

Experimentelle und numerische Untersuchungen von Topflagern

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

DOKTOR-INGENIEURS

von der Fakultät für
Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH)

genehmigte

DISSERTATION

von
Dipl.-Ing. Halim Khbeis
aus Worms

Tag der mündlichen Prüfung: 01. März 2007

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski
Korreferentin: Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann

Karlsruhe 2007

Meinen Eltern

Kurzfassung

Topflager gehören zusammen mit bewehrten Elastomerlagern und Kalottenlagern zu den gängigsten Lagerkonstruktionen des modernen Brückenbaus. Hinsichtlich der zulässigen Lagerauflast und des Verdrehwiderstandes ist das Topflager dabei zwischen den beiden anderen Lagertypen anzusiedeln. Als einzige der gebräuchlichen Konstruktionen können Topflager zur direkten Weiterleitung lateraler Einwirkungen herangezogen werden. Die bislang in Deutschland gültige Regelung dieser Konstruktionsart über allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen ist von der ersten europäischen Topflagernorm EN 1337-5:2005 abgelöst worden. Das trotz der langjährigen Erfahrungen bestehende Wissensdefizit bzgl. des Tragverhaltens unter Wirkung horizontaler Kräfte spiegelt sich auch in den zu führenden Nachweisen dieser neuen Regelung wider.

Zur Klärung des Tragverhaltens bei kombinierter Vertikal- und Horizontalbeanspruchung wurden daher im Rahmen der vorliegenden Arbeit numerische Untersuchungen mittels der Methode der Finiten Elemente durchgeführt. Die generierten Modelle der Topflager wurden durch Vergleiche mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen validiert. Hierzu musste ein neuer Versuchsstand, der eine gleichzeitige zweiachsige Belastung der Versuchslager mit den für Topflagerkonstruktionen typischen hohen Kraftwerten ermöglicht, konzipiert und ausgeführt werden. Die Proben wurden mit einer z.T. aufwendigen messtechnischen Ausrüstung versehen um neben dem globalen Verhalten auch lokale Effekte zu identifizieren. Durch eine gute Übereinstimmung zwischen dem berechneten und dem im Versuch beobachteten Verhalten wurde die Zuverlässigkeit und Gültigkeit der Simulationen bestätigt.

Es konnte gezeigt werden, dass sich selbst hohe horizontale Lagerbeanspruchungen insbesondere auf den Bereich des Lagertopfes auswirken, der der Kraftübertragung vom Topfdeckel auf die Topfwand nächstgelegen ist. Die Einleitung der Kraft über Kontakt zwischen diesen beiden Lagerkomponenten erfolgt dabei in Abhängigkeit der Horizontalkraft z.T. deutlich konzentrierter als normativ anzunehmen ist. Mit zunehmendem Abstand klingt der Einfluss der Lasteinleitung auf den Lagertopf ab. Der der Lasteinleitung abgewandte Bereich des Lagertopfes bleibt von der Horizontalkraftübertragung nahezu unbeeinflusst und weist einen Beanspruchungszustand auf, der sich durch einen reinen Vertikallastfall einstellt. Die Horizontalkraft bewirkt eine Aufweitung des Lagertopfes. Hiermit verbunden ist ein kombinierter Lastabtrag sowohl über eine Ringzugwirkung im Topftring als auch über eine Biegung der Topfwand. Diese stützt sich dabei entlang ihrer unteren Außenkante auf der unterstützenden Fläche ab. Durch den monolithischen Anschluss von Topfwand und Topfboden kann diese Verdre-

hung des Topfringes trotz der entgegenwirkende Elastomerpressung lokal ein Aufwölben des Bodens bewirken. Diese Rahmenwirkung führt zu einer hohen radialen Biegezugbelastung im Übergangsbereich der beiden Komponenten in der Horizontalkraftebene und mit ansteigender Kraft zu einem Fließen des Materials. Die Größe der hierfür ursächlichen Einwirkung liegt dabei deutlich unter der durch Handrechnung nach den gängigen Bemessungsgleichungen zu ermittelnden Horizontalkraft. Durch eine weitere Laststeigerung kommt es zu einer zunehmenden Plastifizierung des Topfbodens im Übergangsbereich, wobei die Breite der plastischen Zone radial begrenzt bleibt und sich insbesondere in Umfangsrichtung ausdehnt. Nach Ausbildung dieses plastischen Gelenkes kann der über Biegung zu übertragende Anteil der Belastung nicht in gleichem Maße gesteigert werden, so dass die Topfwand nun zunehmend infolge Ringzuges beansprucht wird. Die Topfringoberseite kommt in Folge ins Fließen. Im Hinblick auf Bemessungsempfehlungen wurde die Größe der Horizontalkraft bei Erreichen des Wertes der Streckgrenze auf der Topfringoberseite als aufnehmbare Höchstlast definiert. Da die Plastifizierung des Topfbodens bei dieser Laststufe noch räumlich begrenzt ist, kommt es auch noch nicht zu einer übermäßigen Lageraufweitung, welche eine nähere Betrachtung des Verhaltens der Topflagerinnendichtung bei größer werdendem Lagerspiel nach sich ziehen müsste.

Auf Basis des validierten FE-Modelles des Topflagers und der gewonnenen Erkenntnisse bzgl. des grundlegenden Lagerverhaltens unter der hier untersuchten Lastfallkombination wurden im Rahmen von Parameterstudien wichtige Faktoren identifiziert und insbesondere auch auf ihre Beeinflussung der nach Definition erreichbaren Höchstlast hin untersucht. Dies waren unter anderem die Steifigkeit der anliegenden Fugen, die Materialfestigkeit des Lagertopfes sowie das Verhältnis der Belastungsgrößen. Wesentlich für die Beanspruchbarkeit des Lagertopfes sind dessen Abmessungen. In einer weiteren Studie wurden daher in zahlreichen Simulationen die Abmessungen des Lagertopfes variiert. Es wurde eine Gleichung zur Ermittlung der nach Definition maximal aufnehmbaren Kraft in Abhängigkeit der Lagerabmessungen in geschlossener Form abgeleitet, welche gegenüber den üblichen Handrechnungen eine z.T. wirtschaftlichere Bemessung erlaubt. Bei Wahl eines Lagerdurchmessers, einer Topfringbreite und -höhe sowie einer Topfbodenhöhe lässt sich mit dieser Bemessungsgleichung der Grundwert der aufnehmbaren Kraft bestimmen, wobei der Wahl der Topfringbreite, wie sich herausgestellt hat, die größte Bedeutung zukommt.

In diese Empfehlungen zur Bemessungen wurden in einem nachgelagerten Schritt schließlich die gewonnenen Erkenntnisse zur konzentrierten Lastübertragung zwischen Deckelbund und Topfwand eingearbeitet.

Abstract

Along with laminated elastomeric and spherical bearings, pot bearings are essential elements of modern bridge design. As the latter construction type they can be assumed to act as high-load multi-rotational bearings. Unlike other common bearing types they can be used for a direct load transfer of lateral forces without the need for external restraining devices. The new European pot bearing standard EN 1337-5:2005 has replaced previous German technical approvals. The release of this new standard has highlighted the lack of knowledge concerning fundamental design rules for lateral load despite many years of experience.

Within the scope of this thesis, a research program has been set up to address the issue. Numerical investigations were carried out by means of finite-element-analyses. After generating the bearing models, their reliability was checked by comparing the prediction of the simulation to test results. Due to the high loads that arise with pot bearing constructions, a new test set up had to be designed and realized to perform the experiments. The test bearings were equipped with complex measurement devices. Within the range of interest calculation and experiment are in good agreement. Thus the FE-models are considered to be validated and can be used to predict the load bearing behaviour of pot bearings.

Even high lateral forces influence only those regions of the bearing pot which are next to the load transfer between piston rim and pot wall. This contact establishes by a much more concentrated area than has to be assumed by current standard specifications. With a growing distance the strain condition in the bearing pot almost drops to a level belonging to a purely vertical loading. The bearing pot deforms by the exertion of horizontal forces, resulting in an activation of both hoop strains and radial bending moments in the pot wall. The latter reaction leads to a local uplift of the pot bottom. Owing to this deformation the upper bottom surface starts to yield near the connected pot wall due to the radial bending stresses. The value of the related horizontal force is considerably smaller than assumed by the standard design rules. When the lateral load is further increased, a plastic hinge emerges in the pot bottom near the connection to the pot wall. While the width remains almost constant the hinge spreads along the pot's circumference. The later load transfer is done by tangential tensile forces in the pot wall. With regard to subsequent design recommendations, the allowable horizontal load is defined as the force that is the cause of the first pot wall yielding due to hoop stresses. At this level the increase of the bearing clearance is still moderate. Thus a closer examination of the behaviour of the internal pot bearing seal, which is affected by a larger gap width, can be omitted.

Extensive parametric studies were carried out on the basis of the validated

IV

FE-models and with regard to the defined maximum load. They consisted of a variation of the material strength, the stiffness of adjacent joints and the ratio of vertical to horizontal loads. In another study, the bearing dimensions (internal pot diameter, bottom height and width and height of the pot wall) were altered. From these results an equation was derived that allows the determination of the maximum load dependent of the bearing dimensions. As was shown, the width of the pot wall is the governing factor for the bearing capacity.

Finally these design recommendations were amended by the findings on the concentrated distribution of the contact pressure between piston rim and pot wall.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Abteilung Massivbau der Universität Karlsruhe (TH). Aus meiner Tätigkeit an der hieran angegliederten amtlichen Materialprüfungsanstalt MPA Karlsruhe auf dem Gebiet der Lager im Bauwesen ergab sich die Motivation zu diesem Thema.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski gilt mein Dank für die Möglichkeit zur Mitarbeit am Institut, für seine Betreuung und Unterstützung während der Promotion und das Hauptreferat. Für ihr Interesse an meiner Arbeit sowie die bereitwillige und unkomplizierte Übernahme des Korreferates, insbesondere auch für die zügige Durchsicht und Korrektur der Arbeit, danke ich Frau Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart.

Zu besonderem Dank verpflichtet bin ich Herrn Dipl.-Ing. Wolfgang Zeller für die Anregung zu dieser Arbeit, den Gedankenaustausch und die stete Bereitschaft zur fachlichen Diskussion der Ergebnisse, auch über seine Zeit am Institut hinaus. In gleicher Weise ist hier Herr Dipl.-Ing. Lutz Gerlach zu nennen, der mir insbesondere auch mit technischem Rat hinsichtlich der Versuchsdurchführung zur Seite stand. Beide trugen durch ihre konstruktive Kritik und ihr Fachwissen wesentlich zum Gelingen dieser Promotion bei. Die Realisierung der Versuchsaufbauten und die Durchführung der experimentellen Untersuchungen wäre ohne die tatkräftige Unterstützung der Leiter und Mitarbeiter der mechanischen und messtechnischen Abteilungen nicht denkbar gewesen. Daher sei auch ihnen an dieser Stelle mein herzlicher Dank ausgesprochen, ebenso wie Frau Ulrike Eggmann und den Kolleginnen unseres Zeichenbüros für die stete Hilfestellung bei der Bearbeitung grafischer Problemstellungen.

Für die Zeit am Institut bedanke ich mich bei allen Kollegen für den interessanten, auch weniger wissenschaftlichen Austausch, insbesondere aber bei jenen, die mir währenddessen zu echten Freunden geworden sind.

Den privaten Ausgleich und den nötigen Rückhalt, ohne den dieses Projekt nicht zu realisieren gewesen wäre, fand ich stets bei meiner Freundin und meiner Familie. Ihnen sei diese Arbeit gewidmet.

Karlsruhe, im März 2007

Halim Khbeis

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	3
1.1	Problemstellung	3
1.2	Ziele und Gliederung der Arbeit	4
2	Stand der Erkenntnis	7
2.1	Lager im Brückenbau	7
2.2	Topflager	8
2.2.1	Grundprinzip	8
2.2.2	Topflageraufbau	9
2.2.2.1	Lagertopf und Lagerdeckel	10
2.2.2.2	Elastomerkissen	11
2.2.2.3	Innendichtung	11
2.2.2.4	Außendichtung	12
2.3	Technische Entwicklung und aufgetretene Schadensfälle	13
2.3.1	Historie	13
2.3.2	Schäden an Topflagern	13
2.4	Eignungsprüfungen und technische Regeln	17
2.4.1	Eignungsprüfungen	17
2.4.2	Stand der Normung	18
3	Materialbeschreibung	25
3.1	Physikalische und stoffgesetzliche Beschreibung der Materialien	25
3.1.1	Kontinuumsmechanische Grundlagen	25
3.1.2	Stahl	30
3.1.3	Elastomer	37
3.1.4	Thermoplaste	47
3.1.5	Beton	49
3.2	Bestimmung der Materialkennwerte	51
3.2.1	Stahl	51
3.2.2	Elastomer	51
3.2.3	Thermoplaste	54

4	Finite-Elemente-Modellierung von Topflägern	59
4.1	Allgemeines	59
4.2	Modellierung des Lagertopfes und der angrenzenden Bauteile . .	59
4.2.1	Allgemeines	59
4.2.2	Randbedingungen	60
4.2.3	Verwendete Materialgesetze	66
4.2.4	Verwendete Elementtypen	69
4.2.5	Abbildungstreue	72
4.2.6	Diskretisierung	79
4.2.7	Konvergenzstudie	82
4.3	Ergebnisse des numerischen Modelles	91
4.3.1	Vertikallastfall	91
4.3.2	Kombinierter Vertikal- und Horizontallastfall	95
4.4	Identifikation maßgebender Stellen zur DMS-Applikation	105
4.5	Modellierung der Topflägerinnendichtung	107
5	Experimentelle Untersuchungen	119
5.1	Messtechnische Versuchsvorbereitung	119
5.1.1	Dehnungsmesstreifen	119
5.1.2	Applikation der Dehnungsmesstreifen	120
5.2	Versuche an Topflägern $D_{el} = 300$ mm	124
5.2.1	Versuchslager <i>TL300-1/2</i>	124
5.2.2	Versuchsaufbau	125
5.2.3	Versuchsprogramm	129
5.2.4	Versuchsergebnisse	131
5.3	Versuche an Topflägern $D_{el} = 450$ mm und $D_{el} = 600$ mm	140
5.3.1	Versuchsaufbau	140
5.3.2	Kalibrierung des Gleitteiles	145
5.3.3	Versuchslager <i>TL450-1/2</i> und <i>TL600-1/2</i>	150
5.3.4	Versuchsprogramm	154
5.3.5	Versuchsergebnisse	156
6	Numerische Untersuchungen	163
6.1	Vergleich der Ergebnisse aus Berechnung und Experiment	163
6.2	Vergleich der Simulationsergebnisse mit weiteren Untersuchungen	171
6.3	Definition der horizontalen Grenzlast	179
6.4	Variation der Belastungsgrößen	180
6.5	Variation der Lastangriffshöhe	187
6.6	Variation der Lagerungsbedingungen	189
6.7	Variation der Materialfestigkeit	198

Inhaltsverzeichnis	1
6.8 Variation geometrischer Werte	200
7 Empfehlungen zur Bemessung	209
7.1 Bemessung des Lagertopfes	209
7.2 Bemessung des Deckelbundes	215
7.3 Bemessungsablauf	219
8 Zusammenfassung und Ausblick	223
Literaturverzeichnis	229
A Anhang A	247
B Anhang B	251
C Anhang C	261
D Anhang D	265

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Topflager sind aus dem modernen Tal- und Großbrückenbau, wo hohe vertikale und horizontale Lasten zu übertragen sind, nicht mehr wegzudenken. Seit ihrer Einführung zu Beginn der sechziger Jahre des vergangenen Jahrhunderts wird die grundsätzliche Konstruktion dabei unverändert beibehalten. Während Entwicklungen neuer Materialien vor allem für die zusätzlich angeordneten Gleitteile und die Topflagerinnendichtungen zu verzeichnen sind, gilt dies nicht für die Bemessungsregeln zum Abtrag und zur Weiterleitung insbesondere horizontaler Kräfte. Dies wird nicht nur durch die Regelungen der bislang in Deutschland verwendeten allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen belegt, sondern zeigt sich auch in den geforderten Nachweisen der nun erschienenen, harmonisierten europäischen Norm für Topflager EN 1337-5:2005. So folgt die Bemessung nach der Norm, die hauptsächlich aus den deutschen Vorgaben hervorgegangen ist, bis heute relativ einfachen und groben Näherungsbetrachtungen.

Bei der Lastweiterleitung vom Deckelbund in den Topfring ist von einer parabolisch über den halben Umfang verteilten Kontaktpressung mit einem Maximalwert in Höhe der eineinhalbfachen mittleren Pressung auszugehen. In der Realität muss der Lasteintrag jedoch deutlich konzentrierter erfolgen, da zwischen Deckelbund und Topfwand ein für das Zulassen von Überbauverdrehungen kinematisch erforderliches radiales Spiel einzuhalten ist. Aus der Differenz der Durchmesser der beiden Komponenten folgt eine lokal größere Beanspruchung. Hieraus resultierend ist mit höheren Rauheiten der Kontaktflächen und einem damit verbundenen höheren Verschleiß zu rechnen.

In den Berechnungen des Lagertopfes werden der Topfboden und der Topfring als getrennte Elemente betrachtet, die tatsächliche dreidimensionale Tragwirkung folglich vernachlässigt. Die gravierende Vereinfachung ist offensichtlich, führt man sich vor Augen, dass die Lagertöpfe, dem Stand der heutigen Fertigungstechnik folgend, üblicherweise durch Drehen und/oder Fräsen aus einem Brennteil hergestellt werden, und somit eine monolithische Verbindung zwischen Topfboden und Topfring besteht.

Es ist davon auszugehen, dass bei Topflagern, die nach diesen Regeln be-

messen werden, für die Übertragung von Horizontalkräften bis zu einer Größe von etwa 10% der maximal zulässigen Vertikalkräfte keine Überbeanspruchung des Topfes zu erwarten ist, und somit die Nachweise auf der sicheren Seite liegen, zumal sich die bislang hauptsächlich aufgetretenen Schäden auf die Verwendung ungeeigneter Materialien für die Innendichtung und auf Mängel beim Einbau zurückführen lassen, und daher nicht auf ein Sicherheitsdefizit infolge der Anwendung der genannten Näherungen zu schließen ist. Zweifelsfrei besteht jedoch ein beachtliches Wissensdefizit, da zu den Wirkungsmechanismen der Lastweiterleitung außer einer qualitativen Betrachtung keine weiterführenden Erkenntnisse vorhanden sind und somit durch den völligen Verzicht auf Beachtung der realen Tragwirkung das Verhalten selbst qualitativ nur unzureichend zu erfassen ist.

War aus Kostengründen eine höhere Ausnutzung der Tragfähigkeit bislang nicht erforderlich, weisen in ihren Abmessungen kleinere Topflager durch die einfachere Handhabbarkeit dennoch Vorteile für das Bauwerk auf. So erlaubt die europäische Topflagernorm EN 1337-5:2005 neben dem vereinfachten Verfahren zur Bemessung auch eine genauere Betrachtung mittels der Finite-Elemente-Methode. Darüber, wie eine Modellierung der Topflagerkonstruktion hinsichtlich der Diskretisierung und der Wahl von Rand- und Übergangsbedingungen, welche die Gegebenheiten im Bauwerk realitätsgetreu berücksichtigen, zu erfolgen hat, um die realen Spannungszustände auch zuverlässig erfassen zu können, wird allerdings nichts ausgesagt. Es wird lediglich die Forderung gestellt, dass die Spannung im Lagertopf an keiner Stelle die Fließspannung des Materials erreichen darf. Lokale Überbeanspruchungen, die einem Plastizieren von Teilbereichen der lastabtragenden Komponenten entsprechen, können dabei aber durchaus toleriert werden, solange die Funktionstauglichkeit der Konstruktion erhalten bleibt. Dies betrifft insbesondere die Dichtigkeit des Lagertopfes, wenn die bei der Weiterleitung insbesondere hoher Horizontallasten auftretenden Verformungen die von der Innendichtung zu überbrückende Spaltweite übermäßig vergrößern.

1.2 Ziele und Gliederung der Arbeit

Die Regelungen zu den vorgenannten Aspekten wurden schon häufiger hinterfragt, über Versuche, die offenen Fragen auch systematisch zu untersuchen, ist jedoch nur wenig bekannt. Vor dem Hintergrund der bekannten Wissensdefizite ist daher das Ziel der vorliegenden Arbeit, einen umfassenden Beitrag zum Erkenntnisstand zu leisten. Die Mechanismen, die dem Lastabtrag von vertikalen und horizontalen Kräften zu Grunde liegen, sollen herausgestellt und be-

schrieben werden. Darüber hinaus soll die Umsetzung der theoretischen Untersuchungsergebnisse in eine praxisnahe Anwendung erfolgen und die Möglichkeit der Empfehlung zu einer qualitativ und quantitativ genaueren Bemessung erarbeitet werden.

Hierzu sind die bislang geltenden Regeln und das Vorgehen bei der Bemessung von Topflagern, insbesondere bei Einwirken von horizontalen Kräften, kritisch zu beleuchten. Jene Punkte, die für eine Modellbildung und eine numerische Analyse mit zuverlässigen Ergebnissen bei der Berechnung von Topflagern erforderlich sind, sind zu klären. Vergleiche der berechneten Ergebnisse mit Messungen, die in experimentellen Untersuchungen gewonnen werden, sollen die Zuverlässigkeit der theoretischen Resultate bestätigen, so dass hierauf aufbauend in einem nachgelagerten Teil der numerischen Untersuchung ein Bemessungskonzept abgeleitet werden kann.

Zum Verständnis des Grundprinzipes von Topflagern werden die erforderlichen Grundlagen in Kapitel 2 durch Darstellung der wesentlichen Konstruktionselemente erörtert. Nach einer einleitenden Beschreibung von Topflagern und deren technischer Entwicklung folgt im gleichen Kapitel ein Überblick über bisherige wissenschaftliche Untersuchungen zum Tragverhalten von Topflagern sowie eine Darlegung des aktuellen Standes der Normung.

In Kapitel 3 werden die für die anschließende numerische Analyse benötigten stoffgesetzlichen Grundlagen für Stahl, Elastomer und Kunststoff aufbereitet. Insbesondere wird auf die Bestimmung der Materialeigenschaften und der für die Verwendung der Materialmodelle benötigten Kennwerte eingegangen.

Auf Basis dieser Grundlagen wird in Kapitel 4 die Modellierung eines Topflagers mit dem im Rahmen dieser Arbeit verwendeten kommerziellen Finite-Elemente-Programm ABAQUS beschrieben. Besonderer Wert wurde hierbei auf die Ermittlung der Einteilung und Feinheit des Netzes gelegt. Des Weiteren werden anhand erster Ergebnisse des so gewonnenen Modelles die Stellen als maßgebend und von Interesse identifiziert, an denen eine Applikation von Dehnungsmessstreifen für eine spätere experimentelle Untersuchung als sinnvoll erscheint.

Für eine Überprüfung der Zuverlässigkeit des Finite-Elemente-Modelles müssen die durch eine Rechnung vorhergesagten Ergebnisse mit den aus experimentellen Untersuchungen gewonnenen Resultaten validiert werden. Hierzu werden in Kapitel 5 neben den geprüften Topflagern, der verwendeten Messtechnik und dem Versuchsprogramm auch die beiden Versuchsaufbauten für kombinierte Horizontal- und Vertikalbelastungen ausführlich vorgestellt.

Der Präsentation der Ergebnisse schließt sich in Kapitel 6 der Vergleich mit den aus der Rechnung vorhergesagten Ergebnissen an. Mit dem so bestätigten

Modell werden im Rahmen einer Studie die wichtigsten Parameter der Topflagerkonstruktionen variiert und die maßgebenden Einflüsse auf das Tragverhalten von Topflagern herausgearbeitet. Hieran schließt sich in Kapitel 7 die Ableitung eines genaueren Bemessungskonzeptes für Topflager unter Horizontalkrafteinwirkung und diesbezügliche Empfehlungen an.

Die wichtigsten Ergebnisse der vorliegenden Arbeit werden in Kapitel 8 zusammenfassend dargestellt. Ferner wird ein Ausblick auf verbleibende, vor wissenschaftlichem Hintergrund bislang noch wenig beleuchtete Problematiken der hier untersuchten Lagerkonstruktion gegeben.

2 Stand der Erkenntnis

2.1 Lager im Brückenbau

Infolge von Temperatureinwirkungen und dem Angreifen äußerer Kräfte unterliegen Tragkonstruktionen, somit auch Brücken, mehr oder weniger großen Verformungen. Diese können je nach Art der Konstruktion und Wahl der Baumaterialien vernachlässigt werden, wie etwa bei historischen Steinbogenkonstruktionen infolge großer Massen und daraus resultierend geringer Temperaturgradienten [97] bzw. infolge des Abtrages vertikaler Kräfte infolge Bogen- bzw. Gewölbewirkung. Andernfalls sind sie, wie bei Balkenbrücken mit schlanken Überbauten aus Stahl, Stahl- bzw. Spannbeton mit Abtrag der einwirkenden Kräfte vornehmlich über Biegung, zumindest rechnerisch zu erfassen. Eine Berücksichtigung erfolgt dabei durch Kontrolle der aus Überbauverdrehungen resultierenden Kantenpressungen im Bereich der Lasteinleitung und Betrachtung der sich bei Längenänderung einstellenden Zwängungsbeanspruchung des Tragwerkes. Überschreiten diese Beanspruchungen gewisse Grenzen, sind die Verformungen zwingend zu berücksichtigen. Dies kann durch gesonderte konstruktive Ausbildung der Tragelemente oder aber durch die Anordnung von Lagerkonstruktionen erfolgen. Somit stellen Lager im Bauwesen den Versuch der baupraktischen Umsetzung der in einer statischen Berechnung angenommenen bzw. vorausgesetzten Rand- und Übergangsbedingungen dar. So sollen Lagerkonstruktionen nicht nur einen definierten Lastabtrag vom Überbau zu den Pfeilern und Widerlagern gewährleisten. Darüber hinaus haben sie die Aufgabe, die an den Schnittstellen zwischen Überbau und Untergrund auftretenden relativen Translationen und Rotationen, so diese denn vorausgesetzt wurden, möglichst zwängungsarm aufzunehmen bzw. zu ermöglichen (siehe Abbildung 2.1).

Durch die Entwicklung und technische Nutzung von verschleißarmen Kunststoffen und Elastomeren haben sich in den letzten Jahrzehnten Kalottenlager, bewehrte Elastomerlager und Topflager, jeweils auch in Kombination mit Gleitteilen, insbesondere für den Großbrückenbau als zweckmäßig herausgestellt und rein stählerne Lagerkonstruktionen wie stählerne Punktkipp- und Rollenlager zunehmend verdrängt.

Im Folgenden werden die Konstruktion und die Funktionsweise eines Topfla-

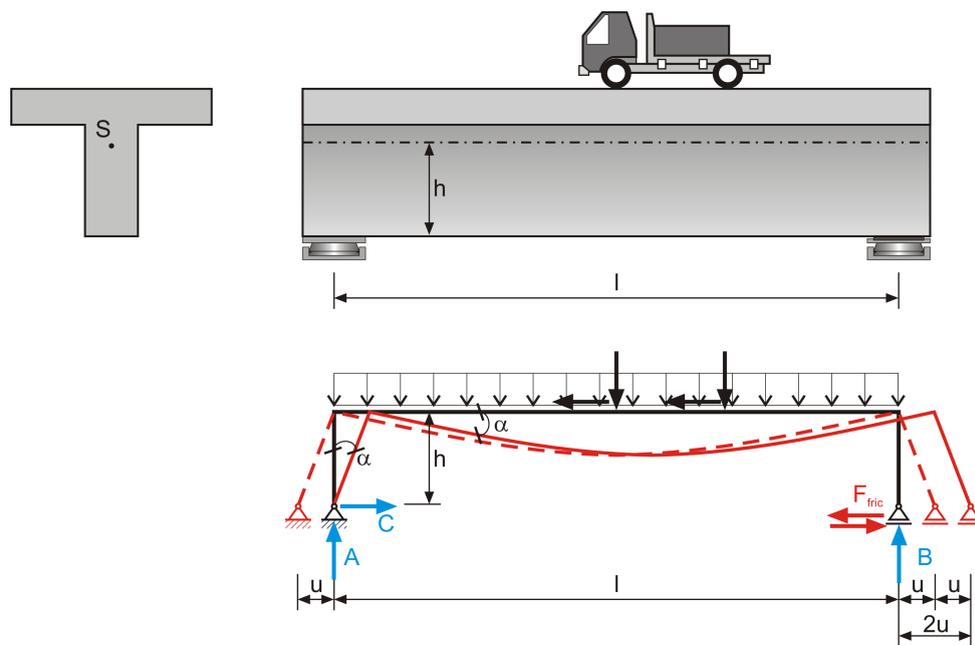


Abbildung 2.1: Balkenbrücke mit Belastungen, Lagerbewegungen α und u und resultierenden Kräften A , B , C und F_{fric}

gers erläutert, auf die historische Entwicklung und Schadensfälle eingegangen, sowie die im Rahmen der aktuellen nationalen und europäischen Regelungen geforderten Versuche für eine Eignungsprüfung, wie sie unter anderem bereits auch schon jahrelang am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, MPA Karlsruhe an der Universität Karlsruhe (TH) durchgeführt wurden, dargelegt.

2.2 Topflager

2.2.1 Grundprinzip

Basiert die Kinematik von Kalottenlagern und Gleitteilen grundsätzlich auf dem gleichen Prinzip des reibungsarmen Gleitens von Stahl- gegen Kunststoffflächen, so wird bei Topf- und Elastomerlagern die Verformbarkeit von Elastomermaterialien genutzt, um die sich einstellenden Verdrehungen des Brückenüberbaues zwängungsarm zu ermöglichen. Die geringe Steifigkeit dieser Materialien würde jedoch zu unzulässig großen Setzungen führen. Die linke Skizze in Abbildung 2.2 zeigt schematisch das typische Verformungsbild eines Elastomerblockes unter Vertikallast bei reibungsfreien Anlageflächen. Dem gegenübergestellt ist das typische Verformungsbild eines bewehrten Elastomerlagers, bei dem, durch die schubfeste Verbindung zwischen einvulkanisiertem, zugfestem Bewehrungsblech und angrenzendem Elastomer laterale Verformungen

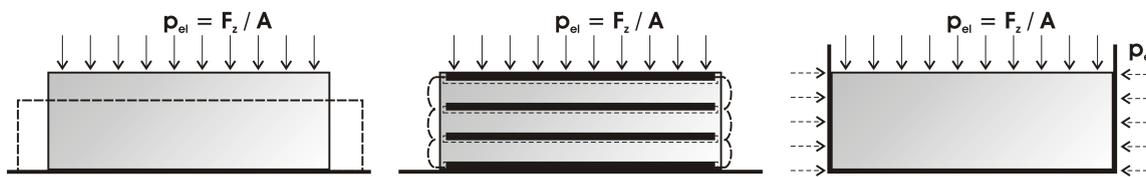


Abbildung 2.2: Typische Verformungen bzw. Reaktionen einer Gummischicht (links), eines bewehrten Elastomerlagers (mittig) und eines Topflagers (rechts) unter Auflast

des Gummis verringert werden und somit die vertikale Lagersteifigkeit erhöht wird.

Bei Topflagern wird ein alternativer Weg beschritten, um die Setzungen in Grenzen zu halten. Auch hier wird die Verformbarkeit eines Gummikissens zur Vermeidung von Zwängungen infolge einer Verdrehung des Überbaues ausgenutzt. Gegenüber dem Tragprinzip der bewehrten Elastomerlager wird jedoch das seitliche Ausweichen des Gummis durch eine Kammerung des Elastomerkissens in einem Stahltopf verhindert (siehe Abbildung 2.2). Dies führt bei angenommener Inkompressibilität des Materials zu einem nahezu hydrostatischen Spannungszustand im Elastomerkissen, vergleichbar mit einer eingeschlossenen, zähen Flüssigkeit. Tatsächlich verhalten sich auch Elastomere nicht gänzlich volumenkonstant. Der so genannte Bulk-Modul, der die hydrostatische Spannung der Volumendehnung ins Verhältnis setzt, liegt jedoch um einige Größenordnungen höher als der Schubmodul, was der Topflagerkonstruktion im Vergleich zu anderen Elastomerlagerkonstruktionen zu einer entsprechend großen vertikalen Lagersteifigkeit verhilft.

