



Universität für Bodenkultur Wien

# **FASERVERSTÄRKTE ELASTOMERLAGER - KONZEPTION UND BEMESSUNG**

Dissertation zur Erlangung des Doktorgrades  
an der Universität für Bodenkultur Wien

Department für Bautechnik und Naturgefahren  
Institut für Konstruktiven Ingenieurbau

Eingereicht von  
**DI Ulrich Gerhaher**

Betreuer: o.Univ.-Prof. DI DDr. Konrad Bergmeister, M.Sc.

Wien, August 2010

## Danksagung

Mein besonderer Dank gilt meinem Betreuer, Herrn o.Univ.-Prof DI DDr. Konrad Bergmeister, M.Sc. Er hat mir vor gut drei Jahren mit der Anstellung am Institut die Möglichkeit zu einer sehr freien Gestaltung meiner Forschungsarbeit geboten und diese stets fachlich und nach außen hin unterstützt. Die unhierarchische und unbürokratische Zusammenarbeit in Forschung und Lehre war einmalig.

Weiters möchte ich mich bei DI Dr.habil Alfred Strauss, Ph.D, für den fachlichen Austausch, die Diskussionen und die Unterstützung bei der Einreichung der Anträge für Förderprogramme bedanken. Die inhaltliche Nähe des erfolgreich beantragten FWF-Forschungsprojekts zu meiner Dissertation war von unschätzbarem Wert.

Ganz besonders möchte ich mich bei jenen Kollegen am Institut bedanken, die mir mit ihrem Wissen, ihren Erfahrungen und mit kostbarer Zeit weitergeholfen haben. Vor allem die wertschätzende, kollegiale Zusammenarbeit mit DI Dr. Roman Wendner in der Lehre war eine Freude!

Der größte Dank gilt meiner Frau, Mag.<sup>a</sup> Christina Thurnher, die mich vor allem in - nicht zu unterschätzenden - beruflichen, zwischenmenschlichen Fragestellungen beraten hat und meine Begeisterung für meine Arbeit stets unterstützt hat.

## Kurzfassung

Bewehrte Elastomerlager werden im Bauwesen seit etwa 50 Jahren verwendet. Sie werden aufgrund ihrer Robustheit und der geringen Herstellungskosten sowohl als statische Lager zur Abtragung von Tragwerkslasten, als auch als dynamische Lager zur Entkopplung bzw. zur Dämpfung von Schwingungen verwendet.

Das Verhalten der Lager wird in den Normen zur Bemessung von bewehrten Elastomerlagern im Bauwesen nur sehr vereinfacht beschrieben. Eine exakte Bemessung mit Berücksichtigung der materialeitigen und mechanischen Nichtlinearitäten sowie eine Bemessung der Lagerdämpfung sind in den Normen nicht zu finden. Bei der Lagerung leichter Stahlstrukturen und im Besonderen bei der Verwendung der Lager als schwingungsdämpfende Elemente ist jedoch eine exakte Bestimmung der Steifigkeits- und Dämpfungswerte erforderlich. Dies wird durch Effektivitätsstudien verschiedener Anwendungen in Erdbebenschutzsystemen untermauert.

Ziel dieser Arbeit war es deshalb, verbesserte Bemessungsansätze zu entwickeln, die es erlauben, das komplexe Verhalten von Elastomerlagern genauer zu bestimmen. Die hier vorgestellten, neu entwickelten Bemessungsformeln beschreiben die vertikalen und horizontale Lagersteifigkeit, die horizontale Dämpfung und die Versagenskriterien der Lager. Dabei werden die aus der Verwendung von Kunststoffgewebewehrung anstelle der üblichen Stahlplattenbewehrung resultierenden Einflüsse auf das Lagerverhalten besonders berücksichtigt. Die neuen Ansätze werden jenen der bestehenden Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) gegenübergestellt, Unterschiede hinterfragt und Widersprüche der Normen diskutiert.

Die wichtigsten drei Arbeitsabschnitte dieser Untersuchungen waren:

- Die Untersuchungen des Materialverhaltens von Elastomer und Gewebe: Dabei wurden besonders die Materialdegradation, der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit, das nichtlineare Steifigkeitsverhalten und die Dämpfung der Materialien untersucht.
- Die Durchführung und Auswertung von Belastungs- und Verformungsversuchen an faserbewehrten Elastomerlagern: Untersucht wurden dabei das vertikale und das horizontale Lagerverhalten in Bezug auf die Steifigkeit und auf die Dämpfung.
- Die Entwicklung der neuen Bemessungsansätze: Basierend auf analytischen Herleitungen und umfangreiche Parameterstudien an numerischen Lagermodellen wurde die Sensitivität einzelner Einflüsse auf das Lagerverhalten untersucht und neue Ansätze entwickelt.

Die Erweiterung der Bemessungsansätze auf die Verwendung von Gewebewehrung soll die Nutzung der zahlreichen Vorteile dieser Konstruktionsart erleichtern und einen Beitrag zur diesbezüglichen Erweiterung der betreffenden Normen leisten.

## Abstract

Reinforced elastomeric bearings are used in structural design since about 50 years. They are characterized by robustness and small manufacturing costs. Therefore they are therefore often used as static bearings for the distribution of loads as well as dynamic bearings for vibration isolation and damping of structures.

The design codes for reinforced elastomeric bearings in civil engineering describe the bearing behavior with strong simplifications. Material and geometrical nonlinear effects as well as the damping behavior of the bearings are disregarded in these design guidelines. But in the design of light structure and in particular in the application of bearings as vibration-damping devices an exact determination of the stiffness and damping values is required.

This is illustrated by studies on the efficiency of various applications as anti seismic devices.

The objective of this thesis was the development of new design guidelines to allow the analytical determination of the complex behavior of elastomeric bearings. The new formulations describe the horizontal and vertical stiffness of the bearings as well as the horizontal damping and the criteria of failure. The influences on the bearing behavior resulting from the use of synthetic fabric instead of steel plates as reinforcement are especially considered. The new formulations are compared to those of the current design codes ÖNORM EN 1337-3 (2005) and ÖNORM EN 15129 (2010). Disagreements are brought in question and contradictions in the codes are pointed out.

The most important working steps of these investigations are:

- Analysis of the material behavior of elastomer and fiber fabric: In this step the main focus was on the material degradation, the influence of the strain rate, the nonlinear stiffness and the damping of the material.
- The realization and evaluation of loading and deformation tests on fiber reinforced bearings: In these tests vertical and horizontal bearing behavior was studied in terms of stiffness and damping.
- The development of new design guidelines: This step is based on analytical derivations and extensive parametric studies using numerical bearing models. The sensitivity of the important influencing parameters was studied and new formulations for the design of elastomeric bearings are developed.

The consideration of fiber fabric reinforcement in the developed guidelines shall facilitate the utilization of the numerous advantages of this construction type. It contributes to the allowance of fiber reinforced bearings in the relevant design codes.

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung und Aufgabenstellung</b>	<b>1</b>
1.1	Beschreibung des Lagerverhaltens	1
1.2	Zielsetzung des verbesserten Bemessungsverfahrens	2
1.3	Untersuchungsmethode	2
1.4	Ergebnisse und Bedeutung der Untersuchungen	2
1.5	Übersicht der verwendeten Formelzeichen	3
<b>2</b>	<b>Stand der Technik bewehrter Elastomerlager</b>	<b>5</b>
2.1	Funktionsweise	5
2.2	Verwendete Konstruktionen und Materialien	6
2.3	Grundlagen zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens	7
2.3.1	Vertikale Steifigkeit der Lager	8
2.3.1.1	Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung	9
2.3.1.2	Einfluss des Kompressionsmoduls des Elastomers	11
2.3.1.3	Einfluss des nichtlinearen, hysteretischen Materialverhaltens des Elastomers	11
2.3.1.4	Einfluss der Horizontalverschiebung	12
2.3.2	Horizontale Steifigkeit und Stabilität von Elastomerlagern	13
2.3.2.1	Analytische Ansätze zum Stabilitätsversagen von Elastomerlagern	14
2.3.2.2	Experimentelle und numerische Ansätze zur horizontalen Steifigkeit und Stabilität	15
2.3.2.3	Ausrollen des Lagers bei großen Horizontalverschiebungen	16
2.3.2.4	Nichtlineares Materialverhalten, Dämpfung und Hysterese von faserbewehrten Lagern bei Horizontalverschiebung	17
2.3.3	Spannungen in der Bewehrung und dem Elastomer	19
2.4	Zusammenfassung des Stands der Technik	20
<b>3</b>	<b>Materialeigenschaften von Elastomer und Kunststoffgeweben</b>	<b>22</b>
3.1	Allgemeines zu den Eigenschaften von Elastomeren	22
3.1.1	Nichtlinearität und Hysterese	22
3.1.2	Degradation des Materials (Mullins-Effekt)	23
3.1.3	Temperaturabhängigkeit von Steifigkeit und Dämpfung	23
3.2	Allgemeines, Zielsetzung und Probleme der Materialversuche	23
3.2.1	Auswertung der Versuchsdaten	24
3.2.2	Auswertung und Darstellung der Versuchsergebnisse	25
3.3	Verwendete Materialien	26
3.3.1	Elastomere	26

---

3.3.2	Kohlenstofffasergewebe	26
3.3.3	Glasfasergewebe	27
<b>3.4</b>	<b>Beschreibung der Probekörper und Übersicht der Versuche</b>	<b>27</b>
3.4.1	Elastomerproben für Uniaxiale Zugversuche	28
3.4.2	Elastomerproben für ebene Zugversuche (Pure-Shear-Versuche)	29
3.4.3	Probekörper für Schubversuche	30
3.4.4	Einvulkanisierte Gewebeproben	31
<b>3.5</b>	<b>Zyklische Zugversuche an Elastomerproben</b>	<b>32</b>
3.5.1	Abläufe der zyklischen Zugversuche	32
3.5.2	Ergebnisse der zyklischen Zugversuche	33
3.5.2.1	Uniaxiale Zugversuche an Elastomerproben	33
3.5.2.2	Ebene Zugversuche an Elastomerproben	37
3.5.3	Auswertung der zyklischen Zugversuche	41
3.5.3.1	Steifigkeit	41
3.5.3.2	Materialdegradation	41
<b>3.6</b>	<b>Dynamische Zugversuche an Elastomerproben</b>	<b>42</b>
3.6.1	Versuchsanordnung	42
3.6.2	Auswertung der Versuche	42
<b>3.7</b>	<b>Zyklische Schubversuche an Elastomerproben</b>	<b>43</b>
3.7.1	Messung der Verformung und der Schubspannung	43
3.7.2	Ablauf der Schubversuche	44
3.7.3	Ergebnisse der Schubversuche an Elastomerproben	45
3.7.3.1	Schubmodul des Elastomers	45
3.7.3.2	Dämpfung des Elastomers im Schubversuch	47
3.7.4	Auswertung der Schubversuche an Elastomerproben	48
<b>3.8</b>	<b>Zusammenfassung der Materialversuch am Elastomer</b>	<b>50</b>
<b>3.9</b>	<b>Zyklische Zugversuche an Gewebeproben</b>	<b>51</b>
3.9.1	Übersicht der Gewebeproben	51
3.9.2	Messung der Verformung und Kraft	51
3.9.3	Ablauf der Zugversuche	52
3.9.4	Ergebnisse der Belastungsversuch an einvulkanisierten Gewebeproben	53
3.9.4.1	Sekantensteifigkeit der Glasfasergewebe	54
3.9.4.2	Dämpfung der Glasfasergewebe	55
3.9.4.3	Sekantensteifigkeit der Kohlenstofffasergewebe	56
3.9.4.4	Dämpfung der Kohlenstofffasergewebe	57
3.9.5	Ergebnisse der partiellen Entlastungsversuche an einvulkanisiertem Kohlenstofffasergewebe	57
3.9.5.1	Partielle Sekantensteifigkeit der Kohlenstofffasergewebe bei teilweiser Entlastung	58

3.9.5.2	Dämpfung der Kohlenstofffasergewebe bei partieller Entlastung	58
3.9.6	Zugfestigkeit der Kohlenstofffaser- und Glasfasergewebe	59
<b>3.10</b>	<b>Zusammenfassung der Materialversuche an Gewebeproben</b>	<b>59</b>
<b>4</b>	<b>Numerische Modellierung der Materialien</b>	<b>61</b>
4.1	Allgemeines zur Problematik	61
4.2	Numerische Modellierung des Elastomers	61
4.2.1	Materialmodelle für Elastomere	61
4.2.2	Kalibrierung der Materialmodelle des Elastomers	62
4.2.3	Defizite des Materialmodells und der Kalibrierung	68
4.2.4	Auswahl des Finiten Elementtyps des Elastomers	69
4.3	Numerische Modellierung des Gewebes	69
4.3.1	Materialmodelle der Gewebe	69
4.3.2	Kalibrierung der Materialparameter des Gewebemodells	70
4.3.3	Auswahl des Finiten Elementtyps der Gewebe	70
<b>5</b>	<b>Numerische Modellierung der Lager</b>	<b>71</b>
5.1	Wahl des numerischen Lösungsverfahrens	72
5.2	Validierung der Ergebnisse der FE-Modelle	73
5.3	Schlussfolgerung zur Entwicklung der numerischen Modelle	75
<b>6</b>	<b>Belastungs- und Verformungsversuche an faserbewehrten Lagern</b>	<b>76</b>
6.1	Belastungsversuche mit Vertikallast	76
6.1.1	Beschreibung des Versuchsaufbaus und der Erfassung der Messdaten	76
6.1.1.1	Konvertierung der Daten	76
6.1.1.2	Beschreibung und Bezeichnung der Versuchslager	77
6.1.1.3	Beschreibung des Versuchsablaufs	77
6.1.1.4	Statistische Auswertung der Ergebnisse	78
6.1.2	Bestimmung der vertikalen Steifigkeit der Lager	79
6.1.2.1	Berechnung der vertikalen Steifigkeit nach EN 1337-3	79
6.1.2.2	Berechnung der vertikalen Steifigkeit mit Berücksichtigung der Steifigkeit des Gewebes	80
6.1.2.3	Abhängigkeit der Steifigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit	81
6.1.2.4	Zusammenhang zwischen Steifigkeit und Höhe der Belastung	81
6.1.2.5	Zusammenhang zwischen Steifigkeit und Vorbelastung	82
6.1.2.6	Zusammenhang zwischen Steifigkeit, Gewebeart und Lagerherstellung	83
6.1.3	Dämpfung der Lager bei Vertikallasten	84
6.1.3.1	Zusammenhang zwischen Dämpfung und Belastungsgeschwindigkeit	84

---

6.1.3.2	Zusammenhang zwischen Dämpfung und Höhe der Belastung	84
6.1.3.3	Zusammenhang zwischen Dämpfung und Vorbelastung	85
6.1.3.4	Einfluss der Faserart auf die Dämpfung	86
6.1.4	Maximallast der Lager	86
6.1.4.1	Versagensart bei Maximallast	87
6.1.4.2	Lager mit Kohlenstofffasergewebe	87
6.1.4.3	Lager mit Glasfasergewebe	87
6.1.5	Zusammenfassung der Ergebnisse der Vertikallastversuche	88
<b>6.2</b>	<b>Belastungsversuche mit Horizontalverschiebung</b>	<b>89</b>
6.2.1	Versuchsaufbau und Durchführung	89
6.2.1.1	Beschreibung und Bezeichnung der Versuchslager und Materialien	89
6.2.1.2	Beschreibung des Versuchsablaufs	90
6.2.1.3	Ermittlung und Auswertung der Versuchsdaten	91
6.2.2	Messergebnisse der horizontalen Steifigkeit	92
6.2.3	Interpretation der Messergebnisse der horizontalen Steifigkeit	95
6.2.3.1	Vergleich der Messergebnisse mit analytischer Bemessung	95
6.2.3.2	Einfluss der Abnahme der Stabilität unter Vertikallast	96
6.2.3.3	Diskussion des Zusammenhangs zwischen Vertikallast und Schubsteifigkeit	97
6.2.4	Messergebnisse der horizontale Dämpfung	98
6.2.5	Interpretation der Messergebnisse der horizontalen Dämpfung	101
6.2.5.1	Abweichung der Messergebnisse von den Materialkennwerten	101
6.2.5.2	Einfluss der vertikalen Pressung auf die horizontale Dämpfung	102
6.2.6	Einfluss der mechanischen Materialdegradation des Elastomers auf horizontale Steifigkeit und Dämpfung	103
6.2.7	Vertikale Steifigkeit in Abhängigkeit von der horizontalen Auslenkung und der Vertikallast	104
6.2.7.1	Vertikale Verformungen infolge horizontaler Auslenkung	106
6.2.7.2	Tangentiale Vertikalsteifigkeit der Lager	107
6.2.8	Versagen der Lager im Versuch	109
6.2.9	Zusammenfassung der Ergebnisse der Versuche mit Horizontalverschiebung	110
<b>7</b>	<b>Entwicklung eines verbesserten Bemessungsverfahrens</b>	<b>111</b>
<b>7.1</b>	<b>Bemessung der horizontalen Steifigkeit von Elastomerlagern</b>	<b>111</b>
7.1.1	Berücksichtigung des Abrollens bei der Bestimmung der horizontalen Steifigkeit	112
7.1.2	Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Steifigkeit	115
7.1.3	Berücksichtigung der nichtlinearen Steifigkeit des Elastomers bei der Bemessung der horizontalen Steifigkeit	123

7.1.4	Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung und der Anzahl der Bewehrungslagen auf die horizontale Steifigkeit _____	126
7.1.5	Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die horizontale Steifigkeit _____	127
<b>7.2</b>	<b>Bemessung der horizontalen Dämpfung von Elastomerlagern _____</b>	<b>127</b>
7.2.1	Einfluss der horizontalen Verformung und des Abrollens auf die horizontale Dämpfung _____	127
7.2.2	Einfluss des Elastomers auf die horizontale Dämpfung _____	128
7.2.3	Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Dämpfung _____	129
7.2.4	Einfluss der Faserbewehrung auf die horizontale Dämpfung _____	129
7.2.5	Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die horizontale Dämpfung _____	132
<b>7.3</b>	<b>Bemessung der vertikalen Steifigkeit von Elastomerlagern _____</b>	<b>132</b>
7.3.1	Einfluss der Geometrie auf die vertikale Steifigkeit _____	132
7.3.2	Einfluss der horizontalen Auslenkung auf die vertikale Steifigkeit _____	132
7.3.2.1	Vertikale Sekantensteifigkeit _____	133
7.3.2.2	Vertikale Tangentensteifigkeit _____	136
7.3.3	Einfluss des Elastomers auf die vertikalen Steifigkeit _____	138
7.3.3.1	Vertikale Sekantensteifigkeit _____	138
7.3.3.2	Tangentiale Vertikalsteifigkeit _____	139
7.3.4	Einfluss der Faserbewehrung auf die vertikale Steifigkeit _____	140
7.3.5	Einfluss der Vertikallast auf die vertikale Steifigkeit _____	143
7.3.6	Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die vertikale Steifigkeit _____	143
<b>7.4</b>	<b>Bemessung der vertikalen Dämpfung von Elastomerlagern _____</b>	<b>144</b>
7.4.1	Einfluss der Vertikallast auf die vertikale Dämpfung _____	144
7.4.2	Einfluss der inneren Arbeit der Faserbewehrung auf die vertikale Dämpfung _____	144
7.4.3	Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die vertikale Dämpfung _____	145
<b>7.5</b>	<b>Diskussion begrenzender Bemessungs- und Versagensgrenzen _____</b>	<b>146</b>
7.5.1	Begrenzung der Zugbeanspruchung der Gewebe _____	146
7.5.2	Begrenzung der Elastomerverzerrung _____	148
7.5.3	Stabilitätsversagen durch Knicken aus Vertikallast _____	149
7.5.4	Verformungsbegrenzung abrollender Lager _____	149
<b>7.6</b>	<b>Zusammenfassung der verbesserten Bemessungsrichtlinien _____</b>	<b>150</b>
7.6.1	Das Lagerverhalten beschreibende Gleichungen _____	150
7.6.2	Versagenskriterien beschreibende Gleichungen _____	151
<b>8</b>	<b>Anwendung der neuen Bemessungsansätze _____</b>	<b>153</b>

<b>8.1</b>	<b>Erdbebendämpfungssysteme</b>	<b>153</b>
8.1.1	Übliche Tragsysteme im Hochbau	154
8.1.2	Vergleichsstudie der Effektivität unterschiedlicher elastischer Fugen	155
8.1.3	Grundlagen der Erdbebenbemessung	157
8.1.4	Parameterstudie zur Effizienz des Erdbebenschutzsystems	158
8.1.5	Ergebnisse des ersten Teils der Parameterstudie	158
8.1.6	Schlussfolgerung	161
<b>8.2</b>	<b>Tuned-Mass-Damper</b>	<b>161</b>
8.2.1	Parameterstudie zur Effizienz des Erdbebenschutzsystems	162
8.2.2	Ergebnisse der Parameterstudie	162
8.2.3	Schlussfolgerung	163
<b>8.3</b>	<b>Übliche Brückenlager</b>	<b>164</b>
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung der Ergebnisse und Schlussfolgerungen</b>	<b>165</b>
<b>10</b>	<b>Bedeutung und Ausblick der Arbeit für Forschung und Praxis</b>	<b>167</b>
<b>11</b>	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>169</b>
<b>12</b>	<b>Anhang: Datenblätter der Gewebe</b>	<b>171</b>
12.1	Glasfasergewebe	171
12.2	Kohlenstofffasergewebe	172
<b>13</b>	<b>Lebenslauf</b>	<b>173</b>

# 1 Einleitung und Aufgabenstellung

Im Rahmen dieser Dissertation werden die Eigenschaften und das Verhalten von Elastomerlagern, mit besonderer Berücksichtigung von faserverstärkten Lagern, analysiert. Ziel der Untersuchung ist die Entwicklung eines verbesserten Bemessungsverfahrens für die Praxis.

Dieses Bemessungsverfahren erweitert die vereinfachten Ansätze nach den derzeit gültigen Normen und soll vor allem dort dringend notwendige Verbesserungen bringen, wo eine exakte Bestimmung des Lagerverhaltens unumgänglich ist. Insbesondere betrifft dies die Auslegung von seismischen Isolationssystemen und Dämpfern, bei welchen eine optimierte Abstimmung der Steifigkeiten und der Dämpfung mit den Einwirkungen erforderlich ist.

## 1.1 Beschreibung des Lagerverhaltens

Der Schwerpunkt der Arbeit liegt bei der Untersuchung des gesamten Steifigkeits- und Dämpfungsverhaltens, resultierend aus den Eigenschaften von Elastomer und Bewehrung. Ziel ist es, die einzelnen Steifigkeits- und Dämpfungseinflüsse zu beschreiben und in einem schlüssigen Bemessungsansatz zusammenzuführen. Dabei stehen vor allem die Materialnichtlinearitäten und die geometrischen Nichtlinearitäten im Vordergrund, da sie das Lagerverhalten maßgeblich beeinflussen, in den bestehenden Normen jedoch nicht berücksichtigt werden.

Ausgehend von den in Materialuntersuchungen bestimmten Steifigkeits- und Dämpfungseigenschaften von Elastomer und Gewebe werden numerische Modelle der Lager entwickelt, welche das Verhalten der Lager realistisch abbilden. Durch die Verwendung unterschiedlicher numerischer Materialmodelle können einzelne Einflüsse getrennt untersucht werden. Das Verhalten der Modelle wird mit Belastungsversuchen verifiziert.

Die Kombination von analytischen Überlegungen und Parameterstudien an den Modellen erlaubt die selektive Bestimmung der Einflüsse auf das Lagerverhalten. Da die unterschiedlichen Eigenschaften von Faserbewehrung im Gegensatz zur herkömmlichen Bewehrung mit Stahlplatten bisher nur unzureichend untersucht wurden, wird vor allem auf die Besonderheiten faserbewehrter Elastomerlager eingegangen. Die Unterschiede dieser Konstruktionsweise bringen einige Vorteile bei der Produktion, für den Einbau und für das mechanische Verhalten, siehe Gerhaer et al. (2008a), führen allerdings auch zu einem wesentlich komplexeren mechanischen Verhalten.

Ein zentraler Aspekt der Arbeit ist die realitätsnahe Berücksichtigung des komplexen Materialverhaltens. Die Bestimmung der Lagereigenschaften anhand eines einzigen Wertes für die Schubsteifigkeit des Elastomers - wie in den gültigen Normen beschrieben - führt zu extremen Fehleinschätzungen (siehe 7.1.3 und 7.3.3). Für eine realitätsnahe Ermittlung der Steifigkeit ist es notwendig, das nichtlineare Materialverhalten der Werkstoffe zu ermitteln. Darüber hinaus müssen Überlegungen zur mechanischen Materialdegradation berücksichtigt werden. Diese Effekte werden durch Materialversuche erfasst und in die Bemessungsansätze eingearbeitet.

Neben den nichtlinearen Effekten auf der Materialebene wird das geometrisch nichtlineare Verhalten von Elastomerlagern untersucht. Für den horizontal unverformten Zustand kann dabei von vorhandenen analytischen Formulierungen ausgegangen werden. Der komplexe Verzerrungszustand bei horizontaler Verformung der Lager macht eine analytische Beschreibung nahezu unmöglich. Bei der Analyse des Lagerverhaltens werden deshalb zusätzlich numerische Modelle verwendet. Damit können auch komplexe Zusammenhänge wie das Stabilitätsverhalten unter horizontaler Verformung oder das Abrollverhalten von unfixierten Lagern detailliert untersucht werden.

## 1.2 Zielsetzung des verbesserten Bemessungsverfahrens

Ziel des Bemessungsverfahrens ist es, die mechanischen Eigenschaften von Elastomerlagern aufgrund weniger relevanter, leicht bestimmbarer Materialparameter mit ausreichender Genauigkeit bestimmen zu können. Dies ermöglicht

- den Verzicht auf kostspielige Belastungsversuche,
- den Entwurf leistungsfähigerer Lagerungs- und Isolationssysteme,
- eine besserer Ausnutzung der Lager
- eine exaktere Abstimmung auf das gewünschte dynamische Verhalten der Bauwerke.

## 1.3 Untersuchungsmethode

Abb. 1-1 zeigt die wesentlichen Schritte für die Ausarbeitung des oben beschriebenen Bemessungsverfahrens mit den drei wesentlichen Grundlagen: a) dem nichtlinearen Materialverhalten im Kapitel 1, c) den analytischen in den Kapiteln 2 und 7, sowie e) den empirischen Zusammenhängen aus den numerischen Untersuchungen im Kapitel 7. Dazu fließen qualitative Beobachtungen aus d) den Materialversuchen mit ein.

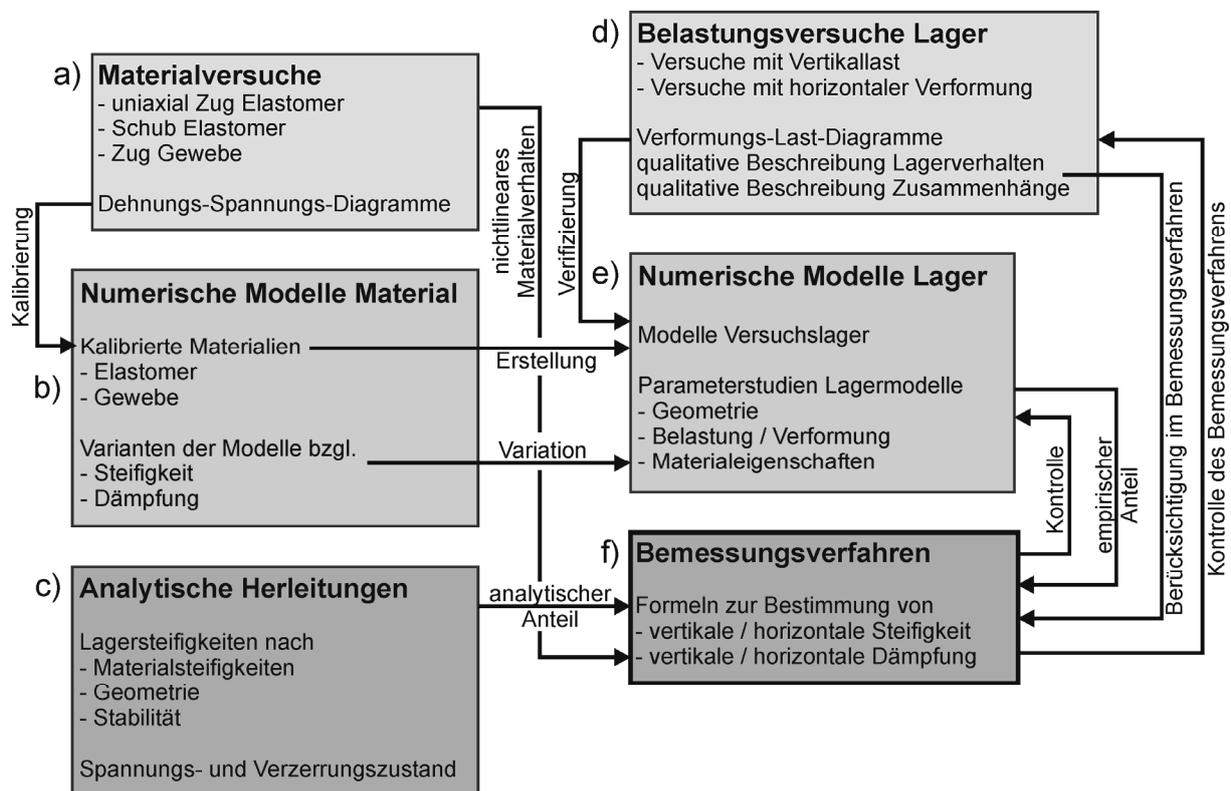


Abb. 1-1: Ablaufschema der Entwicklung des Bemessungsverfahrens

## 1.4 Ergebnisse und Bedeutung der Untersuchungen

Wie in Kapitel 9 ausführlich dargestellt wird, können mit dem hier vorgestellten Bemessungsverfahren viele der in den Kapiteln 2 und 7 beschriebenen Defizite der gültigen Normen beseitigt werden. Die Verbesserungen umfassen im Wesentlichen:

- die differenziertere Berücksichtigung des Materialverhaltens anstelle eines einzelnen Parameters für die Materialsteifigkeit

- die Bestimmung des Zusammenhangs zwischen Materialdämpfung und Lagerdämpfung anstelle von aufwändigen Versuchen
- die Berücksichtigung des nichtlinearen mechanischen Verhaltens (wie z.B. Stabilität oder Abrollen der Lager), anstelle einer Vernachlässigung der Effekte
- und die Beseitigung versteckter Sicherheiten, die zu einem nicht schlüssigen Bemessungskonzept führen.

Wünschenswert wäre, dass dieses Bemessungsverfahren bei der derzeit stattfindenden Überarbeitung der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) berücksichtigt wird. Dies betrifft zum einen die Bemessung von herkömmlichen, stahlbewehrten Elastomerlagern und zum anderen die Erweiterung der Norm für die Bemessung faserbewehrter Elastomerlager.

Die dadurch mögliche exaktere Bestimmung der mechanischen Eigenschaften könnte die Verbreitung von Elastomerlagern als Erdbebenschutzsystem unterstützen (siehe 8.1 und 8.2). Vor allem in ärmeren Regionen könnte dadurch mit geringem Kostenaufwand das Sicherheitsniveau von Hochbauten signifikant verbessert werden.

## 1.5 Übersicht der verwendeten Formelzeichen

$a$	Seitenlänge des Lagers
$b$	Breite von Linienlagern
$t_f$	Dicke der Bewehrung
$t$	Dicke einer Elastomerschicht
$t_r$	Gesamtdicke des Elastomers
$h$	Gesamthöhe des Lagers
$K_v$	Kompressionssteifigkeit des Lagers
$F_x$	Horizontalkraft
$F_z, V_z$	Vertikallast
$p_z$	durchschnittliche Pressung aus Vertikallast
$r$	Trägheitsradius
$G$	Schubmodul des Elastomers
$E, E_f$	E-Modul des Elastomers bzw. der Fasern
$E_{bulk}, K$	Kompressionsmodul des Elastomers
$\nu_f$	Poissonzahl der Fasern
$\nu_x, w$	Horizontalverschiebung in mm bzw. % der Höhe
$\nu_z$	Vertikalverschiebung
$S$	Formbeiwert = Belastete Fläche / freie Oberfläche
$\varepsilon$	Verzerrung allgemein
$\varepsilon_c$	Schubverzerrung aus Kompression
$\varepsilon_h$	Schubverzerrung, beim Lager definiert als $\varepsilon_h = \nu_x / t_r$ , auf Materialebene definiert als $\varepsilon_h = dx / dz$

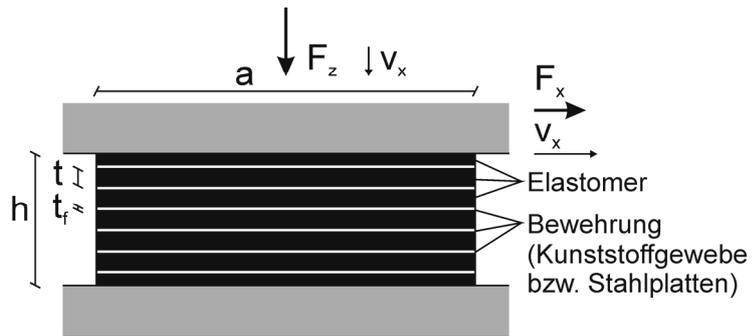


Abb. 1-2: Vertikalschnitt durch ein unverformtes bewehrtes Elastomerlager

## 2 Stand der Technik bewehrter Elastomerlager

Bewehrte Elastomerlager werden seit etwa 70 Jahren im Bauwesen vor allem im Brückenbau und - mit wesentlich kleineren Abmessungen - für die Lagerung von Fertigteilen im Hochbau verwendet, siehe Braun, Bergmeister (2004). Seit einigen Jahren findet auch ein vermehrter Einsatz dieser Lager in Erdbebenschutzsystemen statt. Die Vorteile der großen Robustheit und der geringen Kosten gegenüber anderen Lagerungssystemen (wie z.B. Gleitlagern) sind oft entscheidend.

### 2.1 Funktionsweise

Elastomerlager bestehn aus Elastomerblöcken mit runder oder eckiger Grundrissform (evtl. mit zentrischem Loch), welche eine Schubverformung mit geringer Rückstellkraft ermöglichen. Zur Erhöhung der Energieaufnahme und damit der Dämpfung kann in dem zentrischen Loch ein Bleikern vorgesehen werden. Die Bewehrung der Elastomerblöcke mit Stahlplatten senkrecht zur Belastungsrichtung bewirkt eine Erhöhung der Steifigkeit und Tragfähigkeit des Lagers in dieser Richtung (siehe Abb. 2-1). Das Elastomer wird durch die Stahlplatten daran gehindert seitlich, also senkrecht zur Last, auszuweichen. Verformungen in Richtung der Bewehrungsebenen werden durch die Bewehrung kaum beeinflusst. Die horizontale Rückstellkraft wird hauptsächlich durch die geringe Schubsteifigkeit des Elastomers bestimmt. Dies ist im Hoch- und Brückenbau von entscheidender Bedeutung, da Vertikalkräfte meist mit geringen Verformungen aufzunehmen sind, um Setzungen zu vermeiden. Große Horizontalverschiebungen, etwa durch Temperaturschwankungen oder Schwinden, rufen hingegen nur geringe Rückstellkräfte hervor.

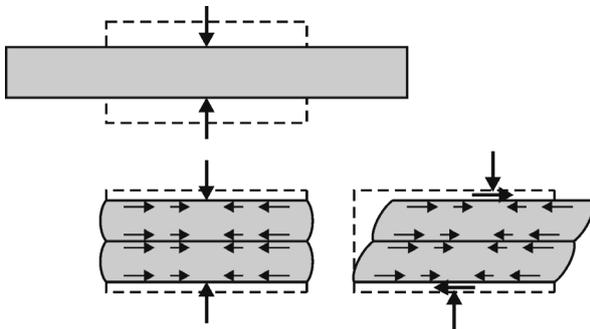


Abb. 2-1: Funktionsprinzip von bewehrten Elastomerlagern: oben) geringe Vertikalsteifigkeit ohne Bewehrung, unten) hohe Vertikalsteifigkeit mit Bewehrung

Auch Horizontalverschiebungen unter Erdbebenbeanspruchung können zum Großteil durch Lager kompensiert werden; die an der Tragstruktur auftretenden Beschleunigungen, welche durch die Rückstellkräfte der Elastomerlager hervorgerufen werden, sind wesentlich geringer als bei starrer Lagerung. Die geringen Rückstellkräfte sichern zudem die Lage der Struktur gegen übermäßige Verschiebungen. Die nötige Dämpfung der Bewegung zwischen Untergrund und Tragwerk erfolgt entweder über die dämpfenden Eigenschaften des Elastomers selbst oder über Bleikerne, welche dem System durch plastische Verformung Energie entziehen.

Sind die Elastomerkörper an den Belastungsflächen fest mit Deckblechen verbunden (fixierte Lager Typ C nach ÖNORM EN 1337-3 (2005), siehe Abb. 2-2 rechts), welche am Bauwerk verankert werden, so wird das Abheben des Elastomers von den Belastungsflächen verhindert. Die horizontale Verschiebung muss begrenzt werden, um zu vermeiden, dass das Elastomer unter den entstehenden Zugkräften von den Belastungsflächen abreißt.

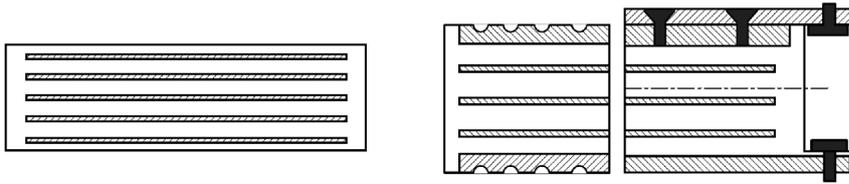


Abb. 2-2: Konstruktionstypen von Elastomerlagern: links) nicht fixiertes Lager Typ B ohne Deckbleche, rechts) verankertes Lager Typ C mit Deckblechen nach ÖNORM EN 1337-3 (2005)

Bei Lagern, welche ohne starre Deckbleche ausgeführt werden (Typ B nach ÖNORM EN 1337-3 (2005), siehe Abb. 2-2 rechts), wird der Elastomerblock bei größeren horizontalen Verformungen trotz der Auflasten von der Belastungsfläche abrollen. Dies führt zu einer Verkrümmung der horizontalen Ebenen und damit zu Biegung in den Bewehrungsblechen (siehe Abb. 5-2). Der Widerstand der Bewehrungsbleche kann zu einem Abreißen des Elastomers von den Blechen oder zu einer Zerstörung der Bleche durch Biegebeanspruchung führen. Durch die Verwendung von flexibler Faserbewehrung kann dies verhindert werden. Der horizontale Verformungsumfang dieser Lager liegt damit wesentlich höher als bei herkömmlichen stahlbewehrten Elastomerlagern.

## 2.2 Verwendete Konstruktionen und Materialien

Die Bestandteile des Elastomers waren in der bisher gültigen DIN 4141 Teil 140 (1991) wie folgt festgelegt:

- Chloropren-Kautschukmin. 60 %
- Hochaktive Füllstoffe max. 25 % (davon min. 15 % Ruß)
- Extrahierbare Bestandteilemax. 15 %
- Mineralische Bestandteilemax. 6 %

Die aktuellen Normen ÖNORM EN 15129 (2010) und ÖNORM EN 1337-3 (2005) schreiben die Bestandteile nicht mehr explizit vor; das Material wird nur noch über die physikalischen und mechanischen Eigenschaften des Elastomers definiert (siehe Tab. 2-1). Hier werden die Grenzwerte der Beanspruchbarkeit des Materials unter einaxialem Zug, der Beständigkeit (gegen Alterung und Ozonbeanspruchung) und die Grenze des plastischen Verformungsanteils angegeben.

Eigenschaft	Anforderung			Testmethode
Schubmodul G [N/mm <sup>2</sup> ]	0,7	0,9	1,15	
Zugfestigkeit (N/mm <sup>2</sup> )				
- geformter Probekörper	≥ 16	≥ 16	≥ 16	ISO 37 (1994)
- Probekörper vom Lager	≥ 14	≥ 14	≥ 14	
Minimale Bruchdehnung [%]				
- geformter Probekörper	450	425	300	
- Probekörper vom Lager	400	375	250	
Weiterreißwiderstand [kN/m]				
- Chloropren-Kautschuk	≥ 7	≥ 10	≥ 7	ISO 34.1 (1994)
- Natur-Kautschuk	≥ 5	≥ 8	≥ 5	
Druckverformungsrest [%]				
- Chloropren-Kautschuk		≤ 15		ISO 815 (1991)
- Natur-Kautschuk		≤ 30		
Verhalten nach Alterung (maximaler unterschied zum ungealterten Material)				ISO 48 (1994)
- Härte [IRHD]	-5, +10 / ± 5 (NK / CK)			ISO 188 (1998)
- Zugfestigkeit [%]	± 15			
- Bruchdehnung [%]	± 25			
Ozonbeständigkeit	Keine Risse			ISO 1431-1 (1989)

Tab. 2-1: Physikalische und mechanische Eigenschaften von Elastomer nach ÖNORM EN 1337-3 (2005)

Die Anforderungen nach ÖNORM EN 15129 (2010) an das Elastomer sind nahezu identisch.

Die Bewehrungsbleche bei stahlbewehrten Lagern sind nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) mit Stahl der Güte S235 mit einer Mindestdicke von 2 mm auszuführen. Wird die Bewehrung mit Geweben ausgeführt, so gibt es derzeit für die Anforderungen keine gültige Norm. Bei den in der Fachliteratur beschriebenen Versuchslagern wurde Glasfaser-, Kohlenstofffaser- und Aramidfasergewebe mit unterschiedlicher Webung, Stärke und Maschenweite verwendet.

## 2.3 Grundlagen zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens

Bereits Rocard (1937) berichtete die Eigenschaften von Elastomerlagern. Erste analytische Beschreibungen zum Stabilitätsversagen von schubweichen elastischen Stützen wurden durch Harings (1948) entwickelt und durch Gent, Meinecke (1970) weitergeführt bzw. erweitert.

Innerhalb der letzten zehn Jahre wurden vor allem von Kelly und Tsai intensive Untersuchungen zu faserbewehrten Elastomerlagern gemacht. Neben Belastungsversuchen wurden analytische Herleitungen des mechanischen Verhaltens und der Spannungs- und Dehnungsverteilungen in der Bewehrung und dem Elastomer bestimmt. Die Herleitung der analytischen Formeln zur Beschreibung von bewehrten Elastomerlagern erfolgte aufgrund der Komplexität vorwiegend für runde und linienförmige Lager. Im Folgenden werden auch ausgewählte Gleichungen nach Tsai, Kelly (2001) für quadratische Lager - meist in vereinfachter Form - aufgeführt. In den aktuellen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) sind diese Erkenntnisse eingegangen, wobei jedoch oft stark vereinfachte Annahmen zu Grunde gelegt wurden.

Bei der Bemessung von Elastomerlagern im Hoch- und Ingenieurbau, sowie für Erdbebenschutzsysteme stehen vor allem die folgenden Lagereigenschaften im Vordergrund:

- die vertikale und horizontale Steifigkeit
- die vertikale und horizontale Dämpfung (bei Schwingungsbemessung)
- die Spannung in der Bewehrung
- die Verzerrung des Elastomers
- die horizontale Stabilität (Knicklast, Gleiten, Kippen)

Im Folgenden werden die in der Literatur verfügbaren analytischen Formulierungen zur Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von Elastomerlagern mit den jeweils getroffenen Vereinfachungen wiedergegeben. Diese Gegenüberstellung und der Vergleich mit publizierten Ergebnissen aus Belastungsversuchen erlaubt die Darstellung von wesentlichen Übereinstimmungen bzw. Abweichungen in den derzeit zur Verfügung stehenden Bemessungsansätzen.

Allen Ansätzen ist gemeinsam, dass von einem linear elastischen Materialverhalten ausgegangen wird. Somit bleiben das nichtlineare Spannungs-Dehnungsverhalten bei der Belastung und das hysteretische Verhalten der Materialien bei wiederholter Be- und Entlastung unberücksichtigt. Das Last-Verformungs-Verhalten der Lager wird demnach nur näherungsweise erfasst. Die Dämpfung der Lager - durch Umsetzung von Verformungsenergie in Wärme - wird nicht berücksichtigt.

### 2.3.1 Vertikale Steifigkeit der Lager

Die vertikale Steifigkeit von Elastomerlagern wird wesentlich durch die bereits erwähnte horizontale Bewehrung beeinflusst. Lager ohne Bewehrung weisen eine geringe Steifigkeit auf. Einvulkanisierte Bewehrungslagen in geringem Abstand verhindern aufgrund der Zugsteifigkeit der Bewehrung ein seitliches Ausweichen des Elastomers und damit eine vertikale Verformung. Dadurch wird die vertikale Steifigkeit extrem erhöht; die horizontale Steifigkeit der Lager, welche im Wesentlichen auf der Schubverformung des Elastomers beruht, wird durch die Bewehrung kaum beeinflusst.

Die erste und einfachste Form der Herleitung der vertikalen Steifigkeit beruht nach Kelly (1997) auf den folgenden Vereinfachungen:

- Punkte im Elastomer, welche im unbelasteten Zustand auf einer vertikalen Linie liegen, liegen unter Belastung auf einer parabolischen Linie (siehe Abb. 2-1)
- horizontale Ebenen bleiben horizontal
- linear elastisches Materialverhalten und Unkomprimierbarkeit des Elastomers
- Bewehrung ist unendlich steif

Die vertikale Steifigkeit kann nach Kelly (1997) wie folgt ermittelt werden:

$$K_v = \frac{E_c \cdot A}{t_r} \quad (2-1)$$

wobei für übliche Lager mit Formbeiwert  $S \geq 5$  (Formbeiwert  $S = \text{belastete Fläche} / \text{freie Oberfläche}$ ) die folgenden direkten Kompressionsmodule zur Anwendung kommen, siehe Kelly (1997):

$$E_{c,quad} = 6,73 \cdot G \cdot S^2 \text{ für quadratische Lager,} \quad (2-2)$$

$$E_{c,rund} = 6,0 \cdot G \cdot S^2 \text{ für runde Lager und} \quad (2-3)$$

$$E_{c,line} = 4,0 \cdot G \cdot S^2 \text{ für Linienlager.} \quad (2-4)$$

Der Vergleich dieser Formulierungen mit der in der ÖNORM EN 15129 (2010) enthaltenen

$$E_c' = 3G \cdot (1 + 2 \cdot S^2) \quad (2-5)$$

zeigt, dass für quadratische Lager mit üblichen Formbeiwerten  $S = 5$  bis  $10$  ein Kompressionsmodul von  $E_c' = 6,0 - 6,1 G S^2$  angenommen wird, anstatt einem um ca. 10 % höheren Wert von  $E_{c,quad} = 6,73 G S^2$ , siehe Kelly (1997).

### 2.3.1.1 Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung

Eine geringe Steifigkeit der Bewehrung führt, aufgrund des seitlichen Ausweichens des Elastomerkörpers, zu einer reduzierten vertikalen Steifigkeit von bewehrten Lagern. Der hierbei verwendete Faktor des Steifigkeitsverhältnisses  $\alpha$  von Elastomer und Bewehrung wird nach Tsai, Kelly (2001) definiert als:

$$\alpha = \sqrt{\frac{12 \cdot G \cdot (1 - \nu^2)}{E_f \cdot t_f \cdot t}} \quad (2-6)$$

mit  $E_f$  = E-Modul und  $\nu$  = Poissonzahl der Bewehrungslagen. Die in den Gleichungen (2-2), (2-3) und (2-4) verwendeten Faktoren für unendlich starre Bewehrung werden zur Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Bewehrung mit Werten aus Abb. 2-3, Abb. 2-4 und Abb. 2-5 ersetzt. Je geringer die Steifigkeit der Bewehrung  $E_f$ , desto höher der Wert  $\alpha$ , was zu geringeren Faktoren und damit zu einer geringeren Lagersteifigkeit führt. Für eine gegen Unendlich gehende Steifigkeit des Gewebes  $E_f \rightarrow \infty$  erhält man die in den Gleichungen in 2.3.1 angegebenen Faktoren (ohne Berücksichtigung der Faserdehnung).

In analytischen Formulierungen kann die Nachgiebigkeit der Bewehrung (für sehr steife Bewehrungen) nach Tsai, Kelly (2001) und Kelly, Takhirov (2001) wie folgt berücksichtigt werden:

$$E_{c,line} = G \cdot S^2 \cdot \frac{12}{(\alpha \cdot 2b)^2} \cdot \left(1 - \frac{\tanh(\alpha \cdot 2b)}{\alpha \cdot 2b}\right) \text{ für Linienlager mit Breite } b \quad (2-7)$$

$$E_{c,rund} = 6 \cdot G \cdot S^2 \cdot \left(1 - \frac{6 + \nu}{24 \cdot (1 + \nu)} \cdot \alpha^2 \cdot R^2\right) \text{ für runde Lager mit Radius } R \quad (2-8)$$

Bei Berücksichtigung der nicht vorhandenen Querdehnung der Faserbewehrung ( $\nu = 0$ ), vereinfacht sich die Gleichung für runde Lager mit sehr steifer Bewehrung nach Kelly, Takhirov (2001) zu

$$E_{c,rund} = 6 \cdot G \cdot S^2 \cdot \left(1 - 12 \frac{G \cdot t}{E_f \cdot t_f} \cdot S^2\right) \quad (2-9)$$

Die E-Module von Stahl und von Kohlenstofffasern haben eine ähnliche Größenordnung. Wie aus Untersuchungen von Kurup (2004) hervorgeht, ist die Steifigkeit von in Elastomer einvulkanisiertem Gewebe jedoch wesentlich geringer, als die Steifigkeit einzelner Fasern oder jene von Bewehrungsblechen. Durch die höheren zulässigen Zugspannungen von Kohlenstofffasern (im Vergleich zu Stahl ca. Faktor 3) können bei Kohlenstofffaserbewehrung geringere Querschnitte verwendet werden, wodurch die Steifigkeit der Bewehrungslagen weiter herabgesetzt wird. Daher sind die Berücksichtigung der wesentlich geringeren Steifigkeit der Bewehrung und vor allem auch ihr nichtlineares Dehnungsverhalten bei faserbewehrten Lagern von großer Bedeutung. Diese starke Abminderung der vertikalen Lagersteifigkeit durch die geringe Steifigkeit der Gewebe wird durch die Versuche in 6.1.2 bestätigt.

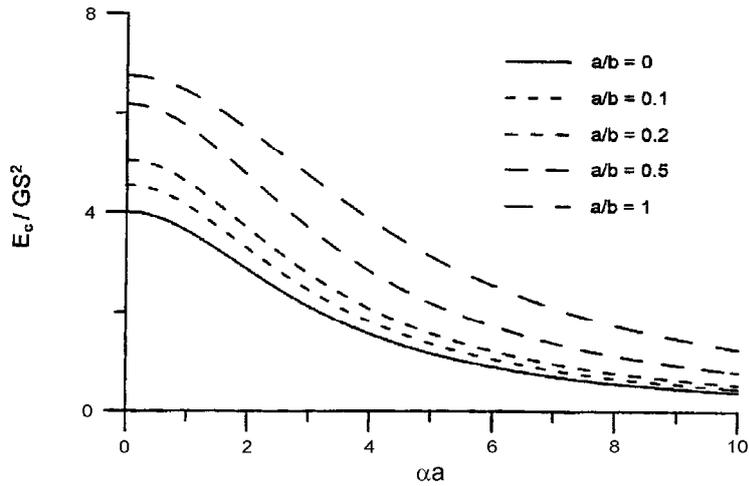


Abb. 2-3: Zusammenhang der effektiven Drucksteifigkeit mit  $\alpha a$  für rechteckige Lager mit Seitenlängen a und b nach Tsai, Kelly (2001)

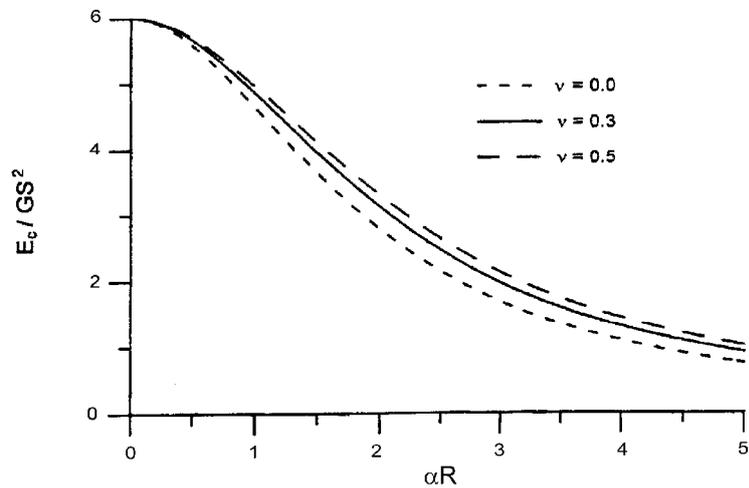


Abb. 2-4: Zusammenhang der effektiven Drucksteifigkeit mit  $\alpha b$  für runde Lager mit Radius R aus Tsai, Kelly (2001)

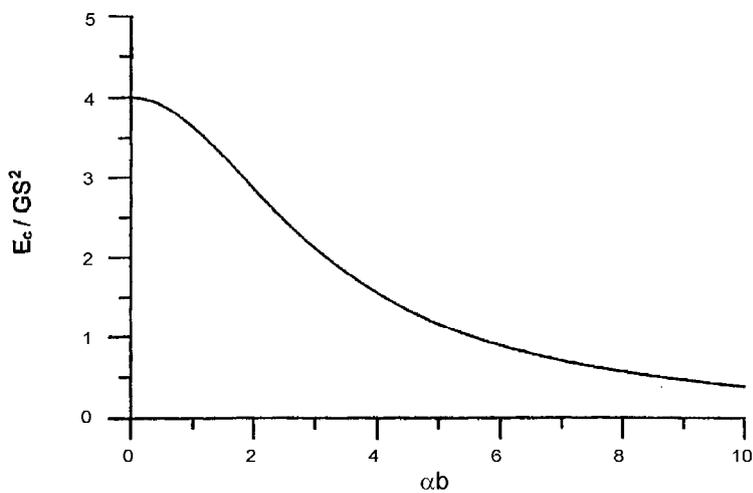


Abb. 2-5: Zusammenhang der effektiven Drucksteifigkeit mit  $\alpha b$  für Linienlager mit Breite b nach Tsai, Kelly (2001)

### 2.3.1.2 Einfluss des Kompressionsmoduls des Elastomers

Meist wird in den analytischen Herleitungen vereinfachend angenommen, dass Elastomere nahezu unkomprimierbar sind (Poissonzahl  $\nu = 0,5$ ). Der Einfluss der Komprimierbarkeit des Elastomers auf den Kompressionsmodul der Lager kann nach Kelly (1997) näherungsweise wie folgt für Lager mit Formbeiwerten  $S < 25$  berechnet werden:

$$\frac{1}{E_{c,rund}} = \frac{1}{6 \cdot G \cdot S^2} + \frac{4}{3 \cdot K} \text{ für runde Lager} \quad (2-10)$$

und

$$\frac{1}{E_{c,line}} = \frac{1}{4 \cdot G \cdot S^2} + \frac{6}{5 \cdot K} \text{ für Linienlager} \quad (2-11)$$

Ein Vergleich mit der Formulierung in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) für alle Lagerformen zeigt, dass hier vereinfacht von einem Mittelwert ausgegangen wird:

$$\frac{1}{E_c} = \frac{1}{5 \cdot G \cdot S^2} + \frac{1}{K} \quad (2-12)$$

Üblicherweise wird für den Kompressionsmodul von Elastomer ein Wert von  $K = 2000 \text{ N/mm}^2$  verwendet, siehe Gent (1992). Bei einem mittleren Schubmodul von  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$  nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) und einem für Brückenlager üblichen Formbeiwert von  $S = 10$  führt eine Vernachlässigung der Komprimierbarkeit nach Gleichung (2-12) zu einem Fehler von 23 %. Für größere Formbeiwerte nimmt der Fehler zu.

Die Formbeiwerte der in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) empfohlenen Standardgrößen für runde Lager und rechteckige Lager liegen im Bereich von  $S = 3,75 - 13,5$ . Die Vernachlässigung der Komprimierbarkeit führt damit zu einer Überschätzung der Steifigkeit von 3 bis 40 %. Es zeigt sich die Notwendigkeit der Berücksichtigung des Kompressionsmoduls des Elastomers bei der Bestimmung der vertikalen Steifigkeit von Lagern.

Der Kompressionsmodul  $K$  wird in numerischen Materialmodellen teilweise anhand der Poissonzahl  $\nu$ , in Abhängigkeit vom Schubmodul  $G$  definiert, siehe ABAQUS (2007):

$$\nu = \frac{3 \cdot (K/G) - 2}{6 \cdot (K/G) + 2} \quad (2-13)$$

Für die oben angenommenen Werte von  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$  und  $K = 2000 \text{ N/mm}^2$  liegt die Poissonzahl bei  $\nu = 0,4998$  und damit sehr nahe an dem Wert von 0,5 für unkomprimierbare Stoffe.

### 2.3.1.3 Einfluss des nichtlinearen, hysteretischen Materialverhaltens des Elastomers

Die bisher dargestellten Formulierungen der vertikalen Steifigkeit berücksichtigen den Kompressionsmodul und die Steifigkeit der Bewehrung, sie enthält jedoch nicht das nichtlineare Materialverhalten und die hysteretischen Eigenschaften des Gewebes und des Elastomers. Literaturrecherchen zeigen, dass dieser Zusammenhang aufgrund der Komplexität noch nicht analytisch erfasst wurde; Versuchen oder numerische Modellierungen erlauben jedoch die Erfassung dieser Abhängigkeiten

Die vertikale Steifigkeit  $K_v$  ist nach ÖNORM EN 1337-3 (2005), aus Versuchsdaten wie folgt zu bestimmen

$$K_v = \frac{F_{z2} - F_{z1}}{v_{z2} - v_{z1}} \quad (2-14)$$

wobei Index 2 für die Maximallast  $F_z$  steht und Index 1 für 30% der Maximallast  $F_z$ , und  $v$  die jeweilige Vertikalverschiebung. Bei der Bestimmung von  $K_v$  sind die Daten des zweiten Belastungszyklus zu verwenden, wobei die Maximallast gleich der maximalen Gebrauchslast zu wählen ist.

Abb. 2-6 und Abb. 2-7 zeigen einen Vergleich der Vertikalsteifigkeiten von Be- und Entlastung, eingetragen in Kraft-Verformungs-Diagramme von Contri, Strauss (2005). Es ist erkennbar, dass eine Vernachlässigung der hysteretischen Eigenschaften des Lagers, also die Annahme, dass Be- und Entlastungspfad identisch sind, zu erheblichen Fehlern führt.

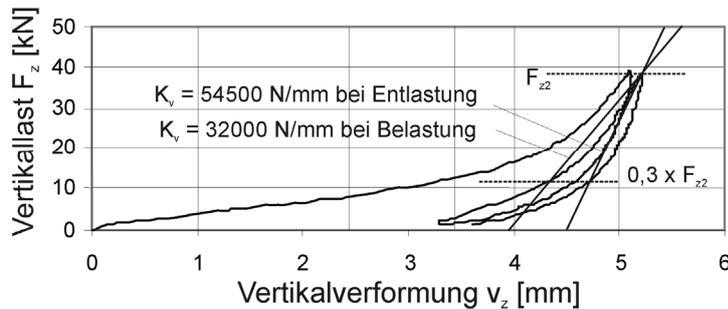


Abb. 2-6: Kraft-Verformungs-Diagramm mit  $F_{z2} = 40$  kN zur Ermittlung der vertikalen Steifigkeit, siehe Contri, Strauss (2005), Seitenlänge  $a = 150$  mm, Höhe  $h = 50$  mm, Schichtdicke  $t = 4$  mm, Schubmodul des Elastomers  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>

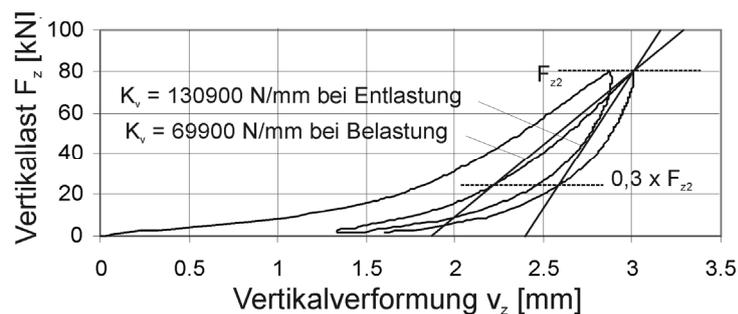


Abb. 2-7: Kraft-Verformungs-Diagramm mit  $F_{z2} = 80$  kN zur Ermittlung der vertikalen Steifigkeit, siehe Contri, Strauss (2005), Seitenlänge  $a = 150$  mm, Höhe  $h = 50$  mm, Schichtdicke  $t = 4$  mm, Schubmodul des Elastomers  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>

Die Steifigkeiten in Abb. 2-7 liegen bei doppelter Vertikallast etwa um den Faktor 2,2 bis 2,4 höher als in Abb. 2-6. Dies deutet auf ein nichtlineares Materialverhalten hin, welches im Gegensatz zur den gültigen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) steht. In diesen wird bei allen Bemessungen vereinfacht von linearen Materialsteifigkeiten ausgegangen, was zu extremen Fehleinschätzungen führt.

Der Kompressionsmodul und die Vertikalsteifigkeit ergeben sich nach den Gleichungen (2-12) und (2-1) zu  $E_c = 180$  N/mm<sup>2</sup> und  $K_v = 81.000$  N/mm; im Vergleich zu den Versuchsergebnissen in Abb. 2-6 und Abb. 2-7 zeigt sich, dass die Berechnung nur eine grobe Schätzung darstellt.

Zu bemerken ist, dass sich die bis hierher dargestellten Überlegungen der vertikalen Steifigkeit ausschließlich auf horizontal unverformte Lager beziehen.

### 2.3.1.4 Einfluss der Horizontalverschiebung

Die vertikale Tangentensteifigkeit in Abhängigkeit der horizontalen Verschiebung kann nach Kelly (1997) wie folgt erfasst werden:

$$K_v = \frac{E_c \cdot A}{t_r} \cdot \frac{1}{1 + (3 \cdot v_x^2) / (\pi^2 \cdot r^2)} = \frac{dP}{d\delta_v} \quad (2-15)$$

mit  $r = \frac{a}{\sqrt{12}}$  = Trägheitsradius für quadratische Lager mit Seitenlänge  $a$  und  $v_x$  = horizontale

le Verschiebung. Kelly (1997) zeigte eine gute Übereinstimmung der Gleichung (2-15) mit dem in Abb. 2-8 zugrunde gelegten mechanischen Modell. Das Modell setzt voraus, dass die Deckflächen horizontal bleiben und nicht von den Belastungsebenen abheben. Detaillierte Betrachtungen dieses Abrolleffekts von nicht fixierten Lagern und der Einfluss auf die vertikale und horizontale Lagersteifigkeit werden in 7.1.1 und 7.3.2 dargestellt.

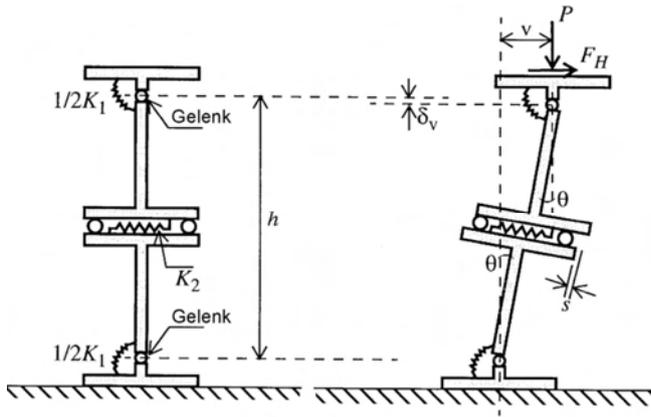


Abb. 2-8: Vereinfachtes Lagermodell zur Herleitung der horizontalen Steifigkeit, siehe Kelly (1997)

Bei Contri, Strauss (2005) wird die vertikale Steifigkeit in Abhängigkeit von der horizontalen und vertikalen Verschiebung ( $v_x$  und  $v_z$ ) durch Gleichung (2-16) dargestellt.

$$K_v = a + b \cdot v_z + c \cdot v_x + d \cdot v_z \cdot v_x + e \cdot v_z^2 + f \cdot v_x^2 \quad (2-16)$$

Die Parameter  $a$  bis  $f$  wurden hier durch einen Optimierungsprozess (kleinstes Fehlerquadrat) basierend auf numerischen Ergebnissen bestimmt. Dabei werden durch die Verwendung eines nichtlinearen hyperelastischen Materialmodells (Ogden-Modell, siehe ABAQUS (2007)) die nichtlineare Steifigkeit und der Kompressionsmodul des Elastomers mit berücksichtigt. Diese Darstellung des Lagerverhaltens ermöglicht eine einfache Implementierung des Lagerverhaltens in statische Strukturmodelle. Die Dämpfung muss jedoch durch eine separate Formulierung, (z.B. Annäherung mit Rayleigh-Dämpfung) modelliert werden.

### 2.3.2 Horizontale Steifigkeit und Stabilität von Elastomerlagern

Vor allem für Elastomerlagern in der Funktion als Isolatoren bei Erdbebenlasten ist die horizontale Steifigkeit  $K_h$  - neben der Dämpfung - das entscheidende Kriterium der Bemessung. Die horizontale Steifigkeit ist, wie auch die vertikale Steifigkeit, sowohl vom nichtlinearen Verhalten des Materials als auch der Struktur selbst abhängig. Wie bei den oben erwähnten Herleitungen wird auch hier in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) das nichtlineare Materialverhaltens nicht berücksichtigt.

Das horizontale, mechanische Verhalten eines Elastomerlagers entspricht jenem eines kurzen, beidseitig eingespannten Stabes, welcher durch Querkraft belastet wird. Aufgrund des geringen Verhältnisses von Länge (= Höhe des Lagers) zu Höhe (= Seitenlänge des Lagers), welches in der Regel unter  $\frac{1}{4}$  liegt, spielt die Biegeverformung des gedachten Stabes kaum eine Rolle; der Widerstand gegen Verformung aus Querkraft wird fast ausschließlich von der Schubsteifigkeit bestimmt.

Die horizontale Steifigkeit von Elastomerlagern wird deshalb im Wesentlichen von der Schubsteifigkeit des Elastomers  $G$ , dessen Schubverzerrung  $\epsilon_h$  sowie der Grundrissfläche  $A$

des Lagers bestimmt. Vereinfacht kann nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) die horizontale Steifigkeit demnach angesetzt werden als

$$K_h = G \cdot A \cdot \varepsilon_h = \frac{G \cdot A \cdot v_x}{t_r} \quad (2-17)$$

mit  $v_x$  = horizontale Verformung und  $t_r$  = Gesamthöhe des Elastomers. In den folgenden Kapiteln wird dargelegt, dass diese grobe Vereinfachung, die in den gültigen Normen getroffen wird, zu extremen Abweichungen führt, da die Nichtlinearität des Elastomers und weitere Einflüsse aus Geometrie und Vertikallast nicht berücksichtigt werden.

### 2.3.2.1 Analytische Ansätze zum Stabilitätsversagen von Elastomerlagern

Wird ein Lager mit einer Vertikallast  $F_z$  = Knicklast  $P_{crit}$  belastet, so nimmt die horizontale Steifigkeit den Wert  $K_h = 0$  an; ein Versagen zufolge Schubknicken tritt auf. Die folgende Formulierung der kritischen Last  $P_{crit}$  beruht auf Überlegungen von Harings (1948), welche von Gent, Meinecke (1970) auf mehrschichtige Elastomerlager angewandt wurden und von Tsai, Hsueh (2001) und Kelly (1997) auf die Betrachtung von viskoelastischen Stütze erweitert wurden.

Die in der ÖNORM EN 15129 (2010) angegebene Formel für  $P_{crit}$  entspricht für  $v_x = 0$  weitgehend jener von Kelly (1997)

$$P_{crit} = \frac{\sqrt{2} \cdot \pi \cdot G \cdot A \cdot S \cdot r}{t_r} \quad (2-18)$$

mit  $r = a / 2\sqrt{3}$  = Trägheitsradius für quadratische Lager mit Seitenlänge  $a$  und Höhe  $h = t_r$ .

Faktor  $\lambda = 1,3$  (für quadratische Lager) in der ÖNORM EN 15129 (2010) steht an Stelle von 1,28 in Gleichung (2-18) ( $= \pi / \sqrt{6}$ ); ganz im Gegensatz dazu ist in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) dieser Faktor mit 0,67 zu wählen. Die Wahl dieses geringeren Faktors kann nicht theoretisch belegt werden und scheint eine versteckte Sicherheit darzustellen.

Zusätzlich wird in den Formulierungen in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) die kritische Last infolge horizontaler Auslenkung vermindert, indem statt der Grundfläche  $A$  des Lagers die Überlappungsfläche  $A_r$  der Grund- und Deckfläche verwendet wird:

$$A_r = A \cdot \left( 1 - \frac{v_x}{a} - \frac{v_y}{b} \right) \quad (2-19)$$

Die kritische Last  $P_{crit}$  nimmt mit zunehmender horizontaler Verformung linear ab. Dass dieser lineare Zusammenhang das Lagerverhalten nur sehr unzureichend darstellt, kann aus dem stark nichtlinearen Knickverhalten von Säulen abgeleitet werden. Eine Verbesserung der Gleichung wird in 7.1.2 diskutiert.

Der Einfluss der Biegesteifigkeit der Bewehrung auf die Knicklast des Lagers wird von Kelly Tsai, Kelly (2005) für den einfachen Spezialfall der Linienlager analytisch dargestellt. Eine entsprechende analytische Beschreibung für quadratische Lager liegt aufgrund der Komplexität nicht vor. Die Reduktion von  $P_{crit}$  infolge der der Biegesteifigkeit der Bewehrungslagen kann nach Tsai, Kelly (2005) entsprechend Abb. 2-9 für Formbeiwerte  $S = 10$  und  $S = 20$  bestimmt werden.

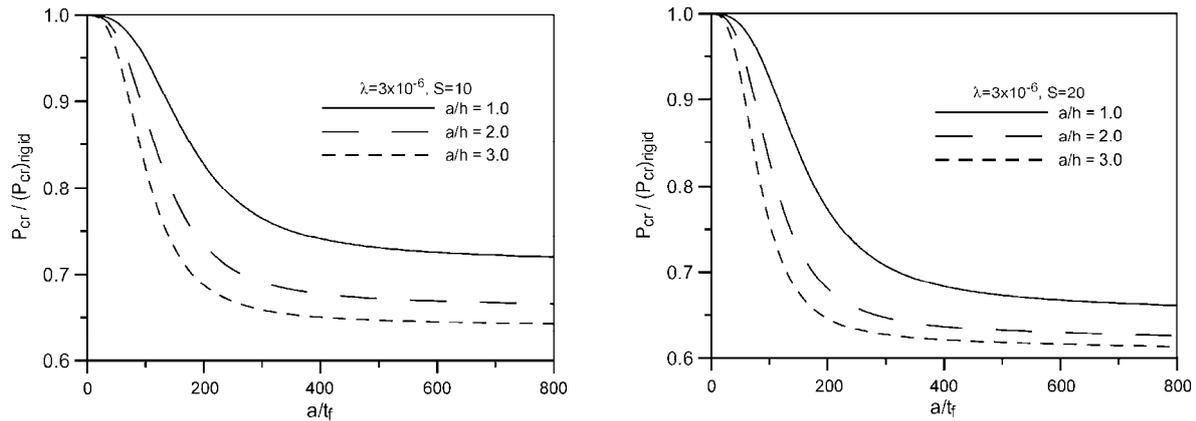


Abb. 2-9: Normierte Knicklast von Linienlagern in Abhängigkeit von der Bewehrungsdicke für Formbeiwerte  $S = 10$  und  $20$ , siehe Tsai, Kelly (2005)

Dabei ist das Verhältnis der Steifigkeiten  $\lambda$  wie folgt definiert:

$$\lambda = \frac{(1 - \nu_f^2) \cdot G}{E_f} \tag{2-20}$$

Aus den Diagrammen in Abb. 2-9 wird deutlich, dass für übliche Lagerabmessungen mit  $S$  zwischen 5 und 15 die kritische Last von faserbewehrten Lagern mit sehr geringer Biegesteifigkeit der Gewebe ( $a/t_f \rightarrow \infty$ ) nur etwa 60 bis 70 % jener Knicklast beträgt, welche mit unendlich steifer Bewehrung erzielt würde. Dieser Zusammenhang wird in den gültigen Normen nicht berücksichtigt.

Allerdings liegen die Vertikallasten, welche aufgrund der Materialfestigkeiten und den Verformungsbeschränkungen aufgebracht werden können meist erheblich unterhalb der Knicklast. Wichtig für die Bemessung von Lagern ist deshalb nicht die Vermeidung des Knickversagens, sondern die Reduktion der horizontalen Steifigkeit durch die Vertikallast. Diese Reduktion der Steifigkeit kann nach Kelly (1997) als Verhältnis der tatsächlich auftretenden Vertikallast zur kritischen Last (für Verschiebung  $v_x = 0$ ) dargestellt werden als

$$K_h = \frac{G \cdot A}{t_r} \cdot \frac{\frac{\pi \cdot P}{2 \cdot P_{crit}}}{\tan\left(\frac{\pi \cdot P}{2 \cdot P_{crit}}\right) - \frac{\pi \cdot G \cdot A \cdot h}{2 \cdot P_{crit} \cdot t_r}} \tag{2-21}$$

oder als Näherung

$$K_h = \frac{G \cdot A}{t_r} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{P}{P_{crit}} \right)^2 \right] \tag{2-22}$$

In der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) wird der Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Steifigkeit nicht berücksichtigt. Dies kann für übliche Lagerabmessungen zu erheblichen Fehlern führen (siehe 7.1.2).

### 2.3.2.2 Experimentelle und numerische Ansätze zur horizontalen Steifigkeit und Stabilität

Die Abnahme der horizontalen Steifigkeit infolge Vertikallast lässt sich in Versuchen nur schwer darstellen, da die elastische Steifigkeit vom hysteretischen Anteil der Verformung (innere Reibung und plastische Verformung) überlagert wird (siehe 6.2.3.2). Ein messbarer Effekt tritt erst bei hohen Vertikallasten oder bei Lagern mit einem großen Höhen-Längen-

Verhältnis (große Schlankheit) auf. Zu sehen ist dies bei Versuchen von Strauss, Mordini (2005) wo bei einem Verhältnis von 1 : 2 bereits bei Pressungen bis  $p_z = 4,75 \text{ N/mm}^2$  die tangentielle Horizontalsteifigkeit stark reduziert wird (siehe Abb. 2-10): Die tangentielle Steifigkeit  $K_h$  für  $v_x = 0$ , ergibt für  $F_z = 155 \text{ kN}$  einen Wert von  $K_{h,tan} \approx 80 \text{ N/mm}$  und für  $F_z = 190 \text{ kN}$  einen Wert von  $K_{h,tan} \approx 35 \text{ N/mm}$ . Die Sekantensteifigkeit ergibt Werte von  $K_{h,sec} \approx 63 \text{ N/mm}$  bei  $F_z = 155 \text{ kN}$  und  $K_{h,sec} \approx 51 \text{ N/mm}$  bei  $F_z = 190 \text{ kN}$ .

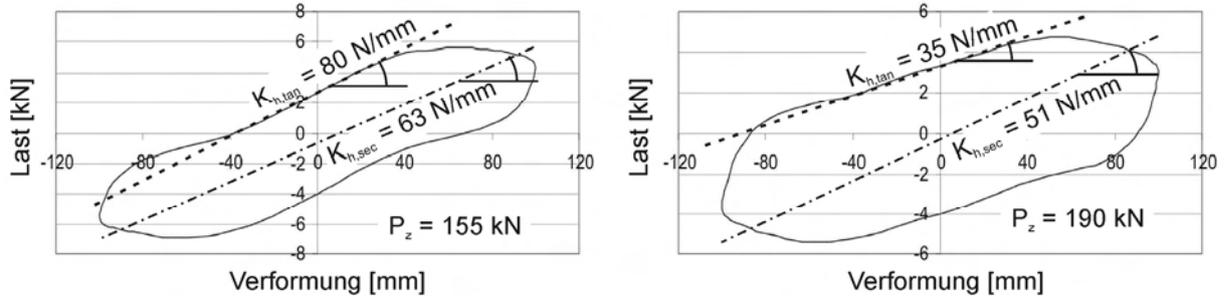


Abb. 2-10: Kraft-Verformungs-Diagramme für Horizontalverformung und -last an Lagern mit Seitenlänge  $a = 200$ , Höhe  $h = 100 \text{ mm}$  und Anzahl der Bewehrungslagen  $n = 19$ ;  $G = 0,45 \text{ N/mm}^2$ , siehe Strauss, Mordini (2005)

Verwendet man die von Kelly (1997) hergeleiteten Gleichungen (siehe oben) zur Bestimmung der von  $K_h$ , so erhält man eine Knicklast  $P_{crit} = 462 \text{ kN}$  und eine horizontale Steifigkeit  $K_h = 160 \text{ N/mm}$  für  $F_z = 155 \text{ kN}$  bzw.  $K_h = 150 \text{ N/mm}$  für  $F_z = 190 \text{ kN}$ . Mögliche Ursachen für die Unterschiede zwischen den Versuchsergebnissen von Strauss, Mordini (2005) und den analytischen bestimmten Werten werden in der verfügbaren Literatur nicht gegeben. In 6.2.3 und 7.1.2 wird dieser Effekt eingehend diskutiert.

Analog zu dem numerischen Ansatz der Vertikalsteifigkeit von Contri, Strauss (2005) (siehe 2.3.1.4) kann die horizontale Lagersteifigkeit in Abhängigkeit der horizontalen und vertikalen Verschiebung dargestellt werden:

$$K_h = a' + b' \cdot v_z + c' \cdot v_x + d' \cdot v_z \cdot v_x + e' \cdot v_z^2 + f' \cdot v_x^2 \quad (2-23)$$

Wiederum werden die Parameter  $a'$ ,  $b'$ ,  $c'$ ,  $d'$ ,  $e'$  und  $f'$  durch eine Kurvenannäherung der kleinsten Fehlerquadrate basierend auf den Ergebnissen der numerischen Modelle bestimmt.

### 2.3.2.3 Ausrollen des Lagers bei großen Horizontalverschiebungen

Bei größeren Horizontalverschiebungen heben die Ober- und Unterseite von unverankerten (nicht fixierten) Lagern von den Belastungsflächen ab; das Lager beginnt abzurollen. Dieses Rollen kann verhindert werden, indem man, wie bei Lagern des Typ C nach ÖNORM EN 1337-3 (2005), den Elastomerkörper oben und unten mit starren Deckblechen versieht und am Bauwerk verankert. Bei faserbewehrten Elastomerlagern wird dies nicht angestrebt, um einerseits die Herstellung und den Einbau zu vereinfachen und andererseits der Einfluss des Abrollens auf die horizontale Steifigkeit und Dämpfung genutzt werden kann.

Je größer die aufgebrauchte Horizontalverschiebung, desto geringer ist die Zunahme der rückstellenden horizontalen Widerstandskraft des Lagers. Wird ein kritischer Wert überschritten, wird die Widerstandskraft zu null; dieses Ausrollen des Lagers wird von Kelly (1997) vereinfacht als Kippen über die Kante betrachtet (siehe Abb. 2-11):

$$P \cdot (a - v_x) = F_x \cdot h \quad (2-24)$$

Setzt man die Horizontalkraft vereinfachend an mit

$$F_x = K_h \cdot v_x \quad (2-25)$$

$$K_h = \frac{G \cdot A}{t_r} \quad (2-26)$$

und

$$\rho_z = \frac{V_z}{A} \quad (2-27)$$

sowie Sicherheit  $\gamma_R = 1,5$ , so erhält man die Gleichung von Kelly (1997)

$$v_x \leq \frac{1}{\gamma_R} \cdot \frac{a}{1 + \frac{G \cdot h}{\rho_z \cdot t_r}} \quad (2-28)$$

welche der Gleichung in der ÖNORM EN 15129 (2010) entspricht.

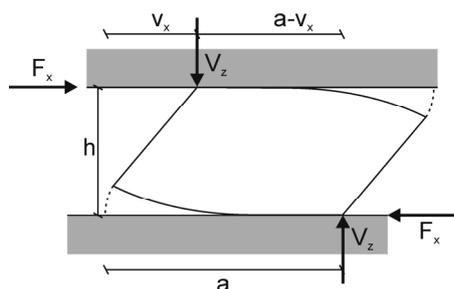


Abb. 2-11: Kräftegleichgewicht beim Ausrollen des Lagers nach Kelly (1997)

Diese Formulierung stellt eine starke Vereinfachung des Lagerverhaltens dar, da die Resultierenden der Vertikallasten nicht an den Lagerkanten, sondern durch die Pressungsverteilung näher an der Lagermitte liegen. In der Praxis ist der Effekt kaum relevant. Bei üblichen Verhältnissen von Höhe zu Länge kleiner 1:3 kommen die Seitenflächen mit den horizontalen Belastungsflächen, lange bevor das Lager auszurollen beginnt, in Kontakt (siehe 7.1.1). Bei sehr geringen Vertikallasten wird üblicherweise die horizontale Reibungskraft überschritten, bevor das Lager ausrollt.

#### 2.3.2.4 Nichtlineares Materialverhalten, Dämpfung und Hysterese von faserbewehrten Lagern bei Horizontalverschiebung

Werden Elastomerlager zur Schwingungsdämpfung (z.B. in Erdbebenschutzsystemen, siehe 8.1) eingesetzt, so ist eine genaue Bestimmung der horizontalen Steifigkeit und Dämpfung der Lager erforderlich, um einen optimalen Wirkungsgrad zu erzielen. Von Moon et al. (2002) wurde durch Versuche gezeigt, dass das Dämpfungsverhalten von faserbewehrten Lagern weit stärker ausgeprägt ist als jenes von stahlbewehrten (siehe Abb. 2-12).

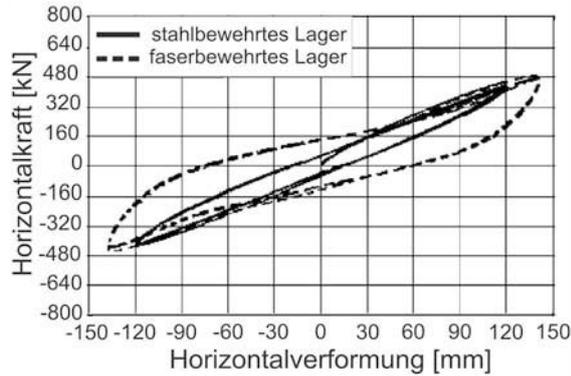


Abb. 2-12: Horizontalkraft-Verformungs-Diagramm von faser- und stahlbewehrten Elastomerlagern Moon et al. (2002)

Als Ursache für das ausgeprägte hysteretische Verhalten faserbewehrter Lager vermutet Kelly (1999) die „innere Reibung“ der Gewebe zufolge Längsverschiebung einzelner Fasern eines Faserbündels zueinander. Ansätze zur Erfassung der inneren Arbeit des Gewebes werden in 7.2.4 diskutiert.

Neben der Art der Bewehrung ist nach Kelly, Takhirov (2001) die horizontale Dämpfung von Elastomerlagern von der Höhe der Vertikallast abhängig. Zu sehen ist dies in Abb. 2-13 und Abb. 2-14: Die Flächen der Hystereseschleifen, welche der jeweils verrichteten inneren Arbeit und damit der Dämpfung der Lager entsprechen, nimmt bei Erhöhung der Vertikallast stark zu.

