gamma_{VB}}\right)} = \frac{l_0}{\left(\frac{100000}{3}\right)} = \frac{l_0}{33333} = \frac{1250 \text{ mm}}{33333} = 0,0375 \text{ mm} \quad (103)$$

Anhand der Versuchsserie 9 wurde dieser Ansatz in nachfolgendem Diagramm überprüft. In den letzten beiden Spalten der Tabelle 14 wird ersichtlich, dass der gewählte Ansatz die Berechnungsunschärfen aller durchgeführten Grenzwertbetrachtungen kompensieren konnte.

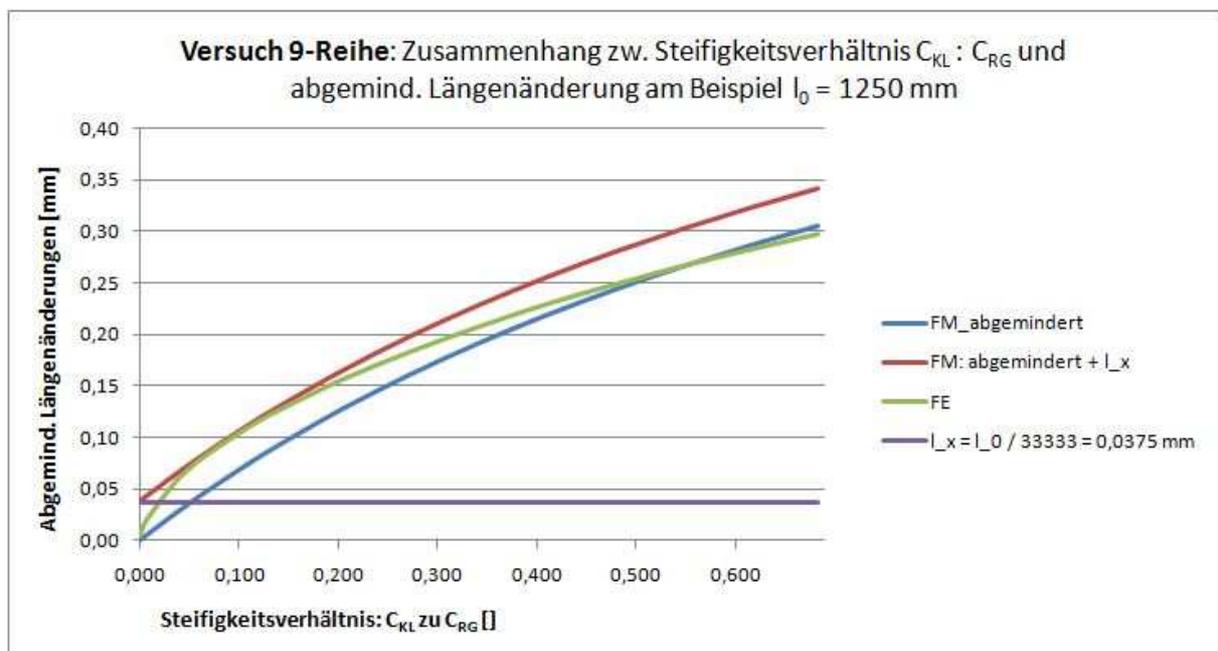


Abbildung 85: Kompensation von Berechnungsunschärfen durch einen zusätzlichen Additionsterm l_x

In Abbildung 85 lässt sich erkennen, dass speziell bei sehr kleinen Steifigkeitsverhältnissen zwischen Koppelleiste und Randgliedern das analytische Federmodell (FM) die Ergebnisse der numerischen Simulation (FE) unterschätzt. Die Addition einer längenabhängigen Grundverformung l_x kann diese Berechnungsungenauigkeiten ausgleichen und damit kann unter nachfolgenden Randbedingungen das Federmodell als brauchbar erachtet werden. Auch der zu Beginn des Kapitels angegebene Abminderungsfaktor der Holzforschung Austria von $k_{VB} = 0,25$ konnte mit Variante 12 in der Tabelle 14 exakt bestätigt werden. Geringe Flächenträgheitsmomente zweiten Grades der Pfosten spielen in Abbildung 85 nur eine untergeordnete Rolle, dies wurde in zusätzlichen Untersuchungen überprüft.

Randbedingungen:

Um die analytische Berechnungsmethode zum Abminderungsfaktor anwenden zu können, sind folgende Randbedingungen einzuhalten und gegebenenfalls zu überprüfen:

- ➔ Das Federmodell basiert auf der Annahme kleiner Verschiebungen, die Grenzwerte der Tragfähigkeit für ein stiftförmiges Verbindungsmittel (gemäß ÖNORM EN 1995) $F_{v,Rd}$ sowie für die Klebefuge $\tau_{max,d} = \tau_{max} / \gamma_M$ dürfen nicht überschritten werden.
- ➔ Das Federmodell basiert auf der Annahme, dass der Glasersatzstab als auch der Stab der Unterkonstruktion selbst keine Längenänderungen erfährt. Wird die Unterkonstruktion in Holz ausgeführt, so ist für eine nicht gänzliche Durchfeuchtung Sorge zu tragen. Für stark hygrysch beanspruchte Konstruktionen kann beispielsweise eine diffusionsgeschlossene Beschichtung der hölzernen Unterkonstruktion angedacht werden.
- ➔ Das Federmodell errechnet ausschließlich Längenänderungen, Stabbiegungen infolge behinderter Verformung können damit nicht ermittelt werden. Eine Erweiterung des Modells unter gesicherten Randbedingungen ist aber grundsätzlich denkbar.

Conclusio:

Die Vergleichsrechnungen zwischen Excel und RStab haben gezeigt, dass eine Anwendung des dargelegten Federsystems möglich ist. Für eine korrekte Berechnung der abgeminderten Längenänderung $\Delta l_{VB,neu}$ ist folgende Formel anzuwenden:

$$\Delta l_{VB,neu} = \frac{l_0}{\left(\frac{100000}{\gamma_{VB}}\right)} + \frac{\frac{E_{KL} * A_{KL}}{l_0}}{\frac{E_{KL} * A_{KL}}{l_0} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{\left(\frac{E_G * A_G}{l_0}\right)} + \frac{1}{\left(\frac{G_\tau * b_\tau * l_0}{d_\tau}\right)} \right\}^{-1} + \frac{1}{3} * \left\{ \frac{1}{\left(\frac{E_P * A_P}{l_0}\right)} + \frac{1}{(n * K_{ser})} \right\}^{-1}} * \Delta l_0 \quad (104)$$

mit

l_0 ...	Systemlänge (halbe Länge des untersuchten Verbundstabes) [cm]
$\Delta l_{VB,neu}$...	abgeminderte Längenänderung [cm]
γ_{VB} ...	Sicherheitsfaktor: $\gamma_{VB} = 3,0$ []
E_{KL} ...	Elastizitätsmodul der Koppelleiste [kN/cm ²]
A_{KL} ...	Querschnittsfläche der Koppelleiste [cm ²]
E_G ...	Elastizitätsmodul des Glases [kN/cm ²]
A_G ...	Querschnittsfläche des Glasersatzstabes [cm ²]
E_P ...	Elastizitätsmodul des Pfostens [kN/cm ²]
A_P ...	Querschnittsfläche des Pfostens [cm ²]
G_τ ...	Schubmodul des Klebstoffs [kN/cm ²]
b_τ ...	Breite der Klebefuge [cm]
d_τ ...	Dicke der Klebefuge [cm]
n ...	Anzahl der Verbindungsmittel innerhalb der Systemlänge (halbe Länge des Verbundstabes)
K_{ser} ...	Verformungsmodul des stiftförmigen Verbindungsmittels [kN/cm]

Für hölzerne Koppelleisten kann damit die Längenänderung infolge Verbundwirkung hinreichend genau ermittelt werden, ohne eine numerische Simulation durchführen zu müssen. Die Beanspruchungen der Verschraubung und des Stabes der Unterkonstruktion respektive der Verklebung und des Glasersatzstabes können analog errechnet werden.

Prof. Heinrich Kreuzinger, wissenschaftlicher Beirat im HGV-Projekt des ITI, führte bestätigende Vergleichsrechnungen zum angeführten Formelapparat durch. Kreuzinger entwickelte dabei auch ein Verfahren zur Bestimmung des Abminderungsfaktors über abklingende Elastizitätsmodulfunktionen, die an dieser Stelle jedoch nicht vorgestellt werden.

4.2.2.4 Anwendbarkeit des Berechnungs- und Bemessungskonzepts auf Scheibenelemente mit Seitenverhältnissen von 1:4 bis 4:1

Im Zuge des HGV-Projekts des ITI der Technischen Universität Wien wurden in Kooperation mit Herrn Univ.Ass. DI Dr. Stefan Jaksch numerische Vergleichsrechnungen zum in (Hochhauser, 2011) vorgestellten Berechnungsmodell für Holz-Glas-Verbundscheiben durchgeführt. Ziel war es die Anwendbarkeit des Konzepts auf Scheibenelemente mit Seitenverhältnissen von 1:4 bis 4:1, die Grenzen der linearen Theorie der Flächentragwerke, zu untersuchen. Das numerische Modell (Abbildung 86) wurde von Herrn Prof. Dr. Borut Dobovisek, der am Institut für Architekturwissenschaften als Projektassistent tätig war, eigens für das Forschungsprojekt entwickelt und zur Verfügung gestellt. Für die numerischen Berechnungen wurde das Finite Elemente-Programm SOFiSTiK der gleichnamigen GmbH verwendet.

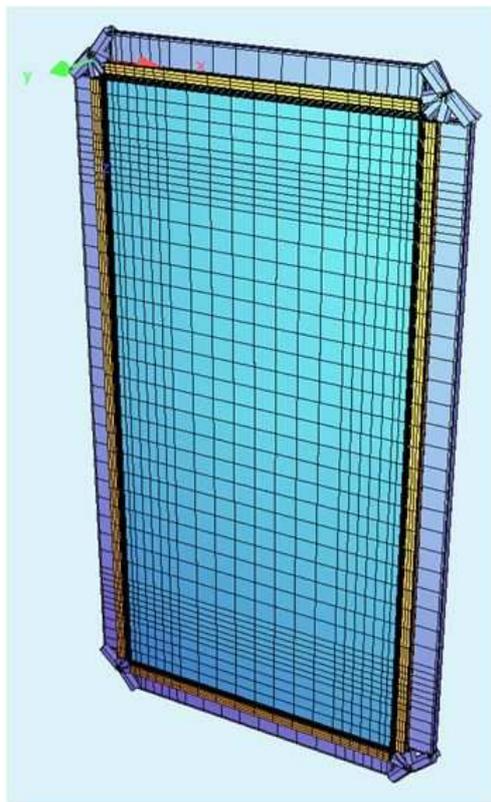


Abbildung 86: Numerisches Modell des FE-Programms SOFiSTiK (Screenshot: Jaksch)

Im Forschungsprojekt „Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept“ der Abteilung Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau der TU Wien wurden Scheibenversuche sowohl auf hölzerner als auch auf stählerner Unterkonstruktion durchgeführt. Da bei den Versuchen mit Stahlrahmen einerseits eine größere Anzahl an Probekörpern abgedrückt wurde und andererseits beide Verklebungsvarianten – Schubverklebung aus Silikon und Klotzung aus Epoxidharz beziehungsweise Schubverklebung aus Acrylat und Klotzung aus Acrylat – untersucht werden konnten, wurde für die Eichung des Finite Elemente-Modells als auch für die späteren Vergleichsrechnungen eine stählerne Unterkonstruktion herangezogen.

Numerische Untersuchungen:

Sowohl das FE-Programm SOFiSTiK als auch das entwickelte Modell sind in (Hochhauser, 2011) näher beschrieben, weshalb an dieser Stelle auf eine neuerliche Erläuterung verzichtet wird. Im Rahmen der numerischen Vergleichsrechnungen wurde neben dem Kraft-Verformungsverhalten von Holz-Glas-Verbundscheiben insbesondere die Stabilität von schubverklebten und geklotzten Glasscheiben studiert (Abbildung 87).

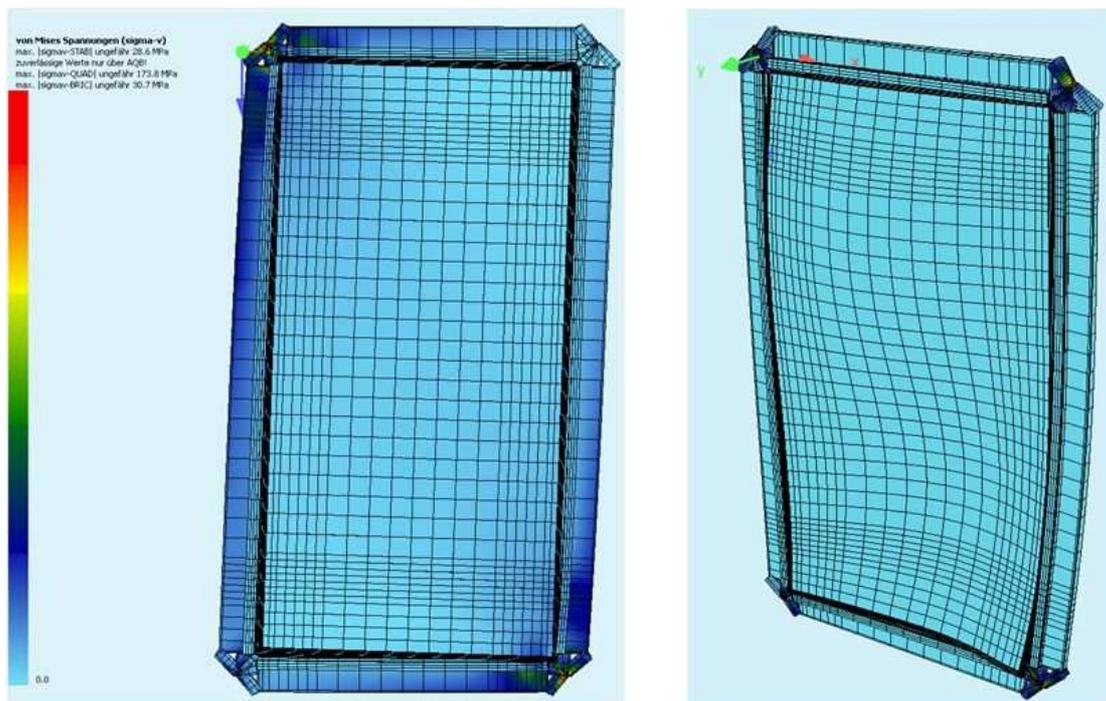


Abbildung 87: Links: Untersuchungen zur resultierenden Kopfverschiebung von Holz-Glas-Verbundscheiben; Rechts: Das Beulverhalten der Glasscheibe in der zweiten Eigenform; modelliert mit dem Finite Elemente-Programm SOFiSTiK (Screenshots: Jaksch)

Die durchgeführten numerischen und analytischen Untersuchungen betreffen die Betrachtung der rein schubverklebten sowie der rein geklotzten Scheibe als auch die kombinierte Verklebung, sowohl bei kurzfristiger als auch bei langfristiger Beanspruchung. Aus der Gegenüberstellung von Kurz- und Langzeitlasten ist es möglich Aussagen zur relevanten Lastumlagerung zwischen Schubverklebung und Klotzung vorzunehmen. Sowohl für das Klebstoffsystem der Schubverklebung als auch für die Klotzung wurde Fließen der Klebstoffe bei der entsprechenden Fließdehnung berücksichtigt.

Zusätzlich wurde ein Ausfallen der klotzäquivalenten Federn bei Zug- und Schubbeanspruchung modelliert.

Da bei der rein geklotzten Holz-Glas-Verbundscheibe jedoch das Verbundelement aus der Ebene statische Unterbestimmtheit aufweist, musste von Herrn Dr. Jaksch der Klotzung eine geringe Schubtragfähigkeit zugewiesen werden. Bei Verformungen aus der Verbundscheibenebene (Abbildung 88) wäre aufgrund eines Herausfallens der gläsernen Bauteilkomponente eine numerische Berechnung sonst nicht möglich gewesen. Vergleichsrechnungen zwischen zweidimensionaler Modellierung unter Vernachlässigung der Schubtragfähigkeit und dreidimensionaler Modellierung unter Berücksichtigung einer kleinen übertragbaren Schubspannung zeigten jedoch die Nichtigkeit dieser unumgänglichen Modellierungsmaßnahme.