2.2.2 Topflageraufbau

Im Folgenden sind die für die Funktionstauglichkeit eines Topflagers im Wesentlichen erforderlichen Lagerkomponenten schematisch für ein unverschiebliches bzw. ein zweiachsig verschiebliches Topflager dargestellt (siehe Abbildung 2.3). Im Rahmen dieses Abschnittes sollen jedoch nur die für das Kippteil der Lagerkonstruktion (gleichbedeutend mit der Ausführung des Lagers als Festpunkt) benötigten Bauteile beschrieben werden. Dies sind:

- Lagertopf
- Lagerdeckel/Topfdeckel
- Elastomerkissen

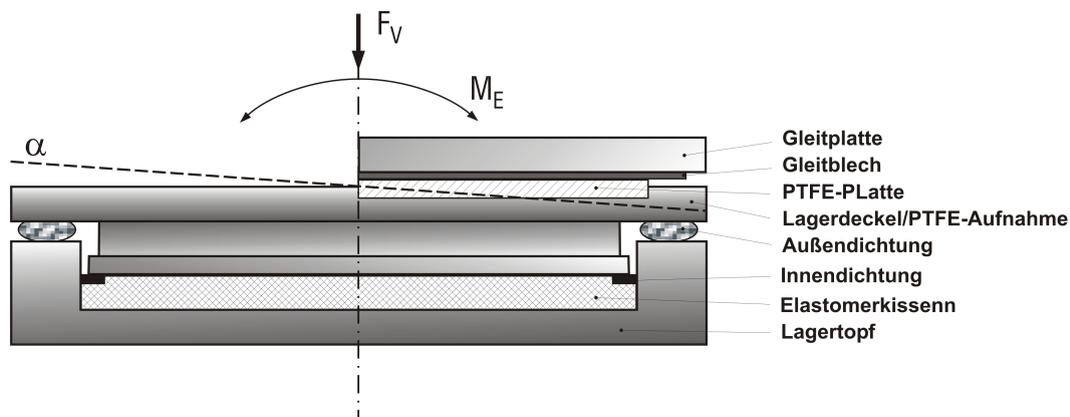


Abbildung 2.3: Prinzipskizze eines Topflagers und Bezeichnung wesentlicher Konstruktionselemente

- Innendichtung
- Außendichtung

2.2.2.1 Lagertopf und Lagerdeckel

Der grundsätzliche Lastabtrag erfolgt für vertikale Lasten vom Überbau über den Lagerdeckel, das Elastomerkissen und anschließend den Topfboden in den Unterbau. Der stählerne Lagertopf dient insbesondere der Kammerung des Elastomerkissens. Dabei werden die Seitenwände (Topfring) bei vertikaler Belastung infolge der InkompRESSibilität und dem daraus resultierenden hydrostatischen Spannungszustand des Kissens mit nahezu der gleichen Pressung, die auch auf die Grundfläche wirkt, beaufschlagt (siehe auch Abbildung 2.2 rechts) und müssen die so entstehenden lateralen Kräfte durch Ringzug und Biegung in den Topfboden weiterleiten. Zusätzlich wird der Topfring zur Aufnahme und Weiterleitung äußerer horizontaler Kräfte infolge Wind, Bremsen, Seitenstoß, Reibung, etc. herangezogen. Der Lagertopf wird üblicherweise aus einem dicken Stahlblech gedreht, das früher übliche Aufschweißen eines Ringes auf eine Grundplatte wird heute nur noch bei Topflagern mit sehr großem Durchmesser ausgeführt.

Der Lagerdeckel, aus Stahl gefertigt, dient der Einleitung vertikaler Kräfte und Verdrehungen des Überbaues auf das Elastomerkissen. Damit sich eine Verdrehung grundsätzlich einstellen kann, muss der Deckelbund stets einen etwas geringeren Durchmesser als der Topfinnerdurchmesser aufweisen. Der resultierende Spalt wird von einer Innendichtung überbrückt (siehe 2.2.2.3). Eine Besonderheit der Topflagerkonstruktion gegenüber sonstigen üblichen Lagerkonstruktionen, wie etwa Kalotten- und Elastomerlagern, ist die Möglichkeit der direkten

Übertragung horizontaler Kräfte ohne die Notwendigkeit von geschweißten oder geschraubten außerhalb des Kippteils angeordneten Anschlägen, Knaggen oder Führungen (was dennoch möglich ist) mittels definierter Kontaktflächen. Je nach Größe des Durchmessers bzw. der Horizontalkraft, der die Konstruktion planmäßig ausgesetzt sein wird, ist sowohl eine gerade als auch eine ballige Ausbildung des Deckelbundes üblich. Soll ein Topflager nicht als Festpunktlager ausgebildet werden, muss es zusätzlich mit einem Gleitteil kombiniert werden (siehe Abbildung 2.3). Hierbei dient der Topfdeckel durch einen eingedrehten oder gefrästen Rezess gleichzeitig der Aufnahme und Kammerung der PTFE-Platte.

2.2.2.2 Elastomerkissen

Gegenüber der aus der Kammerung im Topf und dem hohen dilatatorischen Widerstand resultierenden hohen vertikalen Steifigkeit ermöglicht das im Allgemeinen runde Elastomerkissen durch seinen geringen deviatorischen Widerstand Verdrehungen, denen das Lager infolge von Durchbiegungen des Überbaues ausgesetzt ist. Jedoch erfolgen diese Verdrehungen nicht widerstandsfrei. Sowohl das Elastomer selbst als auch die Reibung zwischen den Elastomer- und Stahl-Kontaktflächen erzeugen einen Widerstand, der sich analog zu dem mechanischen Modell einer Drehfeder in Form eines Rückstellmomentes ausdrücken lässt. Dieses ist bei der Bemessung anliegender Bauteile (Gleitteil, Verbindungsmittel, Fuge) zu berücksichtigen.

Eine deutliche Verringerung der Größe des Rückstellmomentes lässt sich durch Schmierung der Kontaktflächen der Lagerkomponenten mit einem speziellen Fett auf Lithium-Seifen-Basis erreichen. Die Größe des Widerstandes, also des Rückstellmomentes, hängt von vielen weiteren Faktoren, wie etwa dem Verdrehwinkel, der Lagertemperatur, der Verdrehgeschwindigkeit, der Elastomermischung, dem Bearbeitungszustand der Topfinnenflächen, der Elastomerkissengeometrie, etc. ab. Im Laufe der Zeit verschlechtert sich der Schmierzustand durch die Kippbewegungen, insbesondere aber auch durch ein Trennen der Schmiermittelbestandteile, drastisch. Dies hat einen entsprechenden Anstieg des Rückstellmomentes zur Folge. Im ungünstigsten Fall stellt sich ein Rückstellmoment in Höhe des am ungeschmierten Lager auftretenden Widerstandes ein.

2.2.2.3 Innendichtung

Damit ein Herausquellen des Elastomerkissens unter hohem Druck verhindert wird, muss eine Innendichtung, die in einem Rezess entlang des Kissenumfangs verlegt ist, das zum möglichen Verdrehen des Lagerdeckels im Lagertopf

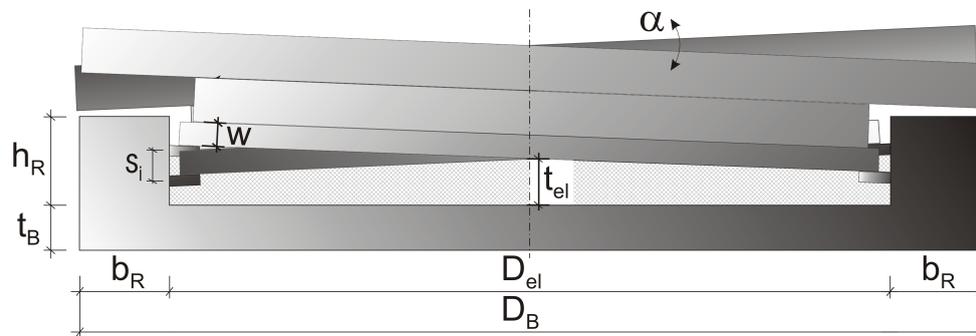


Abbildung 2.4: Bezeichnung der Lagerabmessungen und aus der Verdrehung resultierender Gleitweg s_i der Topflagerinnendichtung

geometrisch zwingend notwendige Spiel zwischen diesen beiden Komponenten überbrücken. Zwar wird diese Spaltbreite als Differenz zwischen Topfinnen- und Deckelbunddurchmesser auf einen festgelegten Wert begrenzt, dennoch wird die Innendichtung einer hohen strukturmechanischen Belastung ausgesetzt - das Kissen steht unter nahezu hydrostatischem Druck von bis zu 30 N/mm^2 und wirkt mit dieser Pressung ebenso wie auf die Topfwand auch auf die Innendichtung - zum anderen wird sie infolge der reibenden Bewegung (Gleitweg s_i) in der Kontaktfläche zur Topfwand infolge der Verdrehungen des Elastomerkissens auf Verschleiß beansprucht (siehe Abbildung 2.4). Für die Funktionstauglichkeit der Gesamtkonstruktion Topflager ist eine intakte Innendichtung zwingend erforderlich. Bislang bewährt haben sich Dichtungen aus speziellen Messinglegierungen, kohlegefüllte PTFE-Dichtungen, sowie Dichtungen aus Polyoxymethylen (POM) und ultrahochmolekularem Polyethylen (UHMWPE). Innendichtungen aus PTFE, welches mit Glasfasern verstärkt war, wurden verboten, da es bei ihrer Anwendung zu häufigen Lagerschäden kam, was aber wohl weniger auf das Material selbst, als mehr auf eine unzureichende Dimensionierung der Dichtungsquerschnitte zurückzuführen war.

2.2.2.4 Außendichtung

Die Außendichtung von Topflagern besteht aus bitumengetränkten Schaumstoffen oder anderen dauerelastischen Materialien und hat vornehmlich die Aufgabe, den Feuchtigkeitseintritt in die nicht korrosionsgeschützten Innenbereiche des Topflagers zu verhindern. Eine Korrosion der Topflagerwand im Inneren hätte durch die erhöhte Rauheit einen stark negativen Einfluss auf das Verschleißverhalten der Innendichtung. Für die Größe des Rückstellmomentes ist die Außendichtung, wie eigene Versuche gezeigt haben [70], nur von untergeordnetem Einfluss.

2.3 Technische Entwicklung und aufgetretene Schadensfälle

2.3.1 Historie

Das Grundprinzip des Topflagers ist vermeintlich seit langem bekannt, wenn auch in anderer Form und zu anderem Zweck verwirklicht. So sollen ähnliche Konstruktionen, mit Sand gefüllte Zylinder, im Gerüstbau ein einfaches Absenken der Gerüststützen durch ein späteres Ablassen des Sandes ermöglicht haben [46]. Das Topflager mit Elastomerkissen wurde 1960 als Brückenlager vorgestellt [19]. In dieser Form ist die Konstruktion auch bis heute weitestgehend erhalten geblieben. Als „Weiterentwicklungen“ zu nennen sind modifizierte Konstruktionsformen wie das Neoringgleitlager [44], Hublager [6] und Lager mit Stellringen zum Höhenausgleich sowie Topflager, die mit Druck- und Beschleunigungssensoren ausgestattet sind und somit eine Registrierung von Lagerkräften im Betrieb ermöglichen sollen. Wirkliche technische Fortschritte sind vornehmlich bei der Kombination mit modernen Gleitteilen und in der Verwendung besser geeigneter Innendichtungen zu finden, zumal sich die Verwendung von Innendichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE, wie sie zu Ende der 60er und Anfang der 70er Jahre des vergangenen Jahrhunderts eingebaut wurden, als Fehlentwicklung erwies [47]. Inwiefern die Zerstörung dieser Innendichtungen auf mangelnde Verschleißresistenz, auf zu große Verdrehungen der Überbauten, wie sie für Topflagerinnendichtungen offensichtlich ein grundsätzliches Problem darstellen [101], [70], [60] oder auf ein ungeeignetes Design der Innendichtung mit im Querschnitt zu flach ausgebildeten Ringen, die dann dem hohen Elastomerdruck statisch nicht standhalten konnten, zurückzuführen ist, ist dem Autor nicht bekannt.

Der historischen Entwicklung ebenso zugehörig sind neben den konstruktiven Änderungen und Vorschlägen insbesondere auch die als Folge von Schadensfällen eingeführten Regeln zur Eignungsprüfung von Topflagern und die auf Basis von aus theoretischen Überlegungen, Experimenten und analytisch bzw. numerischen Untersuchungen gewonnenen Erkenntnissen aufgestellten Bemessungsregeln zum Lastabtrag und zur Bestimmung der Größe des Rückstellmomentes.

2.3.2 Schäden an Topflagern

Grundsätzlich ist jede Störung als Schaden anzusehen, die der Aufgabe des Lagers, der definierten Weiterleitung von Kräften aus dem Überbau in die Un-

terbauten bzw. der zwängungsarmen Ermöglichung von rotatorischen, bei verschieblich ausgebildeten Lagern natürlich auch translatorischen Bewegungen, entgegenwirkt. Dabei muss ein solcher Schaden nicht zwingend mit einem sofortigen Verlust der Tragfähigkeit, wie etwa bei einem Bruch einer Lagerrolle verbunden sein. Mittel- bis langfristig wird aber auch ein „untergeordnetes“ Schadensbild zu einer derart starken Beeinträchtigung des Lagers führen, dass ein Lagerwechsel unvermeidbar wird.

In Abbildung 2.5 ist ein Lager nach einem Versuch dargestellt, bei dem durch eine Überlast die Bruchfestigkeit im Lagersockel überschritten wurde [35]. Die hierdurch fehlende Unterstützung des Topfbodens führte zu einer Lastumlagerung vom Topfboden auf den Topfring, einer Anpassung des Topfbodens an die Setzungsmulde des Betonsockels und zu einer plastischen Deformation des Topfbodens, welche sich in der bleibend verformten Auswölbung des Bodens zeigt. Dass ein solches Versagensbild nicht nur im Versuch auftreten kann und somit akademischer Natur ist, zeigt die Abbildung 2.6 von zerlegten Topflagern nach einem Lagerwechsel. Wahrscheinlich hat dies einen Anstieg des Rückstellmomentes, also des Rotationswiderstandes, den das Lager den eingetragenen Verdrehungen entgegenbringt, zur Folge. Im für das Lager extremsten Fall kommt es zu einem Aufsetzen des Deckelrandes auf den Topfring. Der Kippspalt ist somit geschlossen und das Lager kann seine Funktion als Kippteil nicht mehr erfüllen. Da der Brückenüberbau dennoch eine Verdrehung, z.B. infolge Verkehrslasten, einprägt, kommt es unweigerlich zu einer Überschreitung der zulässigen Kantenpressung der PTFE-Platte und im Weiteren zu einer Blockade des Gleitteiles. Da die Brücke für eine solche Änderung des statischen Systems nicht ausgelegt ist, machen weitere lokale Schäden eine Sanierung über den reinen Lagerwechsel hinaus erforderlich.

Neben dem geschilderten Verlust der Rotationsfähigkeit ist ein Aufsitzen des Deckelrandes auf dem Topfring auch mit einer Setzung des Überbaues an dieser Stelle gleichbedeutend. Z.B. kann für ein übliches Topflager mittlerer Größe der Kippspalt (Abbildung 2.4) in der unverdrehten Lage bereits eine Höhe von $x = 12 \text{ mm}$ aufweisen, wobei je nach Lagerdurchmesser und aufzunehmender Verdrehung dieser Wert auch deutlich höher, im Bereich von ca. 20 mm, liegen kann. Die mögliche „Stauchung“ des Lagers überschreitet also das in der Statik des Überbaues für einen Lagerwechsel bzw. eine Baugrundsetzung anzunehmende Maß von 10 mm zum Teil erheblich. An dieser Stelle sei jedoch angemerkt, dass bei diesen in der Praxis aufgetretenen Schäden wohl keine zu große Vertikalkraft wie im Versuch gewirkt hat, sondern dass vielmehr beim Lagereinbau die Mörtelfuge, auf der das Lagerpaket aufliegt, fehlerhaft eingebracht worden war. Daher sei hier auf die Notwendigkeit einer ordnungsgemäßen Aus-



Abbildung 2.5: Plastisch verformter Topfboden und Setzungsmulde im Sockel nach einem Bruchversuch [34]

führung dieser Fuge, welche durch Verguss oder Unterstopfen hergestellt wird, hingewiesen.

Die Außendichtung als ein nicht tragendes Bauteil innerhalb der Topflagerkonstruktion hat, wie bereits in 2.2.2.4 dargelegt, lediglich die Aufgabe, das Lagerinnere vor eintretender Verschmutzung und insbesondere auch Feuchtigkeit zu schützen. Da jene Flächen, die mit dem Elastomerkissen und der Innendichtung in Kontakt kommen, dies sind die Innenflächen des Lagertopfes und die Unterseite des Topfdeckels, sowie der Deckelbund keinen Korrosionsschutz aufweisen - im Gegenteil unterliegt die einzuhaltende Oberflächenrauheit nach gängigen Regelungen sogar einem strengen Kriterium von $R_z = 6,3 \mu\text{m}$ bzw. $R_z = 25 \mu\text{m}$ - können diese Flächen nach einem Feuchtigkeitseintritt korrodieren (siehe Abbildung 2.6, rechts), was sich durch die hiermit verbundene erhöhte Rauheit und den daraus resultierenden erhöhten Verschleiß wiederum negativ auf das Verhalten der Innendichtung auswirkt.

Das Versagen der Innendichtung infolge einer erhöhten Verschleiß- oder sonstigen Überbeanspruchung ist für Topflager wohl als mit am häufigsten Schadensursächlich zu nennen (siehe auch 2.3.1). Ist die Innendichtung gebrochen oder durch einen abrasiven Verlust an Querschnittsbreite nicht mehr in der Lage, das Elastomer an einem Heraustreten zwischen Deckelbund und Topfwand, später auch in den Kippspalt und ins Freie, zu hindern, zieht dies die bereits bei einer zu großen Setzungsmulde infolge mangelhaft ausgeführter Mörtelfuge geschilderten Konsequenzen nach sich. Die Bildfolge der Abbildung 2.7 zeigt das typische Schadensbild beim noch eingebauten Lager und bei Elastomerkissen



Abbildung 2.6: Plastisch verformter Topfboden nach dem Lagerwechsel [55]; Korrosion durch Feuchtigkeitseintritt [70]



Abbildung 2.7: Austritt von Elastomer aus dem Kippspalt und geschädigte Elastomerkissen und Innendichtungen nach dem Ausbau [55]

und Innendichtungen nach dem Ausbau [55].

2.4 Eignungsprüfungen und technische Regeln

2.4.1 Eignungsprüfungen

Wie bereits in 2.3.2 ausgeführt, ist für Lager mit tragfähiger Mörtelfuge bei praxisüblichen Pressungen die Problematik der plastischen Topfbodenverformungen nicht mehr existent. Diese Schadensursache lässt sich also durch einen ordnungsgemäßen Einbau ausschließen. Dies trifft a priori jedoch nicht für die Eignung der Innendichtung zu. Um dem Entstehen der in 2.3.2 letztgenannten Schäden entgegenzutreten, wurde ein Prüfprogramm aufgestellt, mit dem Innendichtungen, auch im Hinblick auf die Dauerhaftigkeit, getestet und somit durch Erfüllen der Prüfkriterien deren Eignung im Einsatz in Topflagerkonstruktionen nachgewiesen werden soll.

Diese Prüfungen waren in Deutschland bislang Teil der Anforderungen zur Erlangung einer allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung, die für die Verwendung von Topflagern in Deutschland erforderlich war und welche durch das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) in Berlin erteilt wurde. Eine nationale Norm lag hier nicht vor. Für DIN-Normen soll der aktuelle Stand von Wissenschaft und Technik zugrunde liegen, wobei als Stand von Wissenschaft und Technik nur die Aspekte als anerkannt gelten, die sich schon durch jahrelange positive Erfahrungen mit einer bestimmten Vorgehensweise bewährt haben, was für Topflager eben noch nicht der Fall war. Üblicherweise wird erst nach dieser jahrelangen Bewährung auf Basis der Zulassung und ohne nennenswerte Schadensfälle, wenn auch andere Hersteller entsprechend für ähnliche Produkte verfahren sind und somit eine ganze Produktgruppe entstanden ist, eine das Produkt beschreibende Produktnorm erarbeitet, die all jene Aspekte einer Produktgruppe regeln soll, die auch einer Regelung bedürfen. Die Norm wird dann vom Deutschen Institut für Normung e. V. (DIN) veröffentlicht und von den Bundesländern über die Bauregellisten eingeführt, womit sie den Status einer verbindlich anzuwendenden Richtlinie erhält und in einen Gesetzesstatus erhoben wird. Z.B. war dies für bewehrte Elastomerlager mit der Einführung der DIN 4141, Teil 14 der Fall.

Per Mandat, das die Aufgabenstellung zur Erstellung einer europäischen Norm und die in dieser Norm zwingend zu behandelnden Aspekte beinhaltet, wurde das Europäische Komitee für Normung (CEN) und dessen untergeordnetes Technisches Komitee (TC) und Arbeitsgruppen (WG) von der Kommission der EU mit dem Erarbeiten einer Europäischen Norm für Baulager beauftragt. Hierbei ist jeder Mitgliedsstaat über die nationale Normungsorganisation im CEN

vertreten. Sämtliche nationalen Normungsaktivitäten zu der hier behandelten Produktgruppe sind währenddessen einzustellen. Für die Topflager ist somit die harmonisierte, durch die Bauproduktenrichtlinie bzw. das Bauproduktengesetz eingeführte Europäische Norm DIN EN 1337-5:2005-07 entstanden. Ihr Status entspricht somit dem einer über die Bauregelliste eingeführten nationalen DIN. Anders als die oben erwähnten Produktnormen sind die Lager-Normen der Reihe EN 1337 jedoch nicht produktbeschreibend, sondern „performance“-orientiert geschrieben, sie legen also lediglich die von den Lagern, z.B. Topflagern, zu erfüllenden Anforderungen fest. Hinsichtlich der geforderten Eignungsprüfungen im Rahmen der in Europa vorgesehenen CE-Kennzeichnung für ein Topflager ist die Verwandtschaft zu den in Deutschland vorgeschriebenen Zulassungsversuchen erkennbar, nicht zuletzt da die entsprechenden Regeln der Europäischen Topflagernorm in Anlehnung an das deutsche Vorgehen bei den Prüfungen entstanden ist. Zwar unterscheiden sich mittlerweile die Prüfbedingungen nach DIN EN 1337-5:2005 von den bisherigen deutschen Vorgaben, die grundsätzlich geforderten Versuche und das Vorgehen sind jedoch erhalten geblieben [69].

2.4.2 Stand der Normung

Zum Jahresbeginn 2006 ist mit DIN EN 1337-5:2005 in der Ausgabe vom Juli 2005 die erste europäische Topflagernorm erschienen [32]. Inhaltlich entsprechen die Forderungen dieses Teiles der Normenreihe EN 1337 weitestgehend den bisherigen nationalen deutschen Vorgaben zur Erteilung der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung für ein Topflager durch das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt). Dies gilt, mit zum Teil geänderten Grenzwerten und Prüfkriterien, nicht nur für die durchzuführenden Prüfungen im Rahmen einer Erstprüfung sondern auch für die durch den Lagerhersteller zu führenden und in den Standardtexten der Topflagerzulassungen niedergeschriebenen statischen Nachweise für den Lagertopf. Da sich also, mit Ausnahme des zugrunde gelegten Sicherheitskonzeptes mit globalen Sicherheitsbeiwerten bzw. mit Teilsicherheitsbeiwerten und von leicht unterschiedlichen Bezeichnungen abgesehen, die Grundsätze der Nachweisführung für die Lagertöpfe gleichen, wird im Folgenden nur das mit Ende der Koexistenzperiode zum 01.01.2007 bindende Vorgehen nach DIN EN 1337-5:2005 dargelegt.

Neben tatsächlich durch Berechnung zu führenden Nachweisen sind des Weiteren auch konstruktive Vorgaben angeführt. So ist die Mindestdicke des Elastomerkissens in Abhängigkeit seines Durchmessers zu $t_{el,min} = 1/15 \cdot D_{el}$ festgelegt. Als weitere Forderung muss die Dicke des Elastomerkissens so gewählt werden, dass unter der maximal auftretenden Verdrehung des Lagerdeckels

die größte Stauchung der Randfaser des Elastomerkissens bezogen auf die Elastomerkissendicke $\varepsilon \leq 15\%$ nicht überschreitet. Diese Forderungen sollen sicherstellen, dass die für eine Elastomermischung festgelegten Faktoren für die Bestimmung des Rückstellmomentes, die im Rahmen der Erstprüfung an Topflagern mit einem normativ vorgeschriebenen Verhältnis von Durchmesser zu Dicke von $D_{el}/t_{el} = 15$ ermittelt werden, nicht durch die erhöhte Elastomerkissensteifigkeit, die aus einer geringeren Dicke resultiert, überschritten werden. Der einzige statische Nachweis des Elastomerkissens bezieht sich auf die maximale Kontaktpressung, die bei einem empfohlenen Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_M = 1,3$ auf einen charakteristischen Wert von $f_{el,k} = 60 \text{ N/mm}^2$ festgelegt ist. Dieser im Vergleich zu den bisherigen deutschen Vorgaben stark erhöhte Wert ist ein Zugeständnis an die Regelungen und Erfahrungen des angelsächsischen Raumes und wird versuchstechnisch lediglich durch einen Dauerstandversuch am gesamten Lager gestützt, der wiederum eigentlich ein Test für die Tauglichkeit insbesondere der thermoplastischen Topflagerinnendichtungen sein soll.

Für den Nachweis des Lagertopfes wird davon ausgegangen, dass Topfring und Topfboden voneinander unabhängige Komponenten sind und somit auch jeweils die gesamte Last übertragen können müssen. Es gilt die Forderung, dass unter den Kombinationen der Einwirkungen der Bemessungswert der Streckgrenze an keiner Stelle des Topfes überschritten werden darf, dieser also nicht ins Fließen kommen soll. Dabei ist davon auszugehen, dass sich im Elastomerkissen infolge der einwirkenden Vertikalkraft und der geringen Kompressibilität des Materials ein nahezu hydrostatischer Spannungszustand einstellt. Dieser ist für die Bemessung auf sämtliche Flächen aufzubringen, mit denen das Kissen in Kontakt steht, also auch auf die Innenseite der Topfwand. Die resultierende Kraft $V_{el,Sd}$, gegen die der Querschnitt des Ringes bzw. des Bodens infolge der Elastomerpressung nachzuweisen ist, berechnet sich in Analogie zur Kesselformel zu

$$\begin{aligned}
 V_{el,Sd} &= p_{el} \cdot t_{el} \cdot D_{el} \\
 &= \frac{N_{Sd}}{A_{el}} \cdot t_{el} \cdot D_{el} \\
 &= 4 \cdot \frac{N_{Sd}}{\pi \cdot D_{el}^2} \cdot t_{el} \cdot D_{el} \\
 &= 4 \cdot \frac{N_{Sd} \cdot t_{el}}{\pi \cdot D_{el}}.
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

Hierin bezeichnen p_{el} den Druck im Elastomer, t_{el} die Dicke und D_{el} den Durchmesser des Elastomerkissens (siehe Abbildung 2.3).

Wie für den Elastomerdruck ist auch für einwirkende horizontale Kräfte die Resultierende $V_{Fxy,Sd}$ zu bilden:

$$V_{Fxy,Sd} = \sqrt{F_{x,d}^2 + F_{y,d}^2} \quad (2.2)$$

Beide Einwirkungen sind wiederum additiv zu der Resultierenden

$$V_{Sd} = V_{el,Sd} + V_{Fxy,Sd} \quad (2.3)$$

zu überlagern und im Anschluss gegen die Tragfähigkeiten des Topfinges $V_{Ring,Rd}$ bzw. des Topfbodens $V_{Boden,Rd}$ nachzuweisen. Diese errechnen sich unter Ansatz eines vollplastischen Querschnittes zu

$$V_{Ring,Rd} = 2 \cdot h_R \cdot b_R \cdot \frac{f_y}{\gamma_M} \quad (2.4)$$

$$V_{Boden,Rd} = t_B \cdot D_B \cdot \frac{f_y}{\gamma_M} \quad (2.5)$$

Hierin sind h_R und b_R die Höhe und die Breite des Topfinges, t_B die Dicke des Topfbodens und $D_B = (D_{el} + 2 \cdot b_R)$ der Außendurchmesser des Lagers. Zur Verdeutlichung ist in Abbildung 2.8 die Situation am Lager mit Bezeichnungen, wirkenden Kräften und Kontaktpressungen dargestellt.

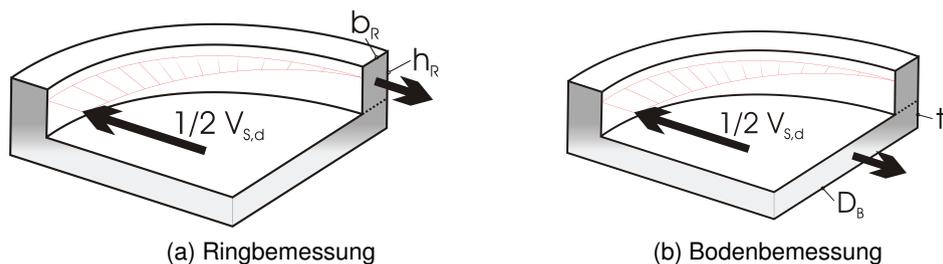


Abbildung 2.8: Situation am Lager bei Bemessung gegen einwirkende Horizontalkräfte

Als weiterer Nachweis müssen die Schubspannungen, die im Anschnitt des Topfinges an den Topfboden entstehen, überprüft werden. Es wird davon ausgegangen, dass die Übertragung der Horizontalkraft zwischen Deckelbund und Topfwand parabolförmig über den halben Umfang des Topfes erfolgt, wobei das Maximum der Kontaktpressung 50% über dem Mittelwert liegen soll. Somit ist

$$\bar{V}_{Fxy,Sd} = 1,5 \cdot \frac{V_{Fxy,Sd}}{D_{el}} \quad (2.6)$$

Für den Widerstand wird die Topftringbreite und Materialfestigkeit bei Schubbeanspruchung in Ansatz gebracht:

$$\bar{V}_{Rd} = b_R \cdot \frac{f_y / \sqrt{3}}{\gamma_M} \quad (2.7)$$

Unter Berücksichtigung der gleichförmig wirkenden Kontaktpressung des Elastomers gegen die Topfwand folgt für den Nachweis

$$\bar{V}_{Sd} = 1,5 \cdot \frac{V_{Fxy,Sd}}{D_{el}} + 4 \cdot \frac{N_{Sd} \cdot t_{el}}{\pi \cdot D_{el}^2} \leq \bar{V}_{Rd} \quad (2.8)$$

In den für die Berechnung des Topfes vorgegebenen Formeln werden Topfwand und Topfboden folglich als unterschiedliche Tragelemente, die nicht interagieren, betrachtet. Eine dreidimensionale Tragwirkung oder Lastweiterleitung wird nicht berücksichtigt. Da Lagertöpfe heute in der Regel durch Fräsen und/oder Drehen aus Vollmaterial hergestellt werden und nicht mehr, wie früher gebräuchlich (siehe auch Abschnitt 2.2.2.1) durch Aufschweißen miteinander verbunden werden, wird die gravierende Vereinfachung offensichtlich. Auf die teilweise Übertragung bzw. Weiterleitung der Horizontalkraft durch den biegesteifen Anschluss von Topfwand und Topfboden, die in einer Biegeverformung und Biegebeanspruchung des Topfbodens im Lasteinflussbereich resultiert, wird in der Norm nicht eingegangen.