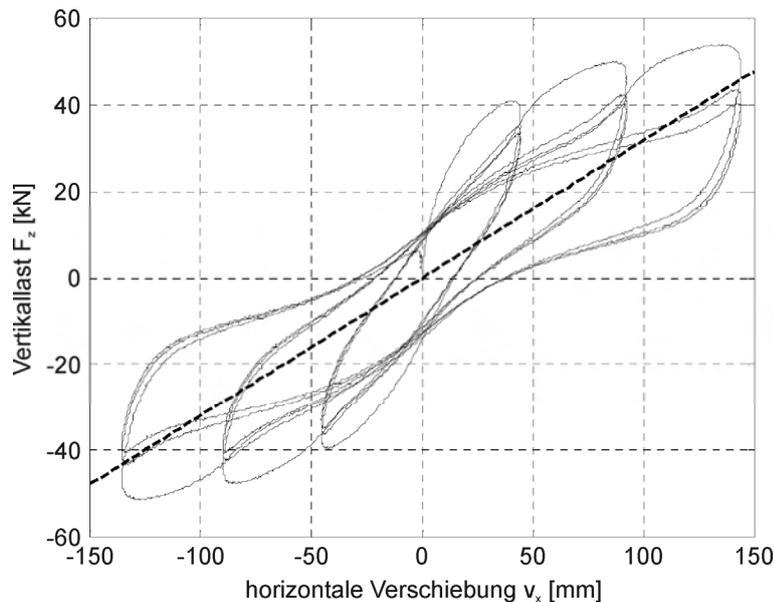


Abb. 2-13: Horizontalkraft-Verformungs-Diagramm runder faserbewehrter Lager mit Radius  $R = 304$  mm und  $h = 140$  mm; vertikale Pressung  $p_z = 6,9$  N/mm<sup>2</sup>, siehe Kelly, Takhirov (2001)

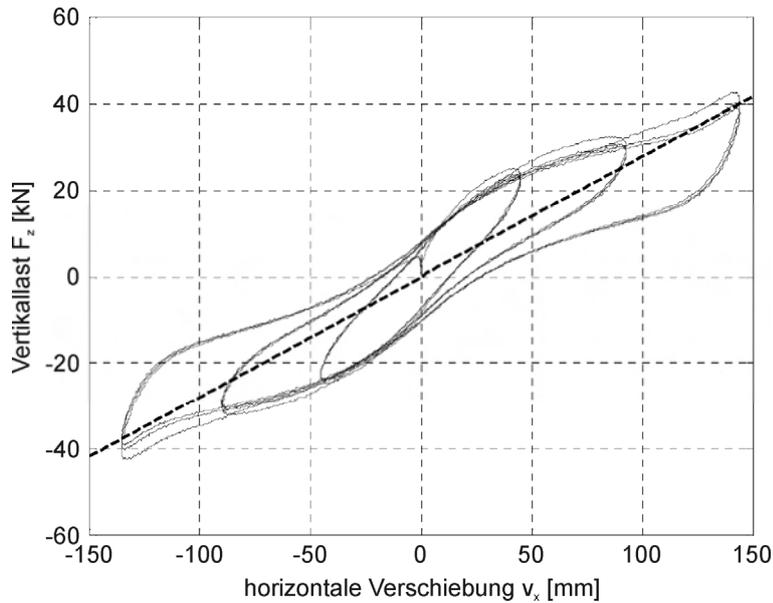


Abb. 2-14: Horizontalkraft-Verformungs-Diagramm runder faserbewehrter Lager mit Radius  $R = 304$  mm und  $h = 140$  mm; vertikale Pressung  $p_z = 3,45$  N/mm<sup>2</sup>, siehe Kelly, Takhirov (2001)

Analytische Formulierungen, welche den Zusammenhang zwischen horizontaler Dämpfung und Vertikallast beschreiben, sind in der Literatur nicht zu finden. Ansätze hierzu werden in 6.2.5.2 und 7.2.3 diskutiert.

Eine weitere Besonderheit von Elastomerlagern, welche weder analytisch noch in den maßgeblichen Normen näher beschrieben wird, ist Abhängigkeit der Steifigkeit von der Belastungsgeschichte. Diese auf den Mullins-Effekt zurückzuführende Abnahme der Schubsteifigkeit des Elastomers bei wiederholter Verzerrung (mechanische Degradation) ist in Abb. 2-13 deutlich zu sehen. Der Effekt wird an vielen Stellen in der Literatur diskutiert, wird allerdings in den gültigen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) nicht berücksichtigt. In 7.1.3 wird dargestellt, wie der Einfluss der erhebliche Einfluss der Materialdegradation in der Bemessung von Lagern berücksichtigt werden kann.

### 2.3.3 Spannungen in der Bewehrung und dem Elastomer

Die vertikale Belastung führt zu einer Zugbeanspruchung der Bewehrung, welche für die Dimensionierung der Stahl- bzw. Faserbewehrung bestimmend ist. Der Eintrag der Belastung in die Bewehrung erfolgt über den Schubverbund zwischen Elastomer und Bewehrung. Dieser Schubverbund ist zur Beurteilung der Tragfähigkeit der Lager von großem Interesse.

Die maximal auftretende Schubspannung zwischen Elastomer und Bewehrung kann in Abhängigkeit von der vertikalen Stauchung  $\varepsilon_z$  (siehe oben) nach Kelly (1997) für streifenförmige Lager der Breite  $b$  wie folgt ausgedrückt werden:

$$\tau_{max,linie} = 3 \cdot G \cdot \frac{b}{t} \cdot \varepsilon_z \quad (2-29)$$

mit  $t$  = Dicke einer Elastomerschicht. Für runde Lager mit Radius  $R$  gilt nach Kelly (1997)

$$\tau_{max,rund} = 3 \cdot G \cdot \frac{R}{t} \cdot \varepsilon_z \quad (2-30)$$

Die maximale Schubspannung nach den Gleichungen (2-29) und (2-30) tritt am Lagerrand auf; in Lagermitte wird die Schubspannung zu null. Bei der Herstellung der Lager ist durch Haftvermittler ein ausreichend starker Verbund sicherzustellen.

Die Vertikalspannung ist nach den Gleichungen (2-31), (2-32) und (2-33) am Lagerrand gleich null und im Mittelpunkt des Lagers maximal.

Die Verteilung der Vertikalspannung errechnet sich nach Kelly (1997) für runde Lager mit Radius  $R$  zu

$$p_{z,rund}(r) = (3 \cdot G \cdot R^2 - 3 \cdot G \cdot r^2) \cdot \frac{\epsilon_z}{t^2} \quad (2-31)$$

für streifenförmige Lager mit Breite  $b$  zu

$$p_{z,linie}(x) = (1,5 \cdot G \cdot b^2 - 6 \cdot G \cdot x^2) \cdot \frac{\epsilon_z}{t^2} \quad (2-32)$$

und für quadratische Lager mit Seitenlänge  $a$  zu

$$p_{z,quadrat}(x) = \frac{12 \cdot G \cdot a^2}{t^2} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{x}{a} - \frac{x^2}{a^2} \right) \cdot \epsilon_z \quad (2-33)$$

Die Bemessung der Bewehrung basiert im Wesentlichen auf der Zugspannung im Gewebe. Vernachlässigt man die Querdehnung der Bewehrung, so lässt sich nach Kelly, Takhirov (2001) die Gleichung für die maximale Zugspannung in der Bewehrung runder Lager aus vereinfachen zu

$$\sigma_{r,f} = \frac{3}{2} \cdot \frac{F_z \cdot t}{A \cdot t_f} = \sigma_{t,f} \quad (2-34)$$

Für quadratische Lager ist keine analytische Herleitung der Spannung in der Bewehrung bekannt. In 7.5.1 wird eine entsprechende Formulierung für quadratische Lager durch eine Parameterstudie mit numerischen Modellen bestimmt.

Nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) ist die Spannung in der Bewehrung analog zu Gleichung (2-34) zu bestimmen, wobei jedoch statt dem Faktor  $3/2$  der Faktor  $2$   $K_p = 2,6$  (mit Stresskorrekturfaktor  $K_p = 1,3$ ) zu verwenden ist. Hier scheint es sich um einen Sicherheitszuschlag zu handeln, da der Material Sicherheitsbeiwert mit  $\gamma_m = 1,0$  anzusetzen ist. Die maximale Spannung wird in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) auf die überlappenden Belastungsflächen  $A_r$  bezogen ( $A_r$  siehe Kap. 2.3.2.1). Damit geht die Horizontalverschiebung mit in die Spannungsberechnung ein, was an sich richtig ist, in dieser Form allerdings eine starke Vereinfachung der Zusammenhänge darstellt.

## 2.4 Zusammenfassung des Stands der Technik

Die Ausführungen zum Stand der Technik in der Bemessung von Elastomerlagern zeigen, dass die Gleichungen der derzeit gültigen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) nur eine grobe Abschätzung des mechanischen Verhaltens der Lager darstellen. Zudem sind zahlreichen Widersprüche zwischen den Gleichungen der dieser Normen untereinander, sowie zu den analytischen Herleitungen zu erkennen. Auch von Eggert (2006) und Braun et al. (2009) werden diese Defizite aufgezeigt und eine Verbesserung der Normenlage gefordert.

Diskussionen mit führenden Lagerherstellern und Bauherrnvertretern zeigten, dass die vereinfachten Ansätze in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) bei der Bemessung von Brückenlagern in den meisten Fällen völlig ausreichend sind. Die überwiegend sehr robusten Stahlbetonbauwerke würden durch die Lagerkräfte nur geringfügig beeinflusst; ein zusätzlicher Aufwand wäre in diesen Fällen nicht gerechtfertigt. Dies wird durch die geringe Anzahl bekannter Schäden an Elastomerlagern und Lagerbänken bestätigt.

Für Anwendungen, in welchen eine genaue Abstimmung von Steifigkeit und Dämpfung mit Steifigkeit der Tragstruktur erforderlich ist, sind die gültigen Normen jedoch völlig unzureichend. Dies trifft unter anderem für alle Systeme zu, bei welchen Elastomerlager zur Schwingungsdämpfung verwendet werden. Deshalb sind z.B. für die Bestimmung der me-

chanischen Eigenschaften von Elastomerlagern in Erdbebenschutzsystemen nach ÖNORM EN 15129 (2010) aufwändige Belastungsversuche vorgeschrieben. Auch bei schlanken Stahlkonstruktionen, wie etwa der Wuppertaler Schwebebahn, siehe Braun et al. (2009), können die extremen Abweichungen der tatsächlichen Lagersteifigkeiten von den nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) berechneten nicht vernachlässigt werden.

Aufbauend auf den bestehenden Formulierungen und den im Folgenden dargestellten Versuchen und Berechnungen werden in dieser Dissertation verbesserte Formulierungen zur Bemessung von Elastomerlagern vorgestellt.

### 3 Materialeigenschaften von Elastomer und Kunststoffgeweben

Elastomer zeigen komplexe Materialeigenschaften, welche starken Einfluss auf das mechanische Verhalten von Elastomerlagern haben. In dieser Arbeit werden in Versuchen Last-Verformungs-Daten ermittelt, um daraus die relevanten Materialparameter zu bestimmen. Im einfachsten Fall haben diese Parameter direkten physikalischen Bezug zu den Messwerten und können damit auch für die Lagerbemessung herangezogen werden.

Bei den für die Definition numerischer Modelle verwendeten Materialparametern ist oft kein direkter Zusammenhang zu messbaren physikalischen Größen herstellbar. Die entsprechenden Bestimmungsgrößen müssen durch Optimierungsalgorithmen bestimmt werden (siehe 4.2.2). Die Kalibrierung von Elastomermodellen erfordert, je nach verwendetem Materialmodell, die Verwendung von Ergebnissen aus qualitativ unterschiedlichen Materialversuchen. Dies ist notwendig, da kein direkter Zusammenhang zwischen dem Materialverhalten bei qualitativ unterschiedlichen Verzerrungszuständen besteht.

Um die Komplexität der numerischen Modelle zu begrenzen, wird in dieser Arbeit für das Gewebe ein linear elastisches Materialmodell verwendet. Die Kalibrierung des Gewebemodells kann deshalb mit uniaxialen Zugversuchen erfolgen. Für die separate Betrachtung des Dämpfungsanteils der Gewebe und des Einflusses des nichtlinearen Verhaltens der Bewehrungslagen (siehe 7.2.4, 7.3.5 und 7.4.2) werden die Zugversuche an den Gewebeproben mit mehreren Belastungszyklen und veränderlichem Lastniveau durchgeführt.

Die Ergebnisse der Materialversuche zeigen die Notwendigkeit der detaillierten Betrachtung der Materialeigenschaften für die Bemessung der Lager und die Erweiterung der Bemessungsrichtlinien.

#### 3.1 Allgemeines zu den Eigenschaften von Elastomeren

Das oben erwähnte komplexe hyperelastische Materialverhalten des Elastomers resultiert aus der molekularen Struktur. Elastomere sind Polymerwerkstoffe mit langkettigen Molekülen und unterschiedlich starken Schwefelbindungen. Bei der Verformung von Elastomeren kommt es zuerst zu einer Ausrichtung und dann zu einer Dehnung der Moleküle, wobei die Steifigkeit beim Ausrichten wesentlich geringer ist als beim Dehnen der Moleküle. Bei diesem Vorgang brechen teilweise die durch die Vulkanisation entstandenen Schwefelbrücken, wodurch die Steifigkeit verringert und Bruchenergie freigesetzt wird. Zusätzlich wird bei der Reibung zwischen den Molekülen während des Dehnungsvorgangs Energie umgesetzt.

##### 3.1.1 Nichtlinearität und Hysterese

Der Übergang von der Ausrichtung zur Dehnung der Moleküle bei zunehmender Verzerrung führt zu einem stark nichtlinearen Materialverhalten, welches je nach Art des Verzerrungszustandes eine andere Ausprägung aufweist. Aus diesem Grund werden die verwendeten Elastomere mit unterschiedlichen Versuchsanordnungen und verschiedenen Verzerrungsamplituden getestet. Im Weiteren wird untersucht, welche Testdaten Eingang in die Bemessung finden müssen, um eine ausreichend genaue Bestimmung des Lagerverhaltens zu ermöglichen.

Neben dem reversiblen, nichtlinearen, elastischen Anteil der bei der Dehnung umgesetzten Energie treten ein viskoser Anteil und ein Reibungsanteil auf. Daraus folgt das hysteretische Verhalten von Elastomeren, welches die Materialdämpfung bedingt. Je nach Gewichtung der beiden Anteile ist eine mehr oder weniger starke Abhängigkeit der Dämpfung von der Belastungsgeschwindigkeit zu beobachten.

Nach Braun, Bergmeister (2004) kann bei Elastomerbrückenlagern unter Erdbebenlast von einem näherungsweise linearem Kraft-Verformungs-Verhalten und einem geschwindigkeit-sunabhängigen Dämpfungsverhalten ausgegangen werden.

### 3.1.2 Degradation des Materials (Mullins-Effekt)

Sowohl die Dämpfung als auch die Steifigkeit von Elastomeren sind vom Vernetzungsgrad der Moleküle durch Schwefelbrücken abhängig. Je nach Stärke der Dehnung werden mehr oder weniger dieser Bindungen zerstört, was zur Folge hat, dass Elastomere, die bereits einmal einer starken Dehnung ausgesetzt waren, geringere Steifigkeit und Dämpfung aufweisen (siehe 3.5.2.1). Bei der verbesserten Bemessung von Elastomerlagern ist deshalb zu berücksichtigen, welcher maximalen Verzerrung das Material vor der jeweils betrachteten Bemessungssituation ausgesetzt war. Im Weiteren wird dabei von der Vorverzerrung gesprochen.

### 3.1.3 Temperaturabhängigkeit von Steifigkeit und Dämpfung

Die Flexibilität zwischen den Molekülen ist temperaturabhängig. Nach ÖNORM EN 15129 (2010) sollte der Schubmodul und die Dämpfung des Elastomers zwischen  $-20^{\circ}\text{C}$  und  $+40^{\circ}\text{C}$  bestimmt werden. Der Schubmodul darf nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) bei  $-25^{\circ}\text{C}$  maximal auf den dreifachen Wert im Vergleich zu jenem bei Raumtemperatur ansteigen. Laut Herstellerangaben steigt die Steifigkeit von gängigen Lagern bei einer Abkühlung von  $23^{\circ}\text{C}$  auf  $-20^{\circ}\text{C}$  um etwa 120 % an. Ein Anstieg von  $23^{\circ}\text{C}$  auf  $40^{\circ}\text{C}$  kann nach Braun et al. (2009) eine Steifigkeitsreduktion um ca. 15 % verursachen.

Kühlt man das Elastomer bis unterhalb der Glasübergangstemperatur (bei für Brückenlager üblichen Elastomeren oft um  $-25^{\circ}\text{C}$ ) ab, so nimmt die Steifigkeit stark zu. Dabei wird die Bestimmung der Temperatur während des Versuchs zum Teil durch die Erwärmung des Materials infolge innerer Reibung verfälscht.

Die Steifigkeitsunterschiede sind auch im Bereich oberhalb der Glasübergangstemperatur nicht zu vernachlässigen, werden aber im Rahmen dieser Arbeit nicht näher berücksichtigt. Dies scheint legitim, da die Steifigkeitsunterschiede im häufig auftretenden Temperaturbereich - vor allem im Hochbau - vergleichsweise gering sind. Zudem sind die in dieser Arbeit getroffenen Aussagen zum Bemessungskonzept unabhängig von den Temperatureinflüssen gültig.

## 3.2 Allgemeines, Zielsetzung und Probleme der Materialversuche

Im Folgenden werden die im Rahmen eines FWF-Forschungsprojekt Nr. 21380 (2010) durchgeführten Materialversuche beschrieben, sowie die Auswertungen der Versuche dargestellt. Die Versuche wurden mit den folgenden Zielsetzungen durchgeführt:

- 1) Auswertung der Versuchsdaten als Grundlage der Auswahl und Kalibrierung der für die numerischen Modelle der Lager verwendeten Materialmodelle.
- 2) Auswertung der Versuchsdaten zur Bestimmung der Sekantensteifigkeit und der äquivalenten viskosen Dämpfung der Materialien in Abhängigkeit von der Verzerrung und der Vorverzerrung (siehe 3.1.2).

Generell soll mit den in den Materialversuchen ermittelten Daten das Verhalten der einzelnen Materialien im fertigen Lager durch verschiedene Materialparameter wie z.B. Schubmodul  $G$ , Elastizitätsmodul  $E$  und Kompressionsmodul  $K$  beschrieben werden. Wie oben dargestellt, kann vor allem das komplexe Materialverhalten von Elastomeren nicht vollständig durch wenige Parameter abgebildet werden. Dies bedeutet auch, dass die Materialparameter keine konstanten Größen darstellen, sondern z.B. vom Verzerrungszustand abhängen.

Da im realen Lager ein komplexer, lokal sehr unterschiedlicher Verzerrungszustand herrscht, wird versucht, über verschiedene klar definierte Zustände, welche im Versuch erzeugt werden, einzelne Aspekte des Materialverhaltens zu untersuchen und die Ergebnisse in die Kalibrierung des Materialmodells bzw. in die Bemessung einfließen zu lassen.

Für den Versuchsaufbau ergibt sich dabei die Problematik, dass die gezielte Messung einzelner Parameter oft nur schwer durchführbar ist. Die separate Messung einer bestimmten Kraft ohne störende Einflüsse bzw. die Herstellung bestimmter Randbedingungen ohne Beeinflussung des Messergebnisses ist oft nur schwer durchführbar. So ist zum Beispiel ein biaxialer Spannungszustand nur durch eine extrem aufwändige Zugvorrichtung oder durch einen Aufblasversuch umsetzbar.

Folgende Materialversuche wurden durchgeführt:

- 1) Die für die Versuchslager verwendeten Elastomere wurden in zyklischen Zug- und Schubversuchen unter quasi statischer Beanspruchung hinsichtlich ihrer Steifigkeit und Dämpfung untersucht.
- 2) Weiters wurden Zugversuche an den Elastomeren mit einer Belastungsfrequenz bis zu ca. 4 Hz durchgeführt, um den Einfluss der Verformungsgeschwindigkeit auf das Last-Verformungs-Verhalten der Elastomere zu untersuchen.
- 3) Die verwendeten Gewebe wurden in zyklischen Zugversuchen unter quasi statischer Belastung hinsichtlich ihrer Steifigkeit und Dämpfung untersucht.
- 4) Da aus dem uniaxialen Spannungs-Dehnungs-Verhalten nicht direkt auf das Verhalten unter mehraxialer Beanspruchung geschlossen werden kann, wurden zusätzlich zu den uniaxialen Zugversuchen auch ebene Zugversuche (Pure-Shear-Versuche) durchgeführt.

### 3.2.1 Auswertung der Versuchsdaten

Bei allen im Folgenden beschriebenen Versuchen wurden Kraft-Verformungs-Messungen ausgewertet, weshalb auch bei der Verwendung der Begriffe Spannung und Dehnung bzw. Verzerrung jeweils die Werte bezogen auf den unverformten Querschnitt (nominelle Werte) verwendet werden.

Für die Auswertung der Versuchsdaten ist es nötig, bestimmte Punkte der Messkurven zu definieren, was zu folgender Problematik führt:

- Aufgrund der mechanischen Materialdegradation sind die unteren Umkehrpunkte (minimale Spannung) von aufeinanderfolgenden Zyklen der Kraft-Verformungs-Kurven nicht identisch; die eindeutige Zuordnung zu einem oberen Umkehrpunkt zur Bestimmung der Steifigkeit ist nicht möglich.
- Die Punkte mit maximaler Verformung stimmen nicht mit jenen mit maximaler Kraft überein; ein definierter Umkehrpunkt muss ermittelt werden.
- Zur Bestimmung der Messung müssen der Anfangs- und der Endpunkt jedes Belastungszyklus definiert werden.

Abb. 3-1 zeigt die Vorgangsweise bei der Auswertung der Versuchsdaten mithilfe eindeutig definierbarer Umkehr-, Anfangs- und Endpunkte. Mithilfe dieser Punkte ist eine eindeutige Definition der Sekantensteifigkeit, sowie einzelner Hystereseschleifen möglich. Darauf aufbauend wurde ein Auswertungsalgorithmus in MatLab entwickelt, welcher eine weitgehend automatisierte Auswertung der Versuchsdaten möglich macht.

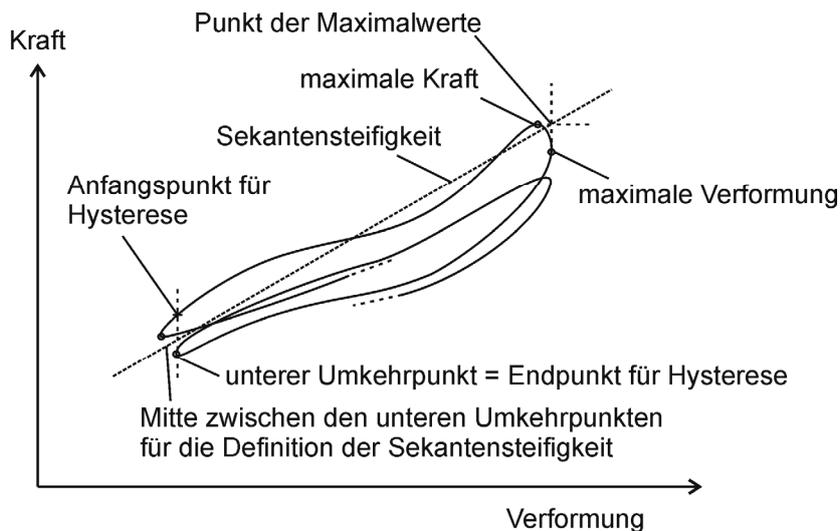


Abb. 3-1: Prinzip der Auswertung der Kraft-Verformungs-Messungen; Definition der Hystereseschleifen und der Sekantensteifigkeit

Die Tangentensteifigkeit wird als Steigung zwischen dem Mittelpunkt der unteren Umkehrpunkte und dem Punkt mit maximaler Kraft und maximaler Verformung ermittelt. Bei den reinen Zugversuchen werden die unteren Umkehrpunkte als die Punkte mit minimaler Verformung definiert. An diesen Punkten ist die zugehörige Kraft etwa gleich dem benachbarten Minimum der Kraft. Bei den Schubversuchen sind die unteren Umkehrpunkte analog zu den oberen Punkten der Maximalwerte als Kombination der Minima aus Kraft und Verformung definiert. Ein vollständiger Zyklus bei Schubversuchen beginnt bei Schubverzerung  $\epsilon_s = 0$  bei positiver Bewegungsrichtung und endet beim nächsten Überschreiten von  $\epsilon_s = 0$  in positiver Richtung.

Die Ermittlung der für die äquivalente viskose Dämpfung maßgeblichen verrichteten Arbeit erfolgt vom Anfangspunkt bis zum Endpunkt der Hystereseschleife (Abb. 3-1). Der Endpunkt wird als der Punkt mit minimaler Verformung definiert; als Anfangspunkt wird jener Punkt auf der Kurve verwendet, welcher die gleiche Verformung wie der Endpunkt aufweist. Da gerade bei der erstmaligen Be- und Entlastung ein starker Abfall der Steifigkeit durch Materialdegradation zu beobachten ist, kann somit der Kraftunterschied zwischen Anfangs- und Endpunkt der Hystereseschleife signifikant sein und zu hohen Dämpfungswerten führen.

Die äquivalente viskose Dämpfung wird wie folgt ermittelt:

$$\xi = \frac{2 \cdot W}{\pi \cdot \Delta x \cdot \Delta F} \tag{3-1}$$

mit

$W$  die bei Be- und Entlastung verrichtete Arbeit

$\Delta x$  die Wegdifferenz vom Maximum zum Endpunkt der Schleife

$\Delta F$  die Kraftdifferenz vom Maximum zum Endpunkt der Schleife

### 3.2.2 Auswertung und Darstellung der Versuchsergebnisse

Aufgrund des erheblichen Aufwands der Materialprüfungen konnte teilweise nur eine geringe Zahl von Proben getestet werden. Aus diesem Grund kann die Annahme einer Normalverteilung der Ergebnisse von Steifigkeit und Dämpfung nicht nachgewiesen werden. Trotzdem wird - zur leichteren Verständlichkeit - in den folgenden Betrachtungen jeweils von einer Normalverteilung der Messwerte ausgegangen. Als statistische Elemente werden zu

allen dargestellten Ergebnissen die Mittelwerte, die Standardabweichungen und der Variationskoeffizienten angegeben.

Für jeden Versuch wird ein für den Versuch typisches Last-Verformungs-Diagramm dargestellt, da die grafische Darstellung den besten qualitativen Eindruck vom jeweiligen Materialverhalten vermittelt. Die Ergebnisse der berechneten Steifigkeits- und der Dämpfungswerte werden für alle Zyklen in der Reihenfolge des Versuchsablaufs tabellarisch und grafisch dargestellt.

### 3.3 Verwendete Materialien

Die im Folgenden beschriebenen Materialien wurden in den Materialversuchen untersucht und für die Herstellung der Versuchslager verwendet.

#### 3.3.1 Elastomere

##### Material „B“:

Art des Polymers:	Naturkautschuk
Vernetzungssystem:	Schwefel
Standardadditive:	Ruß, Weichmacher, sowie die in der Gummiindustrie üblichen Alterungsschutzmittel und Vulkanisationschemikalien.
Vulkanisationsdaten:	15 min bei 155 °C
Härte:	60+/-5 Shore A entspricht etwa $G = 0.94 \text{ N/mm}^2$ (Herstellerangabe)
Dichte:	wurde nicht gemessen
Reißfestigkeit:	wurde nicht gemessen
Reißdehnung:	wurde nicht gemessen

##### Material „M“:

Art des Polymers:	Naturkautschuk
Vernetzungssystem:	Schwefel
Vulkanisationsdaten:	10 min bei 145 °C
Härte:	61 Shore A A entspricht etwa $G = 0.96 \text{ N/mm}^2$ (Herstellerangabe)
Dichte:	$1,16 \text{ g/cm}^3$ (gemessen)
Reißfestigkeit:	ca. $20 \text{ N/mm}^2$ (Herstellerangabe)
Reißdehnung:	ca. 500 % (Herstellerangabe)

#### 3.3.2 Kohlenstofffasergewebe

Es wurde Kohlenstofffasergewebe vom Typ 05208 der Firma Interglas mit einem Flächengewicht von  $305 \text{ g/m}^2$  verwendet. Die genaue Spezifikation der Gewebe ist im Datenblatt im Anhang (siehe 12.2) zu finden. Die Art der verwendeten Kohlenstofffasern wurde vom Hersteller nicht bekanntgegeben. Bergmeister (2003) gibt folgende Bereiche der wichtigsten Materialeigenschaften an:

E-Modul:	200 000 - 500 000 $\text{N/mm}^2$
Zugfestigkeit:	2000 - 7000 $\text{N/mm}^2$

Bruchdehnung: 0,4 - 3,0 %

Dichte: 1,7 - 1,95 g/cm<sup>3</sup>

Die Fasern zeigen ein lineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten ohne plastische Verformung bei Erreichen der Zugfestigkeit.

Aus den Materialeigenschaften der Fasern lässt sich jedoch nicht direkt auf den E-Modul und die Zugfestigkeit des Gewebes schließen. Die durch die Webung gebogenen Fasern des Gewebes richten sich unter Zug aus, wodurch der E-Modul des Gewebes um ein vielfaches geringer liegt. Der E-Modul des Gewebes würde bei geraden Fasern, je nach Material, bei  $E_{\text{Faser}} = 17 - 41 \text{ kN/mm}$ . Die Zugversuche an Gewebeproben ergaben Sekantenmodule von  $E_{\text{carbon}} = 6,0 - 11,3 \text{ kN/mm}$  (siehe 3.9.4.3) und partielle Sekantensteifigkeiten von  $E_{\text{carbon}} = 8,5 - 16,5 \text{ kN/mm}$  (siehe 3.9.5.1).

Durch die Webung werden die Fasern quer zur Faserrichtung belastet. Könnte die volle Zugfestigkeit der Fasern ausgeschöpft werden, ergäbe sich für das angegebene Gewebe eine Zugfestigkeit von  $n_{\text{Faser}} = 1600 - 5800 \text{ N/cm}$ . Die aus den maximalen Vertikallasten im Lagerversuch errechnete Zugfestigkeit des Gewebes liegt geringer bei ca.  $n_{\text{carbon}} = 1400 \text{ N/cm}$ .

### 3.3.3 Glasfasergewebe

Es wurde das Glasfasergewebe „Panzerewebe 03798“ der Firma Interglas mit in Styrol-Butadien-Rubber eingebetteten Fasern - zur Sicherung der Formstabilität - verwendet (Gewicht Rohgewebe 275 g/m<sup>2</sup>, Gewicht Fertigware 340 g/m<sup>2</sup>). Die genaue Spezifikation ist im Datenblatt im Anhang (siehe 12.1) angegeben. Die Art der verwendeten Glasfasern wurde vom Hersteller nicht bekanntgegeben. Von Pohris Fiber (2009) werden folgende Materialkennwerte für übliche Glasfasern angegeben:

E-Modul: 60 000 - 90 000 N/mm<sup>2</sup>

Zugfestigkeit: 2000 - 4900 N/mm<sup>2</sup>

Bruchdehnung: 3,9 - 5,7 %

Dichte: 2,53 - 2,67 g/cm<sup>3</sup>

Analog zu den Ausführungen der Kohlenstofffasergewebe ergeben sich für das Gewebe mit Flächengewicht des Rohgewebes von 275 g/m<sup>2</sup> ein theoretischer E-Modul von ca.  $E_{\text{Faser}} = 3,3 - 4,8 \text{ kN/mm}$  und eine Zugfestigkeit von ca.  $n_{\text{Faser}} = 1200 - 4500 \text{ N/cm}$ . Tatsächlich wurden in 3.9.4.1 eine Sekantensteifigkeit von  $E_{\text{glas}} = 2,0 - 4,0 \text{ kN/mm}$  und in 6.1.4.3 eine Zugfestigkeit von  $n_{\text{glas}} = 685 \text{ N/cm}$  gemessen. Die geringeren Werte des Gewebes resultieren analog zum Kohlenstofffasergewebe aus der Webung der Fasern.

## 3.4 Beschreibung der Probekörper und Übersicht der Versuche

Die Materialversuche wurden an Materialproben durchgeführt, deren Abmessungen sich an den zur Verfügung stehenden Versuchseinrichtungen und den für die jeweilige Fragestellung entworfenen Versuchsabläufen orientieren; nur die Probekörper der uniaxialen Zugversuche orientierten sich deshalb an normativen Vorgaben.

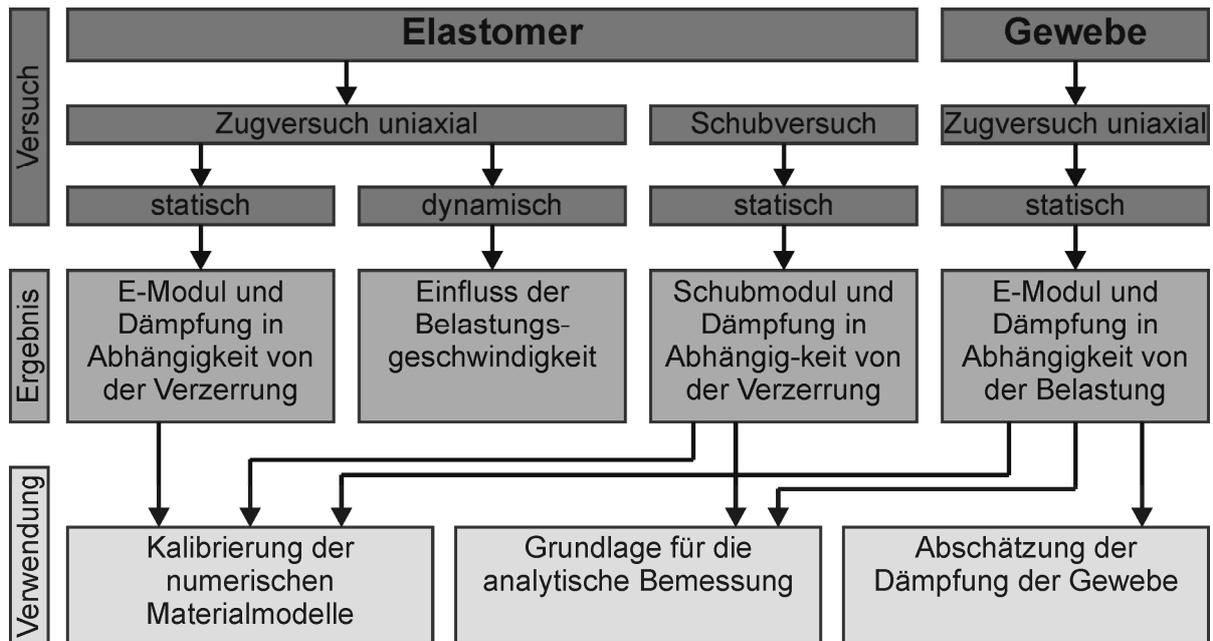


Abb. 3-2: Übersicht der Materialversuche, der Ergebnisse und deren Verwendung

### 3.4.1 Elastomerproben für Uniaxiale Zugversuche

Verwendet wurden hantelförmige Elastomerproben: Schulterstab S1 nach DIN 53504 (2009) bzw. mit ähnlichen Dimensionen. Die Verformung ( $\Delta L$ ) in Probenmitte wurde mit dem Extensometer auf einer Messlänge ( $L_0$ ) von 20 mm gemessen. Gemessen wurden Kraft und Längenänderung; Spannung und Dehnung sind wie folgt definiert:

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad \text{die nominelle Dehnung (Längenänderung zu Ausgangslänge)} \quad (3-2)$$

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad \text{die nominelle Spannung (Zugkraft zu Ausgangsquerschnitt)} \quad (3-3)$$

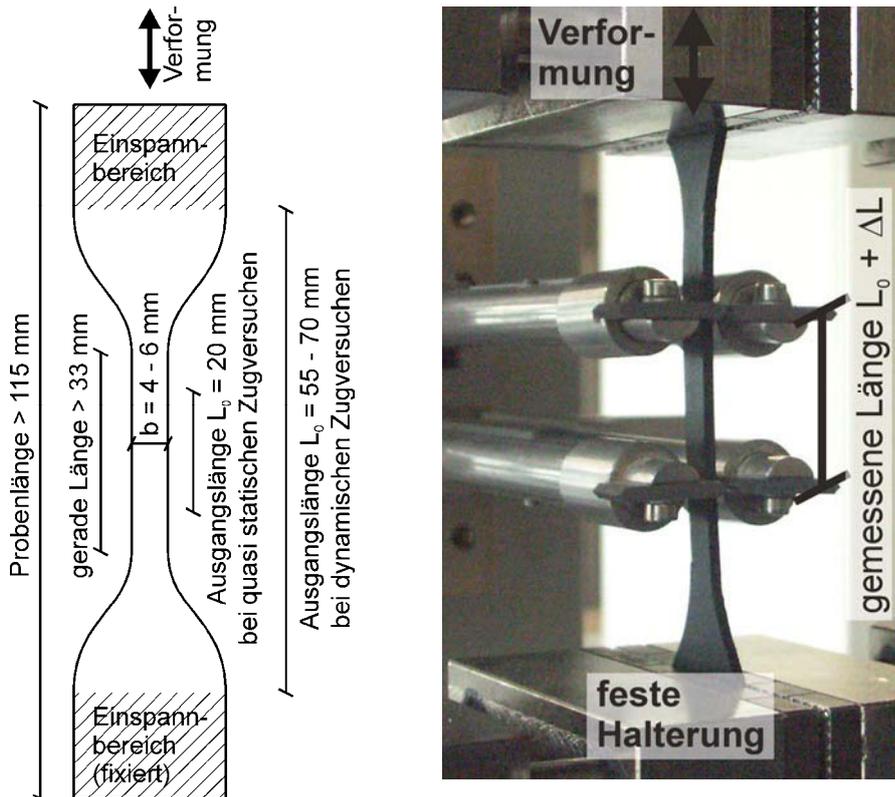


Abb. 3-3: Probekörper aus Elastomer für uniaxialen Zugversuch (quasi statisch und dynamisch)

### 3.4.2 Elastomerproben für ebene Zugversuche (Pure-Shear-Versuche)

Die ebenen Zugversuche wurden an breiten Elastomerproben ( $b = 60$  mm) mit einer Dicke von  $t = 2$  mm durchgeführt. An den Einspannbereichen wurden beidseitig Plexiglasplättchen aufgeklebt. Damit konnte - zumindest für die kleineren Dehnungsamplituden - das Herausrutschen der Probe aus der Einspannung und eine damit verbundene Änderung der Messlänge vermindert werden. Die Ausgangslänge  $L_0$  zwischen den Halterungen beträgt bei Versuchsbeginn etwa 10 mm.

Die Messung der Längenänderungen erfolgte zwischen den Einspannbacken über die Traversenverschiebung der Maschine. Die Ermittlung von Spannung und Dehnung erfolgte nach (3-2) und (3-3).

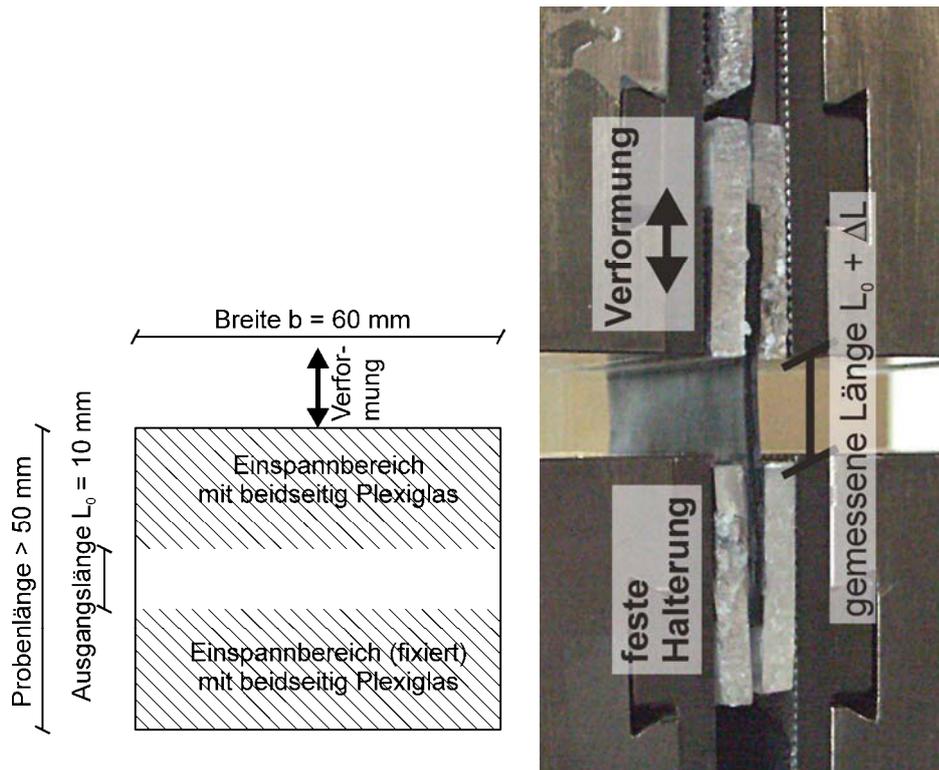


Abb. 3-4: Probekörper aus Elastomer für ebenen Zugversuch (quasi statisch)

### 3.4.3 Probekörper für Schubversuche

Die Schubversuche wurden an Elastomerproben mit einer Seitenlänge  $a = 40$  mm (Grundrissfläche  $A = a^2$ ) und einer Dicke  $t = 6$  mm durchgeführt. Diese Abmessungen (Seiten- zu Dickenverhältnis) erlauben die Vernachlässigung der Biegung. Abb. 3-5 zeigt die bei der Versuchsdurchführung überwiegende Schubbeanspruchung.

Die Proben wurden beidseitig an Stahlplatten mit gleicher Seitenlänge und 3 mm Dicke anvulkanisiert, so dass Probekörper von 12 mm Dicke entstehen. Zur Aufbringung der Belastung wurden jeweils zwei Probekörper in eine Stahlhalterung eingeklebt, welche wiederum in den Einspannbacken der Prüfmaschine geklemmt wurden. Die Verformungen wurden in positiver und negativer Richtung aufgebracht (maximal  $\pm 9$  mm).

Aus den Messwerten von Kraft  $F$  (für jeweils zwei Proben) und Verschiebung  $\Delta u$  können die Schubspannungen  $\tau$  und Schubverzerrungen  $\epsilon_s$  bestimmt werden:

$$\epsilon_s = \frac{\Delta u}{t} \quad (3-4)$$

$$\tau = \frac{F}{2 \cdot A} \quad (3-5)$$

Da jeweils zwei Probekörper gleichzeitig belastet werden, muss bei der Berechnung der Schubspannung die Fläche doppelt berücksichtigt werden.

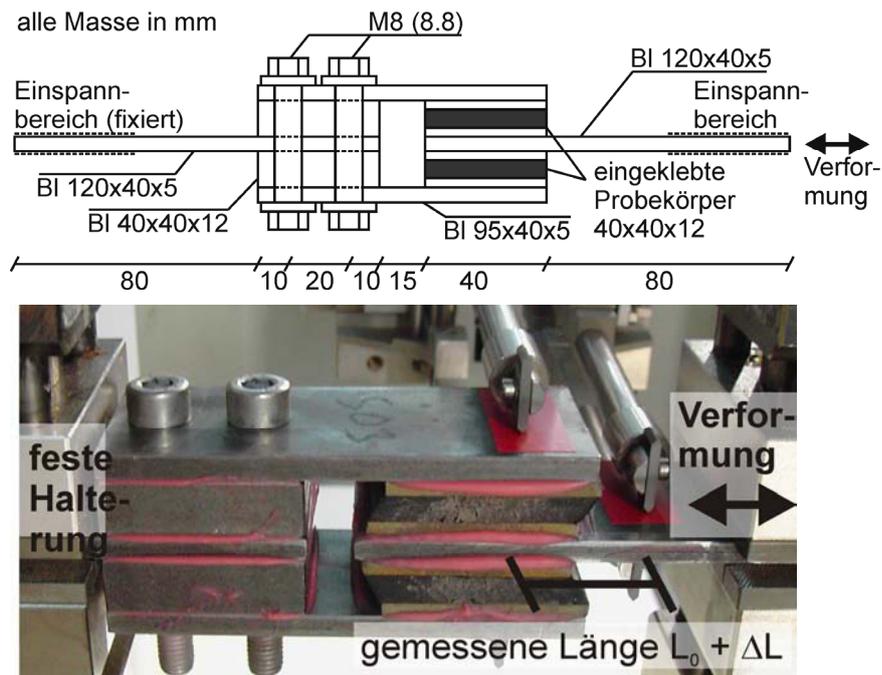


Abb. 3-5: Probekörper in Halterung für Schubversuch (quasi statisch)

### 3.4.4 Einvulkanisierte Gewebeproben

Die Proben der Zugversuche an einvulkanisiertem Gewebe (Glasfaser- und Kohlenstofffasergewebe) haben eine Breite  $b$  von 30 bis 45 mm und eine Länge von ca. 120 mm. Die Proben werden beidseitig auf einer Länge von ca. 30 mm eingespannt. Die Ausrichtung der Gewebe in den Proben wurde zur Erfassung des Einflusses der Webrichtung mit 0 und 90 Grad festgelegt.

Da die Gewebe nur in Faserrichtung Kräfte aufnehmen können, spielt die Verformungsbinderung der Proben durch die Einspannung quer zur Zugrichtung keine Rolle. Für einen Abstand von ca. 60 mm zwischen den Einspannungen und einer Messlänge  $L_0$  von 30 mm zwischen den Extensometerarmen kann von einer gleichmäßigen Zugverformung über den Messbereich ausgegangen werden.

Bei den Versuchen wurden Zugkraft und Längenänderung gemessen. Die Versuchsdaten wurden anhand von Kraft-Dehnungs-Daten ausgewertet, wobei die Verzerrung nach (3-2) und die Zugkraft  $n$  pro Längeneinheit im Gewebe wie folgt definiert ist:

$$n = \frac{F}{b} \quad (3-6)$$

Die Steifigkeit der Gewebeproben ergibt sich zu

$$E = \frac{\Delta n}{\Delta \varepsilon} \quad (3-7)$$

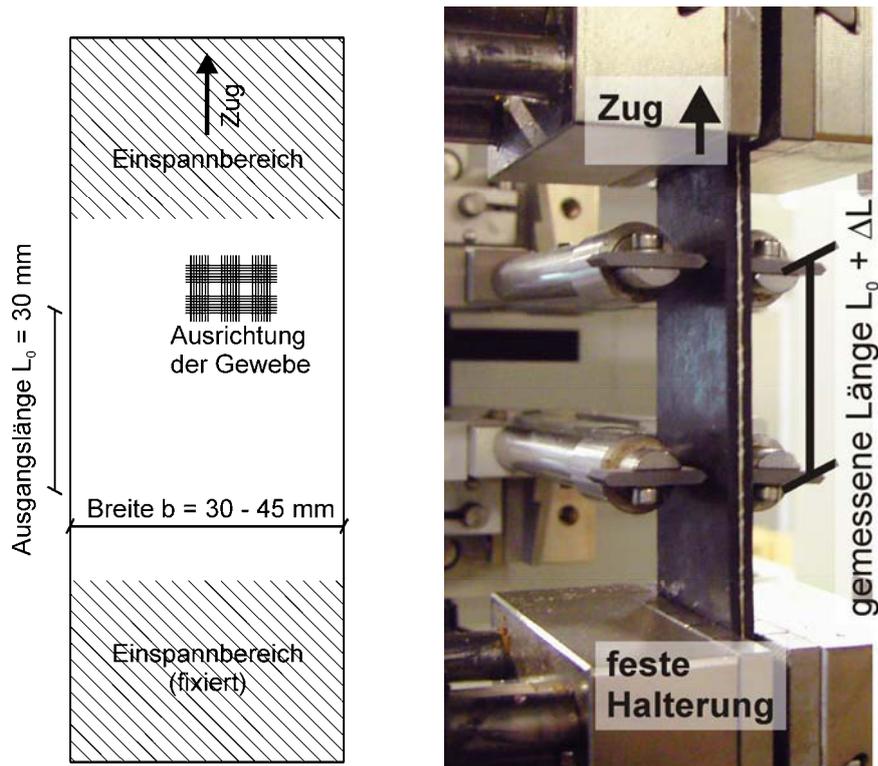


Abb. 3-6: Einvulkanisierte Gewebeproben

### 3.5 Zyklische Zugversuche an Elastomerproben

Als zyklische Zugversuche werden in diesen Untersuchungen quasi statische Zugversuche mit mehreren Belastungszyklen verstanden. Vergleichsversuche mit verschiedenen geringen Geschwindigkeiten kleiner 0,5 Hz zeigten, dass die Belastungsgeschwindigkeit kaum Einfluss auf das Ergebnis hat. Die Versuche dienen einerseits zur Bestimmung der Steifigkeit und der äquivalenten viskosen Dämpfung der Materialien im uniaxialen Spannungszustand und andererseits als Grundlage der Materialkalibrierung der Elastomermodelle.

Die uniaxialen Zugversuche wurden an 16 Proben von Material B und 20 Proben von Material M durchgeführt. Die ebenen Schubversuche wurden an fünf Proben durchgeführt.

#### 3.5.1 Abläufe der zyklischen Zugversuche

Für die Durchführung der uniaxialen Zugversuche mit Schulterstäben und der ebenen Zugversuche mit breiten Elastomerstreifen wurden vergleichbare Abläufe gewählt. Alle Versuche wurden weggesteuert gefahren, wobei die Dehnungsamplituden bei Material B in drei Stufen variiert wurde:

4 Zyklen mit 67 % Dehnung

4 Zyklen mit 133 % Dehnung

4 Zyklen mit 200 % Dehnung

Um die Materialdegradation für die kleineren Amplituden in Abhängigkeit von unterschiedlicher Höhe der maximalen vorangehenden Amplitude messen zu können, wurden die Verzerrungsamplituden (mit wiederum jeweils 4 Belastungszyklen) bei Material M in der folgenden Abfolge durchlaufen (siehe Abb. 3-7):

**67 %, 133 %, 67 %, 200 %, 133 %, 67 %**

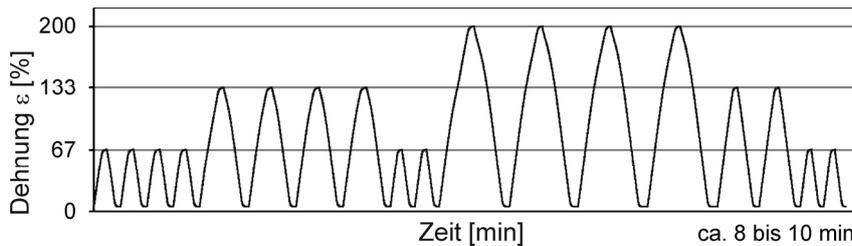


Abb. 3-7: Ablauf der uniaxialen und ebenen Zugversuche an Elastomerproben

Die Verformungsgeschwindigkeiten wurden bei Uniaxial-Versuchen zwischen 200 mm/min und 1000 mm/min und bei ebenen Zugversuchen zwischen 200 mm/min und 500 mm/min variiert. Eine Geschwindigkeitsabhängigkeit konnte nicht festgestellt werden. Dabei lag die Belastungsfrequenz aus technischen Gründen allerdings weit unter dem für Erdbebenlager nach ÖNORM EN 15129 (2010) geforderten Wert von 2 Hz. Inklusive der Umkehrzeiten konnten maximale Frequenzen von weniger als 0,5 Hz realisiert werden. Die Aussage über die Geschwindigkeitsabhängigkeit ist also nur bedingt möglich. Aus diesem Grund wurde die Geschwindigkeitsabhängigkeit mit einer eigens entwickelten Versuchsanordnung separat gemessen (siehe 3.6).

Zur Vermeidung eines Ausbeulens der Proben musste eine Vorbelastung aufgebracht werden. Als Vorbelastung wurde bei den ebenen Zugversuchen 5 N gewählt; dies entspricht ca. 0,7 % bei der Maximalkraft bei 200 % Dehnung. Die Vorbelastung bei uniaxialen Versuchen wurde 0,2 bis 0,25 N/mm<sup>2</sup> gewählt; dies entspricht ca. 2,5 bis 3,5 % der Maximalkraft bei 200 % Dehnung. Die geringe Vorkraft hat nur unwesentlichen Einfluss auf die Ermittlung der Steifigkeit bzw. der Dämpfung. Für die Kalibrierung des Materialmodells müssen die Daten allerdings um den entstehenden Fehler bereinigt werden (Addition der Vordehnung zum gemessenen Weg).

### 3.5.2 Ergebnisse der zyklischen Zugversuche

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Versuche getrennt für uniaxiale und ebene Zugversuche beschrieben und ausgewertet.

#### 3.5.2.1 Uniaxiale Zugversuche an Elastomerproben

Abb. 3-8 zeigt ein typisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm für eine Erst- und Zweitbelastung einer Probe. Wie bereits in 3.1.1 beschrieben, ist das hysteretische Verhalten des Elastomers erkennbar: die Spannung beim Belasten der Probe ist größer als beim Entlasten, woraus sich die Materialdämpfung bestimmen lässt. Weiterhin lässt sich erkennen, dass die Spannungen der Wiederholungszyklen, bzw. jene bei der Wiederholung des gesamten Versuchslablaufs, geringer sind als jene bei der Erstbelastung. Dieses Verhalten wird als Mullins-Effekt bezeichnet (siehe 3.1.2).

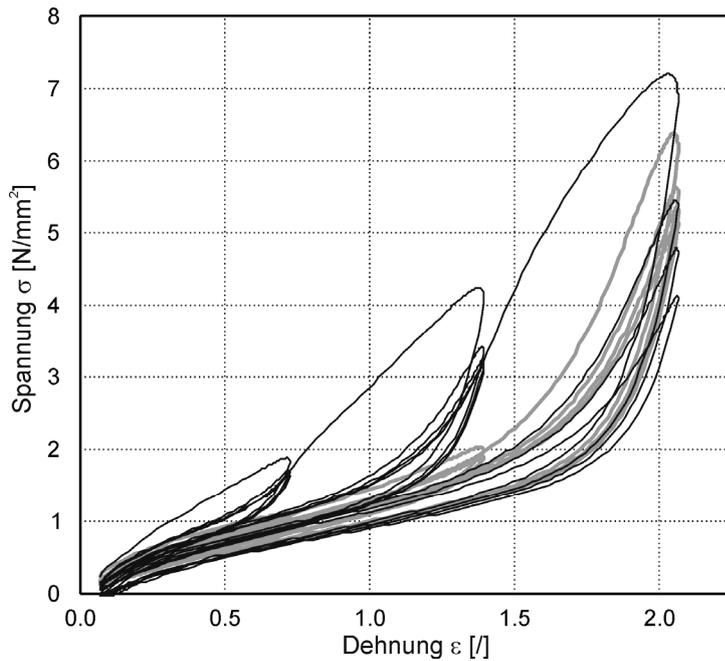


Abb. 3-8: Typisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm im uniaxialen Zugversuch; Erstbelastung schwarz; Zweitbelastung grau; jeweils zwölf Zyklen in drei Dehnungsstufen

### 3.5.2.1.1 Elastizitätsmodul des Elastomers im uniaxialen Zugversuch

Wird eine Probe nach der Verformung mit großer Dehnung nochmals mit kleinen Dehnungen verformt, so ist das Material bereits stark vorgeschädigt und verhält sich damit wesentlich weicher, wie ein Vergleich der Werte des ersten Versuchsdurchlaufes (nicht vorbelastete Proben) in Abb. 3-9 mit den Werten des zweiten Versuchsdurchlaufes (vorbelastete Proben) in Abb. 3-10 zeigt.

Auffällig ist, dass sich das Material beim ersten Zyklus mit ca. 200 % Dehnung beim zweiten Durchlauf steifer verhält als beim letzten Zyklus des ersten Durchlaufs. Dieser Effekt entsteht durch die Regeneration des Materials. Beim letzten Zyklus des zweiten Durchlaufs entspricht die Steifigkeit etwa jenem Wert beim letzten Zyklus des ersten Durchlaufs; die Materialdegradation ist demnach nicht weiter fortgeschritten.

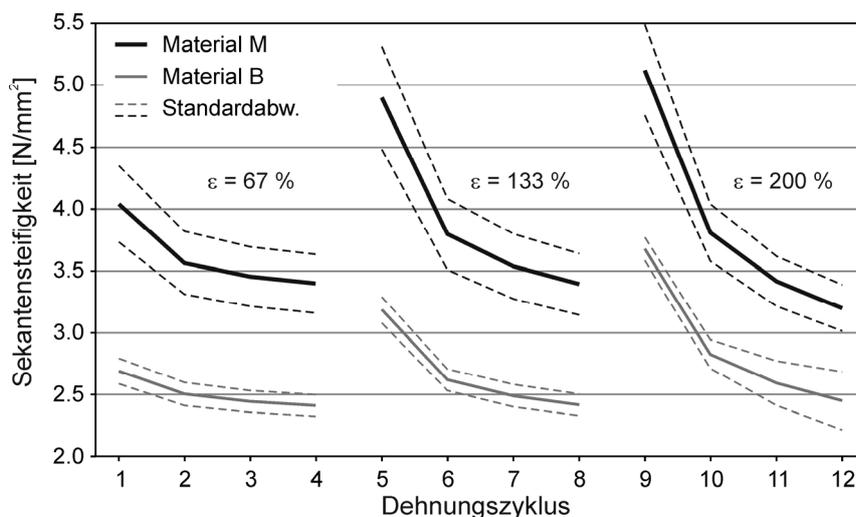


Abb. 3-9: Sekantensteifigkeit beim Uniaxial-Versuch der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf)

Abb. 3-8 zeigt deutlich das in 3.1.1 beschriebene nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten. Bei bereits erfolgter Materialdegradation (graue Kurve des Wiederholungsversuchs)

ches) ist die Steifigkeit für Dehnungen von ca. 20 % bis 150 % etwa konstant; die Molekülketten richten sich aus. Bei größeren Dehnungen nehmen die Steifigkeiten stark zu; die Molekülketten sind ausgerichtet und werden nun gedehnt.

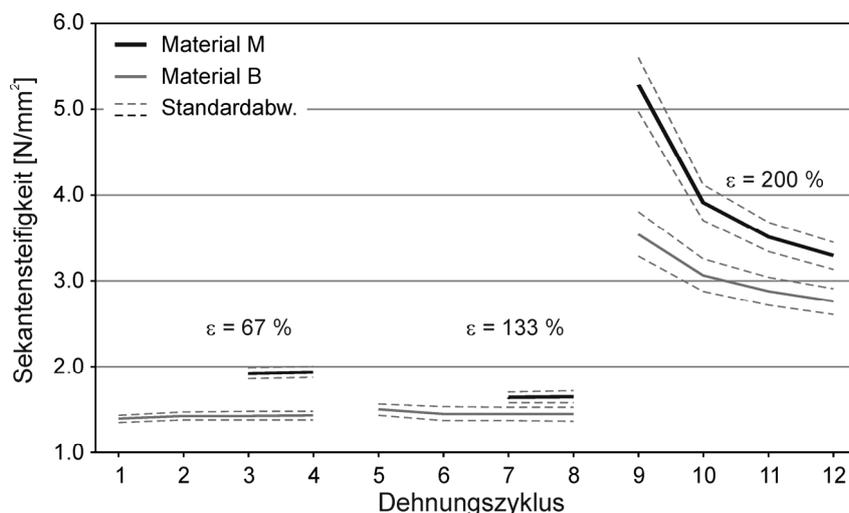


Abb. 3-10: Sekantensteifigkeit beim Uniaxial-Versuch der vorbelasteten Proben (zweiter Durchlauf) bei Belastung über 12 Zyklen (4 x 67 % Dehnung, 4 x 133 % Dehnung, 4 x 200 % Dehnung)

Die in Abb. 3-9 und Abb. 3-10 dargestellten Ergebnisse werden in Tab. 3-1 und Tab. 3-2 wiedergegeben.

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	2.69	2.51	2.45	2.42	3.19	2.62	2.49	2.42	3.68	2.83	2.59	2.45
$\sigma$	0.10	0.09	0.09	0.09	0.11	0.09	0.09	0.09	0.09	0.12	0.18	0.24
<b>VARK</b>	0.04	0.04	0.04	0.04	0.03	0.03	0.04	0.04	0.03	0.04	0.07	0.10

Tab. 3-1: Material B: Sekantensteifigkeit [N/mm²] der Uniaxial-Versuche des ersten Durchlaufs (nicht vorbelastete Probe) ; Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Steifigkeit des vierten Zyklus von Material B in Tab. 3-1 liegt bei 2,43 N/mm.

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	4.04	3.56	3.46	3.40	4.90	3.80	3.54	3.39	5.12	3.81	3.42	3.20
$\sigma$	0.31	0.25	0.24	0.23	0.41	0.29	0.26	0.25	0.37	0.23	0.20	0.19
<b>VARK</b>	0.08	0.07	0.07	0.07	0.08	0.08	0.07	0.07	0.07	0.06	0.06	0.06

Tab. 3-2: Material M: Sekantensteifigkeit [N/mm²] der Uniaxial-Versuche des ersten Durchlaufs (nicht vorbelastete Probe); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Steifigkeit des vierten Zyklus von Material M in Tab. 3-2 liegt bei 3,33 N/mm.

Die Steifigkeiten im vierten Zyklus liegen bei Material M um ca. 30 bis 40 % (Mittelwert 37 %) über jenen von Material B.

### 3.5.2.1.2 Dämpfung des Elastomers im uniaxialen Zugversuch

Wie bei der Steifigkeit ist auch bei der Dämpfung die mechanische Materialdegradation zu beobachten. Beim jeweils ersten Zyklus einer Dehnungsstufe liegt die Dämpfung wesentlich höher als bei den folgenden Zyklen. Die Darstellung der Dämpfungswerte der nicht vorbelasteten Proben (erster Versuchsdurchlauf) in Abb. 3-10 und jene der vorbelasteten Proben

ben in Abb. 3-11 zeigen, dass die Dämpfungswerte beider Materialien nahe 6 % oder darüber liegen; ab einem Wert von 6,0 % ist nach ÖNORM EN 15129 (2010) ein Elastomer als hoch dämpfend zu bezeichnen.

Abb. 3-12 zeigt, dass bei einer Wiederholung der Versuche - also bei bereits erfolgter Materialdegradation - die äquivalente viskose Dämpfung für geringe Dehnungen (Zyklus 2-4 und 6-8) gleich bzw. etwas höher liegen als beim ersten Versuchsdurchlauf in Abb. 3-11. Berücksichtigt man, dass die Steifigkeiten dieser Dehnungsamplituden vom ersten zum zweiten Versuchsdurchlauf um ca. 40 % abnehmen, so bedeutet dies, dass auch die im Material verrichtete Arbeit abnimmt (siehe 3.5.3.2).

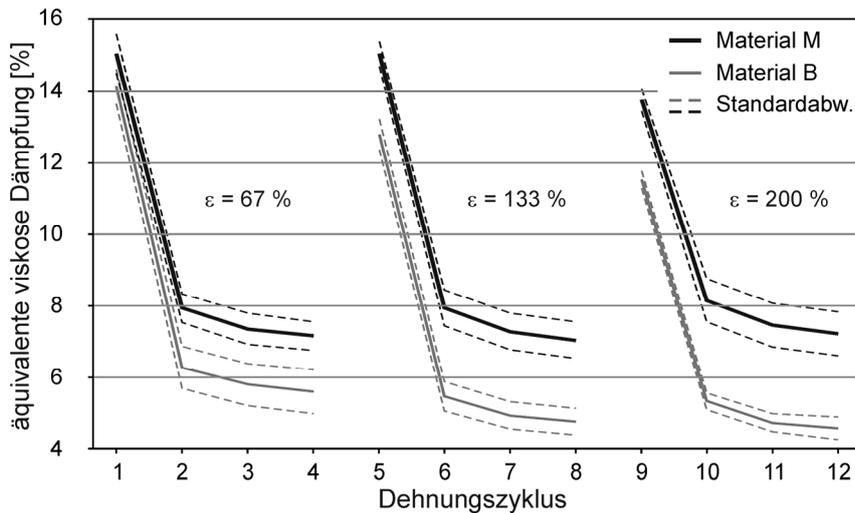


Abb. 3-11: Äquivalente viskose Dämpfung beim Uniaxial-Versuch der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf)

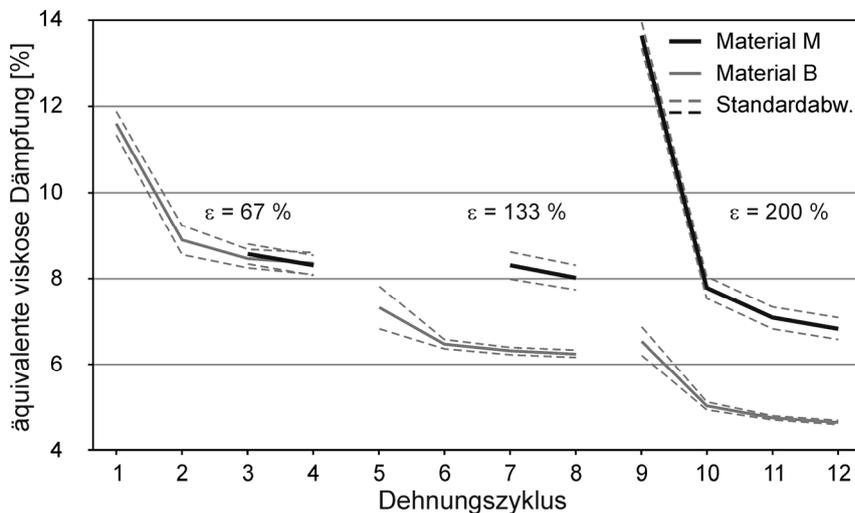


Abb. 3-12: Äquivalente viskose Dämpfung beim Uniaxial-Versuch der vorbelasteten Proben (zweiter Durchlauf)

Die in Abb. 3-11 und Abb. 3-12 dargestellten Ergebnisse werden in Tab. 3-3 und Tab. 3-4 wiedergegeben.

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	14.1	6.3	5.8	5.6	12.8	5.5	4.9	4.8	11.5	5.3	4.7	4.6
$\sigma$	0.48	0.58	0.59	0.61	0.42	0.41	0.39	0.39	0.24	0.24	0.27	0.31
<b>VARK</b>	0.03	0.09	0.10	0.11	0.03	0.07	0.08	0.08	0.02	0.04	0.05	0.07

Tab. 3-3: Material B: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Uniaxial-Versuche des ersten Durchlaufs (nicht vorbelastete Probe); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Dämpfung des vierten Zyklus von Material B in Tab. 3-3 liegt bei 4,98 %.

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	15.0	7.9	7.4	7.2	15.0	7.9	7.3	7.0	13.8	8.2	7.5	7.2
$\sigma$	0.54	0.40	0.43	0.40	0.35	0.50	0.51	0.50	0.30	0.60	0.60	0.62
<b>VARK</b>	0.04	0.05	0.06	0.06	0.02	0.06	0.07	0.07	0.02	0.07	0.08	0.09

Tab. 3-4: Material M: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Uniaxial-Versuche des ersten Durchlaufs (nicht vorbelastete Probe); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Dämpfung des vierten Zyklus von Material M in Tab. 3-4 liegt bei 7,14 %.

Die Dämpfungen im vierten Zyklus liegen bei Material M um ca. 10 bis 60 % (Mittelwert 44 %) über jenen von Material B.

### 3.5.2.2 Ebene Zugversuche an Elastomerproben

Einige numerischen Materialmodelle zeigen eine bessere Übereinstimmung mit Versuchsdaten bzw. eine bessere numerische Stabilität, wenn die Kalibrierung der Modelle an Testdaten aus zwei oder mehr verschiedenen Tests erfolgt (siehe 4.2.2 und ABAQUS (2007)). Aus diesem Grund werden hier die Ergebnisse der ebenen Zugversuche (Pure-Shear-Versuche) wiedergegeben; die Daten werden jedoch nicht für die in 4.2.2 beschriebene Modellkalibrierung verwendet.

Der ebene Zugversuch unterscheidet sich vom uniaxialen Zugversuch dadurch, dass im Verhältnis zur Probenlänge sehr breite Proben verwendet werden. Die Längenänderung wird an der gesamten Probe gemessen. Durch diese Anordnung wird erreicht, dass bei Dehnung in Längsrichtung eine Verkürzung der Probe nur in Richtung der Dicke, jedoch kaum in Richtung der Breite möglich ist. Um eine nahezu vollständige Behinderung der Verkürzung über die Breite zu erreichen, sollte das Verhältnis von Breite zu Länge mehr als fünf betragen, siehe Gent (1992).

Diese Versuchsanordnung macht es erforderlich, dass die Messung der Verformung über die Traverse der Zugmaschine erfolgt. Dabei können – anders als bei den Messungen der uniaxialen Zugversuche mittels des Extensometers – Messfehler durch ein Herausrutschen der Probe aus den Einspannstellen verursacht werden. Bei den kleineren Dehnungsamplituden konnte dies durch die aufgeklebten Plexiglasblättchen verhindert werden (siehe 3.4.2). Bei größeren Dehnungsamplituden zeigt sich das Herausrutschen durch Unstetigkeiten in der Spannungs-Dehnungs-Kurve, wie in Abb. 3-13 bei der ersten Dehnung mit  $\epsilon = 1,8$  zu sehen ist.

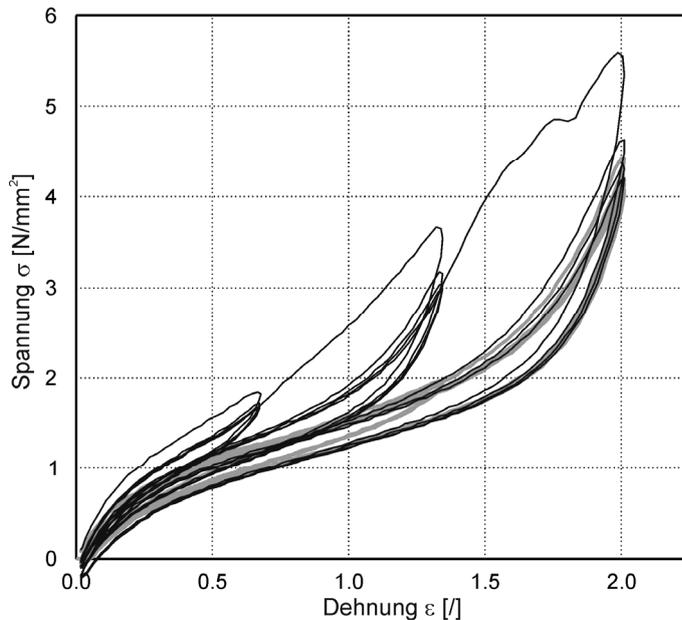


Abb. 3-13: Typisches Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines ebenen Zugversuch; Erstbelastung schwarz; Zweitbelastung grau; jeweils zwölf Zyklen in drei Dehnungsstufen

Die Ergebnisse mit Amplituden von  $\varepsilon = 2,0$  sind aus diesem messtechnischen Grund mit Unsicherheiten behaftet.

### 3.5.2.2.1 Elastizitätsmodul des Elastomers im ebenen Zugversuch

In Abb. 3-14 und Abb. 3-15) ist, wie aufgrund der Querdehnungsbehinderung zu erwarten war, eine höhere Steifigkeit als bei uniaxialen Zugversuch zu sehen. Auswirkungen der Effekte aus nichtlinearer Steifigkeit und mechanischer Materialdegradation sind analog zu jenen bei den uniaxialen Zugversuchen.

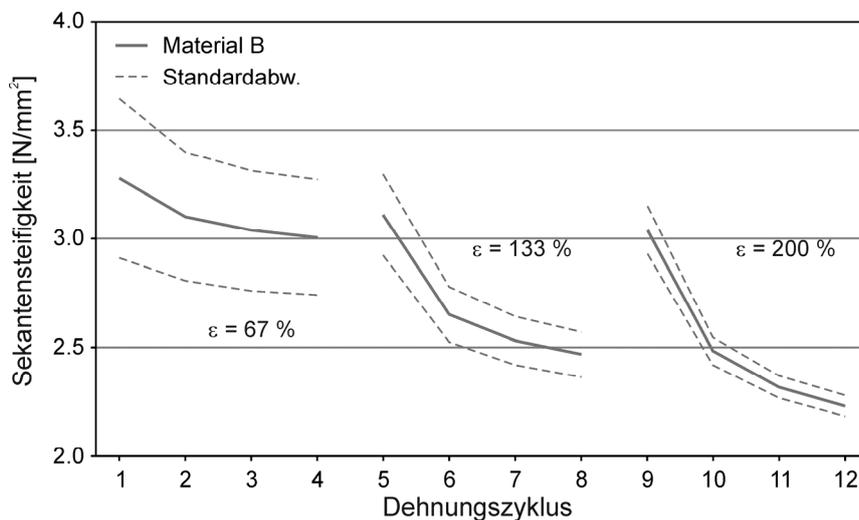


Abb. 3-14: Sekantensteifigkeit beim ebenen Zugversuch (Pure-Shear-Versuch) der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf)

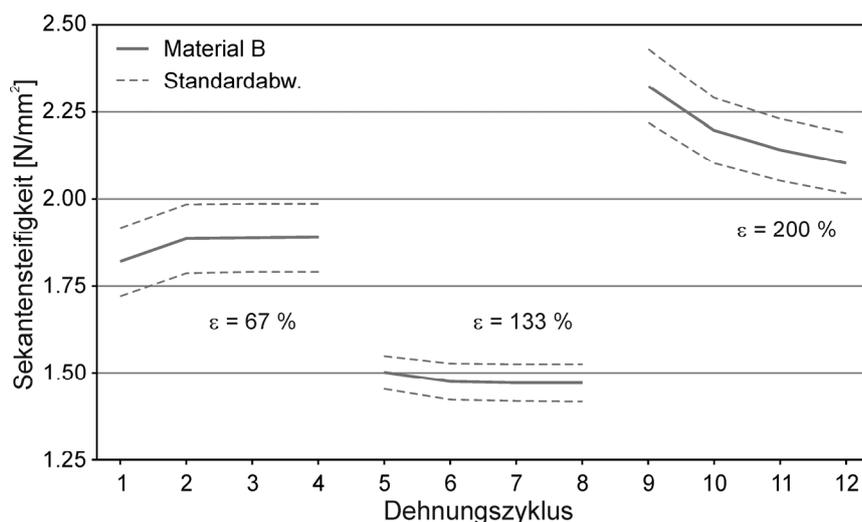


Abb. 3-15: Sekantensteifigkeit beim ebenen Zugversuch (Pure-Shear-Versuch) der vorbelasteten Proben (zweiter Durchlauf)

Die in Abb. 3-14 dargestellten Ergebnisse werden in Tab. 3-5 wieder gegeben.

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	3.28	3.10	3.04	3.01	3.11	2.65	2.53	2.47	3.04	2.48	2.32	2.23
$\sigma$	0.36	0.30	0.28	0.26	0.19	0.13	0.11	0.11	0.11	0.06	0.05	0.05
<b>VARK</b>	0.11	0.10	0.09	0.09	0.06	0.05	0.04	0.04	0.04	0.02	0.02	0.02

Tab. 3-5: Material B: Sekantensteifigkeit [N/mm<sup>2</sup>] der ebenen Zugversuche des ersten Durchlaufs (nicht vorbelastete Probe) ; Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Steifigkeit des vierten Zyklus in Tab. 3-5 liegt bei 2,57 N/mm.

### 3.5.2.2.2 Dämpfung des Elastomers im ebenen Zugversuch

Die Messungen der Dämpfung bei den Pure-Shear-Versuchen werden, im Gegensatz zu den Steifigkeitswerten, durch die fehlerhafte Änderung der Probenlänge weniger beeinflusst. Ein einmaliges Herausrutschen der Probe zwischen den Einspannbacken, ohne dass die Probe bei der Entlastung wieder zurückrutscht, hat nur eine Verfälschung der Ergebnisse des einen Zyklus zur Folge, da die Messung nicht auf den unbelasteten Zustand bezogen wird. Aus Beobachtungen der Versuche kann davon ausgegangen werden, dass kaum Zurückrutschen auftritt.

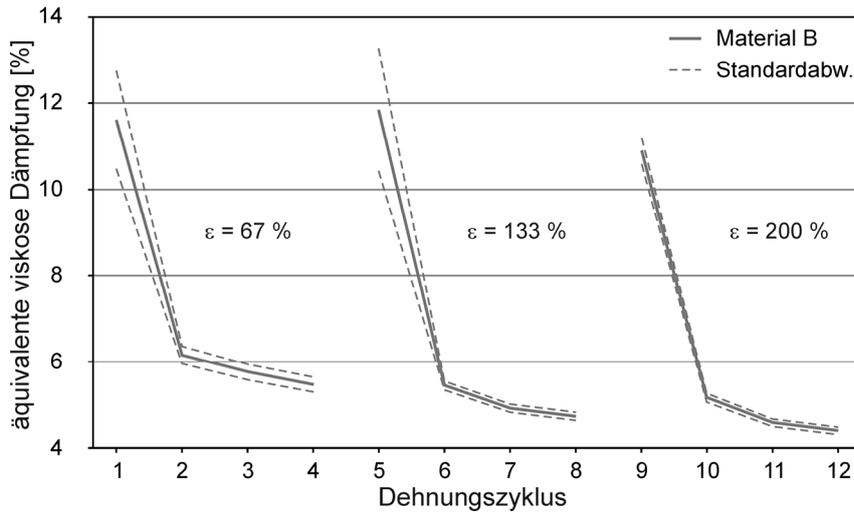


Abb. 3-16: Äquivalente viskose Dämpfung beim ebenen Zugversuch (Pure-Shear-Versuch) der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf)

Wie in den Abb. 3-16 und Abb. 3-17 zu sehen ist, verhält sich die Dämpfung sehr ähnlich wie in den Uniaxial-Versuchen; bei den Wiederholungszyklen werden Werte von ca. 4 bis 6 % gemessen.

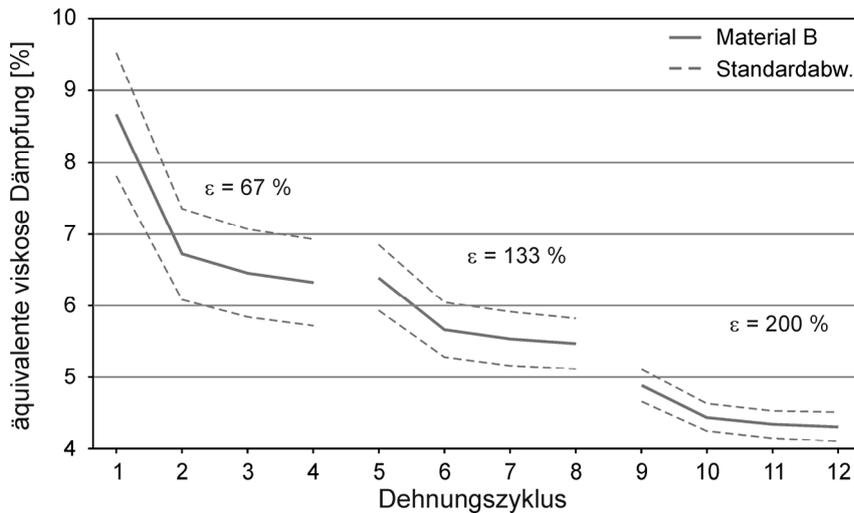


Abb. 3-17: Äquivalente viskose Dämpfung beim ebenen Zugversuch (Pure-Shear-Versuch) der vorbelasteten Proben (zweiter Durchlauf)

Die in Abb. 3-16 dargestellten Ergebnisse werden in Tab. 3-6 gegeben.

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	11.6	6.2	5.8	5.5	11.8	5.5	4.9	4.7	10.9	5.2	4.6	4.4
$\sigma$	1.13	0.22	0.18	0.16	1.44	0.11	0.09	0.09	0.30	0.11	0.08	0.09
<b>VARK</b>	0.10	0.04	0.03	0.03	0.12	0.02	0.02	0.02	0.03	0.02	0.02	0.02

Tab. 3-6: Material B: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der ebenen Zugversuche des ersten Durchlaufs (nicht vorbelastete Probe) ; Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Dämpfung des vierten Zyklus in Tab. 3-6 liegt bei 4,95 N/mm.

### 3.5.3 Auswertung der zyklischen Zugversuche

#### 3.5.3.1 Steifigkeit

Die in Tab. 3-1 und Tab. 3-2 dargestellten Werte der Proben zweier verschiedener Hersteller zeigen, dass die Steifigkeit von Material M im Uniaxial-Versuch um ca. 30 bis 40 % und im Mittel um 37 % höher liegt als jene von Material B. Die Dämpfung liegt im Uniaxial-Versuch um 10 bis 60 % und im Mittel um 44 % höher.

Die Standardabweichung bei den Uniaxial-Versuchen liegt bei den Proben von Material B bei 4 bzw. 6 % vom Mittelwert der Steifigkeit bzw. der Dämpfung und bei den Proben von Material M bei ca. 7 % der Steifigkeit bzw. der Dämpfung. Bei den ebenen Zugversuchen mit den Proben von Material B liegt die Standardabweichung bei 2 bzw. 6 % der Steifigkeit bzw. der Dämpfung. Diese relativ geringe Streuung der Ergebnisse legt nahe, dass diese bei Parameterstudien an numerischen Lagermodellen kaum eine Rolle spielen dürfte.

#### 3.5.3.2 Materialdegradation

Die Veränderungen der in den Zyklen verrichteten Arbeit vor und nach der Materialdegradation können ermittelt werden, indem die Steifigkeiten und Dämpfungen des jeweils vierten Belastungszyklus der jeweiligen Dehnungsstufe (Zyklus 4, 8, und 12) zueinander in Beziehung gesetzt werden. Es werden nur die Durchschnittswerte der in Abb. 3-9 bis Abb. 3-12 dargestellten Ergebnisse betrachtet.

Der Vergleich der Steifigkeitswerte des ersten und zweiten Versuchsdurchlaufes von Material B ergibt Abnahmen der Steifigkeit von 39 % bei  $\varepsilon = 0,67$  und  $\varepsilon = 1,33$ . Die zugehörigen Dämpfungswerte erhöhen sich um 49 % bzw. 31 %. Die verrichtete Arbeit der jeweils letzten Zyklen der Dehnungsamplitude nehmen demnach um 12 % (bei  $\varepsilon = 0,67$ ) bzw. um 22 % (bei  $\varepsilon = 1,33$ ) ab. Die analoge Betrachtung bei Material M zeigt eine Abnahme der verrichteten Arbeit um 32 % bzw. 43 % für  $\varepsilon = 0,67$  bzw.  $\varepsilon = 1,33$ .

Beim letzten Belastungszyklus mit maximaler Dehnung (Zyklus 12), bei welchem also auch im zweiten Durchlauf der Versuche das Material vorher noch nicht weiter verformt war, erhöht sich die Steifigkeit bei Material B um 13 % zu bei nahezu gleichbleibendem Dämpfungswert. Es ergibt sich eine Zunahme der verrichteten Arbeit um 14 %. Bei Material M wurde eine Wiederholung des Versuches mit maximaler Amplitude nicht durchgeführt.

Wenn man davon ausgeht, dass diese Betrachtung auf das Verhalten der Lager qualitativ übertragen werden kann, so kann für die Bemessung von Lagern festgehalten werden:

Lagersteifigkeit und Dämpfung sind sehr stark von der Vorverformung des Lagers abhängig. Gerade bei Erdbenenisolationssystemen kann es hier zu erheblichen Abweichungen der Abstimmung des Dämpfungssystems auf die Steifigkeit des Bauwerks kommen. Eine einmalige extrem starke Auslenkung, welche die Schnittgrößen kaum beeinflusst, kann die Steifigkeit und die äquivalente viskose Dämpfung der Lager erheblich verändern. Die Wirksamkeit des Systems wird dadurch stark reduziert (siehe 8.1). Dieser Effekt kann durch eine einmalige Vorverformung der neu gefertigten Lager vor dem Einbau verhindert werden. Die dadurch hervorgerufene definierte Materialschädigung würde bewirken, dass Steifigkeit und Dämpfung der Lager nicht mehr einem Einlaufen unterworfen sind und das Lagerverhalten damit wesentlich genauer bestimmt werden könnte.

### 3.6 Dynamische Zugversuche an Elastomerproben

Wie bereits in 3.5.1 beschrieben, ist die Belastungsgeschwindigkeit der Zugmaschine relativ gering, so dass alle Zyklen mit Frequenzen unter 0.5 Hz gefahren wurden. Zur Untersuchung der Abhängigkeit der Steifigkeit und der Dämpfung von der Belastungsgeschwindigkeit (bis 4 Hz) wurde die in Abb. 3-18 dargestellte Versuchsanordnung entwickelt.

#### 3.6.1 Versuchsanordnung

Die Abmessungen der Proben entsprechen jenen der uniaxialen Zugversuche (siehe 3.4.1). Über ein einfaches Hebelsystem wird ein Schlitten, welcher auf einer Schiene befestigt ist, vertikal verschoben. Die Probe wird durch Klemmen in der Halterung auf dem Schlitten, sowie in der Halterung, welche sich auf der Kraftmessdose befindet, befestigt.

Die Drehgeschwindigkeit des Schwungrades bestimmt die Frequenz der zyklischen Zugbeanspruchungen der Proben. Durch langsames Erhöhen und Verringern der Drehgeschwindigkeit wird dafür gesorgt werden, dass in allen Frequenzbereichen eine ausreichende Zahl von Belastungszyklen aufgezeichnet wird.

Da die Messung über die Position des Schlittens erfolgt, wird das Spannungs-Dehnungs-Verhalten nicht nur von dem uniaxial belasteten Mittelteil der Probe bestimmt, sondern auch in geringem Maß von den Einspannbereichen. In diesen Bereichen herrscht aufgrund der Querdehnungsbehinderung ein biaxialer Spannungszustand. Ein weiterer Messfehler ergibt sich aus der geringen Vordehnung, welche nötig ist, um Druckspannungen und damit ein Knicken der Probe zu vermeiden. Aus diesen Gründen sind die Ergebnisse nicht für eine quantitativ exakte Bestimmung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens geeignet. Die Ergebnisse können jedoch zur Bestimmung der Veränderung der Steifigkeit bzw. der Dämpfung in Abhängigkeit der Frequenz herangezogen werden. Die Absolutwerte sind nur in ihrer Größenordnung von Belang.

#### 3.6.2 Auswertung der Versuche

Durch die Messung über die gesamte Probenlänge (Querdehnungsbehinderung an der Einspannung) wird bei dieser Anordnung nicht der reine uniaxiale Spannungszustand gemessen. Es sind jedoch nicht die Absolutwerte der Steifigkeit bzw. der Dämpfung interessant, sondern die Veränderung der Werte mit der Belastungsfrequenz. In Abb. 3-19 ist eine typische Auswertung der Versuche zu sehen mit den Dämpfungs- bzw. Steifigkeitswerten über die Frequenzen der zyklischen Belastungen.