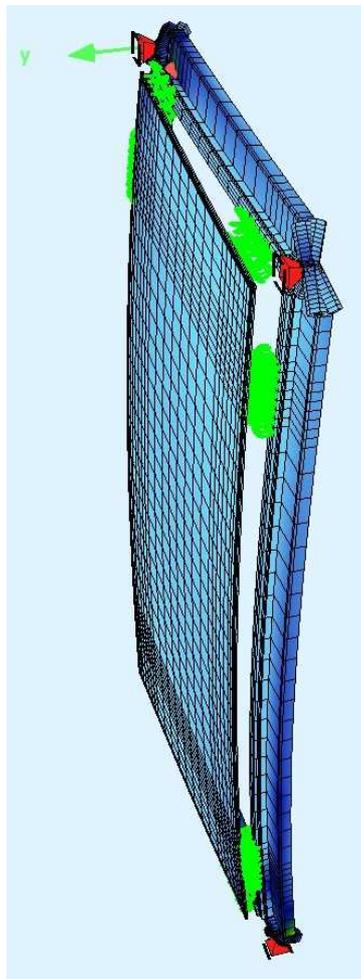


Abbildung 88: Modellierung einer geringen Schubtragfähigkeit des Klotzes um statische Unbestimmtheit aus der Ebene bei der rein geklotzten Ausführung zu vermeiden (Screenshot: Jaksch)

Analytische Untersuchungen:

Die analytischen Untersuchungen wurden auf Basis der in (Hochhauser, 2011) vorgestellten vereinfachten Berechnungsmethode für Holz-Glas-Verbundscheiben mittels MS-Excel durchgeführt,

um die vorgestellte Berechnungsmethode auch auf Scheibenseitenverhältnisse von 1:4 bis 4:1 zu erweitern.

Zunächst muss hierfür jedoch das in (Kreher, 2009) vorgestellte Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier weiter verallgemeinert werden. Für Seitenverhältnisse mit $H > L$, also einer Scheibenhöhe H größer der Scheibenlänge L (Abbildung 89), ergibt sich die resultierende Kopfverschiebung auf Basis des Arbeitssatzes wie nachfolgend gezeigt:

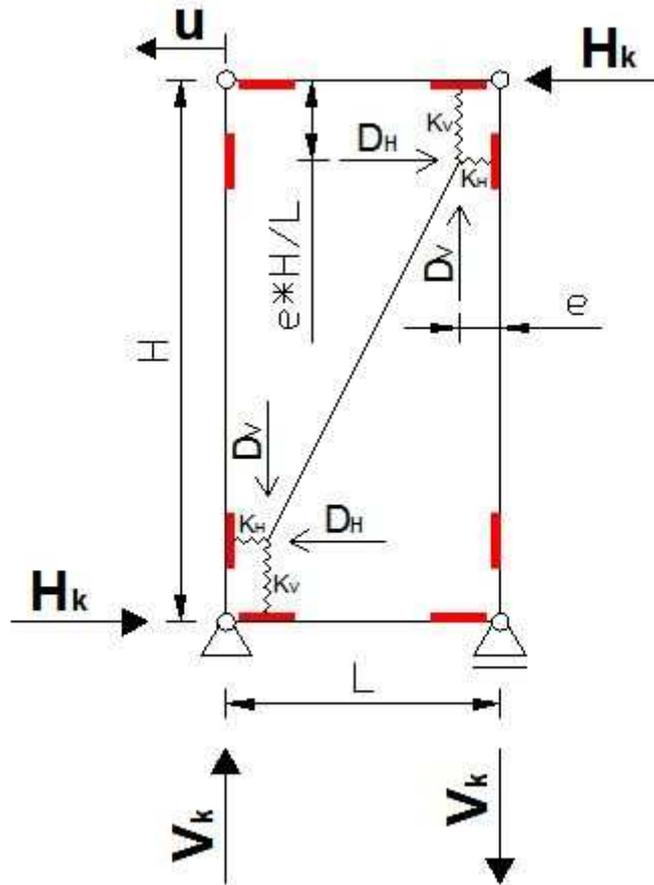


Abbildung 89: Systemskizze zum Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier für Seitenverhältnisse von $H > L$

Zuerst wird auf Basis einer Gleichgewichtsbetrachtung die Variable D_H pauschal gültig hergeleitet:

$$H_k * H = D_H * \left(H - e * \frac{H}{L} \right) - D_H * e * \frac{H}{L} \quad (105)$$

$$H_k * H = D_H * H * \left(1 - 2 * \frac{e}{L} \right) \quad (106)$$

$$D_H = H_k * \frac{1}{\left(1 - 2 * \frac{e}{L} \right)} \quad (107)$$

Die Ausdrücke für V_k und D_V ergeben sich aus geometrischen Verhältnissen zu:

$$V_k = \frac{H}{L} * H_k \quad (108)$$

$$D_V = \frac{\frac{H}{L} * H_k}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \quad (109)$$

Auf Basis des Arbeitssatzes lässt sich für das Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier dann die Kopfverschiebung ausdrücken:

$$\bar{1} * u = 2 * \left\{ \frac{\overline{D_V} * D_V}{K_V} + \frac{\overline{D_H} * D_H}{K_H} \right\} \quad (110)$$

$$\bar{1} * u = 2 * \left\{ \frac{\left(\bar{1} * \frac{H/L}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right) * \left(H_k * \frac{H/L}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)}{K_V} + \frac{\left(\bar{1} * \frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right) * \left(H_k * \frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)}{K_H} \right\} \quad (111)$$

$$\bar{1} * u = 2 * \left\{ \frac{\bar{1} * H_k * (H/L)^2 * \left(\frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)^2}{K_V} + \frac{\bar{1} * H_k * \left(\frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)^2}{K_H} \right\} \quad (112)$$

$$u = 2 * H_k * \left\{ \frac{(H/L)^2 * \left(\frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)^2}{K_V} + \frac{\left(\frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)^2}{K_H} \right\} \quad (113)$$

$$u = 2 * H_k * \left(\frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)^2 * \left\{ \frac{(H/L)^2}{K_V} + \frac{1}{K_H} \right\} \quad (114)$$

mit

H_k ...	Charakteristische Horizontalkraft in [kN]
V_k ...	Resultierende charakteristische Vertikalkraft in [kN]
1 ...	Virtuelle Kraftgröße
L ...	Scheibenlänge in [cm]
H ...	Scheibenhöhe in [cm]
D_H ...	Horizontalkomponente der resultierenden Diagonaldruckkraft in [kN]
D_V ...	Vertikalkomponente der resultierenden Diagonaldruckkraft in [kN]

- e ... Exzentrizität zwischen Klotzmittelpunkt und Stabachse des Pfostens in [cm]
 u ... Horizontale Kopfverschiebung in [cm]
 K_H ... Steifigkeit des horizontal wirkenden Klotzes in [kN/cm]
 K_V ... Steifigkeit des vertikal wirkenden Klotzes in [kN/cm]

Für ein Seitenverhältnis von $H < L$ ergibt sich die Gleichung für die Kopfverschiebung analog zu Formel (114). Hierbei ist zu beachten, dass die Variable e wiederum den Abstand zwischen dem Mittelpunkt des vertikal wirkenden Klotzes und der Stabachse des Pfostens beschreibt. Der Abstand zwischen der Stabachse des Riegels und dem Mittelpunkt des horizontal wirkenden Klotzes errechnet sich abermals aus geometrischen Beziehungen, wie in Abbildung 90 ersichtlich wird.

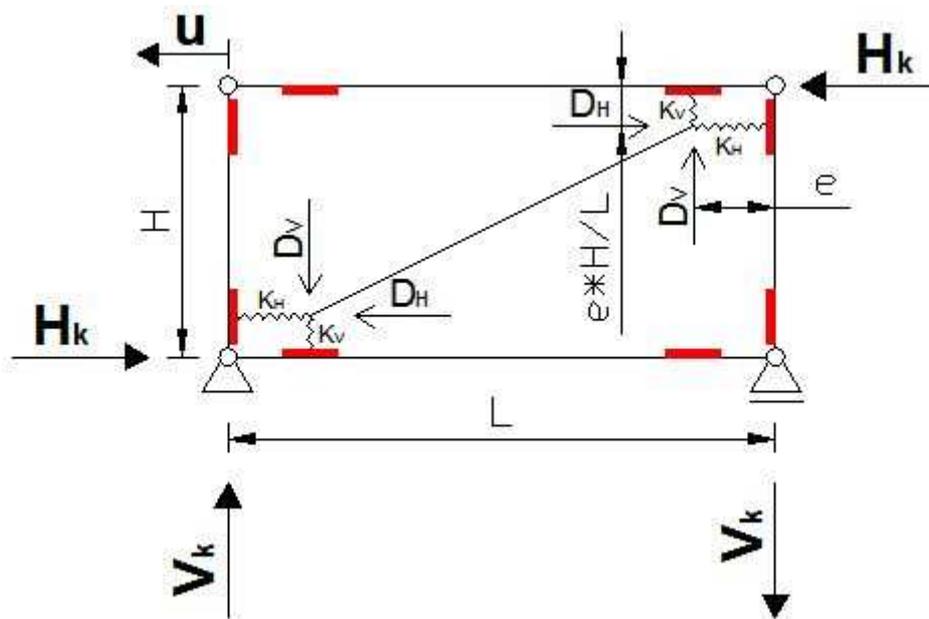


Abbildung 90: Systemskizze zum Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier für Seitenverhältnisse von $H < L$

Für ein Seitenverhältnis von $H = L$ sowie unter der Annahme gleicher Federsteifigkeiten der vertikal und horizontal wirkenden Klötze, $K_H = K_V = K$, vereinfacht sich der Ausdruck für die Kopfverschiebung u , wie in Formel (115) erkennbar ist. Die vertikale und horizontale Kraftkomponente der Diagonalkraft weisen nun denselben Abstand zur Stabachse des Pfostens respektive Riegels auf (Abbildung 91).

$$u = 4 * H_k * \frac{\left(\frac{1}{1 - 2 * \frac{e}{L}} \right)^2}{K} \quad (115)$$

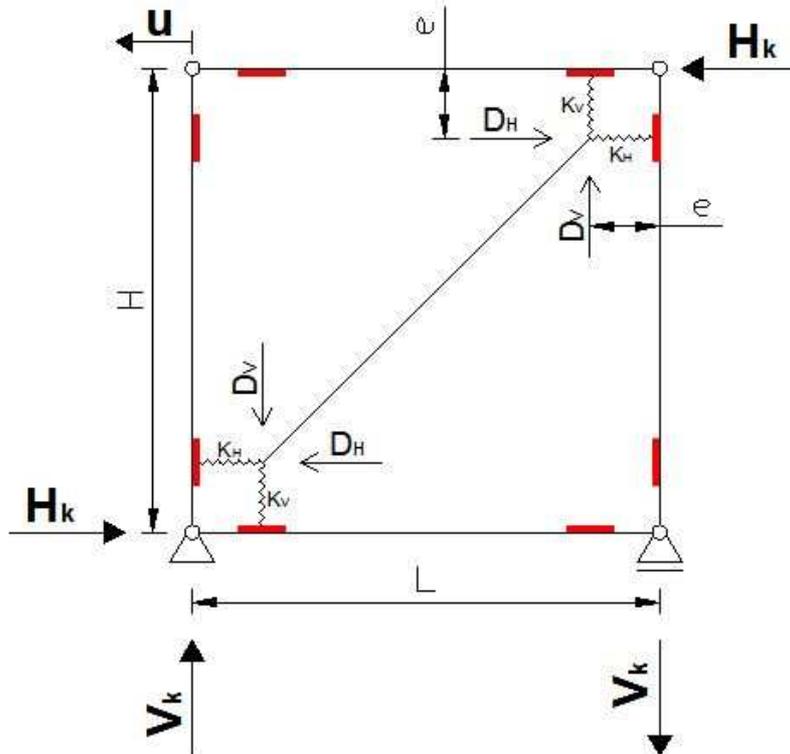


Abbildung 91: Systemskizze zum Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier für Seitenverhältnisse von $H = L$

Vergleich analytischer und numerischer Untersuchungen:

Auf Basis der vorangegangenen Formeln kann nun ein Vergleich zwischen numerischen und analytischen Berechnungsmethoden vorgenommen werden. Diese Gegenüberstellung bezieht sich auf den Vergleich der aufnehmbaren Horizontalkräfte bei einer Kopfverschiebung von $H / 500$ stel, mit H als die Höhe der Glasscheibe. In Tabelle 15 sind jene Systemparameter (vgl. Abbildung 3) zusammengefasst, die bei allen durchgeführten analytischen und numerischen Berechnungen unverändert belassen wurden. Verformungen der Rahmenkonstruktion sowie des Rahmengelenks wurden aufgrund stählerner Ausführung nicht berücksichtigt, einzig die Biegung der Rahmenkonstruktion fand Eingang in den analytischen Berechnungen.

Die zugrundegelegten Klebstoffkennwerte sowohl für kurzfristige als auch langfristige Berechnungen sind in Tabelle 16 zusammengestellt. Die kurzfristigen Werte, kurzfristiger Schubmodul $G_{\tau, kurz}$ und kurzfristiger Elastizitätsmodul $E_{c, kurz}$, wurden aus (Hochhauser, 2011) übernommen und verstehen sich als Herstellerangaben der verwendeten Klebstoffe. Die Deformationsbeiwerte k_{def} für den Silikon- sowie den Acrylatklebstoff wurden (Neubauer, 2008) entnommen und jener für den Epoxidharzklebstoffe aus der Arbeit (Bucak, 2009), die auf (Rehm, 1980) basiert. Die langfristigen Moduln - $G_{\tau, lang}$ respektive $E_{c, lang}$ - errechnen sich gemäß Formel (116).

$$G_{\tau, lang} = \frac{G_{\tau, kurz}}{1 + k_{def}} \quad \text{bzw.} \quad E_{c, lang} = \frac{E_{c, kurz}}{1 + k_{def}} \quad (116)$$

Bei den langfristigen Untersuchungen wurde das zeitabhängige Materialverhalten anderer, beteiligter Baustoffe und Konstruktionselemente vernachlässigt. Die theoretischen Langzeituntersuchungen verstehen sich als vereinfachte Vergleichsrechnungen zur Lastumlagerung zwischen beiden Tragmechanismen.