Die oben aufgeführten Bemessungsformeln sind gültig für Mindestdicken des Topfbodens von $t_{Boden} = 12$ mm. Nach DIN EN 1337-5:2005, Abschnitt 6.2.2 dürfen diese Gleichungen anstelle einer genaueren Berechnung angewendet werden. Für eine genauere Berechnung, hiermit ist ausdrücklich die Finite-Elemente-Methode gemeint, sind folgende Annahmen zugrunde zu legen:

- Lagertopf und angrenzende Bauteile sowie Randbedingungen durch die Befestigungsmittel sind in dem Modell zu berücksichtigen
- der im Elastomerkissen vorherrschende Spannungszustand ist hydrostatisch
- Kontaktpressungen zwischen Deckelbund und Topfwand, die infolge externer horizontaler Einwirkungen entstehen, sind parabolisch über den halben Umfang verteilt. Der Pressungshöchstwert entspricht dem 1,5-fachen des Mittelwertes

Aussagen oder Hinweise über den erforderlichen Detaillierungsgrad, sei es hinsichtlich der Berücksichtigung der angrenzenden Bauteile oder der Netzein-

teilung und -dichte, werden nicht getroffen. Unter anderem kann dies aber durchaus von entscheidender Bedeutung für die Aussagekraft der Rechenergebnisse sein, wie im Folgenden auch am Beispiel der Lasteinleitung deutlich wird.

Wie bereits die Lastaufnahme bzw. -weiterleitung im Lagertopf nachgewiesen wurde, muss ebenfalls der Lasteintrag vom Deckel auf die Topfwand überprüft werden. Hierbei wird grundsätzlich danach unterschieden, wie der Deckelbund geometrisch ausgeführt wurde. Da es sich bei gerader Ausbildung des Bundes mit der Bundbreite w um eine Kontaktebene, bei einem balligen Bund jedoch nur um eine Kontaktlinie bzw. gekrümmte Kontaktfläche handelt, die analog der Problemstellung der *Hertz'schen* Pressung zu behandeln ist [65], sind folglich auch beide Nachweise unterschiedlich zu führen. Dennoch wird auch hier, wie bereits für Gleichung 2.8 angesetzt und in dem Nachweis des Lagertopfes im Rahmen einer genaueren Berechnung (FE-Simulation) anzunehmen, von einer parabolisch über den halben Topfumfang verteilten Kontaktpressung ausgegangen, wiederum mit dem oben genannten Maximalwert in Höhe des 1,5-fachen Mittelwertes. Dies wird nicht zuletzt durch den Faktor $1,5 \cdot \frac{V_{Fxy,Sd}}{D_{el}}$ sichtbar, wie sich durch Umformen der Gleichung 2.9 zur Ermittlung des Bemessungswertes des Widerstandes für den Nachweis bei ebener Kontaktfläche (gerader Deckelbund) als auch der Gleichung 2.10 für den Nachweis bei gekrümmter Kontaktfläche (balliger Deckelbund) zeigen lässt:

$$V_{Sd} \leq \frac{D_{el} \cdot w_{Bund}}{1,5} \cdot \frac{f_y}{\gamma_M} = V_{Rd} \quad (2.9)$$

$$V_{Sd} \leq 15 \cdot \frac{D_{el} \cdot r_{Bund}}{E_d} \cdot \left(\frac{f_u}{\gamma_M} \right)^2 = V_{Rd}. \quad (2.10)$$

Hierin bezeichnet w_{Bund} die Höhe des geraden Deckelbundes, r_{Bund} den Radius der Kontaktfläche bei balliger Bundauführung sowie f_u und E_d die Zugfestigkeit und den Bemessungswert des Elastizitätsmoduls des zugrunde liegenden Materials.

Die unterschiedliche Betrachtung der konstruktiven Ausbildung des Deckelbundes spiegelt sich unter anderem auch in einer geometrischen Forderung für die Bestimmung der Mindesttopfringhöhe wider. Für diese muss gelten

$$h_{Ring} \geq t_{el} + 0,5 \cdot (w - b_{Bund}) + (0,5 \cdot \alpha_{d,max} \cdot D_{el}) + a_d \quad (2.11)$$

mit dem Sicherheitszuschlag a_d und dem Bemessungswert des maximalen Verdrehwinkels $\alpha_{d,max}$. Für die ballig ausgebildete Variante des Deckelbundes ist

$$b_{Bund} = 3,04 \cdot \sqrt{\frac{1,5 \cdot F_{xy,Sd}}{D_{el}} \cdot \frac{R_{Bund}}{E_d}} \quad (2.12)$$

einzusetzen. Diese Formulierung entspricht dem für *Hertz'schen* Kontakt zwischen einer einfach gekrümmten und einer ebenen Fläche bekannten Zusammenhang für die Ermittlung der Breite der Kontaktpressung in Abhängigkeit der einwirkenden Belastung, dem Radius der Kontaktfläche und dem Elastizitätsmodul der Kontaktpartner [40]. Auch hier tritt im Belastungsterm wiederum die Annahme der über den halben Umfang verteilten Kontaktpressung mit dem Maximalwert von $1,5 \cdot \frac{F_{xy,Sd}}{D_{el}}$ auf.

Während bei den Nachweisen des Lagertopfes (mit Ausnahme des Nachweises der aufnehmbaren Schubspannung nach Gleichung 2.8) die horizontale Einwirkung integral als Gesamtkraft anzusetzen ist, sieht die Bemessungsvorschrift somit für den Nachweis der Lasteinleitung nach den Gleichungen 2.9 und 2.10 sowie für die Bestimmung der Kontakthöhe des balligen Deckelbundes nach 2.12 den Ansatz der maximal auftretenden Kontaktpressung vor. Bedenkt man, dass etwa in Deutschland, je nach Art der Ausführung der Innendichtung, zulassungsbedingt das größte radiale Spiel zwischen Deckelbund und Topfwand 0,8 mm bzw. 1,0 mm beträgt, wird deutlich, dass die Lastübertragung auf die Topfwand infolge der unterschiedlichen Radien der Berührflächen tatsächlich deutlich konzentrierter als nach dieser Annahme erfolgt. Daher ist auch von deutlich höheren lokalen Kontaktpressungen auszugehen. Dies hat über den erhöhten $p \cdot v$ -Wert (das Produkt aus Kontaktpressung und Gleitgeschwindigkeit gilt als vorherrschende Größe für Verschleißbeanspruchung) direkten negativen Einfluss auf die Verschleißrate der Kontaktflächen und kann infolge der größeren Verformungen und der damit verbundenen erhöhten Rauheiten ebenso zu stärkeren Verschleißbeanspruchungen der Innendichtung führen.

3 Materialbeschreibung

3.1 Physikalische und stoffgesetzliche Beschreibung der Materialien

3.1.1 Kontinuumsmechanische Grundlagen

Aufgabe der Kontinuumsmechanik ist, ein geeignetes Maß zur Beschreibung der Verformung für endliche Deformationen festzulegen. Dies geschieht bei der Betrachtung der Kinematik eines Kontinuums. Es handelt sich hierbei um ein rein geometrisches Problem, wobei die Ursachen der Verformung und das Materialverhalten keinen Einfluss haben. Im Hinblick auf die Definition von Energiefunktionen hat die Formulierung von kontinuumsmechanischen Größen in einer koordinatenfreien Darstellung eine zentrale Rolle, da diese Größen wegunabhängig sind und sich somit ein echtes Potential definieren lässt.

In der Theorie kleiner Verzerrungen wird vorausgesetzt, dass die Terme der Verschiebungsableitungen nach den Ortskoordinaten klein sind, so dass quadratische Anteile vernachlässigt werden können. Da die so erhaltenen Verzerrungen nicht invariant gegenüber einer Starrkörperdrehung sind, werden auch nur kleine Werte für Verdrehungen und Verschiebungen zugelassen. Aus diesem Grund muss bei den Ableitungen nach den Ortskoordinaten auch nicht zwischen den Konfigurationen unterschieden werden. Wird die Beschränkung auf kleine Verschiebungen aufgehoben, das heißt deren quadratische Anteile werden in den Verzerrungen berücksichtigt, und werden Verzerrungen weiterhin als klein vorausgesetzt, gelangt man zur geometrisch nichtlinearen Theorie. Die nun erhaltenen Verzerrungen sind invariant gegenüber Starrkörperdrehungen. Da große Verschiebungen und Verdrehungen auftreten können, muss unterschieden werden, ob nach der Referenz- oder der Momentankonfiguration abgeleitet wird. Werden zusätzlich große Werte für die Verzerrungen zugelassen, kommt man zur Theorie großer Verzerrungen bzw. zur Theorie großer Deformationen.

Die Kinematik eines Kontinuums wird in der Festkörpermechanik mit der Lagrange'schen oder der Euler'schen Betrachtungsweise beschrieben. Bei der Lagrange'schen Betrachtungsweise kann die Bewegung als Abbildung der Referenzkonfiguration zum Zeitpunkt t_0 auf die Momentankonfiguration zum Zeit-

punkt t gedeutet werden. Im Gegensatz hierzu steht die Euler'sche Betrachtungsweise, wo die Bewegung als Abbildung der Momentankonfiguration auf die Referenzkonfiguration gedeutet werden kann. Während sich in der Fluidmechanik die Euler'sche Formulierung als vorteilhaft erweist, wird in der Festkörpermechanik die Lagrange'sche Formulierung bzw. die materielle Betrachtungsweise bevorzugt.

Zu einer beliebigen Referenzzeit t_0 sind die Orte der materiellen Punkte des Körpers durch die Referenzvektoren \mathbf{X} gegeben. Jedem materiellen Punkt ist somit eindeutig ein Referenzvektor zugeordnet. Die Bewegung eines materiellen Punktes von der Referenzkonfiguration zum Zeitpunkt t_0 in die Momentankonfiguration zum Zeitpunkt t ist in Lagrange'scher Schreibweise als Funktion des Referenzvektors definiert zu [90]

$$\mathbf{x} = \mathbf{x}(\mathbf{X}, t). \quad (3.1)$$

Bei der Euler'schen Betrachtungsweise erfolgt die Parametrisierung der Bewegung durch den Ortsvektor \mathbf{x} in der Momentankonfiguration:

$$\mathbf{X} = \mathbf{X}(\mathbf{x}, t). \quad (3.2)$$

Aus der Differenz der Ortsvektoren der Momentan- und Referenzkonfiguration ergibt sich der Verschiebungsvektor \mathbf{u} eines materiellen Punktes:

$$\mathbf{u} = \mathbf{x} - \mathbf{X}. \quad (3.3)$$

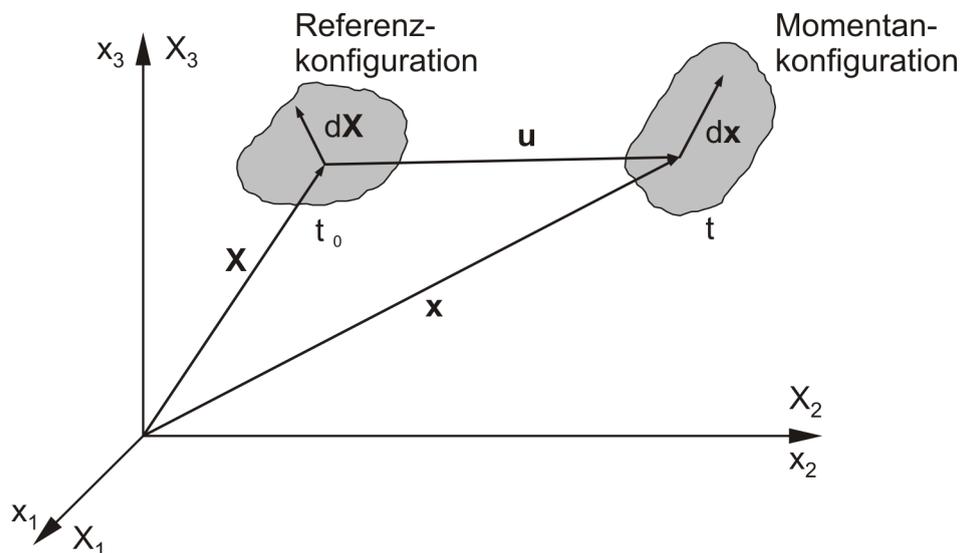
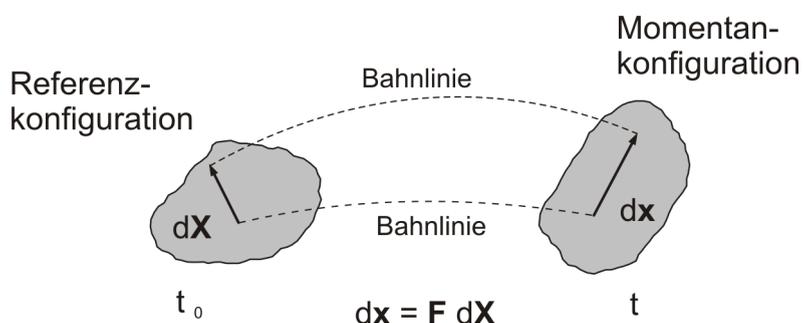
Der Verschiebungsvektor \mathbf{u} in der Lagrange'schen Betrachtungsweise ergibt sich mit Gleichung 3.1 zu

$$\mathbf{u}(\mathbf{X}, t) = \mathbf{x}(\mathbf{X}, t) - \mathbf{X}. \quad (3.4)$$

Die Darstellung der jeweiligen Bewegungsgrößen zum Zeitpunkt t_0 in der Referenzkonfiguration und zum beliebigen Zeitpunkt t in der Momentankonfiguration zeigt Abbildung 3.1.

In Abbildung 3.1 erfährt der Linienelementvektor $d\mathbf{X}$ eine Translation, Rotation und Streckung. Der Bewegungsvorgang wird durch den Deformationsgradienten charakterisiert. Der Deformationsgradient bildet den Linienelementvektor $d\mathbf{X}$, der zwei infinitesimal benachbarte materielle Punkte in der Referenzkonfiguration verbindet, auf den Linienelementvektor $d\mathbf{x}$ derselben materiellen Punkte in der Momentankonfiguration ab. Der Deformationsgradient ist im Allgemeinen nicht symmetrisch. Die Symmetrie ist nur bei fehlender Starrkörperrotation gegeben. Wegen

$$d\mathbf{x} = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}} \cdot d\mathbf{X} = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{X} \quad (3.5)$$

Abbildung 3.1: Verschiebungsvektor u und Ortsvektoren x bzw. X Abbildung 3.2: Definition des Deformationsgradienten F

ist der Deformationsgradient definiert durch

$$F = \frac{\partial x}{\partial X}. \quad (3.6)$$

Durch eine multiplikative Zerlegung wird der Deformationsgradient in den eigentlich orthogonalen Rotationstensor R und den Rechtsstrecktensor U bzw. den Linksstrecktensor V zerlegt, wodurch die Bewegung in eine reine Rotation und eine reine Verzerrung bzw. Streckung entkoppelt ist:

$$F = RU = VR. \quad (3.7)$$

Da U und V zwei symmetrische positiv definite Tensoren sind, folgt mit den

Orthonormierungsbedingungen $\mathbf{R}^T \mathbf{R} = \mathbf{R} \mathbf{R}^T = \mathbf{I}$ und $\det \mathbf{R} = 1$

$$\mathbf{C} = \mathbf{F}^T \mathbf{F} \equiv \mathbf{U}^2 \quad (3.8)$$

$$\mathbf{B} = \mathbf{F} \mathbf{F}^T \equiv \mathbf{V}^2. \quad (3.9)$$

Die Tensoren \mathbf{C} und \mathbf{B} werden als rechter und linker Cauchy-Green-Tensor bezeichnet. Mit \mathbf{I} wird der Einheitstensor bezeichnet. Der rechte Cauchy-Green-Tensor \mathbf{C} drückt die Metrik des verformten Systems in Lagrange'schen Koordinaten und der linke Cauchy-Green-Tensor \mathbf{B} die Metrik des unverformten Systems in Euler'schen Koordinaten aus.

Da der Deformationsgradient die gesamte Deformation inklusive der Starrkörperbewegung enthält, kann dieser nicht als Verzerrungstensor verwendet werden. Es müssen Verzerrungstensoren, die frei von Starrkörperbewegungen sind, gefunden werden. Als Maß für die Verzerrungen wird die Differenz der Längenquadrate eines infinitesimalen Linienelementes der Referenz- und Momentankonfiguration definiert:

$$\delta = \frac{1}{2} \cdot (d\mathbf{x} \cdot d\mathbf{x} - d\mathbf{X} \cdot d\mathbf{X}). \quad (3.10)$$

In der Lagrange'schen Schreibweise ergibt sich mit Gleichung 3.6 und Gleichung 3.8 das Verzerrungsmaß

$$\delta = d\mathbf{X} \mathbf{E} d\mathbf{X} \quad (3.11)$$

mit dem Lagrange'schen Verzerrungstensor \mathbf{E} :

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{C} - \mathbf{I}). \quad (3.12)$$

In Gleichung 3.12 ist \mathbf{I} der Einheitstensor.

Basierend auf dem Deformationsgradienten lassen sich Regeln zur Ableitung infinitesimaler Volumenelemente von der Referenz- auf die Momentankonfiguration mit der Jacobi'schen Determinante J angeben:

$$dV = J \cdot dV_0 \quad (3.13)$$

$$J = \det \mathbf{F} = \det \left(\frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{X}} \right) > 0. \quad (3.14)$$

Bei der Formulierung von Stoffgesetzen ist es vorteilhaft, die Verzerrungen als Funktion der Hauptstreckungen anzugeben. Wie in Gleichung 3.8 gezeigt, ist

der Strecktensor \mathbf{U} und der Strecktensor \mathbf{V} symmetrisch und positiv definit. Es kann gezeigt werden, dass gilt

$$\det(\mathbf{V} - \lambda \cdot \mathbf{I}) = \det(\mathbf{U} - \lambda \cdot \mathbf{I}) \quad (3.15)$$

$$\lambda = \frac{|d\mathbf{x}|}{|d\mathbf{X}|} = \frac{ds}{dS}. \quad (3.16)$$

Aufgrund dieser Eigenschaft besitzen die beiden Strecktensoren \mathbf{U} und \mathbf{V} dieselben positiven Hauptwerte. Die Hauptstreckung λ ist definiert als das Verhältnis der Länge ds des Linienelementvektors in der Momentankonfiguration zu der Länge dS des Linienelementvektors in der Referenzkonfiguration.

Die Eigenwerte für den Strecktensor \mathbf{U} ergeben sich durch Lösung des Eigenwertproblems mit der charakteristischen Gleichung

$$\lambda^3 - I_U \cdot \lambda^2 - II_U \cdot \lambda - III_U = 0 \quad (3.17)$$

mit den Invarianten

$$I_U = \lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3 \quad (3.18)$$

$$II_U = \lambda_1 \cdot \lambda_2 + \lambda_2 \cdot \lambda_3 + \lambda_3 \cdot \lambda_1 \quad (3.19)$$

$$III_U = J = \det \mathbf{F} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3. \quad (3.20)$$

Nach Gleichung 3.8 gilt $\mathbf{C} = \mathbf{U}^2$ und nach Gleichung 3.12 ist der Lagrange'sche Verzerrungstensor definiert durch $\mathbf{E} = \frac{1}{2} \cdot (\mathbf{C} - \mathbf{I})$. Dadurch haben der Lagrange'sche Verzerrungstensor \mathbf{E} und der rechte Cauchy-Green-Tensor \mathbf{C} die gleichen Hauptrichtungen wie der Strecktensor \mathbf{U} , womit sich die Hauptwerte für den rechten Cauchy-Green-Tensor \mathbf{C} zu λ_1^2 , λ_2^2 und λ_3^2 ergeben. Der Lagrange'sche Verzerrungstensor \mathbf{E} lässt sich somit in den Hauptstreckungen ausdrücken (Gleichung 3.21):

$$\mathbf{E} = \frac{1}{2} \cdot (\lambda_i^2 - \mathbf{I}). \quad (3.21)$$

Wenn die Deformation in den Hauptrichtungen formuliert wird, entfällt die Unterscheidung in eine Lagrange'sche oder Euler'sche Betrachtungsweise, da die Metrikensoren \mathbf{B} und \mathbf{C} , wie gezeigt, übereinstimmen. Die Eigenwerte des linken Cauchy-Green-Tensor \mathbf{B} ergeben sich entsprechend den Gleichungen 3.18 bis 3.20 zu

$$I_B = \text{tr} \mathbf{B} = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \quad (3.22)$$

$$II_B = \frac{1}{2} \cdot \left(I_B^2 - \text{tr}(\mathbf{B}^2) \right) = \lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \cdot \lambda_3^2 + \lambda_3^2 \cdot \lambda_1^2 \quad (3.23)$$

$$III_B = \det \mathbf{B} = J^2 = \lambda_1^2 \cdot \lambda_2^2 \cdot \lambda_3^2. \quad (3.24)$$

Aufgrund der Übereinstimmung der Metrikensoren C und B ist

$$I_C = I_B \quad (3.25)$$

$$II_C = II_B \quad (3.26)$$

$$III_C = III_B. \quad (3.27)$$

Klassische Materialien, wie z.B. Beton, erfahren während der Deformation eine Gestaltänderung und eine Volumenänderung, so dass für die Jacobi'sche Determinante gilt, $J \neq 0$. Im Gegensatz zu den klassischen Materialien verhalten sich gummiartige Materialien nahezu inkompressibel. Dies bedeutet, dass deren Querdehnzahl gegen $\nu \rightarrow 0,5$ strebt. Im Hinblick auf die Formulierung von Stoffgesetzen ist deshalb eine Aufspaltung des Deformationsgradienten in einen volumetrischen und isochoren Deformationsanteil zweckmäßig. Diese Aufspaltung spielt eine Rolle bei der additiven Entkopplung der Verzerrungsenergiefunktionen in isochore und volumetrische Anteile.

Die multiplikative Zerlegung des Deformationsgradienten in einen volumetrischen und einen isochoren Anteil ist definiert durch

$$\mathbf{F} = J^{\frac{1}{3}} \cdot \hat{\mathbf{F}}. \quad (3.28)$$

Für eine isochore Deformation ergibt sich

$$\det \hat{\mathbf{F}} = 1. \quad (3.29)$$

Der Deformationsgradient ist nach Gleichung 3.28 somit in einen volumetrischen Anteil $J^{\frac{1}{3}} \cdot \hat{\mathbf{F}}$ und in einen isochoren Anteil $\hat{\mathbf{F}}$ aufgespalten. Mit der multiplikativen Aufspaltung der Deformation nach Gleichung 3.28 ergibt sich entsprechend den Gleichungen 3.8 und 3.12 für den rechte Cauchy-Green-Tensor C und den Lagrange'schen Verzerrungstensor E

$$\hat{C} = J^{-\frac{2}{3}} \cdot C = \hat{\mathbf{F}}^T \hat{\mathbf{F}} \quad (3.30)$$

$$\hat{E} = \frac{1}{2} \cdot (\hat{C} - I). \quad (3.31)$$

3.1.2 Stahl

Im Folgenden werden kurz die grundsätzlichen Vorgänge, die zum plastischen Fließen von Stählen führen sowie die zum Teil daraus resultierenden Vorgehensweisen und Vereinfachungen, z.B. die Annahme von Isotropie, Inkompressibilität

und somit Unabhängigkeit vom hydrostatischen Druck während des Fließvorganges, die bei der numerischen Beschreibung des Fließvorganges dieser Materialien gewählt werden, erläutert.

Für die hier betrachteten stählernen Werkstoffe lässt sich Plastizität auf die mikroskopische Struktur zurückführen. Diese ist durch eine dreidimensionale, periodisch wiederkehrende Atomanordnung in Gittern gekennzeichnet.

Für die Gitterstrukturen ergeben sich dabei typische Ebenen, in denen eine dichteste Anordnung von Atomen vorliegt. Vereinfachend angenommen kann es bei Belastung zu einem Gleiten ganzer Ebenen von Atomen kommen. Im Gegensatz zu elastischen Verformungen, die lediglich zu einer Streckung der zwischenatomaren Bindungen (Ionen-Bindung) führen, werden beim Einsetzen einer plastischen Verformung diese Bindungen gelöst bzw. umformiert. Dies wird anhand der Abbildung 3.3, in der die kristalline Struktur des Materials zu Ebenen von Atomen stilisiert ist, verdeutlicht. Mit Ausnahme der „Strukturgrenzen“ bleibt der Aufbau nach vorangegangenem Gleiten, also plastischem Fließen, unverändert. Hieraus lassen sich zum Teil auch die weiteren Annahmen begründen. Der Gleitvorgang ruft keine Volumenänderung hervor, erfüllt somit also die für die weitere numerische Beschreibung wichtige Forderung der Inkompressibilität. Durch die Identifikation des Fließvorganges als Scherprozess kann, makroskopisch gesehen, von einer Unabhängigkeit gegenüber hydrostatischen Belastungen ausgegangen werden.

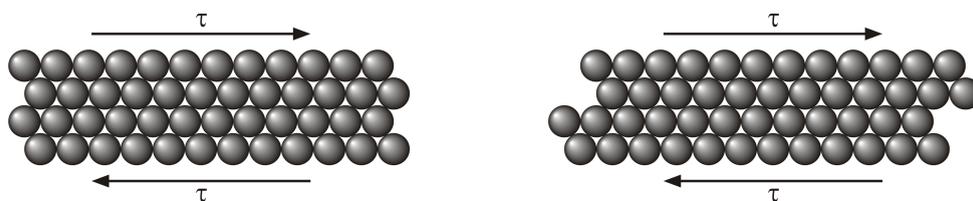


Abbildung 3.3: Schematische Darstellung des Gleitvorgangs ganzer Ebenen

Reale Kristalle besitzen jedoch keinen mikroskopisch homogenen Aufbau. Die Bereiche gleicher Orientierung des Raumgitters werden Kristallite genannt. An den Korngrenzen treffen Kristallite ungleicher Orientierung des Raumgitters aufeinander, es liegt somit ein polykristalliner Aufbau vor, dessen Eigenschaften von weiteren Parametern wie Wärmebehandlung und Legierungsbestandteilen abhängen [98]. Die Polykristallinität des Materials rechtfertigt auch die grundsätzliche Annahme eines isotropen Verhaltens, auch wenn infolge von Weiterverarbeitungstechniken, wie z.B. beim Walzvorgang, eine Richtungsausprägung induziert wird, die bei der weiteren Betrachtung im Rahmen von numerischen Untersuchungen unter Umständen berücksichtigt werden muss [89]. Dieser mikroskopisch inhomogene Aufbau weist neben den Korngrenzen auch weitere

Fehler auf. Denn die Kristallite selbst sind nicht regelmäßig sondern vielmehr durch unterschiedliche Baufehler gestört. Zu nennen sind hier Punktfehler, wie Leerstellen im Atomgitter, Fremdatome aus Legierungszusätzen oder eingelagerte Zwischengitteratome [79], es liegen aber auch Linienfehler in Form von Versetzungen vor.

In Realität ist der Verformungsmechanismus nicht auf das Abgleiten ganzer Schichten zurückzuführen, da dies zu große Kräfte erfordern würde [98]. Vielmehr sind das Wandern von Gitterversetzungen und gegenseitige Gleitvorgänge von Kristallkörnern für die bleibenden Verformungen verantwortlich. Hierbei wird, je nach Richtung der Versetzungslinie und des die Gleitrichtung anzeigenden Vektors, zwischen Stufen- und Schraubenversetzung unterschieden (siehe Abbildung 3.4).

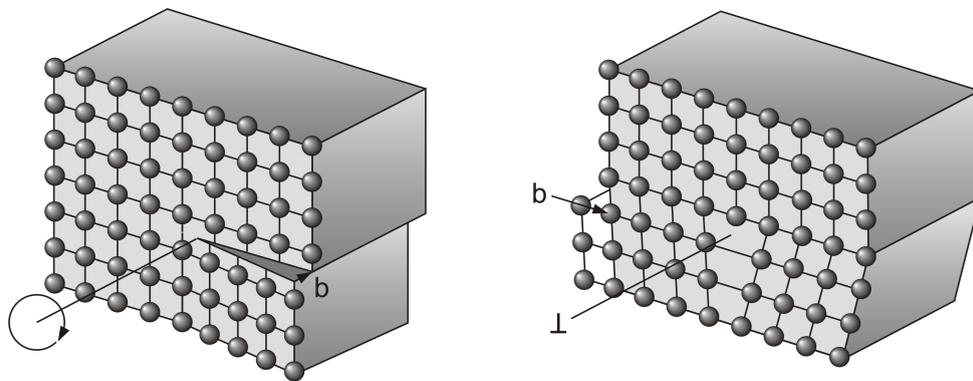


Abbildung 3.4: Schematische Darstellung einer Stufen- bzw. einer Schraubenversetzung

Für die ingenieurmäßige Betrachtung realer Strukturen wird die Ebene der Mikroplastizität verlassen und das Material als Kontinuum aufgefasst. Auf die Berücksichtigung von Zeit- und Ratenabhängigkeiten wird an dieser Stelle verzichtet. Ebenso wird die Beschreibung auf die Anwendung für kleine Dehnungen beschränkt. In der folgenden Abbildung 3.5 ist ein einfacher Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang, wie er sich für einachsige Belastung ergäbe, dargestellt. Ein Ansteigen der Dehnung bewirkt einen Spannungszuwachs. Die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung in diesem elastischen Bereich wird durch den Elastizitätsmodul E beschrieben. Erreicht bzw. überschreitet die Materialbeanspruchung einen ausgewiesenen Spannungswert, die Elastizitätsgrenze oder Fließspannung σ_y , verlässt das Material den elastischen Spannungsast. Für die Fließspannung kann die Streckgrenze oder bei Fehlen einer ausgeprägten Streckgrenze, wie etwa bei kaltverformten Stählen, ein per Definition festgelegter Spannungswert, z.B. die Proportionalitätsgrenze $\sigma_{P,0,2}$, der nach Entlastung zu einer bleibenden Dehnung von 0,2 % führt, angesetzt werden. Bei einer weiteren

Steigerung der Dehnung reagiert das Material mit einer geringeren Spannungsantwort, es setzt plastisches Fließen ein [103]. Ist die weitere Spannungsänderung größer Null, ist von einer Verfestigung des Materials die Rede, da gegenüber dem ideal plastischen Verlauf ein höherer Spannungswert zu verzeichnen ist. Eine Entlastung der Probe, die im voraus mit einer Dehnung ε beansprucht war, führt zu einer linearen Abnahme der Spannung, wobei die Steigungen der elastischen Belastungs- und der Entlastungskurven gleich sind. Einem Spannungswert Null bleibt eine irreversible Verformung, ausgedrückt durch die plastische Dehnung ε^{pl} , zugeordnet. Diese ergibt sich anschaulich aus der Differenz der als ursprüngliche Belastung aufgetragenen Dehnung ε und dem Dehnungswert ε^{el} der als elastisch reversibel angenommenen Entlastung. Aus dieser Anschauung begründet sich die klassische, additive Aufspaltung der Dehnungen für kleine Verzerrungen [67]:

$$\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{pl}. \quad (3.32)$$

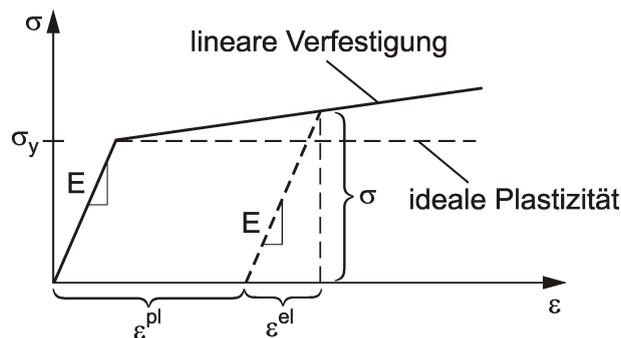


Abbildung 3.5: Additive Dehnungszerlegung in elastische und plastische Anteile

Aus Gleichung 3.32 lässt sich für einen einachsigen Belastungszustand zu einem bestimmten Dehnungswert die Spannung unter Berücksichtigung des Hooke'schen Gesetzes zu

$$\sigma = E \cdot \varepsilon^{el} = E \cdot (\varepsilon - \varepsilon^{pl}) \quad (3.33)$$

bestimmen. Da im Zug- wie auch im Druckbereich der Fließbeginn bei betragsmäßig gleichen Spannungswerten zu beobachten ist, lässt sich aus dem Vorgenannten für elastisch-ideal plastisches Materialverhalten mit der Fließfunktion f eine Fließbedingung definieren (Gleichung 3.34):

$$f(\sigma) = |\sigma| - \sigma_y < 0. \quad (3.34)$$

Somit wird der elastische Bereich durch $f(\sigma) < 0$ gegenüber dem plastischen Verhalten bei $f(\sigma) = 0$ abgegrenzt. $f(\sigma) > 0$ ist hierbei nicht zulässig.