Abb. 3-18: Versuchsaufbau für hohe Belastungsfrequenzen

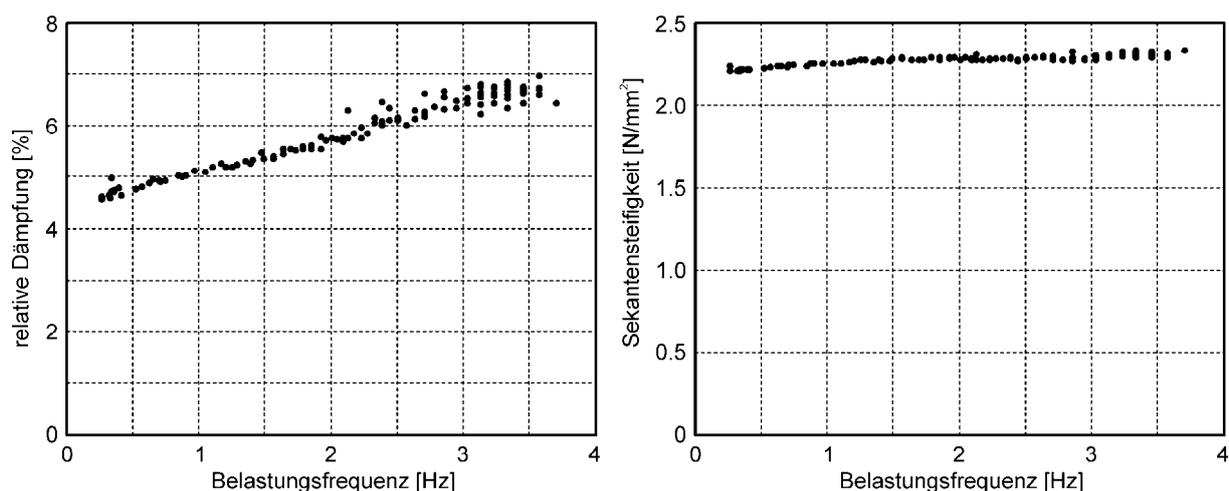


Abb. 3-19: Typische Verteilung der Ergebnisse des frequenzabhängigen Zugversuchs (Dehnung  $\epsilon = 80\%$ ), äquivalente viskose Dämpfung und Steifigkeit in Abhängigkeit von der Belastungsfrequenz

Bei nahezu allen Versuchen zeigte sich, dass die Sekantensteifigkeit nicht von der Belastungsgeschwindigkeit abhängig ist, sondern über den gesamten Bereich von 0.5 Hz bis 3.0 Hz nahezu konstant bleibt. Nur bei einem der Versuche ist zu erkennen, dass die Steifigkeitswerte in zwei übereinander liegenden Geraden angeordnet sind. Dies deutet auf eine Veränderung der Versuchsanordnung während des Ablaufs hin. Ein Nachgeben der Verankerung der Versuchsanordnung kann für diesen Effekt verantwortlich sein.

Die äquivalente viskose Dämpfung des Materials dagegen ist sehr wohl geschwindigkeitsabhängig. Es zeigt sich eine in etwa lineare Zunahme der Dämpfung um ca. 20 bis 40 % (Mittelwert 39 %) bei einer Steigerung der Belastungsfrequenz von 0.5 Hz auf 3.0 Hz.

### 3.7 Zyklische Schubversuche an Elastomerproben

Das Elastomer im Lager wird vor allem Schubverzerrungen ausgesetzt. Aus diesem Grund bilden die Ergebnisse dieser Versuche die wichtigste Grundlage für die Materialkalibrierung des Elastomermodells und für die Bemessung von Lagern. Zur Messung der Schubsteifigkeit und der äquivalenten viskosen Dämpfung des Elastomers unter Schubbelastung wurden Proben in Sandwichanordnung getestet; es wurden acht Paare von Material B und 9 Paare von Material M getestet.

Die Abmessungen und der Prüfablauf folgen nicht der DIN 53513 (1990) zur Bestimmung der viskoelastischen Eigenschaften von Elastomeren, da die Beanspruchung nach dieser Norm (Amplitude von 20 %, Frequenz von 10 Hz) nicht der an Lagern auftretenden Beanspruchung entspricht. Die Bedingungen der folgenden Versuche wurden deshalb an die in der ÖNORM EN 15129 (2010) angegebenen Lagerversuche angepasst (siehe 3.7.2)

#### 3.7.1 Messung der Verformung und der Schubspannung

Die Verformung der Stahlteile (verbunden durch die Probenkörper) relativ zueinander wurde mit Hilfe des Extensometers gemessen (siehe Abb. 3-5). Die in der Probe herrschende Schubspannung wird aus der durch die Kraftmesszelle aufgenommenen Kraft und der Grundfläche der Proben errechnet. Der Biegeanteil der Verformung in den Proben kann nach Gent (1992) wegen der geringen Probenhöhe vernachlässigt werden.

### 3.7.2 Ablauf der Schubversuche

Es wurden acht Prüfkörper von Material B und 9 Prüfkörper von Material M getestet, wobei einige Prüfkörper bei einer Auslenkung von 100 % versagten womit nur bei wenigen Probenkörpern eine Wiederholung der Versuche mit vorbelasteten Proben möglich war.

Alle Versuche wurden weggesteuert gefahren, wobei die Auslenkung in bis zu fünf Stufen variiert wurde:

1. Stufe: 3 Zyklen mit 10 % Schubverzerrung
2. Stufe: 3 Zyklen mit 20 % Schubverzerrung
3. Stufe: 3 Zyklen mit 50 % Schubverzerrung
4. Stufe: 3 Zyklen mit 100 % Schubverzerrung
5. Stufe: 3 Zyklen mit 150 % Schubverzerrung (wurde teilweise nicht erreicht)

Bei Material B wurden die fünf Verzerrungsamplituden in zunehmender Reihenfolge durchlaufen. Durch Wiederholung der Versuche konnte das Materialverhalten für alle Amplituden nach einer mechanischen Degradation bei 150 % Verzerrung gemessen werden.

Das Materialverhalten für alle Amplituden unter Voraussetzung unterschiedlicher Degradationsstufen konnte gemessen werden, indem nach jeder höheren Verzerrungsstufe nochmals alle geringeren Stufen durchlaufen wurden (siehe Abb. 3-20):

1. Stufe: je 3 Zyklen mit **10 %**,
2. Stufe: je 3 Zyklen mit **20 %**, 10 %,
3. Stufe: je 3 Zyklen mit **50 %**, 20 %, 10 %,
4. Stufe: je 3 Zyklen mit **100 %**, 50 %, 20 %, 10 %,
5. Stufe: je 3 Zyklen mit **150 %**, 100 %, 50 %, 20 %, 10 %

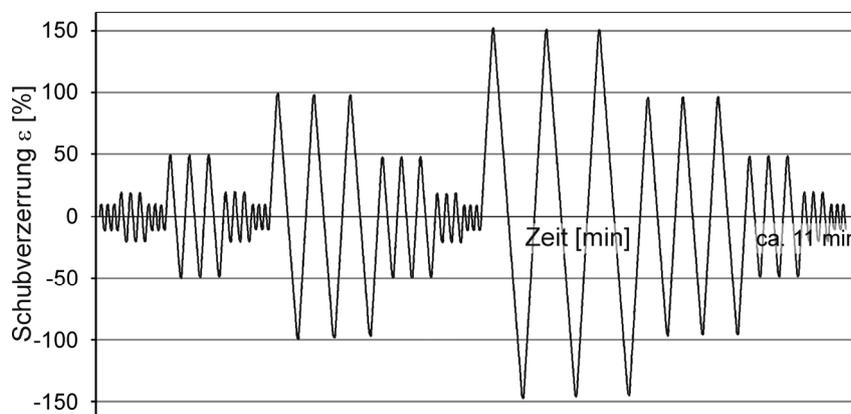


Abb. 3-20: Ablauf der Schubversuche an Elastomerproben

Diese aufwändigeren Versuche wurden ausschließlich mit Material M bei einer maximalen Verformungsgeschwindigkeit von  $v = 50 \text{ mm/min}$  durchgeführt.

Nach ÖNORM EN 15129 (2010) sind bei Schubversuchen an Elastomerproben die Schubverformungen 5 %, 10 %, 20 %, 50 % und 100 % zu verwenden. Diese Versuche sind mit 0,5 Hz zu fahren. Die Geschwindigkeitsabhängigkeit der Schubsteifigkeit und der Dämpfung unter Schubverzerrung ist nach ÖNORM EN 15129 (2010) zusätzlich für Frequenzen von 0,1 Hz, 0,5 Hz und 2,0 Hz zu untersuchen. Dies war jedoch mit der verwendeten Anlage nicht möglich.

Die maximalen Verformungsgeschwindigkeiten wurden bei Material B zwischen 10 mm/min und 100 mm/min variiert, um eine Geschwindigkeitsabhängigkeit feststellen zu können.

Dabei konnten, je nach Amplitude, Werte von maximal 0.17 Hz erreicht werden. Die Aussage über die Geschwindigkeitsabhängigkeit ist also nur bedingt möglich.

### 3.7.3 Ergebnisse der Schubversuche an Elastomerproben

Im Folgenden wird die Schubverzerrung nach Gleichung (3-4) durch die horizontale Verschiebung in Prozent der Probenhöhe ausgedrückt und nicht durch den Winkel der Schubverzerrung. Dies hat den Vorteil, dass ein Bezug zu den Belastungsversuchen an den Testlagern direkt möglich ist.

Abb. 3-21 zeigt ein typisches Last-Verformungs-Diagramm eines Schubversuchs an einer noch nicht vorbelasteten Probe. Analog zum uniaxialen Zugversuch können nichtlineares Materialverhalten, mechanische Materialdegradation und hysteretisches Verhalten beobachtet werden.

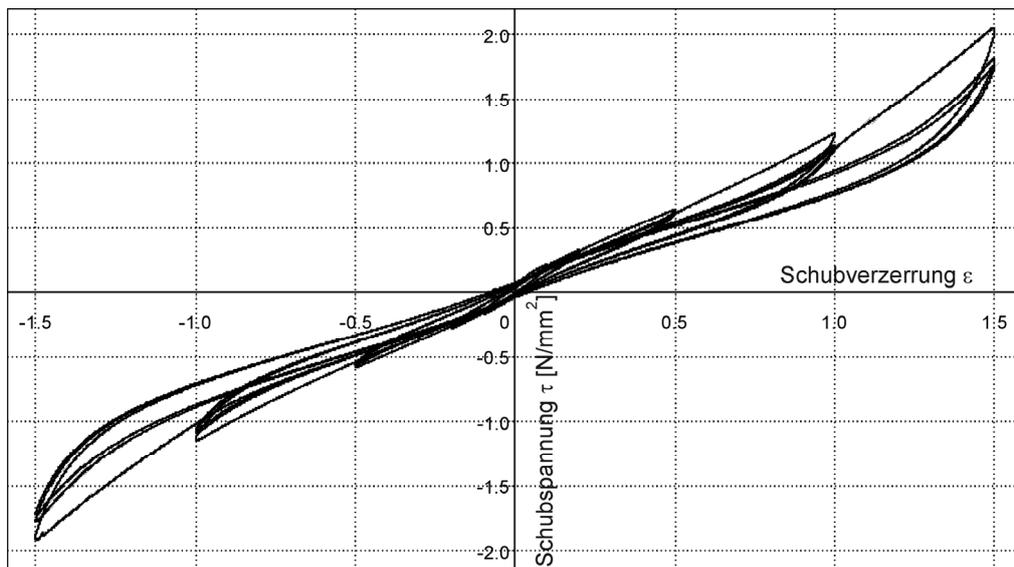


Abb. 3-21: Spannungs-Verzerrungs-Diagramm Schubversuch S04-01, Material B (nicht vorbelastete Probe)

#### 3.7.3.1 Schubmodul des Elastomers

Wie aus Abb. 3-22 ersichtlich hervorgeht, ist die Abnahme der Steifigkeit vom ersten Belastungszyklus (Schubzyklus 1, 4, 7, 10 und 13) zu den folgenden mit gleicher Amplitude wesentlich geringer als bei den Zugversuchen (siehe Abb. 3-9). Die Ergebnisse weisen mit einem Variationskoeffizienten von weniger als 7 % bei Material B (siehe Tab. 3-7) und weniger als 5 % bei Material M (siehe Tab. 3-8) eine geringe Streuung auf.

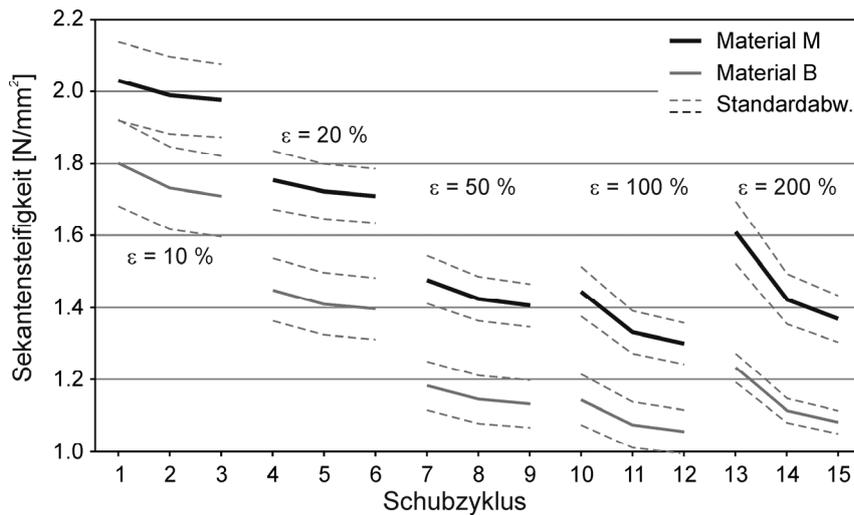


Abb. 3-22: Sekantensteifigkeiten der Schubversuche an nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf)

	Zyklus														
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
$\mu$	1.80	1.73	1.71	1.45	1.41	1.40	1.18	1.15	1.13	1.15	1.08	1.06	1.23	1.12	1.08
$\sigma$	0.12	0.12	0.11	0.09	0.09	0.09	0.07	0.07	0.06	0.07	0.06	0.06	0.04	0.03	0.03
<b>VARK</b>	0.07	0.07	0.07	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.03	0.03	0.03

Tab. 3-7: Material B: Sekantensteifigkeit [N/mm²] der Schubversuche der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Steifigkeiten des jeweils dritten Zyklus der noch nicht vorbelasteten Proben von Material B in Tab. 3-7 liegt bei 1,28 N/mm.

	Zyklus														
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
$\mu$	2.03	1.99	1.98	1.76	1.72	1.71	1.48	1.43	1.41	1.45	1.33	1.30	1.61	1.42	1.37
$\sigma$	0.11	0.11	0.10	0.08	0.08	0.08	0.07	0.06	0.06	0.07	0.06	0.06	0.09	0.07	0.07
<b>VARK</b>	0.05	0.05	0.05	0.05	0.04	0.04	0.04	0.04	0.04	0.04	0.05	0.04	0.04	0.05	0.05

Tab. 3-8: Material M: Sekantensteifigkeit [N/mm²] der Schubversuche der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Steifigkeiten des jeweils dritten Zyklus der noch nicht vorbelasteten Proben von Material M in Tab. 3-8 liegt bei 1,55 N/mm.

Da die mechanische Degradation des Materials von der Amplitude der vorausgegangenen Verformung abhängig ist, ist es darüber hinaus wichtig, die Steifigkeit in Abhängigkeit dieser Vorschädigung darzustellen (Abb. 3-23, wurde nur vom Material M erstellt, da bei Material B die Amplituden ausschließlich in zunehmender Reihenfolge gewählt wurden, siehe 3.7.2). So kann aus der maximal im Lager auftretenden Verzerrung die Steifigkeit für geringere Verzerrungsamplituden ermittelt werden. Durch die Aufbringung einer Vorverzerung von 150 % nimmt die Steifigkeit der einzelnen Verzerrungsamplituden im Gegensatz zur Steifigkeit ohne Vorverzerung um 18 bis 25 % ab (jeweils dritter Zyklus).

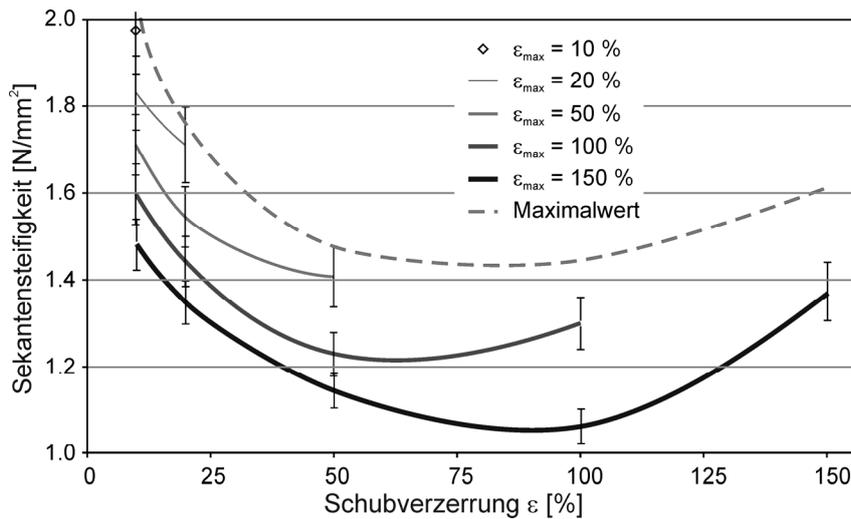


Abb. 3-23: Material M: Sekantensteifigkeit  $G(\epsilon_{h,max}, \epsilon_{\mu})$  [N/mm<sup>2</sup>] der Schubverzerrung in Abhängigkeit der Verzerrung und der mechanischen Materialdegradation (bisher aufgebrachte maximale Verzerrung)

Das Diagramm in Abb. 3-23 kann zur genaueren Berücksichtigung der Materialsteifigkeit bei der Bemessung von Lagern herangezogen werden und liefert damit wesentlich genauere Bemessungswerte der Lagersteifigkeit, als die in den Normen verwendete Bemessung mit konstanter Schubsteifigkeit  $G$  (siehe 6.2.2 und 7.1.3).

### 3.7.3.2 Dämpfung des Elastomers im Schubversuch

Analog zur Steifigkeit zeigt Abb. 3-24 die äquivalente viskose Dämpfung der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf) der Materialien B und M. Die Variationskoeffizienten sind mit < 8 % gering.

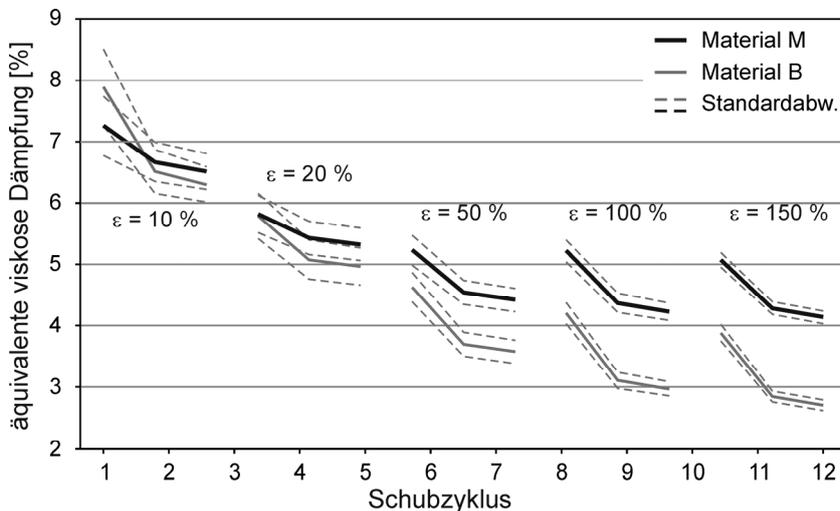


Abb. 3-24: Äquivalente viskose Dämpfung der Schubversuche der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf) bei Verformung über 15 Zyklen (5 Verzerrungsamplituden mit je drei Belastungszyklen)

	Zyklus														
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
$\mu$	7.89	6.51	6.30	5.79	5.08	4.96	4.63	3.69	3.57	4.20	3.11	2.97	3.88	2.85	2.71
$\sigma$	0.62	0.36	0.29	0.37	0.32	0.31	0.24	0.19	0.19	0.18	0.13	0.12	0.14	0.09	0.09
<b>VARK</b>	0.08	0.06	0.05	0.06	0.06	0.06	0.05	0.05	0.05	0.04	0.04	0.04	0.03	0.03	0.03

Tab. 3-9: Material B: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Schubversuche der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Dämpfung des dritten Zyklus in Tab. 3-9 liegt bei 4,10 %.

	Zyklus														
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
$\mu$	7.26	6.67	6.51	5.82	5.43	5.32	5.23	4.54	4.42	5.22	4.37	4.23	5.07	4.28	4.14
$\sigma$	0.48	0.32	0.29	0.30	0.27	0.27	0.24	0.20	0.19	0.18	0.15	0.14	0.12	0.10	0.10
<b>VARK</b>	0.07	0.05	0.04	0.05	0.05	0.05	0.05	0.04	0.04	0.03	0.03	0.03	0.02	0.02	0.02

Tab. 3-10: Material M: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Schubversuche der nicht vorbelasteten Proben (erster Durchlauf); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Dämpfung des dritten Zyklus in Tab. 3-9 liegt bei 4,92 %.

Die äquivalente viskose Dämpfung von Material M wurde, analog zu Abb. 3-23, in Abhängigkeit von der Verzerrung und der maximalen bisher aufgetragenen Verzerrung gemessen (Abb. 3-26). Dadurch, dass sich die Abnahme der Steifigkeit und die Abnahme der inneren Reibung im Material durch Materialdegradation großteils aufheben, ist die relative äquivalente Dämpfung nur unwesentlich von der Vorverzerrung abhängig; sie liegt nach der Degradation nur um 5 bis 7 % höher.

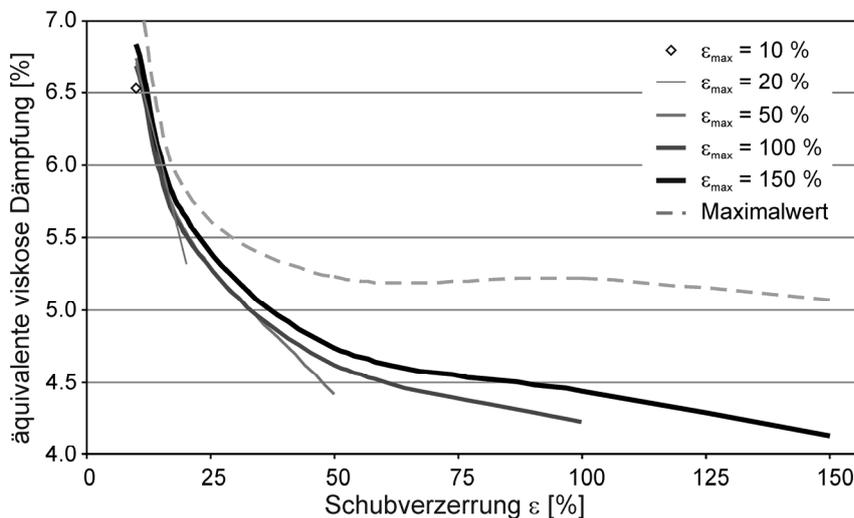


Abb. 3-25: Material M: äquivalente viskose Dämpfung  $\xi(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$  [%] der Schubverzerrung in Abhängigkeit der Verzerrung und der mechanischen Materialdegradation (bisher aufgetragene maximale Verzerrung)

### 3.7.4 Auswertung der Schubversuche an Elastomerproben

Es kann davon ausgegangen werden, dass die meisten Lager einer bestimmten Belastung bzw. Verformung nicht nur einmal, sondern öfter ausgesetzt sind. Deshalb ist vor allen der letzte Wiederholungszyklus - hier der jeweils dritte - der Messung einer Verformungsamplitude von Interesse.

Die Schubsteifigkeit ist der zentrale Materialparameter bei der Bemessung von Elastomerglagern. Zu sehen ist eine starke Abhängigkeit der Steifigkeit von der Schubverformung bei nicht vorbelasteten Proben. Ein Vergleich der mittleren Steifigkeiten von 10 % zu 150 % Horizontalverformung zeigt, dass die Steifigkeit bei der geringeren Verformung um ca. 45 % (Material M) bis 60 % (Material B) höher liegt als nach einer Verzerrung mit 150 %.

Bei den bereits vorbelasteten Proben liegt die Steifigkeit bei 10 % Schubverformung nur mehr um 8 % (Material M) bis 16 % (Material B) über dem Wert bei 100 % Schubverformung. Dies zeigt die starke Abhängigkeit von der Belastungsgeschichte.

Bei Lagern, welche z.B. zur Schwingungsdämpfung verwendet werden, ist die genaue Bestimmung der horizontalen Steifigkeit und der Dämpfung entscheidend (siehe 8.1). Wie in

Abb. 3-23 zu sehen ist, kann für diese Lager die geforderte Genauigkeit der Bemessung nur erreicht werden, wenn die Schubsteifigkeit in Abhängigkeit von der Vorverzerrung betrachtet wird (siehe 7.1.3 und 7.2.2).

Die äquivalenten viskosen Dämpfungen bei Verzerrungen zwischen 10 % und 100 % (dritter Zyklus) an Proben, welche bereits vorher mit 150 % verformt wurden, liegen nur um ca. 5 - 7 % (Material M) bzw. um ca. 5 - 15 % höher als bei Proben, die noch keiner größeren Verformung ausgesetzt waren. Eine Einbeziehung der Verformungsgeschichte in die Bestimmung der äquivalenten viskosen Dämpfung ist deshalb nicht notwendig.

Abb. 3-26 zeigt die im Elastomer verrichtete Arbeit in Abhängigkeit von der Verzerrung  $\epsilon$  und der Vorverzerrung  $\epsilon_{max}$ . Die im Elastomer verrichtete Arbeit wird demnach wenig von der Materialdegradation beeinflusst.

Vernachlässigt man den geringen Einfluss der Verformungsgeschwindigkeit, so kann das Material als Feder-Dämpfer-System betrachtet werden, wobei die Dämpfungselemente durch Reibungsdämpfer abgebildet werden (siehe Abb. 3-27). Die Degradation kann durch das Aufteilen der zentralen nichtlinearen Feder  $F_z$  in mehrere Federelemente, welche bei einer Grenzspannung ausfallen, modelliert werden.

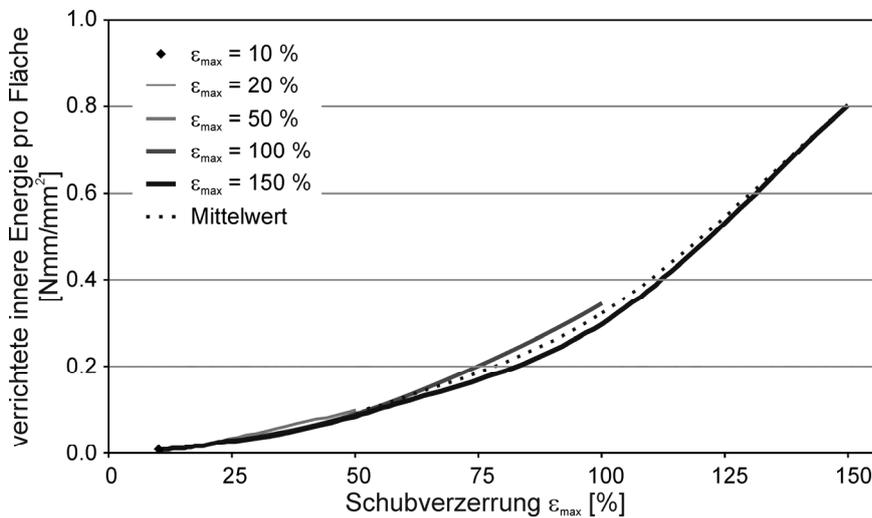


Abb. 3-26: Verrichtete Energie eines Zyklus (pro Fläche) in Abhängigkeit von der Schubverzerrung

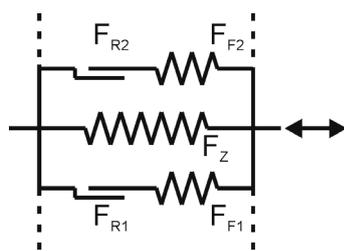


Abb. 3-27: Materialmodell mit parallelen Feder-Reibungs-Elementen

Die Optimierung des einfachsten Falles eines solchen Modells - mit einer nichtlinearen Feder und einem Feder-Reibungs-Element - anhand von Messdaten von Material M führen zu dem in Abb. 3-28 dargestellten Verzerrungs-Spannungs-Diagramm. Für die Feder im Feder-Reibungs-Element wurde dabei eine extrem hohe Steifigkeit gewählt. Die zentrale Feder wurde an das nichtlineare Materialverhalten angepasst, wobei die Mittelwerte aus ansteigendem und abfallendem Ast verwendet wurden. Folgende Ansätze wurden durch die Optimierung ermittelt:

Zentrale Feder:  $K_z(\epsilon) = (0,762 \epsilon^2 - 1,29 |\epsilon| + 1,60) \text{ N/mm}^2$   
 $F_z(\epsilon) = K_z(\epsilon) \epsilon$

$$\text{Feder-Reibungs-Element: } F_{R1}(\dot{\epsilon}) = 0,164 \text{ N/mm}^2 \left| \dot{\epsilon} \right| / \dot{\epsilon}$$

$$F_{F1}(\epsilon) \gg F_Z(\epsilon)$$

Bei diesem einfachen Modell mit nur einem Feder-Reibungs-Element nimmt die verrichtete Energie pro Zyklus nahezu linear mit der Verzerrungsamplitude zu; die äquivalente viskose Dämpfung des Modells kann deshalb nur für eine Verzerrungsamplitude optimiert werden. Um das reale Materialverhalten in Abb. 3-26 besser abbilden zu können, müssten weitere Feder-Reibungs-Elemente mit unterschiedlicher Federsteifigkeit und Reibungskräften eingeführt werden.

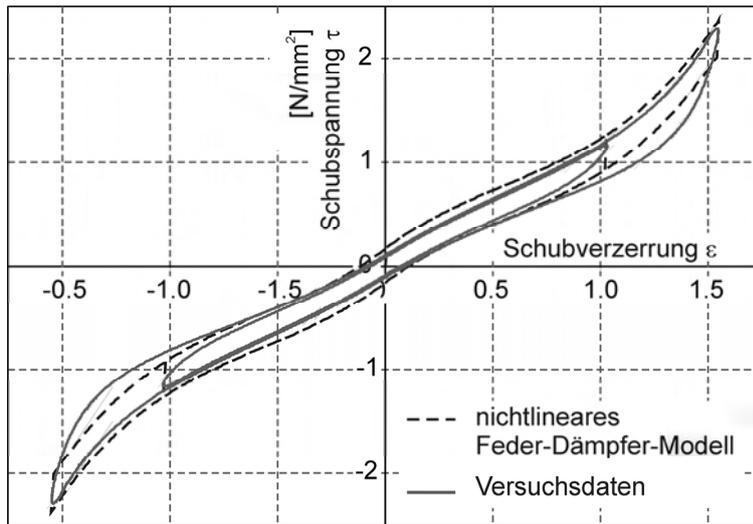


Abb. 3-28: Vergleich von Versuchsdaten von Material M mit Modell aus einer nichtlinearen Feder parallel zu einem Feder-Reibungs-Element, optimiert für den Dämpfungswert bei 150 % Verzerrung

Da die Kraft-Verformungs-Beziehung von Elastomerlagern größtenteils vom Verhalten des Elastomers bestimmt wird, lässt sich mit diesem einfachen Modell auch das Lagerverhalten gut modellieren (siehe 8.1 und 8.2). Der Einfluss der Pressung auf die Dämpfung muss noch eingehender untersucht werden; eventuell ist zusätzlich die Reibung der Elemente des Modells in Abhängigkeit der Vertikallast zu definieren.

### 3.8 Zusammenfassung der Materialversuch am Elastomer

Die dynamischen Versuche bis ca. vier Hz zeigen, dass für die verwendeten Elastomere kaum eine Abhängigkeit der Steifigkeit von der Belastungsfrequenz besteht; es wird angenommen, dass dies auch auf die Schubsteifigkeit des Elastomers übertragbar ist. Die Zunahme der Dämpfung mit der Frequenz hat bei geringen Lagerverschiebungen Einfluss auf die horizontale Sekantensteifigkeit; dies wird jedoch im Weiteren vernachlässigt. Es sollten allerdings noch weitere Untersuchungen an im Lagerbau gängigen Elastomeren durchgeführt werden.

Die Ergebnisse der ebenen Zugversuche sollten bei einigen numerischen Materialmodellen zur Kalibrierung herangezogen werden (z.B. Ogden-Modell, siehe ABAQUS (2007)), um ein stabiles Materialverhalten zu gewährleisten. Für die Kalibrierung der in dieser Arbeit verwendeten Modelle (Neo-Hooke-Modell, siehe ABAQUS (2007), und Parallel-Netzwerk-Modell, siehe Bergstrom (2008)) wurden die Versuchsdaten nicht verwendet.

Die uniaxialen Zugversuche sind aus zweierlei Hinsicht interessant. Zum einen sind die Versuche sehr leicht und mit geringen Kosten durchführbar; der direkte Schluss vom E-Modul auf den Schubmodul des Materials ist jedoch nicht möglich. Obwohl das Elastomer im belasteten Lager kaum uniaxialen Zugverzerrungen, sondern hauptsächlich Schubverzerrun-

gen ausgesetzt ist, bilden die Daten aus den Zugversuchen einen wichtigen Bestandteil zur Kalibrierung der numerischen Materialmodelle (siehe 4.2.2).

Den wichtigsten Teil der Materialversuche bilden die einfachen Schubversuche. Abb. 3-23 und Abb. 3-25 stellen die Schubsteifigkeit  $G(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$  und die äquivalenten viskosen Dämpfung  $\xi(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$  in Abhängigkeit von der mechanischen Materialdegradation durch vorausgehende Verzerrungen und von der augenblicklichen Verzerrungsamplitude dar. Diese Daten stellen einen zentralen Bestandteil für die Bemessung von Lagern unter Berücksichtigung der nichtlinearen Materialeigenschaften (siehe 7.1.3 und 7.2.2) dar.

Die von den Herstellern angegebene partielle Sekantensteifigkeit bzw. der im Schubversuch nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) ermittelte ideale Schubmodul  $G_j$  von Lagern liegt wesentlich geringer und kann lediglich als Vergleichswert verschiedener Materialien herangezogen werden. Für die Bemessung der Rückstellkraft von Lagern bzw. der Schwingungsdauer seismischer Isolationssysteme ist dieser Wert ungeeignet.

Wie im Weiteren gezeigt wird, kann die Pressung fallweise starken Einfluss auf die Schubsteifigkeit und -dämpfung haben. Die hier vorgestellten Versuche sollten deshalb diesbezüglich noch erweitert werden.

### 3.9 Zyklische Zugversuche an Gewebeproben

Bei der Untersuchung von stahlbewehrten Elastomerlagern spielt die Steifigkeit der Bewehrungslagen kaum eine Rolle, da sie im Vergleich zur Steifigkeit des Elastomers sehr groß ist. Der wesentlich geringere effektive E-Modul der Gewebe, welche in faserbewehrten Elastomerlagern verwendet werden, hat hingegen, wie sich aus den Ergebnissen von Belastungsversuchen von Lagern mit Glas- bzw. mit Kohlenstofffasergewebe zeigt, einen erheblichen Einfluss auf die Lagersteifigkeit und muss deshalb mit berücksichtigt werden.

Da die Dicke des Gewebes nicht genau bestimmbar ist und für die Bestimmung der Materialeigenschaften nicht von Belang ist, geht diese nicht in Spannungen und E-Modul ein. Diese mechanischen Kenndaten wurden daher, unabhängig von der Dicke, in N/mm angegeben.

#### 3.9.1 Übersicht der Gewebeproben

Die Gewebeproben wurden aus dünnen quadratischen Platten von einvulkanisiertem Gewebe mit 200 mm Seitenlängen herausgeschnitten. Die Breiten der Probestreifen variieren zwischen 30 und 60 mm; die Länge betragen 120 bis 150 mm. Da das Glasfasergewebe unterschiedliche Faserbündel in Kett- und Schussrichtung aufweist, wurde die Geweberichtung mit  $0^\circ$  und  $90^\circ$  gewählt (fünf Proben Richtung 1, drei Proben Richtung 2). Bei den Proben mit Kohlenstofffasergewebe ist dies nicht notwendig, da die Faserbündel in beiden Richtungen augenscheinlich gleich sind (fünf Proben).

Alle Proben wurden direkt in die Klemmbanken eingespannt; durch die dünne Elastomerschicht wurde dabei die Schädigung der Gewebe durch Querbeanspruchung größtenteils vermieden. Trotzdem liegt die Zugfestigkeit im Versuch unter der Zugfestigkeit der im Lager eingebauten Gewebe.

#### 3.9.2 Messung der Verformung und Kraft

Aus der Kraftmessung ergibt sich der Durchschnittswert der Normalkraft pro Längeneinheit in der Probe; die Dehnungsmessung gibt nur die Dehnung des Faserbündels im Messbereich wieder. Ungenauigkeiten der Einspannung der Proben könnten damit zu Messfehlern führen. Durch die relativ weiche Einspannung, welche aus der Elastomerummantelung resultiert, sollte dieser Effekt bei den einvulkanisierten Proben einigermaßen gering ausfallen.

Die Verformung der Proben wurde über Extensometer mit einer Messlänge  $L_0$  von 25 bzw. 30 mm direkt an den Proben gemessen. Die Genauigkeit der Wegmessung liegt bei etwa  $1 \mu\text{m}$ ; da die Steifigkeit der Gewebe sehr hoch ist, ist bei dieser Auflösung - gerade bei kleinen Kraftamplituden - die Grenze der Messgenauigkeit erreicht.

### 3.9.3 Ablauf der Zugversuche

Zur Bestimmung des E-Moduls und der Dämpfung der Gewebe wurden Zugversuche mit verschiedenen Kraftamplituden an den Gewebeproben durchgeführt. Es wurden zwei verschiedene Ansätze verfolgt:

Beim ersten Versuchsablauf wurden die Proben auf vier verschiedene Lastniveaus be- und entlastet (bis auf eine geringe Grundlast). Aus diesen Messungen lässt sich die Sekantensteifigkeit der Gewebe ermitteln, welche für die Bestimmung der Sekantensteifigkeit der Lager herangezogen werden kann.

Beim zweiten Versuchsablauf wurden die Proben auf verschiedenen Lastniveaus um verschiedene Bruchteile dieser Lasten entlastet und belastet. Aus diesen Messungen lassen sich die partiellen Sekantensteifigkeiten und die zugehörigen Dämpfungen der Gewebe ermitteln. Die Ergebnisse werden für die Bemessung der vertikalen Steifigkeit der Lager bei geringen Lastamplituden auf hohem Lastniveau, sowie zur Berechnung der im Gewebe verrichteten Arbeit bei Schwankungen der Zugkräfte im Gewebe (durch Schwankungen der Vertikallast oder durch horizontale Auslenkung der Lager) herangezogen.

#### Versuchsablauf 1 mit nahezu vollständiger Entlastung:

Die Proben wurden mit bis zu vier Laststufen von 10, 20, 30 und 40 N/mm belastet und jeweils in drei Zyklen auf die Grundlast von  $2,5 \text{ N/mm}^2$  entlastet. Dabei wurde bei einigen Proben die höchste Laststufe wegen Versagens nicht erreicht.

Laststufe 10 N/mm Zyklus 1 - 3

Laststufe 20 N/mm Zyklus 4 - 6

Laststufe 30 N/mm Zyklus 7 - 9

Laststufe 40 N/mm Zyklus 10 - 12

Die Ent- und Belastungen wurden mit 0,4 bis 0,8 mm/min gefahren.

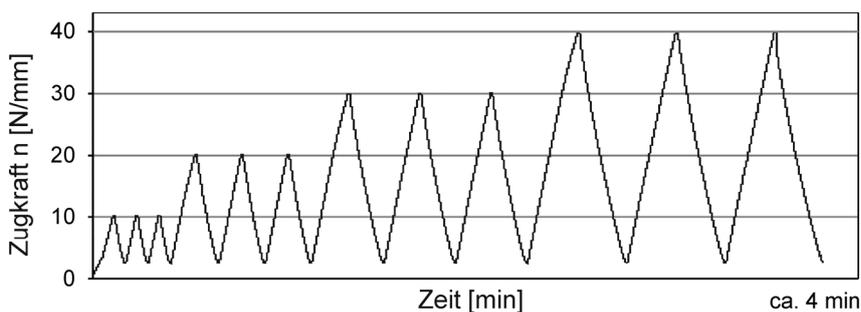


Abb. 3-29: Versuchsablauf 1 der Zugversuche an einvulkanisierten Gewebeproben

#### Versuchsablauf 2 mit partieller Entlastung:

Die Proben wurden auf vier verschiedenen Lastniveaus belastet, wobei die Proben von jedem Lastniveau in jeweils drei Zyklen um prozentuale Anteile des jeweiligen Lastniveaus entlastet wurden.

Laststufe 10 N/mm Entlastungen um 30, 50, 80 %

Laststufe 20 N/mm Entlastungen um 10, 20, 30, 50, 80 %

Laststufe 30 N/mm Entlastungen um 5, 10, 20, 30, 50, 80 %

Laststufe 40 N/mm Entlastungen um 5, 10, 20, 30, 50, 80 %

Laststufe 50 N/mm Entlastungen um 5, 10, 20, 30, 50, 80 %

Die Ent- und Belastungen wurden mit etwa 0,25 mm/min gefahren.

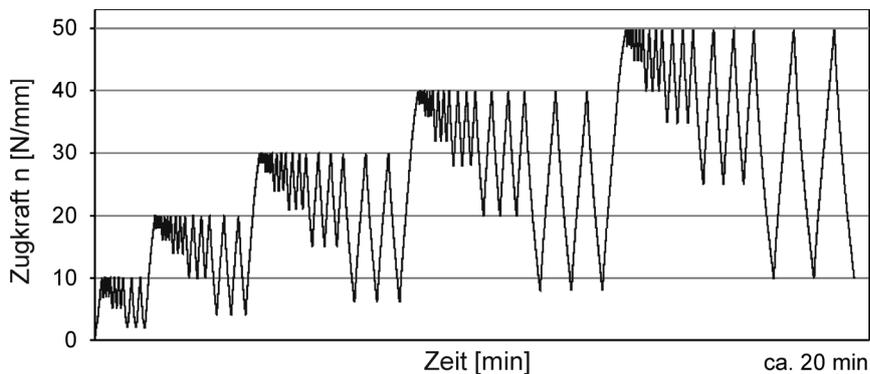


Abb. 3-30: Versuchsablauf 2 der Zugversuche an einvulkanisierten Gewebeproben

### 3.9.4 Ergebnisse der Belastungsversuch an einvulkanisierten Gewebeproben

Bei allen Proben der Entlastungsversuche zeigt sich, dass die Ergebnisse zwischen dem zweiten und dem dritten Belastungszyklus nur gering voneinander abweichen. Wie in einem typischen Dehnungs-Kraft-Diagramm in Abb. 3-31 zu sehen ist, liegen die unteren Umkehrpunkte der Zyklen der jeweiligen Laststufe nahe beieinander; die Steifigkeit und die Dämpfung können also wie bei den Zugversuchen am Elastomer bestimmt werden.

Die geringe Steifigkeit am Anfang des Versuchs kann nicht genau erfasst werden, hat aber großen Einfluss auf die vertikale Gesamtverformung der Lager: Bei erstmaliger Laststeigerung jeder Laststufe ist eine geringere tangentielle Steifigkeit zu beobachten; diese kommt durch die Ausrichtung der Fasern im Gewebe zustande, welche während der Zyklen erhalten bleibt. Dadurch ergeben sich für die Dämpfung des ersten Zyklus einer Belastungsstufe große Abweichungen.

Es wurden Messungen an acht Glasfasergewebeproben und fünf Kohlenstofffasergewebeproben durchgeführt. Diese geringe Probenzahl und die Schwierigkeiten der Messung kleinster Verformungen unter grosser Spannung führen zu relativ grossen Streuungen der Ergebnisse:

Bei Versuchsablauf 1 (jeweils nahezu vollständige Entlastung) liegen die mittlere Variationskoeffizienten der Ergebnisse der Steifigkeiten bei 20 % bzw. 30 % bei Glasgewebe bzw. Kohlenstofffasergewebe. Jener der Dämpfung liegt bei 13 % bzw. bei 38 %. Bei Versuchsablauf 2 (partielle Entlastung) liegen die Variationskoeffizienten der Kohlenstofffasergewebe bei 42 % für die Steifigkeit und bei 36 % für die Dämpfung.

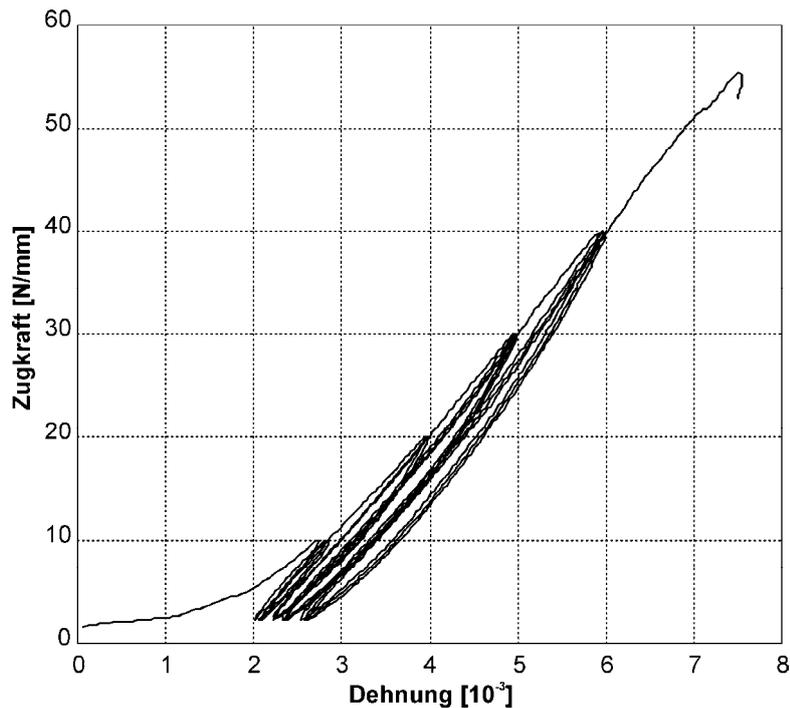


Abb. 3-31: Typisches Kraft-Verformungs-Diagramm von Zugversuchen an Kohlenstofffasergewebe

### 3.9.4.1 Sekantensteifigkeit der Glasfasergewebe

Die Sekantensteifigkeit der Glasfasergewebeproben ist in Abb. 3-32 dargestellt. Dabei ist die Faserrichtung von Kette und Schuss bei fünf von acht Proben mit  $90^\circ$  gedreht. Die Steifigkeiten der Gewebe im jeweils dritten Zyklus der einen Ausrichtung betragen nur 63 bis 68 % (siehe Tab. 3-11 und Tab. 3-12) von jenen der anderen Ausrichtung. Da die Gewebe in den Lagern abwechselnd um  $0^\circ$  bzw.  $90^\circ$  im Grundriss verdreht eingebaut werden, kann für die Bemessung der Lager vom Mittelwert der Messungen ausgegangen werden.

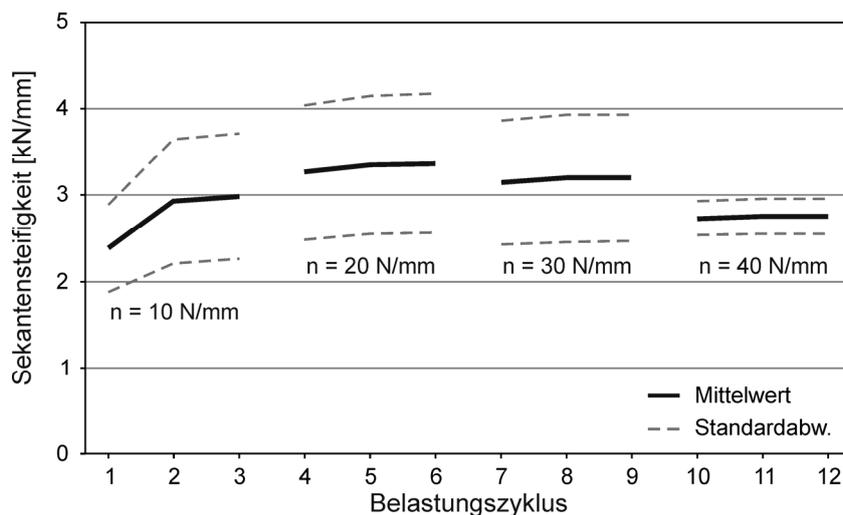


Abb. 3-32: Sekantensteifigkeit [kN/mm] der Glasfasergewebeproben bei Belastung mit 4 Belastungsstufen zu je 3 Zyklen (Mittelwerte beider Faserrichtungen)

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	2.62	3.39	3.47	3.78	3.97	3.99	4.03	3.97	3.97	3.67	-	-
$\sigma$	0.44	0.33	0.29	0.23	0.17	0.17	0.21	0.18	0.20	-	-	-
<b>VARK</b>	0.17	0.10	0.08	0.06	0.04	0.04	0.05	0.05	0.05	-	-	-

Tab. 3-11: Sekantensteifigkeit [kN/mm] der Glasfasergewebeprouben Richtung 1 (0°); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	2.00	2.14	2.18	2.45	2.52	2.54	2.64	2.68	2.69	2.73	2.75	2.75
$\sigma$	0.38	0.36	0.36	0.29	0.29	0.29	0.24	0.24	0.24	0.20	0.21	0.20
<b>VARK</b>	0.19	0.17	0.16	0.12	0.12	0.11	0.09	0.09	0.09	0.07	0.07	0.07

Tab. 3-12: Sekantensteifigkeit [kN/mm] der Glasfasergewebeprouben Richtung 2 (90°); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Steifigkeiten des dritten Zyklus aller Proben in Tab. 3-11 und Tab. 3-12 liegt bei 3,12 kN/mm.

### 3.9.4.2 Dämpfung der Glasfasergewebe

Die äquivalente viskose Dämpfung aller Glasfasergewebeprouben ist in Abb. 3-33 dargestellt (siehe Tab. 3-13 und Tab. 3-14). Die Dämpfungswerte der Gewebe im jeweils dritten Zyklus der einen Gewebeausrichtung betragen 110 bis 140 % von jenen der anderen Ausrichtung. Damit ist die verrichtete Arbeit der zweiten Richtung um 10 bis 20 % geringer als in der ersten Richtung. Bei der Lagerbemessung wird wiederum vom Mittelwert ausgegangen.

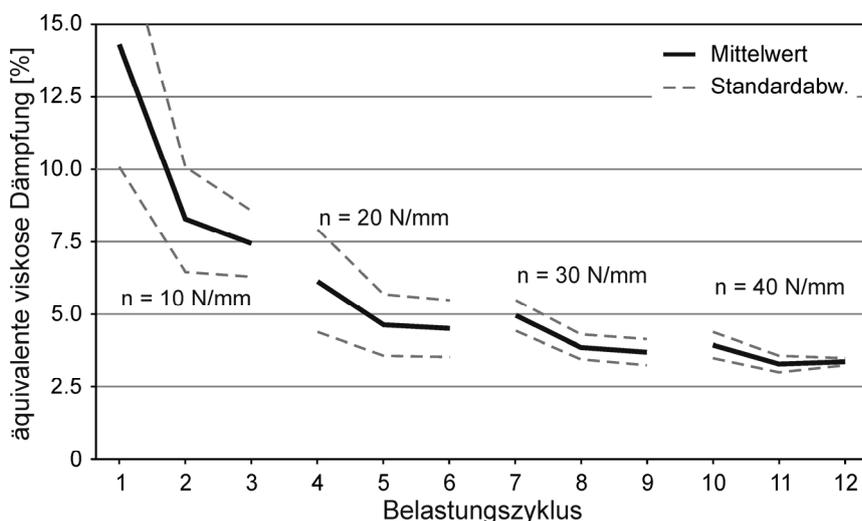


Abb. 3-33: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Glasfasergewebeprouben bei Belastung mit 4 Belastungsstufen zu je 3 Zyklen

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	15.59	8.20	7.11	5.61	3.94	3.84	4.91	3.55	3.32	-	-	-
$\sigma$	4.76	2.23	1.11	2.24	0.62	0.63	0.60	0.22	0.21	-	-	-
<b>VARK</b>	0.31	0.27	0.16	0.40	0.16	0.17	0.12	0.06	0.06	-	-	-

Tab. 3-13: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Glasfasergewebeprouben Richtung 1 (0°); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	12.16	8.41	7.97	6.86	5.58	5.37	4.90	4.09	3.96	3.95	3.30	4.17
$\sigma$	2.46	1.26	1.15	0.72	0.65	0.50	0.51	0.41	0.35	0.45	0.28	1.37
<b>VARK</b>	0.20	0.15	0.14	0.10	0.12	0.09	0.10	0.10	0.09	0.11	0.09	0.33

Tab. 3-14: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Glasfasergewebeprouben Richtung 2 (90°); Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Dämpfungen des dritten Zyklus aller Proben in Tab. 3-13 und Tab. 3-14 liegt bei 5,30 %.

### 3.9.4.3 Sekantensteifigkeit der Kohlenstofffasergewebe

Das Kohlenstofffasergewebe hat in beide Richtungen gleiche Faserbündel und Abstände; lediglich der Glasfaserfaden, welcher die Kohlenstofffaserbündel zusammen hält, weicht leicht von dieser Symmetrie ab. Es ist demnach zu erwarten, dass die mechanischen Eigenschaften des Gewebes in beiden Belastungsrichtungen etwa gleich sind.

Die Sekantensteifigkeit aller fünf Kohlenstofffasergewebeprouben ist in Abb. 3-34 dargestellt. Die tabellarische Auswertung der Versuche findet sich in Tab. 3-15. Die Streuung der Werte ist teilweise aufgrund der geringen Probenanzahl sehr gross.

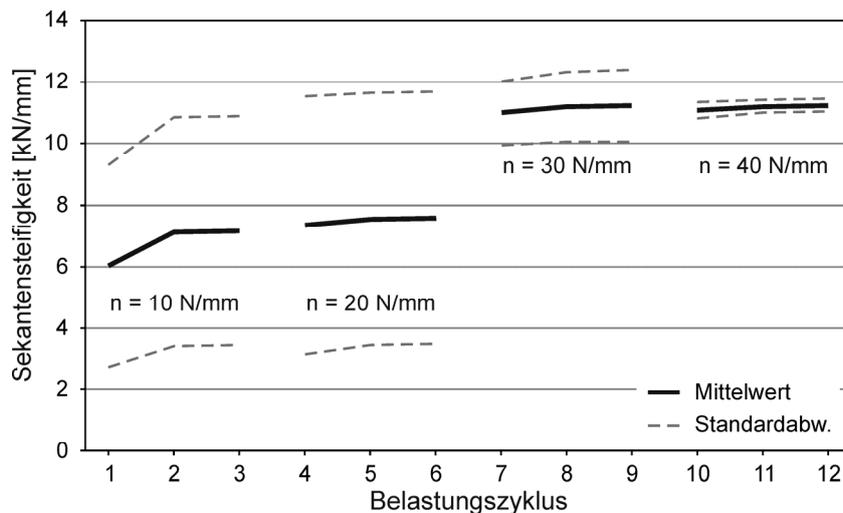


Abb. 3-34: Sekantensteifigkeit [kN/mm] der Kohlenstofffasergewebeprouben bei Belastung mit 4 Belastungsstufen zu je 3 Zyklen

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	6.02	7.13	7.18	7.35	7.57	7.59	10.99	11.20	11.24	11.08	11.21	11.25
$\sigma$	3.30	3.71	3.74	4.20	4.10	4.09	1.03	1.12	1.17	0.26	0.22	0.21
<b>VARK</b>	0.55	0.52	0.52	0.57	0.54	0.54	0.09	0.10	0.10	0.02	0.02	0.02

Tab. 3-15: Sekantensteifigkeit [kN/mm] der Kohlenstofffasergewebeprouben; Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Steifigkeiten des dritten Zyklus aller Proben in Tab. 3-15 liegt bei 9,32 kN/mm.

### 3.9.4.4 Dämpfung der Kohlenstofffasergewebe

Die äquivalente viskose Dämpfung aller Kohlenstofffasergewebeproben ist in Abb. 3-35 dargestellt. Die tabellarische Auswertung der Versuche findet sich in Tab. 3-16. Die Streuung der Werte ist sehr groß. Die Ursache ist in einer weiteren Versuchsreihe noch genauer zu untersuchen.

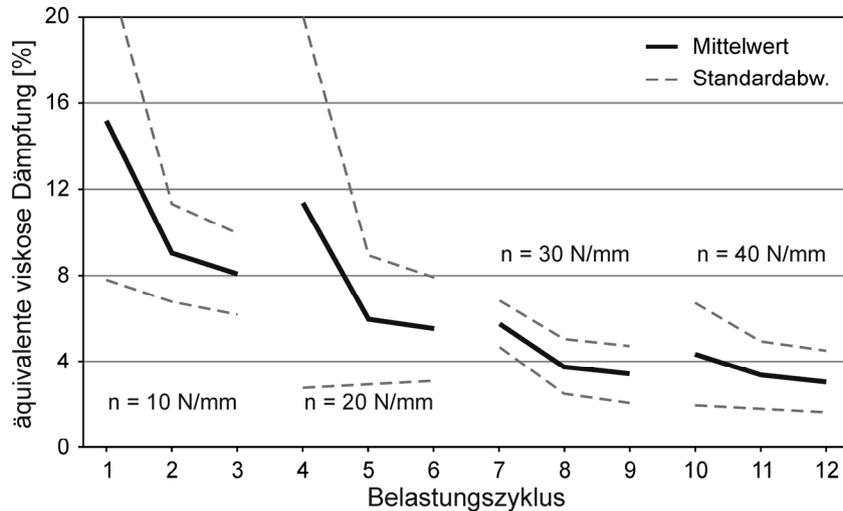


Abb. 3-35: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Kohlenstofffasergewebeproben bei Belastung mit 4 Belastungsstufen zu je 3 Zyklen

	Zyklus											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\mu$	15.16	9.05	8.06	11.40	5.95	5.51	5.73	3.75	3.39	4.35	3.34	3.05
$\sigma$	7.35	2.29	1.89	8.64	3.00	2.41	1.07	1.27	1.33	2.38	1.57	1.42
<b>VARK</b>	0.48	0.25	0.23	0.76	0.50	0.44	0.19	0.34	0.39	0.55	0.47	0.47

Tab. 3-16: Äquivalente viskose Dämpfung [%] der Kohlenstofffasergewebeproben; Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient

Der Mittelwert der Dämpfungen des dritten Zyklus aller Proben in Tab. 3-16 liegt bei 5,0 %.

### 3.9.5 Ergebnisse der partiellen Entlastungsversuche an einvulkanisiertem Kohlenstofffasergewebe

Aufgrund der teilweise sehr geringen Kraftdifferenzen von nur 1,5 N/mm in einem Zyklus ergeben sich vor allem für die geringen Entlastungen (5 bis 10 % des jeweiligen Lastniveaus) große Messgenauigkeiten; die Daten mussten durch einen Filter (Mooving-Average-Filter) geglättet werden, um Verformungs-Kraft-Verläufe zu erhalten, welche mit dem entwickelten Algorithmus ausgewertet werden konnten.

Es zeigte sich, dass die unteren Umkehrpunkte auch beim jeweils dritten Entlastungszyklus starke Verformungsdifferenzen aufwiesen. Dies bedeutet, dass sich die Fasern während der Entlastungszyklen weiter ausrichten und dabei zusätzliche Arbeit verrichtet wird. Für eine genaue Messung der Dämpfung müssten also mehr als drei Zyklen gefahren werden. Der entstehende Fehler wird korrigiert, indem das sich aufspannende Dreieck zwischen zwei aufeinanderfolgenden unteren und dem zugehörigen oberen Umkehrpunkt von der Fläche der verrichteten Arbeit abgezogen wird.

Die Genauigkeit der gemessenen äquivalenten viskosen Dämpfung ist im dritten Zyklus ausreichend, da es sich zum einen nur um eine Abschätzung des zusätzlichen Dämpfungsanteils durch die Dehnung der Gewebe handelt (siehe 7.4.2) und zum anderen nicht geklärt ist, wie groß der sehr geringe Dämpfungsanteil aus der Biegung der Gewebe ist.

Die Änderung der gemessenen Steifigkeit vom zweiten zum dritten Zyklus lag durchwegs unter 5 %; der Wert des dritten Zyklus kann damit als ausreichend genau betrachtet werden.

### 3.9.5.1 Partielle Sekantensteifigkeit der Kohlenstofffasergewebe bei teilweiser Entlastung

Die Messungen weisen aufgrund der oben beschriebenen schwierigen Messsituation eine starke Streuung auf. Bei den partiellen Steifigkeiten liegt der Variationskoeffizient zwischen 0,3 (bei Laststufe  $n = 50 \text{ N/mm}$ ) und 0,7 (bei Laststufe  $n = 50 \text{ N/mm}$ ). Trotzdem lässt sich aus den Ergebnissen gut der lineare Zusammenhang zwischen maximaler Normalkraft und der Steifigkeit ablesen (siehe Abb. 3-36). Nur die Werte für  $\Delta = 5 \%$  Lastschwankung weichen wegen der Messungenauigkeit stark von diesem Zusammenhang ab. Die Trendlinien wurden als parallele Linien durch die zur maximalen Normalkraft von  $n = 40 \text{ N/mm}$  gehörigen Messwerte konstruiert, da diese Werte von 5 % bis 80 % Lastdifferenz einen nahezu idealen linearen Verlauf aufweisen.

Die dadurch aufgespannte Fläche wird für die Abschätzung der im Gewebe verrichteten Arbeit verwendet (siehe 7.4.2). Da für die numerischen Berechnungen vereinfachend ein linear elastisches Materialmodell für die Bewehrungslagen verwendet wird, wird hierfür der Mittelwert aller dargestellten Messwerte, ein E-Modul von  $E_f = 12,7 \text{ kN/mm}$ , verwendet.

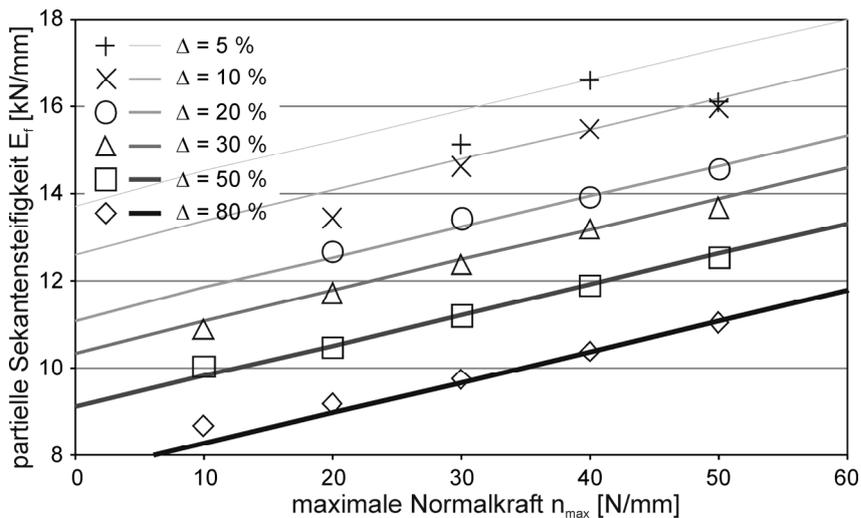


Abb. 3-36: partielle Sekantensteifigkeit  $E_f(n_{max}; \Delta)$  [kN/mm] der Kohlenstofffasergewebebeispiele bei Belastung mit fünf Belastungsniveaus und sechs Entlastungsamplituden zu je drei Zyklen; Messwerte = mit Symbol und parallele Trendlinien

### 3.9.5.2 Dämpfung der Kohlenstofffasergewebe bei partieller Entlastung

Bei den Messungen der Dämpfung liegen die Variationskoeffizienten zwischen 0,12 (bei Laststufe  $n = 10 \text{ N/mm}$ ) und 0,79 (bei Laststufe  $n = 50 \text{ N/mm}$ ). Für die Abschätzung der im Gewebe verrichteten Arbeit durch Streckung reicht die Messgenauigkeit jedoch aus (siehe 7.4.2). In den numerischen Modellen wird die Dämpfung der Gewebe nicht abgebildet.

Die Trendlinien wurden über eine Fläche ermittelt, welche zwischen die Messwerte der Entlastungsamplituden  $\Delta$  von 10, 30, 50 und 80 % aufgespannt wird (siehe Abb. 3-37). Die so konstruierte Fläche wird in MatLab geglättet und extrapoliert. Damit können auch Werte für kleine maximale Normalkräfte  $n_{max}$  und geringe Kraftamplituden  $\Delta$  ermittelt werden.

Über alle Lastniveaus und alle Entlastungsamplituden ergibt sich eine mittlere äquivalente viskose Dämpfung von  $\xi_{\text{mittel}} = 7,1 \%$ .

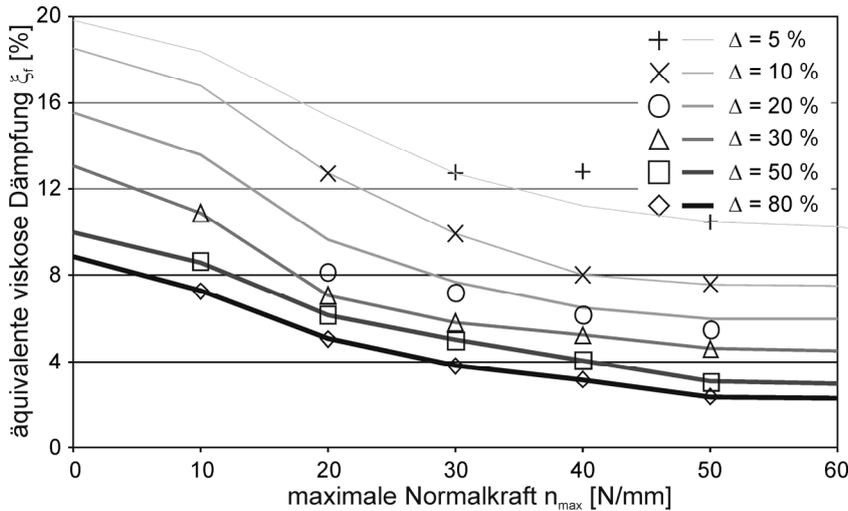


Abb. 3-37: äquivalente viskose Dämpfung  $\xi_f(n_{\text{max}}; \Delta)$  [%] der Kohlenstofffasergewebeproben bei Belastung mit fünf Belastungsniveaus und sechs Entlastungsamplituden zu je drei Zyklen; Messwerte = mit Symbol und parallele Trendlinien

### 3.9.6 Zugfestigkeit der Kohlenstofffaser- und Glasfasergewebe

Die maximale Zugfestigkeit der Gewebe kann mit den hier durchgeführten Versuchen nicht ermittelt werden, da durch die Einspannung in der Prüfmaschine Querbelastung auf die Fasern wirkt, wodurch die Zugfestigkeit herabgesetzt wird. Durch die Elastomerummantelung der Gewebe kann dies zwar vermindert, aber nicht völlig ausgeschlossen werden. Die gemessenen Maximalwerte werden trotzdem angegeben, um einen ungefähren Eindruck zu verschaffen. Folgende Mittelwerte wurden gemessen:

Glasfasergewebe Richtung 1 ( $0^\circ$ ):  $n_{\text{max,mittel}} = 53 \text{ N/mm}$

Glasfasergewebe Richtung 2 ( $90^\circ$ ):  $n_{\text{max,mittel}} = 28 \text{ N/mm}$

Kohlenstofffasergewebe:  $n_{\text{max,mittel}} = 63 \text{ N/mm}$

Verglichen mit der aus den durchschnittlichen Maximallasten der Lager im Vertikallastversuch errechneten Gewebekräften von  $68,5 \text{ N/mm}$  bei Glasfasergewebe und  $153 \text{ N/mm}$  bei Kohlenstofffasergewebe liegen die hier gemessenen Werte erwartungsgemäß wesentlich tiefer.

### 3.10 Zusammenfassung der Materialversuche an Gewebeproben

Die Zugsteifigkeit der Gewebe beeinflusst vor allem die vertikale Steifigkeit der Lager (siehe 7.3.4). Der Einfluss der Gewebe auf die horizontale Dämpfung durch Umlagerungen von Kräften im Gewebe ist sehr gering (siehe 7.2.4); der Einfluss der Zugsteifigkeit der Gewebe auf die horizontale Steifigkeit der Lager kann vernachlässigt werden (siehe 7.1.4).

Zur Bestimmung der vertikalen Sekantensteifigkeit der Lager ist deshalb die Sekantensteifigkeit der Gewebe zu berücksichtigen. Dabei zeigten die Kohlenstofffasergewebe mit einem E-Modul von ca.  $E_{\text{Sek,Carbon}} = 7 - 11 \text{ kN/mm}$  eine rund dreifach höhere Steifigkeit als Glasfasergewebe mit einem mittleren E-Modul von ca.  $E_{\text{Sek,Glas}} = 2,5 - 3,5 \text{ kN/mm}$  (siehe Abb. 3-32 und Abb. 3-34). Diese Feststellung beruht auf der Tatsache, dass der E-Modul von Kohlenstofffasern bei nach Bergmeister (2003) etwa drei- bis fünfmal so hoch liegt, wie jener von Glasfasern (siehe 3.3). Hervorzuheben ist, dass die geringe Anfangssteifigkeit einen starken Einfluss auf den Sekantenmodul der Gewebe und damit die vertikale Lager-

steifigkeit hat; ein möglichst gestreckter Einbau der Gewebe erhöht deshalb die Steifigkeit der Lager maßgeblich.

Für die Bestimmung der durch die Gewebe hervorgerufenen zusätzlichen Dämpfung der Lager in vertikaler und horizontaler Richtung sind die partielle Sekantensteifigkeit und die zugehörige Dämpfung der Gewebe heranzuziehen. Hier konnte gezeigt werden, dass zumindest der Anteil aus Zugbelastung der Gewebe einen vernachlässigbaren Anteil an der gesamten Dämpfung hat. Da die dazu verwendeten Materialwerte in Abb. 3-36 und Abb. 3-37 aus reinen Zugversuchen stammen, sollte der Einfluss von gleichzeitiger Pressung quer zur Zugrichtung noch untersucht werden. Es kann angenommen werden, dass die dabei entstehende innere Arbeit im Gewebe wesentlich höher liegt und somit der Einfluss auf die Lagerdämpfung durchaus größer sein könnte, als in 7.2.4 angenommen.

Bei der Bemessung von Lagern - vor allem in Verwendung in Erdbebenschutzsystemen - ist in vertikaler Richtung vor allem die partielle Sekantensteifigkeit von Interesse, da dadurch z.B. das vertikale und horizontale Schwingungsverhalten von Bauwerken stark beeinflusst werden kann. Deshalb ist das wohl wichtigste Ergebnis dieser Untersuchungen an Geweben die in Abb. 3-36 dargestellte partielle Sekantensteifigkeit im Zugversuch. Mit Hilfe dieses Diagramms lässt sich der starke Einfluss der Gewebesteifigkeit auf die vertikale Lagersteifigkeit nach Gleichung (7-13) bestimmen.

In den numerischen Modellen zur Untersuchung der horizontalen Lagersteifigkeit spielt die Zugsteifigkeit der Gewebe nur eine untergeordnete Rolle. Vereinfachend wurde deshalb der mittlere E-Modul der Kohlenstofffasergewebe mit  $E_f = 12700 \text{ N/mm}$  angenommen. Der Einfluss unterschiedlicher Gewebesteifigkeiten wird in 7.2.4 und 7.3.4 untersucht.

## 4 Numerische Modellierung der Materialien

Die vorausgehenden Materialversuche zeigen deutlich die Komplexität des Materialverhaltens. Das Elastomer weist stark nichtlineare Elastizität, mechanische Materialdegradation und hysteretisches Verhalten auf. Dadurch, dass Gewebe und nicht gerade Fasern verwendet werden, zeigt auch das Materialverhalten der Bewehrung diese Eigenschaften. Es wäre sicherlich möglich, beide Materialien exakt numerisch abzubilden. Zum ersten ist dies nicht zielführend, da es oft sinnvoll ist, nicht alle Effekte gleichzeitig in einem Lagermodell abzubilden, um den Zusammenhang einzelner Einflüsse auf das mechanische Verhalten getrennt zu betrachten.

Zum zweiten erfordern komplexe Materialmodelle auch erhöhten numerischen Aufwand; Modelle, deren mechanische Eigenschaften von der Vorbelastung bzw. -verzerrung abhängen, benötigen z.B. zusätzliche Statusvariablen um den augenblicklichen Zustand zu speichern. Aufgrund der Begrenzung des Arbeitsspeichers müssen Teile der zu verarbeitenden Daten in die Auslagerungsdatei auf der Festplatte geschrieben werden. Dies führt zu längeren Zugriffszeiten und damit längeren Rechenzeiten. Auch der Aufwand bei der Kalibrierung der Materialmodelle hängt stark von deren Komplexität und der Zahl der verwendeten Materialparameter ab.

### 4.1 Allgemeines zur Problematik

Allgemein stellen sich bei der Wahl aller Materialmodelle folgende Fragen:

- a) Welche Einflussgrößen sollen berücksichtigt werden?
- b) Sollen Nichtlinearitäten abgebildet werden?
- c) Soll hysteretisches Verhalten abgebildet werden?
- d) Sollen Materialdegradationen abgebildet werden?

Diese Fragen müssen getrennt für jedes Material und für jeden zu untersuchenden Aspekt des Lagerverhaltens beantwortet werden.

### 4.2 Numerische Modellierung des Elastomers

Der größte Arbeitsaufwand der numerischen Untersuchungen wurde in die Auswahl und Kalibrierung der Materialmodelle des Elastomers gelegt. Bei allen Modellen wurden nur mechanische Einflüsse berücksichtigt; Einflüsse wie z.B. Temperatur und Alterung wurden genau wie die Geschwindigkeitsabhängigkeit vernachlässigt (siehe 3.6).

#### 4.2.1 Materialmodelle für Elastomere

Da bei allen relevanten Belastungssituationen von Elastomerlagern große Verzerrungen im Elastomer auftreten, konnten hierfür ausschließlich hyperelastische Materialmodelle verwendet werden. Standardmäßig sind in führenden FE-Programmen mehrere hyperelastische Modelle verfügbar (z.B. Neo-Hooke-Modell, Ogden-Modell). Diese haben im Allgemeinen ein nichtlineares elastisches Last-Verformungs-Verhalten; hysteretisches Verhalten wird meist nicht abgebildet. Auch die Materialdegradation durch vorausgehende Verzerrungen wird meist nicht abgebildet. Damit ergibt sich das Problem, dass für die Kalibrierung des Materials ein Be- oder Entlastungsast exemplarisch ausgewählt werden muss. Wie in Abb. 3-13 und Abb. 3-21 zu sehen ist, können diese Verläufe für die hier verwendeten Materialien extrem voneinander abweichen. Die Kalibrierung dieser Materialmodelle kann demnach ausschließlich für einen Ast der Last-Verformungs-Diagramme erfolgen (siehe Abb. 4-1)

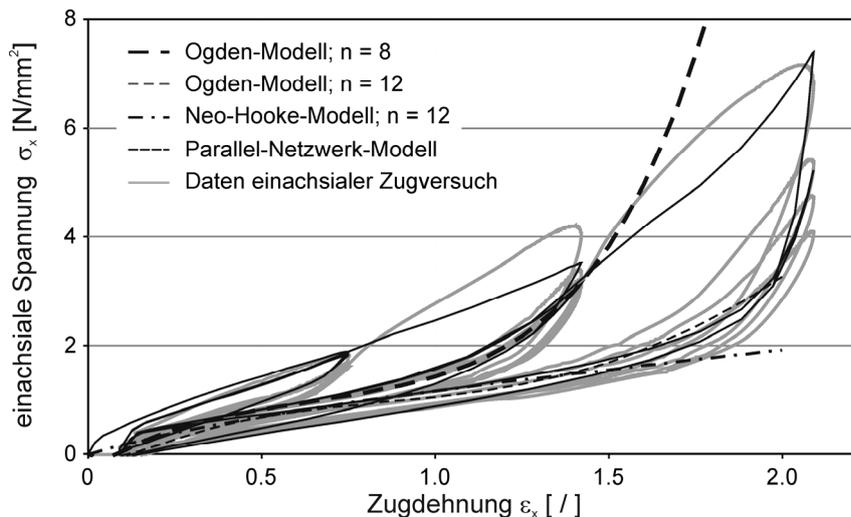


Abb. 4-1: Kalibrierung verschiedener hyperelastischer Materialmodelle anhand von Daten aus uniaxialen Zugversuchen;  $n$  ist die Nummer des Belastungsastes (4 Zyklen je Dehnungsamplitude)

Konsequenterweise wurde deshalb für Modelle, bei welchen nicht die komplexen Einflüsse des Elastomers, sondern nur mechanische Zusammenhänge auf der Lagerebene untersucht wurden, das Neo-Hooke-Modell verwendet. Dieses zeichnet sich durch einen konstanten Schubmodul und nur zwei zu bestimmende Materialparameter aus (Schubmodul und Kompressionsmodul).

Zur Untersuchung des Dämpfungsverhaltens von Lagern und zur Validierung der numerischen Modelle mittels Nachrechnung der Belastungsversuche wurde ein zusätzliches Materialmodell mittels einer benutzerdefinierten Subroutine implementiert (vertrieben durch Veryst Engineering, MA, USA). Diese Subroutine beinhaltet sowohl neue hyperelastische Materialmodelle als auch die Möglichkeit, übliche linear- und hyperelastischer Materialmodelle zu einem Parallel-Netzwerk-Modell (PN-Modell) zu kombinieren, siehe Bergstrom (2008). Gewählt wurde das PN-Modell Version 2 mit folgenden Komponenten:

- erste elastische Komponente: Eight-Chain-Modell
- Schädigungsanteil der ersten elastischen Komponente: Verbesserter Ogden-Roxburgh Mullins-Effekt
- zweite elastische Komponente: Neo-Hooke-Modell
- hysteretischer Anteil der zweiten elastischen Komponente: Bergstrom-Boyce Flow

Mit dem PN-Modell konnte die beste Abbildung der Versuchsdaten erreicht werden. Hierbei wurde vor allem auf die Abbildung des Mullins-Effekts (Änderung der Steifigkeit durch mechanische Materialdegradation aus Vorverzerrung) und des Hystereseverhaltens Wert gelegt, da beide starken Einfluss auf das Dämpfungsverhalten der Lager haben. Abb. 4-1 zeigt, dass mit dem PN-Modell eine gute Abbildung der Versuchsdaten möglich ist.

#### 4.2.2 Kalibrierung der Materialmodelle des Elastomers

Für alle Elastomermodelle wurde ein Kompressionsmodul von  $E_{bulk} = 2000 \text{ N/mm}^2$  verwendet, der in zahlreichen Publikationen, wie z.B. von Gent (1992), als gesicherter Wert für im Lagerbau übliche Elastomere empfohlen wird. Aufgrund des hohen Aufwandes wurde dieser Wert nicht experimentell ermittelt; der Wert beeinflusst nur die vertikale Steifigkeit und Dämpfung und ist deshalb von untergeordneter Bedeutung.

Für das Neo-Hooke-Modell ist neben dem Kompressionsmodul nur die Definition des (konstanten) Schubmoduls erforderlich, siehe ABAQUS (2007). Dieser wurde in den Parameterstudien im Bereich zwischen  $G = 0,45$  bis  $1,3 \text{ N/mm}^2$  variiert, um den Einfluss der Materialsteifigkeit untersuchen zu können.

Für die Untersuchungen mit Lagermodellen, bei welchen das Parallel-Netzwerk-Modell für die Modellierung des Elastomers verwendet wurde, wurden mehrere Kalibrierungen durchgeführt. Die Parametersätze wurden wie folgt bezeichnet:

Modell-bezeichnung	angepasst an Material	Anmerkung
el-pn-07	B	
el-pn-11	B	Verbesserte Kalibrierung zur besseren Abbildung der Dämpfung
el-pn-07a	(B)	wie el-pn-07 mit manuell verstärkter Dämpfung
el-pn-09	M	

Tab. 4-1: Auflistung der für die Lagermodelle verwendeten Parametersätze des PN-Modells des Elastomers

Die Kalibrierung der PN-Modelle ist aufgrund der Anzahl der wählbaren Parameter sehr aufwändig. Die Kalibrierung jedes Materialmodells erfordert folgende Schritte:

- 1) Der Einbau der Proben beim uniaxialen Zugversuchen ist mit einer geringen Vorspannung der Probe verbunden; die Korrektur der damit verbundenen Dehnung erfolgt durch Verschiebung der Daten parallel zur Achse der Dehnungen (siehe Abb. 4-1) und Verlängerung des ersten Belastungsastes zum Ursprung.
- 2) Die Daten der Wiederholungszyklen der Schubversuche sollten - bei korrektem Einbau der Proben - etwa punktsymmetrisch zum Ursprung sein (siehe Abb. 3-21). Eine Korrektur der Messwerte durch Verschiebung der Datenpunkte ist ggf. erforderlich.
- 3) Der speziell entwickelte Kalibrierungsalgorithmus erfordert für die Bestimmung der Zielwerte die Zerlegung der Versuchsdaten in steigende und fallende Äste. Die Daten werden reduziert, da im Materialmodell, anders als beim realen Material, die Materialdegradation nach einem Zyklus je Amplitude fast vollständig abgeschlossen ist. Bei der Kalibrierung müssen deshalb im numerischen Modell nur zwei Zyklen je Verzerrungsamplitude gefahren werden.
- 4) Der Kalibrierungsprozess beruht auf einem MatLab-basierten generischen Algorithmus (Version R2008b). Die Wahl von 200 bis 400 Generationen mit je 100 bis 400 Populationen liefert mit vertretbarem Aufwand gute Ergebnisse. Der Algorithmus wurde zur Optimierung von elf Parametern des PN-Modells verwendet; die Parameter  $\kappa$  bzw.  $m$ , verantwortlich für den Kompressionsmodul bzw. den viskosen Anteil, werden fixiert (siehe oben).
- 5) Die Bewertung der numerischen Ergebnisse jedes Parametersatzes im Vergleich mit den aufbereiteten Versuchsdaten erfolgt mit einem eigens entwickelten MatLab-Algorithmus. Es werden zwei getrennte Abweichungswerte für Schubverzerrung und einachsiale Dehnung wie folgt ermittelt: Mit dem jeweiligen Parametersatz wird eine Materialdefinition für das Abaqus-Input-File erzeugt. Mit zwei Ein-Element-Systemen - Zug und Schub - werden mit dem FE-Programm ABAQUS (2007) die Spannungs-Dehnungs-Verläufe berechnet, wobei die Amplituden jenen der Testdaten entsprechen. Von jedem Be- und Entlastungsast werden für 40 Punkte in gleichem Dehnungsabstand die Absolutwerte der Differenzen der Spannungswerte von numerischen und experimentellen Daten ermittelt. Für die Bestimmung des gesamten Abweichungswertes werden die Abweichungen der Schubversuchsdaten wesentlich stärker gewertet als jene der Zugversuchsdaten, da das Lagerverhalten fast ausschließlich vom Schubverhalten des Elastomers abhängt.
- 6) Das Steifigkeits- und Dämpfungsverhalten der numerischen Modelle wird analog zur Auswertung der Versuchsdaten in 3.7.3 in Abhängigkeit von der Verzerrung  $\varepsilon$  und der Vorverzerrung  $\varepsilon_{\max}$  dargestellt (siehe Abb. 4-3 bis Abb. 4-10).

Für die Bewertung der Parametersätze wird ausschließlich der Vergleich von numerischen mit realen Schubversuchen herangezogen. Dies führt mit geringerem Rechenaufwand zu

Modellen, welche das Schubverhalten des Elastomers gut abbilden. Allerdings neigen Modelle mit diesen Parametersätzen zu instabilem Verhalten unter überwiegend einaxialer Belastung und sind deshalb nicht verwendbar.

Der Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Kurven des Materialmodells mit den zugrundeliegenden Versuchsdaten in Abb. 4-2 zeigt die qualitativ gute Abbildung des Materialverhaltens bezüglich Materialdegradation und Hysterese.

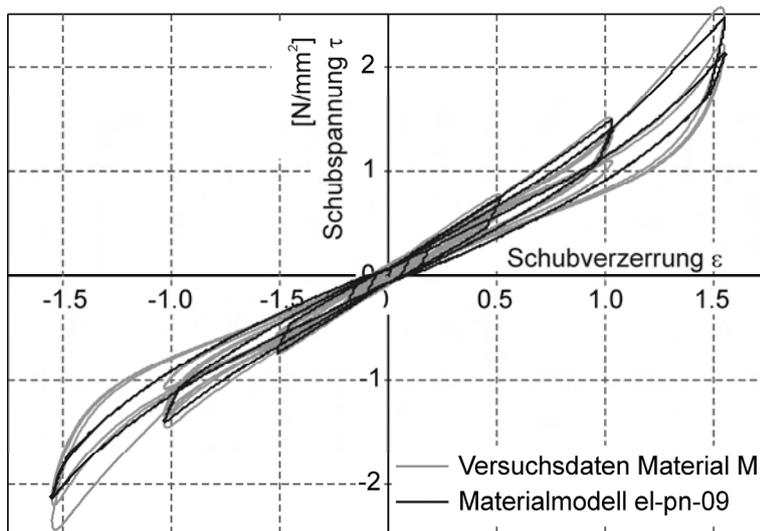


Abb. 4-2: Vergleich von Spannungs-Dehnungs-Kurven des Materialmodells el-pn-09 und der für die Kalibrierung verwendeten Versuchsdaten des Schubversuchs

Abb. 4-3 bis Abb. 4-10 zeigen die Schubsteifigkeiten der kalibrierten PN-Modelle des Materials in Vergleich zu den Werten der Materialversuche. In den Abb. 4-3, Abb. 4-5 und Abb. 4-9 ist zu sehen, dass alle verwendeten numerischen PN-Modelle das Steifigkeitsverhalten der realen Elastomere gut abbilden.