KONSTANTE SYSTEMPARAMETER		
Glasdicke:	$t_g =$	0,8 [cm]
Schubmodul Glas:	$G_R =$	28000 [N/mm ²]
Elastizitätsmodul Glas:	$E_G =$	70000 [N/mm ²]
Koppelleistenbreite gesamt:	$b_{KL,ges} =$	6,0 [cm]
Koppelleistendicke gesamt:	$d_{KL,ges} =$	4,0 [cm]
Koppelleistenbreite:	$b_{KL} =$	3,6 [cm]
Koppelleistendicke:	$d_{KL} =$	2,0 [cm]
Schubmodul Koppelleiste:	$G_{KL} =$	185 [N/mm ²]
Elastizitätsmodul Koppelleiste:	$E_{KL} =$	9333 [N/mm ²]
Klotzlänge:	$l_c =$	20,0 [cm]
Abstand Klotzkante zu Glasecke:	$e_c =$	5,0 [cm]
Klotzdicke:	$d_c =$	0,6 [cm]
Klotzbreite glaseitig:	$b_{c,G} =$	0,8 [cm]
Klotzbreite holzseitig:	$b_{c,H} =$	1,1 [cm]
Verklebungsbreite:	$b_t =$	1,4 [cm]
Verklebungsdicke:	$d_t =$	0,3 [cm]
Elastizitätsmodul Rahmen:	$E_R =$	206000 [N/mm ²]
Trägheitsmoment Stahlrahmen	$I_R =$	1436 cm ⁴
Verformungsmodul Verschraubung:	$K_{serr} =$	77,10 [kN/cm]
Abstand der Verbindungsmittel:	$e_{vm} =$	5,0 [cm]
Anzahl der Verbindungsmittel im Klotzbereich:	$n_{vm} =$	6 []

Tabelle 15: Konstante Systemparameter aller durchgeführten Vergleichsrechnungen zwischen numerischem Finite Elemente-Modell (FE) und analytischen Federmodellen (FM)

KLEBSTOFFKENNWERTE					
Verklebungssystem		Schubverklebungen		Klotzungen	
Klebstoff		Silikon	Acrylat	Epoxidharz	Acrylat
Kurzfristiger Schubmodul:	$G_{t,kurz} [N/mm^2] =$	0,37	2,00	-	-
Kurzfristiger Elastizitätsmodul:	$E_{c,kurz} [N/mm^2] =$	-	-	5700	200
Deformationsbeiwert:	$k_{def} [] =$	1,12	4,09	1,55	4,09
Langfristiger Schubmodul:	$G_{t,lang} [N/mm^2] =$	0,175	0,393	-	-
Langfristiger Elastizitätsmodul:	$E_{c,lang} [N/mm^2] =$	-	-	2235,29	39,3

Tabelle 16: Klebstoffkennwerte für kurz- und langfristige Berechnungen

In Tabelle 17 sind schließlich noch die veränderlichen Systemparameter zusammengestellt (vgl. Abbildung 92). Mittels numerischer und analytischer Berechnungsmethoden wurden acht verschiedene Seitenverhältnisse und Klotzanordnungen untersucht, wobei sich die Untersuchung „H:L = 2:1-O (H=2,5m)“ auf die durchgeführten Versuche in (Hochhauser, 2011) bezieht. Hier wurden sowohl die vertikal wirkenden als auch die horizontal wirkenden Klötze mit einem Abstand von $e_1 = e_2 = 5$ cm zwischen Klotzkante und Glasecke angeordnet. Begründet wird diese spezifische

Anordnung damit, dass aus (Englhardt, 2007) für diese Klotzkonfiguration Beulwerte zur Verfügung standen. Mit Ausnahme der Untersuchung „H:L = 2:1-O (H=2,5m)“ errechnet sich die Exzentrizität e_2 aus folgender geometrischer Beziehung (Abbildung 92):

$$e_2 = \frac{H}{L} * \left(e_1 + \frac{l_c}{2} \right) - \frac{l_c}{2} \quad (117)$$

mit

e_2 ... Abstand zwischen horizontal wirkendem Klotz und Glasecke in [cm]

e_1 ... Abstand zwischen vertikal wirkendem Klotz und Glasecke in [cm]

L ... Scheibenlänge in [cm]

H ... Scheibenhöhe in [cm]

l_c ... Klotzlänge in [cm]

VERÄNDERLICHE SYSTEMPARAMETER					
H:L	H/500 [mm]	H_{glas} [mm]	L_{glas} [mm]	e_1 [mm]	e_2 [mm]
1:4 (H=1,25m)	2,5	1250	5000	500	50
1:3 (H=1,25m)	2,5	1250	3750	350	50
1:2 (H=1,25m)	2,5	1250	2500	200	50
1:1 (H=2,50m)	5	2500	2500	50	50
2:1 (H=2,50m)	5	2500	1250	50	200
2:1-O (H=2,50m)	5	2500	1250	50	50
3:1 (H=3,75m)	7,5	3750	1250	50	350
4:1 (H=5,00m)	10	5000	1250	50	500

Tabelle 17: Angaben zu den verglichenen Systemen

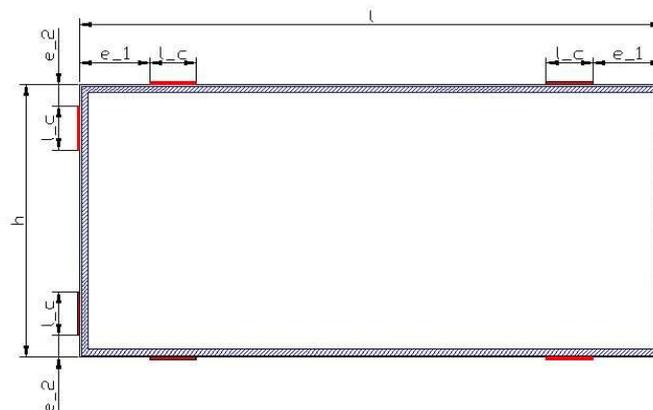


Abbildung 92: Darstellung der Abstände e_1 und e_2 zwischen Klotzkanten und Glasecken für alle untersuchten Geometrien mit l_c als die Klotzlänge

In Tabelle 18 findet sich eine Zusammenstellung aller numerisch (FE) und analytisch (FM) ermittelten Ergebnisse zur aufnehmbaren, charakteristischen Horizontalkraft bei einer Kopfverschiebung von $H/500$ stel, ein Vergleich der Ergebnisdifferenzen sowie ein Vorschlag von Sicherheitsfaktoren zur Kompensation der analytischen Berechnungsunschärfen.

Aufnehmbare kurzfristige Horizontalkräfte in [kN] bei einer Kopfverschiebung von H/500stel und Berechnungsdifferenzen in [%] zw. FE und FM für Epoxidharz-Silikon-Versuche mit stählerener Unterkonstruktion										
SYSTEMANGABEN		ANALYTIK: FEDERMODELLE (FM)			NUMERIK: SOFISTIK (FE)			Differenzen in [%] zw. FE und FM		
H:L	H/500	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber
1:4 (H=1,25m)	2,5 mm	19,80	9,50	10,31	17,80	7,00	9,40	11,24	35,71	9,68
1:3 (H=1,25m)	2,5 mm	17,40	9,93	7,47	16,60	8,30	7,10	4,82	19,64	5,21
1:2 (H=1,25m)	2,5 mm	14,35	9,76	4,59	15,10	9,90	4,50	-5,23	-1,43	2,00
1:1 (H=2,50m)	5 mm	24,38	17,30	7,08	25,40	16,60	7,20	-4,18	4,22	-1,69
2:1 (H=2,50m)	5 mm	7,18	4,88	2,30	8,50	5,50	2,50	-18,38	-12,70	-8,70
2:1-O (H=2,50m)	5 mm	7,42	5,12	2,30	9,80	6,90	2,50	-32,08	-34,77	-8,70
3:1 (H=3,75m)	7,5 mm	5,80	3,31	2,49	6,50	3,20	2,80	-12,07	3,44	-12,45
4:1 (H=5,00m)	10 mm	4,95	2,37	2,58	5,20	2,10	2,60	-5,05	12,86	-0,78
Aufnehmbare kurzfristige Horizontalkräfte in [kN] bei einer Kopfverschiebung von H/500stel und Berechnungsdifferenzen in [%] zw. FE und FM für Acrylat-Acrylat-Versuche mit stählerener Unterkonstruktion										
SYSTEMANGABEN		ANALYTIK: FEDERMODELLE (FM)			NUMERIK: SOFISTIK (FE)			Differenzen in [%] zw. FE und FM		
H:L	H/500	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber
1:4 (H=1,25m)	2,5 mm	59,95	7,87	52,08	47,90	5,00	42,60	25,16	57,40	22,25
1:3 (H=1,25m)	2,5 mm	45,86	8,10	37,76	39,80	5,60	34,10	15,23	44,64	10,73
1:2 (H=1,25m)	2,5 mm	31,05	7,81	23,23	29,00	6,10	22,80	7,07	28,03	1,89
1:1 (H=2,50m)	5 mm	49,39	13,69	35,70	45,80	10,60	34,80	7,84	29,15	2,59
2:1 (H=2,50m)	5 mm	15,53	3,91	11,63	16,30	3,40	12,80	-4,96	15,00	-10,06
2:1-O (H=2,50m)	5 mm	15,69	4,06	11,63	17,10	4,10	12,80	-8,99	-0,99	-10,06
3:1 (H=3,75m)	7,5 mm	15,30	2,70	12,60	15,40	2,10	13,20	-0,65	28,57	-4,76
4:1 (H=5,00m)	10 mm	15,01	1,97	13,04	13,50	1,40	11,90	11,19	40,71	9,58
Aufnehmbare langfristige Horizontalkräfte in [kN] bei einer Kopfverschiebung von H/500stel und Berechnungsdifferenzen in [%] zw. FE und FM für Epoxidharz-Silikon-Versuche mit stählerener Unterkonstruktion										
SYSTEMANGABEN		ANALYTIK: FEDERMODELLE (FM)			NUMERIK: SOFISTIK (FE)			Differenzen in [%] zw. FE und FM		
H:L	H/500	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber
1:4 (H=1,25m)	2,5 mm	14,30	9,38	4,92	12,50	6,80	4,50	14,40	37,94	9,33
1:3 (H=1,25m)	2,5 mm	13,37	9,80	3,56	12,20	7,90	3,40	9,59	24,05	4,71
1:2 (H=1,25m)	2,5 mm	11,81	9,62	2,19	11,80	9,30	2,20	0,08	3,44	-0,46
1:1 (H=2,50m)	5 mm	20,42	17,04	3,38	20,10	15,60	3,40	1,59	9,23	-0,59
2:1 (H=2,50m)	5 mm	5,91	4,81	1,09	6,70	5,20	1,20	-13,37	-8,11	-10,09
2:1-O (H=2,50m)	5 mm	6,14	5,05	1,09	7,90	6,50	1,20	-28,66	-28,71	-10,09
3:1 (H=3,75m)	7,5 mm	4,46	3,27	1,19	4,80	3,10	1,30	-7,62	5,48	-9,24
4:1 (H=5,00m)	10 mm	3,58	2,35	1,23	3,60	2,00	1,30	-0,56	17,50	-5,69
Aufnehmbare langfristige Horizontalkräfte in [kN] bei einer Kopfverschiebung von H/500stel und Berechnungsdifferenzen in [%] zw. FE und FM für Acrylat-Acrylat-Versuche mit stählerener Unterkonstruktion										
SYSTEMANGABEN		ANALYTIK: FEDERMODELLE (FM)			NUMERIK: SOFISTIK (FE)			Differenzen in [%] zw. FE und FM		
H:L	H/500	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber	Kombiniert	nur Klotz	nur Kleber
1:4 (H=1,25m)	2,5 mm	15,50	4,56	10,94	12,80	2,80	9,90	21,09	62,86	10,51
1:3 (H=1,25m)	2,5 mm	12,47	4,55	7,93	10,60	2,90	7,60	17,64	56,90	4,34
1:2 (H=1,25m)	2,5 mm	9,10	4,23	4,87	7,80	2,90	4,80	16,67	45,86	1,46
1:1 (H=2,50m)	5 mm	14,76	7,25	7,51	13,00	5,30	7,60	13,54	36,79	-1,20
2:1 (H=2,50m)	5 mm	4,55	2,11	2,44	4,30	1,60	2,70	5,81	31,88	-10,66
2:1-O (H=2,50m)	5 mm	4,59	2,16	2,44	4,60	1,80	2,70	-0,22	20,00	-10,66
3:1 (H=3,75m)	7,5 mm	4,16	1,52	2,64	4,10	1,10	2,90	1,46	38,18	-9,85
4:1 (H=5,00m)	10 mm	3,88	1,14	2,74	3,60	0,80	2,80	7,78	42,50	-2,19
Maxximale Differenzen (FM > FE) aller durchgeführten Vergleichsrechnungen:								25,2 [%]	62,9 [%]	22,3 [%]
Empfohlene Sicherheitsfaktoren zur Kompensation der FM-Berechnungsunschärfen:								1,3 []	1,7 []	1,3 []

Tabelle 18: Vergleichsrechnungen zwischen FE und FM zur aufnehmbaren, charakteristischen Horizontalkraft in [kN] bei einer Kopfverschiebung von H/500stel; Differenzen beider Methoden in [%]; Vorschlag von Sicherheitsfaktoren zur Kompensation der analytischen Berechnungsunschärfen. In Rot: FM- Ergebnis > FE-Ergebnis.

In Tabelle 18 wird ersichtlich, dass die größten, auf der unsicheren Seite liegenden Differenzen zwischen numerischer und analytischer Berechnungsmethode bei kurz- und langfristigen Beanspruchungen der Verklebungsvariante Acrylat-Acrylat, steife, semielastische Schubverklebung und weicher Klotz, zu erwarten sind. Es wird vermutet, dass sich aufgrund des geringen Elastizitätsmoduls bereits im unteren Lastbereich ungleichmäßige Verformungen des Klotzes einstellen. Die analytische Berechnungsmethode basiert auf der Annahme einer gleichmäßigen Druckbeanspruchung der Klötze (Abbildung 93, links). Dies bildet, nicht zuletzt auch aufgrund von Deformationen der Unterkonstruktion, im verformten Zustand die Realität aber nur zu einem Teil ab. Trapezförmige Druckspannungsverläufe entlang der Klötze (Abbildung 93, rechts) führen zu inkonstanter Stauchung dieser und lösen eher globale Deformationen aus.

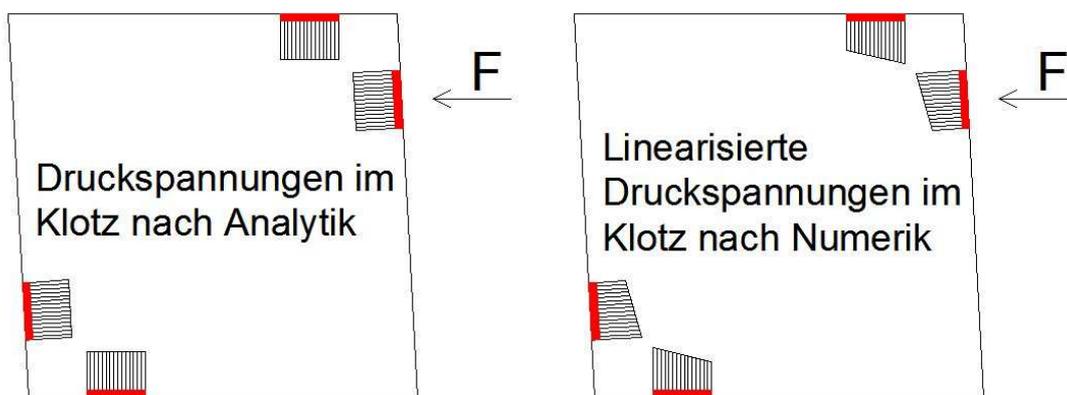


Abbildung 93: Links: Analytische Annahme eines konstanten Druckspannungsverlaufs in den Klötzen; Rechts: Linearisierter Druckspannungsverlauf in den Klötzen im verformten Zustand gemäß Numerik

Weiters zeigt sich, dass die Größe der aufgebrachtten Lasten keine unmittelbaren Auswirkungen auf die Berechnungsungenauigkeit hat. Einflüsse aus übrigen Bauteilkomponenten, wie Glasscheibe oder Unterkonstruktion, werden deshalb nicht als maßgebend erachtet. Dies untermauert die vorausgegangene Vermutung.

Aufgrund der maximalen Berechnungsungenauigkeit der analytischen Methode zum Tragmechanismus Druckdiagonale von 62,9 % wird für vom Seitenverhältnis 2:1 (vgl. Hochhauser, 2011) abweichende Scheibengeometrien ein allgemeiner Sicherheitsfaktor von $\gamma_{F,C} = 1,7$ empfohlen. Insbesondere bei Superposition des Tragverhaltens weicher Klötze und steifer Schubverklebungen scheint dies zweckmäßig zu sein.

Ferner wird ersichtlich, dass bei Berechnungen zum Tragmechanismus Schubfeld numerische und analytische Berechnungsmethodik trotz linearisiertem Schubspannungsverlauf (Abbildung 94) in der Analytik gut übereinstimmen. Ein Sicherheitsfaktor von $\gamma_{F,\tau} = 1,3$ für vom Seitenverhältnis 2:1 abweichende Scheibengeometrien scheint damit ausreichend und empfehlenswert.

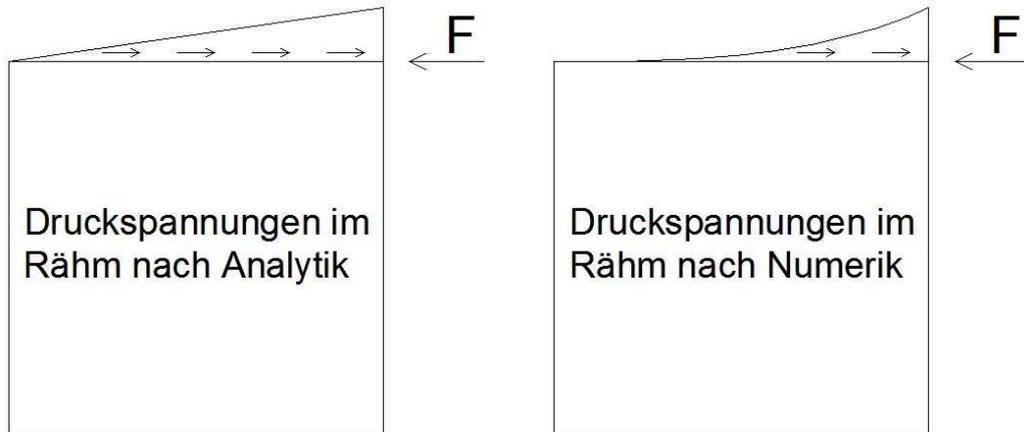


Abbildung 94: Links: Analytische Annahme eines konstanten Schubspannungsverlaufs im Rähm; Rechts: Nichtlinearer Schubspannungsverlauf infolge hoher Schubverklebungssteifigkeit gemäß Numerik

Vor allem bei der liegenden Scheibe in schlanker Ausführung (Seitenverhältnisse 1:3 und 1:4) überschätzt das analytische Federmodell (FM) die numerischen (FE) Ergebnisse, wie auch in Abbildung 95 ersichtlich wird. Maßgebend hierfür bleibt die Berechnungsunschärfe des Tragmechanismus Druckdiagonale.