Für einen mehrdimensionalen Belastungsfall muss ein anderer Ansatz gewählt werden, da hier nicht eine einzelne Spannung sondern vielmehr alle Komponenten des Spannungstensors hinsichtlich des Erreichens der Elastizitätsgrenze ausgewertet werden müssen. Allgemein wird Gleichung 3.34 zu

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = F(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_y < 0. \quad (3.35)$$

Für $F(\boldsymbol{\sigma})$ sind mehrere Ansätze existent. An dieser Stelle wird jedoch nur auf das für numerische Untersuchungen von Metallen wohl am häufigsten angewendete von Mises-Kriterium eingegangen. Dieses sagt aus, dass Fließen dann eintritt, wenn eine skalare Vergleichsspannung σ_e , die sich aus den Komponenten des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ errechnen lässt, den Wert der Fließspannung σ_y erreicht. Aus der Beobachtung, dass plastisches Fließen unabhängig von der hydrostatischen Spannung einsetzt, ist zu folgern, dass auch die Fließfunktion f durch den deviatorischen Anteil $\hat{\boldsymbol{\sigma}}$ des Spannungstensors $\boldsymbol{\sigma}$ ausgedrückt werden kann, welcher sich nach Gleichung 3.36 als Differenz aus $\boldsymbol{\sigma}$ und der mittleren bzw. hydrostatischen Spannung $\sigma_m = \frac{1}{3} \cdot (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})$ ergibt:

$$\hat{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \cdot \text{Tr}(\boldsymbol{\sigma}) \cdot \mathbf{I}. \quad (3.36)$$

Aus der Forderung nach isotropem Verhalten folgt, dass es sich bei der Definition der Vergleichsspannung σ_e um eine symmetrische Funktion des Spannungsdeviators handeln muss. Somit ist die von Mises-Fließbedingung definiert zu

$$f = \sigma_e - \sigma_y = \left(\frac{3}{2} \cdot \hat{\boldsymbol{\sigma}} : \hat{\boldsymbol{\sigma}} \right)^{1/2} - \sigma_y \leq 0. \quad (3.37)$$

Der Koeffizient der Vergleichsspannung ergibt sich aus der Forderung, dass für den rein einachsigen Belastungszustand die Vergleichsspannung σ_e identisch der einachsigen Spannung σ_1 ist.

Die oben dargestellte Form der Fließfunktion wird auch als J_2 -Plastizität bezeichnet, da die zweite Invariante des Spannungsdeviators J_2 zu $J_2 = \left(\frac{1}{2} \cdot \hat{\boldsymbol{\sigma}} : \hat{\boldsymbol{\sigma}} \right)^{1/2}$ definiert ist und somit Gleichung 3.37 auch als

$$f = \sqrt{3 \cdot J_2} - \sigma_y \leq 0 \quad (3.38)$$

ausgedrückt werden kann [103]. Geometrisch betrachtet wird mit Gleichung 3.37 eine Fließfläche in Form eines Zylinders bzw. der Raum, der durch diese Fläche begrenzt wird, beschrieben (siehe Abbildung 3.6a). Die Achse dieses von Mises-Zylinders liegt auf der hydrostatischen Geraden, die auch als Äquisektrix

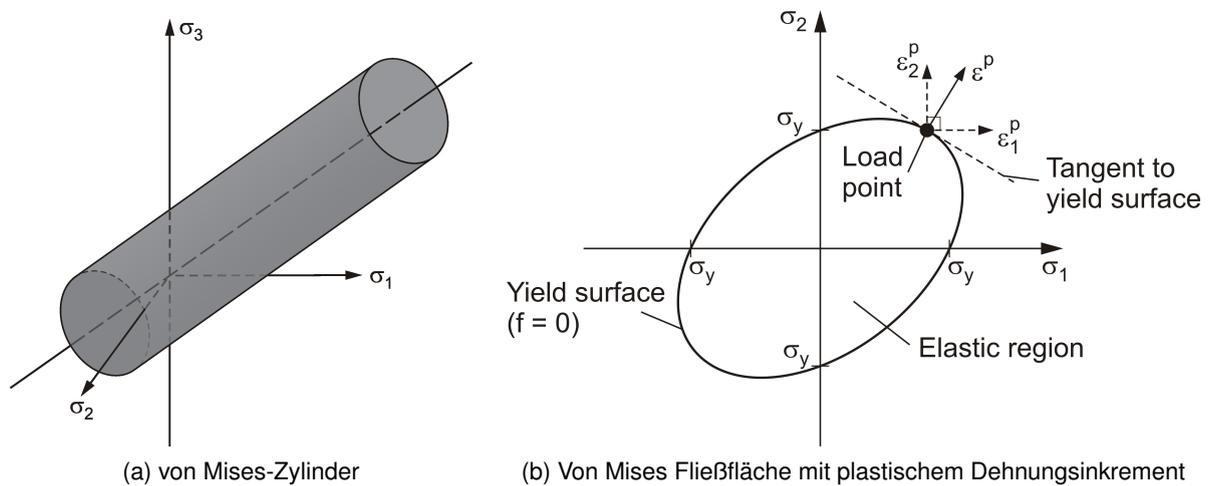


Abbildung 3.6: Geometrische Darstellung der Fließfläche für von Mises-Plastizität und Richtung der plastischen Dehnrate [42]

bezeichnet wird [58]. Da diese senkrecht auf der Deviatorebene steht, entspricht die Projektion der Fließfläche auf die Deviatorebene einem Kreis.

Liegt plastisches Verhalten vor, ist also die Fließbedingung $f = 0$ erfüllt, führt dies zu einer Änderung der plastischen Dehnungen ϵ^{pl} . Im Falle der für Stähle zutreffenden assoziierten Plastizität steht dabei die Richtung des Inkrementes $d\epsilon^{pl}$ des plastischen Dehnungstensors bzw. der plastischen Dehnrate $\dot{\epsilon}^{pl}$ senkrecht auf der Fließfläche. Dies wird durch die assoziierte Fließregel

$$\dot{\epsilon}^{pl} = \dot{\gamma} \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (3.39)$$

mathematisch beschrieben, wobei die Richtung der plastischen Dehnrate durch $\frac{\partial f}{\partial \sigma}$ und der Betrag der Gleitrate durch den plastischen Multiplikator $\dot{\gamma}$ zu bestimmen ist. Die Konsistenzbedingung $\dot{\gamma} \cdot \dot{f}(\sigma)$, mithilfe derer der plastische Multiplikator berechnet werden kann, entspricht der Forderung, dass die Fließfläche während des plastischen Fließens nicht verlassen wird, ein Belastungspunkt somit nur auf der Fließfläche wandern kann.

Die vorgenannten Beziehungen lassen sich unter Berücksichtigung weiterer Randbedingungen in Algorithmen für eine numerische Behandlung zusammenfassen. Hierzu wird das Anfangswertproblem in je ein elastisches und ein plastisches Subproblem zerlegt. Nach Wahl eines Belastungsschrittes können so die unterschiedlichen Algorithmen ausgewertet werden, was dann die Entscheidung, ob elastisches oder plastisches Verhalten vorliegt, liefert. Dabei kann es zu dem Fall $f(\sigma) > 0$ kommen. Da dies jedoch nicht zulässig ist, werden die *trial*-Spannungen durch ein *return mapping* auf die Fließfläche rückprojiziert. Es ergibt sich der *Elastischer Prädiktor-Plastischer Korrektor-Algorithmus* [103].

Der Zusammenhang zwischen den Spannungs- und den Dehnungszunahmen wird in der numerischen Umsetzung dabei nicht mehr durch die tangentielle Steifigkeitsmatrix C^{ep} beschrieben, die im rein elastischen Fall mit dem Elastizitätstensor 4. Stufe $C = \frac{d\sigma}{d\epsilon}$ übereinstimmt, welcher sich für einachsige Belastungszustände auf den E-Modul reduziert. Stattdessen wird der konsistente algorithmische Tangentenmodul

$$C_{n+1}^{ep} = \frac{\partial \sigma_{n+1}(\epsilon_{n+1}^{e,trial})}{\partial \epsilon_{n+1}^{e,trial}} \quad (3.40)$$

verwendet. Dies hat sich als effizient erwiesen, da hierdurch für Finite-Elemente-Simulationen eine quadratische Konvergenz des globalen Newton-Verfahrens erzielt wird [103].

Für verfestigende Materialien liegt keine ideale Elasto-Plastizität mehr vor. Eine weitere plastische Verformung ist mit einem Anwachsen der Spannung über die Fließgrenze hinweg verbunden. Da für den Fließvorgang die Fließfläche jedoch nicht verlassen werden darf, muss diese um einen entsprechenden Betrag expandieren, das heißt der Radius des Zylinders vergrößert sich. Da dies in allen Richtungen in gleichem Maße erfolgt, ist von isotroper Verfestigung die Rede. Diese lässt sich durch eine Modifikation der Fließbedingung wie folgt beschreiben:

$$f(\hat{\sigma}) = \left(\frac{3}{2} \cdot \hat{\sigma} : \hat{\sigma} \right)^{1/2} - \sigma_{\xi} \leq 0. \quad (3.41)$$

Hierbei ist der Fließspannung kein fester Wert σ_y zugeordnet, sondern eine Funktion σ_{ξ} , die wiederum von einer inneren Geschichtsvariablen ξ abhängt. Für diese Variable sind unterschiedliche Evolutionsgleichungen, die Verfestigungsgesetze, existent. So ist sie entweder durch die plastische Dehnrates oder die verrichtete plastische Arbeit beschreibbar. Im einfachsten Fall reduziert sich der Ansatz auf eine lineare Funktion (lineare isotrope Verfestigung) und im Sonderfall wiederum auf den der idealen Elasto-Plastizität.

Diese Möglichkeit zur Beschreibung verfestigender Materialien führt zu einer Vergrößerung des elastischen Bereiches (siehe Abbildung 3.7). Bei monotonen bzw. nicht zyklischen Belastungen ist diese Beschreibung ausreichend, stimmt jedoch für zyklisch belastete Materialproben nicht mehr mit experimentellen Beobachtungen überein. Hierbei wird nämlich festgestellt, dass bei einer Belastungsumkehr plastisches Fließen bereits früher eintritt, der Wert der ursprünglichen Fließgrenze also nicht mehr erreicht wird. Dieser als „Bauschinger-Effekt“ bezeichnete Umstand lässt sich durch eine Modifikation des ersten Terms der

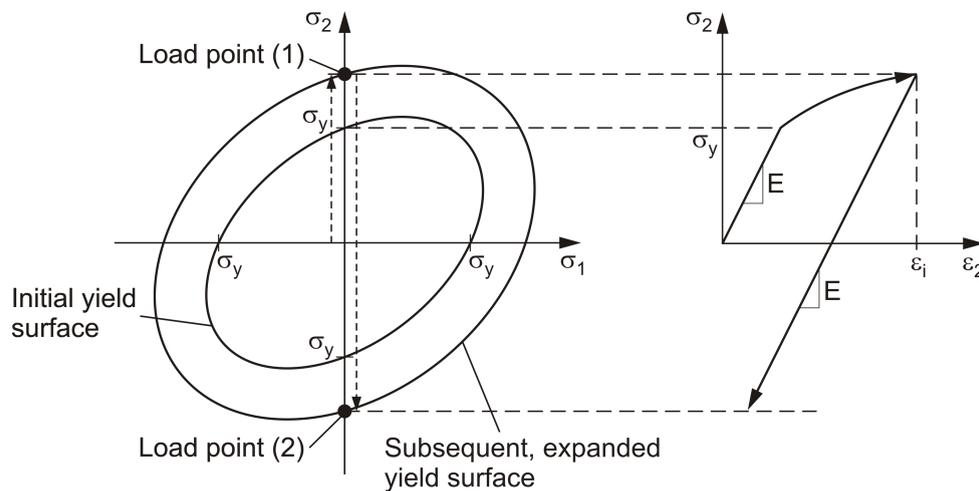


Abbildung 3.7: Aufweitung der Fließfläche bei isotroper Verfestigung [42]

Fließfunktion berücksichtigen:

$$f(\hat{\sigma}, \bar{\sigma}) = \left(\frac{3}{2} \cdot (\hat{\sigma} - \bar{\sigma}) : (\hat{\sigma} - \bar{\sigma}) \right)^{1/2} - \sigma_y \leq 0. \quad (3.42)$$

$\bar{\sigma}$ wird „back stress“ genannt und beschreibt in der Deviatorebene der Spannungen die Verschiebung des Mittelpunktes der projizierten, kreisförmigen Fließfläche. Hierbei bleibt die Fließfläche in ihrer Größe erhalten, es kommt nicht zu einer Expansion des Zylinders. Da jedoch die Lage des Zylinders im Raum je nach vorangegangener Belastung variiert wird, handelt es sich um eine sogenannte kinematische Verfestigung (siehe Abbildung 3.8). Wie bei der isotropen Verfestigung sind für die Bestimmung von $\bar{\sigma}$ unterschiedliche Ansätze verfügbar, auf die an dieser Stelle nicht näher eingegangen wird. Ebenso sind beide Verfestigungsbeschreibungen kombinierbar.

Der Stahl des Lagertopfes und des Deckels wurde mit einem elastisch-plastischen Stoffgesetz mit einer von-Mises-Fließfläche und isotroper Verfestigung abgebildet. Die benötigten Materialkennwerte wurden im Rahmen der Voruntersuchungen den 3.1b-Zeugnissen der Eigenüberwachung der Stahlhersteller, welche den Topflägern mitgeliefert wurden, entnommen. Dabei resultieren die darin aufgeführten Werte für Elastizitätsmodul, Fließ- bzw. Proportionalitätsgrenze und Bruchspannung aus einachsialen Zugversuchen an Standard-Proben.

3.1.3 Elastomer

Elastomere weisen besondere mechanische Eigenschaften auf, die durch ihren makromolekularen Aufbau bedingt werden [54]. Hinzu kommen eine Vielzahl an möglichen Elastormischungen und Verarbeitungsgraden, die durch

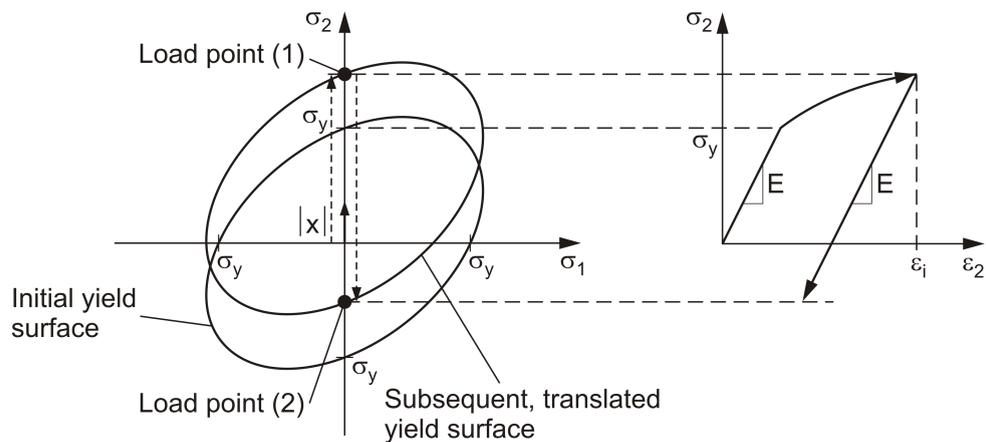


Abbildung 3.8: Mittelpunktsverschiebung der Fließfläche bei kinematischer Verfestigung [42]

die weitere Zugabe von Füllstoffen (für die Anwendung im Lagerbau insbesondere Rußpartikeln) eine Anpassung des Werkstoffes an die jeweilige Anwendung ermöglichen und so auch das Verhalten des elastomeren Werkstoffes zum Teil entscheidend beeinflussen [9]. So wirkt sich diese Zugabe in einer Steigerung der Steifigkeit des Materials, einer Änderung der Abhängigkeit des Verhaltens von der Belastungsvorgeschichte sowie einem Einfluss auf das zeitabhängige Materialverhalten aus [14].

Einen weiteren starken Einfluss auf die physikalischen Eigenschaften hat die Temperatur. Während bei Umgebungstemperaturen bis hin zu höheren Temperaturen das typische elastomere Verhalten zu beobachten ist, nimmt die Steifigkeit des Materials bei einer Abkühlung in den Bereich der so genannten Glasübergangstemperatur rasant zu. Bei einer weiteren Abkühlung verhält sich Elastomer dann glasartig spröde [8]. Ansätze zur thermomechanischen Kopplung in der Beschreibung des Materialverhaltens bzw. zur Anwendung bei thermomechanischen Problemen finden sich unter anderem bei [99], [100].

Das grundsätzliche elastomere Materialverhalten ist auch als Gummielastizität bekannt und kann durch den makromolekularen Aufbau erklärt werden. Dieser ist bei vulkanisierten Elastomeren durch langkettige Moleküle mit frei drehbaren Teilbereichen, freien Kettenenden, einer gegenseitigen Vernetzung der Molekülketten an nur wenigen Punkten, geringen Nebenvalenzkräften (van der Waals-Kräfte) zwischen den Ketten und Verschlaufungen der Molekülketten untereinander charakterisiert [81] (siehe Abbildung 3.9). Dabei wird davon ausgegangen, dass diese Anordnung innerhalb der elastomeren, amorphen Struktur Gauß-verteilt erfolgt. Bei einer Zugbelastung ordnen sich die Molekülketten, nach dem Lösen von Verschlaufungen reagiert das Material weicher. Bei weiterer Belastung werden die Molekülketten dann direktem Zug ausgesetzt, was in

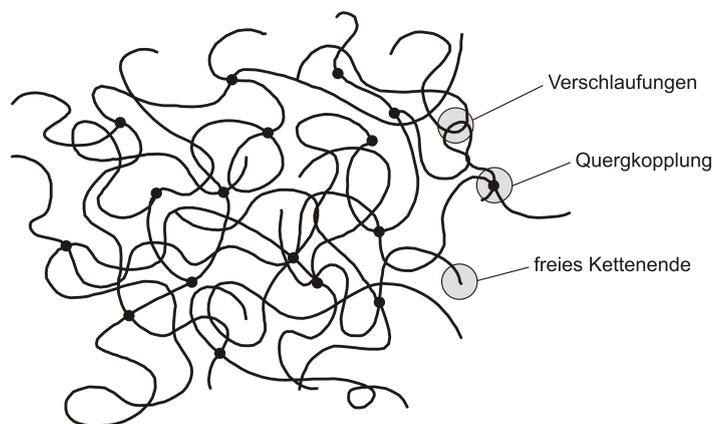


Abbildung 3.9: Schematischer Aufbau eines Elastomer-Netzwerks [81]

einem Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Beziehung zu erkennen ist. Das Versagen des Materials tritt anschließend mit Erreichen der sogenannten *locking*-Streckung λ_{lock} auf [16].

Eine der herausragenden Eigenschaften betrifft das unterschiedliche Verhalten bei Gestaltänderung und bei Volumenbelastung. Während sich volumenerhaltende, isochore bzw. deviatorische Verformungen bereits bei geringer Belastung einstellen können, ist eine Änderung des Volumens mit sehr hohen Kräften verbunden, da sich Elastomere, je nach Anteil und Art des Füllstoffes, nahezu inkompressibel verhalten, also Werte der Querdehnzahl in der Nähe von $\nu \approx 0,5$ aufweisen [24]. Dieser Unterschied ist auf unterschiedliche Randbedingungen auf molekularer Ebene zurückzuführen. Die Flexibilität der Makromoleküle und die geringe Vernetzung der Molekülketten untereinander lässt eine Gestaltänderung bei vergleichsweise geringen äußeren Kräften durch Umlagerung zu. Es werden hierbei nur wenige Bindungen direkt beansprucht. Dem entgegen reagiert das Material bei hydrostatischer Belastung, da sich die Bewegungen durch die dicht gepackte Anordnung der Molekülketten im unbelasteten Zustand nicht einstellen können, was in wesentlich größeren Reaktionskräften als bei einer reinen Gestaltänderung resultiert [62]. Bis hin zu großen Verzerrungen reagieren Elastomere nahezu elastisch und weisen reversible Verformungen auf, wobei die Spannungs-Dehnungslinien jedoch stark nichtlinear verlaufen. Der „Elastizitätsmodul“, als Ursprungstangente an die Spannungs-Dehnungskurve angelegt, liegt im Bereich von $E = 1 - 3 \text{ N/mm}^2$, somit also weit unterhalb dessen, was für die klassischen Werkstoffe des Bauwesens bekannt ist. Nach einem ersten Anstieg flacht die Spannungs-Dehnungs-Linie ab, um dann bei großen Verzerrungen wieder bis zum Bruch des Materials stark anzusteigen. Im Gegensatz zu Rohkautschuk können die für die technische Anwendung verarbeiteten, vernetzten Elastomere Ingenieursdehnungen im Zugbereich bis jenseits von 700%

aufnehmen.

Als für das mechanische Verhalten entscheidend wird die Zahl an physikalischen Verschlaufungen, die Anzahl der chemischen Querkopplungen zwischen den Ketten bzw. die Vernetzungsdichte sowie die Anzahl der freien Kettenenden angesehen. Aus dem Ansatz der Gauß-Verteilung der Ketten und der Vernetzungsdichte, somit also der mittleren freien Kettenlänge, sowie der Kenntnis, dass die Bewegungsfreiheit der makromolekularen Ketten stark von der Temperatur abhängt, lässt sich ein statistischer Zusammenhang dieser Größen mit der mechanischen Kenngröße Schubmodul ableiten:

$$G = N \cdot k \cdot T. \quad (3.43)$$

Mittels Gleichung 3.43 lässt sich der Schubmodul G aus der Anzahl N an Ketten je Einheitsvolumen, der Boltzmann-Konstanten k und der absoluten Temperatur T ermitteln. Andere chemisch-physikalische Ansätze reduzieren die Gauß-Netzwerk-Theorie zu einem mechanischen Modell eines Einheitsvolumens mit lediglich wenigen Molekülketten je System, z.B. das sogenannte *Eight-chain*-Materialmodell nach *Arruda* und *Boyce* [25], [92], [13].

Bei elastomeren Materialien ist davon auszugehen, dass durch eine Zugbeanspruchung die Kettenmoleküle gestreckt und entknäuel werden, was mit einer Abnahme der Entropie gegenüber dem unverformten Zustand verbunden ist. Nach dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik wird jedoch der entropiereichere Zustand der stärker verknäuelten Ketten angestrebt, was eine rückstellende Kraft bewirkt. Der *Gough-Joule*-Effekt, der beschreibt, dass eine zugbeanspruchte Elastomerprobe bei Erwärmung eine Verkürzung erfährt, ist somit ebenfalls unter thermodynamischen Gesichtspunkten zu erklären [81]. Bei einer Verformung in den drei Hauptstreckverhältnissen

$$\lambda_i = l/l_{0,i} \quad (3.44)$$

die zu dem Dehnungsmaß über

$$\lambda_i = \varepsilon_i + 1 \quad (3.45)$$

im Zusammenhang stehen, wird an dieser Stelle ohne weitere Herleitung die Änderung der Entropie, die sich aus Kombination der ersten beiden Hauptsätze der Thermodynamik ableiten lässt, zu

$$dS = -N \cdot k \cdot (\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 - 3) \quad (3.46)$$

angegeben [64]. Hieraus ergibt sich unter Berücksichtigung von 3.43 die Verformungsarbeit

$$W = \frac{1}{2} \cdot G \cdot (\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 - 3) \quad (3.47)$$

als elastische, freie Energie je Einheitsvolumen, die im Weiteren auch als Verzerrungsenergiedichte bezeichnet wird [107].

Obwohl Elastomere in der Lage sind, elastische Verformungsenergie zu speichern, treten Verluste infolge innerer Reibung auf. Diese werden bei zyklischer Belastung als Hysteresen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm sichtbar [91], [15], [18]. Bei (Ruß-)gefüllten Elastomeren tritt zusätzlich ein nach *Mullins* bezeichneter Effekt auf, der sich in einer weicheren Spannungsantwort bei Wiederbelastungen, insbesondere während dem Durchlaufen der ersten Belastungs-Entlastungs-Zyklen, zeigt. Numerisch lässt sich dieser durch die Erweiterung der Verzerrungsenergiedichte mit Schädigungsfunktionen erfassen [87]. Chemisch-physikalisch ist der *Mullins*-Effekt durch das Lösen schwacher Bindungen zwischen den Molekülketten, zwischen der Matrix und den Füllstoffen, einen Bruch von Füllstoffpartikeln und Umlagerungen in der Elastomermatrix zu erklären [81].

In der Regel wird für elastomere Werkstoffe das Materialverhalten durch zeitunabhängige Gesetze beschrieben, die die Verzerrungsenergiedichte formulieren. Diese für monotone, quasi-statische Belastungen aufgestellten Gleichungen gehen von rein elastischem, isotropem, homogenem und inkompressiblem Material aus.

Aus der Verformung eines elastischen Körpers ergibt sich die verrichtete Arbeit zu

$$dW = \sigma \cdot d\varepsilon \quad (3.48)$$

was bei Integration nach der Dehnung für linear elastisches Materialverhalten auf die je Volumeneinheit gespeicherte potentielle Energie

$$W = \frac{1}{2} \cdot \sigma \cdot \varepsilon \quad (3.49)$$

bzw. durch Ansatz des *Hooke*'schen Gesetzes mit dem Elastizitätsmodul E für den eindimensionalen Fall zu dem bekannten Ausdruck

$$W = \frac{1}{2} \cdot E \cdot \varepsilon^2 \quad (3.50)$$

führt. Im Gegensatz zu der linearen Elastizitätstheorie, wo durch die Angabe des Elastizitätsmoduls E und der Querdehnzahl ν die Spannungs-Dehnungs-Beziehung abgeleitet wird, lässt sich bei der Behandlung von Problemen mit großen Verzerrungen für die Definition der Materialeigenschaften auf die Formänderungsenergie zurückgreifen, wodurch sich der Zusammenhang zwischen

den Dehnungen und den Spannungen bei Wahl einer geeigneten Verzerrungsenergiefunktion durch Differentiation aufstellen lässt. Selbst für große Verzerrungen bleibt die Formänderung ideal elastisch, ist also nur vom momentanen Dehnungszustand abhängig. Existiert für einen Werkstoff eine solche Verzerrungsenergiefunktion und lässt sich die Spannung hieraus durch Differentiation nach der Deformation ermitteln, so wird für dieses gummi-elastische Materialverhalten auch der Begriff der Hyperelastizität verwendet [90]. Obwohl auch physikalisch motivierte Ansätze existieren, basieren die bekannten hyperelastischen Stoffgesetze in der Regel auf mathematisch-phänomenologischen Betrachtungen. Da in der Formulierung dieser Materialmodelle Geschichtsvariablen nicht betrachtet werden, können hyperelastische Ansätze nur der Vorhersage einer dehnratenu-nabhängigen Antwort auf eine monotone Belastung dienen. Jedoch stellen sie auch eine Ausgangsbasis für allgemeinere Stoffgesetze, die dann auch inelastische Effekte berücksichtigen können, dar [23], [90].

Bei isotropem Materialverhalten muss die Energiedichte bzw. Verzerrungsenergie von einer Drehung des Rechten Cauchy-Green-Tensors unabhängig sein [37]. Diese Forderung ist dann erfüllt, wenn die Formulierung der Verzerrungsenergiefunktion in Abhängigkeit der Invarianten I_C , II_C bzw. III_C des Rechten (bzw. Linken) Cauchy-Green-Verzerrungstensors C (siehe Gleichungen 3.25, 3.26, 3.27) erfolgt:

$$W = W(I_1, I_2, I_3). \quad (3.51)$$

Da die Invarianten des rechten Cauchy-Green-Verzerrungstensors mit den Hauptstreckverhältnissen λ_i gemäß den Gleichungen 3.22, 3.23, 3.24 zusammenhängen, ist eine direkte Formulierung in den Hauptstreckverhältnissen λ_i ebenfalls möglich (siehe Gleichung 3.47 bzw. 3.69).

Bei Kenntnis eines geeigneten Ansatzes zur Beschreibung der Formänderungsenergie lassen sich nun durch partielle Differentiation der Funktion W nach den Streckverhältnissen λ_i die nominellen Hauptspannungen berechnen (siehe Gleichung 3.52) [59]:

$$\sigma_i = \frac{\partial W}{\partial I_1} \cdot \frac{\partial I_1}{\partial \lambda_i} + \frac{\partial W}{\partial I_2} \cdot \frac{\partial I_2}{\partial \lambda_i} + \frac{\partial W}{\partial I_3} \cdot \frac{\partial I_3}{\partial \lambda_i}. \quad (3.52)$$

Da sich unter der Annahme idealer Inkompressibilität das Volumen des Körpers nicht ändert, somit für das Verhältnis der Volumina in der Momentan- bzw. Referenzkonfiguration

$$\frac{V}{V_0} = \frac{l_1 \cdot l_2 \cdot l_3}{l_{0,1} \cdot l_{0,2} \cdot l_{0,3}} = \textit{konstant} = 1 \quad (3.53)$$

gilt, können die zweite und dritte Dehnungsinvariante zu

$$I_2 = \frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \frac{1}{\lambda_3^2} \quad (3.54)$$

$$I_3 = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3 = 1 \quad (3.55)$$

vereinfacht werden. Folglich ist es für die Beschreibung inkompressibler Materialien ausreichend, die Gleichungen für die Formänderungsenergie W unter Vernachlässigung der dritten Invariante I_3 als Funktion nur der ersten beiden Invarianten I_1 und I_2 zu formulieren.

Da sich im unbelasteten Zustand keine Dehnung im Körper einstellt, folgt aus $\lambda_i = 1$

$$I_1(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_1) = I_2(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_1) = 3. \quad (3.56)$$

Da bei fehlender Belastung auch keine Formänderungsarbeit verrichtet wird, muss der Ausdruck der Formänderungsenergie zu $W = 0$ werden. Ein möglicher, allgemein formulierter Ansatz für die Formänderungsenergie W , der die Bedingungen nach 3.55 und 3.56 erfüllt, ist der allgemeine polynomische Ausdruck nach Gleichung 3.57:

$$W = \sum_{i+j+k=1}^N C_{ijk} \cdot (I_1 - 3)^i \cdot (I_2 - 3)^j \cdot (I_3 - 1)^k. \quad (3.57)$$

Hierin bezeichnen die Konstanten C_{ijk} Materialparameter, die eine Anpassung der Funktion an ein bestimmtes Material erlauben.