Die Auswertungen der Dämpfungseigenschaften der numerischen Modelle in Abb. 4-4, Abb. 4-6 und Abb. 4-10 zeigen für kleine Verzerrungsamplituden größere Abweichungen von den Versuchsdaten als für grosse Amplituden. Die Fläche der Hystereseschleifen und damit die Dämpfung sind abhängig von der Spannungsdifferenz von Be- und Entlastungsast. Abweichungen der Spannungswerte sind nicht auf den jeweiligen Absolutwert der Spannung, sondern auf die wesentlich kleiner Spannungsdifferenz zu beziehen. Geringe Spannungsabweichungen vom Modell zum Materialversuch gehen demnach bei der Materialdämpfung wesentlich stärker ein als bei der Steifigkeit.

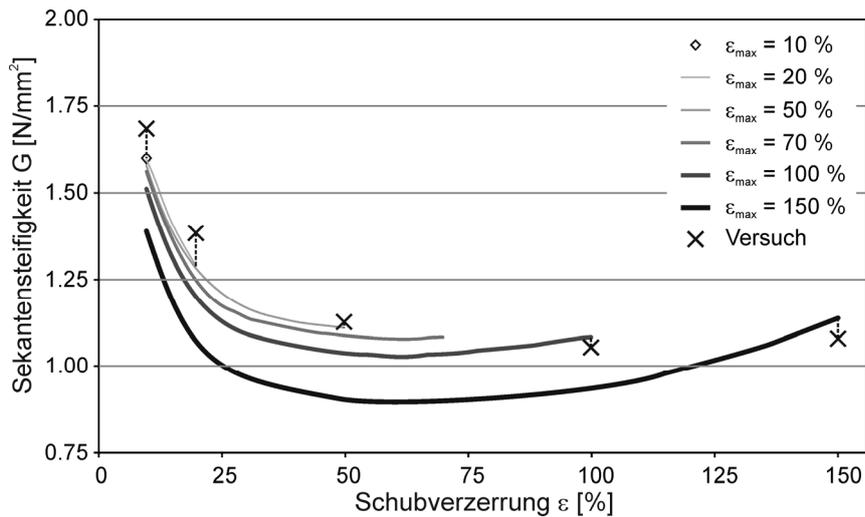


Abb. 4-3: Sekantensteifigkeit Materialmodell el-pn-07; optimiert nach Material B; Optimierung mit 10 Populationen und 100 Generationen; gute Übereinstimmung mit Versuchsdaten

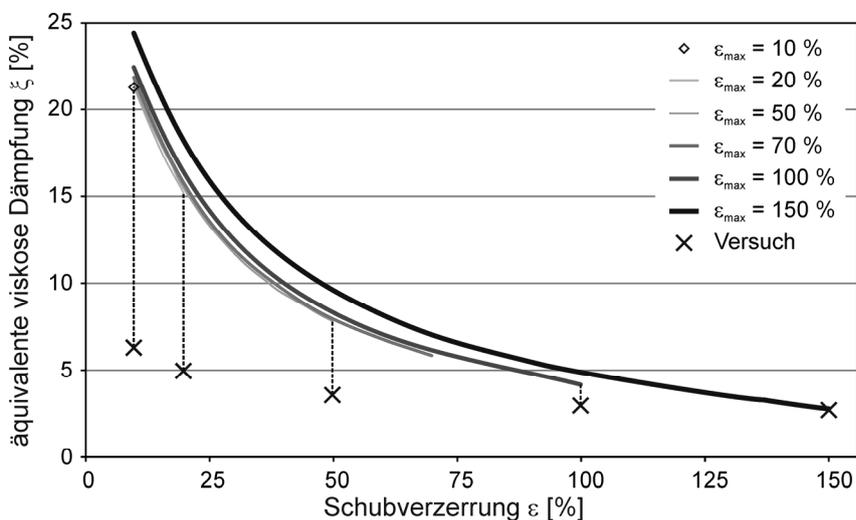


Abb. 4-4: Dämpfung Materialmodell el-pn-07; optimiert nach Material B; Optimierung mit 10 Populationen und 100 Generationen; relativ schlechte Übereinstimmung mit Versuchsdaten bei kleinen Verzerrungen

Für die Kalibrierung des PN-Modells el-pn-07 wurden im generischen Algorithmus 100 Generationen mit je 10 Populationen vorgegeben. Die Dämpfungswerte des Modelles zeigen für kleine Verzerrungen keine befriedigenden Ergebnisse. Aus diesem Grund wurde ein weiteres Modell, PN-Modell el-pn-11, mit 400 Generationen zu je 100 Populationen kalibriert. Die Sekantensteifigkeiten der beiden Modelle unterscheiden sich kaum (siehe Abb. 4-3 und Abb. 4-5); die Dämpfungswerte von Modell en-pn-11 in Abb. 4-6 weisen jedoch eine wesentlich bessere Qualität des Modells auf.

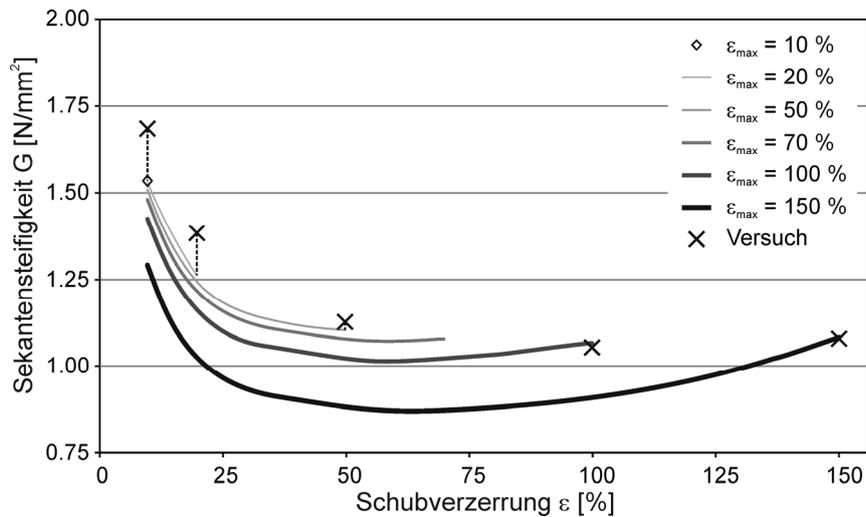


Abb. 4-5: Sekantensteifigkeit Materialmodell el-pn-11; optimiert nach Material B; Optimierung mit 100 Populationen und 400 Generationen

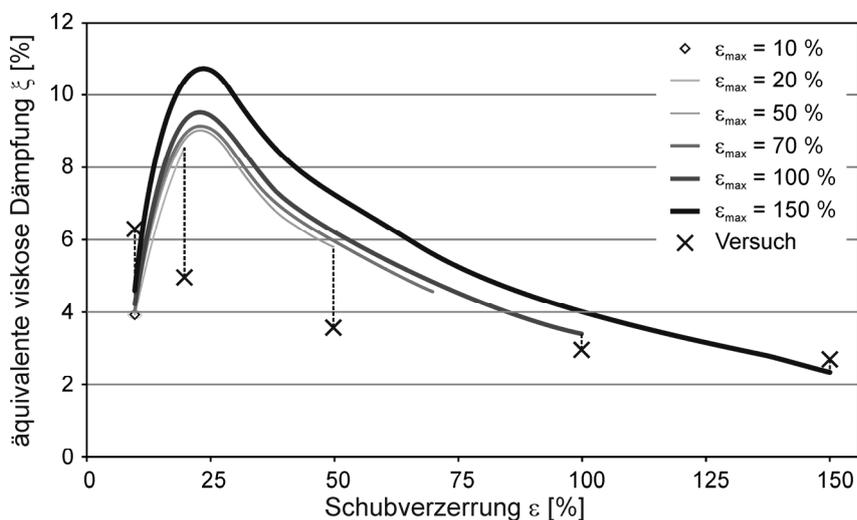


Abb. 4-6: Dämpfung Materialmodell el-pn-11; optimiert nach Material B; Optimierung mit 100 Populationen und 400 Generationen, erweiterte Begrenzungen aller Parameter

Mittels einer Sensitivitätsanalyse wurde ermittelt, dass durch Veränderung des Parameters  $\tau_{\text{Hat}}$ , siehe Bergstrom (2008), die Fülligkeit der Hystereseschleifen gezielt beeinflusst werden kann. Die Verdopplung des Wertes von ca. 0,1 auf 0,2 führt zu einer Verdopplung der Dämpfung für Schubverzerrungsamplituden von 50 bis 150 % (vergleiche Abb. 4-4 und Abb. 4-8). Die Steifigkeit wird für Verzerrungen von  $\varepsilon > 50\%$  kaum beeinflusst (vergleiche Abb. 4-3 und Abb. 4-7). Für kleinere Verzerrungsamplituden nimmt die Steifigkeit etwas zu; die Dämpfung bleibt für geringe Amplituden etwa unverändert.

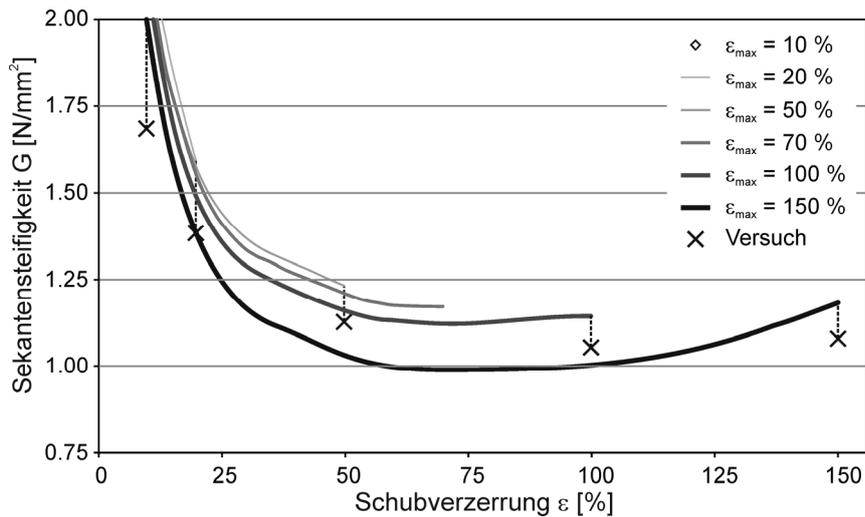


Abb. 4-7: Sekantensteifigkeit Materialmodell el-pn-07a; Parameter wie bei Modell el-pn-07, jedoch mit vergrößertem Parameter  $\tau_{\text{Hat}}$  (verdoppelt von ca. 0,1 auf 0,2)

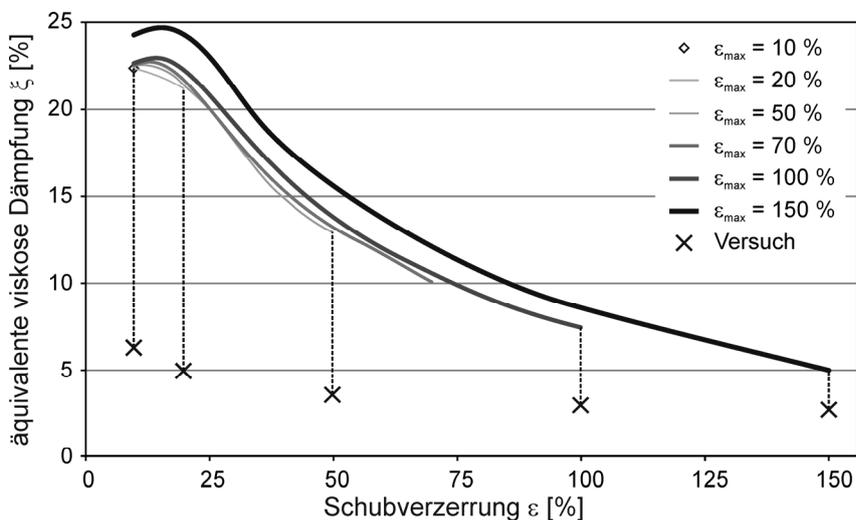


Abb. 4-8: Dämpfung Materialmodell el-pn-07a; Parameter wie bei Modell el-pn-07, jedoch mit vergrößertem Parameter  $\tau_{\text{Hat}}$  (verdoppelt von ca. 0,1 auf 0,2)

Für Material M wurden umfangreichere Schubversuche mit stufenweise steigenden und fallenden Verzerrungsamplituden durchgeführt (siehe 3.7.2). Dadurch kann in Abb. 4-9 gezeigt werden, dass der Effekt der mechanischen Materialdegradation durch das PN-Modell gut abgebildet werden kann. Die Sekantensteifigkeit bei kleineren Verzerrungsamplituden steht in Abhängigkeit von der zuvor aufgebrachten maximalen Verzerrung  $\varepsilon_{\max}$ . Die numerischen Ergebnisse der Sekantensteifigkeiten liegen durchwegs nahe an den experimentell ermittelten Werten. Abb. 4-10 zeigt, dass auch bei Modell el-pn-09 die Dämpfungswerte bei kleinen Amplituden stark von den Versuchsergebnissen abweichen.

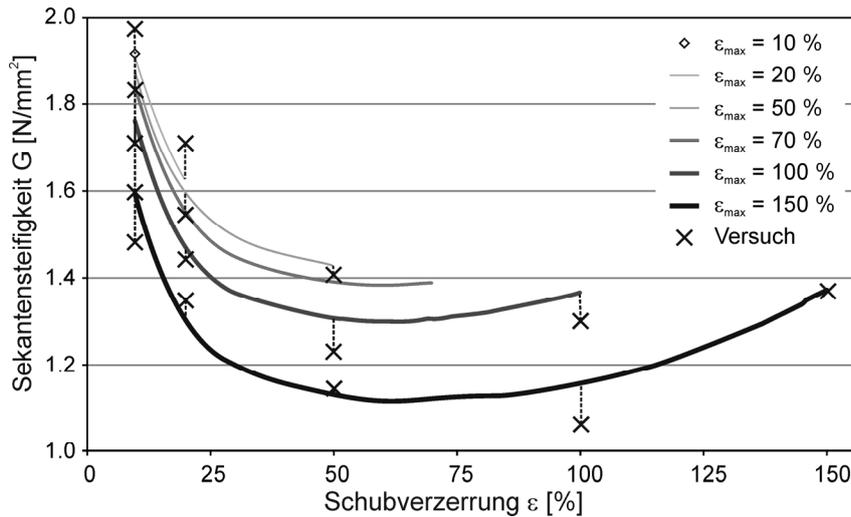


Abb. 4-9: Sekantensteifigkeit Materialmodell el-pn-09; optimiert nach Material M; Optimierung mit 60 Populationen und 200 Generationen; sehr gute Übereinstimmung mit Versuchsdaten

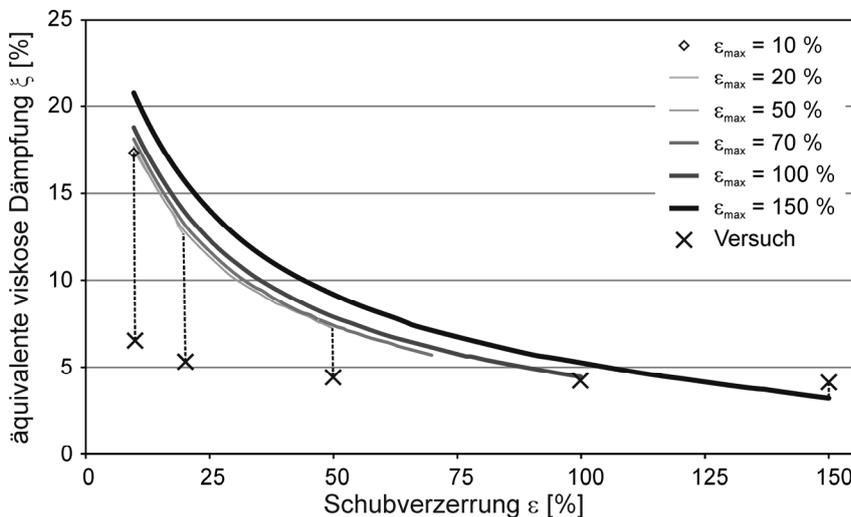


Abb. 4-10: Dämpfung Materialmodell el-pn-09; optimiert nach Material M; Optimierung mit 60 Populationen und 200 Generationen; relativ schlechte Übereinstimmung mit Versuchsdaten bei kleinen Verzerrungen

Die realistische Abbildung des Materialverhaltens mittels numerischer Materialmodelle ist von grosser Bedeutung für eine weitgehend realistische Simulation von Elastomerlagern eines bestimmten Materials. Für die Untersuchung des Zusammenhangs zwischen Materialverhalten und Lagerverhalten ist eine qualitative Übereinstimmung des Verhaltens der Materialmodelle mit jenem der realen Materialien ausreichen. Es konnte gezeigt werden, dass die Nichtlinearität der Steifigkeit, die Materialdegradation und das Hystereseverhalten qualitativ korrekt abgebildet werden. Es ist nicht Ziel der Untersuchungen, komplexe numerische Modelle für die exakte Abbildung einzelner Elastomerlager zu entwickeln.

#### 4.2.3 Defizite des Materialmodells und der Kalibrierung

Die Defizite des PN-Modells bei der Abbildung des Dämpfungsverhaltens des Elastomers könnten durch eine Erweiterung des Modells verbessert werden. Durch Hinzufügen einer weiteren elastischen Komponente mit dazugehöriger hysteretischer Komponente könnte die Kalibrierung differenzierte für kleine und grosse Verzerrungsamplitudend kalibriert werden. Diese Vorgangsweise ist jedoch mit einem wesentlich größeren Aufwand bei der Kalibrierung der Materialmodelle und bei der Berechnung der Lagermodelle verbunden.

Ein weiteres Defizit des gewählten PN-Modells ist der fehlende Einfluss der Pressung auf die innere Reibung und damit auf das Dämpfungsverhalten des Materials, siehe Bergstrom (2008). Wie die in 6.2.4 vorgestellten Ergebnisse der Belastungsversuche zeigen, ist das horizontale Dämpfungsverhalten der Lager stark von der vertikalen Pressung abhängig. Um diesen Zusammenhang genauer erfassen zu können, wären a) entsprechende Materialversuche und b) ein entsprechendes Materialmodell nötig.

#### 4.2.4 Auswahl des Finiten Elementtyps des Elastomers

Aufgrund der rechteckigen Grundrissform der Lager ist eine rotationsymmetrische Modellierung nicht möglich; ein räumliches Volumenmodell des Lagers ist erforderlich. Die kubische Form der Lager legt die Verwendung von quaderförmigen Elementen nahe. Durch die Verwendung von Quader-Elementen (acht Knoten) mit linearem Verformungsansatz und reduzierter Integration können die Rechenzeiten verkürzt werden. Aufgrund des linearen Ansatzes kann es bei Biegebeanspruchungen der Elemente wegen der nach Definition linearen Biegelinie der Kanten zu unrealistisch hoher Biegesteifigkeiten kommen (siehe „Shear-locking“, ABAQUS (2007)). Dieser Effekt wird jedoch durch die Verwendung reduzierter Integration - sozusagen als Nebeneffekt - verhindert.

Bei der reduzierten Integration wird nur ein Integrationspunkt pro Seite verwendet. Dadurch können Hourglassing-Effekte auftreten, siehe ABAQUS (2007), welche sich in einem rautenförmigen Verformungsbild der Elemente äußern (siehe Abb. 4-9). Da bei reduzierter Integration nur Veränderungen der Abstände zwischen den Integrationspunkten zu Spannungen führen, diese Integrationspunkte jedoch im Zentrum der Seitenflächen liegen, können sich die Elementkanten dehnen, ohne dass Spannungen erzeugt werden. Abaqus bietet verschiedene numerische Verfahren an, um diesen Effekt zu vermindern. Vergleichsrechnungen bei den in 7.2.2 dargestellten numerischen Untersuchungen zeigen, dass schon ein leichtes Auftreten von Hourglassing relativ starke Fehler bei der inneren Energie der Modelle und damit bei der Dämpfung verursachen. Besonders bei Modellen mit hoher vertikaler Pressung und großen Schubverzerrungen wurde Hourglassing beobachtet. Auch hohe Komplexität der Materialmodelle (z.B. PN-Modell) kann Hourglassing verstärken.

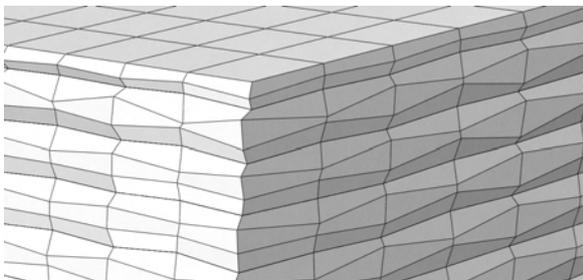


Abb. 4-11: Darstellung einer Ecke eines Lagermodells mit der typischen rautenförmigen Elementverzerrung des Hourglassing-Effekts

### 4.3 Numerische Modellierung des Gewebes

Die Versuche in 3.9 zeigen, dass das Gewebe ein stark nichtlineares hysteretisches Verhalten aufweist. Analog zur Modellierung des Elastomers kann dieses Materialverhalten nur mit einem komplexen Materialmodell detailliert abgebildet werden, und dies würde einen erhöhten Aufwand für Kalibrierung und Berechnung bedeuten.

#### 4.3.1 Materialmodelle der Gewebe

Für die Modellierung des Gewebes wurde ausschließlich ein einfaches, linear elastisches Materialmodell gewählt. Wie bei der Modellierung des Elastomers mit dem vergleichsweise einfachen Neo-Hooke-Modell kann so der Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung, abhängig

von der Fragestellung, gut untersucht werden. Der Einfluss der Dämpfung der Gewebe auf die vertikale und horizontale Dämpfung der Lager kann mit diesem Materialmodell nicht berücksichtigt werden. Die Dämpfungsanteile der Gewebe müssen deshalb separat abgeschätzt werden (siehe 7.2.4 und 7.4.2). Auch der Einfluss der Nichtlinearität der Steifigkeit der Bewehrung auf die vertikale Lagersteifigkeit kann durch die Modelle nicht abgebildet werden (siehe 7.3.4).

Eine detaillierte Modellierung des Gewebeverhaltens ist möglich; für die Kalibrierung würden umfangreiche Daten aus Materialversuchen benötigt werden. Die Interpretation numerischer Ergebnisse von Modellen mit komplexen Materialmodellen für Elastomer und Bewehrung könnte sich als schwierig herausstellen, da sich die Einfüsse der beiden Materialien überlagern und kaum trennbar wären. Der in 7.2.4 und 7.4.2 dargestellte Weg der getrennten Abschätzung der Einflüsse sollte durch umfangreichere Materialversuche weiter präzisiert werden.

Ein weiteres Defizit des linear elastischen Materialmodells ist die konstante Steifigkeit auch für Druckbeanspruchung. Die Steifigkeit der realen Gewebewehrung liegt sicher weit unter der für das Modell gewählten durchschnittlichen Zugsteifigkeit. Beim Abrollen der Lager können in kleinen Bereichen der Bewehrung Druckspannungen auftreten (siehe 7.2.4). Die Spannungen sind allerdings so klein, dass sie kaum Einfluss auf das Lagerverhalten haben können.

#### 4.3.2 Kalibrierung der Materialparameter des Gewebemodells

Die Materialversuche in 3.9 zeigen, dass die Steifigkeit einvulkanisierter Gewebe geringer ist als jene der bloßen Gewebe. Dieser Effekt kann auf die wellenförmige Verformung der Gewebe während des Vulkanisationsvorgangs zurückgeführt werden. Durch Streckung unter Zug wird im Gewebe mehr Steifigkeit aufgebaut. Dieser Umstand erschwert die Bestimmung der Steifigkeit der Bewehrung im gefertigten Lager.

Die Steifigkeit der Gewebe erhöht sich bei wiederholter Belastung, da die Ausrichtung der Fasern durch Be- und Entlastung begünstigt wird. Folglich kann die Abbildung des Verhaltens mit einem linear elastischen Materialmodell lediglich eine Näherung darstellen. In den Parameterstudien wurde der dickenunabhängige E-Modul der Bewehrung wie folgt gewählt:

- $E_f = 630000 \text{ N/mm}$  für stahlbewehrte Lager mit Blechdicke  $t_f = 3 \text{ mm}$  bzw. für Lager mit nahezu unendlich steifer Bewehrung
- $E_f = 12700 \text{ N/mm}$  für faserbewehrte Lager mit Kohlenstofffasergewebe (Mittelwert der Messungen aus 3.9.5.1)
- $E_f = \text{variabel}$  zur Untersuchung des Einflusses der Steifigkeit der Bewehrung

Die Schubsteifigkeit des Materials wurde auf nahezu null gesetzt, um schubweiches Gewebe darzustellen.

#### 4.3.3 Auswahl des Finiten Elementtyps der Gewebe

Für die Bewehrung wurden Membranelemente mit vier Knoten und reduzierter Integration gewählt (Elementtyp M3D4R, siehe ABAQUS (2007)). Da diese Elemente nur Zugspannungen, jedoch keine Biegung übertragen können, sind sie für die Modellierung von Geweben geeignet. Der Einfluss biegesteifer Bewehrung (z.B. bei Verwendung von Stahlplatten) wurde nicht untersucht, da diese bereits bei geringer Biegung plastisch verformt würden. Ein Abrollen wäre hier nicht möglich und muss konstruktiv verhindert werden (z.B. durch Fixierung der Lager an den Belastungsflächen).

## 5 Numerische Modellierung der Lager

Für die folgenden Analysen kam das Finite-Element-Programm ABAQUS Version 6.7-1 zur Anwendung. Die vollständige Erstellung der Modelle über parametrisierte Eingaben mittels eines Textfiles unter Verwendung relativer Koordinaten ermöglicht die Automatisierung der Generierung von Parameterstudien und deren Auswertung. Die Dimensionen der Lagermodelle und die Materialparameter konnten so über eine MatLab-Routine mit geringem Aufwand verändert werden. Die Achsensymmetrie erlaubt die Reduktion der Modelle auf eine Lagerhälfte.

Auf eine aufwändige Modellierung des Verbundverhaltens zwischen Elastomer und Gewebe konnte verzichtet werden, da die Belastungsversuche in 6.1.4 zeigten, dass kein Verbundversagen auftritt; ein Schlupf zwischen Fasern und Elastomer ist aufgrund des guten Verbundes durch die Vulkanisation nicht zu erwarten. Alle Quader-Elemente des Elastomers und Membranelemente des Gewebes sind starr miteinander verbunden.

Wie aus Abb. 5-1 ersichtlich ist erfolgt die Belastung der nicht fixierten Lagermodelle (siehe Abb. 2-2, links) über zwei parallele, horizontale, starre Ebenen. Die Widerlagerebene ist unverschieblich gelagert. Die Belastungsebene ist in vertikaler  $z$ -Richtung verschieblich und in allen anderen Verformungs- und Verdrehungsrichtungen unverschieblich bzw. starr gehalten. Die Vertikallasten werden lastgesteuert aufgebracht. Horizontale Lagerverschiebungen werden verschiebungsgesteuert in  $x$ -Richtung aufgebracht.

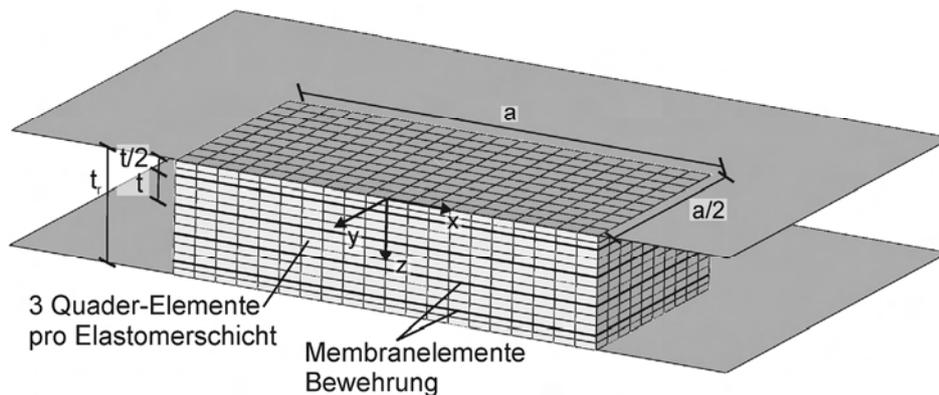


Abb. 5-1: FE-Modell eines Lagers (mit  $n = 4$  Bewehrungslagen) und den starren Belastungsebenen; modelliert wurde nur das halbe Lager mit der  $x$ - $z$ -Ebene als Symmetrieebene

Bei den Lagermodellen mit an den Belastungsflächen fixierten Ober- und Unterseiten (siehe Abb. 2-2, rechts) sind die Knoten der Belastungsflächen des Lagers an jeweils einen Referenzknoten starr gekoppelt. Beide Referenzknoten sind unverdrehbar, der untere Knoten zusätzlich unverschieblich gelagert. Belastungen und Verformungen werden über den oberen Referenzknoten aufgebracht.

Vergleichsstudien zeigen, dass mit einer Anzahl von drei Quaderelementen über die Höhe jeder Elastomerschicht die Schubverformung des Elastomers ausreichend genau abgebildet wird. Eine größere Anzahl wirkt sich ungünstig auf das Verhältnis von Elementlänge zu -höhe aus. Eine Elementzahl von 20 über die Lagerlänge  $a$  zeigte sich als ausreichend um das Abrollverhalten nicht fixierter Lager abzubilden. Der Kontakt der Seitenflächen mit den Belastungsebenen bzw. der Kontakt der Seitenflächen mit sich selbst (bei extremen Verzerrungen) wurde über Kontaktbedingungen definiert (siehe Abb. 5-2).

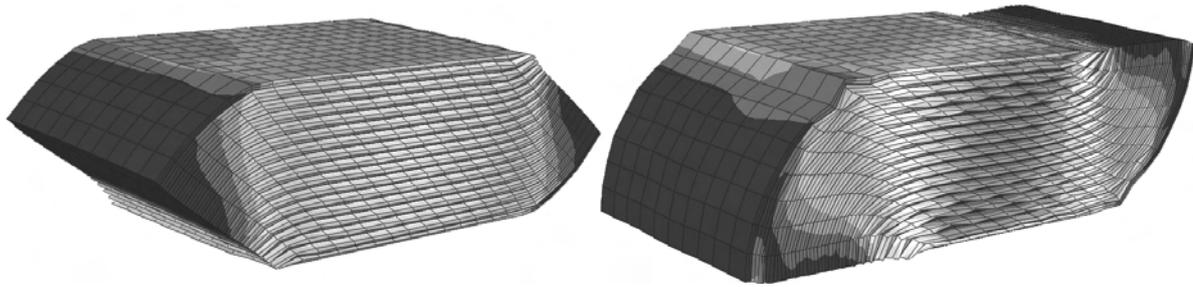


Abb. 5-2: Lagermodell (1/2 Lager) im verformten Zustand (Belastungsebenen nicht dargestellt), Van-Mises-Spannung; links: Abheben des nicht fixierten Ober- und Unterseite von der Belastungsebene, rechts: Aufliegen der Seitenflächen auf den Belastungsflächen

## 5.1 Wahl des numerischen Lösungsverfahrens

Die horizontale Verformung der Lager in x-Richtung verursacht vor allem bei den abrollenden (nicht fixierten) Lagern starke Elementverzerrungen an den Lagerkanten parallel zur y-Achse (siehe Abb. 5-2). Für diese Belastungs- und Verformungssituation kann vom FE-Programm – selbst bei sehr kleinen Verformungs- und vielen Iterationsschritten – kein stabiles Gleichgewicht ermittelt werden. Die komplexe Analyse wird durch die Kontaktproblematik an den Belastungsebenen zusätzlich erschwert. Aus diesem Grund wurde statt dem herkömmlichen Lösungsverfahren mit impliziter Zeitintegration – bei welchem die für jeden Last- bzw. Verformungsschritt eine Lösung des Gesamtsystems gesucht wird – das explizite zentrale Differenzenverfahren verwendet, siehe ABAQUS (2007).

Bei diesem wird nacheinander für jedes Element die Bewegungsgleichung in einem Zeitpunkt  $t_n$  gelöst und damit der Zustand des Elements zum Zeitpunkt  $t_n$  vorausgesagt. Dadurch können Konvergenzprobleme bei der Suche der Lösung für das Gesamtsystems vermieden werden; die Rechnung läuft sehr stabil. Nachteilig ist, dass durch das Fehlen einer in sich schlüssigen Gesamtlösung geringe Fehler in Kauf genommen werden. Je kleiner die Elementlängen, desto kleiner müssen – aufgrund der Laufzeit von Stoßwellen im Material – die Zeitschritte gewählt werden.

Nachteile des Verfahrens:

- extrem kleine Zeitschritte führen zu langen Rechenzeiten
- kleine Gesamtzeiten der Simulation (zur Verminderung der Rechenzeit) können zu ungewollten Trägheitseffekten führen
- die kleinen Fehler der Lösung jedes Zeitschrittes können sich zu großen Fehlern addieren; die Abweichung von der korrekten Lösung ist kaum abschätzbar

Vorteile des Verfahrens:

- im vorliegenden Fall gut geeignet, da alle Elemente gleiche Kantenlänge besitzen
- Konvergenzprobleme können vermieden werden
- die Rechnung ist sehr gut parallelisierbar

Um zu vermeiden, dass sich unbemerkt Berechnungsfehler aus der Summe der geringen Abweichung bei jedem Zeitschritt ergeben, wurden viele Vergleichsrechnungen mit der Standardmethode der impliziten Zeitintegration durchgeführt (bis zum Abbruch der Rechnung bei Konvergenzproblemen).

## 5.2 Validierung der Ergebnisse der FE-Modelle

Die Ergebnisse der numerischen Modellierungen wurden anhand von Vergleichen mit Belastungsversuchen validiert. Zur Kontrolle des mechanische Verhalten der Modelle bzgl. der Schubverformung, des Abrollens und des seitlichen Kontakts (getrennt vom nichtlinearen hysteretischen Materialverhalten) wurden Daten von Toopchi-Nezhad et al. (2007) von Lagern mit sehr geringer äquivalenter viskoser Dämpfung ( $2,0 \% < \xi < 2,9 \%$ ) verwendet (siehe Abb. 5-3). Durch die geringe Dämpfung des Elastomers liegen Be- und Entlastungsäste des Belastungsversuchs nahe beieinander; das hysteretische Verhalten ist nur gering ausgebildet. Die Härte des verwendete Elastomer wird mit  $40 \pm 5$  Shore A angegeben; dies entspricht etwa einem Schubmodul von  $G = 0,45 \pm 0,08 \text{ N/mm}^2$ . Im Modell wurde das Elastomer mit dem Neo-Hooke-Modell (konstanter Schubmodul) abgebildet.

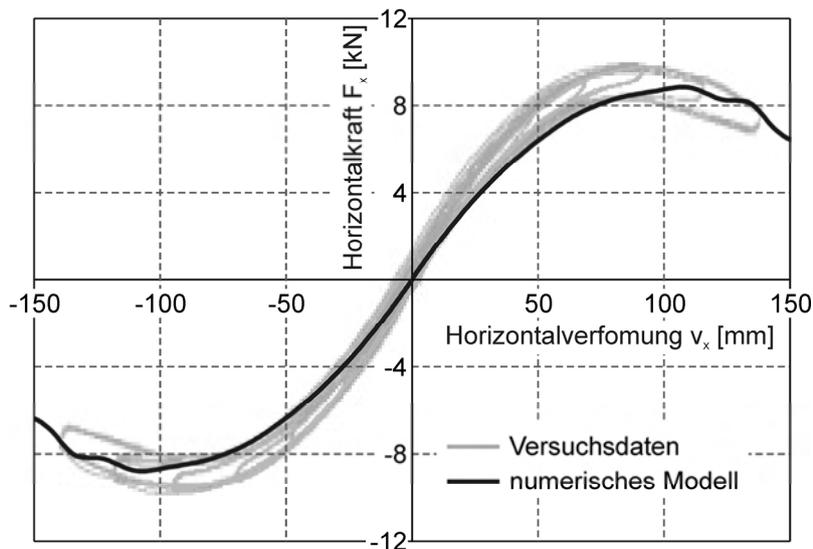


Abb. 5-3: Vergleich Versuchsdaten eines faserbewehrten Lagers von Toopchi-Nezhad et al. (2007) mit numerischer Berechnung; Seitenlänge  $a = 200 \text{ mm}$ ; Höhe  $h = 105 \text{ mm}$ , Anzahl Bewehrungslagen  $n = 21$ , Schubmodul  $G = 0,45 \text{ N/mm}^2$ , vertikale Pressung  $p_z = 1,6 \text{ N/mm}^2$

Abb. 5-3 zeigt eine gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den numerischen Ergebnissen. Die Stetigkeit der Last-Verformungs-Kurve des Modells deutet auf ein sehr gleichmäßiges Abrollverhalten hin.

In Abb. 5-4 ist ein Anstieg der horizontalen Steifigkeit bei ca.  $v_x = 120 \text{ mm} = 150 \% h$  zu erkennen. Hier wird durch den Kontakt der Seitenflächen mit den Belastungsebenen die Horizontalverformung behindert. Der Effekt wird von den Modellen gut abgebildet.

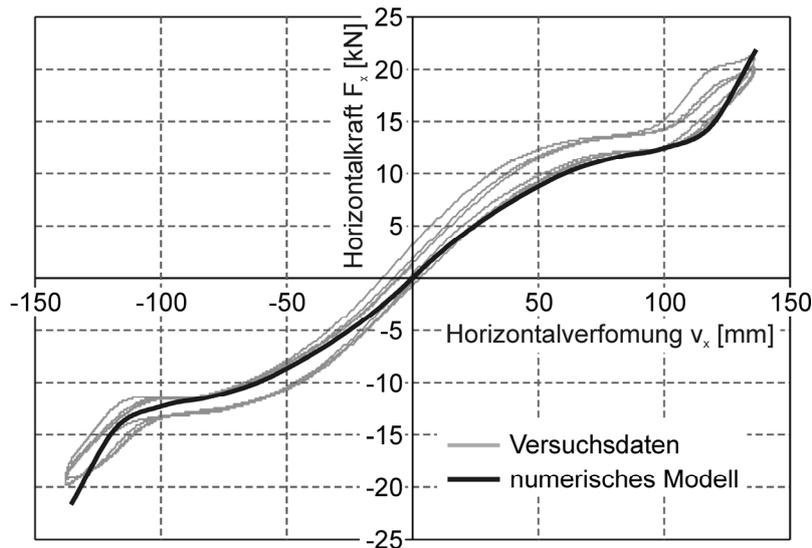


Abb. 5-4: Vergleich Versuchsdaten eines faserbewehrten Lagers von Toopchi-Nezhad et al. (2007) mit numerischer Berechnung; Seitenlänge  $a = 200$  mm; Höhe  $h = 80$  mm, Anzahl Bewehrungslagen  $n = 16$ , Schubmodul  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>, vertikale Pressung  $p_z = 1,6$  N/mm<sup>2</sup>

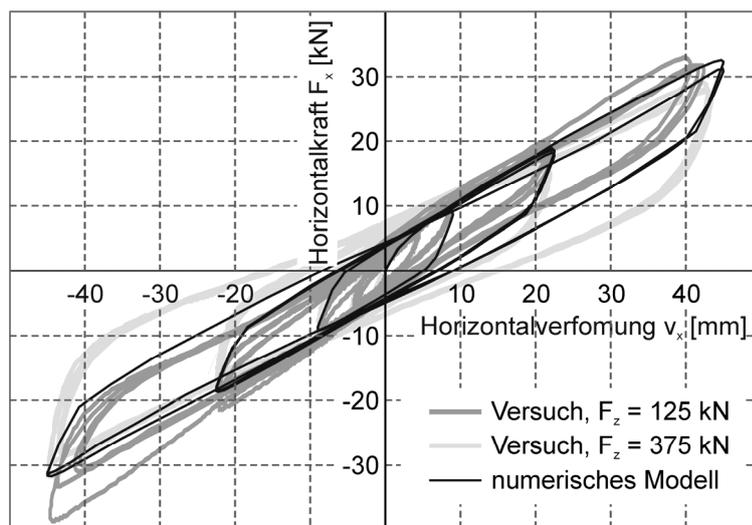


Abb. 5-5: Vergleich von Versuchsdaten von Lager Typ 1 (siehe 6.2.1.1) mit Ergebnissen des numerischen Modells; Seitenlänge  $a = 180$  mm, Höhe  $h = 45$  mm, Anzahl der Bewehrungslagen  $n = 9$ , Elastomermodell el-pn-09, vertikale Pressung  $p_z = 3,9$  N/mm<sup>2</sup>

Abb. 5-5 zeigt einen Vergleich von Versuchsdaten eines Lagers Typ 1 aus 6.2.1.1 mit Ergebnissen eines numerischen Modells, bei welchem das Dämpfungsverhalten durch Verwendung des PN-Modells (Modell el-pn-09 kalibriert nach Material M) abgebildet wird. Die Daten der Versuche mit Vertikallast  $F_z = 125$  kN werden - vor allem für Verformungen  $v_x > 15$  mm - relativ gut abgebildet. Bei Vertikallast  $F_z = 375$  kN ist die Reaktionskraft der Lager bei betragsmäßig abnehmender Horizontalverformung beim Versuchslager wesentlich geringer als beim Versuch mit  $F_z = 125$  kN. Die numerischen Ergebnisse wurden nur für eine Vertikallast von  $F_z = 375$  kN abgebildet, da die Vertikallast in diesen Bereichen kaum Auswirkung auf das horizontale Modellverhalten hat. Diese Abhängigkeit der Dämpfung der Versuchslager von der Vertikallast wird von den Modellen nicht abgebildet (siehe 6.2.5); hier besteht ein Defizit des Materialmodells. Die exakte Modellierung der Dämpfung erfordert weitere Materialversuche in Abhängigkeit von der Pressung, sowie ein erweitertes Elastomermodell.

### 5.3 Schlussfolgerung zur Entwicklung der numerischen Modelle

Die hier aufgeführten Vergleiche von experimentellen und numerischen Ergebnissen zeigen, dass die numerischen Modelle das reale Lagerverhalten in ausreichender Qualität abbilden. Das explizite zentrale Differenzenverfahren hat sich als ideal für die Berechnung der vorliegenden Modelle mit großen Elementverzerrungen herausgestellt. Auch komplexe Kontaktbedingungen werden korrekt berücksichtigt. Die relativ grobe Unterteilung des FE-Netztes führt zu ausreichender Genauigkeit der Ergebnisse bei reduziertem Rechenaufwand.

Die Modelle können deshalb als Grundlage der im Folgenden diskutierten Parameterstudien herangezogen werden. Effekte, welche durch die hier vorgestellten Modelle nicht abgebildet werden können (wie z.B. das hysteretische Verhalten der Gewebe), werden separat untersucht.

## 6 Belastungs- und Verformungsversuche an faserbewehrten Lagern

Im Folgenden werden Belastungs- und Verformungsversuche an faserbewehrten Lagern beschrieben und die Versuchsergebnisse diskutiert. Die Versuche wurden durchgeführt, um zum einen die numerischen Modellierungen der Lager zu verifizieren und zum anderen um Effekte, welche mit den numerischen Modellen nicht erfasst werden können, zu untersuchen.

### 6.1 Belastungsversuche mit Vertikallast

In den Belastungsversuchen mit Vertikallast werden die Lager ausschließlich auf Pressung belastet, jedoch nicht horizontal verformt. Da die vertikale Steifigkeit meist von untergeordneter Bedeutung ist, wurden diese Versuche bewusst mit geringem Aufwand bei Prüfmaschine und Messtechnik als bei den Belastungsversuchen mit Horizontalverschiebung durchgeführt.

#### 6.1.1 Beschreibung des Versuchsaufbaus und der Erfassung der Messdaten

Die Last-Verformungs-Versuche wurden mit einer hydraulischen Prüfmaschine Abb. 6-1 mit 300 kN Maximalkraft und Wegmessung über den Rahmen durchgeführt. Zur Bestimmung der Versagenslast wurde im Bedarfsfall eine Prüfmaschine mit 800 kN Maximallast ohne Wegmessung verwendet.

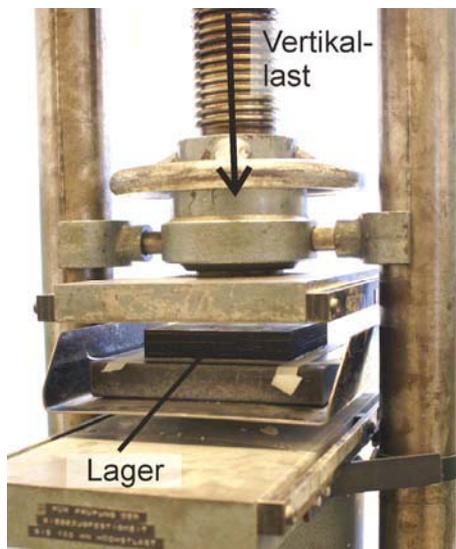


Abb. 6-1: Hydraulische Prüfmaschine mit Wegmessung über den Rahmen

##### 6.1.1.1 Konvertierung der Daten

Bei den Belastungsversuchen wurde nur die Gesamtverformung von Maschine und Elastomerlager gemessen (Abb. 6-2). Jedes der beiden Elemente - Maschine und Lager - entspricht einem System mit Parallelschaltung einer Feder und eines Dämpfers. Beide Systeme sind in Reihe geschaltet.

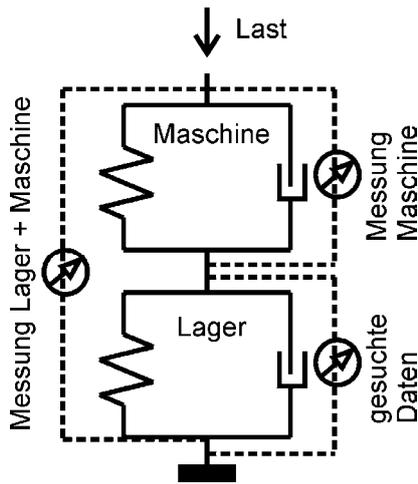


Abb. 6-2: Symbolische Darstellung der Versuchsanordnung

Der Zusammenhang von Last und Verformung der Maschine alleine, ohne Lager, ist nichtlinear mit geringer Dämpfung (durchschnittlich ca. 2.3 % äquivalente viskose Dämpfung). Je nach Steifigkeit des untersuchten Lagers liegt der Anteil der von der Maschine verrichteten Arbeit an der Gesamtdämpfung zwischen ca. 15 und 50 %. Bei der Auswertung der Daten wird sowohl die von der Maschine verrichtete Dämpfungsarbeit als auch der Verformungsanteil der Maschine an der Gesamtverformung berücksichtigt.

Regelungsbedingt traten, besonders bei grossen Belastungsgeschwindigkeiten, Kraftschwankungen auf, die zu einem unsteten Verlauf der Kraft-Verformungskurven führten. Diese Fehler wurden entfernt, und Datenpunkte mit sehr geringem Abstand - vor allem an den Umkehrpunkten - wurden zusammengefasst, um die Zuverlässigkeit des für die Auswertung entwickelten MatLab-Algorithmus zu erhöhen. Der verwendete Algorithmus entspricht weitgehend dem in 3.2.1 vorgestellten zur Auswertung der Materialversuche.

#### 6.1.1.2 Beschreibung und Bezeichnung der Versuchslager

Die Lager der Versuche mit Vertikallast wurden mit Material B hergestellt (siehe 3.3.1), wobei die Vulkanisation über 15 Minuten bei 155°C durchgeführt wurde. Als Haftvermittler zwischen Gewebe und Elastomer wurden die Gewebe mit Chemosil (Lord Cooperation) besprüht. Es wurden jeweils vier Lager mit Kohlenstoffasergewebe (siehe 1.4) und Glasfasergewebe (siehe 3.3.3) untersucht.

Die Abmessungen von allen getesteten Lagern sind wie folgt (siehe Abb. 1-2):

- Seitenlängen  $a$  im Grundriss: 150 mm
- Gesamthöhe  $h$ : 29 mm.
- Anzahl  $n$  der Gewebelagen: 10
- Dicke  $t_f$  der Gewebelagen: 0,4 mm (Kohlenstoff) bzw. 0,5 mm (Glas)

Bei der Herstellung muss gewährleistet sein, dass die ebene Lage der Gewebe bis zum Rand geführt wird. Dazu wurden die Lager mit Seitenlängen von 180 mm hergestellt und anschließend rundum um 15 mm mit Wasserstrahl beschnitten.

#### 6.1.1.3 Beschreibung des Versuchsablaufs

Bei jedem Versuchsdurchlauf wurden verschiedene Vertikallasten mit zunehmenden Lastniveaus aufgebracht. Jedes Lastniveau wurde dabei in drei Be- und Entlastungszyklen aufge-

bracht. Bei den Entlastungen wurden die Lager bis auf eine Mindestlast von  $V_{z,min} = 5 \text{ kN}$  entlastet. Folgende Lastniveaus wurden angesetzt (siehe Abb. 6-3):

Zyklus 1 - 3:  $V_{z,max} = 60 \text{ kN}$

Zyklus 4 - 6:  $V_{z,max} = 120 \text{ kN}$

Zyklus 7 - 9:  $V_{z,max} = 180 \text{ kN}$

Zyklus 10 - 12:  $V_{z,max} = 240 \text{ kN}$

Zyklus 13 - 15:  $V_{z,max} = 300 \text{ kN}$

Mindestlast:  $V_{z,min} = 5 \text{ kN}$

Die Versuche wurden an den bereits getesteten Lagern wiederholt, um den Effekt der mechanischen Materialdegradation untersuchen zu können. Aufgrund der vergleichsweise geringen Zugfestigkeit der Glasfasergewebe konnten bei den Glasfaserlagern die oberen Lastniveaus teilweise nicht erreicht werden. Zwei der vier Glasfaserlager wurden im ersten Durchlauf nur bis zu einer Maximallast von  $V_z = 180 \text{ kN}$  belastet. Damit wurde eine Schädigung der Lager vor der Wiederholung des Versuchs vermieden.

Die Belastungsgeschwindigkeiten wurden zwischen 30 und 240 kN/s variiert um den daraus resultierenden Einfluss zu messen. Die Regelungstechnik machte eine starke Reduktion der Geschwindigkeit kurz vor den Umkehrpunkten notwendig, wodurch die effektive Frequenz der Zyklen gering war.

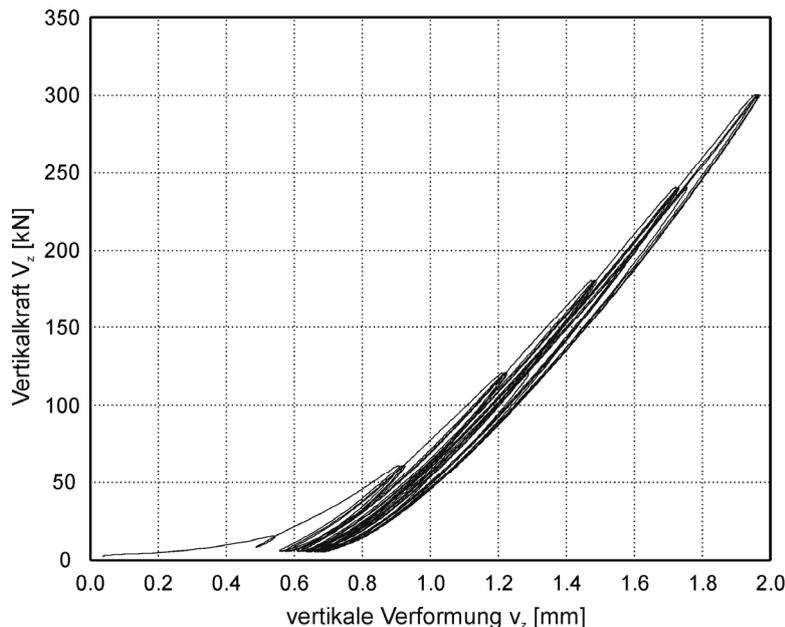


Abb. 6-3: Typisches Last-Verformungs-Diagramm eines Lagers mit Kohlenstofffasergewebe

#### 6.1.1.4 Statistische Auswertung der Ergebnisse

Im Zuge des Forschungsprojekts konnte nur eine geringe Anzahl von Lagern getestet werden. Aus diesem Grund wird auf eine statistische Auswertung der Ergebnisse verzichtet. Um dennoch einen Eindruck von der Streuung der Messdaten zu vermitteln, werden in den Diagrammen dieses Abschnitts alle gemessenen Datenpunkte, sowie die Mittelwerte dargestellt.

### 6.1.2 Bestimmung der vertikalen Steifigkeit der Lager

In Abb. 6-3 ist zu sehen, dass das vertikale Verformungsverhalten der Lager in zwei Abschnitte unterteilt werden. Während der ersten Zehntelmillimeter Vertikalverformung wird kaum Last aufgebaut; leichte, herstellungsbedingte Unebenheiten der Lageroberflächen führen dazu, dass erst ab einer geringen Last vollflächiger Kontakt zu den Belastungsflächen besteht. Zusätzlich werden in dieser Phase Unebenheiten der Bewehrungslagen ausgerichtet.

Wenn die Fasern mehr oder weniger ausgerichtet sind (im Abb. 6-3 bei einer Last von ca. 25 kN) steigt die Steifigkeit signifikant an. Der wesentlich steilere Verlauf der folgenden Be- und Entlastungspfade weist darauf hin, dass die Ausrichtung der Fasern bei der Entlastung nicht mehr verloren geht.

Aufgrund dieser ersten Phase mit geringer Steifigkeit, welche je nach Herstellung der Lager stark variiert, kann die gesamte Vertikalverformung der Lager nur näherungsweise bestimmt werden. Für die meisten Anwendungen ist jedoch der Absolutwert der Verformung nicht von Bedeutung; von Interesse ist meist nur die Steifigkeit bei teilweiser oder nahezu vollständiger Be- und Entlastung.

Im Folgenden werden die Lagersteifigkeiten nach der derzeitigen Norm bzw. nach analytischen Herleitungen bestimmt und mit den Ergebnissen der Belastungsversuche verglichen. Untersucht werden sollen das vertikale Steifigkeitsverhalten von Elastomerlagern und die speziellen Eigenschaften von faserbewehrten Elastomerlagern. Dazu werden die gemessenen Werte in Abhängigkeit von den Randbedingungen der Versuche und vom verwendeten Material betrachtet. Die Ursachen der Abweichungen von Berechnungen und Versuchen werden diskutiert.

#### 6.1.2.1 Berechnung der vertikalen Steifigkeit nach EN 1337-3

Nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) geht die Steifigkeit der Bewehrung nicht in die Berechnung der Steifigkeit von Elastomerlagern ein; die Bewehrungslagen werden vereinfacht als unendlich steif angesehen. Die rechnerische Steifigkeit ohne Berücksichtigung der Gewebesteifigkeit ergibt sich wie folgt:

$$K_v = \frac{E_{c,ges} \cdot A}{t_r} \quad (6-1)$$

mit

$$E_{c,schub} = 6,73 \cdot G \cdot S^2 \quad (6-2)$$

für quadratische Lager und

$$\frac{1}{E_{c,ges}} = \frac{1}{E_{c,schub}} + \frac{1}{E_{bulk}} \quad (6-3)$$

mit  $E_{bulk} = K = 2000 \text{ N/mm}^2$ , als Abwandlung der Gleichung (2-12), dabei ist:

- $t_r = 25,0 \text{ mm}$  (mit Berücksichtigung der mittleren Höhe der Gewebe)
- $G$  in Abhängigkeit von der Verzerrung
- $S = 16,5$  (mit Berücksichtigung der Höher der Gewebe)

Die Materialversuche zeigen, dass die Schubsteifigkeit des Elastomers stark von der Verzerrung und der Materialdegradation abhängt. Es ist daher nötig, die Schubsteifigkeit des Elastomers abzuschätzen. Die maximale Schubverzerrung in Folge von Vertikallast kann

nach Gleichung (7-7) bestimmt werden. Die mittlere wirksame Schubverzerrung kann überschlägig mit der Hälfte des Maximalwertes angesetzt werden (siehe 7.3.3).

Für eine mittlere Auflast von 150 kN ergibt sich eine mittlere Schubverzerrung von  $\varepsilon_{c,mittel} = \frac{1}{2} \varepsilon_{c,max} = 0,13$  nach Gleichung (7-7), mit der zugrundeliegenden verzerrungsabhängigen Schubsteifigkeit nach Tab. 3-7. Die mittlere Schubsteifigkeit des Elastomers kann damit abgeschätzt werden zu  $G = 1,3 \text{ N/mm}^2$ . Dieser liegt wesentlich höher als der vom Hersteller angegebene Schubmodul von  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$ , welcher über die Shore-Härte mittels Rückprallversuch ermittelt wurde.

Der Kompressionsmodul und die Steifigkeit der Lager nach den Gleichungen (6-1) bis (6-3) sind damit:

$$E_{c,schub} = 2930 \text{ N/mm}^2 \text{ und } E_{c,ges} = 1190 \text{ N/mm}^2$$

$$K_v \approx 1090 \text{ kN/mm}$$

Diese Berechnung der vertikalen Steifigkeit von Elastomerlagern nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) berücksichtigt nicht die Steifigkeit der Bewehrung. Bei Verwendung von Gewebe an Stelle von Stahlplatten ist jedoch aufgrund der wesentlich geringeren Zugsteifigkeit der Gewebe mit einer Verminderung der Lagersteifigkeit zu rechnen. Für die genaue Berücksichtigung dieses Effekts sind Materialversuche am Gewebe notwendig.

#### 6.1.2.2 Berechnung der vertikalen Steifigkeit mit Berücksichtigung der Steifigkeit des Gewebes

Eine Vergleichsrechnung der Lagersteifigkeit mit Berücksichtigung der Steifigkeit der Gewebewehrung zeigt den externen Einfluss der Gewebesteifigkeit auf. Die durchschnittliche Sekantensteifigkeit der Gewebe beträgt  $E_{f,carbon} = 9320 \text{ N/mm}$  für das Kohlenstofffasergewebe (siehe Tab. 3-15) und  $E_{f,glas} = 3120 \text{ N/mm}$  für das Glasfasergewebe (siehe Tab. 3-11 und Tab. 3-12). Für beide Werte wurden die Mittelwerte verschiedener Laststufen beim dritten Belastungszyklus verwendet. Beim Glasfasergewebe zeigten die Versuche, dass die Steifigkeiten in den beiden Richtungen der Webung sehr unterschiedlich sind; es wurde der Mittelwert verwendet.

Der Faktor  $E_c/GS^2$  in Abhängigkeit von  $\alpha a$  (siehe 2.3.1.1) wird mit Hilfe des Diagramms in Abb. 2-3 ermittelt, wobei das Verhältnis der Steifigkeiten  $\alpha$  in Gleichung (2-6) definiert ist. Die jeweiligen Werte des gesamten Kompressionsmoduls  $E_{c,ges}$  der Lager in Tab. 6-1 werden damit nach Gleichung (6-3) errechnet. Die Lagerabmessungen und die Elastomersteifigkeit entsprechen den Annahmen in 6.1.2.1.

Material	$t_f$ [mm]	$t_r$ [mm]	S	$\alpha a$	$E_c/GS^2$	$E_{c,schub}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$E_{c,ges}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$K_v$ [kN/mm]
Kohlenstoff	0.4	25.0	16.5	4.52	3.51	1530	865	780
Glas	0.4	25.0	16.5	7.81	1.86	810	575	520

Tab. 6-1: Analytische Berechnung der vertikalen Steifigkeit unter Berücksichtigung der Steifigkeit der Gewebe und des Elastomers aus Materialversuchen

Vergleicht man die in Tab. 6-1 dargestellten Ergebnisse der vertikalen Steifigkeit mit den Ergebnissen nach ÖNORM EN 1337-3 (2005), so zeigen die extremen Abweichungen die Notwendigkeit der Berücksichtigung der Steifigkeit der Gewebe.

Vergleicht man die Werte der Steifigkeit nach analytischer Berechnung mit den in den Versuchen gemessenen Steifigkeiten, werden starke Abweichungen deutlich:

Kohlenstofffaserlager:  $K_{v,carbon} \approx 780 \text{ kN/mm}$  (Messung Abb. 6-4:  $K_v = 340$  bis  $585 \text{ kN/mm}$ )

Glasfaserlager:  $K_{v,glas} \approx 520 \text{ kN/mm}$  (Messung Abb. 6-4:  $K_v = 235$  bis  $295 \text{ kN/mm}$ )

Der berechnete Wert der Lagersteifigkeit mit Berücksichtigung der Steifigkeit der Bewehrung ist um 28 % bzw. 52 % geringer als der in 6.1.2.1 berechnete Wert bei unendlich steifer Bewehrung. Die geringe Steifigkeit der Gewebebewehrung hat demnach erheblichen Einfluss auf die Lagersteifigkeit. Verglichen mit den im Versuch ermittelten Werten in Abb. 6-4 liegt der berechnete Steifigkeitswert der mit Kohlenstofffasergewebe bewehrten Lager um 30 bis 130 %, der Wert der mit Glasfasergewebe bewehrten Lager um 75 bis 120 % zu hoch.

Aufgrund dieser Abweichungen soll im Folgenden betrachtet werden, welche weiteren Parameter in den Versuchen Einfluss auf die vertikale Steifigkeit der Lager hatten und wie weit diese bei der Bemessung von Lagern zu berücksichtigen sind.

### 6.1.2.3 Abhängigkeit der Steifigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit

Die Abhängigkeit der Sekantensteifigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit wurde durch eine Variation der Belastungsgeschwindigkeiten zwischen 30 und 240 kN/s untersucht.

	äquivalente viskose Dämpfung [%] für versch. Maximallast [kN]			Sekanten-Steifigkeit [kN/mm] für versch. Maximallast [kN]		
	60	120	180	60	120	180
30 kN/s	6.9	5.3	5.1	322	311	311
60 kN/s	9.7	6.0	6.2	313	316	305
Zunahme [%]	41	13	22	-3	2	-2

Tab. 6-2: Vergleich ausgewählter Ergebnisse von Lager Typ 2 (Glasfaser) bei verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten (jeweils dritter Zyklus einer Laststufe)

	äquivalente viskose Dämpfung [%] für versch. Maximallast [kN]		Sekanten-Steifigkeit [kN/mm] für versch. Maximallast [kN]	
	180	300	180	300
120 kN/s	5.9	4.4	527	604
240 kN/s	6.0	4.5	531	601
Zunahme [%]	2	2	1	0

Tab. 6-3: Vergleich ausgewählter Ergebnisse von Lager Typ 1 (Kohlenstofffaser) bei verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten (jeweils zweiter Zyklus einer Laststufe)

Die Werte in Tab. 6-2 und Tab. 6-3 zeigen deutlich, dass die Sekanten-Steifigkeit der Lager nicht von der Belastungsgeschwindigkeit abhängig ist. Der Unterschied beträgt weniger als 5 % und liegt damit im Bereich der Messungenauigkeiten. Dies wird auch durch vorangegangene Materialversuche in 3.6 mit uniaxialem Zug bei Belastungsgeschwindigkeiten zwischen 0.5 und 4.0 Hz bestätigt.

### 6.1.2.4 Zusammenhang zwischen Steifigkeit und Höhe der Belastung

Abb. 6-4 zeigt die gemessene vertikale Steifigkeit in Abhängigkeit vom Belastungsniveau. Bei einer Laststeigerung von  $V_z = 60$  kN auf  $V_z = 300$  kN nimmt die Sekantensteifigkeit der Kohlenstofffaserlager etwa linear von  $K_{v,60} = 500$  kN/mm auf  $K_{v,300} = 700$  kN/mm zu. Die Steifigkeit der Glasfaserlager zeigt für alle Vertikallastniveaus eine nahezu gleichbleibende Steifigkeit von ca. 300 kN/mm.

Dieses qualitativ unterschiedliche Steifigkeitsverhalten in Abhängigkeit der verwendeten Gewebe spiegelt die Ergebnisse der Zugversuche an einvulkanisierten Gewebeproben wieder. Bei den Glasgewebeproben wurde eine vom Lastniveau nahezu unabhängige Zugsteifigkeit von  $E_{f,glas} \approx 3,1$  kN/mm gemessen (siehe Abb. 3-32). Bei den Kohlenstofffasergewebeproben lagen die gemessenen Steifigkeiten bei  $E_{f,carbon} = 7,2$  bis 11,3 kN/mm bei einer Laststeigerung um Faktor 4. Dies deutet darauf hin, dass der qualitative Unterschied der

Steifigkeitsentwicklung primär von der Webart der Gewebe und erst sekundär vom Verbundverhalten zwischen Elastomer und Gewebe abhängt.

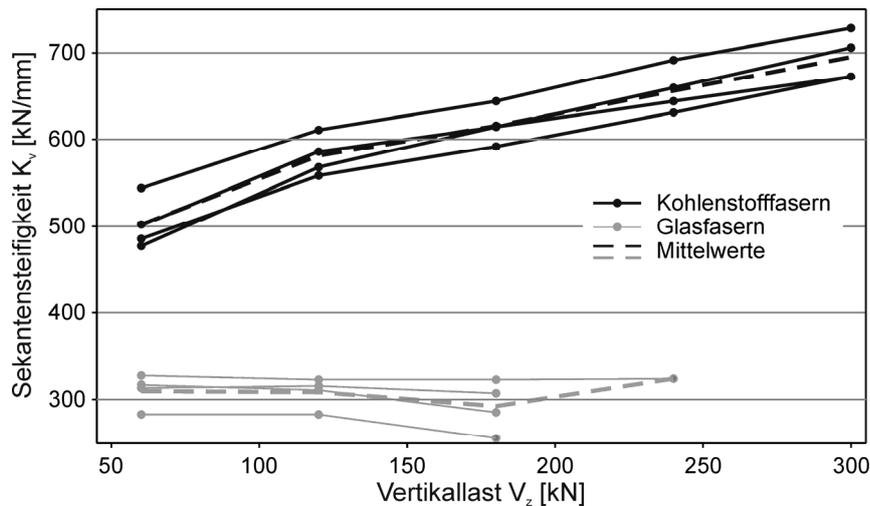


Abb. 6-4: Abhängigkeit der Sekantensteifigkeit von der Laststufe und der Faserart; dargestellt ist die Steifigkeit des dritten Zyklus der jeweiligen Laststufe bei Lagern ohne Vorbelastung (erster Versuchsdurchlauf)

#### 6.1.2.5 Zusammenhang zwischen Steifigkeit und Vorbelastung

Die Materialversuche in 3.7 zeigen, dass die Steifigkeit des Elastomers bei Erstbelastung wesentlich höher ist als bei den drauffolgenden Belastungen. Dies ist eine Folge der Materialdegradation. Bei den Zugversuchen an Gewebeproben konnte gezeigt werden, dass die Sekantensteifigkeit bei Erstbelastung eines Lastniveaus etwas geringer liegt als bei den folgenden Belastungen auf gleichem Niveau.

Diese entgegengesetzten Effekte des Materialverhaltens haben sich bei der vertikalen Steifigkeit der Lager teilweise auf. Ein Vergleich der Steifigkeiten des ersten und des dritten Belastungszyklus in Abb. 6-5 zeigt, dass die Steifigkeit des jeweils ersten Belastungszyklus etwa gleich, teilweise sogar geringer ist als jene des dritten Wertes (< 100 %).

Die Materialsteifigkeit ist beim ersten Be- und Entlastungszyklus wesentlich höher als bei den darauf folgenden (Mullins-Effekt). Es wäre daher zu erwarten, dass die Steifigkeit des ersten Zyklus bezogen auf jene des zweiten Zyklus über 100 % liegt.

Ein ähnlicher Zusammenhang ist auch in Abb. 6-6 zu sehen: verglichen werden die Steifigkeitswerte vor und nach der Belastung mit Maximallast von 300 kN bei Kohlenstofffasergewebelagern bzw. 180 kN bei Glasfasergewebelagern. Die Steifigkeit der Lager wird kaum durch die Belastungsgeschichte beeinflusst; die Steifigkeit des Elastomers wird durch Vorbelastungen vermindert (mechanische Degradation), jene der Gewebe wird erhöht (Ausrichtung der Fasern); die Effekte heben sich größtenteils auf.

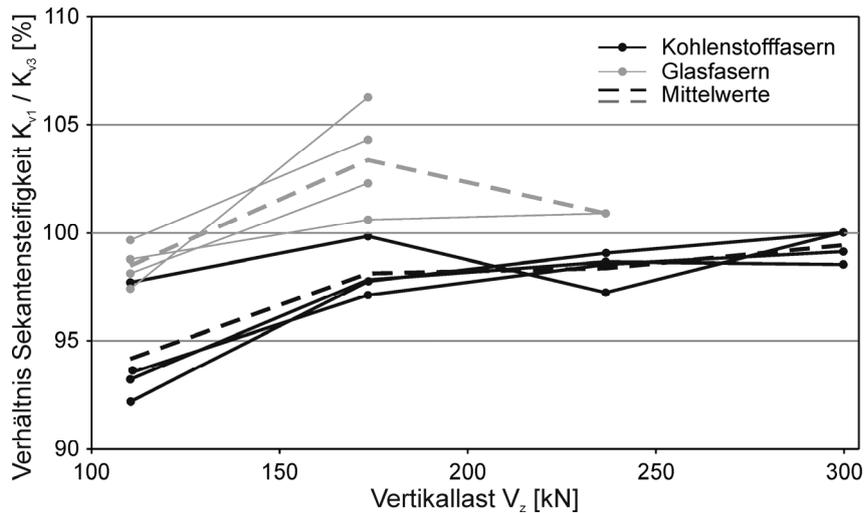


Abb. 6-5: Vergleich der Steifigkeit des ersten zum dritten Zyklus von nicht vorbelasteten Lagern (erster Versuchsdurchlauf)

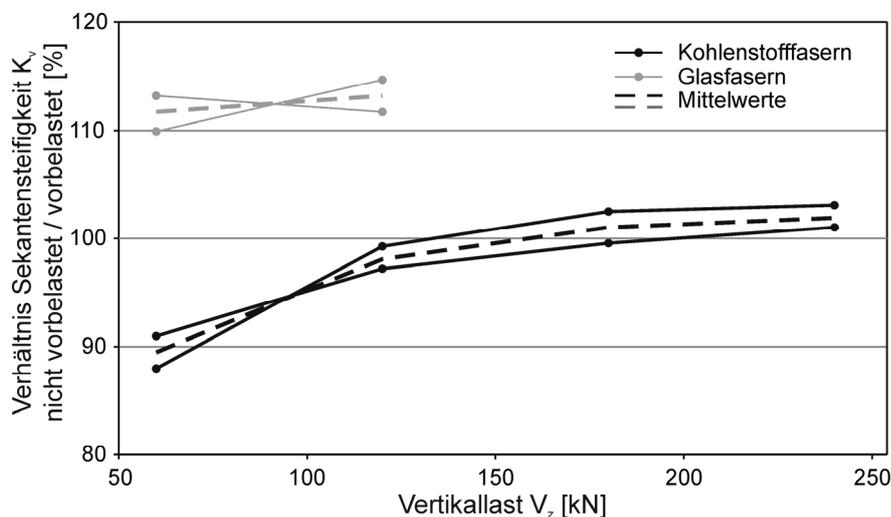


Abb. 6-6: Vergleich der Steifigkeit des dritten Zyklus von nicht vorbelasteten zu vorbelasteten Lagern (mit Maximallast  $V_{z,max} = 300$  kN)

### 6.1.2.6 Zusammenhang zwischen Steifigkeit, Gewebart und Lagerherstellung

Die Abhängigkeit der Sekantensteifigkeit von der Faserart wird in Abb. 6-4 für die Werte des dritten Belastungszyklus jeder Laststufe dargestellt. Lager mit Kohlenstofffasergewebe zeigen eine wesentlich höhere Lagersteifigkeit als Lager mit Glasfasergewebe (ca. Faktor 1.5 bis 2.0). Dies liegt in der höheren Zugsteifigkeit der Kohlenstofffasergewebe begründet.

Denkbar wäre auch eine stärkere Ausprägung eines elastischen Verbunds zwischen Glasfasergewebe und Elastomer aufgrund der Einbettung der Gewebe in Styrol-Butadien-Rubber. Ob und in welchem Ausmaß elastischer Verbund vorhanden ist, muss eingehender untersucht werden.

Weiter ist auffallend, dass die Steifigkeit der Lager mit Glasfasergewebe kaum von der Belastung abhängt, wohingegen die Steifigkeit der Lager mit Kohlenstofffasern eine starke Abhängigkeit von der Belastung zeigt.

Bei den Versuchen mit horizontaler Auslenkung in 6.2.7 wurde gleichzeitig die vertikale Steifigkeit der kohlenstofffaserbewehrten Versuchslager mitbestimmt (siehe Tab. 6-11).

Dabei zeigt sich, dass trotz etwa doppelter Anzahl der Schichten bei gleicher Bauhöhe die Steifigkeiten der Lager Typ 2 um nur 21 % über den Werten der Lager Typ 1 liegen (Abmessungen der Lagertypen der Vertikallastversuche siehe 6.2.1.1). Zu erwarten wäre nach Gleichung (6-2) ein weitaus größerer Steifigkeitsunterschied aufgrund des mehr als doppelt so hohen Formbeiwerts. Eine mögliche Ursache liegt darin, dass mit jeder Gewebelage auch Lufteinschlüsse in das Lager eingebracht werden. Diese wirken sich wie eine Reduzierung des Kompressionsmoduls des Elastomers aus und vermindern dadurch die Steifigkeit.

### **6.1.3 Dämpfung der Lager bei Vertikallasten**

Für die Bestimmung der Dämpfung stehen in den derzeitigen Normen und in der Literatur keine analytischen Lösungen zur Verfügung. In der ÖNORM EN 15129 (2010) wird zur Bestimmung der vertikalen Dämpfung auf Belastungsversuche verwiesen. Um die Dämpfung von Elastomerlagern unter Vertikallast zu erfassen und die speziellen Eigenschaften von faserbewehrten Elastomerlagern zu untersuchen, werden die gemessenen Werte in Abhängigkeit von den Randbedingungen der Versuche und vom verwendeten Material betrachtet.

#### **6.1.3.1 Zusammenhang zwischen Dämpfung und Belastungsgeschwindigkeit**

Der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit wird anhand von Versuchsdaten mehrmaliger Belastungen der gleichen Lager mit unterschiedlicher Geschwindigkeit untersucht.

Die äquivalente viskose Dämpfung in Tab. 6-3 zeigt bei Lagern mit Kohlenstofffasergewebe keine Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit. Bei glasfaserbewehrten Lagern ist in Tab. 6-2 eine Zunahme der Dämpfung von ca. 10 bis 40 % bei einer Verdopplung der Belastungsgeschwindigkeit zu erkennen. Aufgrund der geringen Geschwindigkeiten ist der Anteil der Zunahme der Dämpfung im Elastomer zu vernachlässigen (siehe 3.6.2). Bei den Zugversuchen an Glasfasergewebeprouben in 3.9.4.2 konnte keine Geschwindigkeitsabhängigkeit der Dämpfung festgestellt werden. Es liegt deshalb nahe, dass der Effekt durch die Zwischenschicht aus Styrol-Butadien-Rubber zwischen Fasern und Elastomer hervorgerufen wird.

#### **6.1.3.2 Zusammenhang zwischen Dämpfung und Höhe der Belastung**

Abb. 6-7 zeigt den Zusammenhang zwischen der Maximallast des jeweiligen Zyklus und der äquivalenten viskosen Dämpfung des Zyklus. Für beide Gewebearten ergibt sich eine starke Verringerung der Dämpfung mit der Zunahme der Kraft. Diese Tatsache macht es schwierig, einen Dämpfungswert für Elastomerlager zu ermitteln, welcher als Eingangsgröße z.B. für die Bemessung eines Erdbebenisolationssystems verwendet werden könnte.

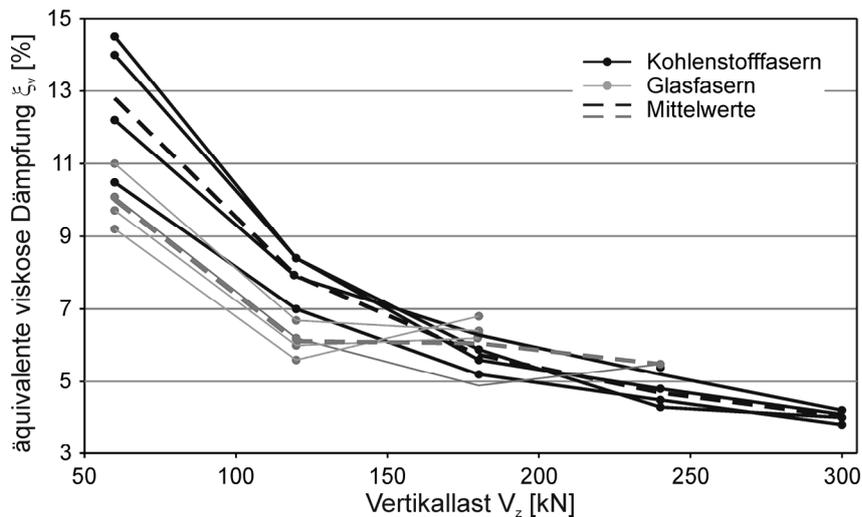


Abb. 6-7: Abhängigkeit der äquivalenten viskosen Dämpfung von der Laststufe und der Faserart; dargestellt ist die Dämpfung des dritten Zyklus der jeweiligen Laststufe bei Lagern ohne Vorbelastung (erster Versuchsdurchlauf)

### 6.1.3.3 Zusammenhang zwischen Dämpfung und Vorbelastung

Der Einfluss der Belastungsgeschichte auf die vertikale Steifigkeit stellt eine weitere Schwierigkeit bei der Dimensionierung von Elastomerlagern dar. Wie aus Abb. 6-8 ersichtlich ist, liegt die äquivalente viskose Dämpfung eines nicht vorbelasteten Lagers beim ersten Zyklus einer Belastungsstufe jeweils erheblich über der Dämpfung des zweiten Zyklus der gleichen Belastungsstufe. Die Ursache liegt zum Großteil in der Materialdegradation des Elastomers (siehe 3.1.2). Abb. 6-8 zeigt, dass dieser Effekt bei kleineren Belastungen wesentlich stärker ist als bei großen Belastungen. Die Ursache liegt darin, dass beim ersten Zyklus mit hoher Laststufe bereits eine geringe Vorbelastung durch die Zyklen der geringeren Laststufen gegeben ist.

In Abb. 6-8 ist auch zu erkennen, dass die Faserart einen Einfluss auf die Abnahme der Dämpfung zwischen Erstbelastung und Wiederholungsbelastung hat. Die Abnahme ist bei Kohlenstofffasern stärker ausgeprägt als bei Glasfasern.

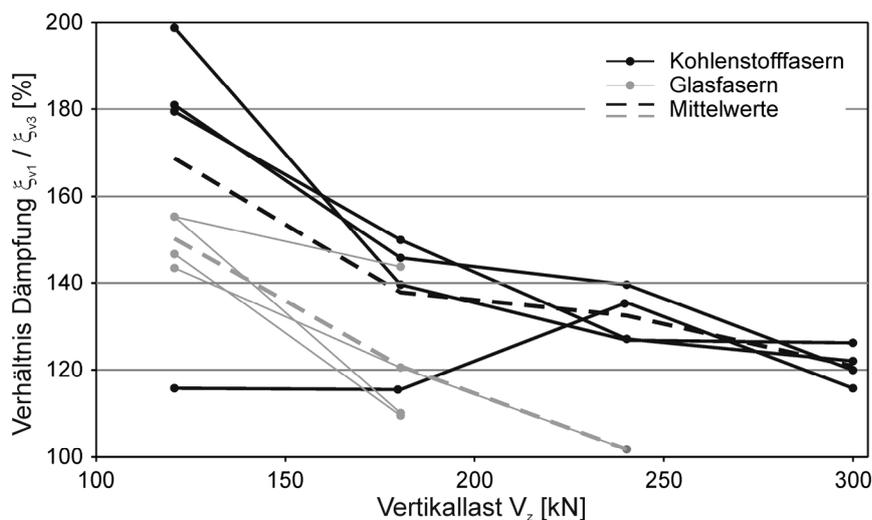


Abb. 6-8: Vergleich der äquivalenten viskosen Dämpfung des ersten zum dritten Zyklus von nicht vorbelasteten Lagern (erster Versuchsdurchlauf)

Durch die Belastung mit hoher Vertikallast haben die Materialien der Lager nach dem ersten Versuchsdurchlauf ein hohes Maß an mechanischer Degradation erfahren. Bei Wieder-

holung der Versuche zeigen die Lager ein stark verändertes Verhalten. In Abb. 6-9 werden die Dämpfungswerte des ersten Versuchsdurchlaufes mit jenen des zweiten Durchlaufes in Abhängigkeit von der Vertikallast verglichen. Die Dämpfungswerte des ersten Durchlaufes liegen bei den Kohlenstofffaserlagern um ca. 110 bis 150 %, bei den Glasfaserlagern um ca. 110 bis 130 % über den Werten des zweiten Durchlaufs.

Diese Betrachtungen zeigen, dass die Belastungsgeschichte eines Lagers großen Einfluss auf das Dämpfungsverhalten des Lagers hat. Werden Elastomerlager zur Schwingungsdämpfung eingesetzt, können nach Gerhaher et al. (2009) bereits wesentlich geringere Veränderungen der Dämpfungswerte die Effektivität eines Dämpfungssystems negativ beeinflussen.

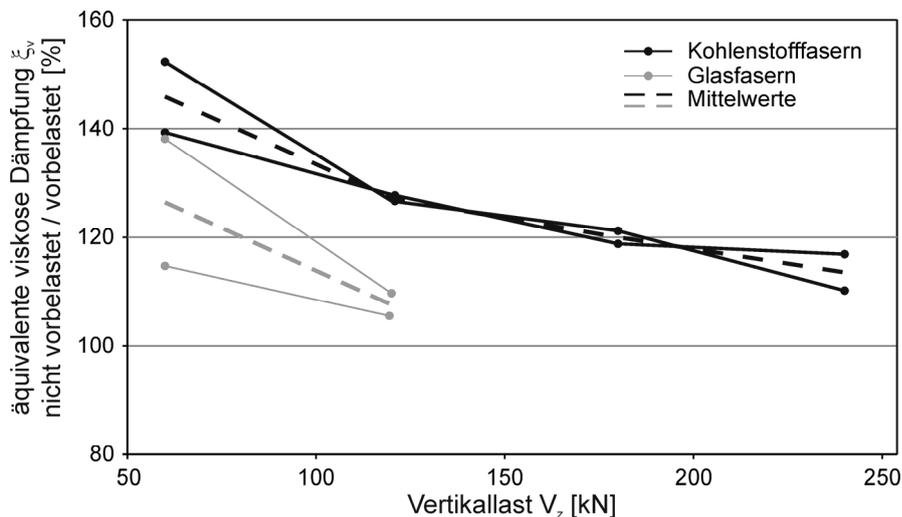


Abb. 6-9: Vergleich der äquivalenten viskosen Dämpfung des dritten Zyklus des nicht vorbelasteten Lagers (bei steigenden Belastungsniveaus) zur Dämpfung des gleichen Belastungsniveaus nach Belastung mit Maximallast

#### 6.1.3.4 Einfluss der Faserart auf die Dämpfung

Der Einfluss der Fasern auf die äquivalente viskose Dämpfung kann durch einen Vergleich der Dämpfungswerte des dritten Zyklus jeder Laststufe ermittelt werden. In Abb. 6-7 ist zu sehen, dass die Abhängigkeit von der Faserart nicht sehr stark ausgeprägt ist. Vor allem bei den höheren Laststufen ist der Unterschied zwischen den Gewebearten gering. Bei beiden Lagertypen zeigt sich, dass die äquivalente viskose Dämpfung mit Zunahme der Last stark abfällt, von  $\xi = 6 - 9 \%$  bei  $V_z = 60$  kN Vertikallast auf  $\xi = 1 - 2 \%$  bei  $V_z = 240$  kN Vertikallast.

Zieht man in Betracht, dass die Steifigkeitswerte der Kohlenstofffaserlager etwa den doppelten Wert der Glasfaserlager haben, so muss nach Gleichung (3-1) bei ähnlichen Dämpfungswerten die in den Glasfaserlagern verrichtete Energie etwa doppelt so hoch sein. Ob dieser größere Energieumsatz in den Geweben oder im Elastomer stattfindet, kann nicht beurteilt werden.

#### 6.1.4 Maximallast der Lager

Die Ermittlung der Maximallast ist wichtig, um das gewünschte Zusammenspiel von Elastomer und Gewebe zu kontrollieren. Das Reißen der Fasern zeigt, dass die Übertragung der Schubspannungen vom Elastomer auf das Gewebe funktioniert. Könnten durch die Erhöhung der Vertikallast kein Reißen der Fasern hervorgerufen werden, so müsste von einem Versagen des Verbundes zwischen Fasern und Elastomer ausgegangen werden.