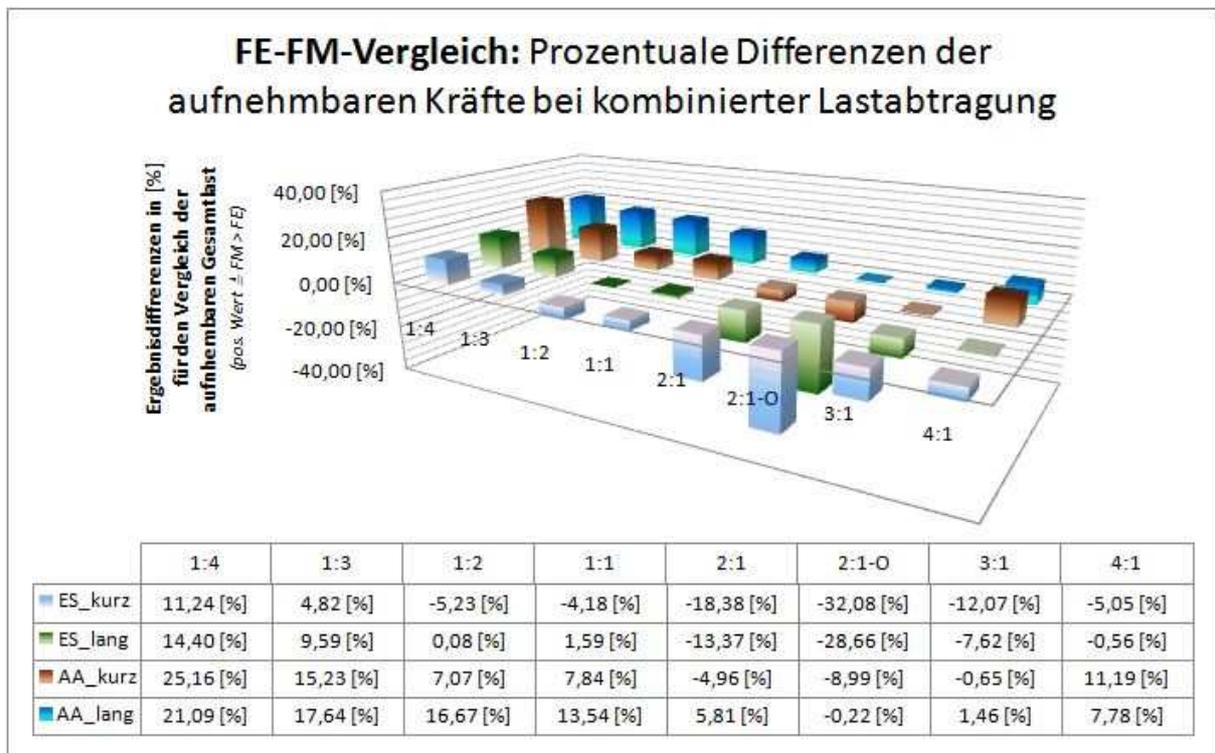


Abbildung 95: Vergleich analytischer (FM) und numerischer (FE) Berechnungsmethoden anhand der aufnehmbaren Gesamtlast; positive Werte: FM überschätzt FE

Die in Tabelle 18 in Zahlen ausgedrückten, aufnehmbaren, charakteristischen Horizontalkräfte sollen zur besseren Veranschaulichung nachfolgend in Abbildung 96 bis Abbildung 99 grafisch dargestellt werden.

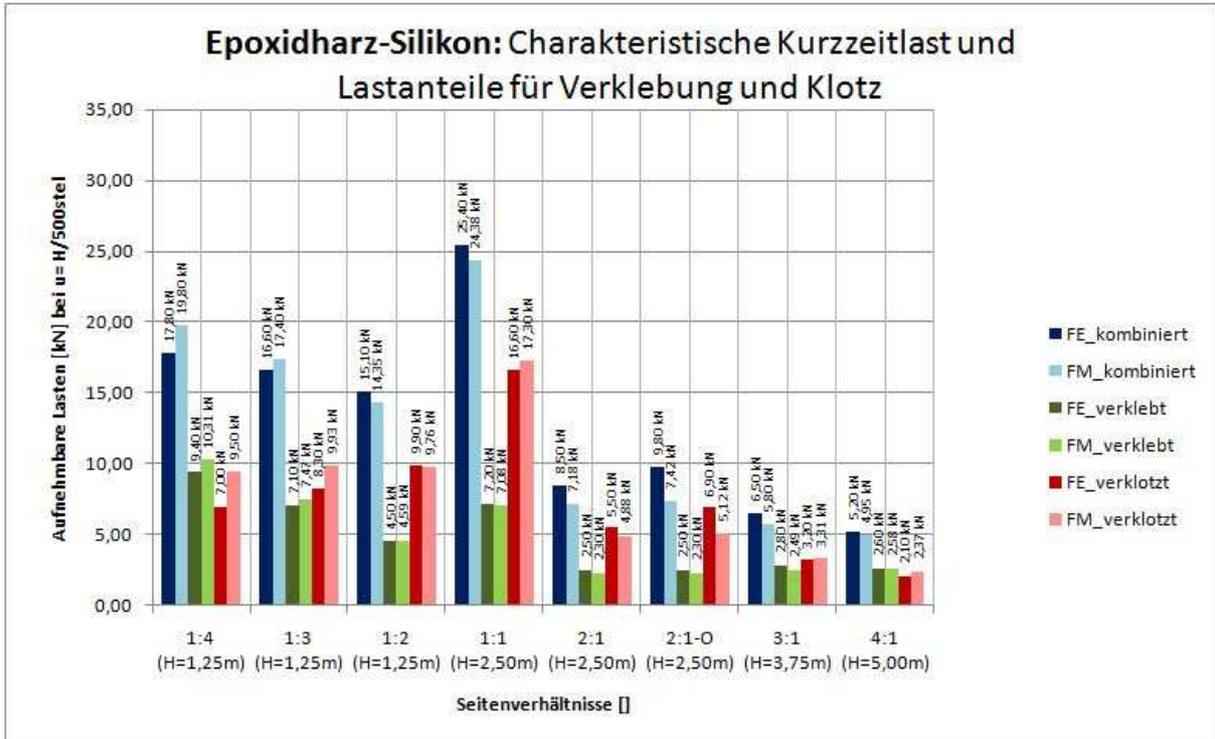


Abbildung 96: Vergleich der kurzfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für steife Klötze aus Epoxidharz und weiche Schubverklebung aus Silikon

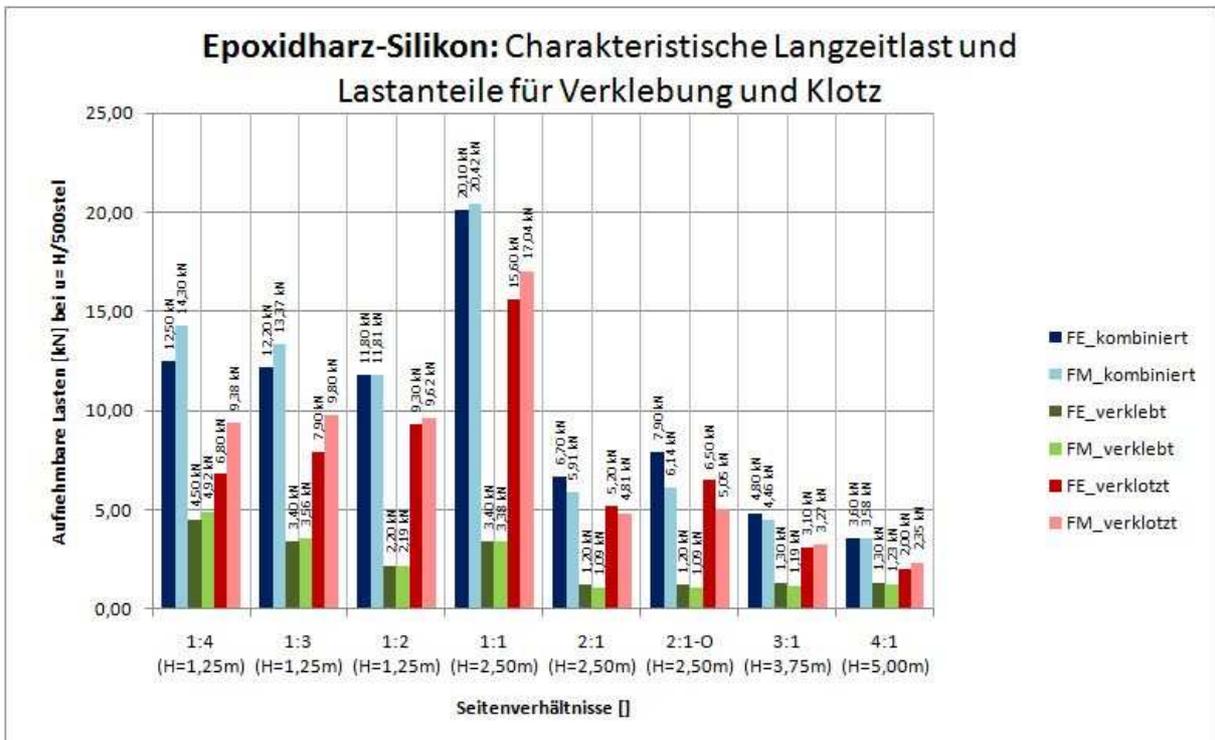


Abbildung 97: Vergleich der langfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für steife Klötze aus Epoxidharz und weiche Schubverklebung aus Silikon

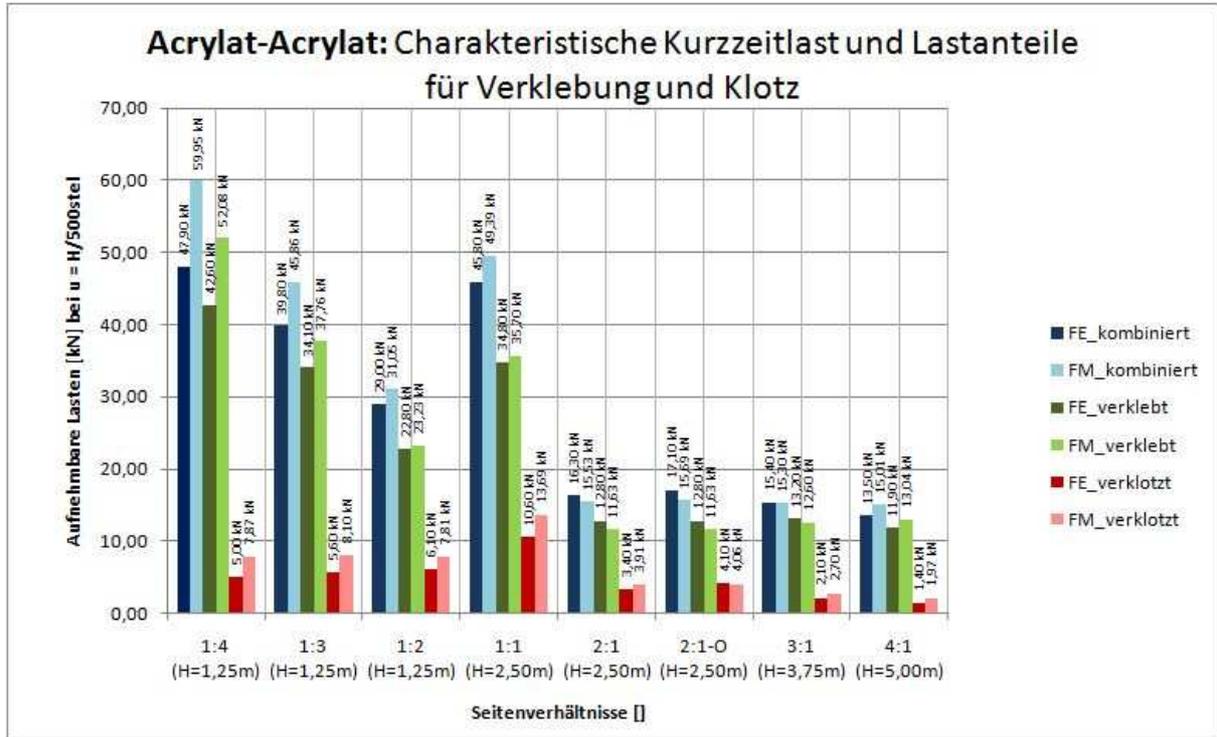


Abbildung 98: Vergleich der kurzfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für weiche Klötze aus Acrylat und steife Schubverklebung aus Acrylat

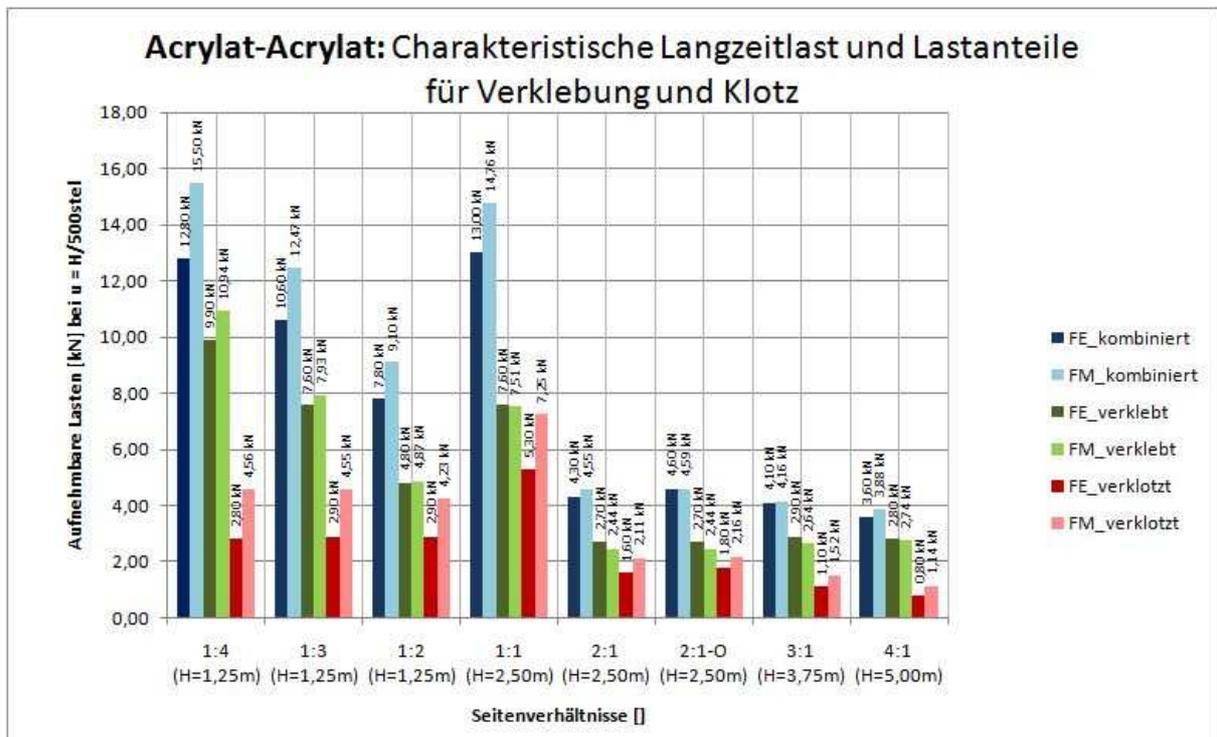


Abbildung 99: Vergleich der langfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für weiche Klötze aus Acrylat und steife Schubverklebung aus Acrylat

Vergleicht man Abbildung 96 mit Abbildung 97, so wird auch augenscheinlich, welche eindrucksvolle Lastumlagerung von der Schubverklebung auf die Klotzung sich infolge Langzeitbeanspruchungen einstellen wird. Auch beim Vergleich der Abbildung 98 mit der Abbildung 99 fällt die Lastumlagerung sofort auf: Die zunächst dominante Schubverklebung bei kurzfristiger Last wird infolge des hohen Deformationsbeiwertes des Acrylatklebstoffs bei Langzeitbeanspruchungen vom Tragmechanismus Druckdiagonale, vor allem bei Seitenverhältnissen von 1:2 bis 2:1, in etwa egalisiert. Bei den schlankeren Scheibenausführungen bleibt trotz des weitaus geringeren Schubmoduls genügend Schubverklebungsfläche, um der beherrschende Tragmechanismus zu bleiben. Auffällig ist auch die massive Reduktion der aufnehmbaren Lasten bei den Acrylat-Acrylat-Versuchen, die infolge kleinerer Deformationsbeiwerte bei der Epoxidharz-Silikon-Variante wesentlich geringer ausfällt.