Alternativ bietet es sich bei moderat kompressiblem bzw. nahezu inkompressiblem Materialverhalten, wovon in der Regel bei rußgefüllten Elastomeren in technischer Anwendung auszugehen ist [66], an, bereits vorab den deviatorischen Teil des Verzerrungstensors durch den multiplikativen Split des Verzerrungstensors nach Gleichung 3.28, wie er von *Flory* [50] vorgeschlagen wurde, abzuspalten und anschließend zu dem volumenerhaltenden Term einen volumetrischen Anteil hinzuzuzählen [37]. Folglich wird die Verzerrungsenergiedichte allgemein definiert zu

$$W = W_{dev}(\widehat{I}_1, \widehat{I}_2) + W_{vol}(J), \quad (3.58)$$

wobei $\widehat{I}_1, \widehat{I}_2$ die ersten beiden deviatorischen Invarianten und J das Volumenverhältnis beschreiben. Hierbei ist anzumerken, dass es neben unterschiedlichen Ansätzen für den deviatorischen Part der Verzerrungsenergie auch unterschiedliche Möglichkeiten zur Beschreibung der Kompressibilität gibt [37]. Volumetrische Versuche an Proben mit unterschiedlicher Elastomierzusammensetzung

(Elastomergrundmaterial, Art und Anteil des Füllstoffes) haben gezeigt, dass ein linearer Zusammenhang zwischen der gemessenen Kompression und dem aufgebrachten Druck bis in eine Größenordnung von immerhin rund 70 N/mm^2 besteht [76]. Je nach Anwendungsfall erscheinen somit linear formulierte Ansätze durchaus hinreichend.

Auf der Grundlage der multiplikativen volumetrischen und deviatorischen Entkopplung sind unter anderem auch die hyperelastischen Stoffgesetze in *ABAQUS* implementiert [2], [92]. Daher sollen im Folgenden die unterschiedlichen Formulierungen der Verzerrungsenergiefunktionen gemäß der Definition nach Gleichung 3.58 vorgestellt werden.

Die allgemeine polynomische Form nach Gleichung 3.57 erhält somit die Darstellung

$$W = \sum_{i+j=1}^N C_{ij} \cdot (\widehat{I}_1 - 3)^i \cdot (\widehat{I}_2 - 3)^j + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} \cdot (J - 1)^{2i}. \quad (3.59)$$

Die Materialparameter $C_{i,j}$ und D_i des jeweils ersten Terms dieser Funktion beschreiben durch

$$G_0 = C_{10} + C_{01} \quad (3.60)$$

$$K_0 = \frac{2}{D_1} \quad (3.61)$$

den Ursprungstangenten-Schubmodul (deviatorischer Anteil) respektive den Kompressionsmodul (volumetrischer Anteil).

Da bis zu „moderaten“ Dehnungen ($\varepsilon < 100\%$) noch nicht mit der für elastomere Materialien bei größeren Dehnungen typischen Versteifung zu rechnen ist, kann eine in den Dehnungsinvarianten lineare Formulierung ausreichend sein. Aus der allgemeinen Form der Verzerrungsenergiefunktion (Gleichung 3.59) gewinnt man bei Vernachlässigung von Reihengliedern höherer Ordnung, also für $N = 1$, den einfachen *Mooney-Rivlin-Ansatz*

$$W = C_{10} \cdot (\widehat{I}_1 - 3) + C_{01} \cdot (\widehat{I}_2 - 3) + \frac{1}{D_1} \cdot (J - 1) \quad (3.62)$$

Werden Reihenglieder höherer Ordnung grundsätzlich zugelassen, jedoch auf eine Formulierung in Abhängigkeit der zweiten deviatorischen Invariante \widehat{I}_2 verzichtet, ergibt sich aus Gleichung 3.59 der sogenannte reduziert polynomische Ansatz, für den deviatorischen Part lediglich noch in \widehat{I}_1 formuliert, zu

$$W = \sum_{i=1}^N C_{i0} \cdot (\widehat{I}_1 - 3)^i + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} \cdot (J - 1)^{2i}. \quad (3.63)$$

Die Vernachlässigung des Beitrages der zweiten deviatorischen Invariante wird durch die Beobachtung gerechtfertigt, dass der Einfluss von \widehat{I}_2 wesentlich geringer als der von \widehat{I}_1 und zudem messtechnisch nur schwer zu bestimmen sei. Eine komplexere Funktion würde lediglich ein Maß an Genauigkeit suggerieren, das durch Versuchsergebnisse nicht gedeckt wäre.

Wie sich bereits der *Mooney-Rivlin*-Ansatz als Sonderfall der polynomischen Form der Verzerrungsenergiefunktion herausgestellt hat, lässt sich auch die reduziert polynomische Funktion, bereits als Sonderfall der Gleichung 3.59, durch Unterdrücken von Termen höherer Ordnung mit $N = 1$ weiter vereinfachen (siehe Gleichung 3.64):

$$W = C_{10} \cdot (\widehat{I}_1 - 3) + \frac{1}{D_1} \cdot (J - 1). \quad (3.64)$$

Dieser einfachste Ausdruck der Verzerrungsenergiefunktion, der im deviatorischen Anteil lediglich noch einen Materialparameter C_{10} aufweist, ist auch als *Neo-Hooke*-Gesetz bekannt, da er eine von *Rivlin* erarbeitete Erweiterung der klassischen linearen Elastizitätstheorie für große Verformungen darstellt [81]. Der Zusammenhang zwischen den Materialkonstanten und dem Kompressionsmodul K_0 sowie dem Anfangsschubmodul G_0 bleibt entsprechend der Gleichung 3.61 unverändert bzw. vereinfacht sich zu

$$G_0 = 2 \cdot C_{10}. \quad (3.65)$$

Somit ließe sich bei vorausgesetzter völliger Inkompressibilität des Materials auch

$$W = G_0 \cdot (\widehat{I}_1 - 3) \quad (3.66)$$

schreiben. Die Gegenüberstellung der Gleichung 3.66, also eines Sonderfalles einer allgemeinen, phänomenologisch motivierten Funktion, mit Gleichung 3.47 unter Berücksichtigung der Zusammenhänge der Gleichungen 3.43 und 3.24 zeigt die Analogie zu diesem thermodynamisch-statistisch motivierten Ansatz der Verzerrungsenergiefunktion.

Schlussendlich einen weiteren Sonderfall der reduziert polynomischen Funktion bildet die von *Yeoh* vorgeschlagene Form (Gleichung 3.67). Diese ist unter Berücksichtigung der Reihenglieder bis zur dritten Ordnung in alleiniger Abhängigkeit der ersten deviatorischen Invariante \widehat{I}_1 formuliert [117]. Wie auch bei den bereits vorgestellten hyperelastischen Stoffgesetzen lässt sich dieser Ausdruck für eine Berücksichtigung einer nicht gänzlichen Inkompressibilität um die ent-

sprechenden volumetrischen Terme für W_{vol} erweitern.

$$W_{dev} = C_{10} \cdot (\widehat{I}_1 - 3)^1 + C_{20} \cdot (\widehat{I}_1 - 3)^2 + C_{30} \cdot (\widehat{I}_1 - 3)^3 \quad (3.67)$$

$$W_{vol} = \frac{1}{D_1} \cdot (J - 1)^2 + \frac{1}{D_2} \cdot (J - 1)^4 + \frac{1}{D_3} \cdot (J - 1)^6 \quad (3.68)$$

Typischerweise werden die Koeffizienten C_{i0} mit höherer Ordnung kleiner. Hieraus lässt sich die gute Anpassungsfähigkeit des Yeoh-Modells an das Materialverhalten über einen weiten Dehnungsbereich erklären. Während sich mit dem Koeffizienten C_{10} , äquivalent dem Anfangsschubmodul, die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei niedrigen Dehnungen (der sogenannte *Fletcher-Gent-Effekt*) beschreiben lässt, führt der negative, kleinere Koeffizient C_{20} im mittleren Dehnungsbereich zu der typischen Abflachung der Kurve. Im Bereich großer Verzerrungen ermöglicht dann ein wiederum positiv zu wählender Koeffizient C_{30} die Versteifung der Materialantwort. Es ergibt sich folglich die unter anderem für rußgefüllte Elastomere typische S-geformte Zug-Dehnungskurve.

Eine weitere Möglichkeit zur Darstellung ergibt sich, wenn, im Unterschied zu den allgemeinen Ansätzen, die Verformung nicht über die Invarianten des Verzerrungstensors sondern direkt über die Hauptstreckverhältnisse λ_i eingeht, was auf eine Hypothese nach *Valanis&Landel* zurückgeht [5]. Der bekannte Ansatz von *Ogden* greift hierauf zurück und ergibt sich nach vorangegangener multiplikativer Zerlegung des Deformationsgradienten nach Gleichung 3.28 zu

$$W = \sum_{i=1}^N \frac{2 \cdot \mu_i}{\alpha_i^2} \cdot (\widehat{\lambda}_1^{\alpha_i} + \widehat{\lambda}_2^{\alpha_i} + \widehat{\lambda}_3^{\alpha_i} - 3)^i + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} \cdot (J - 1)^{2i} \quad (3.69)$$

Anders als bei den bisherigen Modellen lässt sich hierbei der Anfangsschubmodul als Summation über sämtliche Koeffizienten μ_i zu

$$G_0 = \sum_{i=1}^N \mu_i \quad (3.70)$$

berechnen.

Wie bereits erwähnt, existieren neben den phänomenologisch aufgestellten auch physikalisch motivierte Ansätze. Neben dem *Van-der-Waals*-Modell nach *Kilian*, für das auf [2], [81], [64] verwiesen wird, sei an dieser Stelle noch die *Eight-Chain*- bzw. die *Arruda-Boyce*-Formulierung der Verzerrungsenergie erwähnt [7], [17]. Der deviatorische Anteil W_{dev} wird lediglich in der ersten Invariante \widehat{I}_1 ausgedrückt und greift auf die Verwendung nur zweier Materialparameter G_0 und λ_{max} zurück. Die vorgeschlagene Berücksichtigung der Kompressibilität

erfolgt über eine, verglichen mit den üblichen volumetrischen Termen, erweiterte Funktion W_{dev} . Mit den Konstanten $C_1 = 1/2$, $C_2 = 1/20$, $C_3 = 11/1050$, $C_4 = 19/7050$ und $C_5 = 519/673750$ ergibt sich der *Arruda-Boyce-Ansatz* zu

$$W = G_0 \cdot \sum_{i=1}^5 \frac{C_i}{\lambda_{max}^{2i-2}} \cdot \left(\hat{I}_1^i - 3^i \right)^i + \frac{1}{D} \cdot \left(\frac{J^2 - 1}{2} - \ln J \right). \quad (3.71)$$

Für die Berechnung realer Strukturen müssen die Koeffizienten der hyperelastischen Materialmodelle an den elastomeren Werkstoff angepasst werden. Dies ist für einen ausgewählten Belastungszustand in der Regel ohne weiteres möglich (siehe Abschnitt 3.2.2). Probleme treten jedoch auf, wenn von einem dezierten Belastungszustand unter Verwendung der hieran kalibrierten Parameter auf einen beliebigen Belastungszustand geschlossen werden soll [92], [63], [3].

3.1.4 Thermoplaste

Unterschieden werden können teilkristalline und amorphe Thermoplaste, wobei der Zusammenhalt physikalisch bedingt und durch Verschlaufungen der Kettenmoleküle gegeben ist [114]. Im Allgemeinen weisen thermoplastische Kunststoffe, wie auch die elastomeren Materialien, spezifische Materialeigenschaften auf, welche in der Regel sowohl von der Temperatur als auch von der Belastungsgeschwindigkeit und der Belastungsdauer (Kaltfluss) abhängig sind. Bei sehr niedrigen Temperaturen verhalten sich Thermoplaste spröde-elastisch (energie-elastisch). Nach diesem sogenannten Glasübergangsbereich liegt erst viskoelastisches und bei weiterer Temperatursteigerung gummielastisches Materialverhalten vor, bevor schließlich Schmelz- oder Zersetzungsprozesse eintreten [79]. Erstgenannter und letzterer Bereich spielen für die hier untersuchte baupraktische Anwendung keine Rolle. Bei Beanspruchungen, die nicht mehr durch viskoelastische Deformationsvorgänge abgebaut werden können, kommt es zu irreversiblen plastischen Verformungen. Dabei können thermoplastische Kunststoffe hohe Zugdehnungen von mehreren hundert Prozent ertragen.

Ein Effekt, der vor allem auch bei gefülltem PTFE in Versuchen zu beobachten ist, wird *strength differential effect* genannt. Dieser beschreibt, dass der an Zugproben ermittelte Betrag der Fließspannung unterhalb dem für Druckbeanspruchung liegt [94]. Für UHMWPE hat sich jedoch z.B. gezeigt, dass bei Verwendung der „wahren“ Spannungs-Dehnungsbeziehung mit $\sigma_{wahr} = F/A$ und $\epsilon_{wahr} = \ln(1 + \epsilon_{nom})$ bis zu einer Dehnung von 12% kein Unterschied im Verlauf

der Zug- und der Druckkurven auftritt [75]. Dabei folgt ε_{wahr} aus

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \Rightarrow d\varepsilon = \frac{dL}{L_0} \quad (3.72)$$

$$\int_0^\varepsilon d\varepsilon = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln L - \ln L_0 = \ln \frac{L}{L_0}. \quad (3.73)$$

Im anschließenden Bereich lässt sich die Arbeitslinie durch einen exponentiellen Verlauf beschreiben [96].

Während bei kleinen Dehnungen die Materialantwort als linear viskoelastisch bezeichnet werden kann bzw. die zu beobachtenden viskoplastischen Charakteristika nach einer additiven Dehnungszerlegung in elastische, plastische und viskose Anteile beschrieben werden können [73], greifen Materialmodelle für größere Dehnungen zur Beschreibung des elastischen Verformungsanteiles auf hyperelastische Formulierungen zurück, die zur phänomenologischen Berücksichtigung von Zeiteffekten und weiteren Nichtlinearitäten nach einer multiplikativen Zerlegung des Deformationsgradienten entsprechend rheologisch erweitert werden [12], [11]. Eine Übersicht der Möglichkeiten zur Materialmodellierung von UHMWPE ist in [74] angegeben.

Im Hinblick auf die in ABAQUS hinterlegte Materialbibliothek kommen nur die „einfacheren“ Materialbeschreibungen in Frage. Da in Materialtests an Druckproben für UHMWPE nur eine geringe Dehnratenabhängigkeit festgestellt wurde (siehe Abschnitt 3.2.3) wird auf eine dehnratenunabhängige elastisch-plastische Formulierung für kleine Verzerrungen zurückgegriffen, die jedoch um einen Kriechanteil erweitert wird. Der Versuch der Anpassung an eine der vorab dargestellten hyperelastischen Formulierungen war nur im Zugbereich möglich. Im Druckbereich konnte eine einigermaßen gute Übereinstimmung erst durch das Modell nach *Ogden* in sechster Ordnung erzielt werden, was eine zuverlässige Verwendung fraglich erscheinen lässt.

Der Kriechanteil an der Verformung wird über ein Potenzgesetz der Form

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = A \cdot \tilde{q}^n \cdot t^m \quad (3.74)$$

beschrieben [2]. Hierin bezeichnet

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \dot{\varepsilon}^{cr} : \dot{\varepsilon}^{cr}} \quad (3.75)$$

die äquivalente Kriechdehnrate, \tilde{q} ist die einachsige deviatorische Vergleichsspannung und t die Zeit. Der Anpassung an Versuchswerte dienen die Materialparameter A , n und m .

Für die Materialbeschreibung des gefüllten PTFE wird auf ein implementiertes Viskoplastizitätsmodell zurückgegriffen, welches zur Simulation des mechanischen Verhaltens von Polyethylen vorgestellt worden war [72], [2]. Das zugehörige rheologische Modell sieht die Parallelschaltung zweier Mechanismen vor (siehe Abbildung 3.10). Zum Einen handelt es sich um einen elastisch-plastischen Part (*Network A*) mit oder ohne Verfestigung, zum Anderen um einen Anteil zur Erfassung der zeitabhängigen Effekte (*Network B*). Hinsichtlich der Anpassung an Versuchswerte stehen neben den üblichen Kennwerten für den elastisch-plastischen Teil des Materialmodelles für den elastisch-viskosen Part die gleichen Materialkennwerte wie nach Gleichung 3.74 zur Verfügung. Zusätzlich ist jetzt noch die Gewichtung beider Anteile über das Verhältnis der Steifigkeit von *Network B* zur Gesamtsteifigkeit anzugeben.

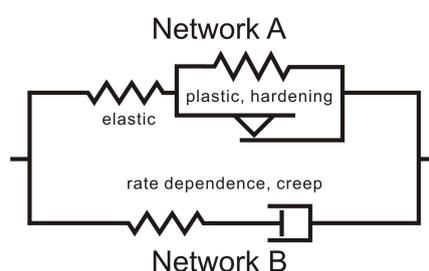


Abbildung 3.10: Rheologische Darstellung der *Two-Layer-Viscoplasticity* [2]

3.1.5 Beton

Die Materialeigenschaften von Betonen, welche im Rahmen dieser Untersuchungen für die Modellierung des Lagersockels erforderlich sind, werden entsprechend den Vorgaben des Model Code 90 definiert. Da für die Ausführung von Lagerbänken mit mindestens einem C30/37 zu rechnen ist, wird diese Betonfestigkeitsklasse als ungünstigst vorausgesetzt. Die Materialwerte werden für eine multilineare elastisch-plastische Formulierung verwendet. Auf eine genauere Beschreibung des mechanischen Verhaltens (z.B. nach [105]) wird an dieser Stelle verzichtet, da, wie noch gezeigt werden wird, der Einfluss der Auflagerung auf die hier untersuchte Problematik nicht von entscheidender Bedeutung ist.

Mit einem charakteristischen Wert der Würfeldruckfestigkeit von

$$f_{ck} = 30 \frac{N}{mm^2}$$

und einem Vorhaltemaß von

$$\Delta f = 8 \frac{N}{mm^2}$$

ergibt sich die anrechenbare Würfeldruckfestigkeit zu

$$f_{cm} = f_{ck} + \Delta f = 38 \frac{N}{mm^2}$$

und der Elastizitätsmodul zu

$$E_{ci} = E_{c0} \cdot \left[\frac{f_{ck} + \Delta f}{f_{cm0}} \right]^{1/3} = 33550 \frac{N}{mm^2}$$

mit Werten für f_{cm0} und E_{cm0} von

$$f_{cm0} = 10 \frac{N}{mm^2} \quad (3.76)$$

$$E_{c0} = 21500 \frac{N}{mm^2}. \quad (3.77)$$

In Abhängigkeit von der aufgetragenen Dehnung lässt sich die Spannung nach Gleichung 3.78 zu

$$\sigma_c = \frac{\frac{E_c}{E_{ci}} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{ci}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{ci}} \right)^2}{1 + \left(\frac{E_c}{E_{ci}} - 2 \right) \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{ci}}} \cdot f_{cm} \quad (3.78)$$

mit

$$\varepsilon_1 = -0,0022 \quad (3.79)$$

$$E_{c1} = \frac{f_{cm}}{0,0022} = 17273 \frac{N}{mm^2} \quad (3.80)$$

ermitteln. Alternativ kann die Spannungs-Dehnungslinie des Betons auch nach DIN 1045-1 mittels Gleichung 3.81 ermittelt werden:

$$\sigma_c = -f_c \cdot \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k - 2) \cdot \eta} \quad (3.81)$$

mit den Beiwerten

$$k = -1,1 \cdot E_{cm} \cdot \left(\frac{\varepsilon_{c1}}{f_c} \right) \quad (3.82)$$

$$\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}. \quad (3.83)$$

Für die Querdehnzahl wird $\nu = 0,2$ gesetzt.

Infolge der hohen Teilflächenpressungen unter den Lagern entstehen im Lagersockel, wie auch unter den im Spannbeton mit nachträglichem Verbund bzw. bei externer Vorspannung genutzten Ankerplatten Spaltzugkräfte, für welche eine Spaltzugbewehrung angeordnet werden muss. Aus dieser Bewehrung, die als Wendel oder mit Bügeln ausgeführt werden kann, resultiert eine Umschließung der Druckzone und somit ein dreiaxialer Druckzustand. Die damit verbundene Erhöhung der Tragfähigkeit kann nach [33] zu

$$\sigma_c(\varepsilon_c) = \frac{r \cdot f_{cc} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}}}{r - 1 + \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{cc}}\right)^r} \quad (3.84)$$

berechnet werden. Die Steigerung der Festigkeit lässt sich für umschnürten Beton alternativ auch mit Gleichung 3.78 unter Verwendung eines erhöhten Beiwertes f_{cm} [33] berücksichtigen.

3.2 Bestimmung der Materialkennwerte

3.2.1 Stahl

Zur Anpassung des Materialmodelles für den Werkstoff Stahl sind als Materialkennwerte der Elastizitätsmodul E , die Querdehnzahl ν sowie der Wert der Streckgrenze f_y anzugeben. Das weitere Verhalten nach Fließbeginn (Fließplateau, Verfestigung) kann programmspezifisch durch Angabe von Wertepaaren aus plastischer Dehnung ε^{pl} und zugehöriger Spannung beschrieben werden (siehe Gleichung 3.32). Die gewählten „Ausgangswerte“, die dem Basismodell des Topflagers zugeordnet wurden, sind in Tabelle 4.1 des Abschnittes 4.2.3 aufgeführt. Gegenüber diesen Werten wurden die Datensätze zur Modellierung der im Versuch geprüften Topflager hinsichtlich Fließspannung und Verfestigung an Werte aus Prüfzeugnissen, die den Versuchslagern beigelegt hatten, angepasst. Ebenfalls erfolgte eine Variation der, das plastische Verhalten beschreibenden Kennwerte im Rahmen der Parameterstudie (siehe Abschnitt 6.7). Daher sei an dieser Stelle lediglich auf die entsprechenden Kapitel verwiesen.

3.2.2 Elastomer

Die Bestimmung der hyperelastischen Materialkennwerte erfolgt in der Regel an Materialproben, die einem dezidierten Belastungszustand ausgesetzt werden [64]. Die partielle Ableitung der Verzerrungsenergiedichtefunktion W nach

dem Verstreckverhältnis λ liefert die Nennspannung unter dieser Belastung (siehe Gleichung 3.52). Aus einem Vergleich zwischen Materialversuch und Berechnung lässt sich eine Anpassung der hyperelastischen Materialkennwerte mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate vornehmen. Für die einfacheren hyperelastischen Materialmodelle, z.B. in der Formulierung *Neo-Hooke* oder *Mooney-Rivlin* ist dies einer Handrechnung zugänglich [81], für Formulierungen mit Termen höherer Ordnung erfolgt eine programmgestützt, automatisierte Anpassung [92], [1].

Für die Materialtests sollten die Belastungszustände gewählt werden, die auch in der späteren Simulation vorherrschend sind, da durch die in der Regel phänomenologischen Formulierungen mit der Anpassung eines bestimmten Materialparametersatzes keine allgemeingültige Beschreibung eines beliebigen Verformungszustandes möglich ist [63]. Als ausgewählte Verformungszustände für die Anpassung der Parameter (C_{10} bis C_{30} für die Formulierung nach *Yeoh*) des deviatorischen Funktionsanteiles werden uniaxiale und äquibiaxiale Zug- und Druckversuche durchgeführt, wobei etwa der uniaxiale Zugzustand dem äquibiaxialen Druckzustand bei Annahme idealer Inkompressibilität entspricht [1].

Dem Umstand, dass bei Zugbeanspruchung hohe Dehnungen in der Probe entstehen, muss durch eine kontaktfreie Messwerverfassung gesondert Rechnung getragen werden [41]. Hierzu wird die Probe (Schulterstab S2 [28]) im Messbereich mit Markierungen versehen (siehe Abbildung 3.11a), deren Relativverschiebung über eine der Verformungsgeschwindigkeit angepasst mitlaufende CCD-Kamera (Videoextensometrie) erfasst wird. Eine pixelgenaue Auswertung erlaubt den Rückschluss auf die Dehnung im Messbereich der Probe. Für die vorliegenden Untersuchungen wurden Materialproben aus einer für Topflagerkissen zugelassenen Elastormischung gefertigt und geprüft (siehe Abbildung 3.11b).

Die Schulterstäbe wurden jeweils bis zum Erreichen der Reißdehnung gezogen. Die Lastaufbringung erfolgte weggesteuert, wobei die Belastungsgeschwindigkeit in fünf Stufen zwischen $v = 0,33 \text{ mm/sec}$ und $v = 13,33 \text{ mm/sec}$ variiert wurde, um Dehnrateneffekte erfassen zu können. Je gewählter Geschwindigkeitsstufe wurden drei Versuche durchgeführt. Um eine mögliche fertigungsbedingte Anisotropie ausschließen zu können wurde zusätzlich ein weiterer Satz aus dem Grundmaterial quer zu den anderen Schulterstäben gestanzt und getestet. Die Versuchskurven (Mittelung der drei Messungen) sind in Abbildung 3.12 eingetragen. Weder ist im Bereich der gewählten Belastungsgeschwindigkeiten ein ausgeprägter Dehnrateneffekt zu erkennen, noch scheint die Stanzrichtung von Bedeutung zu sein. Daher werden die hyperelastischen Kennwerte an das

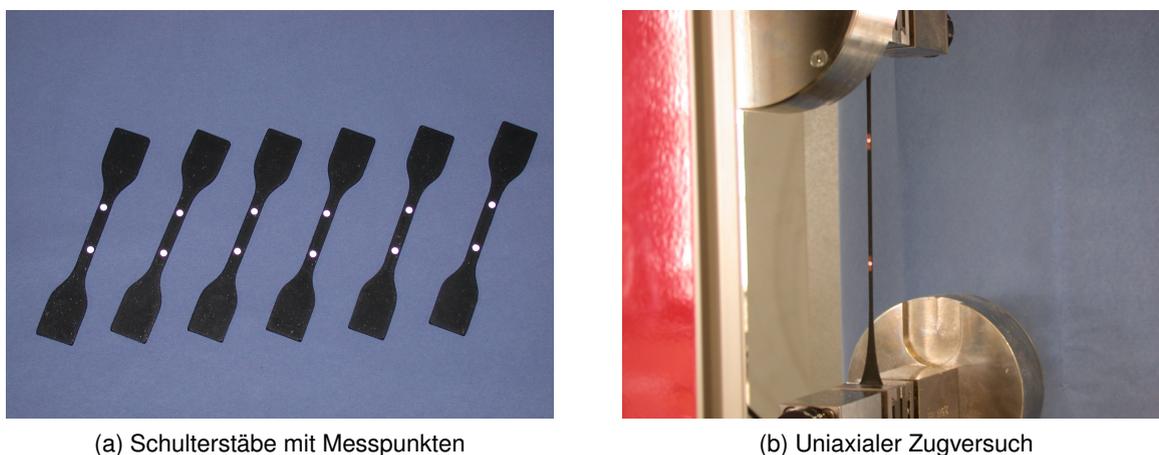


Abbildung 3.11: Messpunkte am Schulterstab und Materialprobe in der Prüfung

Ergebnismittel aller Versuche angepasst. Die resultierende, berechnete Spannungskurve ist ebenfalls im Diagramm der Abbildung 3.12 angegeben.

Die benötigten Kennwerte für den volumetrischen Anteil der Energiefunktion können aus volumetrischen Versuchen, in denen eine Materialprobe einem annähernd hydrostatischen Druck ausgesetzt sind, bestimmt werden [20]. Der die Änderung des Volumenverhältnisses unter hydrostatischer Last beschreibende Kompressionsmodul liegt für gefüllte Elastomere dieser Anwendung im Bereich von $K_0 \approx 2000 \text{ N/mm}^2$. Volumetrische Tests an Proben für Elastomerlager nach [43] zeigten eine nur wenig ausgeprägt nichtlineare Abhängigkeit des Volumenverhältnisses vom aufbrachten Druck. Daher wird für das hier gewählte Materialmodell von einer Verwendung der Volumenterme höherer Ordnung abgesehen. Aus Gleichung 3.61 kann für den ersten Term der benötigte Parameter D_1 ermittelt werden. Mit dem Anfangsschubmodul nach Gleichung 3.65 folgt die Querdehnzahl zu:

$$\nu = \frac{3 \cdot K_0 / G_0 - 2}{6 \cdot K_0 / G_0 + 2} = 0,4998.$$

Die aus den Versuchen und obiger Überlegung für das hyperelastische Modell nach *Yeoh* bestimmten Materialkennwerte sind in Tabelle 3.1 aufgeführt.

Tabelle 3.1: Kennwerte eines Topflager-Elastomeres für das hyperelastische Materialmodell nach *Yeoh*

C_{10}	C_{20}	C_{30}	D_1	D_2	D_3
4,9039 E-01	-2,8519 E-02	3,6496 E-03	0,001	-	-

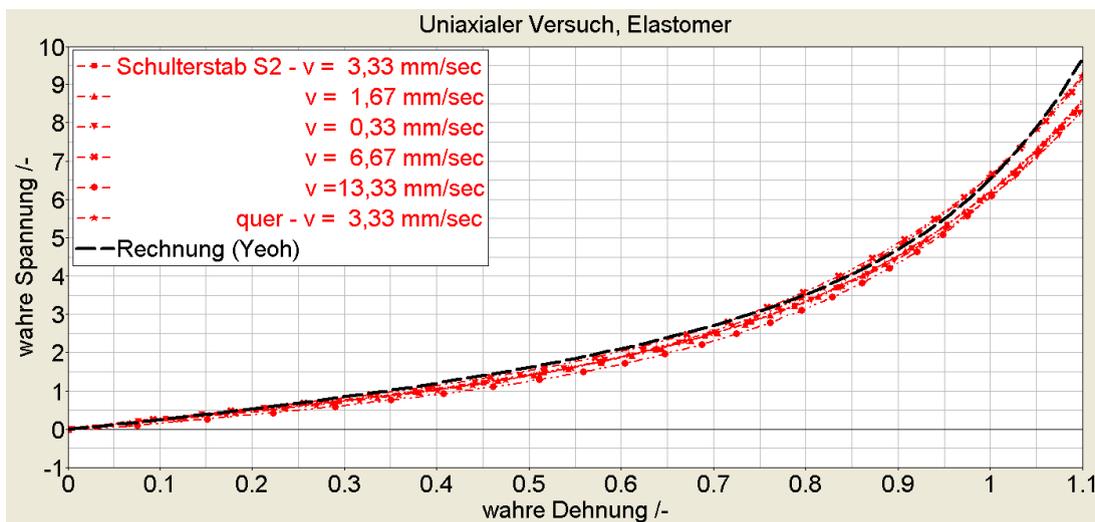


Abbildung 3.12: Spannungs-Dehnungs-Beziehung des verwendeten Elastomers bei unterschiedlichen Verformungsgeschwindigkeiten im Versuch und Vergleich mit Simulation

3.2.3 Thermoplaste

Zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von UHMWPE wurden die Kennwerte für das in Abschnitt 3.1.4 beschriebene Modell ermittelt. Hierzu wurde auf Literaturwerte für einachsige Druck- und Zugversuche [10] bei unterschiedlichen Dehnraten zurückgegriffen. Die Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit bleibt über weite Bereiche gering, obwohl im Druckbereich, insbesondere aber auch im Zugbereich bei größeren Dehnungen ein deutlicher Einfluss auf die Spannung zu erkennen ist. Da die Probengeometrie nicht näher spezifiziert ist, musste diese zur Ermittlung der Dehnraten bei gegebener Messlänge geschätzt werden. Die ermittelten Materialparameter sind in Tabelle 3.2 angegeben.

In den Diagrammen der Abbildung 3.13 sind die berechneten Kurven den Versuchswerten gegenübergestellt. Angesichts des zugrunde gelegten einfachen Materialmodelles stimmen Rechnung und Versuch für diese Beanspruchungszustände im Belastungsast gut überein. Bis zu einer Zugdehnung von rd. 30% liegen Versuch und Vorhersage übereinander. Im weiteren Verlauf weichen die Kurven deutlicher ab. Aus dem Vergleich der Ergebnisse für den Druckzustand wird die Unzulänglichkeit des Materialmodelles deutlich, da hier durch den Plastizitätsansatz die bleibenden Verformungen deutlich überschätzt werden.