Die aus der vertikalen Belastung resultierende Zugkraft im Gewebe lässt sich nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) bestimmen. Ein Vergleich der berechneten Kraft beim Versagen des La-

gers mit den Angaben der Hersteller zur Zugfestigkeit der Gewebe kann zur Kontrolle der Qualität der Lager verwendet werden.

Bei der Ermittlung der Maximallasten wurden jeweils zwei Werte ermittelt. Zum einen die Last, bei welcher erste Faserrisse hörbar waren und zum anderen jene Last, bei welcher sich ein ausgeprägtes Plateau im Verformungs-Kraft-Diagramm ausbildete, wobei dieser Wert stets nur geringfügig unter der absoluten Maximallast lag.

#### 6.1.4.1 Versagensart bei Maximallast

Neben der maximalen Tragfähigkeit eines Lagers ist die Art des Versagens interessant. Ein plötzliches Versagen muss als wesentlich kritischer eingestuft werden als ein sich ankündigendes Versagen.

Die Beobachtungen zeigen, dass sich das Versagen unter Vertikallast sehr gut ankündigt und bis zum Erreichen der eigentlichen Maximallast noch große Tragreserven vorhanden sind. Bei allen Lagern zeigte sich, dass schon bei 50 bis 70 % der gemessenen Maximallast erste hörbare Faserrisse auftreten. Mit stetig zunehmender Last traten mehr Risse in kürzeren zeitlichen Abständen auf (hörbar durch Knacken bzw. Prasseln). Die Seitenflächen fingen teilweise an, sich auszubeulen. Unter konstanter Last traten auch nach starker Schädigung keine weiteren Risse auf; nach einer Entlastung im stark geschädigten Zustand konnte das gleiche Lastniveau wieder erreicht werden.

#### 6.1.4.2 Lager mit Kohlenstofffasergewebe

Tab. 6-4 zeigt den Lastwert bei ersten Faserrissen und den Maximalwert für Lager mit Kohlenstofffasergewebe, sowie die daraus errechnete Kraft im Gewebe.

Lager		erste Risse [kN]	Maximallast [kN]
Mittelwert Vertikallast $\mu$	[kN]	610	746
Standardabw. Vertikallast $\sigma$	[kN]	106	27
mittlere Lagerpressung $\sigma_z$	[N/mm <sup>2</sup> ]	27.1	33.2
berechnete Gewebekraft $n$	[N/cm]	1250	1530

Tab. 6-4: Maximallasten und Kraft im Fasergewebe bei Lagern mit Kohlenstofffaserbewehrung

Im Datenblatt des Kohlenstofffasergewebes (siehe Anhang) wird vom Hersteller keine Zugfestigkeit des Gewebes angegeben, welche zum Vergleich herangezogen werden könnte. Die Berechnung der maximalen Faserkraft wurde nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) analog Gleichung (2-34) durchgeführt. Die Höhe je Faserschicht wurde dabei mit 0.4 mm berücksichtigt.

Der geringe Abstand zwischen der Last bei ersten Faserrissen (82 %) und der Maximallast (100 %) deutet auf eine geringe Streuung der Gewebefestigkeit und einen exakten Einbau der Gewebe hin.

#### 6.1.4.3 Lager mit Glasfasergewebe

Tab. 6-5 zeigt den Lastwert bei ersten Faserrissen und den Maximalwert für Lager mit Glasfasergewebe, sowie die daraus errechnete Kraft im Gewebe.

Die berechnete maximale Zugkraft im Glasfasergewebe entspricht relativ exakt dem vom Hersteller angegebenen Wert von  $n_{max} = 700$  N/cm. Bei der Berechnung der maximalen Faserkraft nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) wurde die Höhe je Faserschicht mit 0.5 mm berücksichtigt.

Der große Abstand zwischen der Last bei ersten Faserrissen (54 %) und der Maximallast (100 %) deutet auf eine große Streuung der Gewebefestigkeit oder große Toleranzen beim Einbau der Gewebe hin.

Lager		erste Risse	Maximallast
		[kN]	[kN]
Mittelwert Vertikallast $\mu$	[kN]	193	356
Standardabw. Vertikallast $\sigma$	[kN]	42	5
mittlere Lagerpressung $\sigma_z$	[N/mm <sup>2</sup> ]	8.6	15.8
berechnete Gewebekraft $n$	[N/cm]	371	685

Tab. 6-5: Maximallasten und Kraft im Fasergewebe bei Lagern mit Glasfaserbewehrung

### 6.1.5 Zusammenfassung der Ergebnisse der Vertikallastversuche

Für das Versagen der Lager war ausnahmslos das Reißen der Fasern maßgeblich. Es ist davon auszugehen, dass der Verbund von Elastomer und Gewebe ausreichend stark ist, um die volle Schubspannung zu übertragen.

Der Vergleich der Lager mit unterschiedlichen Geweben zeigt, dass die Lager mit Kohlenstofffasern etwa doppelte Tragfähigkeit besitzen. Sollen keine Schädigungen der Fasern zugelassen werden, da sonst die Dauerhaftigkeit in Frage zu stellen wäre, besitzen die Lager mit Kohlenstofffasern etwa die dreifache Tragfähigkeit.

Die Variationskoeffizient der Maximallast beträgt bei Glasfaserlagern 1.4 % und bei Kohlenstofffaserlagern 3.6 %. Diese geringen Werte zeigen eine geringe Streuung auf und können damit zuverlässig für Anwendungen in der Praxis verwendet werden.

Bei Erreichen der Maximallast stellt sich kein plötzliches Versagen ein (Reißverschluss-effekt), sondern ein langsames Versagen ein, das auf große Resttragfähigkeit schließen lässt. Bei wiederholter Belastung bis ca. 90 % der Maximalkraft waren keine weiteren Schädigungen erkennbar. Dies kann als sehr günstiges Versagensverhalten gewertet werden.

Die nach den Gleichungen der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) berechnete Zugkraft im Gewebe bei Maximallast liegt im Bereich der vom Hersteller angegebenen Zugfestigkeit der Gewebe. Es besteht kein Hinweis, dass die Gleichung an die Bedingungen faserbewehrter Lager anzupassen wäre.

Die gemessenen Sekantensteifigkeiten betragen bei Kohlenstofffasergewebelagern etwa 45 - 75 % der analytisch bestimmten Werte, bei Glasgewebelagern etwa 45 - 55 %. Bei diesem Vergleich wurde bei der analytischen Bestimmung nicht die Gleichung aus den gültigen Normen verwendet, sondern eine Erweiterung der Gleichung, welche die Berücksichtigung der Zugsteifigkeit der Gewebe erlaubt.

Der Vergleich zeigt, dass für die Berechnung der vertikalen Steifigkeit aufgrund der geringen Steifigkeit der Gewebebewehrung die Gleichung der Normen angepasst werden muss. Die im Versuch gemessenen geringen Steifigkeiten, welche weit unter den analytisch bestimmten Werten liegen, deuten auf Abweichungen beim planen Einbau der Gewebe und auf Lufteinschlüsse im Gewebe hin.

Weitere Untersuchungen an Lagern und des Herstellungsprozesses sind nötig, um die Einflüsse auf die vertikale Steifigkeit genau erfassen und verbesserte Bemessungsrichtlinien entwickeln zu können.

## 6.2 Belastungsversuche mit Horizontalverschiebung

Die hier vorgestellten Versuche mit horizontalen Verformungen unter konstanten Vertikallasten dienen als Grundlage der Verifizierung der in 7.1 und 7.1.5 vorgestellten Bemessungsansätze und zur Kontrolle der numerischen Berechnungen.

### 6.2.1 Versuchsaufbau und Durchführung

Für Versuche mit horizontaler Verformung wird in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) eine Anordnung empfohlen, bei welcher zweier Versuchslager über- und unterhalb der Verformungsebene angeordnet sind. Dieser Aufbau ist technisch einfach; gemessen wird jedoch jeweils der Durchschnittswert aus zwei Lagern. Die in Abb. 6-10 dargestellte Versuchsanordnung erlaubt Messungen an einzelnen Lagern. Durch die Länge des horizontalen Trägers ist sichergestellt, dass die Belastungsebenen auch bei vertikaler Verformung stets nahezu parallel zueinander bleiben.

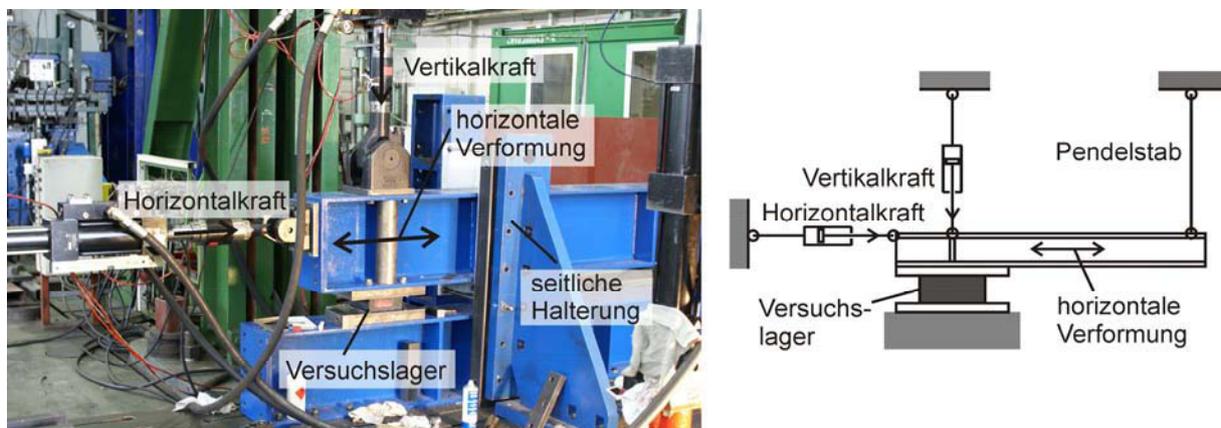


Abb. 6-10: Versuchsaufbau der horizontalen Verformungsversuche

#### 6.2.1.1 Beschreibung und Bezeichnung der Versuchslager und Materialien

Für alle Versuchslager der Versuche mit horizontaler Verformung wurde Elastomer Typ M (siehe 3.3.1) verwendet, welches nach einer Vorverformung von  $\epsilon_{\max} = \pm 100\%$  (bei Messungen ohne Kompression) folgende Schubsteifigkeit  $G$  und äquivalente viskose Dämpfung  $\xi$  aufweist (ermittelt aus Abb. 3-23 und Abb. 3-25):

Schubverzerrung $\epsilon_h$ [%]	10 %	20 %	50 %	100 %
Sekantensteifigkeit $G$ [N/mm <sup>2</sup> ]	1,60	1,44	1,23	1,30
äquivalente viskose Dämpfung $\xi$ [%]	6,69	5,52	4,63	4,23

Tab. 6-6: Materialkennwerte Elastomer Typ M nach Schubversuchen in 3.7, Abb. 3-23 und Abb. 3-25

Die Zeitdauer der Vulkanisation betrug 10 Minuten bei einer Temperatur von 145 °C.

Als Haftvermittler zwischen Gewebe und Elastomer diente Chemosil (Lord Cooperation), welches durch Besprühen auf die Gewebe aufgebracht wurde.

Die Bewehrung der Lager erfolgte mit Kohlenstofffasergewebe Typ 05208 der Firma Inter-glas (Flächengewicht 305 g/m<sup>2</sup>, Datenblatt im Anhang 12.2). Dabei musste sichergestellt werden, dass die Bewehrungslagen auch während der flüssigen Phase des Vulkanisationsprozesses in ebener Lage mit konstantem Abstand verbleiben. Die aufeinanderfolgenden Gewebelagen wurden jeweils um 90 Grad zueinander gedreht angeordnet, um eventuell vorhandene Unterschiede in der Gewebesteifigkeit auszugleichen.

Folgende Abmessungen wurden variiert, um möglichst umfassende Aussagen treffen zu können:

- Seitenlänge  $a$  der Lager
- Höhe  $h$  der Lager
- Anzahl  $n$  der Bewehrungslagen (Formbeiwert  $S$ )

Insgesamt wurden die zwölf in Tab. 6-7 aufgeführten Lager getestet.

	Lager- nummer	Seitenlänge	Höhe	Gesamthöhe	Anzahl $n$ Gewebelagen	Höhe	Form- beiwert $S$
		$a$ [mm]	$h$ [mm]	Elastomer $t_r$ [mm]		Elastomer- schichten $t$ [mm]	
<b>Typ 1</b>	1 / 3 / 7 / 8	180	45	41.8	8	5.23	8.6
<b>Typ 2</b>	2 / 4 / 5 / 6	180	45	38.2	17	2.25	20.0
<b>Typ 3</b>	9 / 10	180	70	59.2	27	2.19	20.5
<b>Typ 4</b>	11 / 12	100	30	25.6	11	2.33	10.7

Tab. 6-7: Bezeichnungen und Abmessungen der Versuchslager

### 6.2.1.2 Beschreibung des Versuchsablaufs

Die Lager wurden mit Vertikallasten auf Druck belastet und dabei horizontal verformt. Während des Versuchs an jedem einzelnen Lager wurden vier verschiedene Vertikallastniveaus in zunehmender Stärke aufgebracht. Horizontale Verformungen verschiedener Amplituden mit drei Zyklen pro Verformungsamplitude wurden bei jedem Vertikallastniveau durchfahren.

Durch die Abfolge der horizontalen Verformungsamplituden in aufsteigender und abfallender Reihenfolge kann der Effekt der mechanischen Materialdegradation berücksichtigt werden:

$v_x = \pm 10 \%$ ,  $\pm 20 \%$ ,  $\pm 50 \%$ ,  $\pm 100 \%$ ,  $\pm 50 \%$ ,  $\pm 20 \%$  und  $\pm 10 \%$  (in % der Lagerhöhe).

Aus Steuerungsgründen konnten bei den Lagern Typ 3 die Versuche mit 100 % Horizontalverformung und jene mit dem höchsten Vertikallastniveau nicht durchgeführt werden. Aus diesem Grund ist die mechanische Degradation des Elastomers nicht für alle Versuche gleich anzunehmen. Näherungsweise werden bei diesen Lagern für die analytischen Vergleichswerte die Schubsteifigkeiten des Elastomers für 50 % Vorverzerrung verwendet. Die Werte liegen über den Werten in Tab. 6-6 (siehe Abb. 3-23 und Abb. 3-25).

Die in der ÖNORM EN 15129 (2010) geforderten Amplituden von  $\pm 5 \%$  und  $\pm 150 \%$  kamen nicht zur Anwendung. Zum einen (5 %) musste der Versuchsaufwand reduziert werden. Zum anderen (150 %) war bei großen Verformungen - trotz scharfkantiger Rillen in den Belastungsflächen - ein starkes Rutschen der Lager zu beobachten.

Die horizontalen Verformungen wurden in näherungsweise sinusförmigem Zeit-Weg-Verlauf mit einer Frequenz von 0,25 Hz aufgebracht. Höhere Frequenzen waren aufgrund der Maschinenleistung nicht möglich. Versuche von Toopchi-Nezhad et al. (2007) zeigten, dass bei ähnlichen Versuchen in einem Frequenzbereich von 0,16 bis 0,66 Hz nur eine geringe Abhängigkeit der Steifigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit festzustellen war. Dies spiegelt sich auch in den Ergebnissen der uniaxialen Zugversuche unter 3.6 wieder. Allerdings nimmt in den Versuchen von Toopchi-Nezhad et al. (2007) die Dämpfung mit steigender Frequenz (0,16 auf 0,66 Hz) um ca. 30 % ab, wohingegen die Dämpfung bei den uniaxialen Zugversuchen bei einer Steigerung der Frequenz von 0,5 auf 3,0 Hz im Mittel um 30 % zunimmt.

Folgende Überlegungen führen zur Festlegung der Vertikallaststufen für die vier Lagertypen:

Die Zugkraft in den Fasern soll bei maximaler Horizontalverschiebung (geplant 150 %) maximal einen Wert von  $n = 1250$  N/cm erreichen, da bei diesem Wert bei den reinen Vertikallastversuchen die ersten Geweberisse bemerkt wurden (siehe Tab. 6-4). Die Vertikallast ist aufgrund der Leistungsgrenze des Druckzylinders auf 500 kN beschränkt. Da sich während der Durchführung der Versuche zeigte, dass eine Horizontalverschiebung von 150 % nicht möglich ist, wurden die Vertikallasten von Lagertyp 4 dahingehend angepasst, dass sich nach Gleichung (2-34) bei einer Auslenkung von  $v_x = 100$  % die maximal mögliche Gewebekraft einstellt.

Unter Berücksichtigung der Gewebedicke von 0,4 mm ergeben sich nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) folgende Maximallasten und zugehörige Zugkräfte im Gewebe:

Lager	Versuch	Gewebekraft Versuch nach		maximal mögliche
	$V_{max}$ [kN]	ÖNORM EN 1337-3 (2005) $n_{100\%}$ [N/cm]	$n_{150\%}$ [N/cm]	Last $V_{lim}$ [kN]
Typ 1	375	1075	<b>1235</b>	375
Typ 2	<b>500</b>	655	720	1250
Typ 3	<b>500</b>	800	965	650
Typ 4	280	<b>1280</b>		280

Tab. 6-8: Bemessung der maximalen Vertikallast nach den beschriebenen Kriterien; fett gedruckt die für die Festlegung ausschlaggebenden Werte

Die jeweils kleineren Laststufen sind so festgelegt, dass sich zum einen eine gleichmäßige Laststeigerung über vier bzw. fünf Stufen ergibt und zum anderen, zur besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse, bei den Lagern Typ 1, 2 und 3 (gleiche Seitenlängen, Tab. 6-7) die gleichen Lastwerte vorkommen. Damit ergeben sich folgende Vertikallasten:

Lager	Vertikallasten $V_z$ [kN]				
Typ 1	125	188	250	375	
Typ 2	125		250	375	500
Typ 3	125		250	375	500
Typ 4	35	70	140	210	280

Tab. 6-9: Vertikallaststufen  $V_z$  der Versuche mit horizontaler Verschiebung

### 6.2.1.3 Ermittlung und Auswertung der Versuchsdaten

Die Aufzeichnung umfasst die vertikale und die horizontale Kraft, die vertikale und horizontale Verschiebung, sowie das Zeitsignal. Die Abtastrate der Messungen betrug 40 Hz. Typische Aufzeichnungen der Last-Verformungs-Daten sind in horizontaler Richtung in Abb. 6-27 und in vertikaler Richtung in Abb. 6-28 und Abb. 6-29 zu sehen.

Die Auswertung der Versuchsdaten aus Last- und Verformungswerten erfolgte analog zu den Schubversuchen an Elastomerproben (siehe 3.2.1) unter Verwendung eines MatLab-Algorithmus. Es wird jeweils der dritte Zyklus der abfallenden Verformungsamplituden (beginnend bei  $v_x = 100$  %) bei der Auswertung der Daten betrachtet, da hier die mechanische Materialdegradation nahezu vollständig abgeschlossen ist. Die Schubverzerrung des Elastomers infolge Vertikalbelastung ist verglichen mit der Verzerrung infolge der Horizontalverformungen gering (siehe 7.1.3). Die durch Erhöhung der Vertikallast eingebrachte Materialdegradation ist deshalb gering. Aus diesem Grund ist die Wahl ansteigender Vertikallastni-

veaus zulässig. Dies hat den Vorteil, dass eventuelle Gewebeschäden durch Überlastung die vorangegangenen Messergebnisse nicht beeinflussen können.

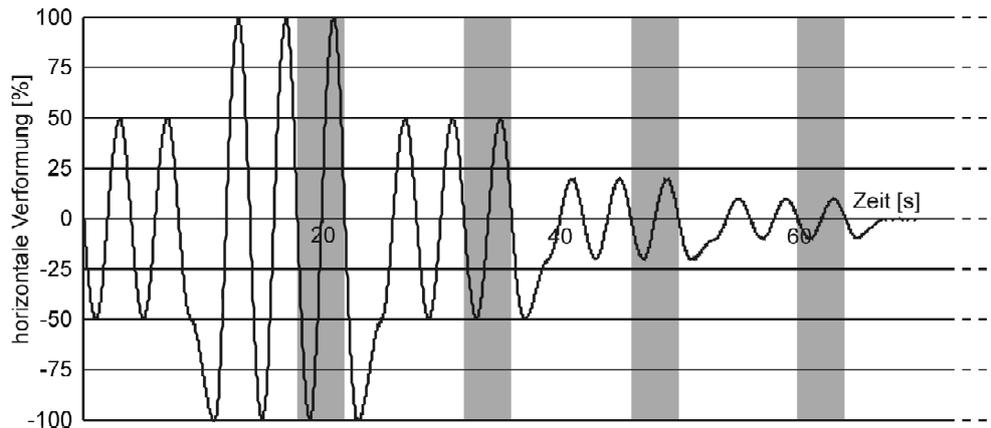


Abb. 6-11: Zur Auswertung herangezogene Datenbereiche: jeweils dritter Zyklus der abfallenden Verformungsamplituden (grau hinterlegt)

Analog zu den Materialversuchen erfolgt die Beurteilung des Lagerverhaltens anhand der Werte der Sekantensteifigkeit, in Form des effektiven Schubmoduls  $G_{eff}$  nach Gleichung (6-4), und der äquivalenten viskosen Dämpfung nach Gleichung (3-1). Für die grafische Darstellung der Ergebnisse werden jeweils die Mittelwerte verwendet.

Auf eine Auswertung nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) wird im folgenden verzichtet. Die Aussagekraft eines tangentialen Schubmoduls, ermittelt aus den Messwerten bei 27 % und 58 % der maximalen Verzerrung, wird in Frage gestellt. Die Relevanz des Wertes für die Dimensionierung von Lagern bzw. für die Abstimmung von Dämpfungssystemen ist nicht ersichtlich. Mithilfe dieses Wertes kann weder die Rückstellkraft des Lagers, noch die Eigenfrequenz bei Verwendung in dynamischen Anwendungen bestimmt werden.

### 6.2.2 Messergebnisse der horizontalen Steifigkeit

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Schubsteifigkeit der Lager in Abhängigkeit von der horizontalen Verzerrung  $v_x$  (in % der Höhe) und in Abhängigkeit von der vertikalen Pressung  $p_z$  (Durchschnittswert errechnet aus  $p_z = V_z / A$ ) dargestellt und qualitativ beschrieben. Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Schubsteifigkeiten nicht als Absolutwert mit Kraft pro Auslenkung wiedergegeben, sondern als effektive Schubsteifigkeit  $G_{eff}$  als Umformung von Gleichung (2-17):

$$G_{eff} = \frac{K_h \cdot t_r}{a^2} \quad (6-4)$$

mit  $K_h$  der Sekantensteifigkeit aus den Messungen mit

$$K_h = \frac{F_{x,max} - F_{x,min}}{v_{x,max} - v_{x,min}} \quad (6-5)$$

als Verhältnis der Differenzen der Extrema der Kräfte und Verschiebungen.

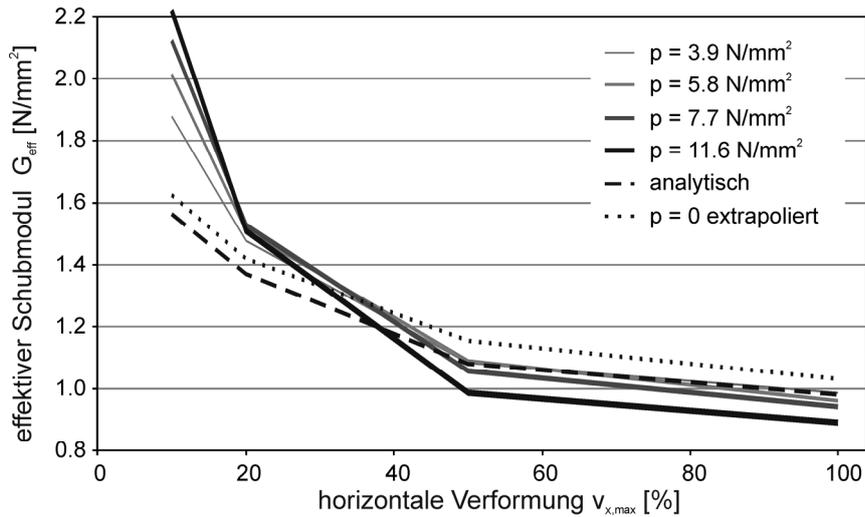


Abb. 6-12: Lager Typ 1, effektiver Schubmodul in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und analytischem Wert nach Gleichung (7-2)); Lagerabmessungen  $a = 180 \text{ mm}$ ,  $h = 45 \text{ mm}$ ,  $n = 8$

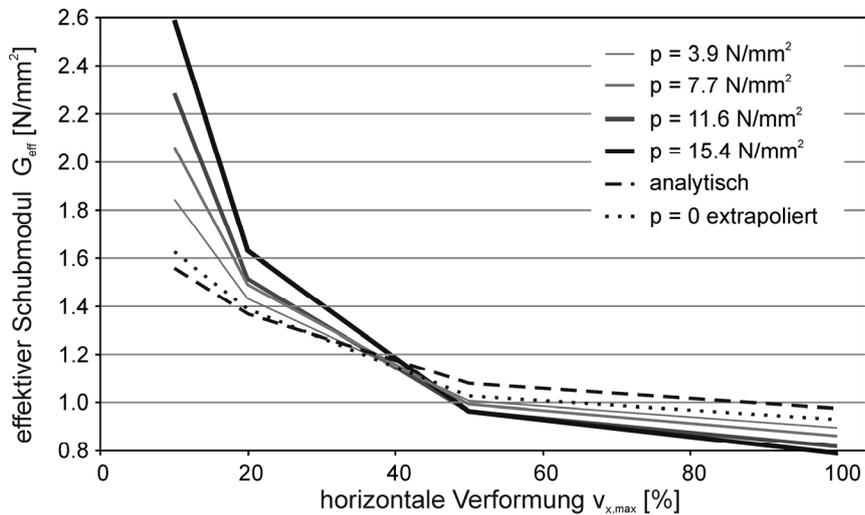


Abb. 6-13: Lager Typ 2, effektiver Schubmodul in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und analytischem Wert nach Gleichung (7-2)); Lagerabmessungen  $a = 180 \text{ mm}$ ,  $h = 45 \text{ mm}$ ,  $n = 17$

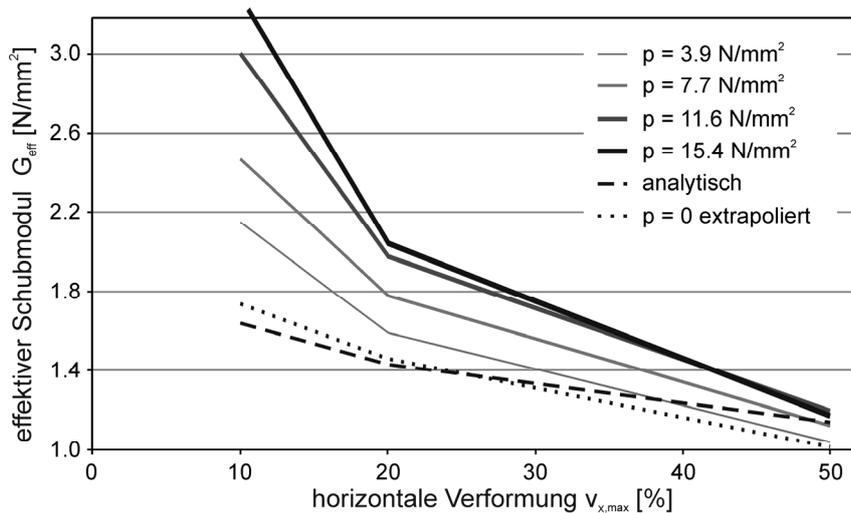


Abb. 6-14: Lager Typ 3, effektiver Schubmodul in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und analytischem Wert nach Gleichung (7-2)); Lagerabmessungen  $a = 180 \text{ mm}$ ,  $h = 70 \text{ mm}$ ,  $n = 27$

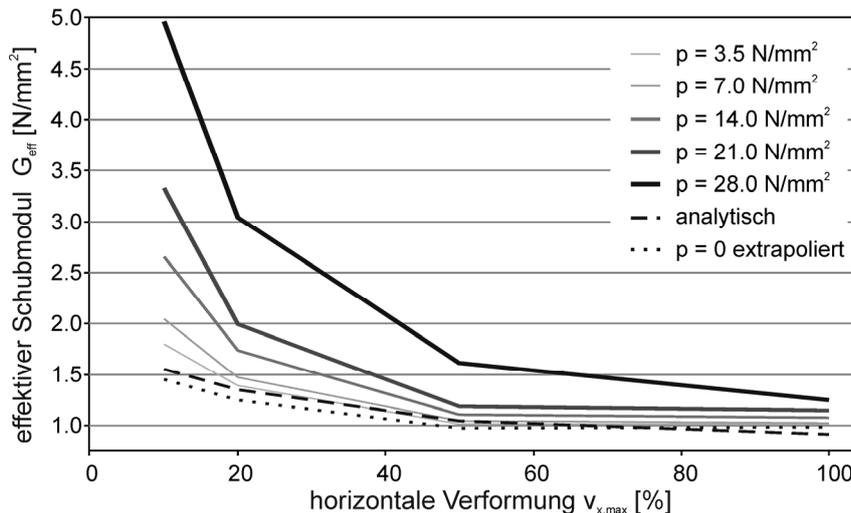


Abb. 6-15: Lager Typ 4, effektiver Schubmodul in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und analytischem Wert nach Gleichung (7-2)); Lagerabmessungen  $a = 100 \text{ mm}$ ,  $h = 30 \text{ mm}$ ,  $n = 11$

Bei allen Lagern nimmt die Steifigkeit bei zunehmender Verformung ab (siehe Abb. 6-12 bis Abb. 6-15). Dies folgt zum einen aus der Abnahme der Schubsteifigkeit des Elastomers (außer bei sehr großen Verformungen, siehe Abb. 3-23) und zum anderen aus dem Abrollen der Lager von der Belastungsfläche nach Gleichung (7-2).

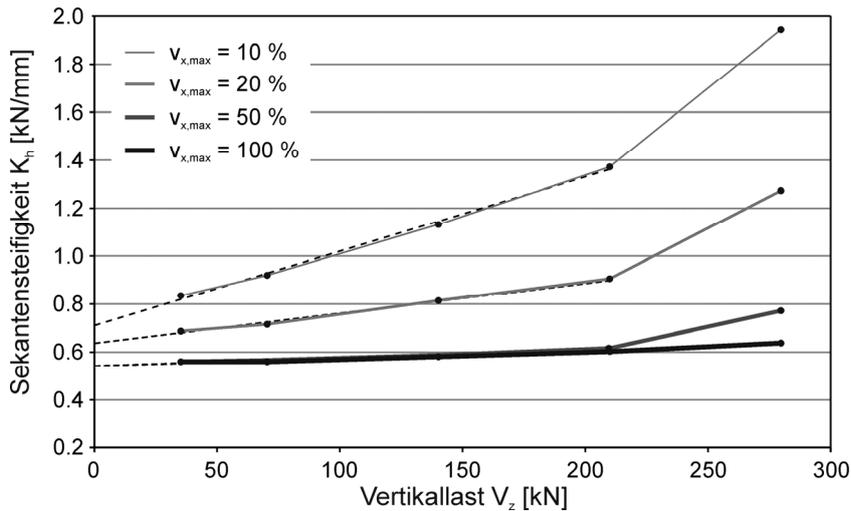


Abb. 6-16: Lager Typ 4, Sekantensteifigkeit  $K_h$  in Abhängigkeit von der Vertikallast  $V_z$ ; lineare Extrapolation für Bestimmung der Steifigkeit bei  $V_z = 0$

Bei allen vier Lagertypen zeigt sich bei kleinen horizontalen Verformungen eine starke Zunahme der Steifigkeit mit der Zunahme der Pressung  $p_z$ . Bemerkenswert ist, dass es bei den Lagern Typ 1 und 2 bei großen Verformungen zu einer Abnahme der Steifigkeit bei Erhöhung der Pressung kommt. Die Abhängigkeit der Steifigkeit von der Pressung - in positiver und negativer Richtung - ist bei Lager Typ 2 (17 Bewehrungslagen) etwas stärker ausgeprägt als bei Lager Typ 1 (8 Bewehrungslagen). Trägt man die Steifigkeit über die Pressung auf, lässt sich zeigen, dass für Pressungen  $< 15 \text{ N/mm}^2$  eine lineare Abhängigkeit von Steifigkeit und Pressung (bei konstanter Verformung) besteht (siehe Abb. 6-16). Bei Pressungen  $p_z > 15 \text{ N/mm}^2$  treten besonders bei kleinen Verformungen Abweichungen vom linearen Verlauf auf, was sich besonders stark bei Lager Typ 4 zeigt.

Eine lineare Extrapolation der Kurven der vier Verformungsamplituden  $v_{x,max}$  in Abb. 6-16 für Vertikallast  $V_z = 0$  führt zur Beziehung zwischen horizontaler Steifigkeit  $K_h$  und Verformung  $v_x$  ohne Vertikallast. Im Versuch lässt sich dies nicht abbilden, da ohne Vertikallast keine Reibungskraft zwischen Lager und Belastungsflächen aufgebaut werden kann; die Lager würden verrutschen. Die durch Extrapolation bestimmten Werte werden als effektiver Schubmodul  $G_{eff}(p_z = 0)$  in die Diagramme eingetragen.

Zur Verifizierung der in 7.1.1 diskutierten Gleichung (7-2) der Horizontalsteifigkeit von Elastomerlagern werden die analytisch bestimmten Werte in den Diagrammen in Abb. 6-12 bis Abb. 6-15 dargestellt. Für die Berechnung wird die nichtlineare Schubsteifigkeit  $G$  des Elastomers nach Tab. 6-6 für eine Vorverzerrung  $\epsilon_{x,max} = 100\%$  verwendet. Der Vergleich mit den für  $p_z = 0$  extrapolierten Kurven zeigt Abweichungen von weniger als 7% bei Lager Typ 1, 2 und 3 bzw. weniger als 11% bei Lager Typ 3.

### 6.2.3 Interpretation der Messergebnisse der horizontalen Steifigkeit

Neben der Verifikation der analytischen Ansätze und Bemessungsvorschlägen in 7.1 werden durch die folgende Interpretation der Messergebnisse Effekte aufgezeigt, welche in der Bemessung bisher noch nicht berücksichtigt werden.

#### 6.2.3.1 Vergleich der Messergebnisse mit analytischer Bemessung

Die geringen Abweichungen der extrapolierten Messergebnisse für horizontale Verformung ohne Vertikallasten von den analytisch bestimmten Werten der Steifigkeit nach Gleichung (7-2) zeigt deutlich die Anwendbarkeit der in 7.1 vorgeschlagenen Bemessung von Elastomerlagern. Dies umfasst sowohl die Berücksichtigung der Abhängigkeit der Steifigkeit des Elastomers von der Schubverzerrung (siehe Abb. 3-23) als auch die Berücksichtigung der

Reduktion der Steifigkeit durch Abrollen des Lagers. Wie groß diese Einflüsse auf die Bemessung der Steifigkeit sind, wird exemplarisch für Lager Typ 1 in Abb. 6-17 dargestellt.

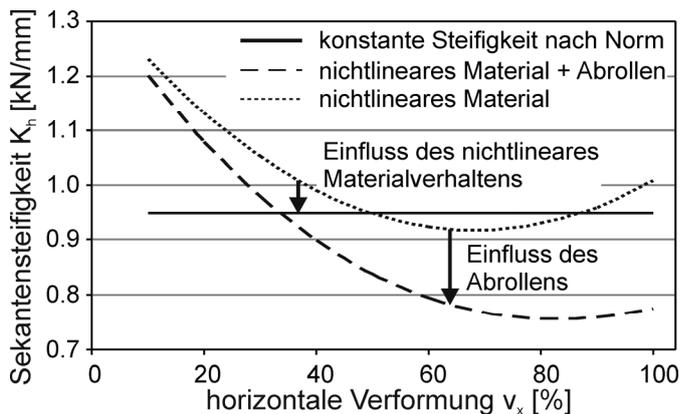


Abb. 6-17: Lager Typ 1, Darstellung einzelnen Einflüsse auf die analytische Bestimmung des effektiven Schubmoduls

Das Diagramm zeigt den in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) angenommenen konstanten Wert der Steifigkeit, basierend auf der Annahme einer linearen Schubsteifigkeit des Elastomers. Eine Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens führt zu wesentlich höheren Steifigkeiten für geringe Lagerverformungen. Wird zusätzlich das Abrollen der Lager von den Belastungsflächen berücksichtigt, werden die berechneten Steifigkeiten proportional mit der Verformung reduziert.

Dies zeigt deutlich, wie wichtig die in 7.1 vorgeschlagene Berücksichtigung des Abrollens und der Materialsteifigkeit in Abhängigkeit von der Verzerrung ist. Darüber hinaus zeigen Abb. 6-12 bis Abb. 6-15, dass vor allem für kleine Verformungen die Berücksichtigung des Einflusses der vertikalen Pressung auf die horizontale Steifigkeit unumgänglich ist. Dieser Effekt kann durch entsprechende Materialversuche in den neuen Bemessungsansätzen nicht berücksichtigt werden.

### 6.2.3.2 Einfluss der Abnahme der Stabilität unter Vertikallast

In 2.3.2 wird die Reduktion der horizontalen Steifigkeit der Lager infolge zunehmender Vertikallasten beschrieben.

Folgende Reduktionen der Steifigkeit können für die Versuchsanordnungen nach Gleichung (7-4) für die maximale Schubverzerrung  $\varepsilon_{x,\max} = 1,0$  bestimmt werden:

Lager Typ 1: maximal 6 % Abminderung (bei  $p_{\max} = 11,6 \text{ N/mm}^2$ )

Lager Typ 2: maximal 2 % Abminderung (bei  $p_{\max} = 15,4 \text{ N/mm}^2$ )

Lager Typ 3: maximal 6 % Abminderung (bei  $p_{\max} = 15,4 \text{ N/mm}^2$ )

Lager Typ 4: maximal 8 % Abminderung (bei  $p_{\max} = 14,0 \text{ N/mm}^2$ )

Lager Typ 4: maximal 33 % Abminderung (bei  $p_{\max} = 28,0 \text{ N/mm}^2$ )

Eine merkbare Reduktion der horizontalen Steifigkeit infolge dieses Effekts tritt demnach nur bei den Lagern Typ 4 bei großen Pressungen  $p_z > 15 \text{ N/mm}^2$  und bei großen Verformungen auf. Kompensiert wird diese Verminderung der Steifigkeit durch die Erhöhung infolge Zunahme der inneren Reibung in Abhängigkeit von der Pressung (siehe 6.2.3.3). Die exakten Anteile beider Effekte lassen sich ohne eingehendere Materialversuche nicht bestimmen.

### 6.2.3.3 Diskussion des Zusammenhangs zwischen Vertikallast und Schubsteifigkeit

In den Versuchen ist bei kleinen Verformungsamplituden durchwegs eine starke Zunahme der Steifigkeit mit steigender Vertikallast zu beobachten (siehe Abb. 6-12 bis Abb. 6-15). Bei Rotationsversuchen von Braun et al. (2009) an Lagern, welche mit dem gleichen Elastomer hergestellt wurden, konnte eine ähnliche Zunahme der Steifigkeit durch Erhöhung der Auflast festgestellt werden. Die Zunahme der Steifigkeit kann als eine Erhöhung der inneren Reibung im Elastomer durch Zunahme der Pressung interpretiert werden. Je stärker die Molekülketten in vertikaler Richtung gegeneinander gepresst werden, desto schwerer lassen sie sich in horizontaler Richtung gegeneinander verschieben. Vereinfacht dargestellt muss ein Grundwert und ein pressungsabhängiger Wert der Reibung im Elastomer durch entsprechende Materialversuche ermittelt werden.

Mit Hilfe der Dämpfungswerte in Abb. 6-21 bis Abb. 6-24 und den Steifigkeiten in Abb. 6-12 bis Abb. 6-15 lässt sich nach den Gleichungen (3-1) und (2-22) die innere Arbeit jedes Verformungszyklus ermitteln. Beispielhaft wird in Abb. 6-18 die innere Arbeit  $W_h$  pro Zyklus der Lager Typ 1 in Abhängigkeit von der Vertikallast und der Amplitude der horizontalen Verschiebung  $v_{x,max}$  dargestellt. Da die Werte stark von der maximalen Verformung abhängen, wird die innere Arbeit im Verhältnis zur maximalen Verschiebung dargestellt, wodurch die Lesbarkeit des Diagramms verbessert wird.

Die Betrachtung der inneren Arbeit aller Lagertypen analog Abb. 6-18 zeigt, dass die Werte in den untersuchten Last- und Verformungsbereichen näherungsweise linear zunehmen. Diese Tatsache stützt die Annahme, dass es sich bei der im Elastomer verrichteten Arbeit um einen konstanten (pressungsunabhängigen) und einen pressungsabhängigen Reibungsanteil handelt.

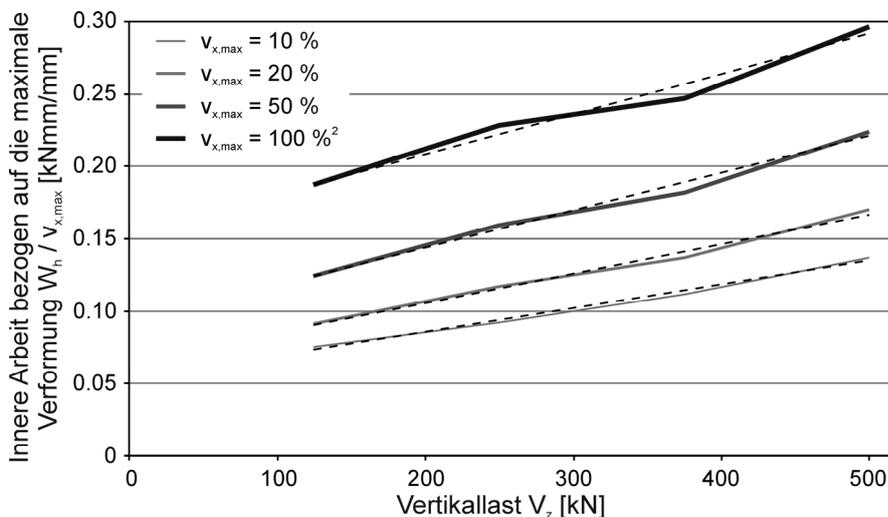


Abb. 6-18: Lager Typ 1, innere Arbeit eines Belastungszyklus in Abhängigkeit der Vertikalkraft  $V_z$  und der Amplitude  $v_{x,max}$  der horizontalen Verschiebung

Ein weiteres Indiz für die Richtigkeit der Annahme ist die Abnahme des Einflusses der Vertikallast auf die Steifigkeit bei Zunahme der horizontalen Verschiebungsamplitude. Dies lässt sich anschaulich am Materialmodell mit parallelen Feder-Reibungs-Elementen in Abb. 3-27 erklären. Die Grundwert der inneren Reibung  $R_0$  und die Zunahme der inneren Reibung  $R_V$  durch Vertikallast sind nicht von der Verformungsamplitude abhängig. Die äquivalente viskose Veränderung der maximalen Horizontalkraft  $F_{max}$  - und damit der Steifigkeit - durch den Kraftanteil  $R_V$  wird mit zunehmender Verformungsamplitude geringer, siehe Abb. 6-19.

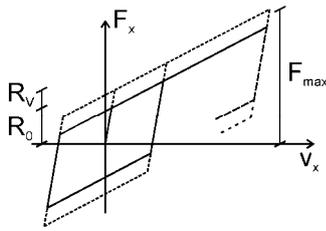


Abb. 6-19: Kraft-Verformungs-Kurve zweier parallel geschalteter Feder-Reibungs-Elemente nach Abb. 3-27

Bei Verwendung nur eines Feder-Reibungs-Elements mit Kräften  $F_{F1}$  und  $F_{R1}$  nach Abb. 3-27 parallel zu einer Hauptfeder mit Federkraft  $F_z$  nimmt die innere Energie der Verformungszyklen linear mit der maximalen Verformungsamplitude zu. Eine Darstellung der inneren Energie in Abhängigkeit von der Schubverformung - beispielhaft für Lager Typ 1 dargestellt in Abb. 6-20 - analog zu Abb. 3-26 zeigt für alle Lagertypen einen parabelförmigen Kurvenverlauf. Wie in 3.7.4 erläutert, könnte dieses Verhalten durch eine Parallelanordnung vieler Feder-Reibungs-Elemente modelliert werden.

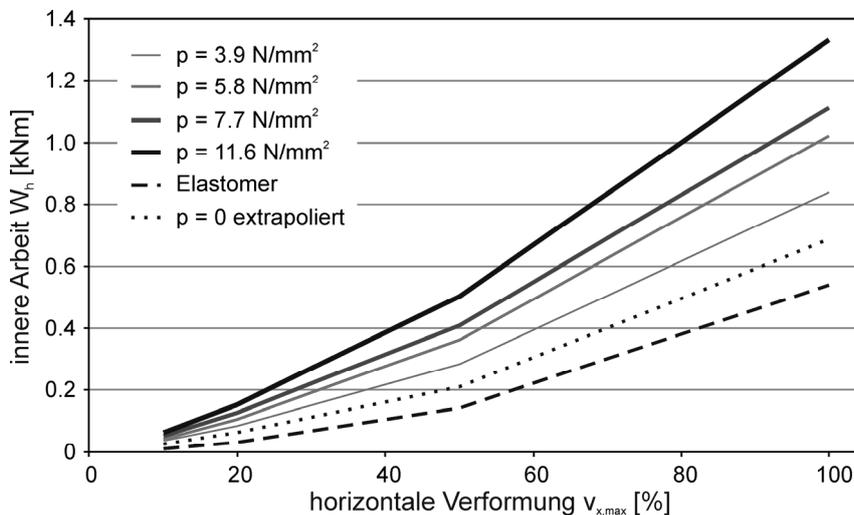


Abb. 6-20: Lager Typ 1, innere Arbeit  $W_h$  eines Belastungszyklus in Abhängigkeit der horizontalen Verformungsamplitude  $v_{max}$  und der vertikalen Pressung  $p_z$

Bei den Messungen der Lager von Typ 1 und 2 zeigte sich bei Verformungen  $v_x > 50\%$  eine geringe Abnahme der Steifigkeit mit einer Zunahme der Vertikallast. Dieser Effekt wurde auch von Ashkezari et al. (2008) in den Versuchen beobachtet. Da die Vertikallasten sehr viel kleiner als die kritische Last  $P_{crit}$  gewählt wurden, kann die Abnahme der Steifigkeit bei Steigerung der Last nicht mit Abnahme der Stabilität begründet werden.

Die Ausführungen zeigen, dass die vertikale Pressung in die analytische Bestimmung der horizontalen Steifigkeit mit einbezogen werden muss. Als Grundlage der Bemessung muss die Schubsteifigkeit des Elastomers in Abhängigkeit der Verzerrung  $\epsilon_x$ , der maximalen Verzerrung  $\epsilon_{x,max}$  und der Pressung  $p_z$  ermittelt werden. Für Horizontalverformungen  $v_x > 50\%$  kann für das hier verwendete Elastomer der Einfluss der Pressung vernachlässigt werden; die Abweichungen der Messwerte von den analytisch bestimmten Werten sind für alle Vertikallasten gering. Die Annahme einer konstanten Steifigkeit für alle Pressungen und Verformungen, wie dies in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) vorgesehen ist, führt zu extremen Fehleinschätzungen.

#### 6.2.4 Messergebnisse der horizontale Dämpfung

Im Folgenden werden die Ergebnisse der äquivalenten viskosen Dämpfung  $\xi$  der Lager für horizontale Verformungen nach Gleichung (3-1) in Abhängigkeit von der horizontalen Ver-

zerrung  $v_{x,max}$  (in % der Lagerhöhe) und in Abhängigkeit von der vertikalen Pressung  $p_z$  (Durchschnittswert errechnet aus  $p_z = V_z / A$ ) dargestellt und qualitativ beschrieben.

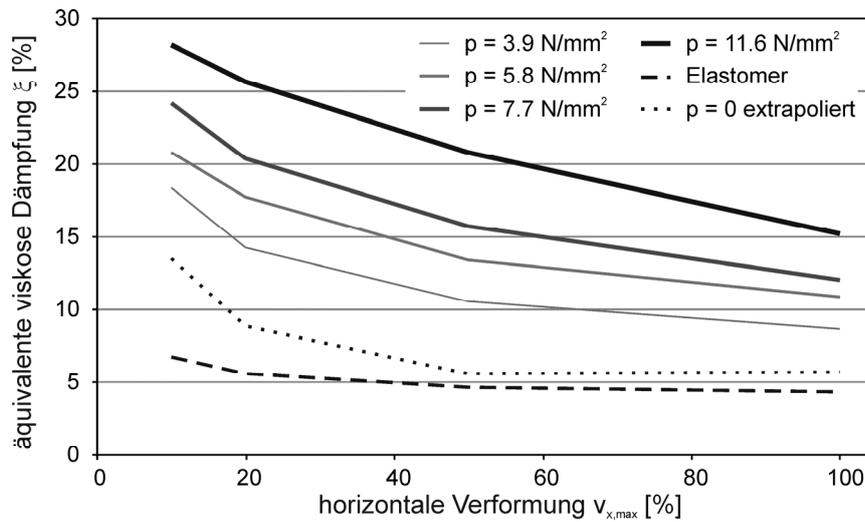


Abb. 6-21: Lager Typ 1, äquivalente viskose Dämpfung in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und des Elastomers im Materialversuch); Lagerabmessungen  $a = 180 \text{ mm}$ ,  $h = 45 \text{ mm}$ ,  $n = 8$

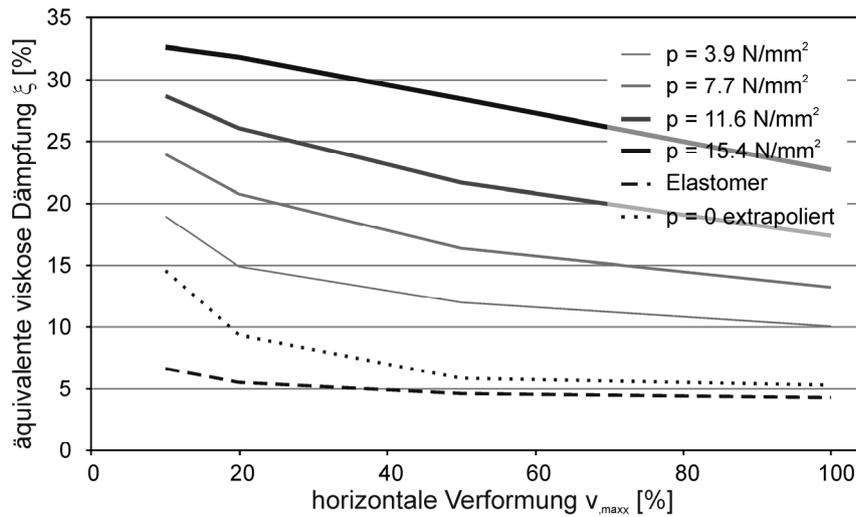


Abb. 6-22: Lager Typ 2, äquivalente viskose Dämpfung in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und des Elastomers im Materialversuch); Lagerabmessungen  $a = 180 \text{ mm}$ ,  $h = 45 \text{ mm}$ ,  $n = 17$

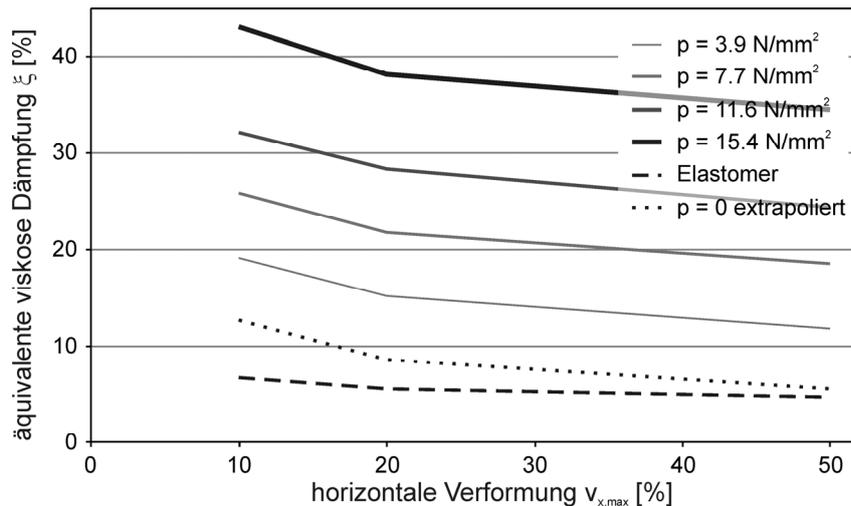


Abb. 6-23: Lager Typ 3, äquivalente viskose Dämpfung in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und des Elastomers im Materialversuch); Lagerabmessungen  $a = 180 \text{ mm}$ ,  $h = 70 \text{ mm}$ ,  $n = 27$

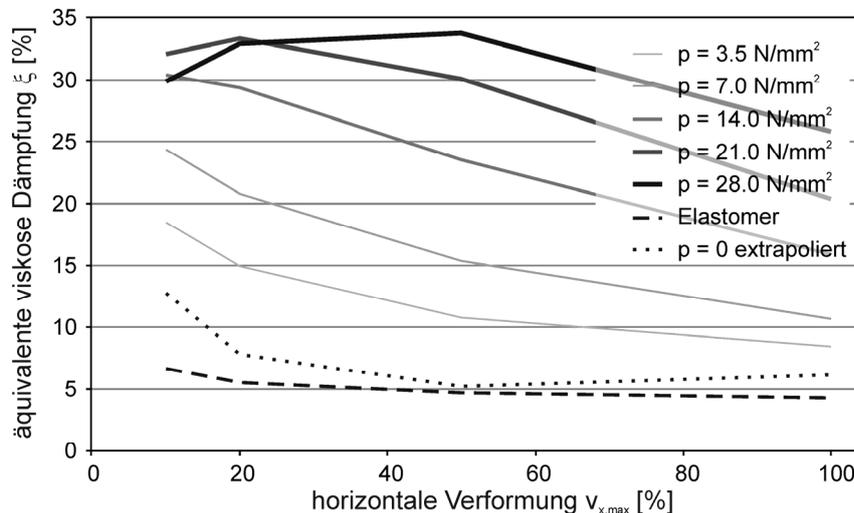


Abb. 6-24: Lager Typ 4, äquivalente viskose Dämpfung in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Pressung (mit extrapolierten Werten für  $p_z = 0 \text{ N/mm}^2$  und des Elastomers im Materialversuch); Lagerabmessungen  $a = 100 \text{ mm}$ ,  $h = 30 \text{ mm}$ ,  $n = 11$

Aus den Darstellungen in Abb. 6-22 bis Abb. 6-25 ist die Abnahme der Dämpfung mit zunehmender horizontaler Verformung zu erkennen. Je größer die Pressungen, desto höher liegen die Dämpfungswerte. Für alle Verformungsamplituden liegen die Dämpfungswerte weit über der Dämpfung des Elastomers im Materialversuch.

Ein direkter Vergleich der gemessenen Dämpfungswerte mit den in den Materialversuchen ermittelten Werten des Elastomers ist durch Extrapolation der Messdaten der Dämpfungswerte der Lager für Pressung  $p_z = 0$  möglich. Hierzu wird die Dämpfung (exemplarisch dargestellt für Lager Typ 1 und 4 in Abb. 6-25 und Abb. 6-26) über die Vertikallast abgetragen. Für die Lager Typ 1 bis 3 zeigt sich für Pressungen kleiner  $15 \text{ N/mm}^2$  ein näherungsweise linearer Zusammenhang (siehe Abb. 6-25). Für diese Lager werden die Kurven linear extrapoliert nach  $V_z = 0$ . Bei Typ 4 wird die Extrapolation anhand eines Polynoms 2. Ordnung durchgeführt (siehe Abb. 6-26).

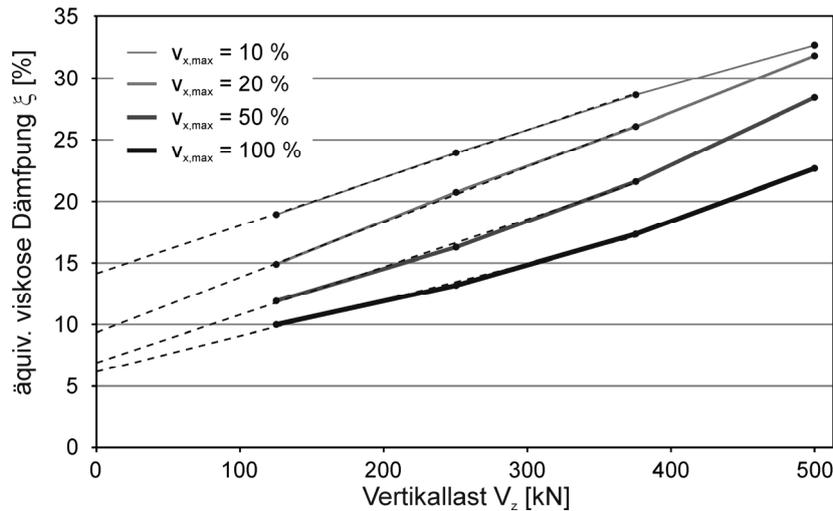


Abb. 6-25: Lager Typ 1, äquivalente viskose Dämpfung in Abhängigkeit von der Vertikallast  $V_z$ ; lineare Extrapolation für Bestimmung der Dämpfung bei  $V_z = 0$

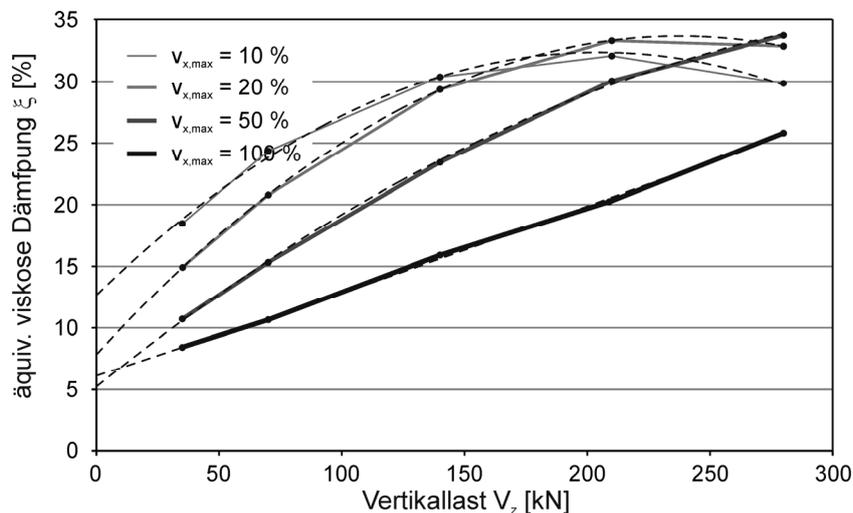


Abb. 6-26: Lager Typ 4, äquivalente viskose Dämpfung in Abhängigkeit von der Vertikallast  $V_z$ ; Extrapolation mit Polynom 2. Ordnung für Bestimmung der Dämpfung bei  $V_z = 0$

In Abb. 6-21 bis Abb. 6-24 sind die so gewonnenen Kurven der Dämpfung der Lager ohne Vertikallast sowie die Messwerte der Dämpfung des Elastomers aus den Materialversuchen dargestellt. Ein Vergleich der Kurven zeigt, dass die extrapolierten Werte - verglichen mit den Absolutwerten der Dämpfung unter Auflast - verhältnismäßig nahe an den reinen Materialwerten liegen.

## 6.2.5 Interpretation der Messergebnisse der horizontalen Dämpfung

Ziel der Interpretation der Messergebnisse ist es, die die Lagerdämpfung beeinflussenden Aspekte zu identifizieren, um eine Grundlage für die Entwicklung einer analytischen Bemessung der Dämpfung zu schaffen. Die Schwierigkeit besteht darin, die Anteile aus dem Materialverhalten und aus den äußeren Einflüssen zu differenzieren.

### 6.2.5.1 Abweichung der Messergebnisse von den Materialkennwerten

Der Vergleich der in Abb. 6-21 bis Abb. 6-24 dargestellten für Pressung  $p_z = 0$  extrapolierten Werten der Dämpfung mit den Dämpfungswerten des Elastomers aus den Materialver-

suchen zeigt, dass die reinen Materialwerte teilweise weit unter den Werten der Lager liegen. Dies gilt vor allem für kleine Verformungsamplituden.

Von Kelly (1999) wurde die Vermutung geäußert, dass ein Grossteil der in faserbewehrten Lagern verrichteten Energie durch Reibung zwischen den einzelnen Fasern der Faserbündel entsteht. Aufgrund der hohen Zugsteifigkeit der Fasern wird vermutet, dass starke Reibung vor allem bei Biegebeanspruchung der Fasern auftritt (siehe dazu auch 7.2.4). Es liegt nahe, dass dieser Effekt bei grossen Verformungsamplituden von  $v_x = 50 - 100 \%$  einen maßgeblichen Anteil an der verrichteten inneren Arbeit hat. Der Unterschied zwischen Materialwerten und extrapolierten Werten liegt in diesem Bereich bei 15 bis 45 %.

Bei kleinen Verformungsamplituden ist kaum ein Abrollen der Lager zu beobachten, wodurch die Gewebe nur sehr geringer Biegebeanspruchung ausgesetzt sind. Dennoch weichen die Messwerte für kleine Amplituden von  $v_x = 10 - 50 \%$  wesentlich stärker von den Materialwerten ab. Bei  $v_x = 10 \%$  liegen die Messwerte um 90 bis 120 % über den Materialwerten.

Eine genauere Bestimmung des Anteils der Gewebe an der Dämpfung der Lager wird im weiteren Verlauf des Forschungsprojekts durch einen direkten Vergleich möglichst baugleicher Lager mit Stahl- bzw. Gewebewebung erfolgen. Zusätzlich soll versucht werden, die Dämpfungseigenschaften der Gewebe durch erweiterte Materialversuche genauer zu untersuchen, um den Anteils der Gewebedämpfung an der gesamten Lagerdämpfung abschätzen zu können.

#### 6.2.5.2 Einfluss der vertikalen Pressung auf die horizontale Dämpfung

Die Abb. 6-21 bis Abb. 6-24 zeigen deutlich, dass die Dämpfungen aller Lager für alle untersuchten Verformungsamplituden stark von der Pressung abhängig sind. Die vereinfachte Modellierung des Materialverhaltens durch das in Abb. 3-27 dargestellte Modell mit parallelen Feder-Reibungs-Elementen veranschaulicht, dass eine Erhöhung der inneren Reibung durch vertikale Pressung zu einer (im vereinfachten Fall in Abb. 6-19 linear) von der Verformungsamplitude abhängigen Erhöhung der Dämpfung führt.

Die Dämpfung für eine Verformungsamplitude nimmt zu, wenn die verrichtete Arbeit zunimmt und/oder die Sekantensteifigkeit abnimmt. Für Amplituden größer 50 % verändert sich die Steifigkeit nur gering mit der Veränderung der Pressung. Die stark zunehmende Dämpfung ist damit in diesem Bereich durch die Zunahme der inneren Arbeit begründet. Diese Zunahme der Arbeit ist beispielhaft in Abb. 6-27 an der Vergrößerung der von der Kurve umschriebenen Fläche zu erkennen. Diese Beobachtungen bestätigen die Annahme des Modells mit Feder-Reibungs-Elementen.

Nach diesem Modell nimmt auch die Steifigkeit bei kleinen Verformungsamplituden durch Erhöhung der Pressung stärker zu als bei großen Amplituden (siehe Abb. 6-19), was die Versuche bestätigen. Ein Teil der nach dem Modell etwa linear von der Pressung abhängigen inneren Arbeit, welche verstärkend in die Berechnung der Dämpfung nach Gleichung (3-1) eingeht, wird demnach durch eine Erhöhung der Steifigkeit kompensiert. Nach der Modellannahme müssten die Dämpfungswerte bei kleinen Amplituden demnach wesentlich näher an den Dämpfungswerten der Materialversuche liegen. Bei fast allen Lagertypen ist das Gegenteil zu beobachten; der Einfluss der Pressung ist bei kleinen Verformungen eher stärker ausgeprägt.

Diese Überlegungen zeigen, dass der einfachste Fall des in Abb. 3-27 dargestellten Modells mit einer zentralen Feder und nur einem pressungsabhängigen Feder-Reibungs-Elements nicht ausreichend ist, um das Materialverhalten und in Folge das Lagerverhalten hinreichend zu beschreiben. Eine Erweiterung des Modells um mehrere Elemente ist notwendig, um das nichtlineare Reibungsverhalten des Elastomers nachzubilden.

Die Ausführungen zeigen, dass die Berücksichtigung der Pressung bei der Bestimmung des Materialverhaltens unumgänglich für die analytische Bestimmung der Lagerdämpfung ist.

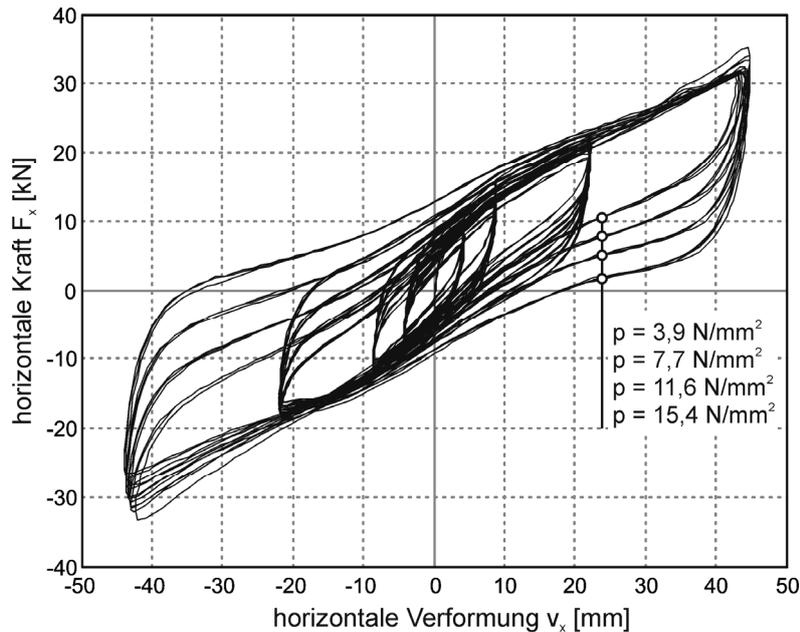


Abb. 6-27: Typisches Verformungs-Kraft-Diagramm (Seitenlänge  $a = 180$  mm, Höhe  $h = 45$  mm, Anzahl Gewebelagen  $n = 17$ ); starke Abhängigkeit der inneren Arbeit (= Fläche in den Hystereseschleifen) von der Pressung sichtbar

### 6.2.6 Einfluss der mechanischen Materialdegradation des Elastomers auf horizontale Steifigkeit und Dämpfung

Die mechanische Materialdegradation des Elastomers (Mullins-Effekt) spielt, wie bereits in 3.1.2 und 3.7.4 beschrieben, bei der Bemessung von Elastomerlagern insofern eine große Rolle, als die Steifigkeit des Elastomers stark von der maximalen jemals aufgetragenen Verzerrung abhängt.

Für eine bestimmte Verformungsamplitude ist das Produkt der Veränderungen der Dämpfung und der Steifigkeit gleich der Veränderung der Arbeit. Eine Betrachtung der Produkte aus Dämpfungswert und Steifigkeit aller Lagertypen und aller Verformungsamplituden vor und nach der maximalen Verformung spiegelt die Veränderung der inneren Arbeit infolge Degradation wieder. Die Auswertung zeigt, dass die Veränderungen stets unter 5 % liegen. Die im Lager verrichtete Arbeit ist demnach unabhängig von der Verformungsgeschichte. Betroffen von der Degradation ist ausschließlich die Lagersteifigkeit (und in Folge die Dämpfung).

Die analoge Betrachtung der Veränderung der Schubsteifigkeit (Abb. 3-23) und der Dämpfung (Abb. 3-25) von Material M (verwendet für die Versuchslager) zeigt hingegen, dass die Dämpfung durch die mechanische Materialdegradation kaum beeinträchtigt wird. Die Steifigkeit nimmt, wie auch bei den Lagerversuchen, stark ab. Der Vergleich der Produkte aus Steifigkeit und Dämpfung vor und nach der maximalen Verzerrung zeigt eine durchschnittliche Abnahme der inneren Energie um ca. 15 % bei Material M und B. Die Maximalwerte der Abnahme der Arbeit liegen bei 24 % bei Material M und bei 27 % bei Material B (jeweils bei  $\varepsilon = 0,1$ ).

Diese Überlegungen sind wichtig für die Entwicklung eines verbesserten Bemessungsmodells: die im Lager verrichtete Arbeit ist kaum von der Vorverformung des Lagers abhängig. Dies bestätigt die Annahme des Feder-Reibungs-Modells zur Beschreibung des Material- bzw. Lagerverhaltens.

### 6.2.7 Vertikale Steifigkeit in Abhängigkeit von der horizontalen Auslenkung und der Vertikallast

Die vertikale Steifigkeit von Elastomerlagern ist zwar meist von untergeordneter Rolle, kann aber z.B. bei seismischen Isolationssystemen, wie in 8.1 dargestellt, einen Einfluss auf das Systemverhalten haben. Um die Lager im statischen System einer Struktur als nichtlineare Feder exakt berücksichtigen zu können, soll die vertikale Steifigkeit in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung und der vertikalen Kraft untersucht werden.

In Abb. 6-28 und Abb. 6-29 sind die Verformungs-Kraft-Diagramme in vertikaler Richtung der Lager BMC-02 und BMC-04 wiedergegeben. Es ist zu erkennen, dass die horizontalen Verformungszyklen im jeweils ersten Versuchsdurchlauf bei drei Vertikallastniveaus (125 kN, 188 kN und 250 kN) durchfahren wurden. Im jeweils zweiten Versuchsdurchlauf wurden die horizontalen Verformungszyklen bei vier Vertikallastniveaus (125 kN, 250 kN, 375 kN und 500 kN) durchlaufen.

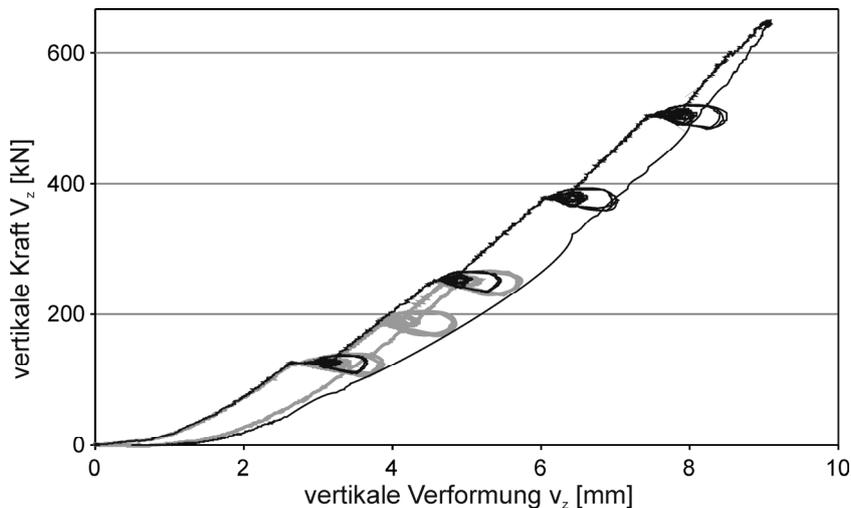


Abb. 6-28: Lager BMC-02 (Typ 2); Darstellung von vertikalen Kraft  $V_z$  über die vertikale Verformung  $v_z$ , grau = erster Versuchsdurchlauf bis  $V_z = 250$  kN, schwarz = zweiter Versuchsdurchlauf bis  $V_z = 500$  kN

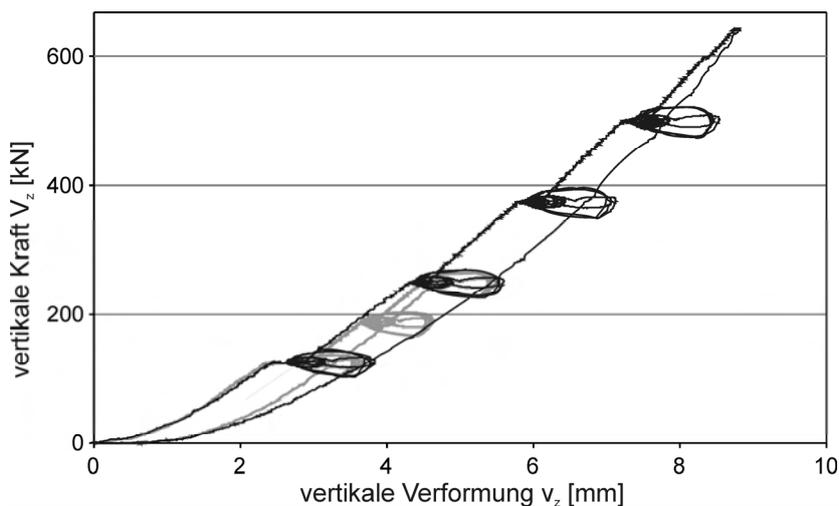


Abb. 6-29: Lager BMC-04 (Typ 2); Darstellung von vertikalen Kraft  $V_z$  über die vertikale Verformung  $v_z$ , grau = erster Versuchsdurchlauf bis  $V_z = 250$  kN, schwarz = zweiter Versuchsdurchlauf bis  $V_z = 500$  kN

Aus technischen Gründen war es nicht möglich, die Vertikallast während der horizontalen Auslenkungen völlig konstant zu halten. Es entstehen statt der zu erwartenden horizontalen Plateaus (vertikale Verformung bei gleichbleibender Vertikallast) Schleifen im Last-Verformungs-Diagramm. Bei allen Lagerversuchen lagen die Schwankungen der Vertikallast unter  $\pm 15\%$  bei den niederen Vertikallasten und unter  $\pm 5\%$  bei den hohen Vertikallasten.

Die Abb. 6-28 und Abb. 6-29 zeigen zudem einen Vergleich der Last-Verformungs-Kurve des ersten zum zweiten Versuchsdurchlauf. Die Kurve zunehmender Vertikallast des ersten Durchlaufs liegt sehr nahe bei der Kurve des zweiten Durchlaufs. Wie auch bei den Versuchen in 6.1 gibt es am Beginn einen flachen Bereich geringer Steifigkeit bis ca.  $V_z = 100\text{ kN}$  - die Gewebe richten sich gerade aus. Danach folgen die Bereiche, in welchen die horizontalen Verformungen durchlaufen werden; je größer die Schleife, desto größer ist die zugehörige horizontale Verformungsamplitude. Durch die Kraftumlagerungen infolge horizontaler Lagerverschiebungen werden Fasern der Gewebelagen gegeneinander verschoben; sie richten sich aus. Während jedes Durchlaufs der Horizontalverschiebungen auf einem konstanten Vertikallastniveau entsteht dadurch ein zusätzlicher Betrag an vertikaler Verschiebung. Zu erkennen ist dies an einem Versatz der Verformung im Diagramm. Dieses Ausrichten der Fasern kann demnach in mehreren kleineren Schritten (erster Versuchsdurchlauf, grau dargestellt) oder in wenigen großen Schritten erfolgen. Das Ergebnis der Verschiebung der Fasern und damit die vertikale Steifigkeit auf einem bestimmten Lastniveau bleibt gleich. Bei dem Vertikallastniveau von  $V_z = 250\text{ kN}$  liegen die Versuchswerte fast deckungsgleich übereinander.

Die Tatsache, dass bei den Wiederbelastungen (ausgeführt bei Lager 2 und 4) fast exakt die gleichen Last-Verformungs-Kurven durchlaufen werden, zeigt deutlich, dass hier keine Materialschädigung oder -degradation beteiligt ist, sondern eine reine Ausrichtung der Fasern, welche bei vollständiger Entlastung auch nahezu vollständig zurückgeht.

Die vertikale Sekantensteifigkeit der Lager ist damit von der Amplitude der horizontalen Verformungen und von der vertikalen Belastung abhängig. Ein Einfluss der Belastungsgeschichte besteht nur, wenn zwischendurch keine vollständige Entlastung stattgefunden hat.

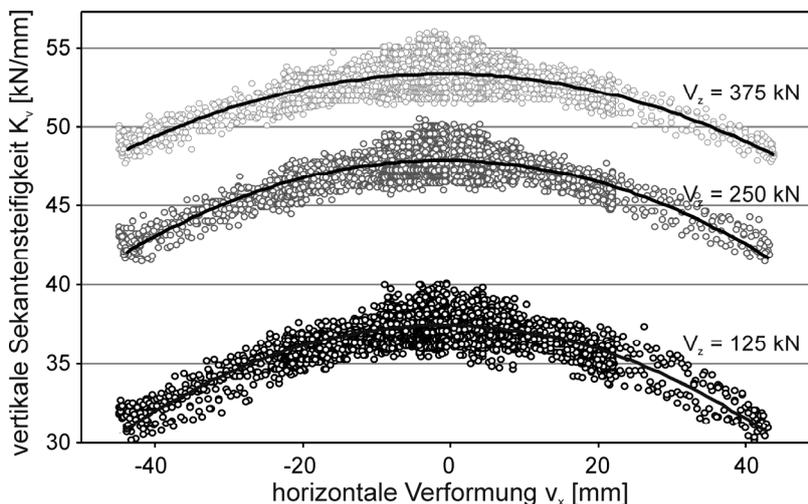


Abb. 6-30: Lager BMC-07 (Typ 1): vertikale Sekantensteifigkeit  $K_v$  in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$  und der Vertikallast  $V_z$

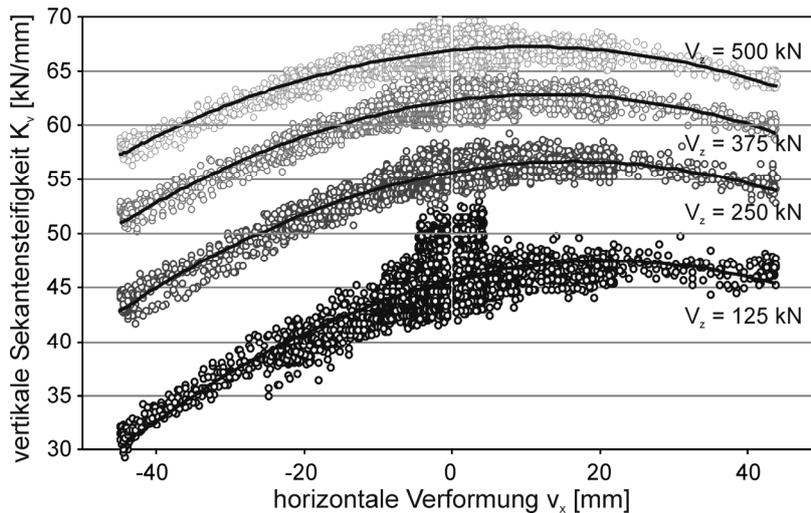


Abb. 6-31: Lager BMC-04 (Typ 2): vertikale Sekantensteifigkeit  $K_v$  in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$  und der Vertikallast  $V_z$

Bei den meisten Anwendungen findet keine vollständige Entlastung in vertikaler Richtung statt. In vielen Fällen unterliegt die vertikale Belastung eines Lagers Schwankungen, deren Amplitude wesentlich geringer ist als das mittlere Lastniveau. Die Sekantensteifigkeit lässt dabei ausschließlich Aussagen über die absolute Lagersenkung zu. Um vertikale Relativverformungen infolge Schwankungen der Vertikallast oder horizontaler Verschiebungen bemessen zu können, ist die Bestimmung der partiellen Sekantensteifigkeit notwendig.

#### 6.2.7.1 Vertikale Verformungen infolge horizontaler Auslenkung

Wird ein lineares Materialverhalten vorausgesetzt, so sind die vertikalen Verformungen horizontal ausgelenkter fixierter Lager (ohne Abrollen) direkt proportional zur Auflast. Demnach müssten die Breiten (in mm) der „Schleifen“ in Abb. 6-28 und Abb. 6-29 linear mit der Vertikallast zunehmen. Die Versuche zeigen jedoch, dass die Breiten für alle Vertikallastniveaus etwa gleich bleiben.

Aus steuerungstechnischen Gründen ist die Vertikallast während der horizontalen Verformungszyklen Schwankungen unterworfen (maximal  $\pm 15\%$ , siehe 6.2.7). Der Anteil der Vertikalverformung durch Kraftschwankung muss deshalb von dem aus der Auslenkung (und dem daraus resultierenden Steifigkeitsverlust) resultierenden Anteil der Verformung abgezogen werden. Dazu werden alle Datenpunkte, die zu einer bestimmten Vertikallast gehören, in Richtung der zur Vertikallast zugehörigen Tangentensteifigkeit auf die Horizontale der Vertikallast projiziert (siehe Abb. 6-32).

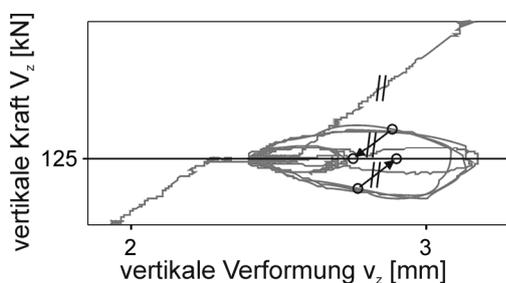


Abb. 6-32: Korrektur der vertikalen Verformungswerte zur Kompensierung der Schwankungen der Vertikalkraft, dargestellt an einer Ausschnittsvergrößerung von Abb. 6-29

Aus den so korrigierten Verformungsdaten lassen sich die Vertikalverformung bezogen auf den jeweiligen Wert für  $v_x = 0$  bestimmen. Dazu wird ein Polynom zweiten Grades an die Daten angepasst (Abb. 6-33). Die teilweise nicht vorhandene Symmetrie der Mittelwerts-

kurven - ein Phänomen, welches auch bei der Ermittlung der Sekantensteifigkeiten teilweise auftritt, siehe Abb. 6-30 und Abb. 6-31 - wird bereinigt. Hierzu wird eine Gerade zu den Verformungsdaten addiert, welche die Näherungskurve im Nullpunkt tangential berührt.

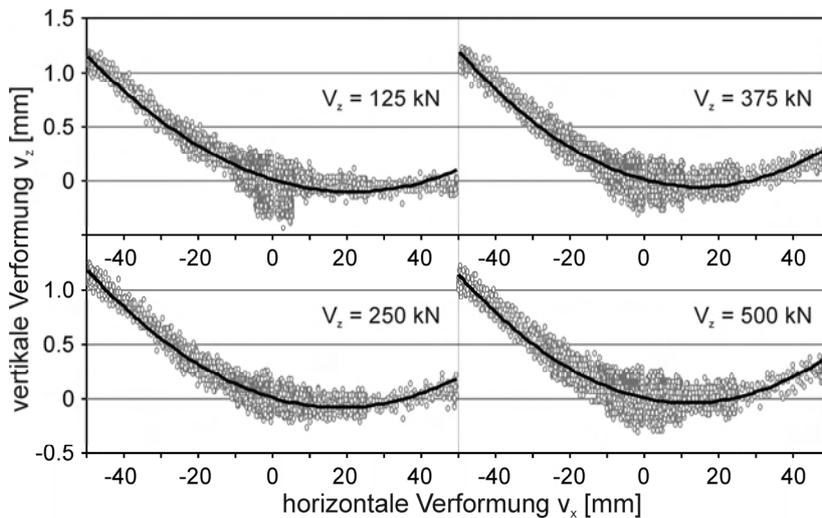


Abb. 6-33: Lager BMC-04; korrigierte vertikale Verformung  $v_z$  aufgetragen über die horizontale Verformung für vier Vertikallastniveaus

Tab. 6-10 zeigt die damit bestimmten mittleren Verformungswerte für die Lager Typ 1, 2 und 4. Bemerkenswert ist, dass die Vertikalverformungen in Folge der Horizontalverschiebung nicht mit der Höhe des Vertikalkraftniveaus zunehmen (im Gegensatz zu den numerischen Untersuchungen in 7.3.2). Die Ergebnisse zeigen sehr kleine Vertikalverformungen infolge horizontaler Auslenkung. Diese haben aufgrund der geringen Werte kaum Relevanz für die Bemessung von Elastomerlagern.

Lager-Typ	Vertikallast [kN]	horizontale Verformung [%]			
		10	20	50	100
Typ 1	125	0.01	0.02	0.13	0.53
	188	0.01	0.02	0.13	0.50
	250	0.01	0.02	0.14	0.57
	375	0.01	0.02	0.15	0.60
Typ 2	125	0.01	0.02	0.13	0.52
	250	0.01	0.02	0.15	0.61
	375	0.01	0.03	0.17	0.69
	500	0.01	0.03	0.18	0.71
Typ 4	35	0.00	0.01	0.03	0.13
	70	0.00	0.01	0.05	0.20
	140	0.00	0.01	0.05	0.18
	210	0.00	0.01	0.04	0.16
	280	0.00	0.01	0.04	0.16

Tab. 6-10: Mittelwerte der vertikalen Verformungen  $v_x$  [mm] infolge horizontaler Auslenkung für unterschiedliche Vertikallastniveaus

### 6.2.7.2 Tangentiale Vertikalsteifigkeit der Lager

Vertikalverschiebungen von Bauteilen oder Tragwerken infolge einer Lagerverformung aus ständigen Vertikallasten können z.B. durch Fahrbahnbeläge kompensiert werden. Maßgeb-

lich sind deshalb für die Lagerbemessung meist die Vertikalverformungen durch Veränderung der Vertikallast. Diese Verformungen müssen bei der Ausbildung der Anschlussfugen durch Bestimmung der tangentialen Vertikalsteifigkeit (bzw. die partielle Sekantensteifigkeit) berücksichtigt werden. Bei der Anwendung von Elastomerlagen in Dämpfungssystemen ist der Wert maßgebend für das vertikale Schwingungsverhalten.