Die Gegenüberstellung der Diagramme war Anstoß für folgenden Vergleich zur Lastumlagerung von Schubfeld auf Druckdiagonale:

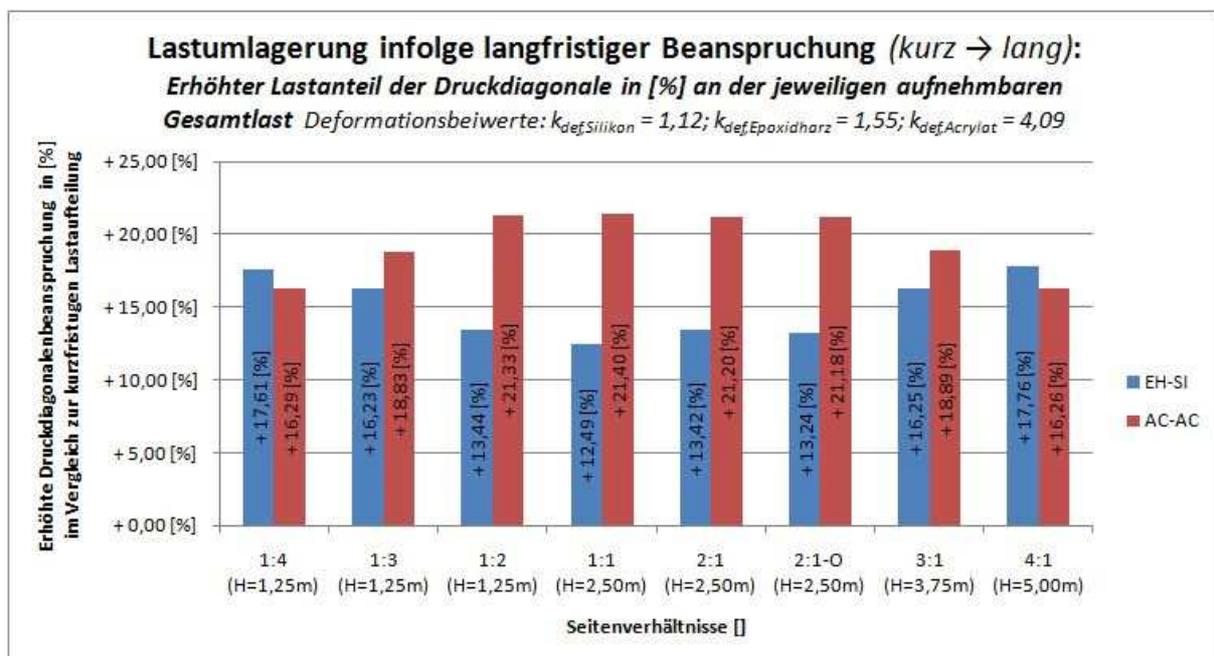


Abbildung 100: Lastumlagerung infolge langfristiger Beanspruchungen von Schubfeld auf Druckdiagonale anhand des kombinierten Lastabtrags, ermittelt mit der analytischen Berechnungsmethodik

Im Mittel aller durchgeführten, analytischen Untersuchungen wird bei der Ausführung Epoxidharz-Silikon der Tragmechanismus Druckdiagonale infolge langfristiger Beanspruchung um 15,06 % mehr an der Gesamtlast abtragen, als dies zunächst bei kurzfristiger Belastung der Fall war. Bei der Acrylat-Acrylat-Variante fällt diese Lastumlagerung mit 19,42 % noch deutlicher aus.

Obwohl in vorangegangenen Vergleichen nur das zeitabhängige Materialverhalten der Klebstoffsysteme berücksichtigt wurde, unterstreicht insbesondere die vorgenommene Studie zur Lastumlagerung die Bedeutung der zusätzlichen Klotzung von Holz-Glas-Verbundscheiben.

4.2.3 Zum Einsatz von Holz-Glas-Verbundscheiben bei Trägern

4.2.3.1 Grundlagen

In (Hochhauser, 2011) wurden sogenannte „Wiener Kastenträger“ vorgestellt, welche sich aus einer hölzernen Unterkonstruktion und beidseitigen Beplankungen mittels Holz-Glas-Verbundscheiben zusammensetzen (Abbildung 101 bis Abbildung 103). Es wurden drei Versuche mit ausschließlich schubverklebten HGV-Scheiben sowie zwei Vergleichsversuche mit zunächst nur geklotzten und in weiterer Folge schubverklebten und geklotzten Verbundscheiben durchgeführt. Das in (Hochhauser, 2011) vorgestellte Berechnungs- und Bemessungskonzept bezieht sich auf die Ausführung als Schubfeldträger, also unter Verwendung von schubverklebten Holz-Glas-Verbundscheiben.



Abbildung 101: Holz-Glas-Verbundträger im Prüfstand (Hochhauser, 2011)

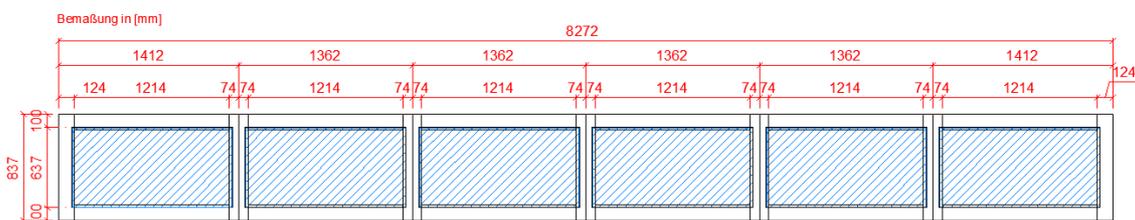


Abbildung 102: Maße des Holz-Glas-Verbundträgers (Schubfeldträger) nach (Hochhauser, 2011; Zeichnung: Müller, C.)

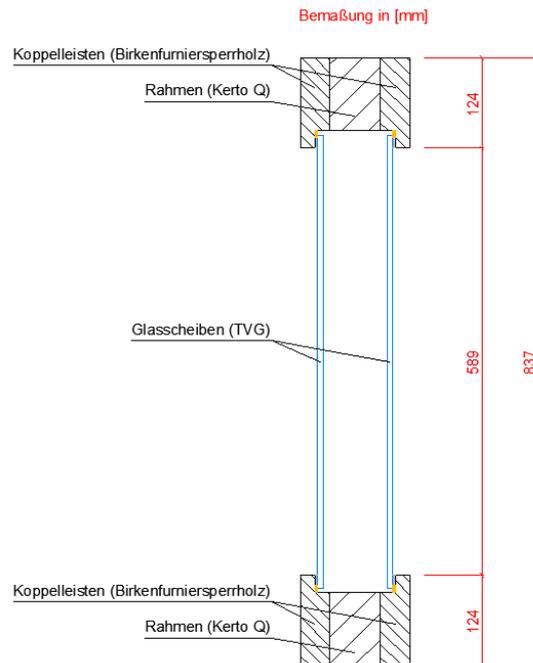


Abbildung 103: Schnitt durch den Holz-Glas-Verbundträger (Schubfeldträger) nach (Hochhauser, 2011; Zeichnung: Müller, C.)

In weiterer Folge soll der Einsatz von „Wiener Kastenträgern“ unter Verwendung schubverklebter und geklotzter Holz-Glas-Verbundscheiben näher untersucht werden. Auf eine Beschreibung der Schubfeldtheorie sowie der Fachwerktheorie wird in weiterer Folge verzichtet, da sich Ausarbeitungen hierzu in (Hochhauser, 2011) finden.

4.2.3.2 Berechnung der überlagerten Schnittgrößen

Der in (Hochhauser, 2011) vorgestellte Holz-Glas-Verbundträger mit beidseitiger Beplankung durch schubverklebte und geklotzte Holz-Glas-Verbundscheiben weist mehrere überlagerte Tragmechanismen auf:

- ➔ Tragmechanismus eines Schubfeldträgers
- ➔ Tragmechanismus eines Fachwerkträgers
- ➔ Tragmechanismus eines Vierendeelträgers
- ➔ Durchlaufwirkung des Obergurts
- ➔ Biegewirkung des Untergurts

Die Verbundträger stellen damit hochgradig statisch unbestimmte Tragsysteme dar, denen an dieser Stelle eine einfache analytische Berechnungsmethode zugrunde gelegt werden soll, welche nur durch simplifizierende Annahmen beherrscht werden kann:

- ➔ Der Tragmechanismus eines Vierendeelträgers wird als stille Reserve betrachtet. Wie auch bei Rahmenkonstruktionen bedingt die vorgegebene Geometrie eine Kraftumlenkung durch

das Aktivieren von Biege widerständen, welche im Holzbau aufgrund der Anisotropie des Werkstoffs nur schwer umzusetzen sind.

- ➔ Die Durchlaufwirkung des Obergurts (OG) und die Biege Wirkung des Untergurts (UG) werden analog zum Tragmechanismus eines Vierendeelträgers vernachlässigt. Ihr Lastanteil wird aufgrund ihrer geringen Höhe durch ingenieurmäßige Abschätzung als vergleichsweise gering eingestuft. Nicht zuletzt sei auf die möglichen Gefahren einer Querpressung beider Gurte durch konzentrierte Lastausleitung im Auflagerbereich sowie infolge konzentrierter Lasteinleitung über die Lager der darüber liegenden Konstruktion beim OG beziehungsweise über die Pfosten bei UG verwiesen.

Für die beiden verbleibenden Tragmechanismen eines Schubfeld- und eines Fachwerkträgers kann analog zum Programmteil Scheibe in (Hochhauser, 2011) eine Lastaufteilung auf Schubfeld und Druckdiagonale vorgenommen werden. Unter Annahme eines zweikomponentigen Acrylatklebstoffs als Schubverklebung und Klotzung ergibt sich so abhängig von der exakten Ausführung eine Lastverteilung von etwa zwei Drittel zugunsten des Schubfeldträgers und einem Drittel infolge Fachwerk Wirkung. Unter Annahme zweier Einzellasten F mit einer Größe von je 45 kN wird der Schubfeldträger demnach einer Vierpunktbiegung von zweimal 30 kN (Abbildung 104) und der Fachwerkträger einer von zweimal 15 kN unterworfen (Abbildung 105).

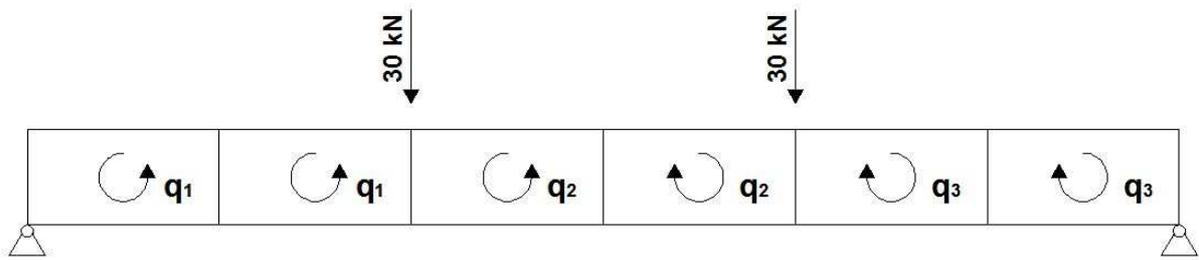


Abbildung 104: Lastanteil des Schubfeldträgers mit feldspezifischen Schubflüssen q_i

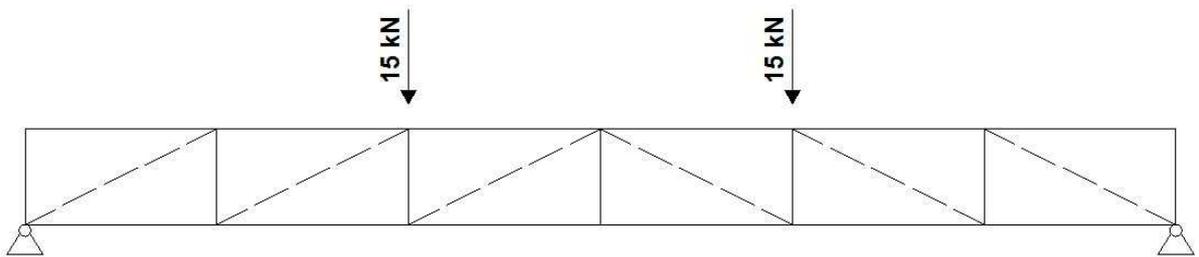


Abbildung 105: Lastanteil des Fachwerkträgers mit strichlierten, gläsernen Druckdiagonalen

Wird der Schubfeldträger durch einen einfeldigen Biegeträger ersetzt, so kann der in Abbildung 106 dargestellte Querkraftverlauf errechnet werden.

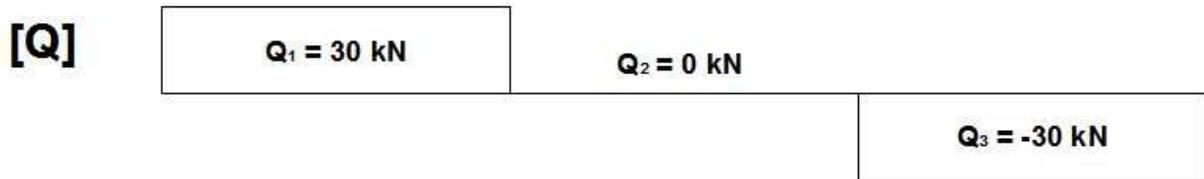


Abbildung 106: Querkraftverlauf eines zum Schubfeldträger äquivalenten einfeldigen Biegeträgers

Die in Abbildung 104 dargestellten Schubflüsse q_i können unter Berücksichtigung der definierten Drehrichtung damit nachfolgend errechnet werden. Die Variable h repräsentiert hierbei die Höhe der Konstruktion, die sich zu $83,7 \text{ cm}$ ergibt, und Q_i die wirkende Querkraft am jeweiligen Schubfeld.

$$q_1 = \frac{Q_1}{h} = \frac{30 \text{ kN}}{83,7 \text{ cm}} \approx 36 \text{ N/mm} \quad (118)$$

$$q_2 = \frac{Q_2}{h} = \frac{0 \text{ kN}}{83,7 \text{ cm}} = 0 \text{ N/mm} \quad (119)$$

$$q_3 = \frac{|Q_3|}{h} = \frac{|-30 \text{ kN}|}{83,7 \text{ cm}} \approx 36 \text{ N/mm} \quad (120)$$

Multipliziert mit der Länge des jeweiligen Pfostens beziehungsweise Riegels kann der Normalkraftverlauf für den Schubfeldträger einfach dargestellt werden.