Um die für das Kriechmodell benötigten Parameter zu ermitteln, wurde auf die Ergebnisse von Kriechversuchen, die freundlicherweise von der herstellenden Firma *TICONA* zur Verfügung gestellt worden waren [104], zurückgegriffen. Die

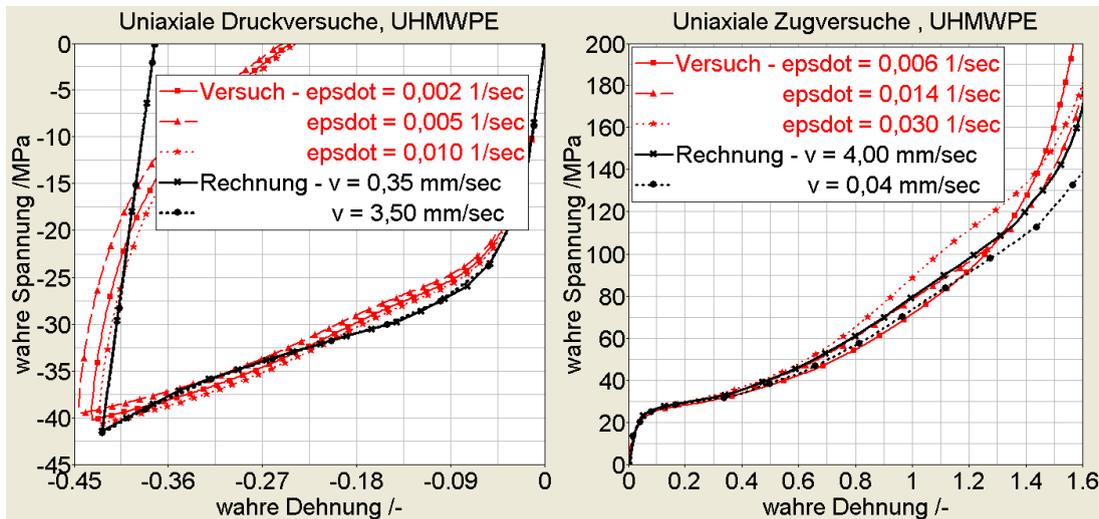


Abbildung 3.13: Spannungs-Dehnungs-Beziehung für UHMWPE bei unterschiedlichen Verformungsgeschwindigkeiten im Versuch [10] und Vergleich mit Simulation

berechneten Kriechkurven sind den gemessenen Kurven in Abbildung 3.14 gegenübergestellt. Bis zu einer Versuchsdauer von rd. 300 h wird die anfängliche Zunahme der Stauchungen durch die Simulation unterschätzt. Die anschließenden Zeitverläufe der Stauchungen können jedoch durch die Berechnung über die gesamte Bandbreite der aufgetragenen Laststufen sowohl qualitativ als auch quantitativ in guter Übereinstimmung wiedergegeben werden.

Tabelle 3.2: Benötigte Kennwerte des Materialmodelles für UHMWPE

E /N/mm ²	ν	f_y /N/mm ²	A	n	m	f
830	0,46	15	0,006	0,9	0	0,015

Für eine weitere Studie wurden noch die zur Beschreibung des Materialverhaltens benötigten Kennwerte für glasfasergefülltes PTFE und für PTFE-Kohle durch Vergleich mit Literaturwerten ermittelt. Die Versuchsdaten für glasfasergefülltes PTFE [94] weisen ein viskoplastisches Verhalten auf (siehe Abbildung 3.15). Während die Verfestigung nach Plastifizierung von der Dehnrates nahezu unberührt bleibt, liegt die Fließspannung bei einer Dehnrates von 100%/min rd. 35% oberhalb des Wertes für eine Dehnrates von 1%/min. Für

Tabelle 3.3: Kennwerte des Kriechmodelles für UHMWPE

A	n	m
0,0006	1,0	-0,999

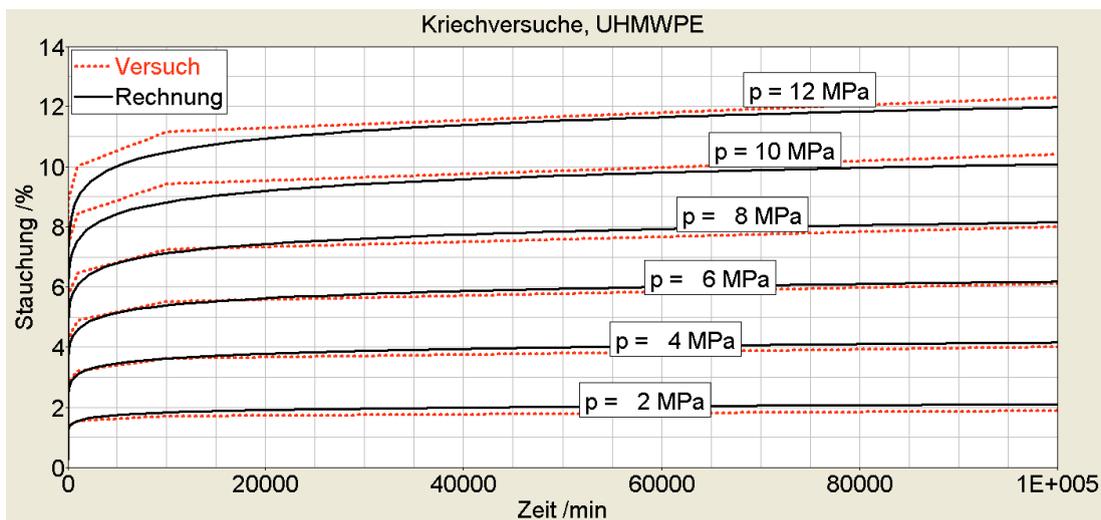


Abbildung 3.14: Kriechkurven [104] und Vergleich mit Simulation

diese beiden extremen Werte können die Spannungsverläufe durch das angepasste Modell gut erfasst werden, nicht jedoch für eine Dehnrates von $10\%/min$. Die im Versuch ermittelte Kurve liegt ziemlich genau zwischen denen der für die anderen Belastungsgeschwindigkeiten gemessenen Verläufe. Die Simulation zeigt hier gegenüber den Ergebnissen bei niedriger Geschwindigkeit jedoch nur eine vernachlässigbare Erhöhung.

Für den so bestimmten Parametersatz wurden die Ergebnisse ebenfalls mit denen an Druckproben ermittelten Werten verglichen. Durch die Plastizitätsformulierung mit gleichen Werten der Fließspannung im Zug- und im Druckbereich

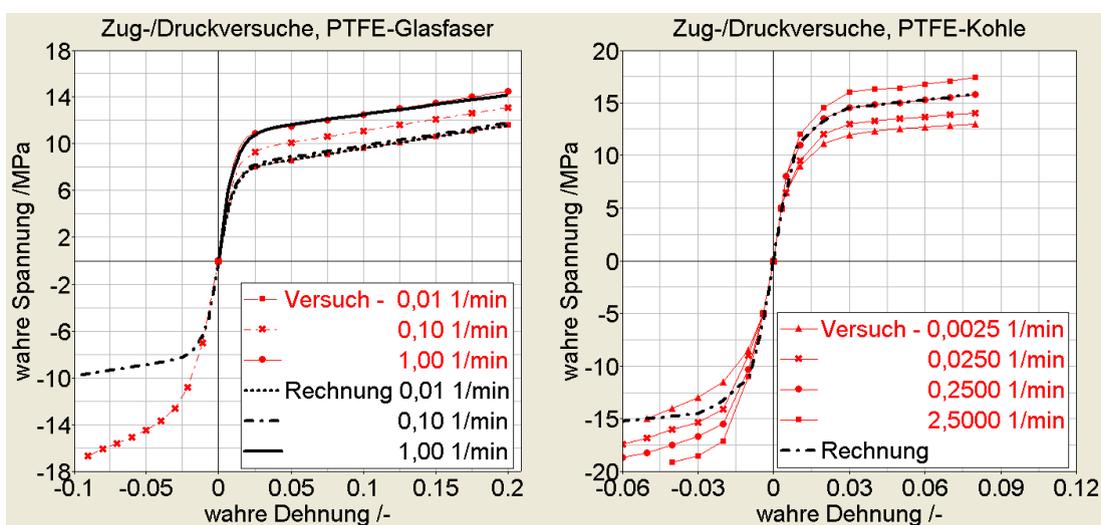


Abbildung 3.15: Gemessene Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für glasfasergefülltes PTFE [94] und PTFE-Kohle [88] sowie Vergleich mit Simulation

sind die Versuchswerte infolge des bereits beschriebenen *strength differential effect* selbst unter Berücksichtigung der Darstellung mit wahren Spannungen und Dehnungen nicht hinreichend zu erfassen. Da für die zu untersuchende Topflagerinnendichtung selbst unter der vorherrschenden Druckbeanspruchung mit einer Zugbeanspruchung im Bereich des Lagerpaltes zu rechnen ist, wird die Abweichung der für den Druckbereich gemessenen und berechneten Spannungen auf der sicheren Seite liegend akzeptiert.

Obwohl vorhanden, ist dieser Differenzeffekt im Zug- und Druckbereich für kohlegefülltes PTFE weitaus weniger stark ausgeprägt [88]. Somit gelingt hier die gleichzeitige Anpassung an Zug- und Druckkurven besser als dies für ersteren PTFE-Compound der Fall war (siehe Abbildung 3.15). Allerdings schlägt mit dem hier gewählten Parametersatz die Simulation des Dehnrateneinflusses fehl.

Für beide Werkstoffe sind die Kennwerte des Materialmodelles in Tabelle 3.4 eingetragen.

Tabelle 3.4: Kennwerte des Materialmodelles für glasfasergefülltes PTFE und PTFE-Kohle

Füllstoff	E /N/mm ²	v	f_y /N/mm ²	A	n	m	f
10% Glasfaser	1000	0,43	4,5	0,0055	0,95	0	0,3
25% Kohle	1500	0,43	5,0	0,006	0,9	0	0,0005

4 Finite-Elemente-Modellierung von Topflagern

4.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird das Vorgehen, das im Rahmen dieser Arbeit zur Modellierung von Topflagern gewählt wurde, vorgestellt.

Als Gleichungslöser wurde die Finite-Elemente-Software *ABAQUS* [2] in den Versionen 6.3, 6.4 und 6.5 verwendet. Die Programme *Hypermesh* und *Hyperview* aus der *Hyperworks*-Produktfamilie der Firma *Altair Engineering* [4] wurden für das Erstellen der Modelle (Preprocessing) und die Auswertung der Berechnungsergebnisse (Postprocessing) verwendet.

Nach dem Aufbau des Finite-Elemente-Modelles wurden die Ergebnisse einem ersten Vergleich mit Versuchen unterzogen, die für die vorliegende Arbeit zur Verfügung standen.

Um die Stellen, die für eine Applikation von Dehnungsmessstreifen als erfolgversprechend erschienen, zu identifizieren, wurde nach dieser ersten Verifizierung das Finite-Elemente-Modell an die geometrischen Abmessungen des im Versuch zu testenden Topflagers angepasst.

4.2 Modellierung des Lagertopfes und der angrenzenden Bauteile

4.2.1 Allgemeines

Bei der Abstrahierung eines Topflagers für eine Finite-Elemente-Simulation sind grundsätzliche Punkte bei der Modellierung zu berücksichtigen bzw. Fragen vor der Modellerstellung zu klären. Deren Einfluss auf die erzielten Ergebnisse bzw. die Sensibilität des erstellten Modelles bezüglich dieser Punkte ist im Rahmen von Voruntersuchungen zu ermitteln. Für das vorliegende Problem waren dies:

- Berücksichtigung bzw. realitätsnahe Abbildung der Randbedingungen: Definition von Kontaktbedingungen zwischen Deckel und Topfwand und

zwischen Topfboden und Lagersockel, Reibungsverhältnisse in den Fugen

- Modellierungsgenauigkeit, Abbildungstreue: Ist eine detaillierte Modellierung des Elastomerkissens erforderlich oder wäre eine Berücksichtigung etwa durch äquivalente Pressungen ausreichend? Müssen anliegende Bauteile in die Netzgenerierung mit aufgenommen werden oder ist die Definition von „Alternativen“, wie z.B. dem Ansatz einer elastischen Bettung anstelle eines Lagersockels, genügend?
- Vernetzungsstrategie, Netzfeinheit: Wie fein müssen die erzeugten Elemente sein und in welchen Bereichen sind gröbere Abstufungen des Finite-Elemente-Netzes zulässig?
- Wahl geeigneter Elemente und Materialgesetze: Liefert bereits eine linear-elastische Betrachtung des Materialverhaltens ausreichend genaue Ergebnisse? Wenn nicht, wie ist mit materiellen Nichtlinearitäten umzugehen, das heißt z.B. welche Art der Verfestigung ist bei plastischem Verhalten zu berücksichtigen, wie ist mit möglichen großen Verzerrungen bei polymeren Werkstoffen umzugehen und welche Funktionen für die Verzerrungsenergiepotentiale kommen für die hyperelastische Materialbeschreibung in Betracht, können Zeiteffekte vernachlässigt werden?

Für die Wahl der geometrischen Größen des Lagers standen die Angaben einer Musterstatik, welche eine Lagerbemessung nach den Regeln der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen für Topflager, die durch das Deutsche Institut für Bautechnik erteilt werden, zur Verfügung [111]. Das so standardmäßig bemessene Topflager diente als Ausgangsbasis für die im Folgenden dargestellten ersten Untersuchungen, welche dem Aufbau des schlussendlich verwendeten Finite-Elemente-Modelles dienten und für die Ermittlung weiterer als zuverlässig und aussagekräftig anzusehender Ergebnisse erforderlich waren.

Der Innendurchmesser des Lagertopfes betrug $D_{el} = 660$ mm, Topftringbreite und Topftringhöhe jeweils $b_R = h_R = 65$ mm und die Topfbodenhöhe $t_B = 16$ mm. Mit einem Verhältnis der Dicke des Elastomerkissens zum Topfinnendurchmesser von $1/15$ folgt die Kissenhöhe zu $t_{el} = 44$ mm. In Übereinstimmung mit der Musterstatik wurde die Deckelbundhöhe mit $w = 9$ mm angenommen.

4.2.2 Randbedingungen

Da die einzelnen Topflagerkomponenten bei einer Kraftübertragung in gegenseitigem Kontakt stehen, sich dennoch aber auch, etwa bei einer Lastumkehr,

wieder voneinander trennen können, wurden für diese Bereiche Kontaktbedingungen aufgestellt, um eine realitätsnahe Modellierung zu gewährleisten. Dies sei anhand zweier Beispiele verdeutlicht:

- **Kontaktbereich Deckelbund-Topfwand:** Der ins Innere des Lagertopfes eingreifende Bereich des Deckels (mit dem zur Horizontalkraftübertragung herangezogenen Deckelbund) ist gegenüber dem Topfring mit einem Untermaß hergestellt, um bei Rotationen des Überbaues keine Zwängungen hervorzurufen. Mit anderen Worten differieren die Durchmesser des Deckelbundes und der Topfinnenwand um ca. 1 mm. Bei einem Angreifen einer Horizontallast wird es daher zuerst zu einem punktförmigen Anliegen des Deckelbundes an der Wand kommen. Mit anwachsender Horizontallast wird sich der Punkt- bzw. Linienkontakt gemäß den Regeln der *Hertz'schen* Pressung durch lokale Deformationen im Kontaktbereich zu einer Kontaktfläche aufweiten. Bei weiterer Laststeigerung dehnt sich der Topfring infolge der Ringzugspannungen, so dass sich Deckelbund und Topfwand anschmiegen und sich die Kontaktfuge zunehmend schließt. Eine Modellierung dieser physikalisch getrennten Lagerkomponenten, etwa durch eine Vernachlässigung des Lagerspieles und eine Vernetzung der Bauteile mit zusammenhängenden Knoten, ist somit ungeeignet.
- **Kontaktbereich Topfboden-Lagersockel/Ankerplatte:** Je nach Ausführungsvariante ruht der Lagertopf direkt auf dem Lagersockel bzw. der Mörtelfuge oder leitet vertikale und horizontale Kräfte erst über eine zwischengeschaltete Ankerplatte weiter. In jedem Fall besteht in dieser Fuge in normaler Richtung keine weitere zugfeste mechanische Verbindung, wie etwa eine Verklebung. Daher kommt es bei der sich infolge einer Horizontalkraftübertragung einstellenden Aufwölbung des Topfes im lastabtragenden Bodenbereich zu einem lokalen Abheben des Bodens vom Untergrund, somit also zu einer Separation der Kontaktpartner und einem Öffnen oder Klaffen der Kontaktfuge, wie in Abbildung 4.1 dargestellt. Eine zusammenhängende Vernetzung bzw. ein Verschmelzen der korrespondierenden Elementknoten der Finite-Elemente-Netze von Topfboden und der unterstützenden Fläche würden das beschriebene Verformungsbild nicht zulassen.

Für die Berücksichtigung der oben angesprochenen Randbedingungen wurde das von *ABAQUS* für die Behandlung von dreidimensionalen Kontaktproblemen zur Verfügung gestellte Standardverfahren angewendet. Hierbei wird für die in Kontakt tretenden Körper von Kontaktflächen ausgegangen, die miteinander interagieren und jeweils ein Kontaktpaar bilden. Es handelt sich hierbei um ein

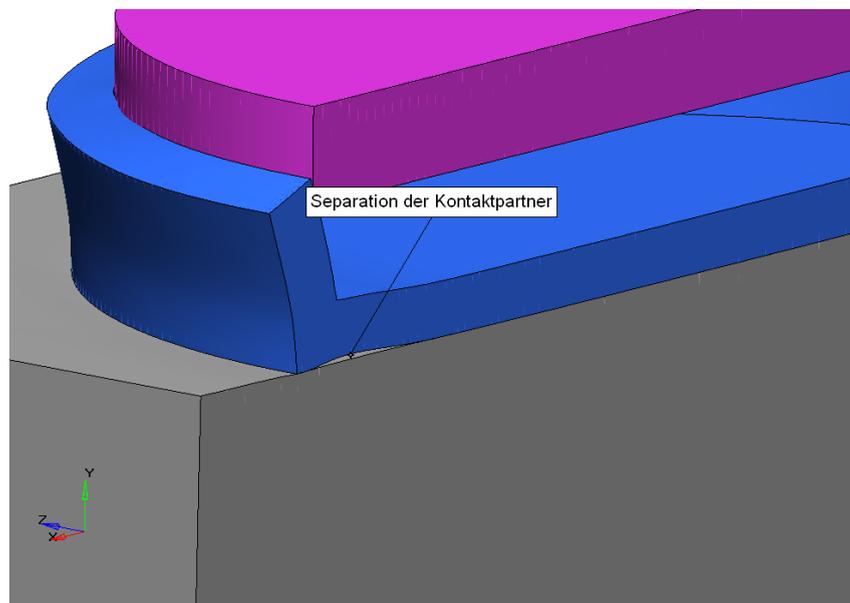


Abbildung 4.1: Separation der Kontaktpartner durch lokales Abheben des Bodens infolge Horizontalkraftübertragung

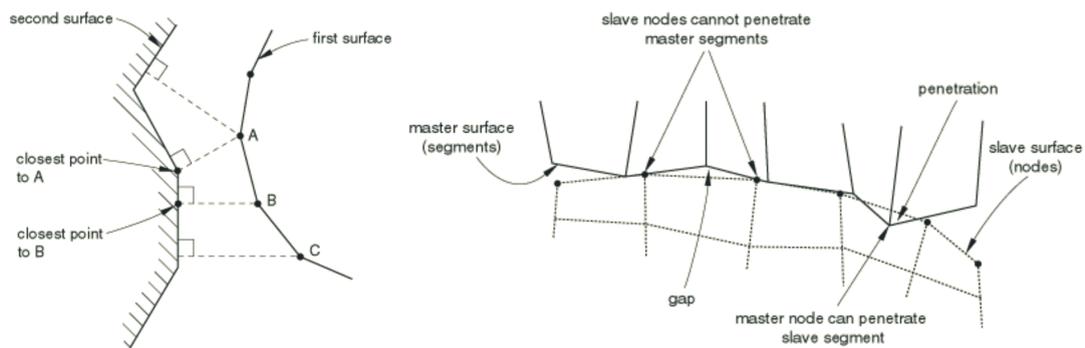


Abbildung 4.2: *Master-Slave-Prinzip* der Kontaktflächen [1]

Master-Slave-Prinzip, das heißt, dass jedem Knoten auf der *Slave-Oberfläche* ein Ankerpunkt auf der *Master-Oberfläche* zugeordnet wird. Die Lage dieses Ankerpunktes wird derart bestimmt, dass seine Flächennormale den *Slave-Knoten* trifft und dabei den geringsten Abstand zu diesem aufweist (Abbildung 4.2, links).

Da sowohl für die Kontaktfuge zwischen Deckelbund und Topfwand als auch für die Kontaktfuge zwischen Topfboden und Unterbau nicht davon auszugehen ist, dass es zu einer Relativverschiebung zwischen den Kontaktpartnern kommt, die eine Elementlänge überschreitet, der Topf darf ja durch die aufgebrachte Horizontallast nicht in einen Zustand des Gleitens geraten, wurde die von *ABAQUS-Standard* angebotene *Small-Sliding-Option* gewählt [2]. Bei dieser Prozedur, welche sich gegenüber der für beliebig große Relativverschiebungen der Kontaktflächen tangential zueinander geeigneten *Finite-Sliding-Definition* als nume-

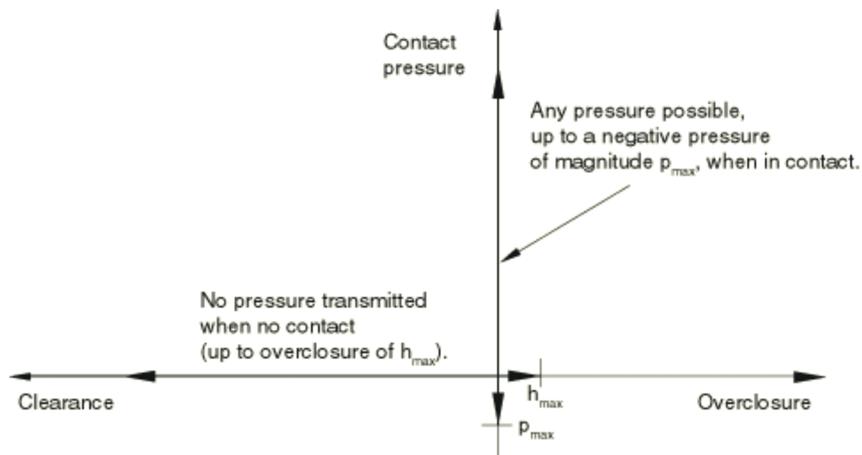


Abbildung 4.3: Kontaktbeziehung für "harten" Kontakt [1]

risch weniger aufwendig auszeichnet, erfolgt die Ermittlung der Ankerpunkte der *Slave*-Knoten auf der *Master*-Oberfläche nur einmalig zu Beginn der Rechnung. Dennoch werden die Richtungen der Normalen der *Master*-Oberflächen zu jedem Zeitschritt aktualisiert, um der auftretenden Verdrehung dieser Flächen bei deformierbaren *Master*-Strukturen Rechnung zu tragen.

Über die Zuordnung der Kontaktpartner zu den Kontaktflächen wird das Einhalten der Kontaktbedingungen, also das Verbot von gegenseitigen Durchdringungen von Bereichen der hinterlegten Körper, um genauer zu sein, von *Slave*-Knoten durch die von den *Master*-Punkten gebildeten Oberfläche (Abbildung 4.2, rechts), über eine Erweiterung des Energiepotentials um *Lagrange*-Multiplikatoren erzwungen (siehe Gleichung 4.1, [1]):

$$d\delta\Pi = \delta p dh + dp \delta h. \quad (4.1)$$

Die Beschreibung der Lastweiterleitung normal zur Fuge bzw. Kontaktebene mittels dieser „harten“ Kontaktformulierung scheint für die stählernen Kontaktpartner gerechtfertigt.

Wie in Abbildung 4.4a dargestellt, werden die zu ermittelnden Knotenkräfte durch die Zuteilung der zu übertragenden Kontaktspannung mittels einer Wichtung gemäß des Abstandes ihres Ankerpunktes auf der *Master*-Oberfläche zu den nächsten zugeordneten Knoten des Elementes, das die Basis für die *Master*-Oberfläche bildet, ermittelt.

Als Beschreibung des Kontaktverhaltens tangential zur Fuge wurde aufgrund der Einfachheit der Formulierung und der hier vorliegenden Problemstellung (*slick-stick*-Effekte sollen an dieser Stelle nicht berücksichtigt werden) das Reibungsgesetz nach *Coulomb* gewählt (siehe Abbildung 4.4b). Dieses berücksichtigt die Übertragung von Scherkräften in der Fuge bis zum Erreichen bzw. Über-

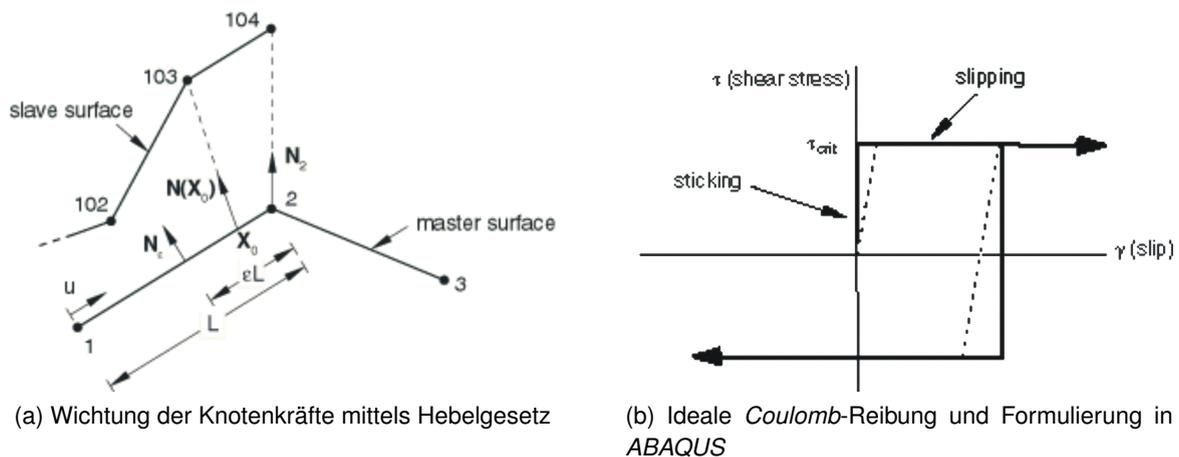


Abbildung 4.4: Beziehungen normal und parallel zur Kontaktfläche [1]

schreiten einer kritischen Schubspannung, ab der sich im Anschluss an die Haftung eine Relativverschiebung der Kontaktflächen und somit das Gleiten einstellt [1].

Die aufnehmbare Schubspannung ermittelt sich daher in allgemeiner Form und Abhängigkeit von der normal wirkenden Kontaktspannung $\vec{\sigma}$ zu

$$\vec{\tau}_{crit} = \mu \times \vec{\sigma} \times \frac{\vec{v}}{|\vec{v}|} \quad (4.2)$$

wobei mit \vec{v} der Geschwindigkeitsvektor beschrieben wird.

Der Reibungskoeffizient für die Kontaktpaarung Stahl-Beton/Mörtel wurde in den Rechnungen zu $\mu = 0,5$ angesetzt [32]. Die Größenordnung dieses Wertes, wie er unter anderem auch in Deutschland bislang zur Anwendung kam [48] hat sich auch in Reibungsversuchen, welche im kleinen Schubversuchsstand der amtlichen Materialprüfungsanstalt Karlsruhe (MPA Karlsruhe) an Betonwürfeln und aufgelegten Stahlplatten durchgeführt wurden, bestätigt [51]. Die folgende Abbildung 4.5 zeigt exemplarisch den Verlauf des Reibungskoeffizienten über dem Gleitweg. Bei diesen Versuchen wurde ein mittlerer Haft- bzw. Anfahrreibungsbeiwert von rd. $\mu_A = 0,75$ bzw. ein mittlerer Gleitreibungsbeiwert von rd. $\mu_G = 0,45$ ermittelt. Für einen Verlust der Lagesicherheit, also ein Gleiten des gesamten Lagers relativ zu der angrenzenden Bauteiloberfläche, ist somit zuerst das Überwinden der Anfahrreibung erforderlich. Da bei der hier untersuchten Problemstellung zur Horizontalkraftübertragung der Bereich des Gleitens nicht jedoch ohnehin nicht erreicht werden sollte, erscheint der nach Norm gewählte Wert als auf der sicheren Seite liegend. Die so zu ermittelnde Horizontalkraft liefert folglich im Hinblick auf die Lagesicherheit den maximalen globalen Widerstand für unverankerte Topflager. Der grundsätzliche Einfluss unterschiedlicher

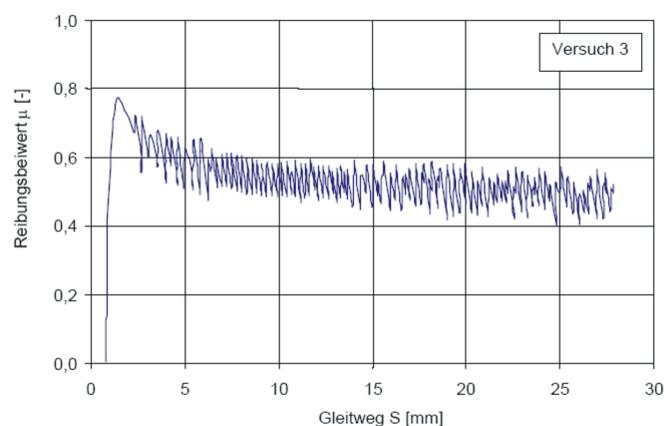


Abbildung 4.5: Exemplarischer Verlauf des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit des Gleitweges für die Kontaktpaarung Stahl-Beton [51]

Reibungskoeffizienten auf die Lastableitung und das Verhalten des Lagertopfes selbst wird in Abschnitt 6.6 behandelt (siehe auch Abbildung 6.22b).

Für die Kontaktpaarung Stahl-Stahl wurde von einem den Normen zugrunde liegenden üblichen Wert für den Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,2$ ausgegangen. Obwohl auch dieser Wert grundsätzlich als gesichert angesehen werden kann, ist dennoch vorstellbar, dass sich insbesondere bei neu eingebauten Topflagern infolge der noch hohen Oberflächengüte und den geringen, einzuhaltenden Rauheitswerten in den Kontaktflächen von $R_z \leq 6,3 \mu\text{m}$ bzw. von $R_z \leq 25,0 \mu\text{m}$ sowie als Folge möglichen Anhaftens von Schmiermittel wesentlich geringere Reibungszahlen ergeben können. Im Umkehrschluss ist aus zum Teil eigenen Untersuchungen an Topflagern nach langjähriger Betriebsdauer bekannt, dass sich bei einer Belastungskombination aus Horizontalkraft und Überbauverdrehung ein Verschleiß der Kontaktflächen, sowohl im Topfwandbereich als auch entlang des Deckelbundes einstellen kann, der unter Umständen einen weitaus höheren Reibungsbeiwert erahnen lässt (siehe Abbildungen 4.6). Diese Erhöhung wäre jedoch, wenn überhaupt, in erster Linie bei der Ermittlung des Rückstellmomentes als Anteil aus Reibung bei gleichzeitiger Wirkung der Horizontallast zu berücksichtigen.

Wie folgendes Diagramm (Abbildung 4.7) zeigt, wirkt sich die Reibung in der Kontaktfuge Deckelbund-Topfwand vornehmlich auf die Spannungen entlang des Topfringumfangs aus. Ohne Ansatz der günstig wirkenden Reibung zwischen Deckelbund und Topfwand ergeben sich deutlich höhere Spannungen. Die berechneten Ergebnisse der Vergleichsspannungen unter Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,2$ liegen, bis zu einer Horizontallaststufe H3, in der der Ring im reibungsfreien Fall gerade noch elastisch reagiert, rd.