Die Versuche zeigen, dass der Be- und der Entlastungspfad der Kraft-Verformungs-Kurve in vertikaler Richtung nahezu parallel verlaufen (siehe Abb. 6-28 und Abb. 6-29). Aus diesem Grund kann die tangentiale Vertikalsteifigkeit vereinfachend am Belastungspfad bestimmt werden. Die Kurven verlaufen zwischen den einzelnen Vertikallastniveaus etwa linear; es wird deshalb jeweils nur der Mittelwert der tangentialen Steifigkeit zwischen zwei aufeinanderfolgenden Laststufen ermittelt (Tab. 6-11).

Die analytische Bestimmung der vertikalen Steifigkeit unter Berücksichtigung der Steifigkeit der Bewehrung nach Abb. 2-3 und Gleichung (2-6) geht von einem linear elastischen Materialverhalten aus. Aus diesem Grund ist ein Vergleich der analytischen Werte ausschließlich mit den tangentialen Steifigkeiten der Lager sinnvoll; die geringe Anfangssteifigkeit der Lager, welche die Sekantensteifigkeit stark reduziert (siehe Abb. 6-29), wird nicht mit berücksichtigt.

Für die analytische Bestimmung der tangentialen Vertikalsteifigkeit in Tab. 6-11 wird eine mittlere Gewebesteifigkeit  $E_f = 12700 \text{ N/mm}$  nach Abb. 3-36 angesetzt. Die wirkliche Steifigkeit bei erstmaliger Erhöhung der Last von einem Lastniveau auf das nächst höhere ist nicht ermittelt worden. Sie liegt jedoch deutlich unterhalb des angenommenen Wertes (siehe Abb. 3-31). Die Schubsteifigkeit des Elastomers wurde mit  $G(\varepsilon_{h,\max}=1,0; \varepsilon_h=0,1) = 1,5 \text{ N/mm}^2$  angenommen. Die jeweiligen nach Gleichung (2-6) ermittelten Werte der Steifigkeiten stellen deshalb lediglich eine grobe Näherung dar.

Die Steifigkeiten aller Lagertypen liegen weit unter den analytischen Werten. Die Formbeiwerte der Lager Typ 2 und Typ 3 sind etwa gleich (gleiche Schichtdicken). Das Verhältnis der Steifigkeiten sollte deshalb jenem der Elastomerhöhen  $t_r$  entsprechen ( $45 \text{ mm} / 70 \text{ mm} = 0,64$ ). Dieses Verhältnis liegt jedoch mit 0,82 bis 0,89 um 30 % zu hoch.

Die zu geringe Steifigkeit aller Lager und die nur geringe Steigerung der Steifigkeit durch Erhöhung der Zahl der Bewehrungslagen könnten durch Lufteinschlüsse um und zwischen den Fasern hervorgerufen werden. Die Beobachtung, dass sich trotz der Reduktion der Schichtdicken (und damit größerem Formbeiwert  $S$ ) kaum eine Steigerung der Steifigkeit beobachten lässt, wurde auch von Ashkezari et al. (2008) dokumentiert.

Lager-Typ	Diff. $V_z$ [kN]	gemessen tang. $K_v$ [kN/mm]	berechnet $K_v$ [kN/mm]	Lager- abmessungen
Typ 1	125 – 188	76	325	a = 180 mm
	188 – 250	80		h = 45 mm
	125 – 250	79		n = 8
	250 – 375	89		
Typ 2	125 – 250	88	870	a = 180 mm
	250 – 375	101		h = 45 mm
	375 – 500	109		n = 17
Typ 3	125 – 250	72	570	a = 180 mm
	250 – 375	86		h = 70 mm
	375 – 500	97		n = 27
Typ 4	35 – 70	58	245	a = 100 mm
	70 – 140	62		h = 30 mm
	140 – 210	69		n = 11
	210 – 280	81		

Tab. 6-11: Mittelwerte der tangentialen Vertikalsteifigkeit aller Lagertypen aus dem Mittelwert der tangentialen Steifigkeit zwischen aufeinanderfolgenden Vertikallastniveaus

### 6.2.8 Versagen der Lager im Versuch

Wie in den vorausgegangenen Vertikallastversuchen zeigte sich auch bei den Versuchen mit horizontaler Auslenkung eine frühzeitige Ankündigung des Versagens durch Brechen einzelner Fasern. Das Versagen der Fasern äußerte sich durch hörbares Knacken und Krachen während der Verformungszyklen. Nach Durchlaufen der Verformungszyklen wurden die Lager bis zum Versagen bzw. bis zur möglichen Maximallast von ca. 650 kN belastet (ohne Auslenkung).

In Tab. 6-12 sind die sowohl die Vertikallastwerte, bei welchen erste Brücke auftraten, als auch die erreichten Maximalwerte aufgeführt. Aufgrund der Belastungsgrenze der Prüfmaschine konnte nur bei den Lagern 7, 8 und 12 ein Versagen herbeigeführt werden.

Die nach Gleichung (2-34) berechneten maximalen Zugkräfte im Gewebe liegen sehr nahe bei den Ergebnissen der Vertikallastversuche in Tab. 6-4. Bei den Lagern Typ 2 waren zwar unter der maximal möglichen Last starke Brüche zu hören, jedoch deuteten keine Ausbauchungen auf extreme Gewebebrüche hin. Es kann angenommen werden, dass die Belastungsgrenze des Gewebes noch nicht erreicht war.

Typ	Lager Nr.	Brüche [kN]	$V_{max}$ [kN]	Bemerkung	max. Zugkraft [N/cm]
Typ 1	1	185	–		
	3	–	–		
	7	330	650	Versagen ohne Auslenkung	<b>1570</b>
	8	375	545	Versagen ohne Auslenkung	<b>1320</b>
Typ 2	2	–	645	starke Brücke aber kein Versagen	670
	4	375	645	starke Brücke aber kein Versagen	670
	5	375	645	starke Brücke aber kein Versagen	670
	6	250	645	starke Brücke aber kein Versagen	670
Typ 3	9	250	–		
	10	375	–		
Typ 4	11	220	–		
	12	210	280	nahe am Versagen bei $v_x = 100\%$	<b>1400</b>

Tab. 6-12: Schädigung der Faserbewehrung; Angabe der maximalen Zugkraft im Gewebe bezieht sich auf den jeweiligen Verformungszustand unter  $V_{max}$

### 6.2.9 Zusammenfassung der Ergebnisse der Versuche mit Horizontalverschiebung

Die Versuche mit konstanten Vertikallastniveaus und gleichzeitiger horizontaler Verformung mit Amplituden zwischen 10 % und 100 % der Höhe lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Die in den Versuchen gemessenen horizontalen Schubsteifigkeiten werden durch die analytischen Lösungen gut abgebildet. Durch Erweiterung der Formeln aus den gültigen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) um den Effekt des Abrollens und um die Nichtlinearität der Schubsteifigkeit und der mechanische Materialdegradation des Elastomers lassen sich die Steifigkeiten bei geringer Auflast sehr genau vorhersagen.

Bei Erhöhung der Auflasten nehmen die Steifigkeiten der Lager im Versuch bei geringen horizontalen Verformungen erheblich zu. Es darf angenommen werden, dass es sich hierbei um eine Erhöhung der inneren Reibung des Elastomers unter Kompression handelt. Der Effekt muss durch Materialversuchen weiter untersucht werden.

Wesentlich stärker zeigt sich der Einfluss der vertikalen Pressung auf die äquivalente viskose Dämpfung der Lager. Bereits durch geringe Auflast wird die innere Reibung des Elastomers und damit die Dämpfung stark erhöht. Für Verformungen  $v_x > 50\%$  (der Lagerhöhe) liegen die (für  $p_z = 0$  extrapolierten) Werte der Dämpfung etwas höher als die aus den Materialversuchen zu erwartenden Werte. Für eine sinnvolle Bemessung der Dämpfung anhand von Materialdaten ist eine Einbeziehung der Pressung deshalb unumgänglich.

Die Bestimmung der Vertikalsteifigkeit faserbewehrter Elastomerlager muss differenzierter betrachtet werden als bei herkömmlichen, stahlbewehrten Elastomerlagern. Durch die Belastung richten sich die Fasern aus; die Steifigkeit des Gewebes weist dadurch eine starke Nichtlinearität auf. Eine Unterscheidung zwischen Sekantensteifigkeit und Tangentensteifigkeit scheint aufgrund der dadurch hervorgerufenen geringen Anfangssteifigkeit besonders bei faserbewehrten Elastomerlagern sinnvoll: Zur Berechnung der gesamten Vertikalverformung eines Lagers ist die Sekantensteifigkeit heranzuziehen; für die Bestimmung von vertikalen Differenzverformungen infolge Lastschwankungen ist die Tangentensteifigkeit zu verwenden.

## 7 Entwicklung eines verbesserten Bemessungsverfahrens

In diesem Abschnitt werden die Untersuchungen der Einflussfaktoren und die darauf aufbauende Entwicklung eines Bemessungsverfahrens für das Verhalten von Elastomerlagern vorgestellt. Diese Untersuchungen werden mit Hilfe von Parameterstudien und analytischen Ansätzen durchgeführt.

Die Bemessungsrichtlinien für Elastomerlager, welche in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) gegeben sind, wurden im Wesentlichen in den 60er-Jahren entwickelt und durch Versuche untermauert. Seitdem wurden die wesentlichen Normen des Ingenieurbaus umfassend weiterentwickelt - im Speziellen in Bezug auf die Bemessung, basierend auf einem einheitlichen Sicherheitsniveau. Die Bemessung von Tragwerken wurde durch die Entwicklung von FE-Programmen leistungsfähiger; dies führte zu höheren Genauigkeiten der Bemessung und filigraneren Bauwerken. Zudem hat sich der Anwendungsbereich von Elastomerlagern stark erweitert, z.B. im Bereich der Erdbebenschutzsysteme.

Aus diesen Gründen sind die bestehenden Normen für die Bemessung von Elastomerlagern in ihrem Umfang und der Genauigkeit laut Eggert (2006) seit langem nicht mehr ausreichend. Die extremen Abweichungen zwischen gemessenen und analytischen Ergebnissen sind nach Braun et al. (2009) teilweise beträchtlich. In der Praxis werden Elastomerlager von Ingenieuren nach den Normen unter Annahme eines fiktiven nominellen konstanten Schubmoduls bemessen. Die Reaktionskräfte und Verformungen werden dem Lagerhersteller zur Dimensionierung der Lager in dem nach ONR 24023 (2010) definierten Umfang weitergegeben.

Bei robusten Bauwerken sind detailliertere Angaben über das in der Berechnung berücksichtigte Lagerverhalten im Allgemeinen nicht notwendig. Bei den zunehmend schlanker werdenden Bauwerken, welche oft auch dynamischen Beanspruchungen ausgesetzt sind, können die Abweichungen zwischen angenommenem und realisiertem Lagerverhalten das Bauwerksverhalten maßgeblich beeinflussen. Ein definierter Abgleich des in der Berechnung angenommenen mit dem vom Hersteller realisierbaren Lagerverhalten wäre sinnvoll.

### 7.1 Bemessung der horizontalen Steifigkeit von Elastomerlagern

Die horizontale Steifigkeit von Lagern wird nach dem standardisierten Versuch in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) als Steifigkeit zwischen den Schubverzerrungen von 27 und 58 % der Elastomerhöhe  $t_r$  bestimmt. Es handelt sich demnach um eine partielle Sekantensteifigkeit oder annähernd um die Tangentensteifigkeit in diesem Bereich. Es ist unklar, welche Relevanz dieser Wert für die Bemessung von Lagern haben kann. Es lässt sich damit weder die Lagerreaktionskraft bestimmen, noch das Schwingungsverhalten des Systems inklusive Lager bestimmen.

Nach ÖNORM EN 15129 (2010) ist die Steifigkeit im Versuche als tangentielle Steifigkeit aus den Messungen der bei maximaler und minimaler im Gebrauch zu erwartender Verformung zu bestimmen. Unter der vereinfachenden Annahme einer linearen Lagersteifigkeit lassen sich mit diesem Wert näherungsweise Lagerreaktionskräfte und Schwingungsverhalten bestimmen.

Im Folgenden wird für Verformungen in horizontaler Richtung stets die Sekantensteifigkeit betrachtet. Diese ist, aufgrund des nichtlinearen Lagerverhaltens, immer in Abhängigkeit von der Amplitude zyklischer Schubverformungen zu sehen. Analog zur Vorgehensweise nach ÖNORM EN 15129 (2010) wird die Sekantensteifigkeit als Verhältnis der Differenzen der extremalen Horizontalkräfte und der extremalen Auslenkungen eines Belastungszyklus bestimmt. Jedoch werden hier - im Vergleich zur Norm - die Werte der Amplituden variiert.

Die horizontale Verformung von Lagern führt im Wesentlichen zu einer Schubverformung des Elastomers. Aus diesem Grund sind die maßgeblichen Parameter, welche die Schubsteifigkeit eines Lagers bestimmen, die Schubsteifigkeit des Elastomers, die Grundrissfläche des Lagers und die Gesamthöhe des Elastomers; diese gehen in Gleichung (2-17) ein, welche auch in den gültigen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) angegeben wird. Vernachlässigt werden dabei die im Folgenden betrachteten Einflüsse, welche in der Regel zu extremen Abweichungen führen.

### 7.1.1 Berücksichtigung des Abrollens bei der Bestimmung der horizontalen Steifigkeit

Die gültigen Normen für Elastomerlager gelten derzeit nur für Lager mit Stahlbewehrung. Für Lager, welche nicht an den Belastungsflächen fixiert sind – durch anvulkanisierte Deckplatten, welche starr mit dem Bauwerk verbunden werden – ist ein Abrollen der Lagerober- und Unterseite von den Belastungsflächen nicht zulässig. Die Stahlbleche wären dabei starken Biegungen ausgesetzt. Die Flexibilität der Faserbewehrung lässt ein Abrollen der Lager jedoch zu. Dies ermöglicht große horizontale Verformungen auch für kostengünstige, unfixierte Lager.

Die Veränderung der Kontaktbedingungen führt zu einem nichtlinearen Systemverhalten der Lager. Durch das Abrollen wird die horizontale Steifigkeit der Lager erheblich reduziert. Dieser Effekt wird im Folgenden mithilfe von Parameterstudien untersucht und analytisch beschrieben.

Zur Untersuchung des Einflusses des Abrollens wurden numerische Lagermodelle verwendet. Das Elastomer wurde hierbei mit dem Neo-Hooke-Modell modelliert, da die konstante Schubsteifigkeit des Modells eine isolierte Betrachtung des geometrischen Verhaltens erlaubt. Variiert wurde in der Studie die Vertikallast  $F_z$ , die Höhe  $t_r$ , die Schubsteifigkeit des Elastomers und die Seitenlänge  $a$  (Abb. 7-1, Abb. 7-2 und Abb. 7-3).

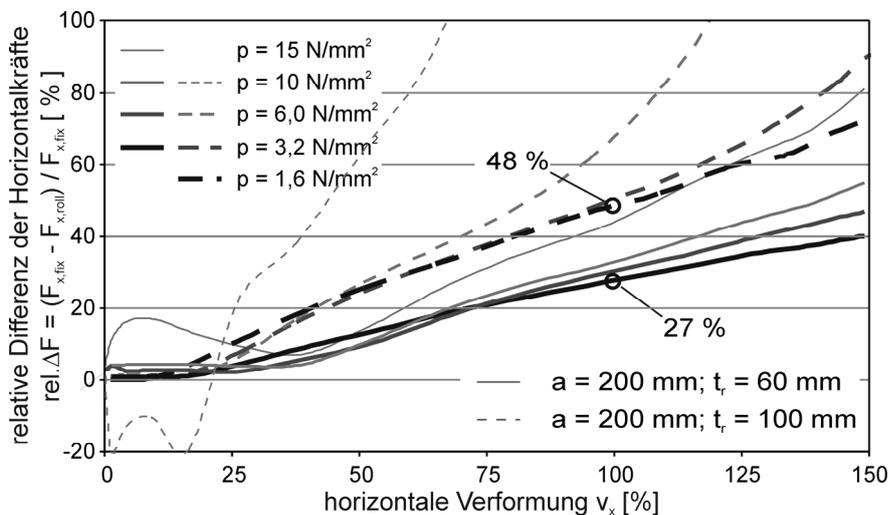


Abb. 7-1: Ergebnisse numerischer Modelle von Lagern unterschiedlicher Höhe ( $t_r = 60 \text{ mm}$  und  $100 \text{ mm}$ ) und vertikaler Pressung  $p_z$  von  $1,6$  bis  $15 \text{ N/mm}^2$ ; Schubmodul Material  $G = 0,45 \text{ N/mm}^2$ ; Formbeiwert  $S = 10,7$

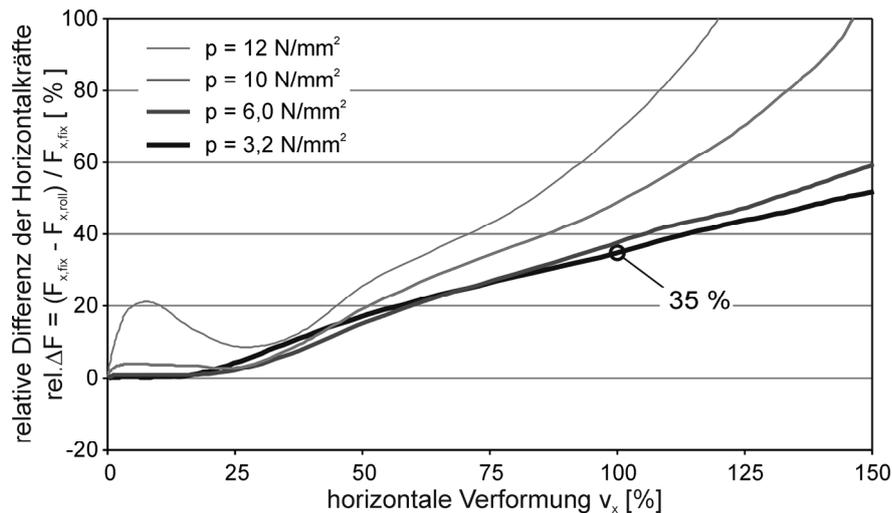


Abb. 7-2: Ergebnisse eines numerischen Lagermodells mit Seitenlänge  $a = 200$  mm; Höhe  $t_r = 75$  mm; Anzahl der Bewehrungslagen  $n = 16$  und vertikaler Pressung  $p_z$  von 3,2 bis 12 N/mm<sup>2</sup>; Schubmodul Material  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>

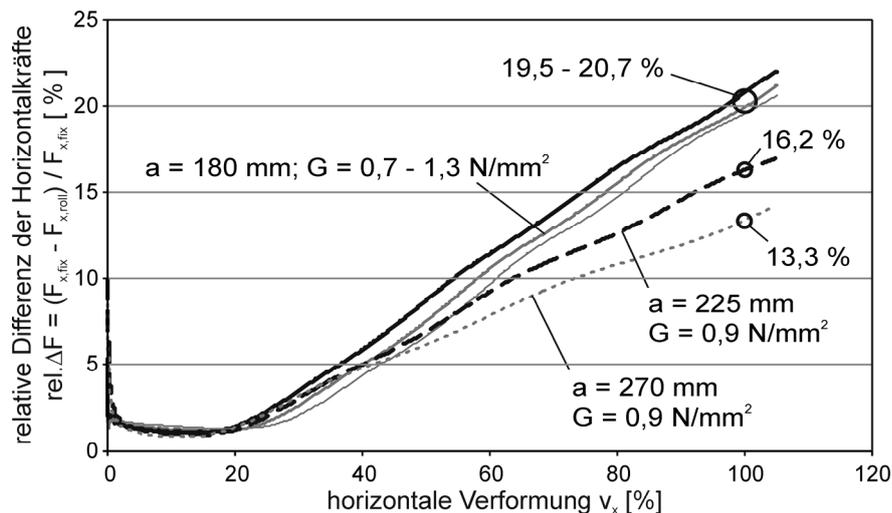


Abb. 7-3: Ergebnisse numerischer Modelle von Lagern mit unterschiedlicher Materialsteifigkeit  $G$ , unterschiedlicher Seitenlänge  $a$ , konstant blieben die Höhe  $t_r = 42$  mm, die Vertikallast  $F_z = 250$  kN (geringe Pressungen  $p_z = 3,4 - 7,7$  N/mm<sup>2</sup>) und die Anzahl von Bewehrungslagen  $n = 8$

Abb. 7-1 bis Abb. 7-3 stellen die Abnahme der horizontalen Rückstellkraft infolge des Abrollens in Abhängigkeit der horizontalen Verformung dar. Dabei werden in Richtung der vertikalen Achse die Differenzen der Rückstellkräfte von fixierten zu ansonsten identischen unfixierten (abrollenden) Lagern als Relativwert (zum Wert der fixierten Lager) aufgetragen. Die Schubsteifigkeit hat kaum Einfluss auf das Ergebnis (Abb. 7-3). Je geringer das Verhältnis von Höhe  $t_r$  zu Seitenlänge  $a$ , desto geringer die Steigung des linearen Verlaufs.

Bei einer horizontalen Verformung von  $v_x = t_r$  ( $\epsilon_h = 100$  %) ist die prozentuale Abnahme der Horizontalkraft infolge Abrollens in etwa gleich dem Verhältnis von Höhe zu Seitenlänge:

	<b>a</b> mm	<b>t<sub>r</sub></b> mm	<b>t<sub>r</sub> / a</b> %	<b>rel.ΔF<sub>x</sub> bei ε<sub>n</sub> = 1</b> %	<b>Abweichung</b> %
Abb. 7-1	200	60	30	27	11
	200	100	50	48	4
Abb. 7-2	200	75	38	35	7
Abb. 7-3	180	42	23	20	16
	225	42	19	16	15
	270	42	16	13	17

Tab. 7-1: Verhältnis der relativen viskosen Dämpfung verschiedener Lagermodelle zur Dämpfung des Materialmodells des Elastomers alleine

Die Vergleiche zeigen, dass die Abschätzung der Reduktion der Horizontalkraft mit dem Verhältnis von Höhe  $t_r$  zu Seitenlänge  $a$  für  $v_x = 100\%$  zu brauchbaren Ergebnissen führt. Für geringe Vertikallasten zeigt sich ein näherungsweise linearer Zusammenhang der Horizontalkraftdifferenz rollender und fixierter Lager zur Verformung  $v_x$ . Die Verlängerungen dieser Geraden in den Abbildungen führten zu Schnittpunkten mit den Verformungsachsen bei  $v_x \approx 10\%$ . Es lässt sich daraus folgende Gleichung ableiten:

$$rel.\Delta F_x(v_x) = \left( \frac{v_x}{t_r} - 0,1 \right) \cdot \frac{t_r}{0,9 \cdot a} \quad (7-1)$$

mit  $v_x$  der horizontalen Verformung in mm gültig für Verformungen von  $v_x / t_r > 10\%$ . Damit ergibt sich die horizontale Steifigkeit  $K_{h,roll}$  für abrollende Lager zu:

$$K_{h,roll}(v_x) = K_{h,fix} \cdot (1 - rel.\Delta F_x) = K_{h,fix} \cdot \left( 1 - \frac{v_x - 0,1 \cdot t_r}{0,9 \cdot a} \right) \approx K_{h,fix} \cdot \left( 1 - \frac{v_x}{a} \right) \quad (7-2)$$

mit der Steifigkeit fixierter Lager  $K_{h,fix}$  nach Gleichung (2-17).

Die dargestellte Vereinfachung von Gleichung (7-2) führt zu geringen Ungenauigkeiten bei kleinen Verformungen. Allerdings ist die Steifigkeit von Elastomerlagern bei kleinen Verformungen, wie in 6.2.2 gezeigt wurde, stark von der Vertikallast und der pressungsabhängigen inneren Reibung des Elastomers abhängig. Die daraus entstehenden Unsicherheiten bei der Bestimmung der Steifigkeit der Lager liegen weit über dem Fehler, welcher aus der oben dargestellten Vereinfachung der Gleichung (7-2) resultiert.

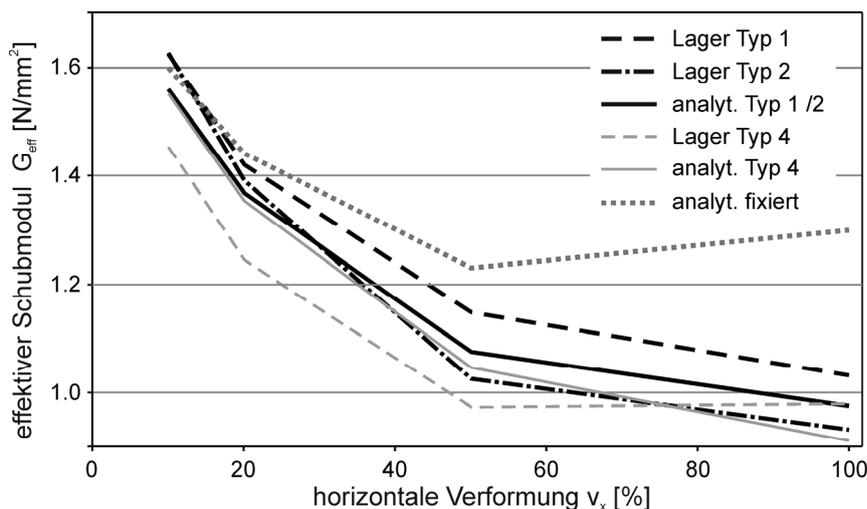


Abb. 7-4: Vergleich der analytisch bestimmten Steifigkeit mit der Steifigkeit aus den Versuchen (extrapoliert für  $p_z = 0$ ) und der Steifigkeit ohne Berücksichtigung des Abrollens (analytisch fixiert); Fehler des Nichtberücksichtigens des Abrollens führt zu starken Abweichungen bei großen Verformungen (gepunktet)

Abb. 7-4 zeigt die Ergebnisse aus den Versuchen (extrapoliert für  $p_z = 0$ ; gestrichelt), den nach Gleichung (7-2) und (6-4) analytisch ermittelten effektiven Schubmodul der Lager und den effektiven Schubmodul ohne Berücksichtigung des Steifigkeitsverlustes durch Abrollen (gepunktet). Hierbei wurde der nichtlineare Schubmodul nach Abb. 3-23 verwendet. Es ist deutlich zu erkennen, dass erst durch die Berücksichtigung des Abrollens die Versuchsergebnisse gut durch die analytische Formulierung abgebildet werden.

Die Bemessung der Steifigkeit nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) - mit linearem Material und Lagerverhalten - würde hingegen zu einem konstanten effektiven Schubmodul von  $G_{eff} = 0,9 \text{ N/mm}^2$  führen (siehe hierzu auch Abb. 6-17).

### 7.1.2 Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Steifigkeit

Der Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Steifigkeit der Lager hat zwei Aspekte. Zum einen wird die innere Reibung des Elastomers bei Schubbelastung durch eine Pressung quer zur Schubrichtung erhöht. Dieser Effekt konnte bei den in 6.2 beschriebenen Versuchen beobachtet werden und wird dort im Detail diskutiert. Es handelt es sich um eine zusätzliche Kraftkomponente aus Reibung. Die Größe der Verformungsamplitude hat nur geringen Einfluss auf die Reibungskomponente. Aus diesem Grund nimmt der Einfluss der inneren Reibung des Materials auf die Sekantensteifigkeit mit der Zunahme der horizontalen Verschiebungsamplitude ab (siehe Abb. 6-12 bis Abb. 6-15).

Bei großen Vertikallasten bzw. bei schlanken Lagern (großes Verhältnis von Seitenlänge  $a$  zu Elastomerhöhe  $t_r$ ) kann die Vertikallast jedoch auch einen verminderten Einfluss auf die horizontale Steifigkeit haben (siehe 2.3.2.1). Dieses Stabilitätsversagen kann als Knicken einer schubweichen Stütze mit geringer Länge - daher kein Biegeknicken - erklärt werden. Je näher die Vertikallast der kritischen Last  $P_{crit}$  nach Gleichung (2-18) kommt, desto geringer wird die horizontale Steifigkeit nach Gleichung (2-18), bis hin zum völligen Verlust der horizontalen Stabilität.

Die von Kelly (1997) veröffentlichten Herleitungen der Zusammenhänge gelten für horizontal unverformte Lager. Die Gleichung von Kelly (1997) wurden adaptiert, wobei die kritische Pressung  $p_{crit,0}$  um einen von der horizontalen Verformung abhängigen Wert reduziert wird. Dies folgt dem Gedanken, dass bei verformten Lagern nur noch ein Bereich, welcher etwas größer als die Überlappungsbereiche der Belastungsflächen ist, zur Lastabtragung beiträgt (siehe Abb. 7-20); der gedachte Knickstab wird schlanker. In der ÖNORM EN 1337-3 (2005) wird die kritische Last für verformte Lager angegeben als die mit dem Verhältnis  $A_r / A = 1 - v_x / a$  (Überlappungsfläche zu Grundrissfläche) reduzierte kritische Last des unverformten Lagers.

Wie in 7.3.2.1 beschrieben, trägt jedoch ein größerer Teil des Lagers zur vertikalen Lastabtragung bei. Es wird deshalb eine geringere Abminderung (Faktor  $1 - (v_x / a)^u$  mit  $u = 2$ ) vorgeschlagen, welche zu besseren Ergebnissen führt. Es ergeben sich die Gleichungen

$$K_{h,fix}(v_x, p_z) = \frac{G \cdot a^2}{t_r} \cdot \left[ 1 - \frac{p_z}{p_{crit,0} \cdot \left( 1 - \left( \frac{v_x}{a} \right)^u \right)} \right]^2 \quad (7-3)$$

für fixierte Lager und

$$K_{h,roll}(v_x, p_z) = \frac{G \cdot a^2}{t_r} \cdot \left[ 1 - \frac{p_z}{p_{crit,0} \cdot \left( 1 - \left( \frac{v_x}{a} \right)^u \right)} \right]^2 \cdot \left( 1 - \frac{v_x}{a} \right) \quad (7-4)$$

für abrollende Lager, mit der Potenz  $u = 2$ , der kritischen Pressung  $p_{crit,0} = P_{crit} / a^2$  (ohne Auslenkung,  $v_x = 0$ ) und dem Faktor für das Abrollen der Lager  $(1 - v_x / a)$ . Wenn also  $p_z$  gegen  $p_{crit}$  geht, so geht die horizontale Steifigkeit und damit die horizontale Rückstellkraft gegen null; das Lager wird instabil.

Eine relevante Abminderung der Steifigkeit in den hier vorgestellten Formeln, im Vergleich zur Lagersteifigkeit nach den Normen, tritt auf, wenn die Vertikallast  $F_z$  nahe an der kritischen Last  $P_{crit}$  nach Gleichung (2-18) liegt. Die Relevanz des Effekts für übliche Brückenlager soll durch folgende Überlegung gezeigt werden: Aus den Prospekten mehrere europäischer Lagerhersteller kann entnommen werden, dass die Formbeiwerte  $S$  der Lager nahe 10 liegen und die Verhältnisse von Seitenlänge zu Elastomerhöhe  $t_r$  zwischen 3 und 10 liegen. Meist wird ein Elastomer mit nomineller Steifigkeit von  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$  verwendet (die Sinnhaftigkeit dieser Angabe, im Gegensatz zu den real auftretenden Steifigkeiten, wird in 7.1.3 diskutiert). Als maximale Pressung wird fast durchgängig der Wert  $p_z = 15 \text{ N/mm}^2$  angegeben.

Es ergibt sich nach Gleichung (2-18) eine kritische Pressung von  $p_{crit,0} = 35$  bis  $115 \text{ N/mm}^2$ . Die Abminderung der horizontalen Steifigkeit (ohne Berücksichtigung der Auslenkung) liegt damit bei 2 bis 18 %. Geht man von einer üblichen maximalen Verformung von  $v_{x,max} = 0,7 t_r$  aus, so erhöht sich dieser Wert nach Gleichung (7-3) auf eine maximale Abminderung der Steifigkeit um 21 %. Darüber hinaus sind die Steifigkeiten von Lagern bei Schwingungsdämpfungssystemen meist wesentlich geringer als jene von Brückenlagern, wodurch sich erheblich stärkere Abminderungen bis hin zur Instabilität ergeben.

Die Genauigkeit der hier vorgestellten Gleichungen wurde anhand von Parameterstudien überprüft. Dabei wurden numerische Modelle von Lagern verschiedenster Abmessungen mit veränderlicher Auflast ausgewertet. Um den Einfluss der Vertikallast isoliert vom nichtlinearen Materialverhalten des Elastomers untersuchen zu können, wurde hierbei das Neo-Hooke-Materialmodell mit konstanter Schubsteifigkeit verwendet. Alle Lagermodelle der Parameterstudie weisen die gleiche Seitenlänge  $a = 200 \text{ mm}$  auf. Variiert wurde die Schichtdicke  $t$ , die Höhe  $h = t_r$  und der Schubmodul  $G$ . Bei den abrollenden Lagern wird der steifigkeitsmindernde Effekt der Vertikallast durch jenen des Abrollens überlagert. Aus diesem Grund wurden sowohl Modelle von fixierten als auch von abrollenden Lagern untersucht.

Abb. 7-5 und Abb. 7-6 zeigen exemplarisch die Last-Verformungs-Kurven zweier Lager in fixierter und unfixierter Ausführung. Die Pressungen wurden hier von  $p_z = 1,6$  bis  $15 \text{ N/mm}^2$  variiert. Die fixierten Lager weisen jeweils bei sehr geringer Pressung eine konstante Steifigkeit auf. Die zugehörigen Werte der Horizontalkräfte bei einer Verformung von  $v_x = 100 \%$  entsprechen in etwa den nach Gleichung (2-17) berechneten Werte von  $F_x = 24 \text{ kN}$  (bei Abb. 7-5) und  $F_x = 18 \text{ kN}$  (bei Abb. 7-6). Bei unfixierten Lagern mit geringer Pressung nimmt die Steigung der Kurve und damit die Steifigkeit infolge Abrollens (siehe 7.1.1) mit zunehmender Horizontalverformung ab, bis hin zu einem plötzlichen Anstieg bei einer Verschiebung von  $v_x \approx 150 \%$  infolge seitlichen Kontakts.

Für beide Lagertypen (fixiert und unfixiert) zeigt sich, dass sowohl die Steifigkeit, als auch die maximal aufnehmbare Horizontallast mit zunehmender Pressung geringer werden.

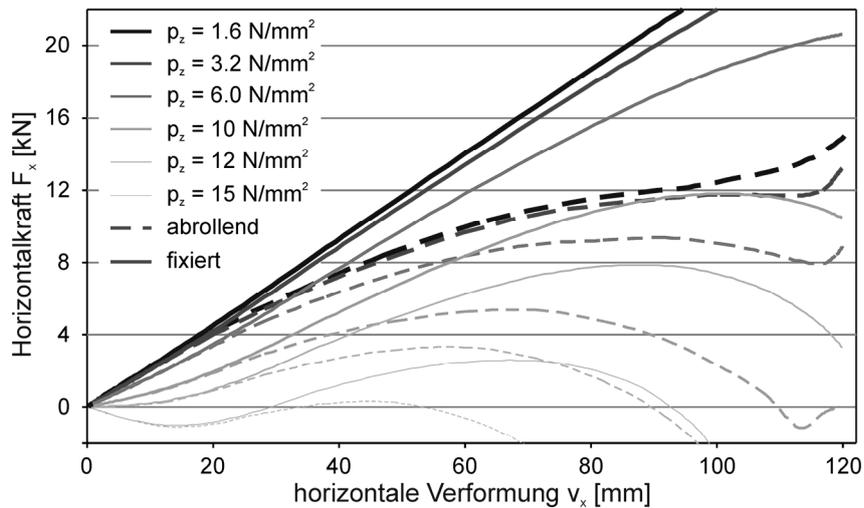


Abb. 7-5: Horizontale Reaktionskraft  $F_x$  in Abhängigkeit von der Verformung und der Auflast von fixierten und abrollenden Lagern mit den Abmessungen: Seitenlänge  $a = 200$  mm, Höhe  $t_r = h = 75$  mm, Anzahl Bewehrungslagen  $n = 16$ , Schubmodul Elastomer  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>

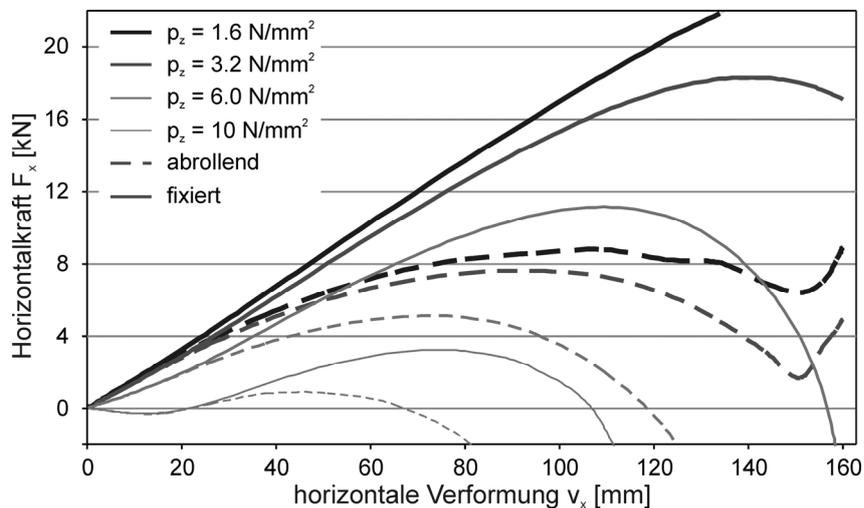


Abb. 7-6: Horizontale Reaktionskraft  $F_x$  in Abhängigkeit von der Verformung und der Auflast von fixierten und abrollenden Lagern mit den Abmessungen: Seitenlänge  $a = 200$  mm, Höhe  $t_r = h = 100$  mm, Anzahl Bewehrungslagen  $n = 21$ , Schubmodul Elastomer  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>

Aus den numerischen Ergebnissen wurden die Sekantensteifigkeiten und nach Gleichung (6-4) die effektiven Schubmodule  $G_{eff}$  ermittelt und in Gegenüberstellung mit den analytisch nach den Gleichungen (7-3) und (7-4) bestimmten Werten dargestellt. Zur leichteren Vergleichbarkeit der in Abb. 7-7 bis Abb. 7-11 dargestellten Resultate für die abrollenden und fixierten Lager wurden die Lagersteifigkeiten im Verhältnis zur Materialsteifigkeit  $G$  wiedergegeben.

Die analytischen und numerischen Ergebnisse fixierter Lager mit geringer Pressungen liegen für alle Verformungen bei  $G_{eff} / G = 1,0$ . In diesem Fall entsprechen die Ergebnisse den Werten nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010), die ohne Berücksichtigung der Vertikallast und des Abrollens ermittelt werden. Bei fixierten Lagern nehmen bei geringen Pressungen die numerischen und analytischen Ergebnisse der Steifigkeitsverhältnisse linear mit der Verformung ab. Für zunehmende Pressungen zeigen sowohl die numerischen, als auch die analytischen Ergebnisse stark reduzierte Werte.

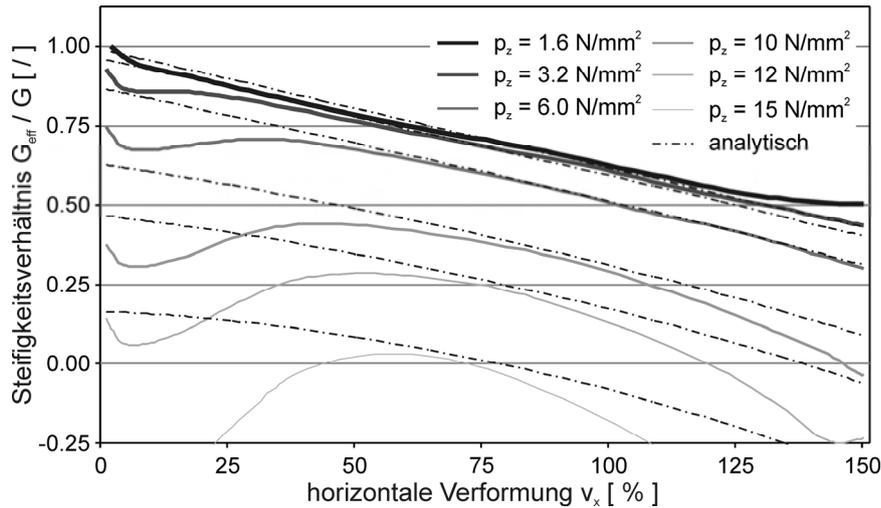


Abb. 7-7: Verhältnis der effektiven Schubmodule  $G_{eff}$  zum Schubmodul des Elastomers in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Lagerdimensionen: Seitenlänge  $a = 200$  mm, Höhe  $h = t_r = 75$  mm, Formbeiwert  $S = 10,7$ , Schubmodul Elastomer  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>, abrollendes Lager;  $p_{crit,0} = 16,4$  N/mm<sup>2</sup>; analytische Werte mit  $u = 2$

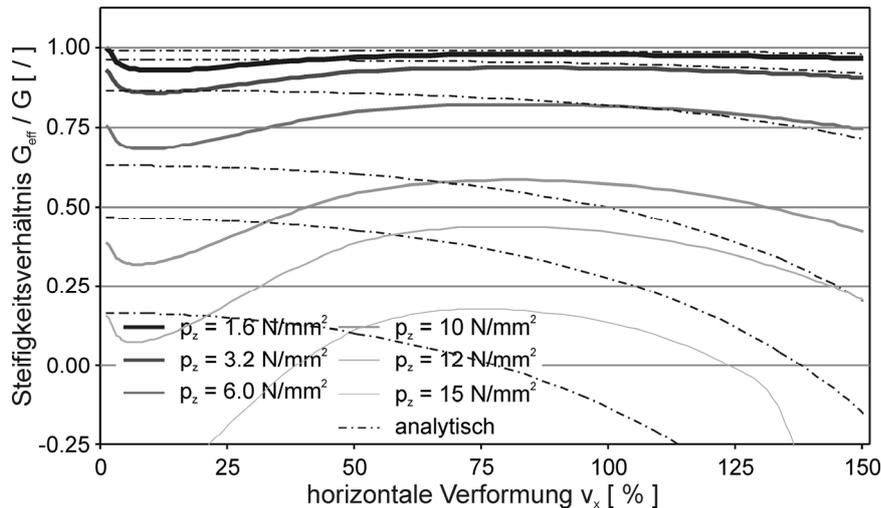


Abb. 7-8: Verhältnis der effektiven Schubmodule  $G_{eff}$  zum Schubmodul des Elastomers in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Lagerdimensionen: Seitenlänge  $a = 200$  mm, Höhe  $h = t_r = 75$  mm, Formbeiwert  $S = 10,7$ , Schubmodul Elastomer  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>, fixiertes Lager;  $p_{crit,0} = 16,4$  N/mm<sup>2</sup>; analytische Werte mit  $u = 2$

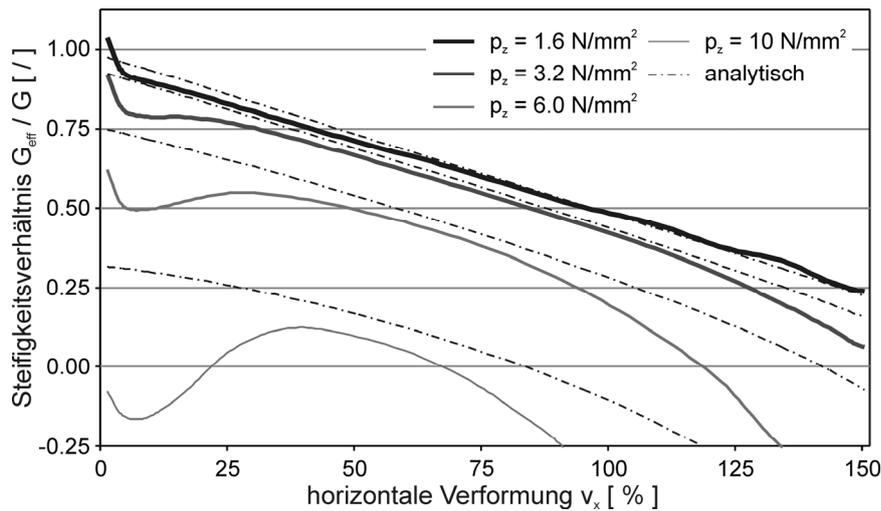


Abb. 7-9: Verhältnis der effektiven Schubmodule  $G_{eff}$  zum Schubmodul des Elastomers in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Lagerdimensionen: Seitenlänge  $a = 200$  mm, Höhe  $h = t_r = 100$  mm, Formbeiwert  $S = 10,5$ , Schubmodul Elastomer  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>, abrollendes Lager;  $p_{crit,0} = 12,1$  N/mm<sup>2</sup>; analytische Werte mit  $u = 2$

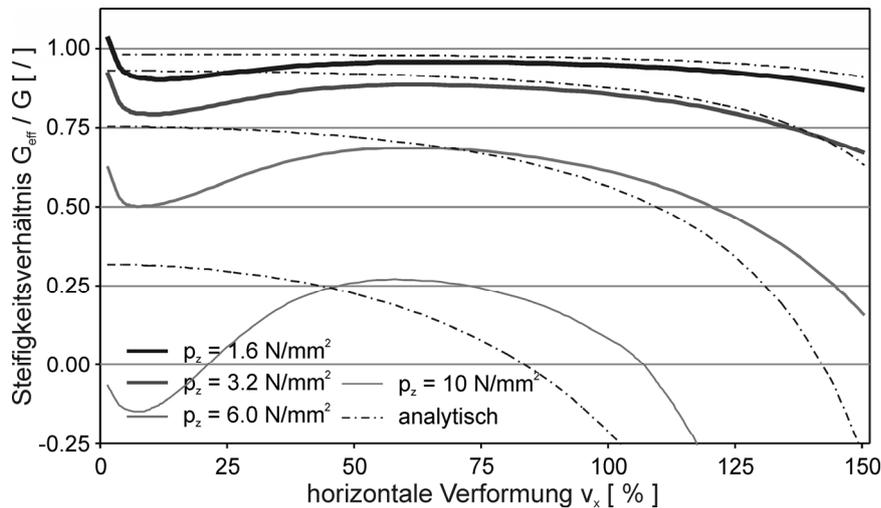


Abb. 7-10: Verhältnis der effektiven Schubmodule  $G_{eff}$  zum Schubmodul des Elastomers in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Lagerdimensionen: Seitenlänge  $a = 200$  mm, Höhe  $h = t_r = 100$  mm, Formbeiwert  $S = 10,5$ , Schubmodul Elastomer  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>, fixiertes Lager;  $p_{crit,0} = 12,1$  N/mm<sup>2</sup>; analytische Werte mit  $u = 2$

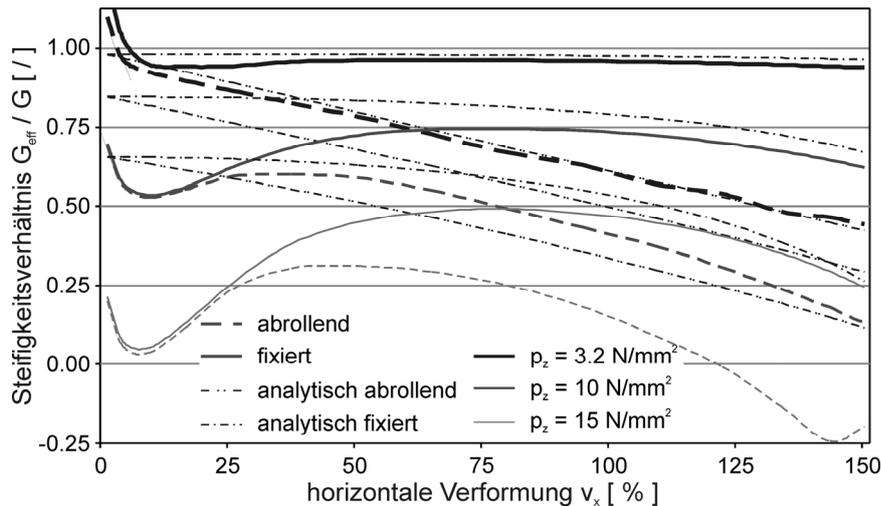


Abb. 7-11: Verhältnis der effektiven Schubmodule  $G_{eff}$  zum Schubmodul des Elastomers in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Lagerdimensionen: Seitenlänge  $a = 200$  mm, Höhe  $h = t_r = 75$  mm, Formbeiwert  $S = 16,7$ , Schubmodul Elastomer  $G = 0,45$  N/mm<sup>2</sup>, fixiertes und abrollendes Lager;  $p_{crit,0} = 25,7$  N/mm<sup>2</sup>; analytische Werte mit  $u = 2$

Die analytisch bestimmten Werte bei Pressungen bis  $p_z = \text{ca. } 60\%$   $p_{crit,0}$  und Verformungen von 25 % bis 150 % liegen bei allen untersuchten Modellen augenscheinlich nahe an den numerischen Ergebnissen. Für Pressungen im Bereich von  $p_z = 80$  bis  $90\%$   $p_{crit,0}$  beschränkt sich der Bereich, in welchem gute Ergebnisse erzielt werden, auf Verformungen von  $v_x = 50$  bis 70 %. Für Verformungen ausserhalb dieses Bereichs ist bei hohen Pressungen die Übereinstimmung mangelhaft. Dennoch liegen die für diese Bereiche analytisch bestimmten Steifigkeitsverhältnisse wesentlich näher an den numerischen Ergebnissen als der nach Norm bestimmte Wert von  $G_{eff} / G = 1,0$ .

Die Potenz  $u$  zur Abminderung des Einflusses der Horizontalverformung auf die kritische Last  $P_{crit}$  für verformte Systeme wurde mit 2,0 (anstelle von 1,0 nach Norm) gewählt. Für eine einfache Optimierung des Faktors  $u$  wurde die Summe der Abweichungsquadrate der analytischen von den numerischen Werten in Abhängigkeit von  $u$  bestimmt. Eingang fanden dabei Werte für Verschiebungen im Bereich  $v_x = 25$  bis 150 % in konstanten Abständen. Die Summe dieser Abweichungen aller berechneten Kurven ist in Abb. 7-12 dargestellt.

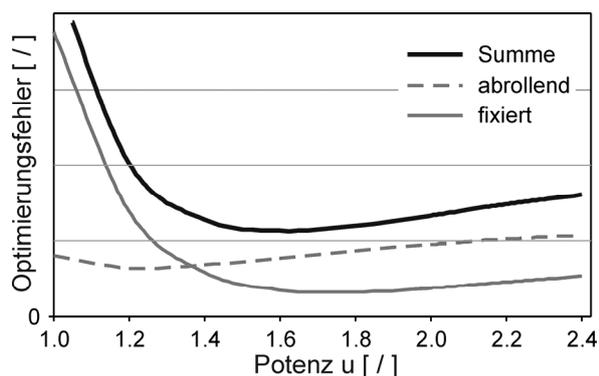


Abb. 7-12: Optimierung der Potenz  $u$  der Gleichungen (7-3) und (7-4);  $u$  dient zur Abminderung des Einflusses der Horizontalverschiebung auf die Reduktion der kritischen Pressung  $p_{crit}$

Das Diagramm macht deutlich, dass die Verwendung einer mit Potenz  $u = 1$  errechneten reduzierten Knicklast  $p_{crit,vx}$  zu keinen optimalen Ergebnissen bei der Bestimmung der horizontalen Steifigkeit fixierter Lager führt. Ein optimaler Wert für  $u$ , welcher für beide Lagerarten anwendbar ist, liegt etwa zwischen 1,6 und 1,8. Für die genaue Bestimmung ist die Auswertung weiterer repräsentativer numerischer Modell notwendig.

In den Bereichen sehr kleiner Verformungen zeigen die Lagermodelle überraschend geringe Anfangssteifigkeiten. Dieser Effekt kann durch eine Überlagerung von nichtlinearem Systemverhalten und dem Verhalten hyperelastischer Materialmodelle erklärt werden. Als einfaches Ersatzmodell bietet sich ein zweidimensionales Fachwerkmodell an, welches aus gleich langen vertikalen und horizontalen Stäben, sowie aus auskreuzenden Diagonalen besteht (siehe Abb. 7-13). Die horizontalen Stäbe haben sehr hohe Steifigkeit; den Vertikalen und Diagonalen gleichen Querschnitts ist ein hyperelastisches Materialmodell geringer Steifigkeit zugeordnet.

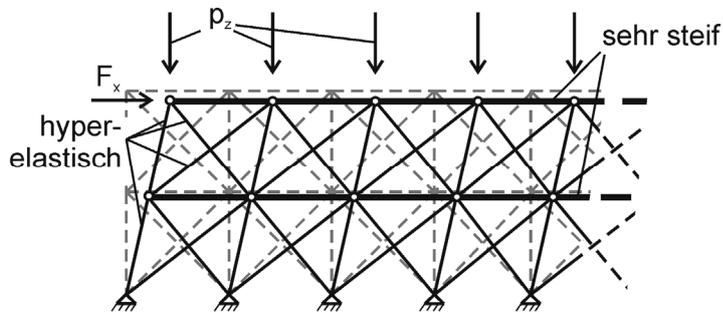


Abb. 7-13: Einfaches Fachwerkmodell mit Vertikalen und Diagonalen aus hyperelastischem Material und unendlich steifen Horizontalen zur Erklärung des Effekts der geringen Steifigkeit für kleine Horizontalverformungen  $v_x$

Auf die Knoten der obersten Ebene werden in einem ersten Lastschritt gleich grosse Vertikallasten aufgebracht. Im folgenden Lastschritt wird die oberste Ebene horizontal verformt. Dabei ergeben sich die in Abb. 7-14 dargestellten Kurven aus horizontaler Verformung und horizontaler Last für unterschiedliche Vertikallasten. Eine Betrachtung der Kurven für vertikale Lasten im Verhältnis  $p_{z1} : p_{z2} : p_{z3} : p_{z4} = 1:2:3:4$ , lässt folgende Aussagen zu:

- bei der kleinsten vertikalen Pressung ist die horizontale Steifigkeit nahezu konstant
- je größer die Vertikallast, desto geringer ist die horizontale Steifigkeit bei kleinen Verformungen
- selbst wenn die Steifigkeit für kleine Verformungen gering oder negativ (instabil) ist, kann sie dennoch für größere Verformungen wieder stark ansteigen
- je größer die Vertikallast, desto kleiner ist die horizontale Verformung, bei welcher das Maximum der Horizontalkraft auftritt
- anders als bei Elastomerlagern nimmt das Maximum der Horizontalkraft mit steigender Vertikallast zu

Bis auf den letzten Punkt ist das Verhalten des einfachen Ersatzsystems ähnlich jenem der Lager und kann als Erklärungsmodell für die geringe Steifigkeit bei geringen Verformungen herangezogen werden.

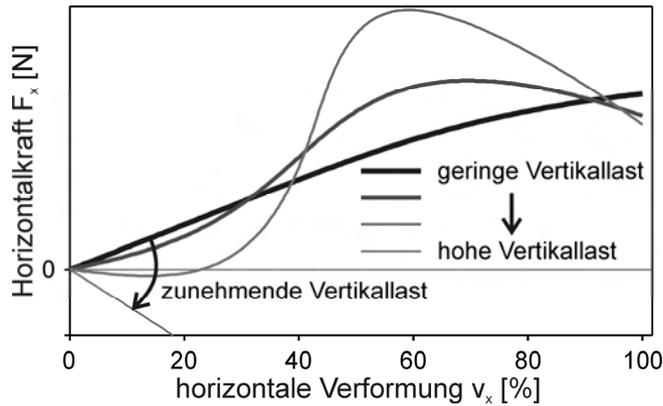


Abb. 7-14: Kraft-Verformungs-Diagramm des Fachwerksmodells nach Abb. 7-13 für verschiedene vertikale Pressungen

Ob der beschriebene Effekt durch Belastungsversuche an Elastomerlagern real nachweisbar ist, muss untersucht werden. Es ist zu erwarten, dass dieser Effekt durch die in 6.2.3.3 beschriebene erhöhte innere Reibung des Elastomers infolge vertikaler Pressung und der draus resultierenden erhöhten Sekantensteifigkeit kompensiert wird.

Für die praktische Bemessung ist die Verformung relevant, bei welcher die Rückstellkraft eines Lagers zu null wird, d.h. ein Stabilitätsversagen auftritt. Da bei den Modellen mit Materialsteifigkeit  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$  die Rückstellkraft durchgehend positiv war, werden in Tab. 7-2 nur Werte von Modellen mit  $G = 0,45 \text{ N/mm}^2$  verglichen. Die Werte der kritischen Verformung  $v_{x,crit}$  für fixierte Lager bestätigen die Aussage der Optimierung des Faktors  $u$  in Abb. 7-12 (extreme Fehler bei  $u = 1,0$  für fixierte Lager); die analytischen Ergebnisse mit Faktor  $u = 1,7$  ergeben eine bessere Anpassung an die numerischen Ergebnisse als jene mit  $u = 1,0$  nach Norm.

Bei den abrollenden Lagern sind die Unterschiede der kritischen Verformung  $v_{x,crit}$  meist geringer, wobei die Anpassung an die numerischen Ergebnisse mit Faktor  $u = 1,7$  im Durchschnitt (23 % durchschnittliche Abweichung) besser als ist mit  $u = 1,0$  (38 % durchschnittliche Abweichung).

fixiert	$t_r$ mm	$n$ /	$p_z$ N/mm <sup>2</sup>	Verformung bei Stabilitätsversagen			Abweichung zu num.	
				$v_{x,crit,num}$ %	$v_{x,crit,u=1}$ %	$v_{x,crit,u=1,7}$ %	$u = 1,0$ %	$u = 1,7$ %
x	75	16	15	124	23	62	101	62
x	100	21	6	156	101	134	55	22
x	100	21	10	104	35	71	69	33
	75	16	10	147	104	153	43	6
	75	16	12	119	71	123	48	4
	75	16	15	69	23	62	46	7
	100	21	6	114	101	134	13	20
	100	21	10	67	35	71	32	4
	75	25	15	121	110	159	11	38
	100	33	6	133	137	160	4	27
	100	33	10	95	95	129	0	34
Durchschnittliche Abweichung [%]:							38	23

Tab. 7-2: Vergleich der Verformungen, unter welchen Lager mit Seitenlänge  $a = 200 \text{ mm}$  und Materialsteifigkeit  $G = 0,45 \text{ N/mm}^2$  instabil werden ( $F_x = 0$ ) bei gegebenen vertikalen Pressungen; Ergebnisse numerisch, nach Norm mit  $u = 1,0$ , nach Gleichungen (7-3) bzw. (7-4) mit  $u = 1,7$

Diese Ausführungen zeigen deutlich, dass der Einfluss großer Vertikallasten auf die horizontale Steifigkeit von Elastomerlagern generell vorhanden, jedoch vor allem bei Schubwei-

chen Lagern erheblich ist. Diese Tatsache führt zu großen Bemessungsfehlern in den gültigen Normen.

Die in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) verwendeten Faktoren in der Gleichung für  $P_{crit}$  ergeben bei horizontal unverformten Lagern um Faktor zwei zu geringe Knicklasten; bei horizontal verformten Lagern wird der Einfluss der Verformung ungenau berücksichtigt. Die hier vorgestellten Gleichungen liefern wesentlich bessere Werte.

### 7.1.3 Berücksichtigung der nichtlinearen Steifigkeit des Elastomers bei der Bemessung der horizontalen Steifigkeit

In den derzeit gültigen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) wird bei der Bemessung vereinfachend von einem konstanten Schubmodul des Elastomers ausgegangen. Es ist nicht festgelegt, wie der verwendete Schubmodul  $G$  zu bestimmen ist. Der von den Gummiherstellern angegebene Wert bezeichnet vermutlich, analog zur Ermittlung des ideellen Schubmoduls des Lagers  $G_g$  nach ÖNORM EN 1337-3 (2005), einen partiellen Sekantenmodul über einen mittleren Verzerrungszustand (bei  $G_g$  beträgt die Verformung zwischen 27 und 58 % der Höhe). Die folgenden Ausführungen zeigen, dass die Verwendung des partiellen Sekantenmoduls für die Bemessung der Steifigkeit von Elastomerlagern zu erheblichen Fehleinschätzungen führen kann.

Darüberhinaus wird sowohl das nichtlineare Spannungs-Verzerrungs-Verhalten des Elastomers als auch die mechanische Materialdegradation außer Acht gelassen. Die Materialversuche in 3.7.3.1 zeigten, dass dies zu einer starken Fehleinschätzung führt, was die Versuche in 6.2.3 bestätigen.

Die Bemessung von Lagern erfordert Materialkennwerte, welche sowohl die Belastungsgeschichte als auch das nichtlineare Steifigkeitsverhalten berücksichtigen. Dies gilt vor allem für Anwendungsbereiche in welchen, wie bei Dämpfungssystemen oder Erdbebensicherungssystemen, die exakte Bestimmung der Steifigkeit entscheidend ist für die Effektivität der Anwendung. Der Bemessung wird der Schubmodul  $G(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$  in Abhängigkeit der maximal auftretenden und der tatsächlichen Schubverzerrung - wie in Abb. 3-23 für das hier untersuchte Material dargestellt - zugrunde gelegt. Die horizontale Steifigkeit eines Lagers lässt sich - vernachlässigt man die Dämpfung - als nichtlineare Feder darstellen und im Bemessungsmodell implementieren.

Dabei wird davon ausgegangen, dass die Schubverzerrung des Elastomers bei horizontaler Verschiebung des Lagers nahezu gleichmäßig über das ganze Lagervolumen und identisch ist mit der Schubverzerrung des gesamten Lagers ist:

$$\varepsilon_h = \frac{v_x}{t_r} \quad (7-5)$$

mit der horizontalen Verformung  $v_x$  und der Gesamthöhe  $t_r$  des Elastomers.

Die zusätzliche Verzerrung infolge von Vertikallasten bleibt unberücksichtigt. Aufgrund des Zusammenhangs von Schubmodul und Verzerrung folgt aus einer uneinheitlich über das Volumen des Lagers verteilten Verzerrung auch eine uneinheitliche Steifigkeit des Elastomers. Im Folgenden wird untersucht, wie groß die Verzerrungsunterschiede im Lager und damit der Bemessungsfehler  $F$  ist, wenn für die Bestimmung der Lagersteifigkeit die Verzerrung aus Vertikallast außer Acht gelassen wird.

$$F = \frac{G_{mittel}}{G(\varepsilon_h, \varepsilon_{h,max})} \quad (7-6)$$

Der Bemessungsfehler errechnet sich mit dem mittleren Schubmodul des Elastomer  $G_{mittel}$  und dem im gesamten Lager einheitlich angenommenen Schubmodul aus horizontaler Verformung  $G(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$ . Beide Werte werden über das nichtlineare Materialverhalten nach Abb. 3-23 bestimmt.

Die Ermittlung von  $G_{mittel}$  erfordert die Aufteilung einer Elastomerschicht eines Lagers in vertikaler und den horizontaler Richtungen in finite Elemente. Für jedes Element kann durch Vektoraddition der Verzerrungsvektoren  $\varepsilon_{h,x}$  (aus horizontaler Lagerverformung),  $\varepsilon_{c,x}$  und  $\varepsilon_{c,y}$  (aus Kompression) die Gesamtverzerrung abgeschätzt werden. Dadurch kann jedem Element über das Diagramm aus Abb. 3-23 ein lokaler Schubmodul zugeordnet werden. Der aus dem Mittelwert aller Steifigkeitswerte der Elemente der Elastomerschicht gebildete Mittelwert kann zu Bestimmung der horizontalen Steifigkeit des Lagers verwendet werden.

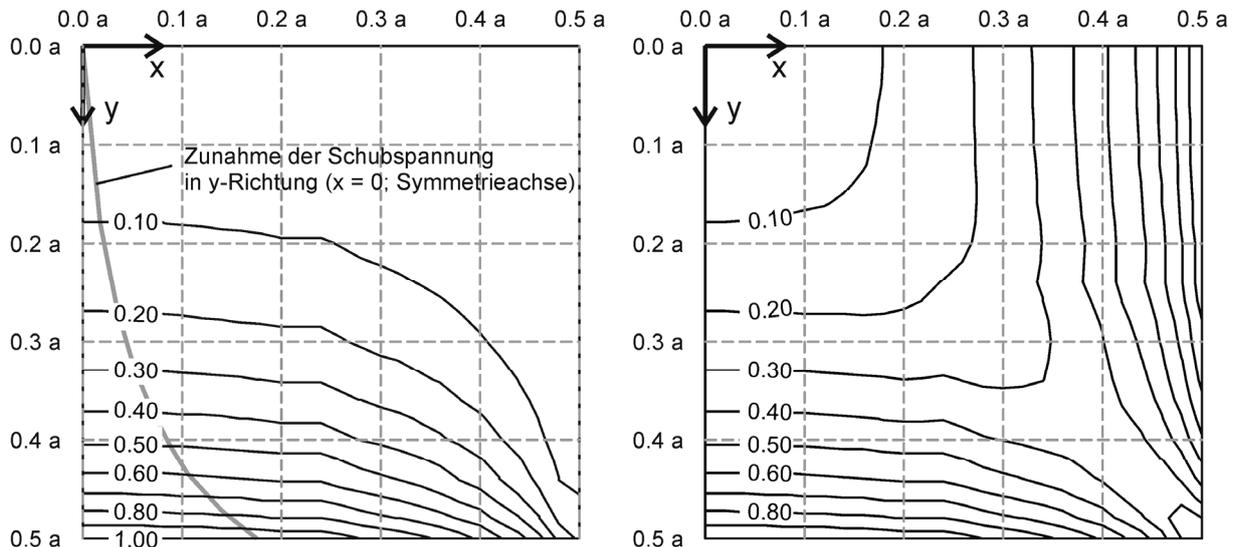


Abb. 7-15: normierte Verteilung der horizontalen Verzerrung in einer Elastomerschicht unter Kompression mit horizontal unverschieblicher Lagerung an Ober- und Unterseite; links: Verzerrung in y-Richtung; rechts: horizontale Verzerrung gesamt; Definition der Achsen siehe Abb. 7-16

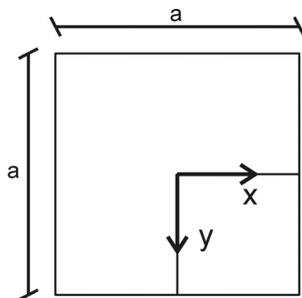


Abb. 7-16: Definition der Achsen im Grundriss der Elastomerschicht (bzw. des Lagers)

Mit Hilfe eines numerischen Modells wird die Verteilung der Verzerrung in Folge von Kompression in einer quadratischen Elastomerschicht ermittelt. Abb. 7-15 zeigt die Verteilung der horizontalen Verzerrung normiert auf ein Maximum von 1,0. Die tatsächliche Verzerrungsverteilung an der Unter- und Oberseite jeder Elastomerschicht ergibt sich durch die Multiplikation der Werte mit der maximal auftretenden Verzerrung aus Kompression  $\varepsilon_{c,max}$ . Diese tritt jeweils in den Seitenmitten an der Ober- und Unterkante auf und lässt sich bestimmen zu:

$$\varepsilon_{c,max} = 1,1 \cdot \frac{p_z}{G \cdot S} \quad (7-7)$$

wobei der Faktor 1,1 (im Gegensatz zu Faktor 1,5 nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) und 1,0 nach ÖNORM EN 15129 (2010)) den exakten Wert darstellt, welcher mit Hilfe eines numerischen Modells ermittelt wurde. Er liegt nahe bei dem durch analytische Herleitung erhaltenen Wert für runde Lager nach Tsai, Kelly (2001).

In der folgenden Abschätzung wird die maximale Schubverzerrung  $\varepsilon_{c,max} = 1,1$  für Lager mit einem üblichen Formbeiwert  $S = 10$  und einer mittleren Pressung  $p_z = 10 \text{ N/mm}^2$  verwendet. Die Abschätzung liegt damit für Lager mit größeren Formbeiwerten auf der sicheren Seite. Die angenommene mittlere Pressung entspricht der Pressung unter Gebrauchslasten (grob 2/3 der Last) bei einer üblichen Dimensionierung von Lagern auf eine Pressung von  $p_z = 15 \text{ N/mm}^2$ . Für den bei der Berechnung von  $\varepsilon_{c,max}$  verwendete Schubmodul  $G$  wird konservativ jener Wert angenommen, der sich aus Abb. 3-23 für den schwächsten Punkt im Lager ergibt. Diese liegt etwa dort, wo die maximale Gesamtschubverzerrung  $\varepsilon_{max}$ , bestehend aus einem Verzerrungsanteil aus Kompression nach Gleichung (7-7) und einem aus Horizontalverformung nach Gleichung (7-5), auftritt; der hierzu verwendete Schubmodul muss deshalb durch iterative Wiederholung der hier beschriebenen Abschätzung ermittelt werden.

Durch diese Vorgehensweise wird die Verteilung der Schubverzerrung infolge Kompression an der Ober- und Unterseite der Elastomerschicht ermittelt. Die Verzerrung über die Höhe der Schicht kann nach Tsai, Kelly (2001) unter Annahme einer kubischen Verformungskurve ermittelt werden. Dabei zeigt die Veränderung der Verzerrung einen linearen und zur Mittelebene symmetrischen Verlauf. In der Mittelebene jeder Schicht ist die Verzerrung infolge Kompression gleich null.

Durch Vektoraddition der Verzerrungsvektoren aus Kompression in beiden horizontalen Richtungen und des Verzerrungsvektors aus Schubverformung wird die Gesamtverzerrung jedes Elements und damit die lokale Steifigkeit ermittelt. Die dabei ermittelten Verteilungen der Verzerrungsanteile werden vereinfachend unter Annahme einer konstanten Schubsteifigkeit bestimmt, was für die Abschätzung des Fehlers ausreichend ist.

Das Verhältnis der Steifigkeiten (mit und ohne Berücksichtigung der Verzerrung durch Kompression) für horizontale Lagerverformungen bis 150 % der Lagerhöhe wird in Abb. 7-17 dargestellt. Das Verhältnis der Schubmodule  $G_{mittel} / G(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$  verdeutlicht die Reduktion des Schubmoduls des Lagers infolge Berücksichtigung der Verzerrung aus Kompression. Bei kleiner Horizontalverformung eines Lagers zeigt die Abschätzung eine Verringerung der Steifigkeit des Lagers um etwa 30 %. Für Horizontalverformungen  $\varepsilon_h > 10 \%$  beläuft sich der Fehler durch Vernachlässigung des Einflusses aus Kompression bereits auf weniger als 12 % und kann deshalb für die Bemessung der horizontalen Lagersteifigkeit nach Gleichung (7-14) vernachlässigt werden. Die Bestimmung des Schubmoduls des Elastomers  $G(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$  erfolgt ausschließlich unter Berücksichtigung des Schubanteils aus Horizontalverformung anhand des Diagramm aus Abb. 3-23.

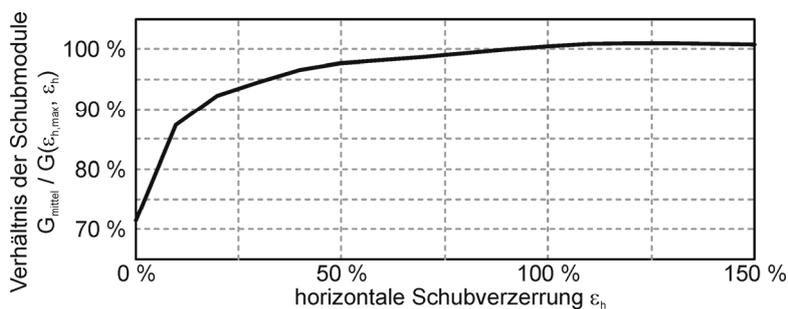


Abb. 7-17: Verhältnis der mittleren effektiven Schubmodule des Lagers nach Gleichung (6-4) mit/ohne Berücksichtigung der Schubverzerrung aus Kompression in Abhängigkeit von der horizontalen Schubverzerrung  $\varepsilon_h$  des Lagers

Der folgende vereinfachte Ansatz ist damit zulässig:

$$K_h(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h) = \frac{G(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h) \cdot A}{t_r} \quad (7-8)$$

Die Gleichung gibt die horizontale Steifigkeit  $K_h$  fixierter Lagern ohne Berücksichtigung des Abrollens (siehe Gleichung (7-2)) und ohne Verminderung der Steifigkeit durch eine Reduk-

tion der horizontalen Stabilität (in Folge von Vertikallasten, siehe Gleichungen (7-3) und (7-4)) an.

Diese Bemessung der Lagersteifigkeit  $K_h$  nach Gleichung (7-8) wird durch die Versuche in 6.2.3 sehr gut bestätigt. In den Versuchen konnte allerdings auch gezeigt werden, dass bei dem hier verwendeten Elastomer darüber hinaus eine Abhängigkeit des Schubmoduls von der Kompression (durch Erhöhung der inneren Reibung des Materials) besteht. Je kleiner die Horizontalverformungen, desto größer ist dieser zusätzliche Einfluss auf die Steifigkeit; wie Versuche von Toopchi-Nezhad et al. (2007) und Ashkezari et al. (2008) zeigen, ist dies nicht bei allen Elastomeren zu beobachten.

#### 7.1.4 Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung und der Anzahl der Bewehrungslagen auf die horizontale Steifigkeit

Nach den allgemein üblichen Annahmen zur mechanischen Funktionsweise von Elastomerlagern mit linear elastischem Material beeinflusst die Steifigkeit und die Anzahl der Bewehrungslagen nur die vertikale Steifigkeit der Lager, nicht aber die horizontale Steifigkeit (abgesehen von der Verminderung der horizontalen Stabilität siehe 7.1.2). Zur Kontrolle der Anwendbarkeit dieser Annahmen wurden in einer Parameterstudie die beiden Einflüsse variiert (siehe Abb. 7-18). Die numerischen Ergebnisse zeigen, dass einzig der Schubmodul des Elastomers (konstanter Schubmodul des Neo-Hooke-Modells) die Steifigkeit der Lager beeinflusst; die Annahmen für die Bemessung der Lager sind demnach korrekt.

Dies wird auch durch den Vergleich der Belastungsversuche der Lager Typ 1 und Typ 2 (siehe Abb. 6-12 und Abb. 6-13) bestätigt; die unterschiedliche Schichtdicke beeinflusst auch hier die Steifigkeit nicht.

Abb. 7-18 zeigt, dass das Abrollen der Lager von den Belastungsflächen den effektiven Schubmodul  $G_{eff}$  mit zunehmender Auslenkung vermindert, wie in bereits in 7.1.1 beschrieben.

Das Verkrümmen der Bewehrungslagen durch horizontale Verformung trotz beidseitiger Fixierung der Lager (siehe Tsai, Kelly (2005)) spielt nur bei biegesteifer (Stahl-) Bewehrung eine Rolle für die Steifigkeit. Selbst bei fixierten, stahlbewehrten Lagern ist der Einfluss jedoch relativ gering und wird hier nicht näher betrachtet.

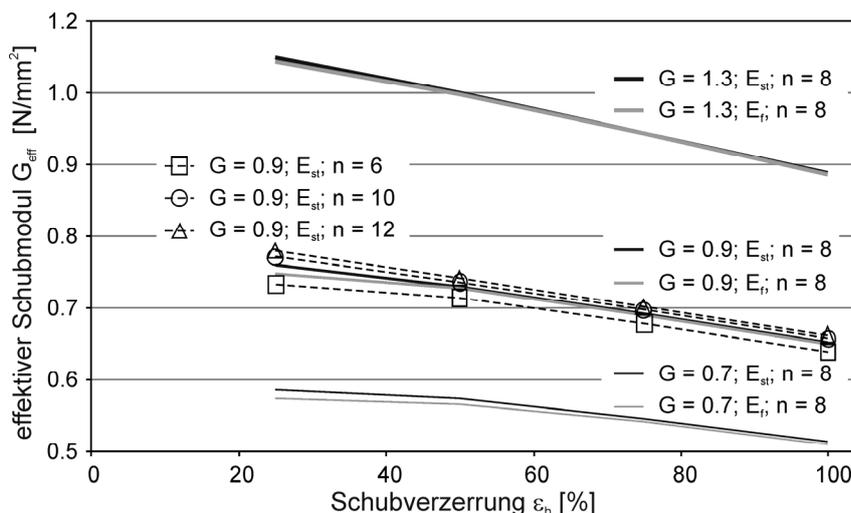


Abb. 7-18: Verifizierung des Einflusses der Steifigkeit der Stahlbewehrung  $E_{st}$  bzw. der Faserbewehrung  $E_f$  ( $E_{st} = 210 \text{ kN/mm}^2$ ,  $t_{st} = 3,0 \text{ mm}$ ;  $E_f = 10700 \text{ N/mm}^2$ ,  $t_f = 0,4 \text{ mm}$ , linear elastische) und der Anzahl  $n$  der Bewehrungslagen; Seitenlänge  $a = 180 \text{ mm}$ ; Elastomerhöhe  $t_r = 42 \text{ mm}$ ; nicht fixiertes Lager mit Abrollen; Elastomer mit Neo-Hooke-Modell  $G = 0,7 / 0,9 / 1,3 \text{ N/mm}^2$

### 7.1.5 Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die horizontale Steifigkeit

Drei wesentliche Einflüsse auf die horizontale Steifigkeit von Elastomerlagern, welche derzeit nicht in den Normen berücksichtigt werden, konnten identifiziert und analytisch beschrieben werden:

- Das Abrollen nicht fixierter Lager von den Belastungsflächen hat starken Einfluss auf die Steifigkeit der Lager und kann durch die vorgestellte Gleichung (7-2) gut berücksichtigt werden. Die Übereinstimmung mit den Verformungsversuchen ist sehr gut.
- Der Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Steifigkeit kann durch die Gleichungen (7-3) und (7-4) bestimmt werden. Dies führt zu einer wesentlich genaueren Bestimmung der Steifigkeit, welche durch numerische Berechnungen bestätigt werden konnte. Entsprechende Belastungsversuche sind noch durchzuführen.
- Durch die Untersuchungen konnte - in guter Übereinstimmung mit den Versuchen - der extreme Einfluss des nichtlinearen Schubmoduls des Elastomers auf die Steifigkeit der Lager gezeigt werden. Ein praxisgerechtes Bemessungskonzept wurde in 7.1.3 vorgestellt.

## 7.2 Bemessung der horizontalen Dämpfung von Elastomerlagern

Die Bestimmung der horizontalen Dämpfung von Elastomerlagern ist bei der Verwendung der Lager als Dämpfungselemente in dynamischen Prozessen wichtig, wie z.B. bei Erdbendämpfungssystemen. Bisher bieten die gültigen Normen keinen Ansatz zur analytischen Bestimmung der relativen viskosen Dämpfung.

### 7.2.1 Einfluss der horizontalen Verformung und des Abrollens auf die horizontale Dämpfung

Lager, welche nicht an den Belastungsflächen fixiert sind, haben eine geringere Steifigkeit als baugleiche, jedoch fixierte Lager (siehe 7.1.1). Die abrollenden Bereiche der Lager werden einer geringeren Schubverformung unterzogen. In diesen Bereichen wird weniger elastische Energie gespeichert; gleichzeitig ist die Rückstellkraft  $F_x$  geringer.

Wird ein Bereich weniger verzerrt, so wird in diesem Bereich des Lagers auch weniger plastische Energie umgesetzt. Es kann deshalb vermutet werden, dass der Maximalwert der Rückstellkraft und die innere Arbeit eines Zyklus durch das Abrollen in gleicher Weise verringert werden. Betrachtet man Gleichung (3-1), so dürfte damit das Abrollen der Lager keinen Einfluss auf die relative viskose Dämpfung  $\xi$  haben.

Da die Schubverzerrung im Elastomer etwa der horizontalen Verzerrung der Lager entspricht, also kaum von der Verzerrung durch Vertikallast beeinflusst wird (siehe 7.1.3), würde die Dämpfung der Lager gleich sein der Dämpfung des Materials im Materialversuch bei entsprechender Verzerrung. Trifft diese Hypothese zu, könnte die Dämpfung der Lager direkt aus dem Dämpfungsdiagramm der Materialversuche (siehe Abb. 3-25) abgelesen werden.

Zur Überprüfung der Hypothese wurden verschiedene numerische Modelle mit und ohne Fixierung, mit unterschiedlicher Seitenlänge, Höhe und Anzahl der Bewehrungslagen und mit verschiedenen Materialmodellen untersucht (Tab. 7-3):

Material fixiert Modell	$n$ [/]	$F_z$ [kN]	$\varepsilon_h$ [/]	$\xi$ Verhältnis [/]	
07	8	250	0.25	1,01	
07	8	250	0.50	1,10	
07	8	250	1.00	1,21	
07	x	8	375	1.00	1,16
07a	8	250	0.50	1,10	
07a	8	250	0.50	1,19	
09	x	8	188	0.50	1,04
09	x	8	188	1.00	1,03
09		17	250	0.50	1,00
09		17	250	1.00	1,07
09	x	8	250	0.50	1,04
09	x	8	250	1.00	1,02
Mittelwert				1,09	
Standardabweichung				0,07	
Variationskoeffizient				0.07	

Tab. 7-3: Verhältnis der relativen viskosen Dämpfung verschiedener Lagermodelle zur Dämpfung des Materialmodells des Elastomers alleine

Die Ergebnisse in Abb. 7-15 zeigen deutlich, dass die Dämpfung der Lagermodelle sehr nahe bei der Dämpfung der Materialmodelle alleine liegt. Bei großen Vertikallasten und bei großen Verformungen werden bei den Lagermodellen teilweise höhere Dämpfungswerte ermittelt. Dies hängt damit zusammen, dass die Modelle in diesen Belastungszuständen zu Hourglassing neigen; auch geringes Hourglassing führt bereits zu einer zusätzlichen inneren Arbeit und damit zu erhöhter Dämpfung.

Weiter wird die Hypothese durch die Ergebnisse der Belastungsversuche in Abb. 6-21 bis Abb. 6-24 bestätigt. Bei allen Lagern (Typ 1 bis 4) sind die extrapolierten Kurven für  $p_z = 0$  nahezu identisch. Die Dämpfung ist also nicht von der Geometrie und damit auch nicht vom Abrollen abhängig.

### 7.2.2 Einfluss des Elastomers auf die horizontale Dämpfung

Zur Bestimmung der Lagerdämpfung anhand von Materialkennwerten ist zu klären, wie direkt die Dämpfung des Elastomers mit dem Lagerverhalten zusammenhängt. Dazu werden die Ergebnisse der Materialversuche jenen der Lagerversuche gegenübergestellt.

Die Abbildungen der Versuchsergebnisse der horizontalen Dämpfung der Lager (siehe Abb. 6-21 bis Abb. 6-24) zeigen, dass die Kurven für Pressung  $p_z = 0$  bei Verformungen größer 50 % der Höhe sehr gut den Werten aus den Materialversuchen entsprechen. Bei kleineren Verformungen liegen die Werte über jenen des Materials.

Für größere Pressungen nehmen die Dämpfungswerte der Lager stark zu. Dies zeigt deutlich, dass für die Bestimmung der Lagerdämpfung die ermittelten Materialdaten (siehe Abb. 3-25) nicht ausreichend sind. Die Bestimmung der Materialdämpfung sollte in Abhängigkeit von der Pressung durchgeführt werden.

Die Verhältnisse der Dämpfungswerte der untersuchten Lagermodelle zu den Dämpfungswerten der jeweiligen Materialmodelle liegen nahe 1,0 (siehe Tab. 7-3). Die nichtlineare Abhängigkeit der Dämpfung von der Verzerrung, wie sie bei den Materialmodellen zu sehen ist (siehe 4.2.2), kann demnach direkt auf die Lager übertragen werden. Eine direkte Bestimmung der Lagerdämpfung anhand entsprechender Materialdaten (unter Berücksichtigung der Pressung) ist deshalb möglich.

### 7.2.3 Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Dämpfung

Die äquivalente viskose Dämpfung von Elastomerlagern für eine gegebene horizontale Verformungsamplitude ist abhängig von der bei der Verformung verrichteten Arbeit und der dabei auftretenden maximalen Horizontalkraft.

Vom mechanischen Gesichtspunkt aus wird die maximale Horizontalkraft eines Verformungszyklus verringert, je näher die Vertikallast der kritischen Knicklast  $P_{crit}$  nach Gleichung (2-18) kommt, bis hin zum Knickversagen. Bei üblichen Lagerabmessungen liegt die kritische Knicklast jedoch weit über den auftretenden Lasten. Es tritt deshalb nur in Extremfällen eine Verringerung der horizontalen Steifigkeit durch Vertikallasten auf. Bei den in 6.2.5 vorgestellten Ergebnissen der Lagerversuche hat dieser Effekt nur bei Lagertyp 4 bei großen Pressungen einen relevanten Einfluss. Verringerung der Stabilität infolge von Vertikallasten ist deshalb bei der Bestimmung der Dämpfung im Allgemeinen zu vernachlässigen.