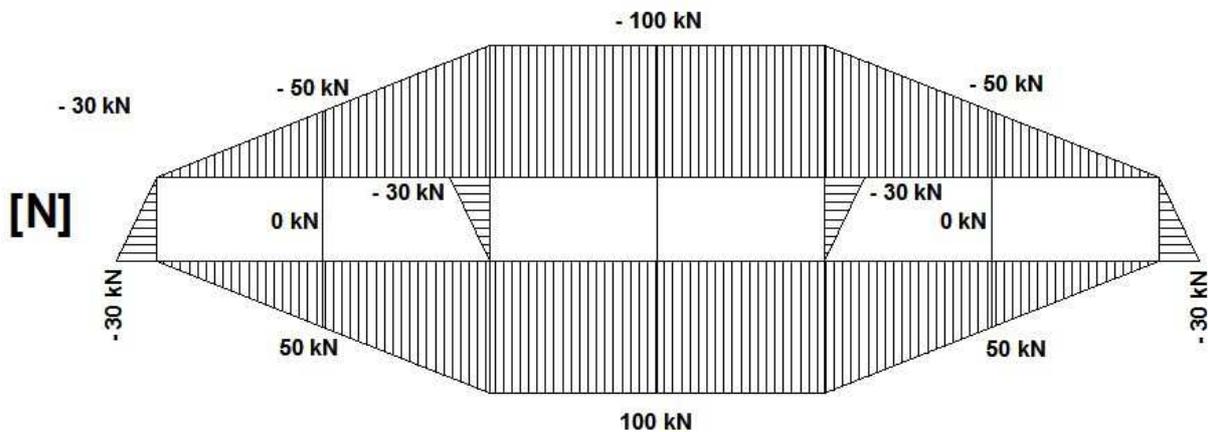


Abbildung 107: Normalkraftverlauf in der Unterkonstruktion des Schubfeldträgers

Der Normalkraftverlauf im Fachwerkträger (Abbildung 108) kann ausgehend vom Auflagerpunkt über Rund- und Ritterschnitt in Handrechnungen bestimmt werden.

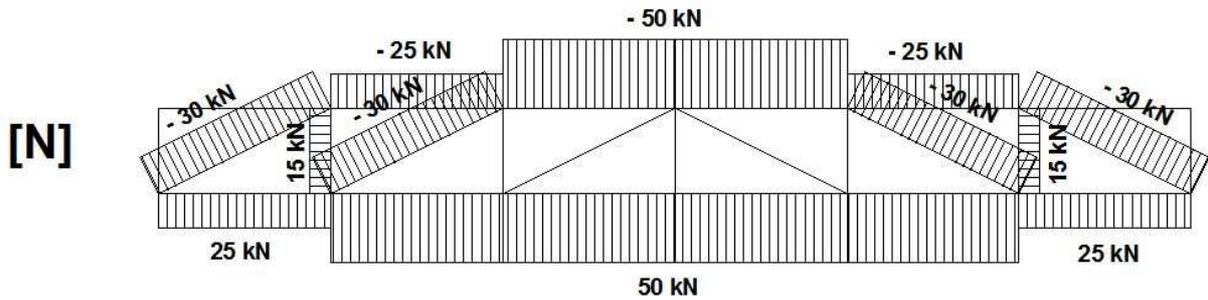


Abbildung 108: Normalkraftverlauf in der Unterkonstruktion des Fachwerkträgers

Durch Superposition der Normalkraftverläufe beider Tragmechanismen ergibt sich der in Abbildung 109 dargestellte, summierte Normalkraftverlauf. Die Druckdiagonalen des Tragmechanismus Fachwerkträger werden in einen horizontalen und einen vertikalen Lastanteil aufgespalten. Die querkraftwirksamen Einzellasten greifen im jeweiligen Mittelpunkt der Klötze an und sind beispielsweise über innenliegende, ausreichend dimensionierte Winkel in den dazu orthogonal orientierten Pfosten respektive Riegel einzuleiten.

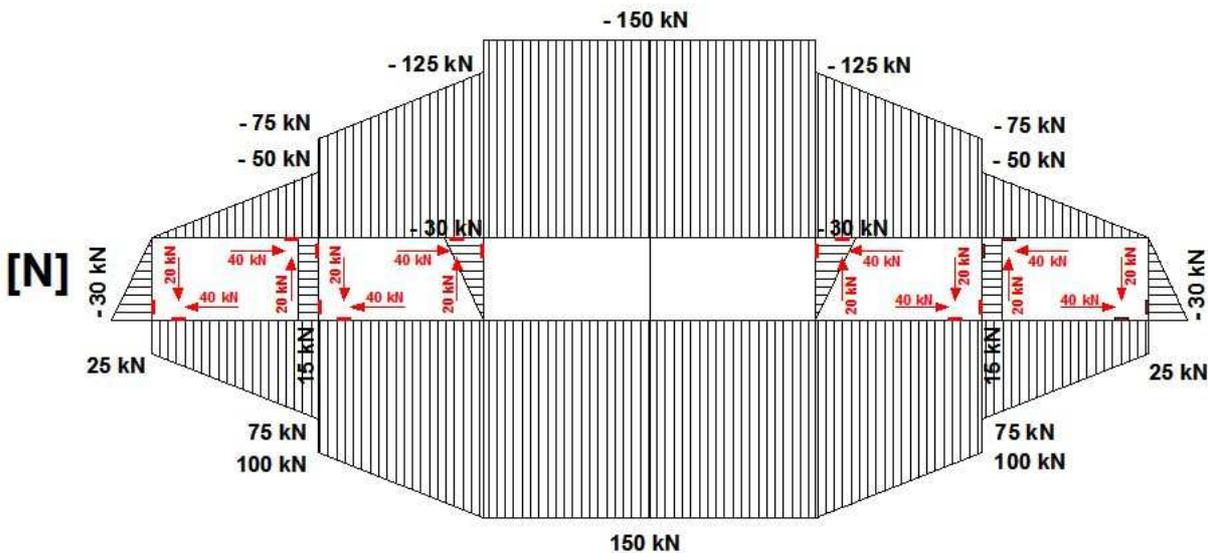


Abbildung 109: Summierter Normalkraftverlauf in der Unterkonstruktion eines schubverklebten und geklotzten Holz-Glas-Verbundträgers

Es sei darauf verwiesen, dass bei der Bemessung der beplankenden Holz-Glas-Verbundscheiben die resultierenden Schnittkräfte respektive Schubflüsse halbiert werden können, da sich bei geradem Trägerverlauf eine gleichmäßige Lastaufteilung auf linke und rechte Beplankung einstellen wird. Zur Verstärkung des Untergurts (vgl. Hochhauser, 2011) wird empfohlen die Anordnung eines innenliegenden Stahlseils anzudenken.

5 RESÜMEE UND AUSBLICK

In der vorliegenden Arbeit wurden die bestehenden Berechnungs- und Bemessungskonzepte der Holzforschung Austria (Neubauer, 2011) und der Technischen Universität Wien (Hochhauser, 2011) erweitert. Die Ergänzungen zu (Neubauer, 2011) beziehen sich auf die Ausdehnung des Bemessungsmodells auf semielastische Klebstoffe sowie auf die Prüfung der Einsetzbarkeit von aussteifenden Holz-Glas-Verbundscheiben in Kombination mit anderen, horizontallastabtragenden Wandscheibensystemen. Jene zu (Hochhauser, 2011) auf die Abminderung des Beulwerts von Scheiben infolge des Einsatzes von laminiertem Glas mit zwei dicken Deckschichten, die Bestimmung des Beulwerts für schubverklebte und geklotzte Glasscheiben sowie auf die Ausdehnung des Berechnungs- und Bemessungskonzepts auf Scheibenseitenverhältnisse von 1 zu 4 bis 4 zu 1. Ferner wurden die Grundlagen zum in (Hochhauser, 2011) präsentierten Berechnungs- und Bemessungsdiagramm vorgestellt, der Einsatz von Holz-Glas-Verbundscheiben als Beplankung von Holz-Glas-Verbundträgern behandelt und die reduzierte Längenänderung von Leisten des Hilfsrahmens durch den Verbund mit Scheibe und Pfosten-Riegelkonstruktion bestimmt. Bisher offen gebliebene, konstruktive Fragestellungen konnten damit zu einem Großteil beantwortet werden, es gelang die denkbare Einsatzbreite von Verbundscheiben aus Holz und Glas zu erweitern.

Die Holz-Glas-Verbundbauweise kann heute einen positiven Beitrag zu derzeitigen Herausforderungen der Baubranche in Bezug auf Vereinbarkeit ökonomischer und ökologischer Bauweisen leisten und ist damit auch geeignet das Immobilienwesen hinsichtlich nachhaltiger ruraler, aber insbesondere urbaner Strukturen zukunftsfähig zu gestalten. Individuelle Zielsetzungen, ein erhöhter Lichteintrag in Gebäude oder das Entfallen konventioneller, oftmals nicht ansprechender Aussteifungsmaßnahmen, können so mit gesellschaftlichen Zielen, einem verstärkten Einsatz solarer Energie und nachwachsender Rohstoffe, einer allgemeinen Kostenreduktion für Bauwerke durch kürzere Bauzeiten und energiesparender Herstellung sowie der Reduktion künstlicher Belichtung, vereint werden.

Neben dem Einsatz als innen- oder außenliegende, aussteifende Wandscheibe sowie der möglichen Nutzung als Beplankung von Vierendeelträgerkonstruktionen könnte die Holz- bzw. GFK-Glas-Verbundscheibe künftig im Sanierungsfall von Kastenfenstern eingesetzt werden. Durch das jahrzehntelange „Fließen“ von Gussglasscheiben und der damit einhergehenden Dickenreduktion im oberen Bereich der Scheiben können Kastenfenster immer häufiger den heutigen Standards nicht mehr entsprechen. Der Widerstand der Glasscheiben gegen Biegebeanspruchungen infolge von Wind(sog)kräften kann damit nicht mehr in allen Fällen garantiert werden. Glas-Verbundscheiben könnten durch Aufbringung von außen in die Tragstruktur eingebunden werden und damit bestehenden Sicherheitsanforderungen, die Gussgläser nicht mehr immer erfüllen können, nachkommen sowie einen Beitrag zur zusätzlichen Aussteifung bestehender Bauwerke liefern.

Der erforderlichen Öffenbarkeit von Fensterkonstruktionen könnte dabei durch den derzeitigen Trend im Fensterbau, selbsttragende Holz-Glas-Verbundfenster auszuführen, Rechnung getragen werden. Die Fensterindustrie bedient sich dabei immer effektiver werdender Adhäsive, um nicht wie bisher die Glasscheibe in umlaufende, tragende Rahmenkonstruktionen einzusetzen, sondern den Holzrahmen auf die Glasscheibe zu kleben. Eine bedeutend schlankere Ausführung der Holzrahmen ist damit möglich.

Ferner besteht die Möglichkeit mittels Holz-Glas-Verbundkonstruktionen, deren Steifigkeit durch Auswahl bestimmter Klebstoffe gezielt gesteuert werden kann, auf die Einführung der ÖNORM EN 1998-1 zu reagieren. Die im Vergleich zu früher gestiegenen Anforderungen an Gebäude in Bezug auf erhöhte dynamische Einwirkungen durch den Lastfall Erdbeben erfordern zusätzliche Aussteifungsmaßnahmen, welchen mit Verbundkonstruktionen aus Holz und Glas entsprechend nachgekommen werden kann. Die mögliche Anpassung des Aussteifungsvermögens von Verbundkonstruktionen an die Weichheit des Baubestandes bildet hierfür einen entscheidenden Vorteil.

Dem Fertighaus- und Elementbau bietet die Holz-Glas-Verbundbauweise den signifikanten Vorteil eines hohen Vorfertigungsgrades. Die Trennung von Aussteifungseinheit, bestehend aus Koppelleiste, Klebstoffsystemen und Glasscheibe, und der Tragstruktur sowie die Verschraubung von außen ermöglichen einen raschen Austausch beschädigter Glasscheiben sowie eine Serienproduktion im Werk, was sich wiederum äußerst positiv auf die Wirtschaftlichkeit von Holz-Skelettkonstruktionen auswirken kann. Fliegenden Bauten bieten Holz-Glas-Verbundkonstruktionen die Möglichkeit eines einfachen, kurzfristigen Auf- und Abbaus. Großes Marktpotential wird auch bei der Aussteifung von beispielsweise in den USA üblichen, sogenannten „two-by-four“-Konstruktionen vermutet. Die Holz-Glas-Verbundbauweise ist geradezu prädestiniert schlanke, hölzerne Stabwerkskonstruktionen auszusteiern und zeitgleich für einen erhöhten Lichteintrag in Gebäude zu sorgen.

Neben ökologischen Vorteilen wie der Nutzung des nachwachsenden Rohstoffs Holz oder der guten Rezyklierbarkeit von Glas und Holz bietet die Holz-Glas-Verbunddisziplin auch zahlreiche ökonomische Vorteile, beispielsweise im Hinblick auf verbesserte Vermiet- und Veräußerbarkeit von Bauobjekten durch ansprechende Ästhetik oder aufgrund eines geringeren Anteils an künstlicher Belichtung insbesondere in tiefen Räumen. Auch die Anwendbarkeit kostengünstiger Glasprodukte, zum Beispiel Floatglas mit gebrochenen Kanten, soll an dieser Stelle nicht unerwähnt bleiben: Kantenunregelmäßigkeiten können mittels Nassklebstoffen ausgeglichen werden, ein gleichmäßiger Lasteintrag in Glasscheiben kann damit gewährleistet werden. Schließlich sei noch auf den günstigen Wärmedurchgangskoeffizienten von Holz und Isolierglas verwiesen, der bei adäquatem Einsatz beispielsweise Heizwärmeverluste reduzieren kann.

Die in (Hochhauser, 2011) vorgestellten Berechnungs- und Bemessungsmethoden konnten durch diese Arbeit zielführend ergänzt werden. Mit Hilfe der vereinfachten Berechnungsmethodik und dem vorgestellten Berechnungs- und Bemessungsdiagramm kann die alltägliche Ingenieurbemessung, welche sich bei statisch überbestimmten Konstruktionen meist Finiter Elemente-Methoden bedient, stark vereinfacht werden. Kleineren und mittleren Ingenieurbüros, aber vor allem ausführenden Firmen (z.B. Wintergärten- und Fassadenbauern), welche oftmals nicht über numerische Programme verfügen, kann damit ein Zugang zu Holz-Glas-Verbundkonstruktionen gewährt werden. Die Holz-Glas-Verbunddisziplin ist heute praxistauglicher denn je.

Um die Effizienz von Verbundkonstruktionen weiter steigern zu können, bedarf es einer wissenschaftlich fundierten Reduktion von Sicherheitsbeiwerten und Abminderungsfaktoren, welche an die Zuverlässigkeit heute verfügbarer Klebstoffe anzupassen ist. Damit könnte die Tragfähigkeit von Holz-Glas-Verbundelementen in baupraktisch sinnvolle Größen gesteigert werden. Die im Status

quo ansetzbaren Designlasten bilden aufgrund konservativ geregelter Beiwerte die tatsächliche Tragfähigkeit der Verbundbauelemente nur zu einem Bruchteil ab.

Deshalb soll an dieser Stelle die Durchführung weiterer Forschungsprojekte angeregt werden, welche sich insbesondere mit dem Langzeitverhalten von Holz-Glas-Verbundkonstruktionen in verschiedenen Klimata beschäftigen. In Rahmen von Diplomarbeiten oder einer Dissertation sollten zunächst ausgewählte Klebstoffsysteme in Klein- und Großprobenversuchen studiert werden sowie ein Vergleich von kurzfristigen Bruchlasten und Bruchlasten nach Alterung der Probekörper vorgenommen werden. Diese Gegenüberstellung ermöglicht die Anpassung langfristiger Modifikationsbeiwerte $k_{\text{mod,lang}}$ detailliert untersuchter Klebstoffsysteme, welche dann unter Zuhilfenahme und einer eventuellen Lockerung des strengen „Merkblatts für Klebstoffsysteme“ in (Hochhauser, 2011) auch auf andere Adhäsive ausgedehnt werden könnte. Die Anpassung des Materialsicherheitsbeiwertes γ_M bedarf beeindruckender Entwürfe, die auf Basis optimierter Konstruktionen verwirklicht werden können, um damit Vertrauen im kollektiven Gedächtnis baubeteiligter Entscheidungsträger gegenüber verklebten Holz-Glas-Verbundelementen zu verankern. Kann die Dauerhaftigkeit und das Resttragvermögen durch hochbeanspruchte Langzeitversuche und untermauernde Theorien nachgewiesen werden, so steht auch einer kontrollierten Reduktion des Materialsicherheitsbeiwerts für Klebstoffe nichts mehr im Wege, das große Potential von Holz-Glas-Verbundkonstruktionen kann dann zu Tage treten.