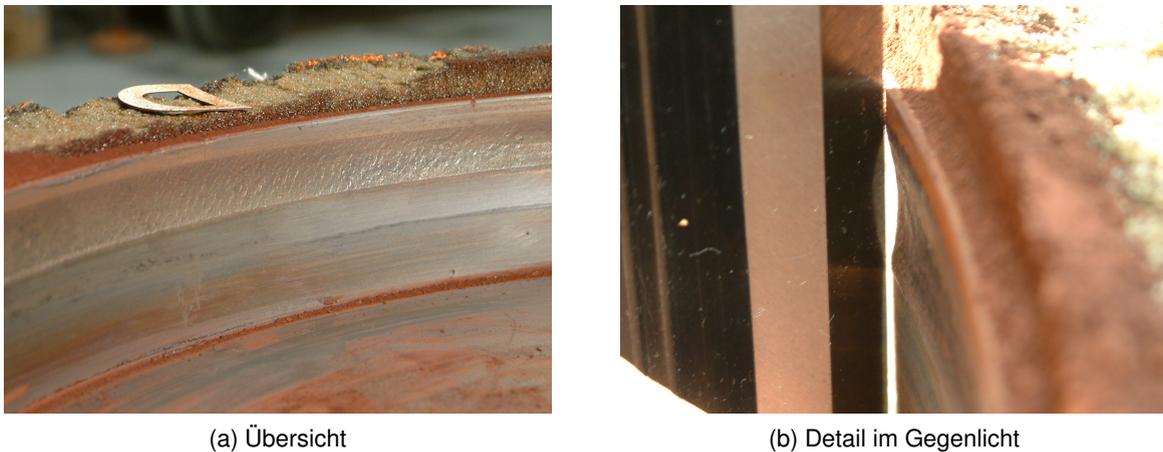


Abbildung 4.6: Innenseite der Topfwand im Kontaktbereich zum Deckelbund

12% unter den reibungsfrei ermittelten Werten. Hierdurch kommt der Lager-
topftring unter Ansatz der Haftspannungen erst später ins Fließen. Die hierzu
erforderlichen Horizontalkräfte weichen um rd. 17% voneinander ab. Die Vertei-
lung der Biege- und Normalspannungen entlang der Topfbodenoberseite in der
Symmetrieachse bleibt von der Variation des Reibungskoeffizienten für die Kon-
tactfuge Deckelbund-Topfrippenwand bei einer maximalen Abweichung von rd.
4,5% nahezu unbeeinflusst. Die Spannungsverläufe für die Rechnung mit und
ohne Ansatz der Reibung liegen bei gleicher Laststufe nahezu deckungsgleich
übereinander. Daher kann für weitere Untersuchungen, z.B. für eine Dimensio-
nierung des Lagertopfes, die Reibung in der Fuge Deckelbund-Topfwand auf der
sicheren Seite liegend vernachlässigt werden.

4.2.3 Verwendete Materialgesetze

Die stoffgesetzlichen Grundlagen für die im Rahmen dieser Untersuchungen
verwendeten Materialgesetze wurden bereits in Kapitel 3.1 dargelegt. Daher soll
an dieser Stelle nur noch kurz auf deren Zuordnung zu den Materialien einge-
gangen werden.

Für die Simulation der stählernen Teile des Topflagers (Lagertopf, Lager-
deckel, Ankerplatte) wurde eine linear elastisch-plastische Arbeitslinie mit linear
isotroper Verfestigung zugrunde gelegt. Die Fließbedingung entsprach dabei
dem von Mises-Kriterium (von Mises- oder auch J_2 -Plastizität). Da bei den hier
durchgeführten Simulationen stets monotone Belastungen aufgebracht wurden
- das Verhalten von Topflagern unter zyklischen horizontalen Beanspruchungen,
wie sie etwa unter Erdbebeneinwirkung auftreten können, war nicht Gegenstand
der Untersuchungen - wurde von Berechnungen mit kinematischen oder ge-

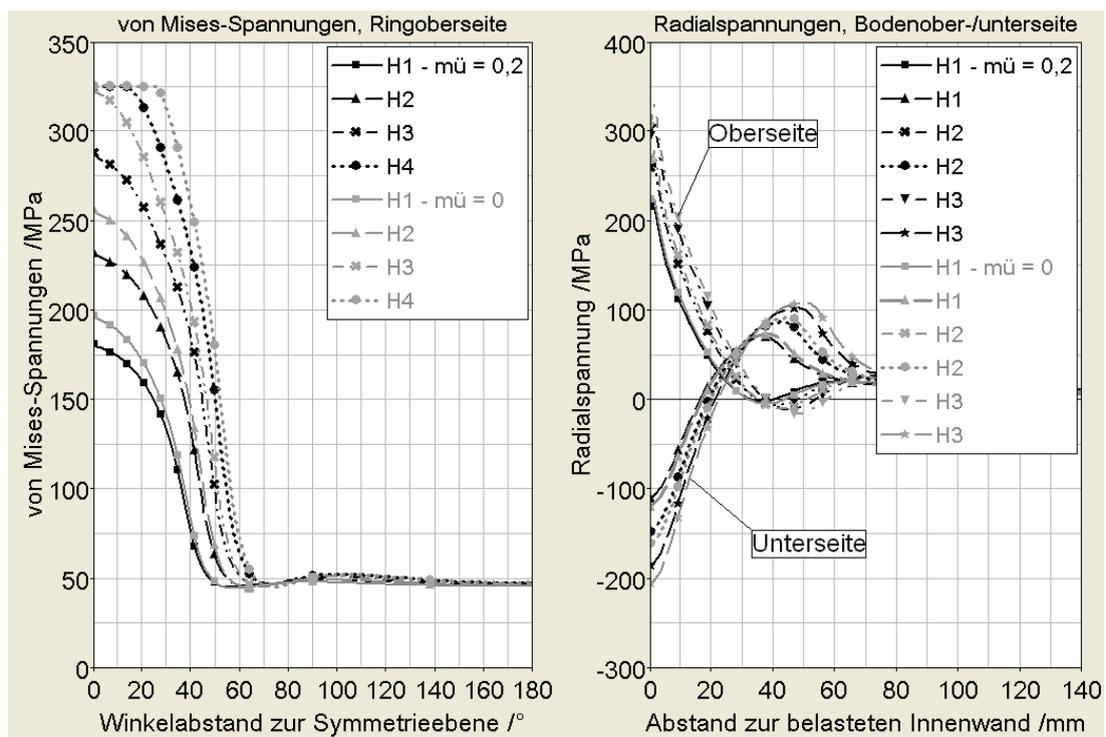


Abbildung 4.7: von Mises-Spannungen entlang der oberen Außenkante des Lagertopfringes bzw. radiale Dehnungen der Bodenober- und -unterseite entlang der Symmetrieachse bei Variation des Reibbeiwertes

mischten Verfestigungsansätzen, die eine bessere Abbildung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Stahl unter zyklischer Belastung erlauben und typische Effekte, wie etwa den *Bauschinger*-Effekt berücksichtigen, abgesehen.

Durch Ausnutzung der Isotropie des Materials reduziert sich die Anzahl der benötigten Materialkennwerte für die elastische Antwort auf zwei, den Elastizitätsmodul E und die Querdehnzahl ν , welche zu $E = 210000 \text{ N/mm}^2$ bzw. zu $\nu = 0,3$ angesetzt wurden.

Die Beschreibung des plastischen Anteiles der Arbeitslinie erfolgt neben der Definition des Zeitpunktes des Fließbeginns über die Fließspannung σ_y (hier synonym Streckgrenze f_y) nicht über die Angabe eines Verfestigungsparameters, sondern in der *ABAQUS*-eigenen Konvention über die tabellarische Angabe von Wertepaaren für die plastische Dehnung und die zugehörige Spannung.

Da die Generierung des Topflagermodelles unabhängig von den Materialkennwerten eines speziellen Lagers bzw. des verwendeten Stahls einer speziellen Charge sein muss, wurden die benötigten Parameter in Anlehnung an die in DIN EN 10025 [27] angegebenen Mindestwerte für den Stahl der Sorte S 355, wie er in den deutschen Zulassungsrichtlinien für Topflager und der europäischen Topflagernorm DIN EN 1337-5:2005 [32] vorgeschrieben ist, angesetzt. Für Bauteile mit Nenndicken von $t \cong 80 \text{ mm}$ wurde eine Streckgrenze von $f_y = 325 \text{ N/mm}^2$ verwendet. Die Materialverfestigung wurde bis zu einer Zugfestigkeit von $f_u = 490 \text{ N/mm}^2$ linear angesetzt (siehe Tabelle 4.1).

Sollten für eine Nachrechnung bestehender Topflager genauere Angaben über die tatsächlichen Materialkennwerte erforderlich sein, können die benötigten Werte für die Streckgrenze, die Zugfestigkeit und die Bruchdehnung den chargenzugeordneten und der werkseigenen Produktionskontrolle vorliegenden 3.1b-Lieferzeugnissen entnommen werden.

Tabelle 4.1: Materialkennwerte der metallischen Komponenten

Material	E /N/mm²	ν /—	f_y /N/mm²	f_u /N/mm²	$\epsilon_{pl, u}$ /—
Stahl	210000	0,3	325	490	0,20
Messing	117000	0,34	-	-	-

Der Innendichtung, für welche gemäß den gängigen deutschen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen bzw. der europäischen Topflagernorm DIN EN 1337-5:2005 ja lediglich thermoplastische Materialien und konkret spezifizierte Messinglegierungen zugelassen sind, wurde im Rahmen der Modellfindung, also den Berechnungen am ganzen Lager, anders als bei den stählernen Lagerkomponenten, ein linear elastisches Materialgesetz, zugeordnet. Es wurde für die Modellierung von Messing mit einem Elastizitätsmodul von $E = 117000 \text{ N/mm}^2$ und

einer Querdehnzahl von $\nu = 0,34$ ausgegangen. Anhand von Vergleichsrechnungen hat sich gezeigt, dass eine Berücksichtigung möglicher Plastifizierungen der Innendichtung für diesen Teil der Untersuchungen, also der Simulation des globalen Verhaltens des Topflagers bei Wirken einer Horizontalkraftbeanspruchung, nicht erforderlich war [86].

Das Materialverhalten des Elastomerkissens des Topflagers wurde mit einer hyperelastischen Materialformulierung erfasst (siehe Kapitel 3.1.3). Der hier gewählte Ansatz nach *Yeoh* [117] geht als Sonderfall aus der polynomischen Form der Verzerrungsenergiefunktion hervor, für die $C_{ij} = 0$ für alle $j = 0$ und $n = 3$ ist. Er erfordert zudem die Angabe von 3 Konstanten für den deviatorischen Anteil des Stoffgesetzes und bis zu drei Konstanten ungleich Null für den dilatatorischen Anteil, falls nicht ideal inkompressibel gerechnet werden soll und der Kompressionsmodul somit einen endlichen Wert annimmt. Für die Bestimmung der hyperelastischen Materialkennwerte werden anhand von sogenannten „single-element-Tests“ die zu einem Kennwert-Datensatz gehörenden berechneten Werte für ausgesuchte Verformungszustände mit denen aus entsprechenden Versuchen verglichen und mittels Minimierung der Summe der Fehlerquadrate der Datensatz bestimmt, dessen zugehörige Berechnungsergebnisse die beste Übereinstimmung zu den Versuchswerten aufweisen. Die hyperelastischen Materialparameter, welche für einen Elastomer-Compound, wie er für Topflagerkissen üblich ist, an Versuchsergebnisse (diese sind in Abschnitt 3.2.2 näher beschrieben) angeglichen wurden, sind in Tabelle 4.2 angegeben.

Tabelle 4.2: Materialkennwerte eines Topflager-Elastomers für das hyperelastische Yeoh-Modell

C_{10}	C_{20}	C_{30}	D_1	D_2	D_3
4,9039 E-01	-2,8519 E-02	3,6496 E-03	0,001	-	-

Weitere für Polymere typische Eigenschaften, wie etwa Viskosität, hysteretisches Verhalten oder der Mullins-Effekt bleiben an dieser Stelle unberücksichtigt.

4.2.4 Verwendete Elementtypen

Für die unterschiedlichen Problemstellungen hält die *ABAQUS*-Bibliothek eine Vielzahl an entsprechenden Element-Typen bereit. Eines der einfachsten Elemente für dreidimensionale Anwendungsfälle ist ein Kontinuumselement mit acht Knoten (Hexaeder) und linearen Ansatzfunktionen, welches in der dem Programm eigenen Terminologie mit dem Kürzel *C3D8* bezeichnet wird. Dieser Elementgrundtyp zeigt bei Anwendung in der Berechnung von Biegezuständen, wie

sie sich unter anderem im Bereich des Topfbodens in der Nähe des Topfringes einstellen, durch das diesem Elementtyp eigene sogenannte *shear-locking* selbst bei relativ feiner Vernetzung nur ungenügende Übereinstimmungen mit analytischen Ergebnissen [113], [2]. In Bauteilen, die einer reinen Biegebeanspruchung ausgesetzt sind, entstehen infolge dieser Belastung keine Schubspannungen. Wie in Abbildung 4.8 dargestellt, kann das Element durch seine lineare, voll integrierte Formulierung die Biege-Verformungsfigur nicht korrekt abbilden. Die Elementkanten können der Krümmung nicht folgen, die ursprünglich rechten Winkel ändern sich (Abbildung 4.8, erste und zweite Zeile). Dies führt zu Schubspannungen, welche für reine Biegung nicht vorhanden sein dürfen. Ein Teil der Dehnungsenergie wird also für die Entstehung von Schubspannungen verwendet und steht der Entwicklung der Biegeverformung nicht mehr zur Verfügung, das Element reagiert daher zu steif, es kommt zum *shear-locking*. Dieses Problem lässt sich durch reduzierte Integration der Elemente (*C3D8R*)

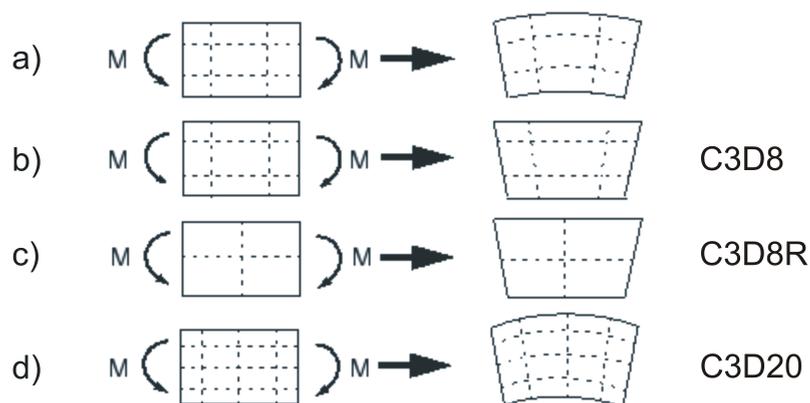


Abbildung 4.8: Verformungsfiguren unterschiedlich formulierter Elemente für reine Biegebeanspruchung [1]

verhindern. Da sich hier bei ungenügender Elementanzahl Schubverformungen bereits ohne das Aufwenden von Dehnungsenergie für Schubspannungen einstellen können (Abbildung 4.8, dritte Zeile), geschieht dies jedoch nur auf Kosten der Zuordnung einer künstlichen Steifigkeit, welche programmintern automatisch zugeordnet werden kann, um die Nullenergiemoden, das sogenannte *hour-glassing*, und die damit verbundene zu weiche Systemantwort zu vermeiden. Darüber hinaus muss das Finite-Elemente-Netz für genaue Ergebnisse in den biegebeanspruchten Bereichen des Modelles stark verfeinert werden [113]. Für Bereiche mit hohen Spannungskonzentrationen werden quadratisch formulierte Elemente, z.B. dreidimensionale Elemente mit zwanzig Knoten (*C3D20*) empfohlen. Diese zeigen bei Studien zur Ermittlung der benötigten Netzeinteilung und -verfeinerung eine schnellere Konvergenz und lassen sich durch ih-

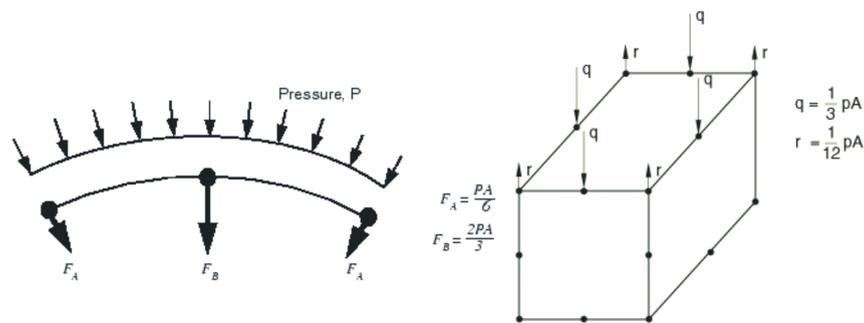


Abbildung 4.9: Ungleichmäßige Verteilung der resultierenden Knotenkräfte von quadratischen Elementen in Kontaktproblemen [1]

re Seitenmittenknoten auch an stärker gekrümmte Bauteilgeometrien anpassen (Abbildung 4.8, vierte Zeile). Bei der Verwendung dieser Elemente bei Kontaktberechnungen, wie sie z.B. für die Kraftübertragung vom Topfboden in die unterstützenden Körper (Ankerplatte, Mörtelfuge, Lagersockel) oder bei Weiterleitung der Horizontalkraft vom Topfdeckel in den Topftring zu erfolgen haben, insbesondere bei einer Vernetzung der den Slave-Flächen zugrunde liegenden Körper mit quadratischen Elementen, kann es allerdings zu Konvergenzproblemen und zu einer ungleichmäßigen Übertragung bzw. einem oszillierenden Verlauf der Kontaktspannungen kommen. Dies ist auf die indeterminierten Knotenkräfte, die infolge der angreifenden Kontaktbelastung entstehen, zurückzuführen (siehe Abbildung 4.9). Durch das automatisch gesteuerte Hinzufügen von Flächenmittenknoten wird diese Problematik zwar entschärft, trotzdem ist von der Verwendung diesen Elementtyps für Kontaktprobleme abzuraten [1]. Grundsätzlich bleibt bei diesen Elementen jedoch die Kostenintensität bei der Berechnung infolge der Vielzahl an Freiheitsgraden. Diese ließe sich wiederum durch eine Reduktion der Anzahl der Integrationspunkte (Elemente *C3D20R*) verringern.

Einen Kompromiss zwischen den linearen, voll integrierten Elementen, die durch ihre eindeutige Bestimmung der Knotenkräfte bei der Kontaktbelastungsübertragung für die Vernetzung des als *Slave* zugeordneten Kontaktpartners geeignet sind und sich daher für die Anwendung bei Kontaktproblemen anbieten und den für biegebeanspruchte Bauteile und bei erwarteter höherer Spannungskonzentration bzw. -gradienten durch ihre höheren Ansatzfunktionen empfohlenen Elemente zweiter Ordnung stellen die in der Elemente-Bibliothek von *ABAQUS* zur Verfügung gestellten linearen, voll integrierten Elemente mit inkompatiblen Verformungsmoden mit der programmeigenen Bezeichnung *C3D8I* dar. Das Hinzufügen zusätzlicher interner Freiheitsgrade erlaubt eine über das Element linear veränderliche Berücksichtigung des Deformationsgradienten (siehe Abbildung 4.10) und vermeidet somit das der Ausgangsformulierung dieses Elementes typische *shear-locking*. In Abbildung 4.11 sind die Ergebnisse von

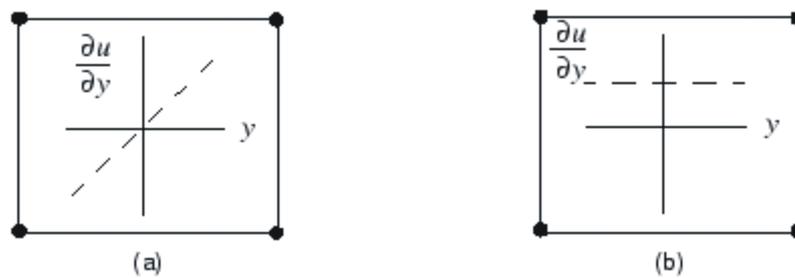


Abbildung 4.10: Variation des Deformationsgradienten bei *C3D8*-Elementen gegenüber der Standardformulierung [1]

Vergleichsrechnungen aufgeführt, die die unterschiedliche Antwort des Modells auf die Wahl des Elementtyps bei der Vernetzung des Lagertopfes und bei sonst unveränderten Randbedingungen widerspiegeln. Hierbei sind für jeden Elementtyp die ermittelte horizontale Verschiebung des äußeren Eckknotens *P1* (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12) des Topfringes auf der Ringoberseite gegen die Gesamtanzahl der Elemente des Lagertopfes aufgetragen. Die Laststufen für Vertikal- wie auch für Horizontallast und die Modellierung des Sockels und des Deckels entsprachen sich. Die getroffenen grundsätzlichen Aussagen bezüglich der Steifigkeit des Modelles bei Verwendung der erwähnten, unterschiedlichen Elementtypen werden durch die Berechnungsergebnisse bestätigt. Deutlich wird die Unterschätzung der lateralen Verformung des Lagertopfes bei Simulation mit den voll integrierten, linear formulierten Elementen *C3D8*, insbesondere bei ungenügender Elementanzahl, also Netzdichte.

Aufgrund der vorab beschriebenen Überlegungen und den ersten Ergebnissen wurden daher für die Modellierung des Lagertopfes die dreidimensionalen Hexaeder-Kontinuumselemente mit acht Knoten, linearer Ansatzfunktion und inkompatiblen Verformungsmoden mit der *ABAQUS*-eigenen Bezeichnung *C3D8I* gewählt [2].

4.2.5 Abbildungstreue

Mit Ausnahme von Topfgleitlagern, welche bei einer rechteckigen Form der Außenabmessungen ein einfacheres Anbringen der Befestigung des Faltenbalges bzw. der Schutzmanschetten erlauben, werden Topflager in der Grundausführung nur noch rotationssymmetrisch gefertigt. Insbesondere ist der Rezzess, in dem das Elastomerkissen zum Liegen kommt, kreisrund gedreht oder gefräst. Topflager mit im Grundriss rechteckigem Kissen kommen nicht mehr zur Anwendung (siehe Abschnitt 2.3).

Folglich könnte die Problematik aus geometrischer Sicht auf ein rotationssym-

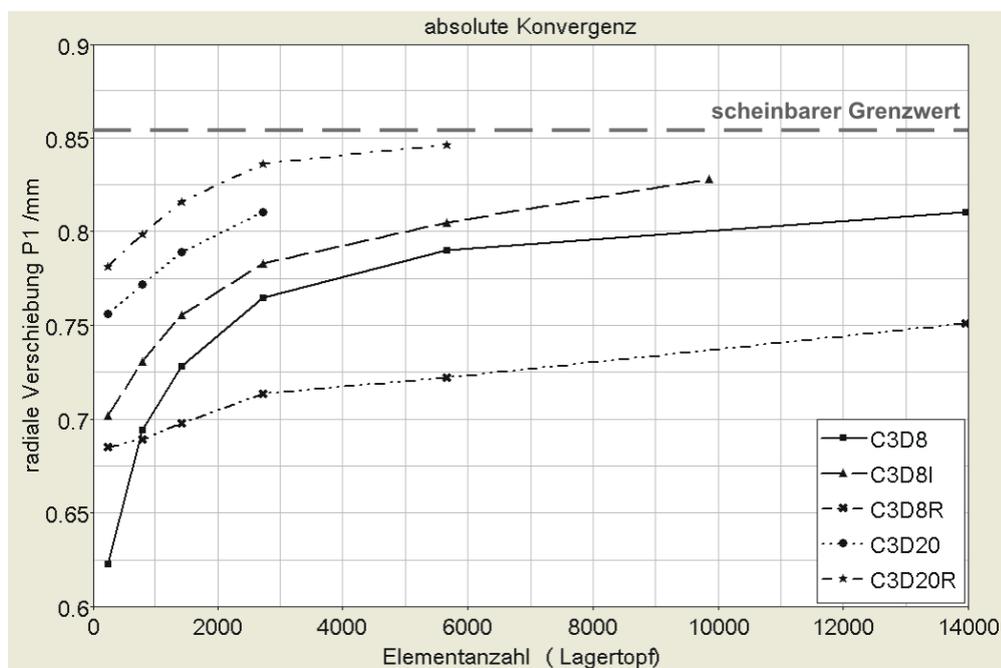


Abbildung 4.11: Horizontale Verschiebung des Eckknotens bei Verwendung unterschiedlicher Elementformulierungen und Netzdichten (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12)

metrisches Modell reduziert werden. Ein ebenes Modell (im Spannungs- wie im Dehnungsraum) wird nur für eine erste Abschätzung des Verhaltens dienen können, da dreidimensionale Effekte, die hier vor allem aus der Ringwirkung der Topfwand herrühren, unbeachtet blieben. Ein rotationssymmetrisches Modell würde diese dreidimensionale Tragwirkung zwar berücksichtigen, hat aber nur Bestand, solange allein der Einfluss einer vertikalen Belastung untersucht werden soll. Für die hier vorliegende Fragestellung zur Klärung des Lastabtrages von horizontal angreifenden Kräften, welche eben nicht rotationssymmetrisch auftreten, muss daher von einem detaillierten 3D-Modell des Topflagers ausgegangen werden. Durch die Richtung der aufzubringenden Horizontalkraft wird die mögliche Symmetrie durch die Richtung des Kraftvektors als die vertikale Schnittebene durch die Lagermitte festgelegt. Unter Ausnutzung dieser Symmetrie ist somit die Modellierung von lediglich der halben Struktur notwendig, was sich hinsichtlich der benötigten Rechenzeit und des entstehenden Speicherbedarfs positiv auswirkt.

Unter Beachtung der vorliegenden Überlegungen wurden erste Modelle generiert, die, von der oberen Lagerplatte ausgehend bis hin zum Lagersockel, das gesamte System Topflager unter Berücksichtigung aller am Lastabtrag beteiligten Komponenten abbilden (siehe Abbildung 4.12). Anhand dieser Modelle konnten bereits erste Untersuchungen zu den Mechanismen des Lastabtrages unter

Wirkung einer Horizontalkraft durchgeführt und insbesondere auch die grundlegenden Verformungsfiguren für diese Belastungszustände ermittelt werden [86], [39]. Ebenfalls wurde an diesen Modellen geprüft, welche Lagerkomponenten bei der Betrachtung gänzlich vernachlässigt werden können, für welche eine genauere Modellierung entfallen kann, da Modelle mit adäquaten Ersatzlasten und -randbedingungen ausreichende Übereinstimmung der Ergebnisse zeigen und auf welche Bereiche der Geometrie erhöhte Aufmerksamkeit gerichtet werden muss bzw. eine genauere Betrachtung erforderlich wird.

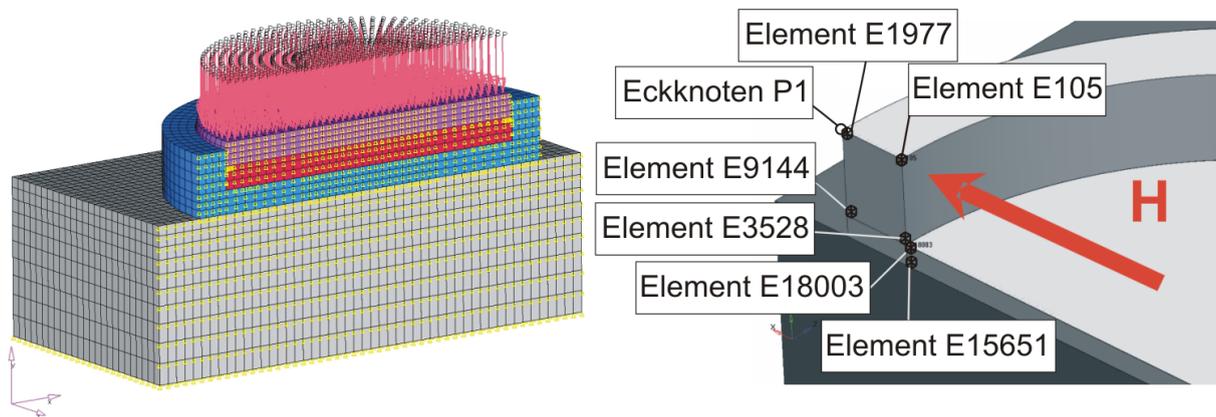


Abbildung 4.12: Generierung erster Topflagermodelle und Lage ausgezeichneter Elemente und Knoten

Im weiteren Prozess der Modellfindung stellt sich die Frage, welche Komponenten der Struktur sich nicht weiter auf die Ergebnisse unter den hier gestellten Randbedingungen auswirken und daher von ihrer Modellierung abgesehen werden kann, bzw. deren Auswirkung durch geeignete Ersatzsysteme berücksichtigt werden kann. Zu nennen wäre hier etwa der Einfluss der jenseits der Lagerplatten anstehenden Bauwerksbereiche, also der Lagersockel unterhalb der eigentlichen Lagerkonstruktion und oberhalb davon die Lagerfuge im Anschluss zum Überbau. Wie aus Untersuchungen an ausgebauten Lagern nach langjährigem Betrieb und aus der Begutachtung von Lagerschäden bekannt ist [55], wirkt das Elastomerkissen bei vertikaler Beanspruchung des Lagers wie auch für die Rotationen quasi als Isolator bezüglich den lokalen Verformungen, trennt also die oberen Lagerkomponenten (Topfdeckel, Gleitteil, obere Lagerplatte, Ankerplatte, Überbau) von den unteren Lagerkomponenten (Lagertopf, Ankerplatte, Mörtelfuge, Lagersockel). Anschaulich heißt dies, dass sich die Setzungsmulde oberhalb eines Gleitteiles sehr wohl auf dieses selbst, nicht jedoch auf die Verformungsfigur etwa des Lagertopfes oder die Pressungsverteilung unterhalb der unteren Ankerplatte auswirken wird. Im Umkehrschluss kann die Setzungsmulde im Lagersockel sich zwar negativ auf das Verhalten des Gleitteiles und hier

insbesondere auf die sehr pressungsempfindliche PTFE-Platte auswirken, kann jedoch keinen übermäßigen Einfluss auf die Verformung der oberen Ankerplatte ausüben. Durch die stark unterschiedlichen Steifigkeiten der verwendeten Werkstoffe Stahl und Elastomer und die geringe Kompressibilität des letzteren wird sich das Elastomerkissen stets den entstehenden Verformungen und Durchbiegungen der einfassenden Stahlflächen anpassen. Der hierdurch entstehende ungleichmäßige Spannungszustand im Kissen und damit auch die Verteilung des Kontaktdruckes in der Weiterleitung durch die Kontaktfuge zu den übrigen Stahlflächen wird infolge Relaxation des Kissenmaterials egalisiert [70], [60]. Erst bei stark überhöhten vertikalen Beanspruchungen, z.B. bei Druckbruchversuchen oder bei fehlerhafter Ausführung der Mörtelfugen können die auftretenden Verformungen eine Größenordnung annehmen, dass selbst die abliegenden stählernen Lagerkomponenten beeinflusst werden [55].

Anmerkung: Die gemachten Aussagen gelten jedoch nicht für die Beanspruchung des Gleitteiles, da hier, wie bereits erwähnt, durch die Pressungsempfindlichkeit insbesondere auch der Verschleißwiderstand berührt ist.

Im Hinblick auf eine numerische Untersuchung des Topflagers liegt daher die Vermutung nahe, dass das Elastomerkissen nicht ausdrücklich als Teil des zu erstellenden Finite-Elemente-Modelles generiert werden muss. Die Wirkung des Elastomers in der Weiterleitung der Vertikalkräfte ist jedoch zweifelsfrei zu berücksichtigen. Da das Elastomer des Topflagers bei vertikaler Belastung einem Druck ausgesetzt wird, der nach unstrittiger Auffassung wie ein hydrostatischer Druck gleichmäßig im Elastomer verteilt ist [48], kann dies alternativ zur detailgetreuen Modellierung auch durch eine gleichmäßig verteilte Flächenlast, welche in den eigentlichen Kontaktfugen zum Elastomerkissen aufzubringen ist, berücksichtigt werden. Ebendiese Vereinfachung wird auch bei einfachen Handrechnungen zur Dimensionierung der Lagertöpfe genutzt [32] (siehe Gleichung 2.3). Die Größe der ebenfalls lateral entlang der Topfwand aufzubringenden Pressung richtet sich nach der angreifenden Vertikallast. Sie entspricht dem Kontaktdruck, dem das Elastomerkissen durch den Deckel ausgesetzt wird und ergibt sich folglich zu

$$p_{el} = \frac{F_z}{\pi \cdot D_{Kissen}^2}. \quad (4.3)$$

Ebenso wie der Aufwand zur Modellerstellung reduziert sich durch ein solches Vorgehen auch der Aufwand bei der Gleichungslösung. Auf die materiellen Nichtlinearitäten des Elastomers muss im Lösungsprozess nämlich nun ebensowenig eingegangen werden wie auf die benötigte Lösung des Kontaktproblems. Hieraus folgt dann, dass auch die Topflagerinnendichtung bei der Modellierung

entfallen kann. Auf einen Abzug der Fläche der Innendichtung, die gegen die Topfwand gedrückt wird, kann verzichtet werden, da die meisten der handelsüblichen Topflagerinnendichtungen herstellungsbedingt ohnehin über einen Stoß verfügen, somit also keine oder nur geringe Zugkräfte in Ringrichtung zulassen. Sie werden folglich durch den Elastomerdruck in gleichem Maße gegen die Topfwand gedrückt.