Auf der Materialebene hat die Vertikallast, wie in 6.2.5 beschrieben, durch Erhöhung der maximalen Horizontalkraft in Folge einer erhöhten inneren Reibung (siehe Abb. 6-19) einen verminderten Einfluss auf die Dämpfung. Gleichzeitig wird damit jedoch auch die verrichtete innere Arbeit eines Verformungszyklus erhöht. Die Darstellungen des einfachen Reibungs-Feder-Modells des Materials in Abb. 6-19 und des Kraft-Verformungs-Diagramms in Abb. 6-27 zeigen deutlich, dass der Einfluss der Erhöhung der inneren Arbeit auf die Dämpfung weitaus überwiegt. Um dem Rechnung zu tragen, ist nach ÖNORM EN 15129 (2010) bei der Messung der horizontalen Dämpfung am Lager die tatsächlich auftretende Vertikallast aufzubringen ( $\pm 10\%$ ).

Der Grad der Steigerung der inneren Reibung durch die Pressung hängt stark vom verwendeten Elastomer ab und ist in weiterführenden Materialversuchen zu untersuchen.

### 7.2.4 Einfluss der Faserbewehrung auf die horizontale Dämpfung

Die Steifigkeit der Bewehrungslagen hat kaum Einfluss auf die horizontale Steifigkeit der Lager. Die durch die Bewehrung verrichtete Arbeit verstärkt jedoch die Dämpfung der Lager. Im Gegensatz zu Stahlbewehrung wird bei der zyklischen Beanspruchung von Gewebewehrung eine nicht unwesentliche Arbeit verrichtet (siehe 3.9 und Moon et al. (2002)).

Folgende Anteile der zusätzlich zu der im Elastomer verrichteten Arbeit sind denkbar:

- Arbeit in der Verbundfuge
- Arbeit bei der Biegung der Gewebe („Verwerfungsmoment“ siehe Kelly (1999))
- Arbeit beim Zug der Gewebe

Aufgrund der guten Haftung zwischen Elastomer und Gewebe konnte in keinem der Versuche ein Versagen der Verbundfuge beobachtet werden; die Gewebe konnten bis an ihre maximale Zugfestigkeit beansprucht werden, ohne dass ein vorheriges Lagerversagen auftrat. Aus diesem Grund kann davon ausgegangen werden, dass zwischen Gewebe und Elastomer kein Schlupf auftritt, welcher innere Reibung zu Folge hätte.

Die von Kelly (1999) und anderen beschriebene Verwerfung der horizontalen Bewehrungslagen kann zu einer gegenseitigen Längsverschiebung der Fasern und damit zu zusätzlicher Reibung führen. Allerdings ist die in den Geweben auftretende Biegung hierbei so gering, dass der Anteil der Arbeit kaum nennenswert sein dürfte. Bei der Biegung, welche durch das Abrollen von Lagern hervorgerufen wird, sind die Krümmungsradien wesentlich geringer und die Relativverschiebungen dadurch größer. Allerdings ist in diesen Bereichen der Lager die Pressung normal auf die Fasern sehr gering, wodurch nur unwesentliche Reibungsarbeit verrichtet wird. Der Effekt wurde hier nicht weiter untersucht.

Im Folgenden wird jener Anteil der Arbeit im Gewebe bestimmt, welcher durch zyklische Zugbeanspruchung hervorgerufen wird: Bei der vertikalen Belastung von Elastomerlagern

werden die Bewehrungslagen auf Zug beansprucht (siehe 2.3.2), wobei die Zugbeanspruchung im Zentrum der Lager am größten ist und zum Rand hin bis auf null abnimmt. Bei horizontal verformten Lagern sind hauptsächlich jene Lagerbereiche an der vertikalen Lastabtragung beteiligt, welche im Bereich der Überlappung der Belastungsflächen liegen (siehe Abb. 7-20). Es erfolgt eine Umlagerung der Zugkräfte im Gewebe (siehe Abb. 7-19).

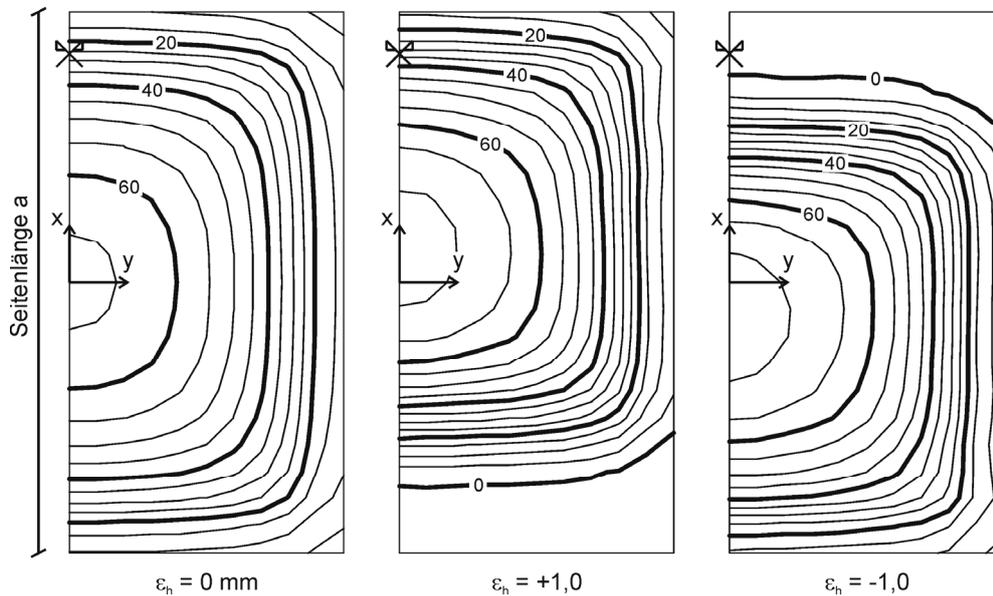


Abb. 7-19: Verteilung der Normalkraft [N/mm] in x-Richtung in der dritten von  $n = 8$  Membranschichten; Dimensionen Lager 3: Seitenlänge  $a = 180$  mm; Höhe  $t_r = h = 42$  mm; Vertikallast  $F_z = 250$  kN; horizontale Verformungsamplitude in x-Richtung = 45 mm, d.h.  $\varepsilon_n = 1,0$  (nur eine Hälfte dargestellt)

Die maximale und minimale Zugkraft jedes Membranelements für einen kompletten horizontalen Verformungszyklus in positiver und negativer Richtung kann durch Auswertung von numerischen Berechnungen für einzelne Lagermodelle bestimmt werden. Durch die Materialversuche wurden der E-Modul und die relative viskose Dämpfung der Gewebe bei einaxialer zyklischer Zugbeanspruchung in Abhängigkeit der maximalen Normalkraft  $n_{max}$  und einer Lastschwankung  $\Delta n$  bestimmt. Daraus lässt sich für jedes Membranelement die Verformungsamplitude und über die Dämpfung die im Gewebe verrichtete Arbeit ermitteln. Da in den Lagermodellen die Bewehrung anhand eines linear elastischen Materialmodells abgebildet wird, kann die verrichtete Arbeit nicht direkt aus der Reaktionskraft des jeweiligen Lagers in der numerischen Berechnung bestimmt werden.

Im Folgenden werden die Ergebnisse mehrerer Modelle ausgewertet und gegenübergestellt, wodurch eine Abschätzung des Betrags der in den Gewebelagen durch Schwankungen der Zugkräfte verrichtete Arbeit im Vergleich zur jener im Elastomer verrichteten Arbeit möglich ist.

Jede Bewehrungslage der numerischen Modelle ist in  $20 \times 20$  Membranelemente geteilt. Simuliert wird eine Belastung mit konstanter Vertikallast und zyklischer horizontaler Verformung. Aus den numerischen Ergebnissen lassen sich für jedes Membranelement ausgehend von den Normalkräften in jeder Richtung folgende Werte ermitteln:

- Normalkraft  $n_0$  ohne horizontale Verformung (nur Vertikallast)
- Normalkraft  $n_1$  bei horizontaler Verformung in positive Richtung mit  $v_x = v_{x,max}$
- die Extrema  $n_{min,1}$ ,  $n_{max,1}$  dieser beiden Werte
- der Reduktionswert  $\Delta_1 = (n_{max,1} - n_{min,1}) / n_{max,1}$
- Normalkraft  $n_2$  bei horizontaler Verformung in positive Richtung mit  $v_x = -v_{x,max}$

- die Extrema  $n_{min,2}$ ,  $n_{max,2}$  aus  $n_2$  und  $n_0$
- der Reduktionswert  $\Delta_2 = (n_{max,2} - n_{min,2}) / n_{max,2}$
- die E-Module  $E_1$  und  $E_2$ , die den Maximalwerten der Normalkraft  $n_{max,1}$  und  $n_{max,2}$  sowie den Reduktionswerten  $\Delta_1$  und  $\Delta_2$  zugeordnet sind (siehe Abb. 3-36)
- die relative viskose Dämpfung  $D_1$  und  $D_2$ , die den Maximalwerten der Normalkraft  $n_{max,1}$  und  $n_{max,2}$  sowie den Reduktionswerten  $\Delta_1$  und  $\Delta_2$  zugeordnet sind (siehe Abb. 3-37)

Mit Gleichung (7-10), welche durch Umstellung von Gleichung (3-1) entsteht, lassen sich für jedes Membranelement die Beträge der Arbeit errechnen, welche bei der Lagerverformung von  $v_x = 0 \rightarrow v_x = +v_{x,max} \rightarrow v_x = 0$ , bzw. bei der Verformung  $v_x = 0 \rightarrow v_x = -v_{x,max} \rightarrow v_x = 0$  aufgrund der Zugbeanspruchung als innere Reibung im Gewebe verrichtet werden. Führt man dies für die Normalkräfte in x- und y-Richtung durch und summiert die Werte aller Membranelemente auf, so erhält man die gesamte Arbeit  $E_{m,ges}$ , welche im Gewebe durch Zugbeanspruchungen in den Gewebelagen während eines Verformungszyklus verrichtet wird.

$$W_i = \frac{1}{2} \cdot \xi_i(n_{max,i}, \Delta_i) \cdot \pi \cdot \Delta_i^2 \cdot n_{max,i}^2 \cdot \frac{L \cdot B}{E_i(n_{max,i}, \Delta_i)} \tag{7-9}$$

Die innere Arbeit  $W_i$  eines Membranelements  $i$  (für die Zugkraft in einer Richtung) errechnet sich mit der Länge  $L$  und der Breite  $B$  eines Membranelements.

Die Gegenüberstellung der Anteile der Arbeit von Elastomer und Gewebe verschiedener Modelle ist in Tab. 7-4 dargestellt. Die im Elastomer verrichtete Arbeit ist kaum von der vertikalen Pressung und der Anzahl der Bewehrungslagen abhängig, sondern hauptsächlich von der Dämpfung des Elastomers, der Grundrissfläche und der horizontalen Verzerrung  $\epsilon_h$ . Die im Gewebe verrichtete Arbeit ist stark von der Pressung abhängig; eine Veränderung der Anzahl der Bewehrungslagen verändert die gesamte im Gewebe verrichtete Arbeit nur gering (Dämpfung und E-Modul abhängig von  $n_{max}$ ), sie wird nur auf mehr Lagen verteilt.

Lager	Elastomer Modell	a mm	t <sub>r</sub> mm	n /	fixiert	F <sub>z</sub> kN	ε <sub>h</sub> /	W <sub>e</sub> kNmm	W <sub>f</sub> Nmm	W <sub>f</sub> / W <sub>e</sub> %
1	el_tn_07	180	42	8		250	0,25	92	59	0,06
2	el_tn_07	180	42	8		250	0,50	192	220	0,11
3	el_tn_07	180	42	8		250	1,00	391	755	0,19
4	el_tn_07a	180	42	8		250	0,50	353	219	0,06
5	el_tn_07a	180	42	8		250	1,00	728	784	0,11
6	el_tn_09	180	42	8	x	188	0,50	244	224	0,09

Tab. 7-4: Übersicht der inneren Arbeit verschiedener Lagermodelle: Arbeit im Elastomer  $W_e$  verglichen mit Arbeit im Gewebe  $W_f$

Selbst für etwa dreifache Pressungen  $p_z = 20 \text{ N/mm}^2$  wäre bei allen untersuchten Modellen die Anteile der im Gewebe durch Änderung der Zugspannungen verrichteten Arbeit weniger als 1 % der gesamten im Lager verrichteten Arbeit. Sollte sich in weiteren Versuchen zeigen, dass faserbewehrte Elastomerlager eine wesentlich höhere Dämpfung aufweisen als stahlbewehrte, so wäre zu untersuchen, ob:

- die in den Materialversuchen gemessenen Verteilungen von E-Modul und Dämpfung der Gewebe aus einaxialen Zugversuchen das Verhalten der Gewebe unter Pressung senkrecht auf die Bewehrungsebenen abbilden und ob
- die Dämpfungsanteile aus der Biegung der Gewebe wirklich zu vernachlässigen sind.

### 7.2.5 Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die horizontale Dämpfung

Die wesentlichen Einflüsse auf die horizontale Dämpfung von Elastomerlagern wurden untersucht, konnten jedoch auf dem derzeitigen Stand der Untersuchungen nur teilweise ausreichend beschrieben werden:

- Es konnte gezeigt werden, dass der Effekt des Abrollens nicht fixierter Lager von den Belastungsflächen keinen Einfluss auf die Dämpfung der Lager hat.
- Es wurde durch Versuche gezeigt, dass eine Bestimmung der Dämpfung ohne Belastungsversuche allein aus Materialdaten möglich ist. Da die vertikale Pressung starken Einfluss auf die im Material verrichtete innere Arbeit hat, sind hierzu allerdings noch weitere Materialversuche in Abhängigkeit von der Pressung nötig.
- Durch eine Abschätzung konnte, basierend auf den Daten aus Zugversuchen an Gewebeproben, gezeigt werden, dass der Anteil der im Gewebe verrichteten inneren Arbeit an der gesamten im Lager verrichteten Arbeit mit weniger als 1 % sehr gering ist. Die zusätzlichen Einflüsse aus Pressung senkrecht zur Bewehrungsebene und aus Biegeverformungen des Gewebes wurden hierbei nicht berücksichtigt.

## 7.3 Bemessung der vertikalen Steifigkeit von Elastomerlagern

Bei der Betrachtung der vertikalen Steifigkeit von Lagern sind zwei Aspekte zu unterscheiden. Die Sekantensteifigkeit ist heranzuziehen, um die absolute vertikale Verformung zu bestimmen. Differenzen der vertikalen Verformung von Bauteilen müssen über den Aufbau ausgeglichen werden.

Wesentlich wichtiger für die Bemessung ist im Allgemeinen die tangentielle Steifigkeit bzw. (präziser) die partielle Sekantensteifigkeit in Abhängigkeit von der Vertikallast und der horizontalen Verformung. Damit kann die vertikale Differenzverformung infolge Veränderungen der Vertikallast für verschiedene Gebrauchszustände bzw. für Schwingungsbelastungen bestimmt werden.

### 7.3.1 Einfluss der Geometrie auf die vertikale Steifigkeit

Die vertikale Steifigkeit horizontal unverformter Lager ist von den Seitenlängen des Lagers, dem Abstand der Bewehrungslagen und den Steifigkeiten der Materialien abhängig. Die stark nichtlineare Steifigkeit von Faserbewehrung hat hier großen Einfluss.

Die wesentlichen geometrischen Einflüsse sind in den Gleichungen (6-1) und (6-2) erfasst.

### 7.3.2 Einfluss der horizontalen Auslenkung auf die vertikale Steifigkeit

Die horizontale Verformung  $v_x$  geht in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) nicht in die Berechnung der vertikalen Verformung ein:

$$v_z = \frac{V_z \cdot t_r}{A} \cdot \frac{1}{E_{c,ges}} \quad (7-10)$$

wobei  $E_{c,ges}$  nach (6-3) zu bestimmen ist.

Dieser vereinfachte Ansatz geht von einer linearen Abhängigkeit zwischen Vertikallast und vertikaler Verformung und damit von einer konstanten Steifigkeit aus. Im Weiteren soll zuerst die vertikale Sekantensteifigkeit durch Untersuchung der absoluten vertikalen Verformung betrachtet werden und danach die tangentielle Steifigkeit durch Betrachtung von Relativverformungen unter Lastschwankungen im horizontal verformten Zustand.

### 7.3.2.1 Vertikale Sekantensteifigkeit

Der Ansatz der vertikalen Steifigkeit nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) vernachlässigt, dass beim horizontal verformten Lager fast ausschließlich jene Bereiche des Lagers vertikale Lasten abtragen, welche im Überlappungsbereich der oberen und unteren Lagerfläche liegen (siehe Abb. 7-20). Vereinfachend kann die Überlappungsfläche eines quadratischen horizontal verformten Lagers wiederum als nahezu quadratisch angenommen werden. Setzt man nur die Lagerabschnitte im Überlappungsbereich als lastabtragend an, so müssen die beiden folgenden Verhältniswerte für jeden horizontalen Verformungszustand gleich sein:

- Das Verhältnis der Zunahme der vertikalen Verformung durch horizontale Auslenkung  $v_x$  zur vertikalen Verformung ohne horizontale Verformung:  $(v_z(v_x) - v_z(0)) / v_z(0) = v_{z,rel}(v_x) / v_z(0)$
- Das Verhältnis der Grundrissfläche zur überlappenden Fläche:  $A / A_r$

Da es sich jeweils um Verhältniswerte handelt, ist die Betrachtung für nicht abrollende Lager mit linear elastischen Materialien unabhängig von dem Absolutwert der Vertikallast. Allerdings liegen im Elastomer zwei verschiedene Verzerrungszustände vor - Schubverzerrung und Zug-Druck-Verzerrung (siehe Abb. 7-20). Per Definition ist die Schubsteifigkeit des hyperelastischen Neo-Hooke-Materialmodells selbst bei großen Verformungen konstant. Damit kann die Gleichgewichtsbedingung der Verzerrungsenergie im Materialmodell nur erfüllt werden, wenn die Steifigkeit für Zug-Druck-Verzerrungen nichtlinear ist. Aus dieser Überlegung ergibt sich über die schrägen Druck- und Zugkräfte, wie in Abb. 7-20 dargestellt, trotz konstanter Schubsteifigkeit ein geringer nichtlinearer Anteil der Materialsteifigkeit.

Die genannten Verhältniswerte sind in Abb. 7-21 für Lager verschiedener Seitenlänge  $a = 144$  bis  $270$  mm, mit  $n = 8$  Bewehrungslagen und für Verformungen bis  $\varepsilon_h = 1,0$  dargestellt. Eine Veränderung der Zahl der Bewehrungslagen hat nur geringfügigen Einfluss auf die Ergebnisse.

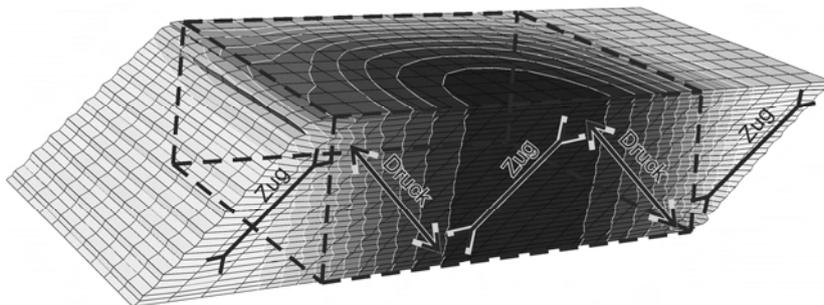


Abb. 7-20: Vertikale Spannung  $\sigma_z$  eines halben Lagers (dunkle Bereiche = hohe Druckspannung  $\sigma_z$ ); Darstellung der Überlappungsbereiche bei horizontaler Auslenkung

Folgende Schlüsse lassen sich für fixierte Lager ziehen:

- Der Einfluss der horizontalen auf die vertikale Verformung und damit auf die vertikale Sekantensteifigkeit ist mit Verhältnissen bis ca. 1,4 (bei 100 % horizontaler Verformung) erheblich und sollte in der Bemessung berücksichtigt werden.
- Die Reduzierung der Steifigkeit entspricht (vor allem für größere Horizontalverformungen) in etwa dem Verhältnis von überlappender Grundrissfläche zu voller Grundrissfläche

Daraus kann gefolgert werden:

$$v_z(v_x) = \frac{V_z \cdot t_r}{A_r} \cdot \frac{1}{E_{c,ges}} \quad (7-11)$$

mit  $A_r = A - v_x \cdot a$

$$K_v(v_x) = \frac{V_z}{v_z(v_x)} \quad (7-12)$$

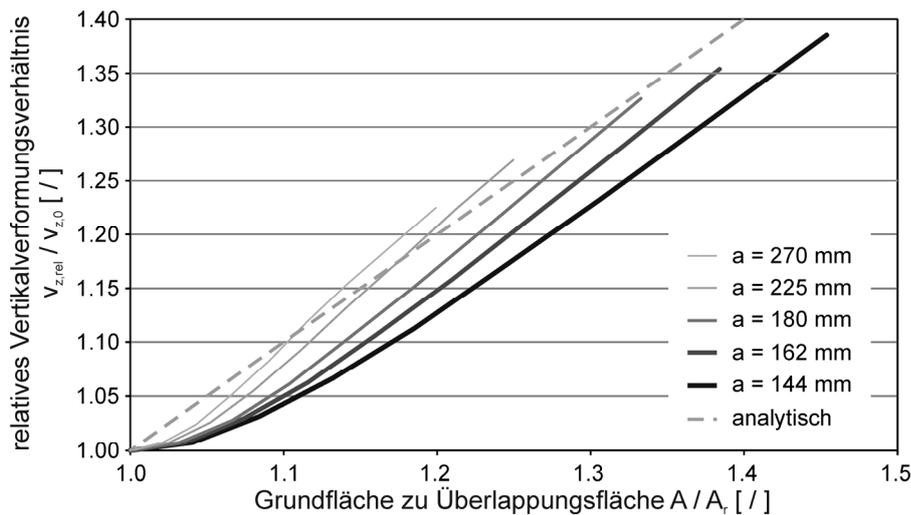


Abb. 7-21: Zusammenhang zwischen relativer Verformungsverhältnis  $v_{z,rel} / v_{z,0}$  zum Verhältnis der Grundrissfläche  $A$  zur Überlappungsfläche  $A_r = A - v_x a$ ; variable Seitenlänge;  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$ ; Elastomerhöhe  $t_r = 42 \text{ mm}$ ; Bewehrungslagen  $n = 8$  mit sehr hoher Steifigkeit, analytische Gerade nach Gleichung (7-12)

Der Einfluss der Vertikallast wurde anhand einer Parameterstudie mit Pressungen  $p_z = 3,8$  bis  $15,4 \text{ N/mm}^2$  an Lagern mit Seitenlänge  $a = 180 \text{ mm}$  und  $t_r = 42 \text{ mm}$  abgeschätzt ( $n = 8$ ;  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$ ). Abb. 7-22 zeigt die Ergebnisse der Studie. Dargestellt ist das relative Verformungsverhältnis (die vertikale Gesamtverformung unter horizontaler Auslenkung relativ zur Verformung ohne horizontale Auslenkung) abgetragen über das Verhältnis der vollen Grundfläche zur Überlappungsfläche.

Die strichpunktierte Linie entspricht Gleichung (7-12), d.h. der Annahme, dass die Sekantensteifigkeit im gleichen Verhältnis abnimmt wie die überlappende Grundrissfläche zur gesamten Grundrissfläche.

Die Ergebnisse liegen, mit Ausnahme jener bei sehr geringen Auflasten ( $p_z < 7 \text{ N/mm}^2$ ), relativ nahe beieinander. Es ist bemerkenswert, dass bei fixierten Lagern das relative Vertikalverformungsverhältnis mit zunehmenden Pressungen geringer ausfällt; bei den nicht fixierten (abrollenden Lagern) ist dies genau umgekehrt.

Diese Tatsache ist durch die Tendenz der nicht fixierten Lager zu erklären, welche bei geringen Auflasten über die Lagerkante zum Kippen neigen. Im Extremfall wird dadurch die vertikale Verformung bei zunehmender Horizontalverformung geringer. Generell nimmt bei den abrollenden Lagern die vertikale Verformung relativ zur Verformung  $v_z(v_x = 0)$  weniger zu. Dies ist in den fehlenden Zuganteilen der zugespitzten Lagerkanten (siehe Abb. 7-20) begründet, welche bei den abrollenden Lagern nicht aktiviert werden können; die Kippbewegung wird weniger behindert bzw. die Belastungsebenen werden weniger zueinander gezogen.

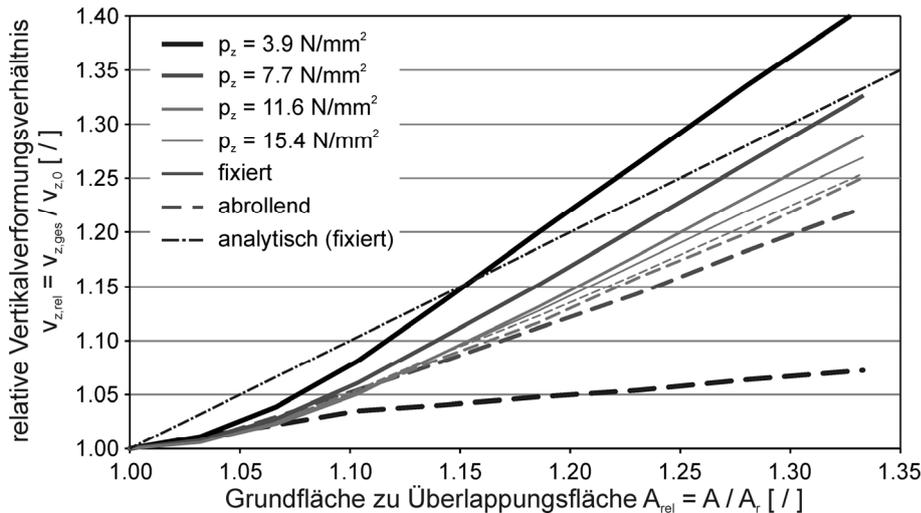


Abb. 7-22: Zusammenhang zwischen relativem Verformungsverhältnis  $v_{z,rel} / v_{z,0}$  zum Verhältnis der Grundrissfläche  $A$  zur Überlappungsfläche  $A_r = A - v_x a$ ; Variation der Pressung  $p_z = 3,9$  bis  $15,4$  N/mm<sup>2</sup>; Lagerdimensionen  $a = 180$  mm,  $t_r = 42$  mm,  $n = 8$ ,  $G = 0,9$  N/mm<sup>2</sup>

Aufgrund der damit verbundenen geringen Auflasten hat dieser Effekt für die Praxis kaum Relevanz. Je größer die Auflast in Abb. 7-23 gewählt wird, desto näher liegen die Verformungskurven von fixierten und nicht fixierten Lagern beieinander. Auch für abrollende Lager wird deshalb hier vorgeschlagen, die vertikale Sekantensteifigkeit in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$  nach den Gleichungen (7-11) und (7-12) zu bestimmen.

Wie Abb. 7-22 zeigt, liegen die Werte des relativen Vertikalverformungsverhältnisses  $v_{z,rel}$  für übliche Pressungen  $p_z = 3,9$  bis  $15,4$  N/mm<sup>2</sup> unter der nach Gleichung (7-12) bestimmten Geraden. Die aus der horizontalen Verformung resultierende Zunahme der Verformung bzw. Abnahme der Sekantensteifigkeit wird demnach überschätzt; die Bemessung liegt auf der sicheren Seite.

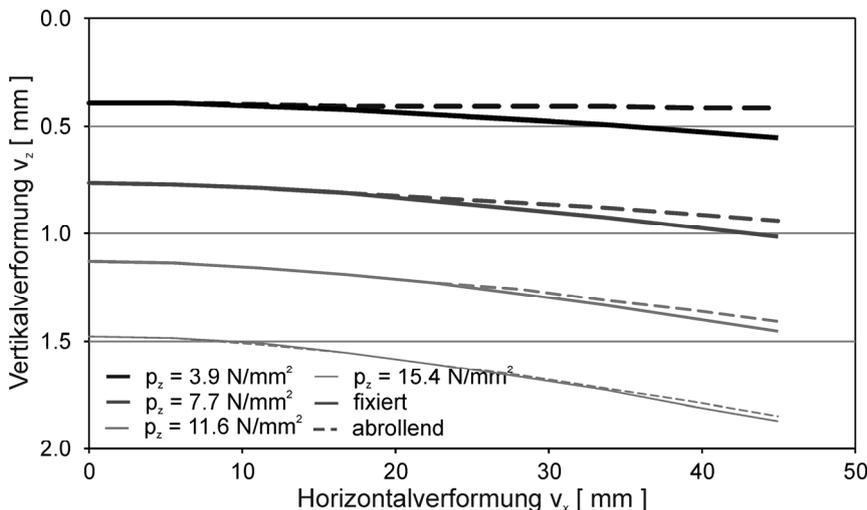


Abb. 7-23: Verformungen  $v_z$  in Abhängigkeit von der Verformung  $v_x$ ; Variation der Pressung  $p_z = 3,9$  bis  $15,4$  N/mm<sup>2</sup>; Lagerdimensionen  $a = 180$  mm,  $t_r = 42$  mm,  $n = 8$ ,  $G = 0,9$  N/mm<sup>2</sup>

In Abb. 7-23 ist weiter zu sehen, dass die Verformung näherungsweise linear mit der Auflast zunimmt. Dies konnte in den Versuchen mit Horizontalverformung nicht beobachtet werden (siehe 6.2.7). Der Grund dafür ist in den steuerungsbedingten Schwankungen der Vertikallasten zu suchen.

### 7.3.2.2 Vertikale Tangentensteifigkeit

Die Bemessung nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) unterscheidet nicht zwischen vertikaler Tangenten- und Sekantensteifigkeit, da die horizontale Verformung und Materialnichtlinearitäten unberücksichtigt bleiben. Die vertikale Steifigkeit von Lagern unter Schwankungen der Vertikallast wird anhand einer Parameterstudie mit Lagermodellen mit Neo-Hooke-Materialmodell (konstanter Schubmodul) untersucht.

Die Studie vergleicht fixierte und nicht fixierte Lagermodelle mit Seitenlänge  $a = 180$  mm, Höhe  $h = t_r = 42$  mm, Schubmodul  $G = 0,9$  N/mm<sup>2</sup> und einer Anzahl der Bewehrungslagen von  $n = 6, 8$  oder  $10$ . Verschiedene Vertikallastniveaus  $F_z = 125, 250$  und  $375$  kN wurden aufgebracht, die Lager bei konstanter Vertikallast horizontal um 50 % bzw. 100 % verformt und die Vertikallasten nochmals um 10 % gesteigert.

Abb. 7-24 zeigt eine typische Entwicklung der vertikalen Steifigkeiten dieser numerischen Berechnungen: Von geringen numerischen Abweichungen abgesehen, sind die Tangenten- und die Sekantensteifigkeiten für fixierte und abrollende Lager im ersten Lastschritt (Aufbringung der Vertikallast) nahezu identisch.

Wird das Lagermodell daraufhin unter konstanter Vertikallast horizontal ausgelenkt, so nimmt die Sekantensteifigkeit des fixierten Lagers wesentlich stärker ab, als jene des abrollenden Lagers (siehe 7.3.2.2).

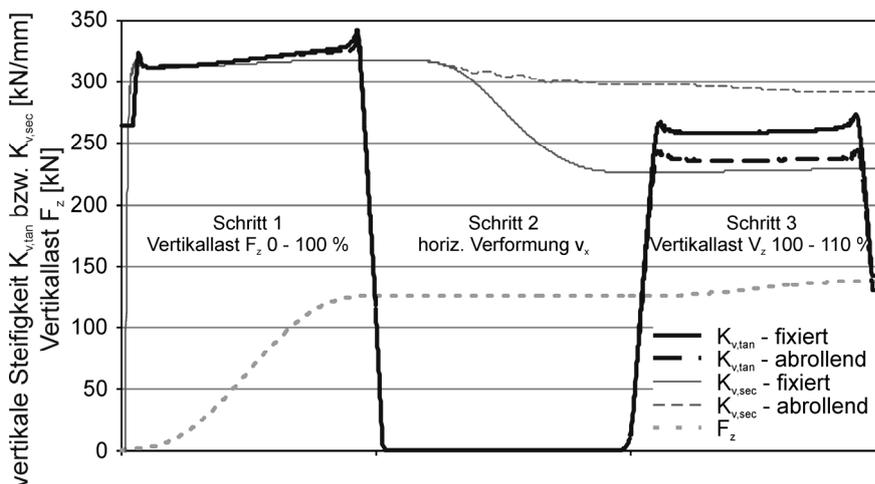


Abb. 7-24: Entwicklung der vertikalen Tangenten- und Sekantensteifigkeit über drei Belastungsschritte; Lagerdimensionen:  $a = 180$  mm,  $t_r = 42$  mm,  $n = 8$ ,  $G = 0,9$  N/mm<sup>2</sup>

Im dritten Lastschritt wurde bei konstanter Auslenkung die Vertikallast um 10 % gesteigert. Ein Vergleich der Tangentensteifigkeit im dritten Lastschritt mit jener im Ersten (relative Änderung der Tangentensteifigkeit) lässt folgende Aussagen zu:

- Je größer die horizontale Auslenkung, desto größer die relative Abnahme der Tangential- und Sekantensteifigkeit. Nur ein geringerer Teil der Belastungsflächen liegt übereinander und trägt so zur Lastabtragung bei (siehe Abb. 7-20).
- Die relative Abnahme der Tangentialsteifigkeit von unfixierten (abrollenden) Lagern infolge horizontaler Verformung ist größer als jene von fixierten Lagern. Mit der Tendenz der abrollenden Lager zum Kippen über die Kante werden die Belastungsflächen auseinandergedrückt. Dadurch ist ein geringerer Anteil der Belastungsflächen in Kontakt mit dem Lager; dies führt zu einer verringerten Steifigkeit.
- Je kleiner die Vertikallast, desto größer die relative Abnahme der Steifigkeit. Durch größere Vertikallast ist ein größerer Anteil der Belastungsflächen mit dem Lager in Kontakt; die Steifigkeit ist höher.

- Der Formbeiwert  $S$  hat zwar einen starken Einfluss auf den Absolutwert der Steifigkeit; die relative Abnahme der Tangentialsteifigkeit infolge Auslenkung wird, wie auch bei der Sekantensteifigkeit, davon jedoch nur vernachlässigbar beeinflusst (hier  $< 5\%$ ).
- Die tangentielle Steifigkeit ist für Verformungen von mehr als 50 % der Höhe  $t_r$  in etwa linear von der horizontalen Verformung  $v_x$  abhängig (siehe Abb. 7-26 und Abb. 7-27). Lediglich für kleinere Auslenkungen zeigt sich ein nichtlinearer Zusammenhang.

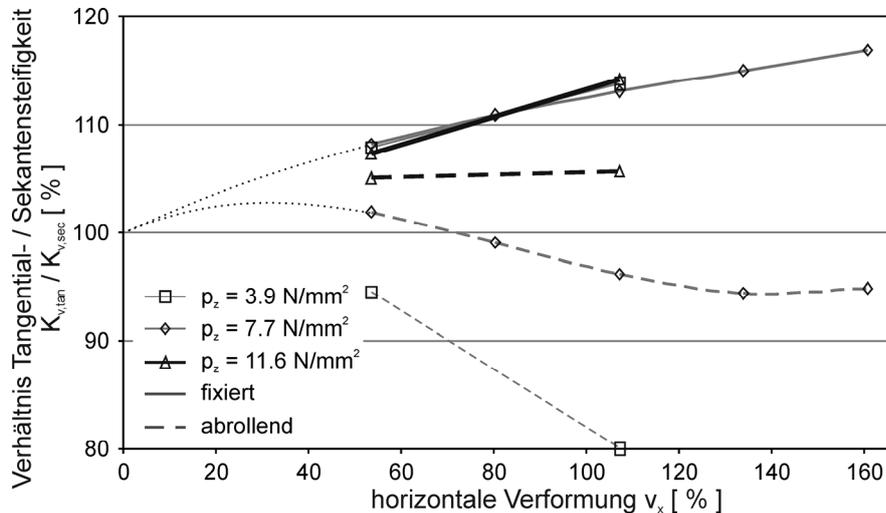


Abb. 7-25: Verhältnis von Tangentialsteifigkeit zu Sekantensteifigkeit  $K_{v,tan} / K_{v,sec}$  in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Lagerdimensionen:  $a = 180$  mm,  $t_r = h = 42$  mm;  $n = 8$  Bewehrungslagen, Schubmodul  $G = 0,9$  N/mm<sup>2</sup>

Die Betrachtung des Verhältnisses von Tangenten- zu Sekantensteifigkeit im horizontal verformten Zustand in Abb. 7-25 zeigt bei fixierten Lagern eine geringe Abhängigkeit von der Auflast. Der gleiche Verhältnisswert ist bei abrollenden Lagern geringer und nähert sich mit zunehmender Vertikallast jenem Verhältnis der fixierten Lager an; das oben beschriebene „Kippen über die Kante“ nimmt also mit der Vertikallast ab. Das geringste Seiten-zu-Höhen-Verhältnis von  $a / t_r = 4,3$  der hier untersuchten Modelle wird in der Praxis kaum unterschritten.

Für übliche Lagerabmessungen und Belastungen kann demnach als Näherung angenommen werden, dass die Tangentensteifigkeit nur 0 bis 20 % über der Sekantensteifigkeit liegt. Eine Abschätzung der Tangentensteifigkeit mit den Gleichungen (7-12) und (7-11) ist möglich, jedoch sehr ungenau.

In Abb. 7-26 und Abb. 7-27 wird die Veränderung der tangentialen Steifigkeit verschiedener Lager als Verhältnis der Steifigkeit bei  $v_x = 0$  zur Steifigkeit bei  $v_x = 0$  bis 160 % dargestellt. Die Pressungen  $p_z$  werden variiert. Es zeigt sich, dass die Steifigkeit relativ zum Anfangswert ohne Auslenkung bei größeren Pressungen weniger abnimmt. Dies ist bei abrollenden Lagern stärker ausgeprägt. Der teilweise treppenförmige Verlauf der Kurven bei abrollenden Lagern (z.B. bei Abb. 7-27,  $p_z = 4,0$  N/mm<sup>2</sup>) ist auf das ungleichmäßige Abrollen infolge der FE-Netzteilung in  $20 \times 20$  Elemente im Grundriss zurückzuführen.

Die hier dargestellten Kurven der fixierten Lager mit Pressungen  $p_z > 5$  N/mm<sup>2</sup> folgen weitgehend der analytischen Formulierung nach Kelly in Gleichung (2-15); der Einfluss der Vertikallast ist gering. Bei abrollenden Lagern wird die tangentielle Steifigkeit etwas zu hoch eingeschätzt. Durch das teilweise Ablösen des Kontakts ist die Steifigkeit dieser Lager vor allem bei kleinen Vertikallasten geringer; es ist eine stärkere Abhängigkeit von der Vertikallast gegeben.

Eine genauere analytische Bestimmung der vertikalen Tangentesteifigkeit scheint aufgrund der Schwierigkeiten der exakten Berücksichtigung des Schubmoduls des Elastomers nur

sehr eingeschränkt möglich (siehe 7.3.3). Die numerischen Ergebnisse sollten in weiteren Versuchen verifiziert werden.

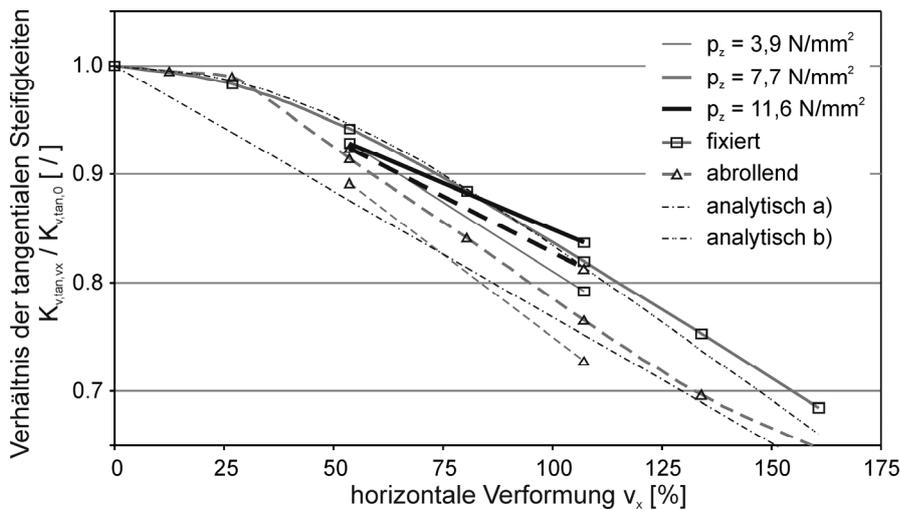


Abb. 7-26: Entwicklung der tangentialen Steifigkeit  $K_{v,tan}$  in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Abmessungen Lagermodell:  $a = 180 \text{ mm}$ ,  $t_r = h = 42 \text{ mm}$ ;  $n = 8$  Bewehrungslagen, Schubmodul  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$ ; analytisch a) nach Gleichung (7-12); analytisch b) nach Gleichung (2-15)

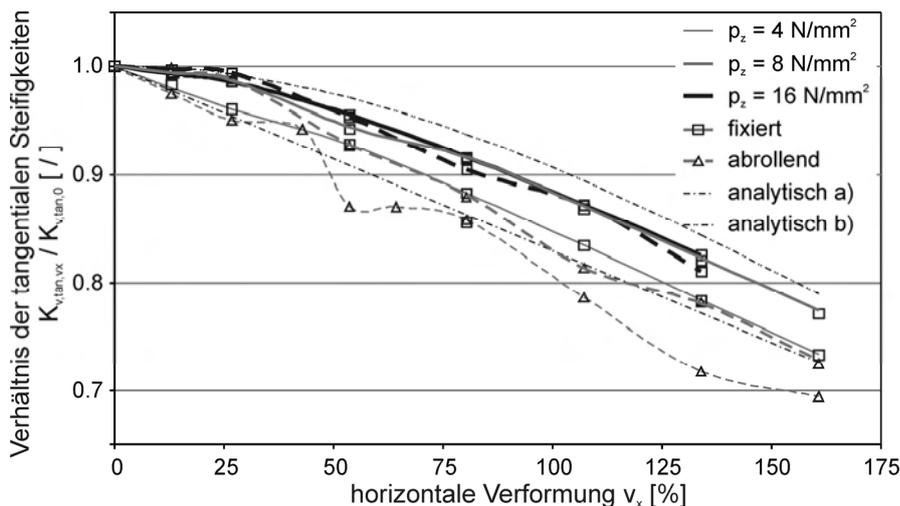


Abb. 7-27: Entwicklung der tangentialen Steifigkeit  $K_{v,tan}$  in Abhängigkeit von der horizontalen Verformung  $v_x$ ; Abmessungen Lagermodell:  $a = 250 \text{ mm}$ ,  $t_r = h = 42 \text{ mm}$ ;  $n = 8$  Bewehrungslagen, Schubmodul  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$ ; analytisch a) nach Gleichung (7-12); analytisch b) nach Gleichung (2-15)

### 7.3.3 Einfluss des Elastomers auf die vertikalen Steifigkeit

Die vertikale Steifigkeit horizontal unverformter Lager mit sehr steifer Stahlbewehrung ist von den Lagerabmessungen und der Steifigkeit des Elastomers abhängig. Wie in der Darstellung der tangentialen Schubsteifigkeit des Elastomers in Abb. 3-23 zu sehen ist, ist letztere extrem stark von der mechanischen Degradation durch vorausgegangene Verzerrungen, sowie von der augenblicklichen Verzerrung abhängig. Eine differenzierte Betrachtung ist deshalb notwendig.

#### 7.3.3.1 Vertikale Sekantensteifigkeit

Der Verzerrungszustand im Elastomer aus vertikaler Belastung ist, wie in 7.1.3 bereits ausgeführt, sehr unterschiedlich verteilt. Die maximale Schubverzerrung in einem Lager mit

einem mittlerem Formbeiwert  $S = 10$  und einem angenommenen Schubmodul des Elastomers von  $G = 1,0 \text{ N/mm}^2$  berechnet sich bei einer Pressung von  $p_z = 10 \text{ N/mm}^2$  nach Gleichung (7-7) zu  $\varepsilon_{c,\max} = 1,1$ . In den überwiegenden Bereichen ist das Elastomer jedoch weit weniger bzw. gar nicht verzerrt, wie etwa im Bereich des Zentrums des Lagers bzw. in den Ebenen auf halber Höhe jeder Elastomerschicht. Je nach betrachtetem Bereich im Elastomer dürfte in einem Lager, welches noch keiner Horizontalverformung unterzogen war, die Schubsteifigkeit des Elastomers in den gering verzerrten Bereichen bis zum Faktor 2 höher liegen als in den stark verzerrten Bereichen (siehe Abb. 3-23).

Bei Lagern, welche gleichzeitig zur vertikalen Belastung stark horizontal verformt werden, sind die Unterschiede des Schubmoduls im Elastomers wesentlich geringer. Für eine weitere Untersuchung der vertikalen Steifigkeit der Lager in Versuchen wird deshalb vorgeschlagen, die Lager unter geringer Last in mehreren Zyklen stark horizontal zu verformen (z.B.  $\pm 150 \%$ ) und dann bei einer konstanten geringeren Horizontalverformung (z.B.  $100 \%$ ) die Vertikallast zu verändern. Dabei sollten, ausgehend von verschiedenen Lastniveaus zyklische Lastschwankungen von z.B.  $\pm 10$  bis  $\pm 50 \%$  des jeweiligen Lastniveaus durchlaufen werden.

Bei geringen Lastniveaus ist die Schubverzerrung aus Vertikallast wesentlich geringer als jene aus der konstanten horizontalen Verformung. Es lässt sich demnach die Steifigkeit des Elastomers genauer bestimmen und somit die Gesetzmäßigkeit des Lagerverhaltens untersuchen.

Infolge des engen Zusammenhangs zwischen Steifigkeit und Verzerrungen im Elastomer, gelten diese Überlegungen auch für die Rotationssteifigkeit von Elastomerlagern. Dies wird durch die in Braun et al. (2009) beschriebenen Versuche bestätigt. Die gemessenen Steifigkeiten sind stark von der Vertikallast abhängig. Eine Extrapolation der Kurven der dargestellten Ergebnisse für  $p_z = 0$  liegt etwa um den Faktor 2 bis 2,5 über den mit (nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) angenommenen) Schubmodul  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$  analytisch bestimmten Werten. Eine Berechnung mit der für kleine Verzerrungen ca. doppelt so hohen tatsächlichen Schubsteifigkeit  $G(\varepsilon_{h,\max}, \varepsilon_h)$  würde zu wesentlich brauchbareren Ergebnissen führen. Auch hier zeigt sich die Notwendigkeit der Berücksichtigung der Pressung  $p_z$  in der Bemessung der Steifigkeit.

### 7.3.3.2 Tangentiale Vertikalsteifigkeit

Die Lager in Isolations- und Dämpfungssystemen werden meist mit einer mittleren Vertikallast aus Eigengewicht belastet. Schwingungen der Systeme verursachen eine zusätzliche zyklische Schwankung der Vertikallast, deren Amplitude meist wesentlich geringer ist als die mittlere Last. Bei dieser Belastungssituation ist die tangentiale Vertikalsteifigkeit bzw. die partielle Sekantensteifigkeit von Interesse, um das Schwingungsverhalten des Gesamtsystems zu ermitteln (siehe 7.3.2). Das Elastomer im Lager wird dabei einer mittleren Verzerrung und einer zyklischen Änderung dieser Verzerrung unterzogen.

Da die Be- und Entlastungskurve des Materials der Schubverzerrung nicht identisch sind (siehe Abb. 7-28), entspricht die partielle Sekantensteifigkeit, welche bei zyklischen Differenzverzerrungen mit Amplitude  $\Delta\varepsilon$  eines im Mittel um  $\varepsilon_m$  verzerrten Materials nicht der Sekantensteifigkeit bei zyklischen Differenzverzerrungen mit gleicher Amplitude  $\Delta\varepsilon$  um den Ursprung. Die partielle Sekantensteifigkeit lässt sich deshalb nicht aus der Sekantensteifigkeit in Abhängigkeit von der Verzerrung bestimmen.

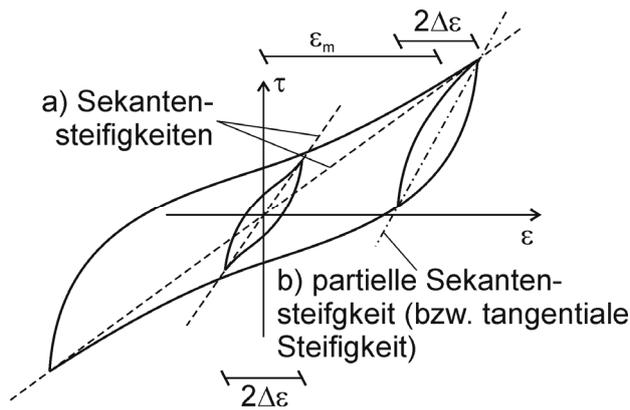


Abb. 7-28: Prinzipskizze der Last-Verformungs-Kurve und der zugehörigen Steigung (= Steifigkeit) eines Elastomers bei a) Schubverformungen symmetrisch zum Ursprung und b) geringe Schwankungen um eine größere Auslenkung

Um den Schubmodul des Elastomers bei der rechnerischen Bestimmung der partielle Sekantensteifigkeit korrekt berücksichtigen zu können, sind entsprechend umfangreiche Materialversuche notwendig.

### 7.3.4 Einfluss der Faserbewehrung auf die vertikale Steifigkeit

Die in 6.1 vorgestellten Belastungsversuche und die vorgestellten Berechnungen zeigen die Reduktion der vertikalen Lagersteifigkeit infolge der geringen Steifigkeit der Faserbewehrung. Durch die geringe Dicke der Gewebelagen - Gegensatz zu jener von Stahlblechen - sind geringere Dicken  $t$  der Elastomerschichten möglich. Dadurch kann die geringere Steifigkeit der Bewehrung teilweise ausgeglichen werden. Der erhebliche Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung auf die vertikale Lagersteifigkeit muss bei faserbewehrten Lagern unbedingt berücksichtigt werden.

Der von Tsai, Kelly (2001) beschriebene Zusammenhang zwischen den Steifigkeitsverhältnissen der Materialien und der vertikalen Steifigkeit der Lager wurde anhand einer Parameterstudie genauer untersucht. Dabei wurde der Kompressionsmodul von Lagern verschiedener Abmessungen (verschiedene Seitenlänge  $a$  und Schichtdicke  $t$ ) und unterschiedlicher Materialsteifigkeiten (verschiedene Gewebesteifigkeiten  $E_f$  und Schubmodule  $G$  des Elastomers) verwendet. Für alle Modelle wurde das Neo-Hooke-Modell verwendet.

Die Ergebnisse der numerisch bestimmten Steifigkeiten wurden durch Anwendung der Gleichung (6-3) um den Anteil des Kompressionsmoduls  $K$  bereinigt. Übrig bleibt ausschließlich der Anteil aus Schubverzerrung des Elastomers und Dehnung der Bewehrung.

In Abb. 7-29 wird analog zu Abb. 2-3 der Zusammenhang zwischen den Materialsteifigkeiten und den Lagersteifigkeiten dargestellt. Dabei zeigt sich, dass die Ergebnisse der numerischen Berechnungen für größere Werte von  $\alpha a$  (nach Gleichung (2-6)) stark von der analytische Herleitung von Tsai, Kelly (2001) abweichen.

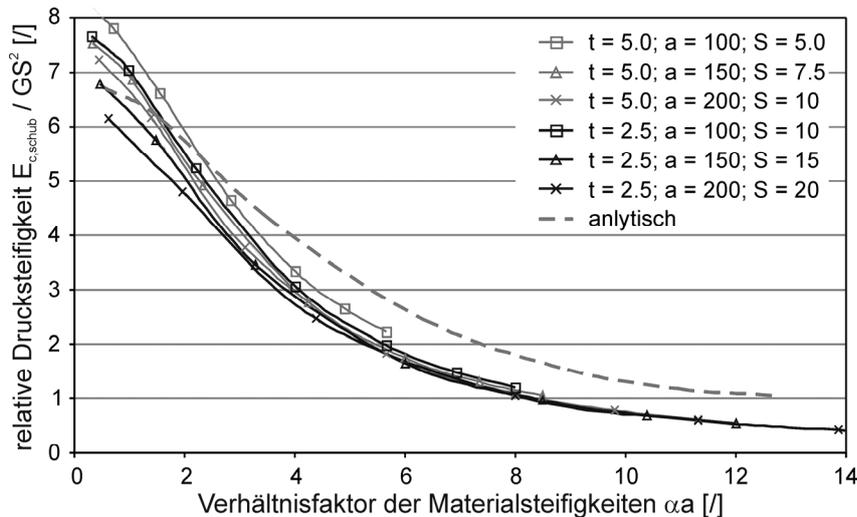


Abb. 7-29: Zusammenhang der relativen Drucksteifigkeit aus Schubverzerrung des Elastomers mit dem Verhältnissfaktor der Materialsteifigkeiten  $\alpha a$  nach (2-6) für quadratische Lager; Vergleich der analytischen Werte nach Tsai, Kelly (2001) mit numerischen Berechnungen

Zusätzliche vertikale Steifigkeit bringt die Berücksichtigung der Schubsteifigkeit der Bewehrungslagen. Die Schubverzerrung, welche in den Gewebelagen auftritt, ist in Abb. 7-30 dargestellt; vor allem in den Lagerecken ergeben sich starke Schubverzerrungen. Wie groß der Einfluss der fehlenden Schubsteifigkeit ist, und ob dieser zu berücksichtigen ist, wurde durch eine Auswertung verschiedener numerische Modelle mit Seitenlänge  $a = 100$  bis  $200$  mm, Schichtdicke  $t = 2,5$  bis  $5,0$  mm, Schubmodul  $G = 1,0$  N/mm<sup>2</sup>, sowie einer Schubsteifigkeit des Gewebes von  $G_f = 1/3 E_f$  getestet. Die zusätzliche Schubsteifigkeit der Bewehrungslagen führte zu einer Verringerung der Vertikalverformung um weniger als 3 %. Der Einfluss der Schubsteifigkeit der Bewehrung kann damit unberücksichtigt bleiben.

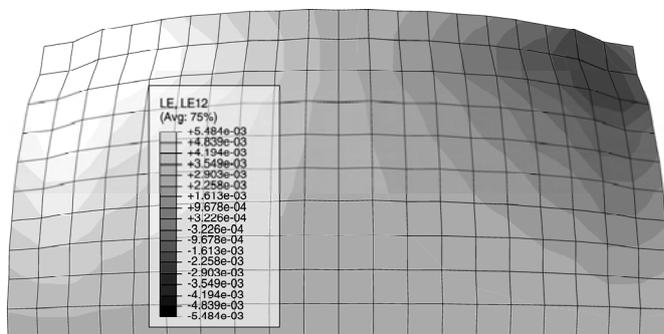


Abb. 7-30: Grundriss der logarithmischen Schubverzerrung der mittleren Bewehrungslage;  $a = 150$  mm,  $t = 5$  mm,  $G = 1,0$  N/mm<sup>2</sup>,  $E_f = 10000$  N/mm<sup>2</sup>,  $p_z = 4,4$  N/mm<sup>2</sup>; Verformungsplot der horizontalen Verformung 100-fach überhöht

Die Streuung der numerischen Ergebnisse in Abb. 7-29 für kleine Werte von  $\alpha a$  zeigt auf, dass in diesem Bereich der Formbeiwert durch vereinfachende Annahmen in der analytischen Herleitung nicht ausreichend berücksichtigt wird. Je größer der Formbeiwert  $S$  ( $S = 5$  bis  $20$  in Abb. 7-29), desto geringer der Faktor  $E_c/GS^2$ . Für gleiche Formbeiwerte sind die Kurven nahezu identisch.

Geht man von der Richtigkeit der numerischen Ergebnisse aus, so ist zu vermuten, dass die Abweichung zu der Kurve nach Tsai, Kelly (2001) aus Vereinfachungen in der analytischen Herleitung beruhen. Von Tsai, Kelly (2001) wurde für quadratische Lager eine vereinfachte Gleichung der Kurve als Funktion von  $\alpha a$  angegeben, deren Parameter durch einen Optimierungsprozess bestimmt wurden. Um die numerischen Ergebnisse abbilden zu können, werden diese Parameter wie folgt neu bestimmt:

- Grundlage bilden die Ergebnisse der Lager mit Schubmodul  $G = 1,0 \text{ N/mm}^2$ , Seitenlänge  $a = 100, 150 \text{ und } 200 \text{ mm}$  und Schichtdicke  $t = 2,5 \text{ und } 5 \text{ mm}$ ; mit diesen sechs Lagern wird ein Bereich des Formfaktors  $S$  von 5 bis 20 abgedeckt, wobei  $S = 10$  zweimal vertreten und damit doppelt gewichtet ist (siehe Abb. 7-29).
- In der Parameterstudie wurden die Verhältnisfaktoren der Materialsteifigkeiten  $\alpha$  gleich gewählt, die Seitenlängen  $a$  jedoch variiert. Dadurch sind für kleine Werte  $\alpha a$  mehr Ergebnisse vorhanden. Um eine Übergewichtung der Bereiche für kleine Werte  $\alpha a$  zu vermeiden und eine gezielte Gewichtung des Anfangsbereiches zu erreichen, werden die numerischen Ergebniswerte zu Mittelwerten zusammengefasst. Der Abstand der  $\alpha a$ -Werte der daraus erzeugten Datenpunkte nimmt dabei mit der dritten Potenz der Werte zu (siehe Kreise ohne Füllung in Abb. 7-31).
- Die Parameter der Funktion nach Tsai, Kelly (2001) wurden mittels nichtlinearem Least-Square-Fitting, siehe MATLAB MatLab (2009), wie folgt korrigiert:

$$E_{c,\text{schub}}(\alpha a)/GS^2 = \frac{198}{(\alpha a)^2} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \tanh(0,5 \cdot \alpha a)}{\alpha a}\right) \cdot \dots \quad (7-13)$$

$$\dots \left[1 + \left(-0,596 + 0,0119 \cdot \alpha a + 0,0171 \cdot (\alpha a)^2 - 0,0034 \cdot (\alpha a)^3 + 0,00016 \cdot (\alpha a)^4\right)\right]$$

Jener Anteil des vertikalen Steifemoduls in Gleichung (6-3), der aus der Schubverzerrung des Elastomers kommt (siehe Gleichung (6-2)), wird um den Anteil aus der Flexibilität der Bewehrung vermindert. Der Anteil des Steifemoduls infolge Kompression des Materials ( $E_{\text{bulk}}$ ) bleibt unverändert.

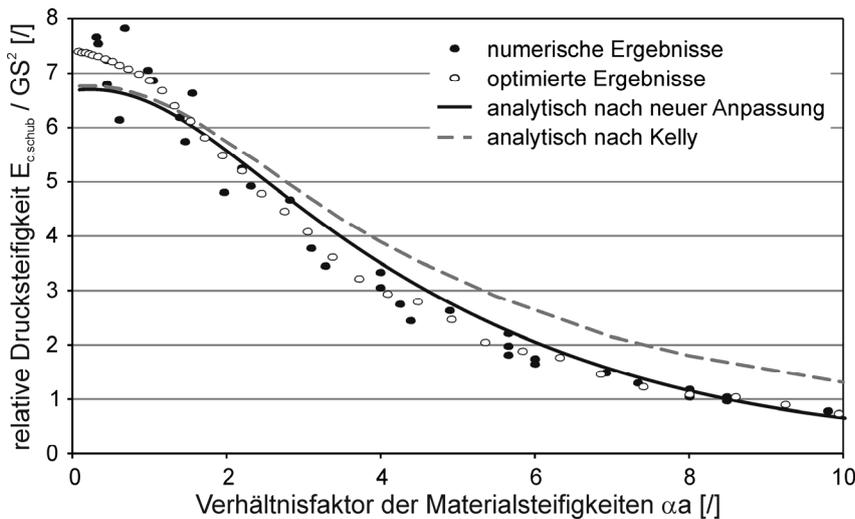


Abb. 7-31: Zusammenhang der relativen Drucksteifigkeit mit dem Verhältnisfaktor der Materialsteifigkeiten  $\alpha a$  nach (2-6) für quadratische Lager; neue Anpassung der Bemessungsformel an numerische Ergebnisse (dargestellt sind Originalergebnisse und geglättete Ergebnisse mit Gewichtung auf kleinen  $\alpha a$ -Werten)

Für die praktische Bemessung der vertikalen Sekantensteifigkeit von Lagern kann der Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung demnach mit Hilfe der Gleichungen (2-6), (6-1) und (6-3), sowie von Abb. 7-31 ausreichend genau berücksichtigt werden. Die Bemessung führt damit, gerade für Faserbewehrung mit wesentlich geringerer Steifigkeit als jene üblicher Stahlbleche, zu besseren Ergebnissen als der einfache Ansatz nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) in Gleichung (2-5).

Problematisch bleibt dabei die Bestimmung der Steifigkeit der Gewebe. Wie in 3.9 beschrieben, ist das Kraft-Verformungs-Verhalten der Gewebe aufgrund der lastabhängigen Ausrichtung der Fasern unter Belastung durch ein stark nichtlineares Verhalten gekennzeichnet. Dadurch ergibt sich für die Lager eine geringe Steifigkeit bei Belastungsbeginn,

welche stark von der Streckung der Gewebe und der Toleranzen beim Einbau abhängig ist (siehe Abb. 6-3). Diese Unsicherheit in der Gesamtverformung kann leicht konstruktiv ausgeglichen werden.

Bei der meist für Dämpfungssysteme wichtigen partiellen Sekantensteifigkeit entfällt die Unsicherheit der geringen Anfangssteifigkeiten. Wie in Abb. 3-36 zu sehen ist, hängt die Steifigkeit der Gewebe  $E_f(n, \Delta n)$  von der maximalen Kraft und der Kraftschwankung der Belastung ab. Da beide Einflüsse nicht gleichmäßig auf die gesamte Fläche der Bewehrung einwirken, lässt sich die genaue Berücksichtigung der Steifigkeit der Bewehrung nur durch komplexe numerische Modelle darstellen.

Für die Bemessung der partiellen Sekantensteifigkeit von Lagern in der Praxis scheint die Verwendung eines Mittelwertes der Steifigkeit des Gewebes sinnvoll. Dazu kann der verwendete Wert  $E_f(n, \Delta n)$  aus einem Diagramm analog zu Abb. 3-36 durch Abschätzung einer mittleren Kraftbeanspruchung im Gewebe und der Schwankung der Vertikallast in % bestimmt werden. Zur Erstellung dieser Diagramme sind weitere Materialversuche notwendig.

Ein Vergleich dieser Bemessungsweise mit Versuchsdaten kann im Zuge dieser Arbeit wegen fehlender Versuchsdaten nicht durchgeführt werden.

### 7.3.5 Einfluss der Vertikallast auf die vertikale Steifigkeit

Das nichtlineare Last-Verformungs-Verhalten beeinflusst den Zusammenhang zwischen Vertikallast und -verformung bzw. Sekantensteifigkeit von Elastomerlagern. Die Sekantensteifigkeit des Elastomers nimmt mit zunehmender Verzerrung und damit Belastung in gewissen Grenzen ab (siehe Abb. 3-23). Erst bei großen Schubverzerrungen, die durch reine Vertikalbelastung kaum erreicht werden, konnte bei im Lagerbau üblichen Elastomeren ein Anstieg der Steifigkeit beobachtet werden. Die Steifigkeit der Gewebe nimmt mit zunehmender Belastung zu (beim Kohlenstofffasergewebe stärker, siehe Abb. 3-34; beim Glasfasergewebe geringer, siehe Abb. 3-32). Diese beiden von der Vertikallast abhängigen Steifigkeiten haben entgegengesetzten Einfluss auf die vertikale Steifigkeit der Lager.

Wie in 7.3.4 gezeigt wurde, hat die Steifigkeit der Bewehrung extrem großen Einfluss auf die vertikale Steifigkeit der Lager. Die Versuche zeigten, dass die Steifigkeiten der Kohlenstofffaserlager im Versuch mit steigender Vertikallast zunehmen, jene der Glastfaserlager jedoch nahezu konstant bleiben. Für stahlbewehrte Lager wäre demnach eine Abnahme der Sekantensteifigkeit mit Zunahme der Vertikallast zu erwarten.

Um den Einfluss der Steifigkeit des Gewebes in der Berechnung korrekt berücksichtigen zu können, ist deshalb in weiteren Materialversuchen die Gewebesteifigkeit mit einer geschätzten mittleren Zugspannung und der Lastamplitude (siehe Abb. 3-36) zu bestimmen.

### 7.3.6 Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die vertikale Steifigkeit

Die Ausführungen zeigen deutlich, dass die analytische Bestimmung der vertikalen Steifigkeit mit dem derzeitigen Forschungsstand nur näherungsweise möglich ist. Dies ist für den überwiegenden Teil der Anwendungen völlig ausreichend.

Die maßgeblichen Einflussfaktoren der vertikalen Steifigkeit sind:

- die horizontale Auslenkung der Lager, deren Einfluss sich analytisch gut beschreiben lässt,
- die Schubsteifigkeit des Elastomers; diese ist durch die starke Inhomogenität der Verzerrung im Lager, sowie durch Ihre Abhängigkeit von der mechanischen Materialdegradation durch die Vorverzerrung, die Verzerrungsamplitude und dem mittleren Verzerrungsgrad nur schwer bestimmbar,
- die Steifigkeit der Bewehrung, welche gerade bei gewebebewehrten Lagern einen erheblichen Einfluss auf die Lagersteifigkeit hat; die Steifigkeit des Gewebes ist aufgrund

des stark nichtlinearen Verhaltens und der Abhängigkeit vom Einbau nur schwer zu bestimmen.

Die hier vorgestellten Grundlagen für die Bemessung der vertikalen Lagersteifigkeit können demnach nur als Näherung betrachtet werden. Umfangreiche weitere Versuche auf Lager- und Materialebene sollten durchgeführt werden.

## 7.4 Bemessung der vertikalen Dämpfung von Elastomerlagern

In den meisten Anwendungen, bei welchen Elastomerlager als schwingungsdämpfende Elemente eingesetzt werden, hat das horizontale Lagerverhalten den überwiegenden Einfluss auf das Systemverhalten. Die vertikalen Verformungen und damit auch die vertikalen Dämpfungen sind für das Schwingungsverhalten der üblichen Systeme zweitrangig. Aus diesem Grund wird in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) weder mit Gleichungen noch durch Versuchsbeschreibungen auf die Bestimmung der vertikalen Dämpfung eingegangen.

Es gibt allerdings Anwendungen, bei welchen das Verhalten der Lager in vertikaler Richtung Einfluss auf das Schwingungsverhalten der Struktur hat. Dies könnte z.B. bei einem Erdbebenschutzsystem, bei welchem die horizontalen Aussteifungselemente (z.B. Stahlbetonwände) auf Elastomerlagern gelagert sind, denkbar sein, da üblicherweise nicht nur Schub- sondern auch Biegebeanspruchungen vorliegen.

### 7.4.1 Einfluss der Vertikallast auf die vertikale Dämpfung

Das Steifigkeitsverhalten von Elastomerlagern unter Vertikallast ist, resultierend aus den Materialeigenschaften, stark nichtlinear. Dies trifft in verstärktem Maße auf faserbewehrte Lager zu. Die Materialeigenschaften der Faserbewehrung beeinflussen die vertikale Dämpfung der Lager dabei in zweierlei Hinsicht. Die relativ geringe Zugsteifigkeit der Gewebe - im Gegensatz zu Stahlbewehrung - führt bei gleicher Vertikallast zu größeren Verformungen, welche bei der Bestimmung der äquivalenten viskosen Dämpfung nach Gleichung (3-1) reduzierend eingeht. Gleichzeitig wird die innere Arbeit und damit die Dämpfung durch die im Gewebe verrichtete Arbeit erhöht. Diese beiden Einflüsse des Gewebes wirken demnach entgegengesetzt. Die Ergebnisse der Vertikallastversuche in Abb. 6-7 zeigen, dass der erste Einfluss überwiegt: die Dämpfung der Lager nimmt mit zunehmender Vertikallast ab.

Für die Entwicklung einer analytischen Beschreibung des Einflusses der Vertikallast auf die Dämpfung sind jedoch weitere umfangreiche Lager- und Materialversuche (mit Einbeziehung des Einflusses der Pressung) erforderlich. Ob es gelingt, einen praxisgerechten Ansatz zu finden, welcher es erlaubt, ausgehend von Materialdaten die vertikale Dämpfung von Lagern zu bestimmen, bleibt fraglich. Die extremen Nichtlinearitäten der Materialien und die inhomogenen Verzerrungszustände - gerade bei horizontal unverformten Lagern - erschweren die Bestimmung der Dämpfung des gesamten Lagers. Für horizontal verformte Lager, bei welchen die Schubverzerrung des Elastomers näherungsweise bestimmbar ist (siehe 7.3.3.1), scheint ein vereinfachter Ansatz denkbar.

### 7.4.2 Einfluss der inneren Arbeit der Faserbewehrung auf die vertikale Dämpfung

Die unter zyklischer Vertikalbelastung im Lager verrichtete Arbeit wird durch die im Gewebe verrichtete Arbeit erhöht, was zu einer Verstärkung der Dämpfung führt. Vergleichsmessungen an baugleichen Lagern mit Stahl- und Gewebewehrung liegen derzeit nicht vor. Das Ausmaß dieses Einflusses der Faserbewehrung auf die vertikale Dämpfung der Lager kann jedoch analog zu den Betrachtungen zum horizontalen Dämpfungsanteil der Faserbewehrung in 7.2.4 abgeschätzt werden. Durch die exemplarische Abschätzung anhand eines Lagermodells kann ein grober Eindruck der Größenordnung des Gewebeanteils der

Arbeit erhalten werden. Die folgenden Überlegungen zeigen, dass der Anteil erheblich ist und genauere Untersuchungen des Zusammenhangs sinnvoll erscheinen.

Ein Lagermodell mit Seitenlänge  $a = 180$  mm und einer Dicke der Elastomerschichten von  $t = 5,25$  mm wird untersucht. Der Formbeiwert  $S = 8,6$  liegt nahe dem für Brückenlager üblichen Wert von  $S = 10$ . Die Gesamthöhe des Lagers ist für die Betrachtung irrelevant, da die Bestimmung des Anteils an der gesamten inneren Arbeit und nicht ihr Absolutwert von Interesse ist.

Bei den meisten Schwingungsbelastungen, für welche diese Untersuchung relevant ist, oszilliert die Vertikallast um eine mittlere Last, wobei die Lastamplitude meist nur einen Bruchteil der mittleren Last darstellt. Für die hier durchgeführte Abschätzung wurden die Unter- und die Obergrenze der Vertikallast mit  $F_{z1} = 250$  kN und  $F_{z2} = 280$  kN gewählt. Dies entspricht also einer Lastamplitude von  $\pm 15$  kN bei einer mittleren Vertikallast von 265 kN ( $\rho_{z,mittel} = 8,2$  N/mm<sup>2</sup>).

Die Vorgangsweise bei der Ermittlung der Arbeit im Gewebe entspricht exakt jener in 7.2.4 beschriebenen. Mit dem entwickelten MatLab-Algorithmus wird die im Gewebe verrichtete Arbeit aus den Zugspannungsverteilungen im Gewebe für zwei verschiedene Vertikallastniveaus bestimmt. Bei der Analyse der numerischen Ergebnisse des Lagermodells analog 7.2.4 ergibt sich die in einer Gewebelage verrichtete Arbeit eines Belastungszyklus zu  $W_f = 95$  Nmm.

Die im Elastomer verrichtete Arbeit soll dem gegenübergestellt werden. Um eine genaue Bestimmung der Arbeit im Elastomer durchführen zu können, ist es nötig, die Steifigkeit und den Dämpfungswert des Elastomers nicht nur in Abhängigkeit von der Materialdegradation und der Verzerrung zu kennen (wie beispielhaft in Abb. 3-23 und Abb. 3-25 dargestellt), sondern zusätzlich in Abhängigkeit der Amplitude der Relativverzerrung. Daraus ließe sich die gesuchte tangentielle Schubsteifigkeit des Elastomers errechnen. Da diese Daten aus Materialversuchen nicht vorliegen, müssen diese Werte für die folgende Abschätzung der Arbeit im Elastomer in plausiblen Bereichen variiert werden; die Betrachtung wird für Schubsteifigkeiten  $G = 0,8$  und  $2,0$  N/mm<sup>2</sup> und äquivalente viskose Dämpfungen  $\xi = 5$  und  $15$  % durchgeführt.

Die Arbeit im Elastomer aus Schubverzerrung in Folge von Vertikallast wird durch folgende Überlegung überschlägig abgeschätzt:

Die maximale auftretende zusätzliche Schubverzerrung des Elastomers in einem Lager für eine bestimmte Erhöhung der Vertikallast (hier 30 kN) kann mit Gleichung (7-7) bestimmt werden. Über die bekannte Verzerrungsverteilung in Abb. 7-15 (rechte Seite) kann mit dem Maximalwert der Änderung der Verzerrung die zusätzliche Schubverzerrung für jedes finite Teilchen einer Elastomerschicht bestimmt werden. Über Gleichung (3-1) lässt sich damit die in jedem finiten Element verrichtete Arbeit ermitteln. Dabei wird bei der Ermittlung der Verzerrungsverteilung vereinfachend von einem linearen Materialverhalten ausgegangen.

Die dadurch ermittelte im Elastomer verrichtete Arbeit  $W_e$  liegt je nach Wahl der oben angegebenen Ausgangsparameter bei  $W_e = 50$  Nmm bis 370 Nmm. Diese Beträge liegen größenordnungsmäßig im Bereich der im Gewebe verrichteten Arbeit.

Diese überschlägige Abschätzung zeigt, dass die im Gewebe verrichtete Arbeit erheblichen Einfluss auf die vertikale Dämpfung der Lager hat und genauer untersucht werden sollte. Dazu sind vor allem umfangreiche Materialstudien nötig.

### 7.4.3 Zusammenfassung der Untersuchung der Einflüsse auf die vertikale Dämpfung

Noch mehr als für die Bestimmung der vertikalen Steifigkeit der Lager gilt für die Bestimmung der vertikalen Dämpfung, dass zwar im Zuge dieser Arbeit die maßgeblichen Einflüsse bestimmt werden konnten; für eine analytische Bestimmung der vertikalen Dämpfung sind allerdings weitere Material- und Lagerversuche notwendig.

Folgende Zusammenhänge sollten genauer betrachtet werden:

- der Einfluss der Vertikallast und die davon abhängige Steifigkeit und innere Arbeit des Elastomers auf die vertikale Dämpfung. Da die Verzerrungen des Elastomers infolge von Vertikallast relativ gering sind, die Änderung der Dämpfungseigenschaften des Elastomers jedoch gerade bei geringen Änderungen der Differenzverzerrungen sehr groß sind, sollten das Steifigkeits- und Dämpfungsverhalten des Elastomers für diese Bereiche genauer untersucht werden. Zusätzlich zum Einfluss der Verzerrung sollte der Einfluss der Pressung auf die Dämpfungseigenschaften des Materials betrachtet werden.
- der Einfluss der im Gewebe verrichteten Arbeit. Es konnte gezeigt werden, dass die im Gewebe verrichtete Arbeit einen erheblichen Anteil an der Dämpfung des Lagers hat. Aus diesem Grund sollten die Steifigkeits- und Dämpfungseigenschaften der Gewebe noch eingehender untersucht werden, wobei vor allem der Einfluss der Pressung (senkrecht auf die Ebene des Gewebes) auf das Dämpfungsverhalten des Gewebes berücksichtigt werden sollte.

Zur Verifizierung dieser und weiterer Untersuchungen sind Vergleichstests an stahl- und faserbewehrten Lagern durchzuführen.

## 7.5 Diskussion begrenzender Bemessungs- und Versagensgrenzen

Neben dem mechanischen Verhalten von Lagern ist auch ihr Versagen bei der Bemessung von Interesse. Die Grenzen der Belastbarkeit können hier sowohl durch Schädigung des Lagers, als auch durch einen Verlust der Stabilität erreicht werden. Im Folgenden werden nur jene in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) gesetzten Grenzen diskutiert und mögliche Verbesserungen der entsprechenden Bemessungsvorschriften vorgeschlagen.

### 7.5.1 Begrenzung der Zugbeanspruchung der Gewebe

Die Belastungsversuche in 6.1 zeigen, dass vor allem die mit Kohlenstofffasergewebe bewehrten Lager hohen Pressungen standhalten können. Durch die einfache Verarbeitung (im Gegensatz zu Stahlplattenbewehrung) besteht die Möglichkeit, mit begrenztem Mehraufwand geringere Schichtdicken des Elastomers und damit kleinere Zugkräfte im Gewebe zu realisieren. Dadurch kann die geringere Zugfestigkeit der Gewebe (Glasfasergewebe  $N_{max} = 700$  N/cm laut Hersteller, Kohlenstofffasergewebe  $N_{max} \approx 1500$  N/cm nach Versuchen) gegenüber der Stahlplattenbewehrung (Mindestdicke nach ÖNORM EN 1337-3 (2005)  $t_{stahl} = 3$  mm) ausgeglichen.

Zur Berechnung der erforderlichen Dicke der Bewehrungsbleche wird in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) eine Gleichung für alle Lagergrundrissformen angegeben. Durch Umformung lässt sich daraus die maximale Zugkraft in der Bewehrung ermitteln:

$$n_{max} = f \cdot \frac{F_z \cdot t}{A} \quad (7-14)$$

Die analytische Herleitung der Zugkräfte in der Bewehrung runder Lager von Kelly, Takhirov (2001) führt zu Faktor  $f = 1,5$ ; in der Norm findet sich stattdessen Faktor  $f = 2,6$ . Dieser beruht auf der Herleitung nach Topaloff (1964), wobei dort von einer linearen Zunahme der Schubspannungen vom Lagermittelpunkt zum Rand ausgegangen wird. Dieser Vereinfachung widersprechen die Verteilung der Schubverzerrungen in Abb. 7-15, sowie die analytischen Herleitungen für runde Lager von Tsai, Kelly (2001).

Der korrekte Faktor für quadratische Lager und weitere, in der Formel noch nicht berücksichtigte Einflüsse, wurden anhand numerischer Parameterstudien mit linear elastischer Bewehrung und linearem Schubmodul (Neo-Hooke-Materialmodell) des Elastomers ermittelt. Folgende Eingangsparameter wurden dabei variiert:

- E-Modul  $E_f$  der Bewehrung
- Schubmodul  $G$  des Elastomers
- Schichtdicke  $t$  bzw. Seitenlänge  $a$

Verglichen werden die Ergebnisse der numerischen Berechnung mit den nach Gleichung (7-14) ermittelten Werten über die Bildung des Verhältniswertes (siehe Abb. 7-32). Durch Auswertung der Ergebnisse eines Lagers mit üblichem Formbeiwert  $S = 10$ , mittlerem Schubmodul des Elastomers  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$  und nahezu unendlich steifer Bewehrung wird kann korrigierter Faktor  $f = 1,88$  ermittelt werden. Die Gültigkeit dieses Faktors für andere Lagerdimensionen und Materialsteifigkeiten wird durch die folgenden Überlegungen bestätigt.

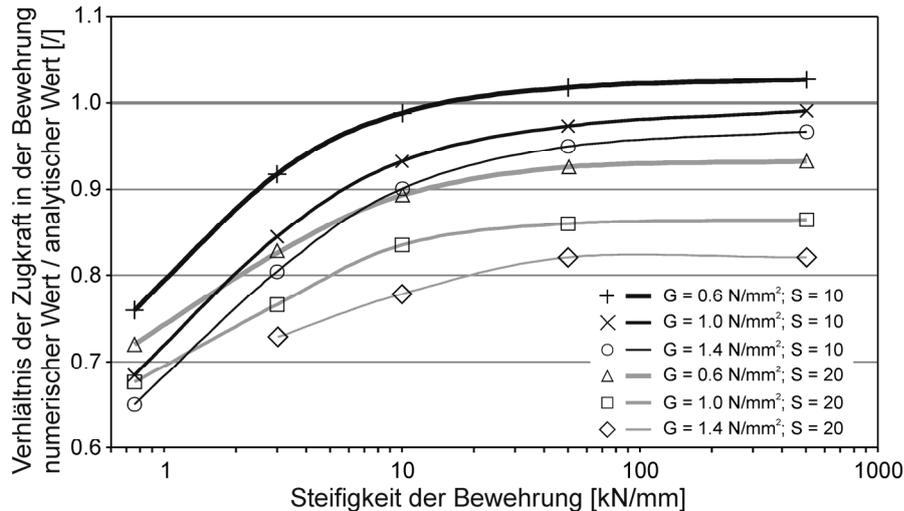


Abb. 7-32: Verhältnis der numerischen Ergebnisse zu den analytischen Ergebnissen nach Gleichung (7-14) mit Faktor  $f = 1,88$ ; Geringer Einfluss des Schubmoduls  $G$ , starker Einfluss des Formbeiwerts  $S$

Entsprechend der Erwartung zeigte eine Variation des Formbeiwerts  $S$  durch Veränderung der Schichtdicken nahezu gleiche Ergebnisse wie jene durch Veränderung der Seitenlänge  $a$ . Die Betrachtungen werden deshalb auf eine Variation von  $S$  beschränkt.

Der Schubmodul des Elastomers muss nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) in einem Bereich von  $G = 0,6$  bis  $1,35 \text{ N/mm}^2$  liegen. Für Lager mit Formbeiwert  $S = 10$  (üblicher Formbeiwert stahlbewehrter Lager) führt die Variation des Schubmoduls im angegebenen Bereich zu einer Schwankung der Zugkräfte um  $\pm 3$  bis  $\pm 7 \%$ , je nach Steifigkeit der Bewehrung. Geht man aufgrund der möglichen geringeren Schichtdicken faserbewehrter Lager von einem Formbeiwert  $S = 20$  aus, so führt die Variation des Schubmoduls zu einer Änderung der Zugkräfte von  $\pm 6$  bis  $\pm 12 \%$ .

Dies zeigt, dass der Schubmodul des Elastomers nur in Extremfällen starken Einfluss auf die Tragfähigkeitsbemessung der Bewehrung hat. Viel gravierender ist der Einfluss des Formbeiwerts und der Steifigkeit der Bewehrung.

Um die geringere Zugfestigkeit der Gewebe im Gegensatz zu (entsprechend dicken) Bewehrungsblechen auszugleichen, werden die Formbeiwerte von faserbewehrten Lagern in der Regel über  $S = 10$  liegen. Eine Halbierung der üblichen Dicken der Elastomerschichten führt (auf der sicheren Seite) zu einer Überschätzung der Zugkraft in der Bewehrung um ca. 10 bis 15 % (maximal 25 %, siehe Abb. 7-32). Dies gilt unter Annahme einer mittleren Steifigkeit des Elastomers von  $G = 0,9 \text{ N/mm}^2$  und Bewehrungssteifigkeiten von  $E_f > 3,0 \text{ kN/mm}$ .

Bewehrungssteifigkeiten  $E_f < 3 \text{ kN/mm}$  können ausgeschlossen werden, da hierdurch die vertikale Steifigkeit der Lager zu stark reduziert würde. Bei den Versuchen an Glasfasergewebe wurde ein Mittelwert von  $3,1 \text{ kN/mm}$  gemessen.

Diesen Ausführungen zufolge führt die einfache Bemessung anhand Gleichung (7-14) mit Faktor  $f = 1,88$  zu brauchbaren Werten der maximalen Zugkräfte der Bewehrung bzw. der erforderlichen Dicke der Bewehrungsbleche. Der Faktor in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) sollte entsprechend angepasst werden, wobei für runde Lager von Tsai, Kelly (2001) der Wert  $f = 1,5$  vorgeschlagen wird.

Da die Steifigkeit der Bewehrung bei Verwendung von Gewebe schwer zu bestimmen ist (siehe 3.9.4) sollte - auf der sicheren Seite - die reduzierte Steifigkeit des Gewebes weiterhin unberücksichtigt bleiben.

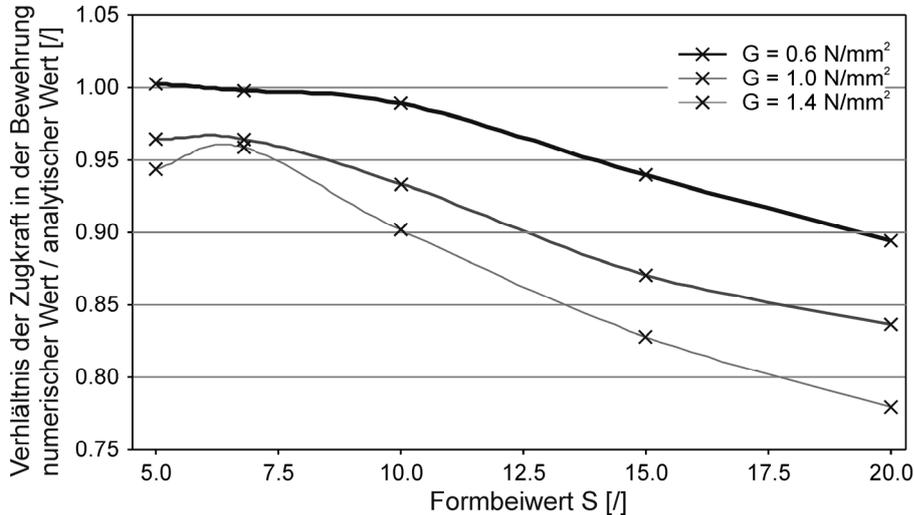


Abb. 7-33: Verhältnisses der Zugkräfte der Bewehrung (numerischer Wert zu analytischem Wert nach Gleichung (7-14)) in Abhängigkeit vom Formbeiwert  $S$  (für Steifigkeit der Bewehrung  $E_f = 10,0$  kN/mm)

Für eine Zunahme des Formbeiwertes von  $S = 10$  auf  $20$  ist eine näherungsweise lineare Abnahme der Zugkräfte um 9 bis 15 % zu sehen (siehe Abb. 7-32 und Abb. 7-33; für  $E_f > 3,0$  kN/mm). Um diesen Vorteil der geringeren Schichtdicken bei faserbewehrten Lagern in der Bemessung nutzen zu können, wird vorgeschlagen, die Zugkraft  $n_{max}$  in der Bewehrung linear mit dem Formbeiwert um maximal 15 % zu reduzieren:

$$n_{max,quadrat} = 1,88 \cdot \frac{F_z \cdot t}{A} \cdot \left(1 - \frac{S - 10}{100}\right) \quad (7-15)$$

für  $S \leq 25$ .