Abschließend soll noch die Erstellung von weiteren Berechnungs- und Bemessungsdiagrammen und die Zusammenfassung dieser in einem entsprechenden Berechnungs- und Bemessungskatalog angeregt werden. Das in (Hochhauser, 2011) angewendete und in dieser Arbeit detailliert beschriebene selbsterklärende Diagramm ermöglicht eine rasche Berechnung und Bemessung von HGV-Scheiben. Das Diagramm wurde für eine definierte Ausführungsvariante der schubverklebten und geklotzten Holz-Glas-Verbundscheibe entwickelt und weist Anwendungsgrenzen, welche sich vornehmlich auf eine kombinierte Scheiben- und Plattenbeanspruchung beziehen, auf. Diese Grenzen sind zu durchbrechen, Diagramme für verschiedenste denkbare Konstruktionsfälle sind zu entwickeln und wenn möglich auf Holz-Glas-Verbundplatten und -träger zu erweitern. Ein ausführlicher Berechnungs- und Bemessungskatalog, ergänzt durch entsprechende Erläuterungen und Legenden, kann der jungen Holz-Glas-Verbunddisziplin zu entscheidendem Aufschwung verhelfen.

6 VERZEICHNISSE

6.1 Literaturverzeichnis

Blyberg, 2010	Blyberg, L., et al.: Timber/Glass Adhesive Bonds: Experimental Testing and evaluation methods. Rapport of Linnaeus University. Växjö: 2010.
Bucak, 2009	Bucak, Ö.: Gutachterliche Stellungnahme für die Verwendbarkeit von HILTI HIT®-HY 70 im Glasbau. Weingarten, 2009.
Bürgermeister, 1963	Bürgermeister, G., Steup, H., Kretschmar, H.: Stabilitätstheorie: mit Erläuterungen zu den Knick- und Beulvorschriften. Teil II: Stabilitätsproblem, Spannungsproblem, Durchlaufende Stäbe - Stabwerke - Bodenträger - Platten - Schalen - Versuche. Berlin: Akademie-Verlag, 1963.
Edinger, 2010	Edinger, H., Neubauer, G., Hochhauser, W.: Entwicklung einer vereinfachten Methode zur Nachweisführung der Abtragung von Horizontallasten mittels einer Holz-Glas-Verbundscheibe über Schubverklebung und Verklotzung. Seminararbeit: TU Wien, 2010.
Edl, 2008	Edl, T.: Entwicklung von wandartigen verklebten Holz-Glas- Verbundelementen und Beurteilung des Tragverhaltens als Aussteifungsscheibe. Dissertation: TU Wien, 2008.
Eisenmann, 1989	Eisenmann, J., Leykauf, G.: Auswirkungen einer nicht gleichmäßigen Schienentemperatur auf das Gleis, <i>El Eisenbahningenieur</i> (40) 3/1989, S. 109-114.
Englhardt, 2007	Englhardt, O.: Flächentragwerke aus Glas: Tragverhalten und Stabilität. Dissertation: Universität für Bodenkultur Wien, 2007.
Girkmann, 1959	Girkmann, K.: Flächentragwerke: Einführung in die Elastostatik der Scheiben, Platten, Schalen und Faltwerke. 5. Auflage. Wien: Springer, 1959.
Habenicht, 1990	Habenicht, G.: Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen. Berlin: Springer, 1990.
Habenicht, 2009	Habenicht, G.: Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen. 6. Auflage. Berlin: Springer, 2009.
Hamm, 1999	Hamm, J.: Tragverhalten von Holz und Holzwerkstoffen im statischen Verbund mit Glas; Dissertation: EPF Lausanne, 1999.
Hochhauser, 2011	Hochhauser, W., et al.: Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: State of the Art, Forschungsbericht, Studentische Arbeiten. Endbericht zum Forschungsprojekt: "Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Berechnung und Bemessungskonzept". Wien: 2011.
Hoff, 1950	Hoff, N. J.: Bending and Buckling of Rectangular Sandwich Plates, National Advisory Committee of Aeronautics, NACA TN 2225, 1950.
Holzforschung Austria, 2005	Holzforschung Austria, Österreichisches Patentamt: Patenturkunde No. 502470, 2005.
ift, 1999	ift Rosenheim: Abschlussbericht zum Forschungsprojekt "Ansätze zur Berücksichtigung und Entwicklung von Bemessungsvorschlägen zur aussteifenden Wirkung der Verglasung bei Wintergärten aus Holz". ift Rosenheim, TU München. Mai 1999
Klöppel, 1960	Klöppel, K, Scheer, J.: Beulwerte ausgesteifter Rechteckplatten: Kurventafeln zum direkten Nachweis der Beulsicherheit für verschiedene Steifenanordnungen und Belastungen. Berlin: Ernst, 1960.
Knaack, 2000	Knaack, U., et al.: Konstruktiver Glasbau 2: Neue Möglichkeiten und Techniken. Köln: Müller, 2000.
Knapp, 2011	Knapp GmbH: Fasco - Fassadensystem: Verklebte Glaselemente für Holz-Glas-Fassaden. Prospekt, 2011.

Ein Beitrag zur Berechnung und Bemessung von geklebten und geklotzten Holz-Glas-Verbundscheiben

Dissertation von Dipl.-Ing. Werner Hochhauser

Kollbrunner, 1958	Kollbrunner, C., Meister, M.: Ausbeulen: Theorie und Berechnung von Blechen. Berlin: Springer, 1958.
Kreher, 2004	Kreher, K.: Tragverhalten und Bemessung von Holz-Glas Verbundträgern unter Berücksichtigung der Eigenspannungen im Glas. Dissertation: EPF Lausanne, 2004.
Kreher, 2009	Kreher, K., Hochhauser, W.: Berechnung von nachgiebigem Verbund, von der exakten zur Näherungslösung – Theorie und Praxis. Tagungsbandbeitrag: Werkstoffkombinationen – ein Mehrwert für Holz. 41. Fortbildungskurs 2009 der Schweizerischen Arbeitsgemeinschaft für Holzforschung. Weinfelden, 2009.
Kreuzinger, 2005	Kreuzinger, H., Niedermaier, P.: Glas als Schubfeld; Tagungsband Ingenieurholzbau; Karlsruher Tage, 2005.
Luiblé, 2004	Luiblé, A.: Stabilität von Tragelementen aus Glas. Dissertation: EPF Lausanne, 2004.
Mang, 1995	Mang, H.: Flächentragwerke. In: Mehlhorn, G. (Hg.): Der Ingenieurbau: Grundwissen, Rechenorientierte Baumechanik. Berlin: Ernst & Sohn, 1995.
Neubauer, 2008	Neubauer, G., Schober, P.: Weiterentwicklung und Herstellung von Holz-Glas Verbundkonstruktionen durch statisch wirksames Verkleben von Holz und Glas zum Praxiseinsatz im Holzhausbau. Endbericht zum Impulsprojekt V2 des KInD Holz Technologie. Wien: Dezember 2008.
Neubauer, 2009	Neubauer, G., Hochhauser, W.: Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Erweiterung des Berechnungsmodells auf semielastische Klebstoffe. Seminararbeit: ITI, TU Wien, 2009.
Neubauer, 2010	Neubauer, G., Hochhauser, W.: Holz-Glas-Verbundkonstruktionen: Tragfähigkeit eines Gebäudes unter Berücksichtigung verschieden steifer Wandscheibensysteme. Seminararbeit: ITI, TU Wien, 2010.
Neubauer, 2011	Neubauer, G.: Entwicklung und Bemessung von statisch wirksamen Holz-Glas-Verbundkonstruktionen zum Einsatz im Fassadenbereich. Dissertation: TU Wien, 2011.
Niedermaier, 2002	Niedermaier, P.: Forschungsvorhaben Holz-Glas-Verbundkonstruktionen, Abschlußbericht. Rosenheim: IFT-Rosenheim, September 2002.
Niedermaier, 2005	Niedermaier, P.: Holz-Glas-Verbundkonstruktionen. Ein Beitrag zur Aussteifung von filigranen Holztragwerken. Dissertation: TU München, 2005.
Ofner, 2006	Ofner, R.: Leichtbau und Glasbau. Skriptum, TU Graz, 2006.
Peters, 2006	Peters, S.: Kleben von GFK und Glas für baukonstruktive Anwendungen. Dissertation: Universität Stuttgart, 2006.
Raschper, 1990	Raschper, N.: Zur Berechnung von Wandscheiben in Holztafelbauart. Dissertation: TU Braunschweig, 1990.
Rehm, 1980	Rehm, G., Franke, L., Zeus, K.: Kunstharzmörtel und Kunstharzbetone unter Kurzzeit- und Dauerstandbelastung; Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 309. Berlin, 1980.
Reissner, 1948	Reissner, E.: Finite Deflection of Sandwich Plates. Journal of the Aeronautical Science, pp. 435 - 440, 1948.
Schober, 2010	Schober, P., Hochhauser, W.: Tragende Holz-Glas-Verbundelemente: von der Vision zur parktischen Umsetzung: Tagungsbeitrag in Holz-Glas-Verbundelemente. Otto-Fachtagung. Laufen, 2010.
Sedalcek, 1999	Sedalcek, G., et al.: Glas im Konstruktiven Ingenieurbau: 1. Auflage. Berlin: Ernst & Sohn, 1999.
Siebert, 2001	Siebert, G.: Entwurf und Bemessung von tragenden Bauteilen aus Glas. Berlin: Ernst & Sohn, 2001.
Timoshenko, 1961	Timoshenko, S., Gere, J.: Theory of elastic stability. Second Edition. New York: McGraw-Hill, 1961.

TU Wien, 2011	Technische Universität Wien, Österreichisches Patentamt: Anmeldenummer A588/2011.
Winter, 2007	Winter, W., Hollisky, K., Weinlinger, T.: Holzbau: Bausysteme Holzbau für Architekten. Skriptum, Institut für Architekturwissenschaften, TU Wien, 2007.
Wörner, 2001	Wörner, J.-D., et al.: Glasbau: Grundlagen, Berechnung, Konstruktion. Berlin: Springer, 2001.
Zenkert, 1997	Zenkert, D.: The Handbook of Sandwich Construction, Engineering Materials Advisory Service Ltd., United Kingdom, 1997.

6.2 Normen und Richtlinien

DIN 4114	DIN 4114-1: Stahlbau; Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung), Berechnungsgrundlagen, Vorschriften. Ausgabe 1952-07.
	DIN 4114-2: Stahlbau; Stabilitätsfälle (Knickung, Kippung, Beulung). Ausgabe 1953-02.
DIN EN ISO 10365	DIN EN ISO 10365: Klebstoffe - Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder (ISO 10365:1992). Ausgabe 1995-08.
ETAG 002	ETAG 002-1: Leitlinie für die europäische technische Zulassung (ETAG) für geklebte Glaskonstruktionen - Teil 1: Gestützte und ungestützte Systeme (OIB-467-018/98). Ausgabe: 1998.
ÖNORM B 3716-1	ÖNORM B 3716-1: Glas im Bauwesen - Konstruktiver Glasbau - Teil 1: Grundlagen. Ausgabe 2009-11-15.
ÖNORM EN 1994	ÖNORM EN 1994-1-1: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau. Ausgabe 2009-07-01.
ÖNORM EN 1995	ÖNORM EN 1995-1-1: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau. Ausgabe 2009-07-01.
ÖNORM EN 1998-1	ÖNORM EN 1998-1: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben - Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten. Ausgabe 2005-06-01.
ÖNORM EN 594	ÖNORM EN 594: Holzbauwerke - Prüfverfahren - Tragfähigkeit und Steifigkeit von Wänden in Holztafelbauart (Wandscheiben). Ausgabe 1996-02-01.
prEN ISO 14439	prEN ISO 14439: Glas im Bauwesen - Anforderungen für die Verglasung - Verglasungsklotze. Deutsche Fassung: DIN EN ISO 14439: 2007, Entwurf. Ausgabe: November 2007.
RL-BgV	Richtlinie – Beurteilungsgrundlage für geklebte Verglasungssysteme. ift Rosenheim, Holzforschung Austria, Berner Fachhochschule. Oktober 2008.

6.3 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1	Verklebte Holz-Glas-Verbundträger des Hotels „Palafitte“ in Monruz (Kreher, 2004)
Abbildung 2	Glasbrücke in Rotterdam (Knaack, 2000)
Abbildung 3	Links: Vertikalschnitt SSGS (ETAG 002), Rechts: Anschlussdetail der TU Wien (Hochhauser, 2011)
Abbildung 4	Erkennbarkeit der Jahrringe als wesentlichstes Unterscheidungsmerkmal zwischen Nadel- und Laubhölzern (Winter, 2007)
Abbildung 5	Zusammensetzung von Floatglas (Siebert, 2001)
Abbildung 6	Floatverfahren (Ofner, 2006)
Abbildung 7	Thermische Vorspannung von Gläsern (Ofner, 2006)
Abbildung 8	Eigenspannungen in thermisch vorgespannten Gläsern (Ofner, 2006)
Abbildung 9	Spannungen über die Dicke in thermisch vorgespanntem Glas infolge Biegung (Ofner, 2006)
Abbildung 10	Bruchbilder von Floatglas, TVG und ESG (Ofner, 2006)
Abbildung 11	Herstellung von Verbundsicherheitsglas (Ofner, 2006)
Abbildung 12	Zerstörtes VSG aus ESG: Links mit Punkthaltern; Rechts mit einseitigem Linienlager (Ofner, 2006)
Abbildung 13	Qualitative Spannungsverteilung in Schweiß-, Niet- und Klebeverbindung (Kreher, 2004)
Abbildung 14	Einteilung der Klebstoffe nach der chemischen Basis (Habenicht, 1990)
Abbildung 15	Einteilung der Klebstoffe nach dem Abbindemechanismus (Habenicht, 1990)
Abbildung 16	Polymerbildung aus Monomeren (Habenicht, 1990)
Abbildung 17	Makromolekülanordnungen (schematisch) (Habenicht, 2009)
Abbildung 18	Adhäsions- und Kohäsionskräfte in einer Klebschicht (Habenicht, 1990)
Abbildung 19	Oberflächen- und Grenzflächenspannung bei Benetzungsvorgängen (Habenicht, 2009)
Abbildung 20	Zusammenhang zwischen Benetzungswinkel und Benetzungsverhalten von Klebstoffen: W_A als Adhäsionsarbeit, W_K als Kohäsionsarbeit (Habenicht, 2009)
Abbildung 21	Brucharten von Klebungen (Habenicht, 2009)
Abbildung 22	Grundfälle (Modi) einer Rissausbreitung (Habenicht, 2009)
Abbildung 23	Konventionelle Aussteifungsmöglichkeiten für den Skelettbau (ift, 1999)
Abbildung 24	Aussteifung von Pfosten-Riegelkonstruktionen mit Holz-Glas-Verbundelementen (Edl, 2008)
Abbildung 25	Bau- und Rohstoffeinsatz in Mitteleuropa (Winter, 2007)
Abbildung 26	System Fasco mit überlappenden Koppelleisten aus GFK (Knapp, 2011)
Abbildung 27	GFK-Glas-Fassade auf der glasstec 2004 in Düsseldorf: Prototyp Fassade: Glasmuseum Ebeltoft (Peters, 2006)
Abbildung 28	Arbeitslinie und Zugstab aus Stahl mit Kerbe (Ofner, 2006)
Abbildung 29	Arbeitslinie und Zugstab aus Glas mit Kerbe (Ofner, 2006)
Abbildung 30	Optische Spannungsmessung zur Verbindung des Baustoffs Glas über ein stiftförmiges, metallisches Verbindungsmittel (links) und eine Silikonverklebung (rechts) (Schober, 2010)
Abbildung 31	Verklotzung im Fensterbau – Abtragung des Eigengewichts. Links: fotocommunity.de; Rechts: Verklotzung eines Drehfenster gemäß prEN ISO 14439 (SB ... Tragklötze, LB ... Distanzklötze)
Abbildung 32	Überlagerung der Tragmechanismen. Links: Schubfeld infolge umlaufender Verklebung; Mitte: Tragmechanismus einer Druckdiagonalen; Rechts: Anordnung der Verklebungen (Hochhauser, 2011)

Abbildung 33	Verklebungsvariante(n) 9 in Anlehnung an die RL-BgV (Hochhauser, 2011)
Abbildung 34	Links: Häufig verwendete Plastikklötze im Fensterbau; Rechts: Holzklötze mit Anstrich zur Lagerung von Fensterbänken (Foto: Hochhauser)
Abbildung 35	Links: Gebrochene Kante einer Floatglasscheibe; Rechts: Kompensation der Kantenunregel-mäßigkeiten durch härtende Klötze anhand eines Kleinprobekörpers (Fotos: ITI; Hochhauser, 2011)
Abbildung 36	Beispiel eines Einpressens der Glasscheibe in das Holz anhand eines Kleinprobekörpers (Hochhauser, 2011) aus Floatglas und Fichtenvollholz infolge Direktkontakt (Foto: ITI)
Abbildung 37	Charakteristische aufnehmbare Lasten von HGV-Scheiben. Links: Holzforschung Austria für reine Schubverklebung (Neubauer, 2011); Rechts: TU Wien für Schubverklebung und Verklotzung (Hochhauser, 2011)
Abbildung 38	Links: Anschlussdetail für HGV-Scheiben; Rechts: Versuchskonfiguration nach (Hamm, 1999)
Abbildung 39	Zugankerausbildung der Wandscheibe (Hamm, 1999)
Abbildung 40	Konstruktionsprinzip nach (Niedermaier, 2002)
Abbildung 41	Anschlussdetail nach (Niedermaier, 2005)
Abbildung 42	Holz-Glas-Verbundscheibe: Ausführungsvariante V4 / Probekörper P4 nach (Edl, 2008)
Abbildung 43	Konstruktionsvarianten nach (Edl, 2008)
Abbildung 44	Einsetzen der HGV-Elemente auf der Baustelle eines Einfamilienhauses in Eichgraben in Niederösterreich (Neubauer, 2011)
Abbildung 45	Links: Anschluss der Holzforschung Austria; Rechts: Anschluss der TU Wien (Hochhauser, 2011)
Abbildung 46	Links: Tragmechanismus eines Schubfeldes; Mitte: Tragmechanismus der gläsernen Druckdiagonale; Rechts: Anordnung von Schubverklebungen und Klotzungen gemäß (Hochhauser, 2011)
Abbildung 47	Links: HGV-Scheibe auf hölzerner UK; Rechts: HGV-Scheibe auf stählerner UK (Hochhauser, 2011)
Abbildung 48	Schematische Skizze der Verformungen in den Verbindungsebenen, Klebstoff und Schraubenachse, bei axialer Belastung (Neubauer, 2009)
Abbildung 49	Spannungs-Dehnungsdiagramm der „Schub längs“-Versuche an semielastisch verklebten Kleinprüfkörpern und zugehöriger Mittelwert (Neubauer, 2008; Neubauer, 2009)
Abbildung 50	Linearisierung der Arbeitslinie des semielastischen Acrylatklebstoffs im Schubversuch längs zur Klebstoffuge (Neubauer, 2009)
Abbildung 51	Abweichungen von realen und berechneten Kopfverschiebungen bei unterschiedlicher Klebstoffsteifigkeit (Neubauer, 2009)
Abbildung 52	Kombinierte Aussteifung von Gebäuden; Grün: „weichere“ HGV-Scheiben; Rot: „steiferes“ Sekundärtragsystem (Edl, 2008)
Abbildung 53	Gebäudetyp 5, Einfamilienhaus B, zweigeschossiger Gebäudetyp mit Windangriff an der Längsseite (Neubauer, 2011)
Abbildung 54	Schema des Wandscheibenversuchs nach ÖNORM EN 594: Last-Zeitdiagramm
Abbildung 55	Schema des Wandscheibenversuchs nach ÖNORM EN 594: Last-Verformungsdiagramm
Abbildung 56	Wandscheibenversuche nach ÖNORM EN 594 an HGV- und OSB-Wandscheiben gemäß (Neubauer, 2010)
Abbildung 57	Unterer, linearer Lastbereich der Wandscheibenversuche nach ÖNORM EN 594 an HGV- und OSB-Wandscheiben gemäß (Neubauer, 2010)
Abbildung 58	Gebäudetyp 5 in Mischbauweise (HGV und OSB) gemäß (Neubauer, 2010)

Abbildung 59	Ermittlung der resultierenden Horizontalkraft auf die Kopfriple des Erdgeschosses mittels Stabwerksprogramm im Aufriss gemäß (Neubauer, 2010)
Abbildung 60	Statisches System mit Federbettungen zur Ermittlung der Wandscheibenbelastungen und Wandscheibenverformungen mittels Stabwerksprogramm im Grundriss gemäß (Neubauer, 2010)
Abbildung 61	Federmodell für schubverklebte Scheiben nach Kreuzinger und Niedermaier (Kreuzinger, 2005)
Abbildung 62	Schematische Darstellung des Federmodells für geklotzte Scheiben nach Kreuzinger und Niedermaier (Kreher, 2009)
Abbildung 63	Inverser Verlauf von Druck- und Schubbelastung in Abhängigkeit von K_c und K_t (Diagramm: Kreuzinger)
Abbildung 64	Berechnungsdiagramm am Beispiel einer Klotzlänge von 100 mm (Edinger, 2010)
Abbildung 65	Berechnungsdiagramm für Klotzlängen von 50, 100, 150 und 200 mm (Edinger, 2010)
Abbildung 66	Beispiel zur Anwendung des Berechnungsdiagramms (Edinger, 2010)
Abbildung 67	Beuleigenformen für eine Halbwelle quer zur Druckrichtung (Breite b) und ein bis vier Halbwellen längs zur Druckrichtung (Länge a) in Anlehnung an (Englhardt, 2007)
Abbildung 68	Lineare Interaktion über die Dunkerley-Gerade zur Bestimmung des Beulwerts für schubverklebte und geklotzte Glasscheiben
Abbildung 69	Modell zur Ermittlung der Beullasten. Anordnung der vertikal und horizontal wirkenden Klötze in gleichem Abstand zur Glasecke (Englhardt, 2007)
Abbildung 70	Links: Girlandenkurven bzw. Beulwerte diagonal geklotzter Scheiben – die resultierende Beullast entspricht der Diagonalkraft. Rechts: Selbiges Diagramm mit unterer Einhüllenden in Rot (Englhardt, 2007)
Abbildung 71	Darstellung der untersuchten Scheibengeometrie in [cm] mit S als konstante Schubspannung
Abbildung 72	Form der Schubbeule und die nächsten drei Eigenfunktionen (Screenshots: Neumann)
Abbildung 73	Form der Druckbeule und die nächsten drei Eigenfunktionen (Screenshots: Neumann)
Abbildung 74	Variation der Schub- und Steigerung der Druckbeanspruchung infolge Klotzung der Glasscheibe, bis ein Beulen der Glasscheibe eintritt (Screenshots: Neumann)
Abbildung 75	Interaktionsdiagramm für superponierte Schub- und Druckbeulen mit linearer Dunkerley-Gerade und nichtlinearer Kurve infolge exakter Berechnung. Ordinate: Verhältnis von Schub S zu kritischem Schub S_{crit} ; Abszisse: Verhältnis von Druckbeanspruchung N_{xx} zu kritischer Druckbeanspruchung $N_{xx,crit}$ (Neumann)
Abbildung 76	Längenänderung der Koppelleiste und Darstellung der Substrate (links) und entsprechendes Ersatzfedersystem unter Ausnützung der Symmetrie (rechts)
Abbildung 77	„Atmung eines durchgehend verschweißten Gleises an einem freien Ende bei Zugrundelegung eines linearen Anstieges des Längsverschiebewiderstandes“ (Eisenmann, 1989)
Abbildung 78	Entlang der Stabachse nichtlinear verlaufende Normalkräfte [kN] der Verbindungsmittlersatzfedern; simuliert im Stabwerksprogramm RStab 6
Abbildung 79	Simulationsmodell: Gesamtansicht mit links erkennbaren Einspannungen sowie kontinuierlicher vertikaler Lagerung (alle 5 cm) mittels in Stablängsrichtung verschieblichen Auflagern
Abbildung 80	Simulation des punktuellen Normalkraftübertrags zwischen Mittelstab (Koppelleiste) und Randgliedern ohne Darstellung der verschieblichen Auflager
Abbildung 81	Darstellung der verschieblichen Auflager an den Stabachsen

Abbildung 82	$C_{RG} = 0$: Unter thermischer Beanspruchung von 750 °C simuliert, da RStab die Ergebnisse nur auf 1/10 Millimeter genau ausgeben kann (Ergebnis bei 75 °C = 0,8)
Abbildung 83	$C_{RG} = \infty$: Resultierende Stabkraft von 10,28 kN
Abbildung 84	Normalkraftverläufe für das zuvor analytisch berechnete System; in Rot: die Druckkräfte in der Koppelleiste, in Türkis: die Zugbeanspruchung des Pfostens (Zugbeanspruchung des Glasersatzstabes nicht erkennbar)
Abbildung 85	Kompensation von Berechnungsunschärfen durch einen zusätzlichen Additionsterm l_x
Abbildung 86	Numerisches Modell des FE-Programms SOFiSTiK (Screenshot: Jaksch)
Abbildung 87	Links: Untersuchungen zur resultierenden Kopfverschiebung von Holz-Glas-Verbundscheiben; Rechts: Das Beulverhalten der Glasscheibe in der zweiten Eigenform; modelliert mit dem Finite Elemente-Programm SOFiSTiK (Screenshots: Jaksch)
Abbildung 88	Modellierung einer geringen Schubtragfähigkeit des Klotzes um statische Unbestimmtheit aus der Ebene bei der rein geklotzten Ausführung zu vermeiden (Screenshot: Jaksch)
Abbildung 89	Systemskizze zum Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier für Seitenverhältnisse von $H > L$
Abbildung 90	Systemskizze zum Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier für Seitenverhältnisse von $H < L$
Abbildung 91	Systemskizze zum Federmodell für Druckdiagonale nach Kreuzinger und Niedermaier für Seitenverhältnisse von $H = L$
Abbildung 92	Darstellung der Abstände e_1 und e_2 zwischen Klotzkanten und Glasecken für alle untersuchten Geometrien mit l_c als die Klotzlänge
Abbildung 93	Links: Analytische Annahme eines konstanten Druckspannungsverlaufs in den Klötzen; Rechts: Linearisierter Druckspannungsverlauf in den Klötzen im verformten Zustand gemäß Numerik
Abbildung 94	Links: Analytische Annahme eines konstanten Schubspannungsverlaufs im Rähm; Rechts: Nichtlinearer Schubspannungsverlauf infolge hoher Schubverklebungsteifigkeit gemäß Numerik
Abbildung 95	Vergleich analytischer (FM) und numerischer (FE) Berechnungsmethoden anhand der aufnehmbaren Gesamtlast; positive Werte: FM überschätzt FE
Abbildung 96	Vergleich der kurzfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für steife Klötze aus Epoxidharz und weiche Schubverklebung aus Silikon
Abbildung 97	Vergleich der langfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für steife Klötze aus Epoxidharz und weiche Schubverklebung aus Silikon
Abbildung 98	Vergleich der kurzfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für weiche Klötze aus Acrylat und steife Schubverklebung aus Acrylat
Abbildung 99	Vergleich der langfristigen, aufnehmbaren, charakteristischen Gesamtlast sowie der Lastanteile der Tragmechanismen Schubfeld und Druckdiagonale infolge analytischer und numerischer Berechnung für weiche Klötze aus Acrylat und steife Schubverklebung aus Acrylat

Abbildung 100	Lastumlagerung infolge langfristiger Beanspruchungen von Schubfeld auf Druckdiagonale anhand des kombinierten Lastabtrags, ermittelt mit der analytischen Berechnungsmethodik
Abbildung 101	Holz-Glas-Verbundträger im Prüfstand (Hochhauser, 2011)
Abbildung 102	Maße des Holz-Glas-Verbundträgers (Schubfeldträger) nach (Hochhauser, 2011; Zeichnung: Müller, C.)
Abbildung 103	Schnitt durch den Holz-Glas-Verbundträger (Schubfeldträger) nach (Hochhauser, 2011; Zeichnung: Müller, C.)
Abbildung 104	Lastanteil des Schubfeldträgers mit feldspezifischen Schubflüssen q_i
Abbildung 105	Lastanteil des Fachwerkträgers mit strichlierten, gläsernen Druckdiagonalen
Abbildung 106	Querkraftverlauf eines zum Schubfeldträger äquivalenten einfeldigen Biegeträgers
Abbildung 107	Normalkraftverlauf in der Unterkonstruktion des Schubfeldträgers
Abbildung 108	Normalkraftverlauf in der Unterkonstruktion des Fachwerkträgers
Abbildung 109	Summierter Normalkraftverlauf in der Unterkonstruktion eines schubverklebten und geklotzten Holz-Glas-Verbundträgers

6.5 Tabellenverzeichnis

Tabelle 1	Materialkennwerte von Floatglas gemäß (Ofner, 2006)
Tabelle 2	Vorläufige zulässige Spannungen für die Verklebung von GFK und Glas mit den angegebenen Klebstoffen, abgeleitet aus den Versuchsserien und verwendeten Probekörpergeometrien und –materialien (* Klebstoff nur einsetzbar, wenn der Einfluss aus der UV-Strahlung und Feuchtigkeit auf die Klebefuge vernachlässigt werden kann) (Peters, 2006)
Tabelle 3	Vergleich sinngemäßer Sicherheitsbeiwerte und Abminderungsfaktoren
Tabelle 4	Wesentliche Charakteristika des Arbeitspakets Scheibe in (Hamm, 1999)
Tabelle 5	Wesentliche Charakteristika in (Niedermaier, 2005)
Tabelle 6	Wesentliche Charakteristika in (Edl, 2008)
Tabelle 7	Wesentliche Charakteristika in (Neubauer, 2011)
Tabelle 8	Wesentliche Charakteristika des Arbeitspakets Scheibe in (Hochhauser, 2011)
Tabelle 9	Ergebnisse der Wandscheibenuntersuchungen an semielastisch verklebten HGV-Elementen (Neubauer, 2008; Neubauer, 2009)
Tabelle 10	Ergebnisse der Untersuchungen an semielastisch verklebten Kleinprüfkörpern, Schubversuch längs zur Klebstoffuge (Neubauer, 2008; Neubauer, 2009)
Tabelle 11	Steifigkeiten und Bruchlasten aus den Wandscheibenversuchen gemäß (Neubauer, 2010)
Tabelle 12	Analyse der resultierenden Kräfte je Laufmeter Wandscheibenlänge infolge Horizontallast auf HGV-Elemente mit Klebefugendimensionen von 19 / 3 mm sowie OSB-beplankte Wände gemäß (Neubauer, 2010)
Tabelle 13	Analyse der resultierenden Kräfte je Laufmeter Wandscheibenlänge infolge Horizontallast auf HGV-Elemente mit Klebefugendimensionen von 14 / 3 mm sowie OSB-beplankte Wände gemäß (Neubauer, 2010)
Tabelle 14	Vergleichsrechnungen zur Verifikation der These
Tabelle 15	Konstante Systemparameter aller durchgeführten Vergleichsrechnungen zwischen numerischem Finite Elemente-Modell (FE) und analytischen Federmodellen (FM)
Tabelle 16	Klebstoffkennwerte für kurz- und langfristige Berechnungen
Tabelle 17	Angaben zu den verglichenen Systemen
Tabelle 18	Vergleichsrechnungen zwischen FE und FM zur aufnehmbaren, charakteristischen Horizontalkraft in [kN] bei einer Kopfverschiebung von $H/500$ stel; Differenzen beider Methoden in [%]; Vorschlag von Sicherheitsfaktoren zur Kompensation der analytischen Berechnungsunschärfen. In Rot: FM- Ergebnis > FE-Ergebnis.

Curriculum Vitae

Personalien

Name: Dipl.-Ing. Werner Hochhauser
Wohnsitz: Rathausplatz 4, 4560 Kirchdorf an der Krems
Geburtsdatum: 23. März 1980
Geburtsort: Kirchdorf an der Krems
Staatsbürgerschaft: Österreich
Kontakt: werner.hochhauser@gmx.net



Schulbildung und Studium

2008 – 2011 **Technische Universität Wien**
Doktoratsstudium der technischen Wissenschaften

1999 – 2007 **Technische Universität Wien**
Studium: Bauingenieurwesen
Schwerpunkte: Konstruktiver Ingenieurbau,
Wasserbau und Ingenieurhydrologie
Diplomarbeit: „Bemessung von orthogonal, linienförmig durch
Stahlelemente unterstützten Glaskonstruktionen“

1999 **Präsenzdienst**

1990 – 1998 **Bundesrealgymnasium Kirchdorf an der Krems**

1986 – 1990 **Volksschule Kirchdorf an der Krems**

Beruflicher Werdegang

seit 2008 **Technische Universität Wien**
Assistent an der Abteilung für Tragwerksplanung und Ingenieurholzbau

2007 – 2008 **Gobiet & Partner ZT GmbH**
Statik Projektleiter

1997 – 2006 **Praktika**