Ein geeigneter Material Sicherheitsbeiwert  $\gamma_m$  für Faserbewehrung muss durch umfangreiche Materialversuche und entsprechende Sicherheitsbetrachtungen bestimmt werden. Für Stahlbleche ist derzeit nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) der Wert  $\gamma_m = 1,0$  zu verwenden (für Stahl S235 mit einer minimalen Dicke von 2 mm).

### 7.5.2 Begrenzung der Elastomerverzerrung

Unter extremen Bedingungen kann das Versagen des Elastomers zu einem Lagerschaden führen. In der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) ist die maximale zulässige Schubverzerrung (aus Vertikallasten, Verdrehungen und horizontalen Verformungen) mit  $\varepsilon_{u,k} = 7,0$  begrenzt, wobei der Anteil aus Horizontalverformung infolge Erdbeben bei Erdbebenschutzsystemen maximal 35 % sein darf ( $\varepsilon_{q,E} < 2,5$ ). Demnach ist eine horizontale Lagerverschiebung von  $v_x = 7 t_r$  zulässig, was dem zehnfachen des früheren Grenzwertes in der DIN 4141 - Teil 14 (1985) entspricht.

Die zulässige Zugverzerrung kann zur Streckung von Teilen bzw. der gesamten Seitenfläche eines Lagers um mehr als 700 % führen. Nach ÖNORM EN 1337-3 (2005) muss das Elastomer jedoch lediglich einer Zugdehnung von 300 bis 450 % (je nach Schubmodul) standhalten.

Hier scheint eine Diskrepanz vorzuliegen; es wird vorgeschlagen die maximale zulässige Schubverzerrung auf  $\varepsilon_{u,k} = 4,0$  zu begrenzen.

### 7.5.3 Stabilitätsversagen durch Knicken aus Vertikallast

Beim Stabilitätsversagen eines Lagers werden die horizontale Reaktionskraft und damit auch die horizontale Sekantensteifigkeit in Folge hoher Vertikallasten zu null; das Lager wird instabil. Diesbezüglich sind folgende Aspekte in den gültigen Normen zu kritisieren:

- Die Berechnung der Knicklast  $P_{crit,0}$  (ohne Horizontalverformung) erfolgt in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) mit einem reduzierenden Faktor (siehe 7.1.2)
- Die Reduktion der Vertikallast in Bezug auf die Knicklast und die horizontale Auslenkung wird in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) überbewertet und in der ÖNORM EN 15129 (2010) unlogisch gehandhabt.

Zu a): Wie bereits in 7.1.2 ausgeführt, weicht die Gleichung zur Bestimmung der Knicklast in der ÖNORM EN 1337-3 (2005) erheblich von der analytischen Herleitung durch Kelly (1997), welche sich auch in der ÖNORM EN 15129 (2010) wiederfindet, ab. Bei dem verwendeten Faktor handelt es sich um eine versteckte Sicherheit in der Bemessung.

Zu b): Die beiden Normen der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) verfolgen unterschiedliche Konzepte bei der Begrenzung der maximal zulässigen Vertikallast zur Vermeidung des Schubknickens von Lagern. In der ÖNORM EN 1337-3 (2005) wird die maximal zulässige Vertikallast durch die horizontale Auslenkung linear reduziert. Hier wäre eine nichtlineare Reduktion, wie in 7.1.2 beschrieben, sinnvoller. Nach ÖNORM EN 15129 (2010) ist die Vertikallast nur dann begrenzt, wenn keine Horizontalverformungen oder wenn Horizontalverschiebungen infolge seismischer und anderer Einwirkungen auftreten. Eine Begrenzung der Vertikallast infolge Verschiebungen aus nichtseismischen Einwirkungen ist nicht definiert.

Bei seismischen Einwirkungen sind nach ÖNORM EN 15129 (2010) die Vertikallast bzw. die horizontale Verformung für den Geltungsbereich  $0,5 \geq F_z / P_{crit,0} \geq 0,25$  zu begrenzen mit:

$$F_z < P_{crit,0} \cdot \left( 0,5 - 0,35 \cdot \frac{v_x}{a} \right) \quad (7-16)$$

$P_{crit,0}$  ist nach Gleichung (2-18) zu bestimmen.

Bereits durch geringste Verschiebungen  $v_x$  wird dadurch die Begrenzung der Vertikallast schlagartig um 50 % herabgesetzt.

Analog zu den Ausführungen in 7.1.2 wird vorgeschlagen, die Vertikallast  $F_z$  für alle Bereiche wie folgt zu begrenzen:

$$F_z < P_{crit,0} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{v_x}{a} \right)^u \right] \quad (7-17)$$

mit der in 7.1.2 mithilfe einer Parameterstudie optimierten Potenz  $u = 1,6$ . Die zusätzliche Berücksichtigung eines Lastsicherheitsfaktors  $\gamma_p$  sollte diskutiert werden.

### 7.5.4 Verformungsbegrenzung abrollender Lager

Bei nicht fixierten faserbewehrten Lagern ist ein Abrollen der Ober- und Unterseite von den Belastungsflächen möglich, da die Bewehrungslagen nicht durch Biegung geschädigt werden (siehe 7.1.1). Große horizontale Verformungen führen zu einem Kontakt der Seitenflächen mit den horizontalen Belastungsflächen. Eine weitere horizontale Verformung des Lagers wird dadurch behindert und führt so zu einem Anstieg der horizontalen Reaktionskraft (siehe Abb. 7-6).

Für kraftgesteuerte Verformungen kann dieser Effekt als günstig wirkende Begrenzung verstanden werden; zu große horizontale Verformungen werden automatisch (bis zu einer bestimmten Größe der Horizontalkraft) verhindert. Bei Lagerverschiebungen aus Zwängungen z.B. aus Temperaturänderung der gelagerten Struktur, kann dieser Effekt zu ungewollten hohen Horizontalkräften führen. Sowohl das Lager, als auch die Struktur oder der Unterbau könnten beschädigt werden.

Zur Vermeidung eines seitlichen Kontaktes wird eine maximal zulässige Horizontalverschiebung von  $v_x = 1,5 t_r$  vorgeschlagen, da bei allen untersuchten numerischen Modellen bei etwa dieser Verformung seitlicher Kontakt auftrat. Eine Überprüfung im Rahmen der Lagerversuche war nicht möglich, da bereits vor Erreichen des Kontakts ein Gleiten der Lager eintrat.

## 7.6 Zusammenfassung der verbesserten Bemessungsrichtlinien

Zusammenfassend werden im Folgenden die in 7.1 bis 7.5 vorgestellten neuen Bemessungsrichtlinien übersichtlich dargestellt, den entsprechenden Gleichungen der ÖNORM EN 1337-3 (2005) und der ÖNORM EN 15129 (2010) gegenübergestellt und kurz kommentiert. Bemessungsansätze, für welche noch keine schlüssige Gleichung entwickelt werden konnten, werden hier nicht aufgeführt.

### 7.6.1 Das Lagerverhalten beschreibende Gleichungen

#### Einfluss des Abrollens auf die horizontale Steifigkeit:

neu: 
$$K_{h,roll} = K_{h,fix} \cdot \left(1 - \frac{v_x}{a}\right)$$
 nach Gleichung (7-2)

Normen: Wird bisher nicht berücksichtigt.

Kommentar: Relevant vor allem für faserbewehrte Lager

#### Einfluss der Vertikallast auf die horizontale Steifigkeit:

neu: 
$$K_h(v_x, F_z) = K_h \cdot \left[ 1 - \left( \frac{F_z}{P_{crit,0} \cdot \left(1 - \left(\frac{v_x}{a}\right)^u\right)} \right)^2 \right]$$
 nach Gleichungen (7-3) und (7-4)

Normen: Wird bisher nicht berücksichtigt.

Kommentar: Die Vertikallast geht bisher nicht in die horizontale Steifigkeit ein; die Abminderung von  $P_{crit}$  durch Horizontalverformung ist in den Normen ungenau bzw. ansatzweise vorhanden

#### Einfluss der nichtlinearen Materialsteifigkeit auf die horizontale Steifigkeit:

neu: 
$$K_h(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h) = \frac{G(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h) \cdot A}{t_r}$$
 nach Gleichung (7-8)

Normen: Wird bisher nicht berücksichtigt.

Kommentar: Der Schubmodul des Elastomers wurde bisher nicht in Abhängigkeit von der Pressung bestimmt; die Gleichung sollte, zur Verbesserung der Genauigkeit bei kleinen Verformungen, dahingehend erweitert werden.

**Zusammenhang zwischen horizontaler Dämpfung der Lager und Schubdämpfung des Elastomers:**

neu:  $\xi_{h,Lager}(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h) = \xi_{Schub,Elastomer}(\varepsilon_{h,max}, \varepsilon_h)$  siehe 7.2.1

Normen: Bestimmung der Dämpfung durch Versuch.

Kommentar: Brauchbare Ergebnisse für Lager ohne Vertikallast. Der Einfluss der Pressung  $p_z$  auf die Dämpfung ist sehr hoch und kann nur durch weitere Materialversuche berücksichtigt werden.

**Einfluss der horizontalen Verformung auf die vertikale Steifigkeit:**

neu:  $K_{v,tan} = K_{v,0} \cdot \frac{1}{1 + (3 \cdot v_x^2) / (\pi^2 \cdot r^2)}$  nach Gleichung (2-15)

Normen: Wird bisher nicht berücksichtigt.

Kommentar: Die analytische Herleitung nach Kelly (1997) führt zu guten Ergebnissen; der Einfluss des Abrollens wird nicht berücksichtigt. Die Unterscheidung von Tangenten- und Sekantensteifigkeit sollte berücksichtigt werden.

**Einfluss der Steifigkeit der Bewehrung auf die vertikale Steifigkeit:**

neu:  $E_{c,schub}(\alpha a) / GS^2 = \frac{198}{(\alpha a)^2} \cdot \left( 1 - \frac{2 \cdot \tanh(0,5 \cdot \alpha a)}{\alpha a} \right) \cdot \dots$  nach Gleichung (7-13)  
 $\dots \left[ 1 + u_1 + u_2 \cdot \alpha a + u_3 \cdot (\alpha a)^2 + u_4 \cdot (\alpha a)^3 + u_5 \cdot (\alpha a)^4 \right]$

Normen: Wird bisher nicht berücksichtigt.

Kommentar: Die analytische Herleitung nach Kelly (1997) wurde durch numerische Simulationen angepasst.

**7.6.2 Versagenskriterien beschreibende Gleichungen****Schubverzerrung des Elastomers infolge Vertikallast:**

neu:  $\varepsilon_{c,max} = 1,1 \cdot \frac{p_z}{G \cdot S}$  nach Gleichung (7-7)

Normen: Statt dem Faktor 1,1 werden in den Normen andere Faktoren verwendet.

Kommentar: In der ÖNORM EN 15129 (2010) wird auch der Kompressionsmodul des Elastomers mit berücksichtigt, was nicht mechanisch logisch erscheint.

**Schubverzerrung des Elastomers infolge Vertikallast:**

neu:  $n_{max,quadrat} = 1,88 \cdot \frac{F_z \cdot t}{A} \cdot \left( 1 - \frac{S-10}{100} \right)$  mit  $S \leq 25$  nach Gleichung (7-15)

Normen: Statt dem Faktor 1,88 werden in den Normen andere Faktoren verwendet.

Kommentar: Der verbesserte Faktor wurde durch numerische Untersuchungen ermittelt.

**Stabilitätsversagen infolge Vertikallast und horizontaler Verformung:**

neu:  $F_z < P_{crit,0} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{v_x}{a} \right)^u \right]$  mit  $u = 1,6$  nach Gleichung (7-17)

Normen: In der ÖNORM EN 1337-3 (2005) wird  $u = 1,0$  verwendet. In der ÖNORM EN 15129 (2010) wird nach der Ursache der Belastung differenziert.

Kommentar: Der verbesserte Faktor  $u$  wurde durch numerische Untersuchungen ermittelt.

## 8 Anwendung der neuen Bemessungsansätze

Dieser Abschnitt stellt Anwendungen von Elastomerlagern vor, bei welchen die genaue Bestimmung des Lagerverhaltens unerlässlich ist, um das Verhalten der Gesamtstruktur mit ausreichender Genauigkeit vorhersagen und beeinflussen zu können.

Werden Elastomerlager bei der Lagerung von massiven Strukturen für vorwiegend statische Beanspruchung eingesetzt, z.B. um Zwängungen aus Temperaturdifferenzen zu vermeiden, so führen Ungenauigkeiten bei der Bestimmung der Lagersteifigkeit meist zu vernachlässigbaren Fehlern bei den Schnittkräften in der Struktur. Bei allen dynamischen Beanspruchungen jedoch, bei welchen die Dämpfung der Lager einen maßgeblichen Anteil an der Dämpfung des Gesamtsystems ausmacht, führen geringe Abweichungen bei der Bestimmung der Steifigkeit und der Dämpfung der Lager meist zu großen Unterschieden im Systemverhalten.

Diese dynamischen Anwendungsbereiche umfassen z.B.

- die Lagerung von Maschinen, um die Weiterleitung von Vibrationen zu vermeiden,
- die Lagerung von Bauwerken, um die Erschütterungen aus Bahnverkehr zu reduzieren,
- die Lagerung von Bauwerken zur Isolation von Erdbebeneinflüssen
- die Lagerung von Schrägseilen an Brücken gegen Schwingungsanregung durch Wind
- oder die Lagerung von Zusatzmassen in Gebäuden oder Pylonen, um Schwingungen aus Erdbeben oder Windanregung zu reduzieren (Tuned-Mass-Damper).

Bei all diesen Anwendungen ist die exakte Abstimmung von Steifigkeit und Dämpfung in horizontaler und / oder vertikaler Richtung unerlässlich.

### 8.1 Erdbebendämpfungssysteme

Von Erdbebenisolationssystemen wird üblicherweise dann gesprochen, wenn eine Struktur durch geeignete Lagerung horizontal verschieblich gelagert wird, um sie von den horizontalen Bodenbewegungen zumindest teilweise zu entkoppeln. Die auf das Bauwerk wirkenden Horizontalkräfte werden reduziert. Dabei treten teilweise große Relativverschiebungen (z.B.  $\pm 20$  cm beim neuen Akropolis Museum, siehe Huber, Medeot (2007)) und hohe Vertikallasten auf, welche auf die Lager wirken. Aus diesem Grund werden hierzu meist kostspielige Gleitpendellager eingesetzt.

Eine weitaus günstigere Möglichkeit, die auf Gebäude wirkenden Horizontalkräfte zu reduzieren, ist die elastische Teilisolation der Aussteifungselemente. Durch die Reduktion der einwirkenden Kräfte kann sowohl die vertikale Bewehrung der aussteifenden Wände von Massivbauten, als auch die Beanspruchung von Verbindungen zwischen aussteifenden Elementen verringert werden. Mithilfe von Elastomerlagern können horizontale elastische Fugen in den aussteifenden Wänden vorgesehen werden, siehe Kelly (1997). Geringe elastische Relativverformungen am Fußpunkt oder auf mehreren Niveaus werden dadurch ermöglicht. Es entstehen Kragarme mit reduzierter Schubsteifigkeit und zusätzlicher Schubdämpfung.

Einerseits wird die Steifigkeit des Systems verändert, wodurch es möglich ist, gezielt die Resonanz durch Anregung zu vermindern. Andererseits wird dem schwingenden System durch die im Elastomer verrichtete Arbeit Energie entzogen und damit die Schwingung gedämpft.

Ziel der hier dargestellten Studie von Gerhaher et al. (2008b) ist es, a) die Möglichkeiten faserbewehrter Elastomerlager als Erdbebenschutzsysteme für übliche Wohn- und Bürobau-

ten und b) die dadurch möglichen Einsparungen aufzuzeigen. Vergleichsstudien an drei- bis zehngeschossigen Gebäuden wurden durchgeführt, um die Einflüsse a) der Größe der seismisch aktiven Massen, b) der Höhe (Länge des Kragarms), resultierend aus der Geschosszahl, und c) der Eigenfrequenz der Struktur zu untersuchen. Die Wirksamkeit der Vorrichtung wurde durch Veränderung der Position und der Steifigkeit der elastischen Fugen optimiert.

### 8.1.1 Übliche Tragsysteme im Hochbau

Im allgemeinen Wohnhausbau werden die Raumabmessungen und die Tragkapazität der Einzelbauteile aufeinander abgestimmt. Aus Diskussionen mit Vertretern aus dem Fertigteilbau geht hervor, dass die Wirtschaftlichkeit des Tragwerks wesentlich die Grundrissform beeinflusst. In Abb. 8-1 werden zwei typische Grundrisse gezeigt, welche für die folgende Betrachtung von Isolationssystemen dienen.

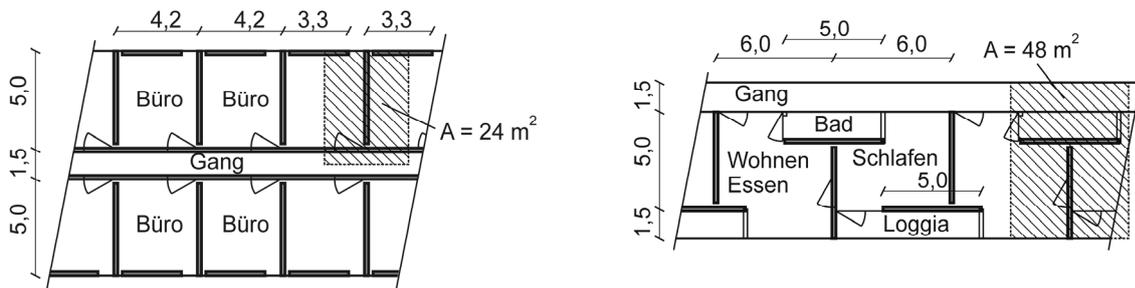


Abb. 8-1: Grundriss von Tragwerkstyp I (links) und II (rechts) der Vergleichsstudie mit vertikalen Schubfugen zwischen den Wandelementen; aussteifende Wandelemente sind dunkel hinterlegt

Aus Abb. 8-1 ist zu erkennen, dass bei Typ I die Erdbebenlasten in Querrichtung maßgebend sind. Die aussteifenden Längswände sind wesentlich länger und damit im Rahmen dieser Studie uninteressant. Für Typ II wird die Aussteifung in Längs- und Querrichtung jeweils von einer Wandscheibe pro Gebäudeabschnitt übernommen; die seismisch wirksame Gebäudemasse pro Scheibe und damit die Schnittgrößen aus Erdbeben ist für Längs- und Querscheiben gleich.

Zwischen den Wandelementen kann in Fertigteilbauten im Allgemeinen, aufgrund der Ausbildung der Vertikalfugen, keine Schubkraft übertragen werden. Auch im Ortbetonbau sind selten aussteifende Wandscheiben von mehr als fünf Metern in beiden Richtungen zu finden. Somit ist die Betrachtung des Isolationseffekts für Wandscheiben mit einer Länge von  $l = 5 \text{ m}$  gerechtfertigt.

Die Massen für die Erdbebenmodellierung setzen sich zusammen aus den Massen der Einzelbauteile und der Masse der veränderlichen Lasten, wobei hier nicht die maximale Deckenlast, sondern ein abgeminderter Wert herangezogen wird (Faktor 0,3). Üblicherweise werden im Wohn- und Bürobau STB-Deckenstärken von 18 bis 20 cm und Wandstärken von 16 bis 20 cm verwendet. Für die hier vorgestellte Studie wurden folgende Massen für alle Geschosse angesetzt:

- Eigengewicht Decke =  $6,5 \text{ kN/m}^2$  (aus Platte  $d_{\text{Decke}} = 20 \text{ cm}$  + Fußbodenaufbau)
- Eigengewicht Wand =  $4,0 \text{ kN/m}^2$  (aus Betonwand  $d = 16 \text{ cm}$ )
- Verkehrslast Decken =  $3,0 \text{ kN/m}^2$  (incl. nicht tragender Wände; abgemindert mit Kombinationsbeiwert 0,3)

Die Grundrisse in Abb. 8-1 zeigen, dass die Deckeneinflussfläche der Erdbebenlasten für Typ I  $A_1 = 24 \text{ m}^2$  ( $5,7 \text{ m} \times 4,2 \text{ m}$ ) halb so groß ist, wie jene von Typ II  $A_2 = 48 \text{ m}^2$  ( $6 \text{ m} \times 8 \text{ m}$ ). Aus den Grundrissen ergibt sich weiter, dass die Masse der Wände, die als seismische Masse anzusetzen sind, für beide Typ I und II einheitlich mit  $12,5 \text{ m}$  anzusetzen sind. Dabei

wurden bei Typ II auch tragende Wände, die nicht nur für vertikale Lastableitung nötig sind, als Masse mit berücksichtigt. Lediglich die in den Grundrissen grau hinterlegten Wände dienen zur Aussteifung der Gebäude.

Tab. 8-1 zeigt die errechneten Massen aus den oben aufgezeigten Flächenlasten, welche für das FE-Modell des Masse-Feder-Systems (siehe Abb. 8-2) anzusetzen waren. Die Geschosshöhe wurde dabei einheitlich mit drei Metern angenommen.

		Fläche [m <sup>2</sup> ]	Gewichtskraft [kN]	Masse [t]
Typ I	Decke	$4,2 \cdot 5,7 = 24$	$(6,5 + 0,3 \cdot 3,0) \cdot 24 = 178$	18,1
	Wände	$3 \cdot 12,5 = 37,5$	$4,0 \cdot 37,5 = 150$	15,3
Typ II	Decke	$6,0 \cdot 8,0 = 48$	$(6,5 + 0,3 \cdot 3,0) \cdot 48 = 355$	36,2
	Wände	$3 \cdot 12,5 = 37,5$	$4,0 \cdot 37,5 = 150$	15,3

Tab. 8-1: Berechnung der seismisch wirksamen Massen des statischen Systems

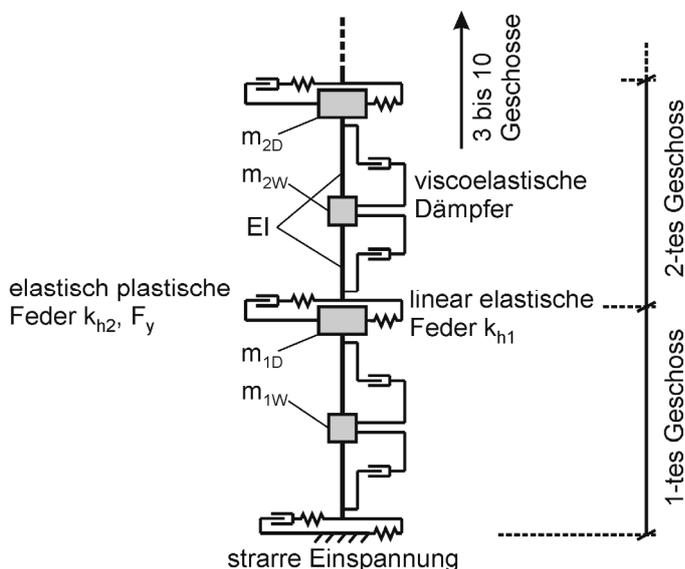


Abb. 8-2: Statisches System der Erdbebenaussteifung: Masse-Feder-System eines Bauwerks (Massen der Decken  $m_{1D} = m_{2D} = m_{3D}$ , Massen der Wände  $m_{1W} = m_{2W} = m_{3W}$ )

Die Wirksamkeit des Erdbebenschutzsystems für im Wohn- und Bürobau übliche Bauwerksabmessungen konnte durch die Untersuchung von Gebäude mit drei bis zehn Geschossen und den zwei oben beschriebenen Grundrissen dargestellt werden. Die Variation der Geschosshöhen ist notwendig, da sich nicht nur die Masse und der Hebelarm mit der Höhe ändern, sondern auch die Schwingungsdauer der ersten Eigenschwingungsform. Je nach Verhältnis der Eigenfrequenz des Tragwerks und der Frequenz der Anregung - mit Berücksichtigung der Bodensteifigkeit -, tritt mehr oder weniger starke Resonanz und damit Belastung der Gebäude auf.

### 8.1.2 Vergleichsstudie der Effektivität unterschiedlicher elastischer Fugen

Das Verhältnis der Einspannmomente der Wandscheiben am Fußpunkt von Gebäuden mit bzw. ohne Erdbebenschutzsystem erlaubt die Berechnung eines Reduktionsfaktors  $\eta$ . Dieser kann als Maß für die Wirksamkeit der elastischen Lagerung herangezogen werden. Die elastischen Fugen können entweder ausschließlich unter den Wänden des EG oder unter den Wänden aller Geschosse angeordnet werden.

Die elastische Lagerung der aussteifenden Wände ( $d_{wand} = 16 \text{ cm}$ ) erfolgt mittels quadratischer Elastomerlager mit einer Höhe  $t_r = 20 \text{ mm}$ , einer Seitenlänge  $a = 160 \text{ mm}$ , einer Schichtdicke von  $t = 2 \text{ mm}$  zwischen den Faserlagen und einem angenommenen Schubmodul des Elastomers von  $G = 1,2 \text{ N/mm}^2$  (nach Abb. 3-23 für Horizontalverformung  $v_{x,max} = 100 \%$ ). Die Lager werden über die gesamte Wandlänge in der Fuge angeordnet. Um mit den gleichen Lagerelementen unterschiedlichen Lagerungssteifigkeiten realisieren zu können, werden die lichten Abstände zwischen den Lagern variiert (0 mm, 80 mm und 320 mm, siehe ). Dadurch entstehen Fugensteifigkeiten von 100 %, 67 % und 33 %.

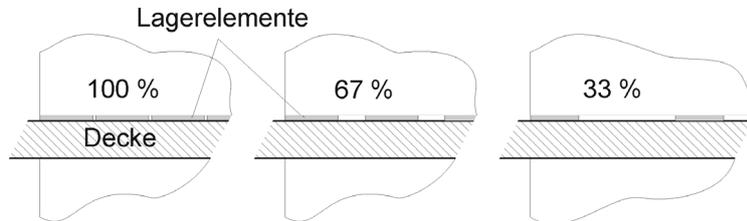


Abb. 8-3: Vertikalschnitt durch die Geschossdecke; Varianten der Anordnung der Lagerelemente unter den aussteifenden Wänden zur Realisierung unterschiedlicher Fugensteifigkeiten

Wie in den Versuchen in 6.2 gezeigt wurde, sind die Steifigkeit und die Dämpfung der Lager weitgehend unabhängig von der Verformungsgeschwindigkeit. Deshalb ist der Dämpfungsanteil der Lager nicht durch viskose Dämpfer, sondern durch Reibungsdämpfer (elastisch plastische Feder mit großer Steifigkeit) zu modellieren (siehe Abb. 3-28). Die Parameter für Gleichung (3-1) errechnen sich für eine Verzerrung von  $v_x = t_r$  damit zu:

$$k_{h1} = \frac{G \cdot a^2}{t_r} \cdot \left(1 - \frac{t_r}{a}\right) \quad (8-1)$$

$$\Delta F = 2 \cdot (t_r \cdot k_{h1} + F_y) \quad (8-2)$$

$$\Delta x = 2 \cdot t_r \quad (8-3)$$

$$W = 4 \cdot F_y \cdot t_r - \frac{4 \cdot F_y^2}{k_{h2}} \quad (8-4)$$

Daraus lassen sich folgende Steifigkeiten und die Fließgrenze im Modell für ein Lagerelement mit 7 % Dämpfung mit zugehöriger Schubverzerrung  $\varepsilon_x = 100 \%$  berechnen:

$k_{h1} = 1.34 \text{ MN/m}$  Steifigkeit der rein elastischen Feder

$k_{h2} = 4.43 \text{ MN/m}$  Steifigkeit der elastisch plastischen Feder (aus Versuch:  $k_{h2} \approx 3,3 k_{h1}$ )

$F_y = 3.47 \text{ kN}$  Fließgrenze der elastisch plastischen Feder

Durch Variation der Fließgrenze kann die Dämpfung der Lager verändert werden. Die Multiplikation der angegebenen Werte mit dem Faktor 31,3 (= Wandlänge  $l$  / Lagerlänge  $a$ ) ergibt die Werte der horizontalen Fuge mit 100 % Steifigkeit (ohne Abstände zwischen den Lagern). Für die geringeren Fugensteifigkeiten werden die Werte entsprechend reduziert. Vernachlässigt werden hierbei die Abhängigkeit der Dämpfung von der vertikalen Pressung und die Nichtlinearität der horizontalen Lagersteifigkeit. Die näherungsweise Bestimmung der Lagerparameter für eine Schubverformung von 100 % ist plausibel, da die maximal auftretenden Verformungen ca. 20 mm betragen, siehe Gerhaher et al. (2008b).

Die Dämpfung der Stahlbetonstruktur selbst wurde nach ÖNORM EN 1998-1 (2005) mit 5 % relativer Dämpfung durch viskoelastische Dämpfungselementen zwischen den Knotenpunkten der Wandelemente im statischen Modell implementiert. Die Dämpfung der Fugen konnte damit unabhängig variiert werden.

Die vertikale Steifigkeit der Lager vermindert die Biegesteifigkeit der Schubwände. Allerdings konnte von Gerhaher et al. (2008b) gezeigt werden, dass dieser Anteil sehr gering ist und vernachlässigt werden kann.

### 8.1.3 Grundlagen der Erdbebenbemessung

Die Erdbebenbemessung erfolgte sowohl nach dem Antwortspektrumverfahren nach ÖNORM B 4015 (2002), als auch mit einer Zeitintegrationsrechnung nach ÖNORM EN 1998-1 (2005). Beim vereinfachten Antwortspektrumverfahren werden die Ersatzlasten entsprechend der Biegeform eines schubsteifen Kragarms verteilt. Durch Einfügen von schubweichen Fugen verändert sich die Biegeform (siehe Abb. 8-4). Die genauere Betrachtung der Erdbebeneinflüsse nach dem exakten Antwortspektrumverfahren führt aus diesem Grund zu etwa 15 bis 30 % geringeren Einspannmomenten am Fußpunkt. Da im Antwortspektrumverfahren die Dämpfung der Struktur nur als globale viskoelastische Dämpfung berücksichtigt werden kann, muss für eine differenzierte Betrachtung der Dämpfungseinflüsse eine Zeitintegrationsrechnung mit einem passenden Beschleunigungsspektrum durchgeführt werden.

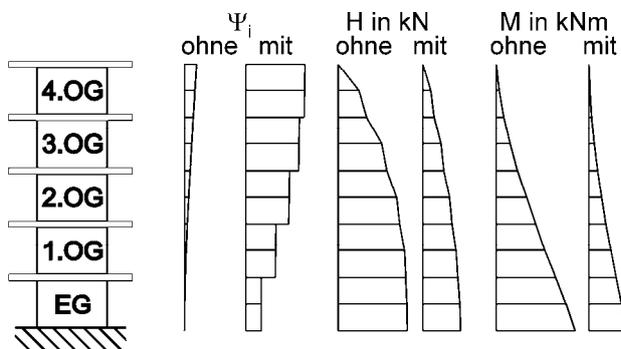


Abb. 8-4: Qualitative Darstellung mit und ohne Lager in allen Fugen (Tragwerkstyp II, 5 Geschosse): Horizontalverschiebungen  $\Psi_i$  der ersten Eigenform, Horizontalkräfte  $H$  und Momente  $M$  aus Erdbeben nach der Antwortspektrenmethode

Um die Berechnungen nach den verschiedenen Verfahren aus zwei unterschiedlichen Normen, ÖNORM B 4015 (2002) und ÖNORM EN 1998-1 (2005), vergleichbar zu machen, wurden die Parameter, nach welchen das synthetische Beschleunigungsspektrum erzeugt wurde, geringfügig angeglichen. Folgende Annahmen nach ÖNORM EN 1998-1 (2005) wurden für die Berechnungen getroffen:

Es wird die Sicherheitsklasse mit SK 1 für Büro- und Wohnbauten nach ÖNORM B 4015 (2002) angenommen. Bei allen Berechnungen kann von einer mittleren Schwingungsanfälligkeit ausgegangen werden, da nach ÖNORM B 4015 (2002) eine geringe Exzentrizität der aussteifenden Wände bzw. ein Verhältnis von Gebäudelänge zu -breite größer 4 anzusetzen sind und Schwingungsdauern bis 3,0 Hz vorkommen. Die Gründung wurde mit Gruppe II aus den drei möglichen eine mittlere Bodensteifigkeit für dicht gelagerte Sedimente (Sand oder Kies, fester Ton, Mergel, verwittertes Gestein) bestimmt. Damit ergeben sich nach ÖNORM B 4015 (2002) folgende Parameter für das Antwortspektrum des synthetischen Erdbebens:

$a_h = 0,80 \text{ m/s}^2$  effektive horizontale Bodenbeschleunigung in der Gegend von Wien (Zone 3)

$k_5 = 1,5$  für Schubwände ohne duktilitätserhöhende Maßnahmen (mit natürlicher Duktilität nach ÖNORM B 4015 (2002))

$\beta_0 = 2,5$  Verstärkungsbeiwert

und damit

$S_{e,m} = 1,34 \text{ m/s}^2$  die maximal Ordinate im Antwortspektrum.

Die Reaktionsparameter wurden in Annäherung an die ÖNORM EN 1998-1 (2005) gewählt mit:

$$T_B = 0,15 \text{ s}, T_C = 0,60 \text{ s und } T_D = 2,00 \text{ s.}$$

#### 8.1.4 Parameterstudie zur Effizienz des Erdbebenschutzsystems

Passend zu diesen Parametern wurden synthetische Zeit-Beschleunigungs-Daten erzeugt, welche den Zeitintegrationsberechnungen der Parameterstudie zugrundelagen. Als Vergleichswert der Systeme wurde die Reduktion  $\eta$  des Einspannmoments am Fußpunkt der Schubwände mit elastischen Fugen gegenüber dem Moment der gleichen Wand ohne Fuge verwendet:

$$\eta = \frac{M_{elast}}{M_{starr}} \quad (8-5)$$

Dabei steht  $\eta = 1$  für ein Gebäude ohne elastische Fugen.

Die Aufnahme der Momente an den Fusspunkten zur Verhinderung des Kippens der Gebäude macht die Anordnung vertikaler Bewehrung in den Wandenden erforderlich. Vor allem bei vorgefertigten Wandelementen führen die Verbindungen dieser Rückhaltebewehrung zu hohen Kosten. Ein Teil der durch Kippen hervorgerufenen abhebenden Zugkräfte wird durch die Vertikallast aus Eigengewichten und Verkehrslasten überdrückt (graue Bereiche in Abb. 8-5 bis Abb. 8-7; Vertikallast ca. 150 kN pro Geschoss und Schubwand; Herleitung siehe Gerhaher et al. (2008b)). Der Reduktionsfaktor  $\eta$  ist deshalb nicht gleichzusetzen mit dem Grad der Einsparungen bei der Bewehrung. Trotzdem kann die Effektivität der Dämpfungs- bzw. Isolationssysteme damit gut dargestellt werden.

In der Studie wurden folgende Parameter variiert:

- die Anzahl der Geschosse  $n = 3$  bis 10
- die seismisch aktiven Massen (nach Tab. 8-1) für Grundriss Typ I und II
- die Position der elastischen Fugen: nur über der Fundierung oder in allen Geschossen
- die Steifigkeit der Fugen durch Variation der Lageranordnung

Im ersten Teil der Studie wurden Lager mit einer äquivalenten viskosen Dämpfung von  $\xi = 7$  % verwendet. Im zweiten Teil der Studie wurde untersucht, inwieweit die äquivalente viskose Dämpfung der Lager einen Einfluss auf die Effektivität des Systems hat. Technisch ausführbar sind bewehrte Elastomerlager (ohne Bleikern) in einem Dämpfungsbereich von etwa drei bis neun Prozent; dieser Bereich wurde für die Untersuchung herangezogen.

#### 8.1.5 Ergebnisse des ersten Teils der Parameterstudie

Trägt man für Grundrisstyp I mit einem Dämpfungswert der Fuge von  $\xi = 7$  % die Reduktionsfaktoren  $\eta$  über die Zahl  $n$  der Stockwerke auf (siehe Abb. 8-5), so zeigt sich die extreme Abhängigkeit von der Anzahl der Geschosse und der Art der Fuge, siehe Gerhaher et al. (2008b). Bei geringen Geschosshöhen liegt der Reduktionsfaktor über  $\eta = 1,0$ , was eine Verstärkung des Einspannmoments bedeutet. Möglich ist dies, wenn die Eigenschwingungsdauer niederer Bauten unter  $T_B$  liegt und erst durch die schubweiche Fuge verlängert wird, wodurch die Strukturantwort in den ungünstigsten Resonanzbereich zwischen  $T_B$  und  $T_C$  verschoben wird.

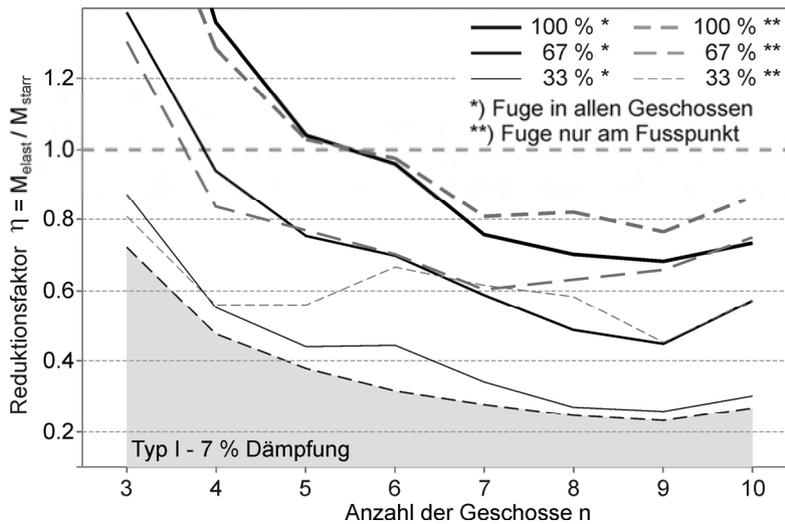


Abb. 8-5: Reduktionsfaktor des Einspannmoments am Fußpunkt der Aussteifungswand für Grundriss-typ I; Dämpfung der Lagerfugen  $\xi = 7\%$

Die grau hinterlegte Fläche in Abb. 8-5 stellt den Anteil des Einspannmoments dar, welcher durch Vertikallasten überdrückt wird. Bezogen auf die im EG erforderliche Verankerungsbewehrung ist die Effektivität der Anordnung demnach nicht gleich dem Reduktionsfaktor sondern gleich dem Verhältnis der Abstände der entsprechenden Kurven (mit bzw. ohne elastische Fuge) von der grauen Fläche. Beispielhaft ergibt sich für ein achtgeschossiges Gebäude mit elastischer Fuge mit 100 % Steifigkeit in allen Geschossen eine Reduktion der Zugkraft in der Bewehrung im EG auf  $(0,70 - 0,24) / (1,00 - 0,24) = 60\%$  des Wertes ohne elastische Fugen. Die erforderliche Verankerungsbewehrung wird nach oben hin geringer, da die Momente mit etwa kubischem Verlauf schneller als die ihnen entgegenwirkenden Vertikallasten abnehmen.

Die Effizienz des Erdbebenschutzsystems lässt sich vor allem für kleinere Gebäude mit drei bis sechs Geschossen durch die optimale Abstimmung von Steifigkeit und Dämpfung der Lager wesentlich steigern (siehe Abb. 8-6). So ist bei Anordnung einer Lagerfuge mit 33 %iger Steifigkeit für nahezu alle Gebäudehöhen keine Rückhaltebewehrung mehr erforderlich. Für die anderen Fugenanordnungen und Steifigkeiten können fast durchgehend Reduktionswerte kleiner 0,7 erreicht werden.

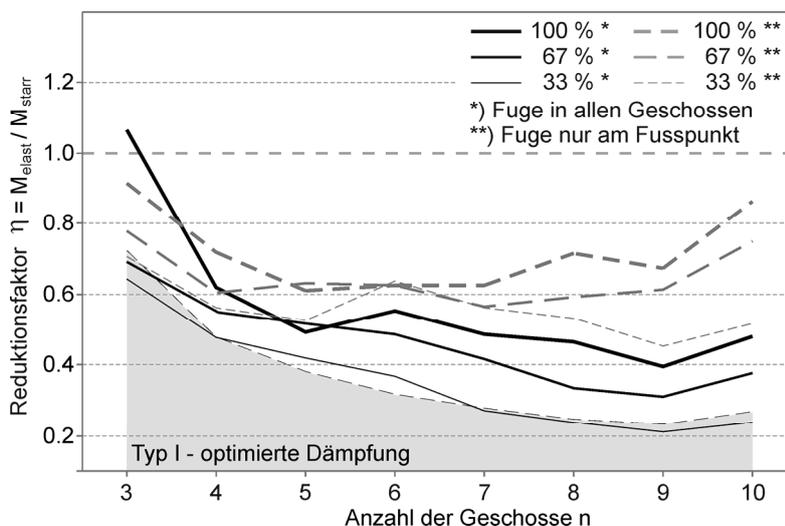


Abb. 8-6: Reduktionsfaktor des Einspannmoments am Fußpunkt der Aussteifungswand für Grundriss-typ I; Dämpfung der Lagerfugen für den jeweiligen Fall optimiert mit  $\xi = 3\%$  bis  $9\%$

Ähnlich gute Werte ergeben sich für Grundrisstyp II mit doppelter Masse der Decken in Abb. 8-7. Auch für Gebäude mit kleiner Geschoszahl konnten bessere Ergebnisse erreicht werden, wenn die Dämpfung der Lager entsprechend reduziert wurde.

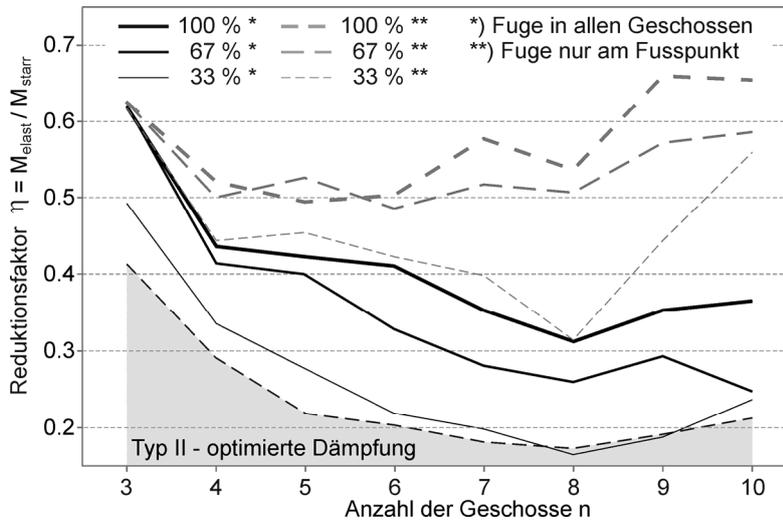


Abb. 8-7: Reduktionsfaktor des Einspannmoments am Fußpunkt der Aussteifungswand für Grundrisstyp II; Dämpfung der Lagerfugen für den jeweiligen Fall optimiert mit  $\xi = 3\%$  bis  $9\%$

Abb. 8-8 zeigt die Reduktionsfaktoren in Abhängigkeit von der Lagerdämpfung, um den Zusammenhang zwischen der Steifigkeit der Stahlbetonstruktur, der Steifigkeit der Lager und der Dämpfung der Lager sichtbar zu machen. Zu sehen ist deutlich, dass bei hoher Steifigkeit der Fuge der optimale Dämpfungswert der Fuge geringer ist als bei Fugen mit geringer Steifigkeit. Je geringer die Steifigkeit des Gebäudes, desto höher sollte die Dämpfung der Fuge gewählt werden.

Die gleiche Tendenz zeigte sich näherungsweise auch bei den Gebäuden mit Fugen in allen Geschossen. Allerdings konnten hier durchwegs die besten Ergebnisse mit Dämpfungswerten zwischen  $3\%$  und  $5\%$  erzielt werden. Eine ausführliche Darstellung und Diskussion wurde durch Gerhaher et al. (2009) veröffentlicht.

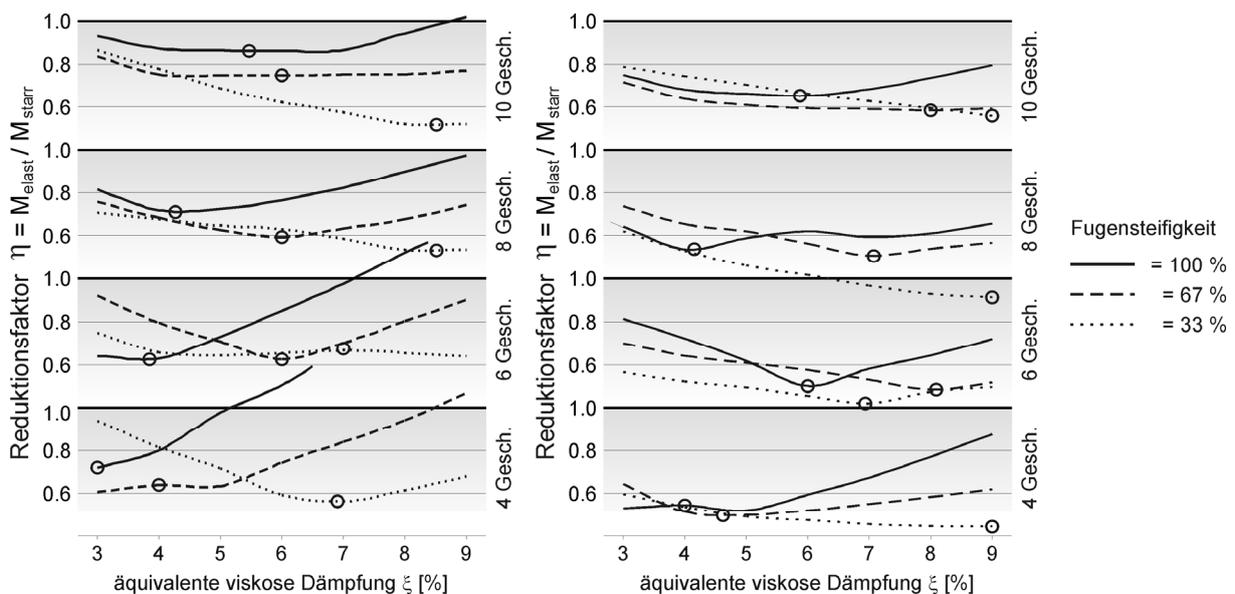


Abb. 8-8: Darstellung des Reduktionsfaktors  $\eta$  für Gebäude mit elastischer Fuge nur im untersten Geschoss, in Abhängigkeit vom Dämpfungswert der Fuge und der Geschoszahl  $n$  für Grundrisstyp I (links) und Grundrisstyp II (rechts)

### 8.1.6 Schlussfolgerung

Die Diskussion der Ergebnisse der Studie wird hier nur sehr verkürzt wiedergegeben. Eine ausführliche Darstellung wurde von Gerhaher et al. (2008b) und Gerhaher et al. (2009) veröffentlicht. Es wird jedoch deutlich, dass Erdbebenschutzsysteme mit Elastomerlagern hohe Effektivität bei geringen Kosten bieten können. Die Untersuchungen zum Einfluss der Steifigkeit und Dämpfung der Lager zeigen aber auch, wie wichtig deren exakte Abstimmung mit dem Schwingungsverhalten der Gebäude ist. Eine ungenaue Bemessung solcher Anwendungen auf Basis der bestehenden Norm der ÖNORM EN 15129 (2010) würde zu völlig falschen Ergebnissen und damit zu einer geringen Effektivität der Systeme führen.

## 8.2 Tuned-Mass-Damper

Ein auf den ersten Blick ähnliches, von der Funktionsweise jedoch völlig verschiedenes Dämpfungssystem stellt der Tuned-Mass-Damper dar. Im Gegensatz zu den Isolationssystemen, bei welchen eine weitgehende Trennung des Bauwerks vom Untergrund beabsichtigt wird, und den in 8.1 vorgestellten Systemen mit schubweichen Fugen, bei denen die Dämpfung primär durch Vermeidung von Resonanzeffekten erfolgt, wird beim Tuned-Mass-Damper dem System durch eine gedämpft schwingende kleinere Masse Energie entzogen.

Wird durch Erdbeben- oder Windanregung die Struktur in Schwingungen versetzt, so wird auch die elastisch gelagerte Zusatzmasse angeregt. Je nach Abstimmung der Feder-Dämpfungs-Kopplung zwischen Struktur und Zusatzmasse fallen die Relativbewegungen zwischen den beiden Massen (System und Dämpfer) stärker oder schwächer aus. Dabei wird über die Dämpfung der Kopplung Energie verbraucht, welche dem System entzogen wird. Die Schwingung der Struktur wird reduziert. Die Effektivität des Dämpfungssystems hängt dabei von der genauen Abstimmung der Steifigkeit und Dämpfung der Kopplung, sowie von der Größe der Zusatzmasse ab.

Zum Einsatz kommen derartige Systeme z.B. im Brückenbau zur Dämpfung der Schwingungen von Pylonen, oder im Hochbau, zur Verringerung von wind- oder erdbebeninduzierten Schwingungen. Üblicherweise wird dabei eine zusätzliche Masse in Form von Stahl- oder Betonblöcken pendelnd oder auf Schienen gelagert und mit einem viskosen Dämpfer versehen eingesetzt.

Wesentlich kostengünstiger ist es, als schwingende Masse einen Teil der Struktur selbst zu verwenden. Denkbar ist bei Gebäuden die Lagerung der aussteifenden Wände des obersten Geschosses auf Elastomerlagern (siehe Abb. 8-9). Bei günstiger Abstimmung der Steifigkeit und Dämpfung der Lagerfuge auf die Eigenfrequenz des Gebäudes wird der Schwingung des Gebäudes durch die Relativverschiebung des obersten Geschosses Energie entzogen und so die Schwingungsanregung verringert.

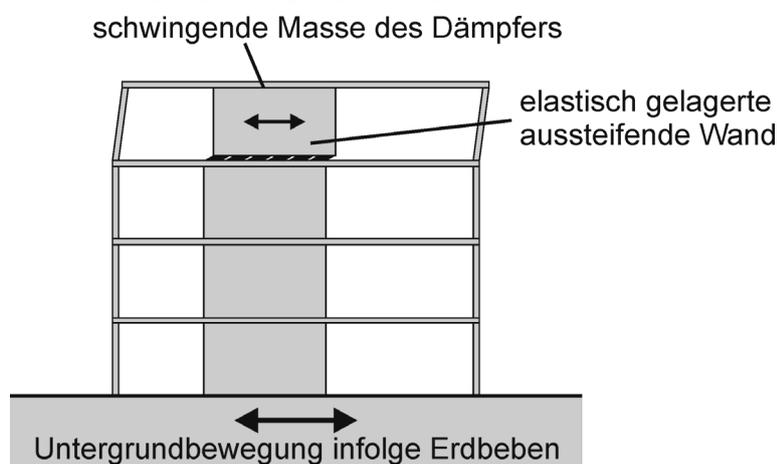


Abb. 8-9: Elastische Lagerung des obersten Geschosses als Tuned-Mass-Damper

Der Vorteil dieses Systems liegt nicht nur im geringeren Aufwand der Herstellung der Fuge, da im Vergleich zu den in 8.1 vorgestellten Systemen geringere Kräfte wirken, sondern vor allem in der einfacheren Ausführung. In den unteren Geschossen finden keine Relativverschiebung zwischen Wänden und darunterliegender Decke statt. Es sind deshalb keine komplizierten Anschlussdetails der Bewehrung erforderlich, um Verformungen senkrecht zur Zugrichtung zu ermöglichen. Im obersten Geschoss ist ohnehin meist keine Zugbewehrung gegen Abheben der Wandenden erforderlich, da die abhebenden Kräfte aus Kippen der aussteifenden Wand durch auflagernden Vertikallasten der Decke überdrückt werden.

### 8.2.1 Parameterstudie zur Effizienz des Erdbebenschutzsystems

Analog zu der in 8.1 dargestellten Studie wird in den folgenden Betrachtungen eine elastische Fuge nur im obersten Geschoss eingeführt. Da die auftretenden Kräfte wesentlich geringer sind, werden folgende Lageranordnungen mit etwa einem Zehntel der horizontalen Steifigkeit gewählt:

Unter jeder Schubwand des obersten Geschosses werden neun, sechs bzw. drei Lager angeordnet. Je nach Anzahl der Lager werden die Fugensteifigkeiten mit 100 %, 67 % bzw. 33 % bezeichnet. Wiederum wird die äquivalente viskose Dämpfung  $\xi$  der abrollenden Lager von 3 bis 9 % und die Geschoszahl  $n$  von 3 bis 10 variiert.

Als Lagerelemente werden wesentlich kleinere und damit weichere Lager als in 8.1 verwendet: Seitenlänge  $a = 100$  mm, Höhe  $t_r = 20$  mm, Schubmodul des Elastomers  $G = 1,2$  N/mm<sup>2</sup> (nach Abb. 3-23 für Horizontalverformung  $v_{x,max} = 100$  %). Damit ergeben sich für ein einzelnes Lagerelement bei einer Dämpfung von z.B.  $\xi = 7$  % folgende Modellparameter nach den Gleichungen (8-1) bis (8-4):

$k_{h1} = 0,48$  MN/m Steifigkeit der rein elastischen Feder

$k_{h2} = 1,58$  MN/m Steifigkeit der elastisch plastischen Feder ( $k_{h2} \approx 3,3 k_{h1}$ )

$F_y = 1,24$  kN Fließgrenze der elastisch plastischen Feder

Als Maß für die Effektivität des Dämpfungssystems werden wiederum die Reduktionsfaktoren  $\eta$  der Einspannmomente in den untersten Geschossen betrachtet, die durch FE-Berechnung mit Zeitintegrationsverfahren bestimmt wurden. Die Darstellung der Ergebnisdaten erfolgt analog zu der in 8.1 beschriebenen Vorgehensweise.

### 8.2.2 Ergebnisse der Parameterstudie

Die Kurven in Abb. 8-10 zeigen deutlich, die extrem gute Wirksamkeit des Systems. Gerade für kleine Bauwerke ist der Tuned-Mass-Damper von Vorteil, da hier nicht die Eigenfrequenz des gesamten Gebäudes in einen ungünstigeren Resonanzbereich verschoben wird; der untere Teil des Gebäudes behält seine Steifigkeit, der obere schwingende Teil entzieht dem Gebäude Energie. So können z.B. Gebäude des Grundrisstyp I bis zu einer Höhe von sieben Geschossen gänzlich ohne vertikale Rückhängebewehrung ausgeführt werden.

Bei höheren Gebäuden liegen die Ergebnisse größenordnungsmäßig ähnlich wie die Ergebnisse der Dämpfungssysteme in 8.1.

Es ist jedoch zu beachten, dass bei den hier vorgestellten Berechnungen teilweise wesentlich größere Relativverformungen in den Fugen auftraten. Bei Grundrisstyp I lagen diese bei den Fugen mit 100 % Steifigkeit (9 Lager je Schubwand) für 3 bis 10 Geschosse zwischen 6 und 18 mm. Bei den Fugen mit 33 % Steifigkeit (3 Lager je Schubwand) lagen die Verformungen zwischen 20 und 41 mm. Bei Grundrisstyp II lagen die Verformungen bei den Fugen mit 100 % Steifigkeit zwischen 12 und 28 mm; bei den Fugen mit 33 % Steifigkeit zwischen 28 und 70 mm.

Möchte man, um Kosten zu sparen, unfixierte (abrollende) Lager verwenden, so ist die horizontale Verformung mit ca. 150 % der Höhe begrenzt (hier 30 mm); für größere Horizon-

talverformungen kommen die Seitenflächen auf den Belastungsflächen zu liegen. Gleichzeitig beeinflusst die horizontale Auslenkung, wie in 7.1.1 beschrieben, die horizontale Steifigkeit. Beide Sachverhalte sind gegebenenfalls genauer zu prüfen.

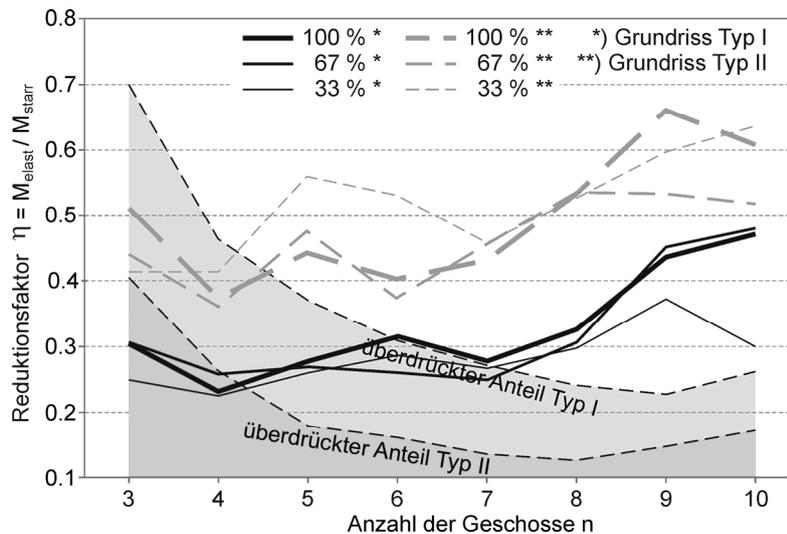


Abb. 8-10: Tuned-Mass-Damper: Reduktionsfaktor des Einspannmoments am Fußpunkt der Aussteifungswand für Grundrissstyp I und II; Dämpfung der Lagerfugen für den jeweiligen Fall optimiert mit  $\xi = 3\%$  bis  $9\%$

Bei den Untersuchungen ist der geringe Einfluss die Steifigkeit der Fugen auf den Reduktionsfaktor auffallend. Die besten Ergebnisse wurden fast durchgehend für Fugen mit einem Dämpfungswert von  $9\%$  ermittelt. Das Verhältnis der Reduktionsfaktoren bei optimaler Dämpfung zu jenen bei ungünstigster Dämpfung (meist bei  $3\%$ ) liegt bei beiden Grundrissstypen etwa zwischen  $70$  und  $95\%$ . Ein direkter Zusammenhang mit der Geschoszahl ist nicht zu erkennen. Dies bedeutet, dass eine optimale Abstimmung von Dämpfung und Steifigkeit einen erheblichen Einfluss auf die Effektivität des Systems hat.

### 8.2.3 Schlussfolgerung

Auch bei dieser Anwendung von Elastomerlagern wird deutlich, dass nur mit einer exakten Bestimmung des Lagerverhaltens mit verbesserten Bemessungsrichtlinien eine optimale Systemabstimmung möglich ist.

Die Ergebnisse zeigen, dass Tuned-Mass-Damper mit Elastomerlagern wirksam im Erdbebenschutz einsetzbar sind. Auch wenn noch nicht die optimalen Systemabstimmungen bestimmt wurden, sind die Reduktionen der Einspannmomente und damit der Bewehrung bzw. der Verbindungen bereits beträchtlich.

Im Gegensatz zu den Dämpfungssystemen, bei welchen die elastischen Fugen im untersten oder in allen Geschossen angebracht werden (zur teilweisen Isolation bzw. zur Vermeidung von Resonanz durch Verminderung der Schubsteifigkeit) sind bei diesem System nur im obersten Geschoss Lager notwendig. Die Anzahl der Lager ist weit geringer. Aufgrund der kleineren Vertikallasten können die Lager wesentlich schwächer dimensioniert werden (Pressungen maximal ca.  $6\text{ N/mm}^2$ , bei nur drei Lagern pro Fuge). Der ideale Einsatzbereich umfasst den Großteil aller städtischen Bauten aus Stahlbeton und Mauerwerk. Die Anwendung bei Aufstockungen von Altbauten bietet sich an. Viele Projekte an Gründerzeithäusern, die sich aufgrund des geringen Erdbebenwiderstands der Gebäude konventionell nicht realisieren lassen, können mit diesem System umgesetzt werden.

Die weit verbreitete Meinung, dass Lager im Erdbebenschutz zur Isolation von Strukturen verwendet werden sollten, siehe Kelly (1997), ist zu überdenken. Mit dem hier vorgestellten System lassen sich auf einfache Weise mit geringen Kosten Erdbebenschutzsysteme

realisieren. Nur durch die geringen Kosten ist die weite Verbreitung denkbar und vor allem auch in ärmeren erdbebenbedrohten Gegenden einsetzbar.

### 8.3 Übliche Brückenlager

Die Dimensionierung von Elastomerlagern bzw. die Berücksichtigung des Lagerverhaltens im statischen Strukturmodell (Steifigkeit der Lager) erfolgt im Brückenbau meist über Bemessungstabellen der Hersteller. Darin werden üblicherweise die zulässigen minimalen und maximalen Vertikallasten, sowie die zugehörigen maximalen Verdrehungen der Lager angegeben. Die Bestimmung der anzusetzenden Lasten, deren Kombination und die Weitergabe der Ergebnisse an den Lagerhersteller erfolgt in Österreich nach ONR 24023 (2010). Üblicherweise wird die Nichtlinearität der Lagersteifigkeit bei der Bemessung vernachlässigt.

Bei der Bemessung von Brücken sind vor allem die horizontale Reaktionskraft und die Steifigkeit der Lager relevant; die Dämpfungen und die vertikale Steifigkeit sind meist von untergeordneter Bedeutung. Bei den Standardlagern der Hersteller ist die Pressung in der Regel auf  $p_{z,k} = 15 - 20 \text{ N/mm}^2$  und die maximale Schubverzerrung auf  $v_x < 70 - 100 \%$  begrenzt. Bei großen Verzerrungen sind die Vertikallasten um 10 bis 20 % abzumindern. Ein Vergleich mit der üblichen Sekantensteifigkeit des Elastomers von  $0,9 - 1,2 \text{ N/mm}^2$  führt zu horizontalen Reaktionskräften der Lager von ca. 5 - 6 % der Vertikallasten. Die resultierenden horizontalen Kräfte im Brückentragwerk selbst und in den Stützen und Lagerbänken können damit beträchtlich sein.

In 7.1.2 wurde gezeigt, dass die Reduktion der horizontalen Steifigkeit durch Vertikallasten bei üblichen Brückenlagern bis ca. 20 % betragen kann. Die Nichtlinearität des Elastomers kann nach 7.1.3 gerade bei kleinen Auslenkungen einen noch wesentlich größeren Einfluss auf die Steifigkeit der Lager haben. Aus diesen Gründen ist es sinnvoll, die in 7.1 vorgestellten Einflüsse auf die Bemessung zu berücksichtigen. Nach Braun, Bergmeister (2004) wird der Praxis die Nichtlinearität der Lager üblicherweise nicht berücksichtigt.

## 9 Zusammenfassung der Ergebnisse und Schlussfolgerungen

Die folgende Zusammenfassung gibt einen Überblick der gewonnenen Ergebnisse und der sich daraus ergebenden Schlussfolgerungen wieder. Sie stellt auch eine Grundlage für Überlegungen zu weiteren Untersuchungen dar.

Die Ausführungen zum Stand der Technik in Abschnitt 2 erklären die mechanischen Grundlagen des Verhaltens von Elastomerlagern und bieten einen umfassenden Überblick der derzeitigen Bemessungsgrundlage nach den gültigen Normen. Darüber hinaus werden analytische und experimentelle Ansätze aus der Fachliteratur zur Weiterentwicklung der Bemessung der Lager diskutiert. Defizite und Widersprüche der Normen konnten aufgezeigt werden.

Die Materialversuche in Abschnitt 1 stellen das komplexe Materialverhalten des Elastomers dar. Durch umfassende Versuche konnten die Aspekte der nichtlinearen Steifigkeit, der mechanischen Materialdegradation und des Dämpfungsverhaltens in Abhängigkeit von der Verzerrung in Diagrammen dargestellt werden. Diese bilden die Grundlage einer materialgerechten Bemessung der Lager und finden in den folgenden Kapiteln direkten Eingang in die analytischen Berechnungen. Es kann deutlich gezeigt werden, dass die grundlegende Annahme der Normen eines konstanten Schubmoduls zu erheblichen Bemessungsfehlern führt.

Darüber hinaus wird das nichtlineare Steifigkeits- und Dämpfungsverhalten der für die Bewehrung verwendeten Kunststofffasergewebe (Glasfaser und Kohlenstofffaser) eingehend untersucht. Die Ergebnisse dienen in den folgenden Abschnitten der Entwicklung von spezifischen Bemessungsgrundlagen faserbewehrter Lager.

Aufbauend auf den Materialuntersuchungen werden in Abschnitt 4 die Konsequenzen für die Wahl und Kalibrierung von hyperelastischen Materialmodellen für Elastomere erörtert. Mit der Wahl zweier in ihrer Komplexität völlig unterschiedlicher Modelle werden die Anforderungen der durch die numerischen Parameterstudien in den folgenden Abschnitten zu untersuchenden Fragestellungen in idealer Weise abgedeckt.

Das einfachste verfügbare Modell (Neo-Hooke-Modell) mit konstantem Schubmodul kann für isolierte Untersuchungen des mechanischen Verhaltens der Lager herangezogen werden, ohne dass einzelne Effekte von Materialeinflüssen überdeckt werden. Im Gegensatz dazu bietet das Parallel-Netzwerk-Modell die ideale Grundlage, um die Auswirkungen des nichtlinearen Materialverhaltens, der Materialdegradation und der Dämpfung des Elastomers auf das Lagerverhalten zu untersuchen. Die Entwicklung des dafür benötigten Kalibrierungsalgorithmus kann auf andere Materialmodelle erweitert werden.

In Abschnitt 5 wird mit der Entwicklung der numerischen Modelle von Elastomerlagern das grundlegende Instrument für die Durchführung der Parameterstudien geschaffen. Dabei werden die prinzipiellen Möglichkeiten unterschiedlicher numerischer Verfahren abgewägt. Die entstandenen Modelle bieten die Möglichkeit, extreme Belastungs- und Verzerrungssituationen, sowie numerisch problematische Kontaktbedingungen realistisch darzustellen. Trotzdem übersteigt der rechnerische Aufwand der Simulationen nicht die verfügbaren Kapazitäten. Die gefundenen Kompromisse zu teilweise entgegengesetzten Zielsetzungen wurden in Modellen umgesetzt, welche den Ansprüchen der damit durchgeführten Studien gerecht werden.

In Abschnitt 6 werden die Entwicklung, die Durchführung und die Ergebnisse von Belastungsversuchen an Lagern dokumentiert und ausgewertet. Vergleiche mit numerischen Ergebnissen von Lagersimulationen bestätigen die Qualität der in Abschnitt 5 entwickelten Lagermodelle. Anhand der Beschreibung der Ergebnisse werden die verschiedenen, das Lagerverhalten bestimmenden Einflüsse herausgearbeitet. Das dadurch geschaffene Ver-

ständnis der maßgeblichen Zusammenhänge schafft, in Kombination mit den bestehenden analytischen Formulierungen, die Grundlage für die Entwicklung neuer Bemessungsrichtlinien. Es zeigt sich allerdings auch, dass das Materialverhalten des Elastomers stark durch die Pressung beeinflusst wird. Für die Berücksichtigung dieses Effekts bei der folgenden Schaffung verbesserter analytischer Formulierungen des Lagerverhaltens fehlen jedoch spezifische Materialuntersuchungen. Das pressungsabhängige Verhalten kann deshalb nur qualitativ beschrieben werden.

Im zentralen Abschnitt 7 der vorliegenden Arbeit werden durch systematisch getrennte Untersuchungen die verschiedenen Einflüsse auf das Lagerverhalten erforscht. Durch die Anwendung von numerischen Parameterstudien in Kombination mit analytischen Betrachtungen gelingt es, die für das Lagerverhalten maßgeblichen Parameter isoliert zu betrachten und durch analytische Formulierungen zu beschreiben. Zwar gelingt es nicht, für alle Aspekte der horizontalen und vertikalen Steifigkeit und Dämpfung ein letztgültiges Formelwerk zu erstellen. Es kann jedoch nachgewiesen werden, dass alle entwickelten Formulierungen eine entscheidende Verbesserung der entsprechenden Abschnitte der europäischen Normen darstellen. Darüber hinaus werden spezifische Besonderheiten faserbewehrter Lager analytisch beschrieben.

Die Auswirkungen des komplexen Materialverhaltens der Gewebe auf das Verhalten der Lager können nicht vollständig analytisch beschrieben werden. Trotzdem werden die Grundprinzipien dargestellt und Abschätzungen über die Relevanz der Einflüsse des Gewebes auf die horizontale und vertikale Dämpfung der Lager durchgeführt. Die Untersuchungen zeigen, dass die durch Umlagerungen von Zugkräften im Gewebe verrichtete Arbeit für die horizontale Dämpfung der Lager vernachlässigbar ist. Für die vertikale Dämpfung der Lager spielen die innere Arbeit der Gewebe und deren Steifigkeit jedoch eine wichtige Rolle. Die zur weiteren Untersuchungen dieses Sachverhalts nötigen Versuche werden beschrieben.

Der abschließende Abschnitt 8 stellt mögliche Anwendungsbereiche faserbewehrter Elastomerlager vor. Dabei wird durch praxisnahe Parameterstudien zu grundlegenden Prinzipien von Erdbebenschutzsystemen die Notwendigkeit exakter analytischer Bemessung von Elastomerlagern aufgezeigt. Nur durch die genaue Abstimmung des Steifigkeits- und Dämpfungsverhaltens der Lager mit dem Schwingungsverhalten der Systeme kann eine optimale Effizienz erreicht werden. Dieser Grundsatz kann auf alle Anwendungen übertragen werden, bei welchen Elastomerlager zur Schwingungsdämpfung eingesetzt werden.

## 10 Bedeutung und Ausblick der Arbeit für Forschung und Praxis

Seit den Veröffentlichungen durch Kelly (1997), Kelly, Takhirov (2001) und Tsai, Kelly (2001) vor rund zehn Jahren wurden kaum neue Ansätze für die Bemessung von Elastomerlagern publiziert. Die Ansätze basieren hauptsächlich auf analytischen Herleitungen, welche durch Versuche verifiziert wurden. Aufgrund der Komplexität des Material- und Lagerverhaltens lässt sich dieses jedoch nur sehr eingeschränkt analytisch exakt beschreiben. Eggert (2006) beschreibt die Notwendigkeit weiterer Untersuchungen und einer Überarbeitung der betreffenden Normen.

In der vorliegenden Arbeit wurden, ausgehend von bekannten Zusammenhängen, mithilfe von numerischen Modellen, die Defizite der bestehenden Bemessungsrichtlinien der gültigen Normen ÖNORM EN 1337-3 (2005) und ÖNORM EN 15129 (2010) aufgezeigt. Diese wurden durch die verbesserten Ansätze korrigiert, präzisiert und erweitert. Die Gewichtung wurde dabei besonders auf folgende Punkte gelegt:

- korrekte Darstellung des mechanischen Verhaltens mit logisch schlüssigen Zusammenhängen
- explizit ausgewiesene Sicherheitsfaktoren bzw. Korrektur von Faktoren
- Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens von Elastomer und Bewehrung
- Berücksichtigung nichtlinearer mechanischer Einflüsse aus Geometrie und Belastung

Die dazu dargestellten Versuche und Parameterstudien machen deutlich, dass, basierend auf den gültigen Normen, nur eine sehr grobe Abschätzung des Lagerverhaltens möglich ist. Die Abweichungen zum realen, nichtlinearen Lagerverhalten sind dabei oft extrem (siehe z.B. 6.2 und Braun et al. (2009)). Die auf dieser mangelhaften Grundlage vom Ingenieur berechneten Lagerkräfte und -verformungen werden an den Lagerhersteller weitergegeben. Durch die groben Vereinfachungen der Bemessung weichen die Eigenschaften der nach den Angaben produzierten Lager stark von den Annahmen in der Statik ab (siehe Nichtlinearität der Steifigkeit und Dämpfung). Dem Lagerhersteller kann darüber hinaus nicht bekannt sein, welche Abweichungen in positiver und negativer Richtung aus statischer Sicht zulässig bzw. vertretbar sind.

Diese Diskrepanz ist allgemein bekannt. Bei Anwendungen, welche hohe Präzision erfordern, werden deshalb in der Regel Messungen an Versuchslagern durchgeführt.

Diese in 7.6 zusammengefassten verbesserten Bemessungsrichtlinien umfassen die maßgeblichen mechanischen Einflüsse und Einwirkungen, sowie Einflüsse aus Verzerrung und Vorverzerrung der Materialien. Sie stellen damit einen wesentlichen Fortschritt im Vergleich zu der derzeit gültigen Normenlage dar. Eine exaktere Bemessung von Elastomerlagern und deren konstruktive Ausbildung erhöht die Dauerhaftigkeit von Bauwerken, vermeidet Schäden, steigert die Bauwerkssicherheit durch Vermeidung von Fehleinschätzungen und erhöht die Effektivität von Dämpfungssystemen.

Durch die spezielle Berücksichtigung der Eigenschaften und des Verhaltens faserbewehrter Elastomerlager wird diese Konstruktionsweise durch die Bemessung erfassbar und kann normativ berücksichtigt werden. Dies stellt die Grundlage zu einer erhöhten Verbreitung faserbewehrter Lager dar, die durch ihre zahlreichen Kosten- und Konstruktionsvorteile überzeugen. Mithilfe dieser Lager ist die Verbreitung leistbarer Erdbebensicherungssysteme vor allem in ärmeren Regionen denkbar.

Es wird allerdings auch aufgezeigt, dass bezüglich des Materialverhaltens noch eingehendere Untersuchungen folgend sollten:

- Abhängigkeit des Schubmoduls  $G$  des Elastomers von der Pressung  $p_z$  senkrecht zur Schubverzerrung (siehe 6.2.5.2 und 7.1.2)
- Abhängigkeit des Dämpfungsverhalten des Elastomers von der Pressung  $p_z$  senkrecht zur Schubverzerrung (siehe 7.2.3 und 7.4.1)
- Einfluss des Dämpfungsverhaltens von Faserbewehrung auf die Dämpfung von Lagern unter horizontaler und vertikaler Verformung bzw. Belastung (siehe 7.2.4 und 7.4.2)

Die noch ausstehende Erweiterung und die Verbesserung bezüglich dieser materialspezifischen Aspekte können als abschließende Arbeit in der Entwicklung der verbesserten Bemessungsrichtlinien betrachtet werden. Die Berücksichtigung dieser Richtlinien in der derzeit laufenden Überarbeitung der in Europa gültigen Lagernormen wird in entsprechenden Arbeitsgruppen derzeit angestrebt.

## 11 Literaturverzeichnis

- DIN 4141 - Teil 14: Lager im Bauwesen, Bewehrte Elastomerlager, bauliche Durchbildung und Bemessung* (1985). Deutsches Institut für Normung
- DIN 53513 - Prüfung von Kautschuk und Elastomeren; Bestimmung der visko-elastischen Eigenschaften von Elastomeren bei erzwungenen Schwingungen außerhalb der Resonanz* (1990). Deutsches Institut für Normung
- DIN 4141 Teil 140 - Lager im Bauwesen, Bewehrte Elastomerlager, Baustoffe, Anforderungen, Prüfung und Überwachung* (1991). Deutsches Institut für Normung
- ÖNORM B 4015: Belastungsannahmen im Bauwesen - Außergewöhnliche Einwirkungen - Erdbebeneinwirkungen* (2002). Austrian Standards plus
- ÖNORM EN 1337-3: Lager im Bauwesen - Teil 3: Elastomerlager* (2005). CEN
- ÖNORM EN 1998-1, Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben - Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten* (2005). CEN
- ABAQUS (2007). Documentation, Version 6.7. Dassault Systems
- Pohris Fiber (2009). *Die Glasfaser - ein vorteilhafter Werkstoff*. [http://www.pohris-fiber.de/html/body\\_die\\_glasfaser.html](http://www.pohris-fiber.de/html/body_die_glasfaser.html), 10.08.2010
- DIN 53504 - Prüfung von Kautschuk und Elastomeren - Bestimmung von Reißfestigkeit, Zugfestigkeit, Reißdehnung und Spannungswerten im Zugversuch* (2009). Deutsches Institut für Normung
- FWF-Forschungsprojekt Nr. 21380 (2010). *Analyse von faserbewehrten Elastomerlagern*, Universität für Bodenkultur, Wien
- ÖNORM EN 15129: Erdbebenvorrichtungen* (2010). CEN
- ONR 24023 - Brückenlager - Planungsgrundlagen und Einwirkungen* (2010). Austrian Standards plus
- Ashkezari G.D., Aghakouchak A.A., Kokabi M. (2008). *Design, manufacturing and evaluation of the performance of steel like fiber reinforced elastomeric seismic isolators*. Journal of Materials Processing Technology, 197(1-3): p. 140-150.
- Bergmeister K. (2003). *Kohlenstofffasern im konstruktiven Ingenieurbau*. Ernst und Sohn, Berlin
- Bergstrom J. (2008). *PolyUMod - A Library of User Materials for Abaqus*. Veryst Engineering, LLC, Needham, MA
- Braun C., Bergmeister K. (2004). *Brückenausstattung*. Betonkalender, Bergmeister, K.undWörner, J.-D. Ernst und Sohn, Berlin
- Braun C., et al. (2009). *Lager im Bauwesen nach DIN EN 1337*. Stahlbau, 78(11): p. 849-868.
- Contri F.I., Strauss A. (2005). *Reduced Scale Demonstrator of Fiber Reinforced Rubber Bearings*, INDEPTH Document IDP-TR-IK-3-04, Universität für Bodenkultur, Wien
- Eggert H. (2006). *Bewehrte Elastomerlager - Erkenntnisstand und Defizite*. Bautechnik, 83(1): p. 6-15.
- Gent A.N. (1992). *Engineering with Rubber*. Hanser, München
- Gent A.N., Meinecke E.A. (1970). *Compression, bending, and shear of bonded rubber blocks*. Polymer Engineering & Science, 10(1): p. 48-53.
- Gerhaher U., Strauss A., Bergmeister K. (2008a). *Design and development of fiber reinforced elastomeric bearings*, 17th Congress of IABSE, Chicago
- Gerhaher U., Strauss A., Bergmeister K. (2008b). *Effektivität eines Erdbebenisolationssystems für Hochbauten mittels faserbewehrter Elastomerlager*. Bautechnik, 85(1): p. 75-78.

- Gerhaer U., Strauss A., Bergmeister K. (2009). *Stiffness and Damping Aspects of Fiber Reinforced Elastomeric Bearings as Anti-Seismic Devices*, 16th National Concrete Conference, Zypern
- Harings J.A. (1948). *On highly compressible helical spring and rubber rods and their application for vibratino-free mountings - part III*, Philips Research Report 4, Philips Resarch Laboratories, Eindhoven
- Huber P., Medeot R. (2007). *The Sliding Isolation Pendulum for seismic Protection of Buildings*, IABSE Symposium, Weimar
- Kelly J.M. (1997). *Earthquake-Resistant Design with Rubber*. Springer, London
- Kelly J.M. (1999). *Analysis of Fiber-Reinforced Elastomeric Isolators*. Journal of Seismology and Earthquake Engineering, 2(1).
- Kelly J.M., Takhirov S.M. (2001). *Analytical and Experimental Study of Fiber-Reinforced Elastomeric Isolators*, PEER Report 2001/11, University of California, Berkeley
- Kurup N.V. (2004). *Mathematical Modeling of Fiber Reinforced Carbon-black Filled Elastomers*, INDEPTH Document IDP-TR-IK-3-04, Universität für Bodenkultur, Wien
- MatLab (2009). *Curve Fitting Toolbox 2, User´s Guide*, TheMathWorks
- Moon B.-Y., et al. (2002). *Design and manufacturing of fiber reinforced elastomeric isolator for seismic isolation*. Journal of Materials Processing Technology, 130-131: p. 145-150.
- Rocard Y. (1937). *Note sur le Calcul des Propriétés Élastique des Supportes en Coatchouc Adhérent*. Journal de Physique et de Radium, 8.
- Strauss A., Mordini A. (2005). *FE Analysis of P5151 with modification of MMI isolation configuration proposed by IKI*, INDEPTH Document IDP-TR-IK-3-04, Universität für Bodenkultur, Wien
- Toopchi-Nezhad H., Tait M.J., Drysdale R.G. (2007). *Testing and modeling of square carbon fiber-reinforced elastomeric seismic isolators*. Structural Control and Health Monitoring, online in Wiley InterScience.
- Topaloff B. (1964). *Gummilager im Brückenbau*. Bauingenieur, 39: p. 50-64.
- Tsai H.-C., Kelly J.M. (2005). *Buckling load of seismic isolators affected by flexibility of reinforcement*. International Journal of Solids and Structures, 42(1): p. 255-269.
- Tsai H.C., Hsueh S.J. (2001). *Mechanical properties of isolation bearings identified by a viscoelastic model*. International Journal of Solids and Structures, 38.
- Tsai H.C., Kelly J.M. (2001). *Stiffness analysis of fiber-reinforced elastomeric isolators*, PEER Report 2001/05, University of California, Berkeley

## 12 Anhang: Datenblätter der Gewebe

### 12.1 Glasfasergewebe

---

#### Prüfwerte nach ETAG 004

#### Labor P-D INTERGLAS TECHNOLOGIES, F-Malmerspach

#### Panzergewebe 03798

---

Gewebekonstruktion	Kette	cm x tex	6 x 204
	Schuss		1,3 x 1200
Faden Prüfmuster 5 cm	Kette		15
	Schuss		6
Gewicht Rohgewebe		g/m <sup>2</sup>	275
Gewicht Fertigware			340
Appreturauflage		%	24
Ausgangsreifestigkeit Mittelwerte	Kette	N/5 cm	4 708
	Schuss		5 240
Restfestigkeit nach 28 Tage- Lagerung; Mittelwerte (Soll > 1.000)	Kette	N/5 cm	2 575
	Schuss		2 900
Restfestigkeit in % (Soll >50)	Kette	%	54.7%
	Schuss		55.3%
Restfestigkeit (Soll > 20)	Kette	N/mm	51.5
	Schuss		58

---

## 12.2 Kohlenstofffasergewebe



### KOHLEFASERGEWEBE für die KUNSTSTOFFVERSTÄRKUNG PRODUKTSPEZIFIKATION

#### Prüfnorm

<b>Qualitäts-Nummer</b>	<b>05208</b>
<b>US-Style</b>	
<b>WLB Nr.</b>	DIN 65147/1+2
<b>British Standard</b>	

<b>Finish/Ausrüstung</b>	Kunststoffschlichte
--------------------------	---------------------

	Einheit		Toleranz	Prüfnorm
<b>Bindung</b>		Bindekette		DIN 61101/1+2
Flächengewicht	g / m <sup>2</sup>	305,0	± 5%	DIN 53184
<b>Garn</b>	tex			DIN 65356/1
Kettgarn		CF 800		Kohlenstoffasern nach Faserstoff- klasse F
		EC9-34		
Schußgarn		CF 800		
		EC9-34		
<b>Fadendichte</b>	Fd / cm			DIN 53853
Kette		3,6	± 5%	
Schuß		3,6	± 5%	

<b>Temperaturbelastung 1)</b>				
Dauerbelastung	°C	260		
kurzzeitige Belastung	°C	600		

<b>Feuchtegehalt</b>	%	< 0,2	± 1%	DIN EN 3616
<b>Präparationsmassenauftrag</b>	%	0,80 - 1,30	± 2%	DIN 53800 DIN 54278/1

<b>Dicke (Richtwert trocken)</b>	mm	0,55	± 5%	DIN 53855
im Laminat (50% Vol.)	mm	0,42	± 5%	

Die o.g. Daten beschreiben technische Belange nach dem heutigen Stand unserer Kenntnisse. Sie stellen weder Qualitätsmerkmale dar noch entbinden sie von der Eigenverantwortlichkeit beim Umgang mit CS-INTERGLAS-Geweben. Änderungen sind vorbehalten.

## 13 Lebenslauf

### Persönliche Daten

Name	Ulrich Gerhaher
geboren	21.04.1973
Staatsangehörigkeit	deutsch

### Ausbildung

1983 - 1992	Gymnasium Landau / Isar
1994 - 1996	Technische Universität München, Vordiplom Bauingenieurwesen
1999 - 2001	Osaka Institute of Technology, Diplomarbeit
1996 - 2001	Technische Universität München, Diplom Bauingenieurwesen

### Beruflicher Werdegang

2002 - 2002	Bollinger Grohmann Ziviltechniker GmbH, Wien
2003 - 2007	Gmeiner Haferl Ziviltechniker ZT GmbH, Wien
2007 - 2010	Universität für Bodenkultur, Institut f. Konstruktiven Ingenieurbau