Bereits in vorangegangenen Untersuchungen zum Tragverhalten von Topflagern wurde von der alternativen Annahme zur Berücksichtigung der Wirkung des gekammerten Elastomerkissens Gebrauch gemacht [52], [102], [53]. Eine Überprüfung, inwiefern diese theoretisch abgeleitete Vereinfachung die vorhergesagten Ergebnisse tatsächlich beeinflusst, ist jedoch nicht durchgeführt worden. Zu diesem Zweck werden im Vergleich zwei Modelle von Topflagern generiert, die mit Ausnahme der dezidierten Modellierung des Elastomerkissens bzw. der alternativen Berücksichtigung durch pressungsäquivalente, gleichmäßig verteilte Flächenlasten, die selben Randbedingungen aufweisen.

Für diesen Vergleich wird dem Elastomerkissen ein hyperelastisches Materialverhalten, wie es bereits in Abschnitt 3.1.3 beschrieben ist, zugewiesen. Als Verzerrungsenergiefunktion wird der Ansatz nach *Yeoh* mit Berücksichtigung einer Kompressibilität des Materials gewählt (siehe Tabelle 4.2). Wie sich jedoch gezeigt hat, ist für den hier dargestellten Anwendungsfall die Formulierung der Verzerrungsenergie nur von untergeordneter Rolle, weitere Ansätze, z.B. nach *Ogden* oder *van der Waals*, liefern mit Abweichungen von unter 0,1% nahezu identische Ergebnisse. Die benötigten Materialkennwerte wurden in Abschnitt 3.2.2 anhand von uniaxialen Druck- und Zugversuchen sowie an volumetrischen Kompressionstests bestimmt.

Die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen zeigen, dass trotz der getroffenen Annahme zur Vereinfachung des Modelles tatsächlich eine sehr gute Übereinstimmung erzielt werden kann. In sämtlichen Bereichen des Lagertopfes, im Topfboden und im Topfring, verlaufen sowohl die Spannungen bzw. Dehnungen als auch die Verschiebungen qualitativ und quantitativ nahezu identisch. Die Abweichung liegt bei unter 1%. Zur Verdeutlichung sind in Abbildung 4.13 die Ergebnisse für die radiale Verschiebung des äußeren, oberen Eckknotens *P1* (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12) des Topfringes sowie die Radialspannungen des Elementes *E18003* prozentual normiert auf die Ergebnisse der Berechnung mit modelliertem Elastomerkissen in der Form $\frac{X_{hydrostat.}}{X_{Yeoh}} \cdot 100\%$ aufgetragen. Zusätzlich zu den Rechenergebnissen sind die Werte der jeweils erforderlichen Rechenzeit für beide Varianten gegenübergestellt. Im Vergleich zu den Modellen mit modelliertem Elastomerkissen wird folglich weniger als ein sechstel an Prozessorzeit benötigt, was insbesondere den Umgang mit diesen Modellen im

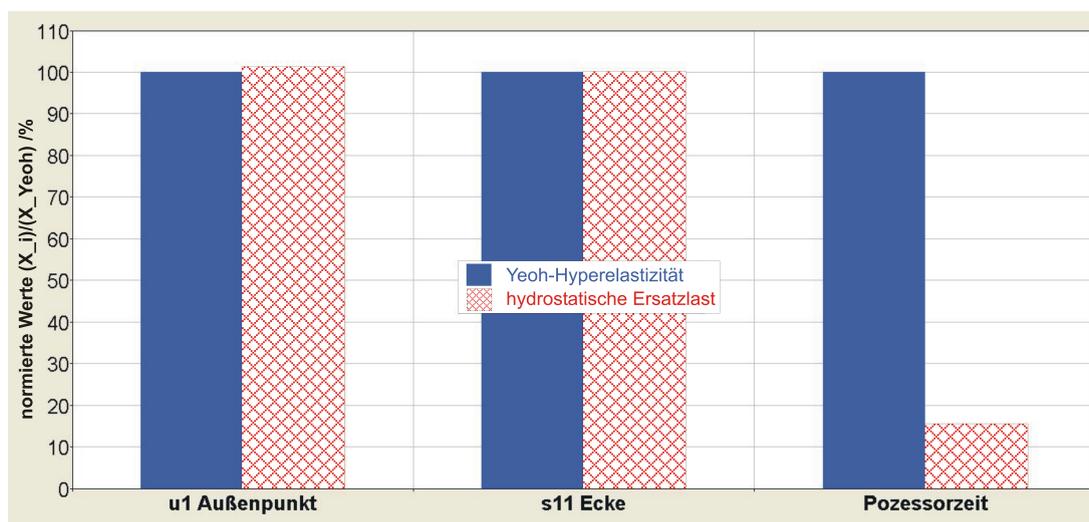


Abbildung 4.13: Gegenüberstellung der Ergebnisse und benötigten Ressourcen für Modelle mit und ohne Modellierung des Elastomerkissens

Zuge von Parameterstudien deutlich erleichtert.

Eine weitere Möglichkeit, die Simulation des Lastabtrages im Lagertopf durch vereinfachende Annahmen effizienter zu gestalten, ergibt sich aus der Möglichkeit, den Deckel durch die Abbildung als Starrkörper zu abstrahieren. Hierbei wird die Verschiebung des gesamten Deckels lediglich durch die verfügbaren sechs Freiheitsgrade eines Referenzknotens beschrieben. Auf die weiteren Regeln, die bei der Modellierung von Kontaktproblemen zwischen deformierbaren und starren Körpern einzuhalten sind, wird an dieser Stelle nicht weiter eingegangen. Nähere Einzelheiten sind [2] zu entnehmen. Entsprechend der Vorgehensweise bei der Untersuchung der Abbildungs-Varianten für das Elastomerkissen wird der Einfluss der Elementierung des Deckels als verformbarer bzw. starrer Kontaktpartner durch einen Vergleich überprüft. Die generierten Modelle unterscheiden sich mit Ausnahme des Deckels nicht voneinander.

Wie bereits bei dem vorigen Vergleich deutlich wurde, ist auch für diesen Fall (siehe Abbildung 4.14) der Einfluss auf die Rechenzeit mit einer Ersparnis in Höhe von 44% für den starren Deckel offensichtlich. Da es sich bei den hier durchgeführten Vergleichen noch um recht grob vernetzte Modelle handelt, ist für feiner diskretisierte Netze ein nochmals stärkerer Gewinn zu erwarten. Je nach zu betrachtender Stelle im Lagertopf unterscheiden sich jedoch die berechneten Ergebnisse deutlicher als vorab voneinander. Während sich die Spannungsverläufe entlang des Topfbodens (am Beispiel von Element *E18003*, Bezeichnung siehe Abbildung 4.12) für beide Varianten nahezu entsprechen, stimmt die radiale Verschiebung des äußeren, oberen Eckknotens *P1* des Topfringes mit einer maximalen Differenz von rd. 5% nicht mehr überein. Auch die Betrachtung der

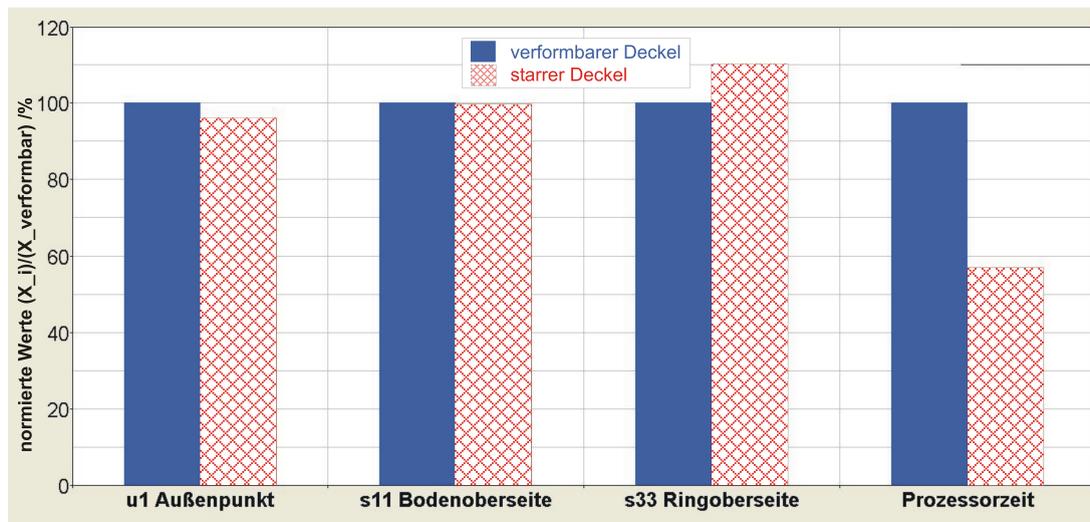


Abbildung 4.14: Gegenüberstellung der Ergebnisse und benötigten Ressourcen für Modelle mit deformierbarem und starrem Deckel

maximalen Ringspannung (Element *E105*, Bezeichnung siehe Abbildung 4.12) zeigt eine Überschätzung von immerhin noch rd. 10,5%, zumindest solange dieser Bereich des Topfringes noch nicht ins Fließen geraten ist. Bei einer Laststeigerung über den Fließbereich hinaus gleichen sich die Ergebnisse, auch für die Aufweitung des Topfringes, ausgedrückt über die radiale Verschiebung des äußeren, oberen Eckknotens, wieder an.

Eine weitere Komponente des Topflagersystems, die im voraus zur Modellerstellung untersucht wurde, ist der Lagersockel. Wie bereits in Abschnitt 4.2.2 angedeutet, kann die Fuge zwischen Topfboden und der Oberseite des Lagersockels nicht einfach über eine Beschränkung der Freiheitsgrade der Knoten auf der Unterseite des Topfbodens erfolgen, da sonst weder ein Abheben von Bereichen des Ringes noch die Erfassung einer Setzungsmulde unter dem Topfboden abzubilden wäre. Dieser Missstand ließe sich zwar durch die Definition einer elastischen Bettung umgehen, jedoch entfällt hierbei wiederum die Möglichkeit zur Übertragung der Horizontalkraft über Reibung. Da eine Vereinfachung durch vorab gemachte Überlegungen ähnlich dem Vorgehen bei der Berücksichtigung des Elastomerkissens so nicht möglich ist, erscheint eine Modellierung des Lagersockels oder zumindest von Teilen davon folglich als unumgänglich.

Die für den Topfdeckel gemachten Überlegungen zur Einsparung an Rechenzeit gelten für den Lagersockel analog. Aufgrund seiner großen Abmessungen muss der Sockel mit entsprechend vielen Elementen generiert werden, so dass

mit deren Ersatz als Starrkörper effizienter gerechnet werden kann. Jedoch wird hierbei deutlich, dass eine solche Annahme für eine allgemeine Belastung nur eine grobe Näherung darstellen kann, wie in Abbildung 4.15 zu sehen ist.

Der Topfboden wird sich unter der Einwirkung der Vertikallast verformen und im Lagersockel eine Setzungsmulde ausbilden (Abbildung 4.15c). Dies kann, je nach Geometrie des Lagers und Steifigkeit des unterstützenden Bauteiles, dazu führen, dass sich die Oberseite der Topfwand zum Lagermittelpunkt neigt, somit im oberen Bereich des Topfringes tangentielle Druckspannungen erzeugt werden. Eine solche Verformungsfigur ist bei Lagerung des Topfes auf einer starren Fläche (Abbildung 4.15a) nicht möglich. Unter dem Druck der auch lateral wirkenden Elastomerpressung wird sich die Topfwand unabhängig von den geometrischen Abmessungen und Verhältnissen des Lagertopfes radial nach außen neigen, womit folglich eine Ringzugspannung hervorgerufen wird. Unter der Einwirkung einer horizontal gerichteten Kraft, die hier in Richtung der linken Topfwand wirkend angenommen wurde, neigt sich die Topfwand lokal nach außen. Dieses „Krempeln“ des Ringes hebt die radial nach innen gerichteten Verformungen des Topfringes auf, ebenso wird die vorab beschriebene Setzungsmulde über eine gewisse Länge wieder abgebaut (Abbildung 4.15d). Der Topfring stützt sich entlang seiner Unterkante auf der Oberfläche des Lagersockels ab. Hierbei kann es zu einem lokalen Abheben des Topfbodens im Bereich des Überganges vom Topfring zum Topfboden kommen.

Bei kombinierter Vertikal- und Horizontalbeanspruchung dominieren die Deformationen infolge der Horizontallast die Verformungsfigur des Lagers. Das gleiche Bild ergibt sich bei kombinierter Beanspruchung für den Fall der Lagerung auf einer starren Platte (Abbildung 4.15b).

Da sich die Verformungsfiguren des Topflagers für den kombinierten Lastfall aus Vertikal- und Horizontalkraft ähneln und in erster Linie dieser Lastfall Gegenstand der hier durchgeführten Untersuchungen ist, wird aus Gründen der Effizienz für die Konvergenzstudie in Abschnitt 4.2.7 diese Näherung als hinreichend genau akzeptiert.

4.2.6 Diskretisierung

Wie bereits Kontur- und Verformungsplots der ersten Berechnungen für Verhältnisse der Horizontal- zur Vertikallast in Höhe von $H/V = 0,3$ bei einer mittleren Elastomerpressung von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ zeigen, wirkt sich diese Horizontalkraftbeanspruchung in erster Näherung nur auf die Stellen des Lagertopfes aus, die sich in unmittelbarer Nähe der Lasteinleitung befinden (siehe Abbildung 4.16). Für den Topfring ist dies der Bereich, der mit dem Deckelbund in

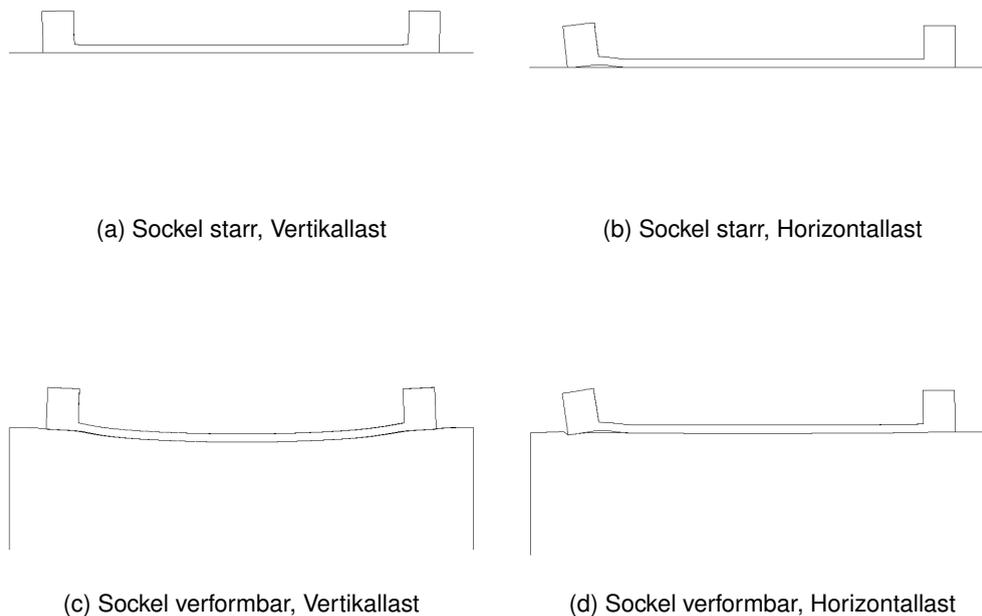


Abbildung 4.15: Typische Verformungsfiguren bei unterschiedlicher Berücksichtigung des Lagersockels

Kontakt steht, was ungefähr einer Ausbreitung des Kontaktes entlang des Ringes über rd. 40° bis 50° entspricht. Im Topfboden baut sich der Einfluss der Störung durch die weiterzuleitende Horizontalkraft bis zu einem Abstand ab, der rund ein Drittel des Topfinnendurchmessers beträgt.

Für den Aufbau eines effizienten Modelles sollten die Bereiche, die einem höheren Dehnungsgradienten unterliegen, feiner diskretisiert werden. Die Bereiche, für die aus einer Belastung kein weiterer Einfluss resultiert, können gröber vernetzt bleiben. Um nun den Lagertopf bereichsweise zu verfeinern, ist es erforderlich, die Stellen des Lagertopfes zu identifizieren, die maßgeblich beeinflusst werden (siehe Abbildung 4.17a). Da ad hoc kein sauberer Übergang zwischen den feiner diskretisierten und den noch grob vernetzten Modellbereichen erzielt werden kann, ohne dass die Qualität der generierten Elemente negativ beeinflusst wird, muss das Ausgangsmodell entsprechend in wichtige Bereiche, Übergangsbereiche und periphere Bereiche untergliedert werden (siehe Abbildung 4.17b). Die entstehenden Bereichskanten sind mit der gewünschten Knotendichte zu definieren (siehe Abbildung 4.17c) um anschließend das Finite-Elemente-Netz zu generieren (siehe Abbildung 4.17d).

Die Vernetzung des Deckels könnte grundsätzlich gröber erfolgen als die des Lagertopfes. Dies führt jedoch dazu, dass die für das Kontaktproblem zwischen

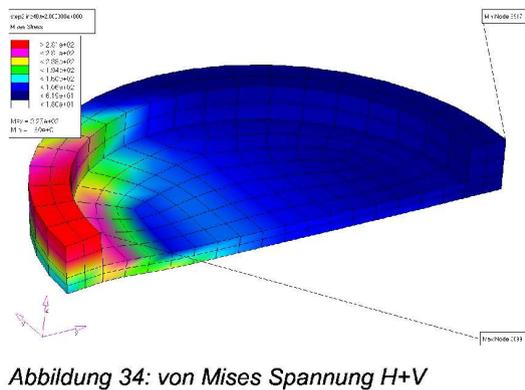


Abbildung 34: von Mises Spannung H+V

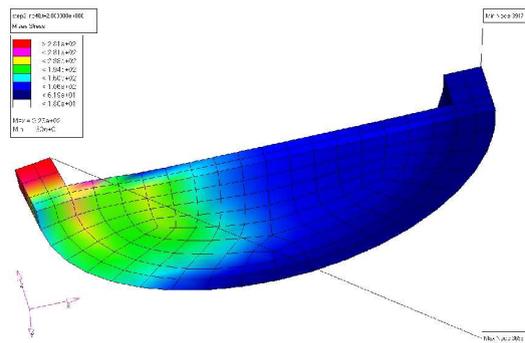
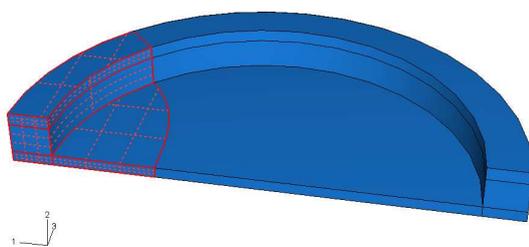
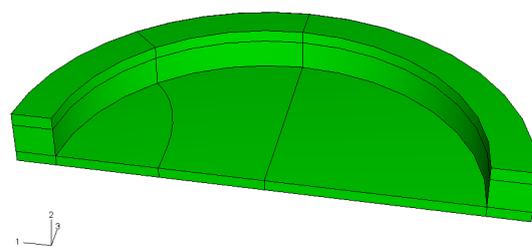


Abbildung 35: von Mises Spannung H+V

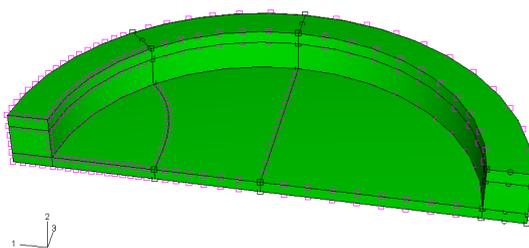
Abbildung 4.16: Verteilung der von Mises-Spannungen im Topflager unter Horizontallast [86]



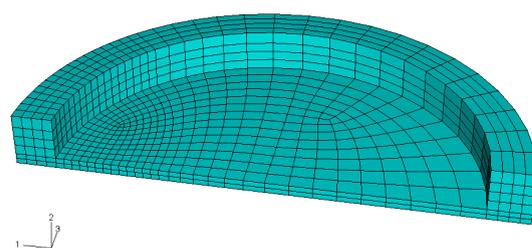
(a) beeinflusste Bereiche



(b) Unterteilung der Geometrie



(c) Definition der Elementdichte



(d) Netzgenerierung

Abbildung 4.17: Lokale Netzverfeinerung der höher beanspruchten Bereiche

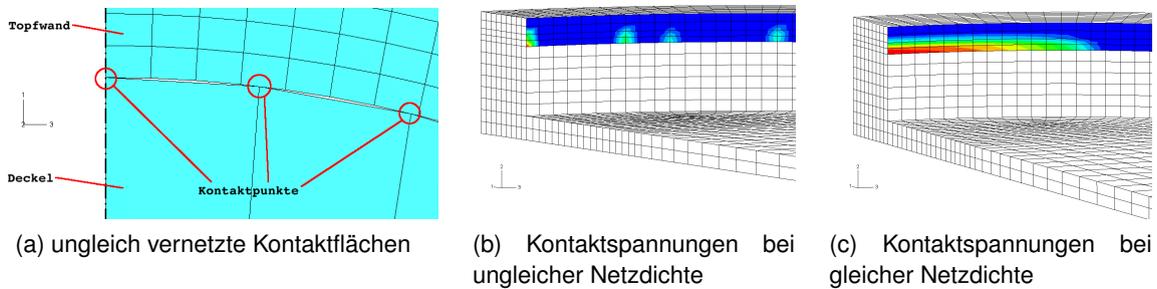


Abbildung 4.18: Ungleiche und gleiche Vernetzung der Kontaktpartner Topfwand und Deckelbund

Deckelbund und Topfwand zu definierenden Master- und Slave-Kontaktflächen eine ungleiche Anzahl an Knoten aufweisen. Die Zuweisung von Netzen mit unterschiedlicher Dichte zu einem Kontaktpaar ist zwar nicht grundsätzlich untersagt, kann jedoch dazu führen, dass sich bei gekrümmten Oberflächen anstelle von Kontaktflächen nur lokale Kontaktpunkte ausbilden (siehe Abbildung 4.18a). Bei einer Erstbelastung kann hieraus unter anderem resultieren, dass nicht etwa die Knoten entlang der Symmetrieachse, sondern entlang des Umfangs weiter innen liegende Knoten erstmalig in Kontakt treten. Bei einer gesteigerten Belastung entstehen an diesen Stellen durch die inkompatiblen Netze folglich Spannungsspitzen (siehe Abbildung 4.18b), die sich zum Einen auf den Verlauf der Dehnungen bzw. Spannungen auswirken, zum Anderen können sie durch die hervorgerufenen großen plastischen Verformungen einen Abbruch der Rechnung provozieren. Im Gegensatz hierzu resultiert aus gleichmäßig vernetzten Kontaktflächen ein entlang des Umfangs stetiger Kontaktspannungsverlauf (siehe Abbildung 4.18c). Daher wurde für sämtliche Untersuchungen stets die Vernetzung des Deckelbundes entlang des Umfangs der Diskretisierung der Topfwand angeglichen.

4.2.7 Konvergenzstudie

Nach der vorangegangenen Identifikation der Bereiche, die einer höheren Belastung unterliegen und daher einer genaueren Betrachtung bei der Modellierung bedürfen, musste geklärt werden, wie sensibel die vorhergesagten Ergebnisse auf die Dichte des Finite-Elemente-Netzes reagieren. Hierzu wurde eine ausführliche Konvergenzstudie durchgeführt. Das Ziel war, bereits vor der Durchführung von vergleichenden, experimentellen Untersuchungen eine adäquate Netzdicke und -konzentration für die Simulation zu ermitteln. Auf Basis der in Abschnitt 4.2.6 dargestellten Einteilung der Topfgeometrie wurden sieben Mo-

delle mit global ansteigenden Netzdichten generiert. Um die Konvergenzstudie in zeitlich vertretbarem Rahmen ausführen zu können, wurden diese Modelle auf einer starren Platte als Ersatz für den eigentlichen Sockel aufgelagert. Ebenso wie der Sockel, wurde auch der Deckel als Starrkörper abgebildet (siehe Abschnitt 4.2.5). Die Abbildung 4.19 zeigt schematisch die Einteilung und die Anzahl an zu generierenden Elementen für die ausgewählten Kanten. In Abbildung 4.20 sind die hieraus erzeugten vernetzten Modelle 1, 3, 5 und 7 dargestellt. Modell 7 besteht in Summe aus rd. 36000 Elementen, davon über 25000 Hexaeder-Elemente. In Tabelle 4.3 sind für die unterschiedlichen Modelle die Gesamtzahl an 3D-Elementen, mit denen der Lagertopf vernetzt ist, aufgeführt.

Die so durchgeführten Berechnungen wurden im Hinblick auf konvergente Ergebnisse ausgewertet. Hierzu wurden jeweils in der Symmetrieachse der Modelle das Element auf der oberen Außen- bzw. Innenkante des Topfringes, das äußere und innere Element des Topfringes im Anschnitt zum Topfboden sowie das obere und untere Element des Topfbodens im Übergangsbereich zum Topfring bezüglich der Spannungsentwicklung für den kombinierten Lastfall Vertikallast mit Horizontallast näher untersucht.

Des Weiteren wurden die horizontale (radiale) Verschiebung u_1 des äußeren, oberen Knotens des Topfringes (P_1), das vertikale Abheben u_2 der Knoten im Anschluss von Topfring und Topfboden jeweils auf der Ober- und Unterseite des Topfbodens (P_2 , P_3) sowie die horizontale Aufweitung des Spaltes, der sich zwischen Deckelbund und Topfwand auf der nicht belasteten Lagerseite (also auf der, der Horizontallast entgegengesetzten Seite) einstellt, herausgegriffen. Die ermittelten Spannungen und Verschiebungen wurden dann jeweils über der Anzahl der Elemente des Lagertopfes aufgetragen, sowohl quantitativ zur Verdeutlichung einer globalen Konvergenz (siehe Abbildung 4.21a) als auch für eine relative Konvergenz auf den jeweils größten Ergebniswert in der Form $\frac{\sigma_{vonMises,i}}{\sigma_{vonMises,i,max}} \cdot 100\%$ bzw. $\frac{u_i}{u_{i,max}} \cdot 100\%$ normiert (siehe Abbildungen 4.21b und A.1, Anhang A). Zusätzlich zu der grafischen Darstellung in Diagrammform sind tabellarisch die Ergebnisse der Verschiebungsauswertungen für die Knoten P_1 und P_2 , der resultierenden Spaltweite zwischen Deckelbund und Topfwand auf der lastabgewandten Lagerseite sowie die Ergebnisse der Spannungsauswertungen für die Elemente in der Symmetrieebene im Bereich der oberen Ringinnenkante und im Bereich des Übergangs vom Topfring zum Topfboden, jeweils innen und außen, angegeben (siehe Tabelle 4.3).

Aus den Diagrammen der Spannungsauswertungen ist zu erkennen, dass schon mit den grob vernetzten Lagermodellen für den infolge Biegedruck beanspruchten Bereich des Überganges vom Topfring zum Topfboden Spannungsgrößen ermittelt werden können, deren Abweichung zu Modell 7 unter 10% lie-

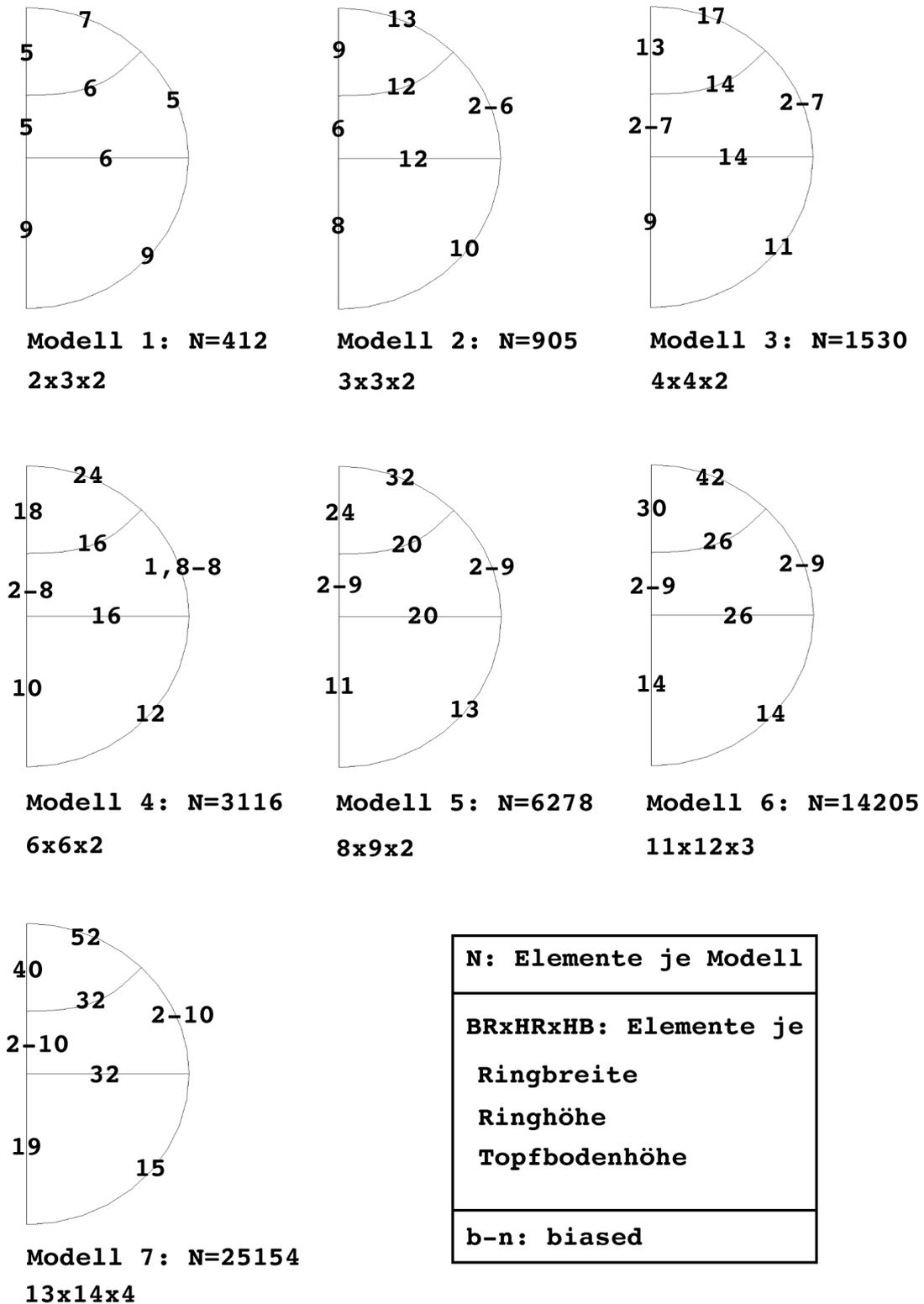


Abbildung 4.19: Elementverteilung entlang ausgewählter Kanten

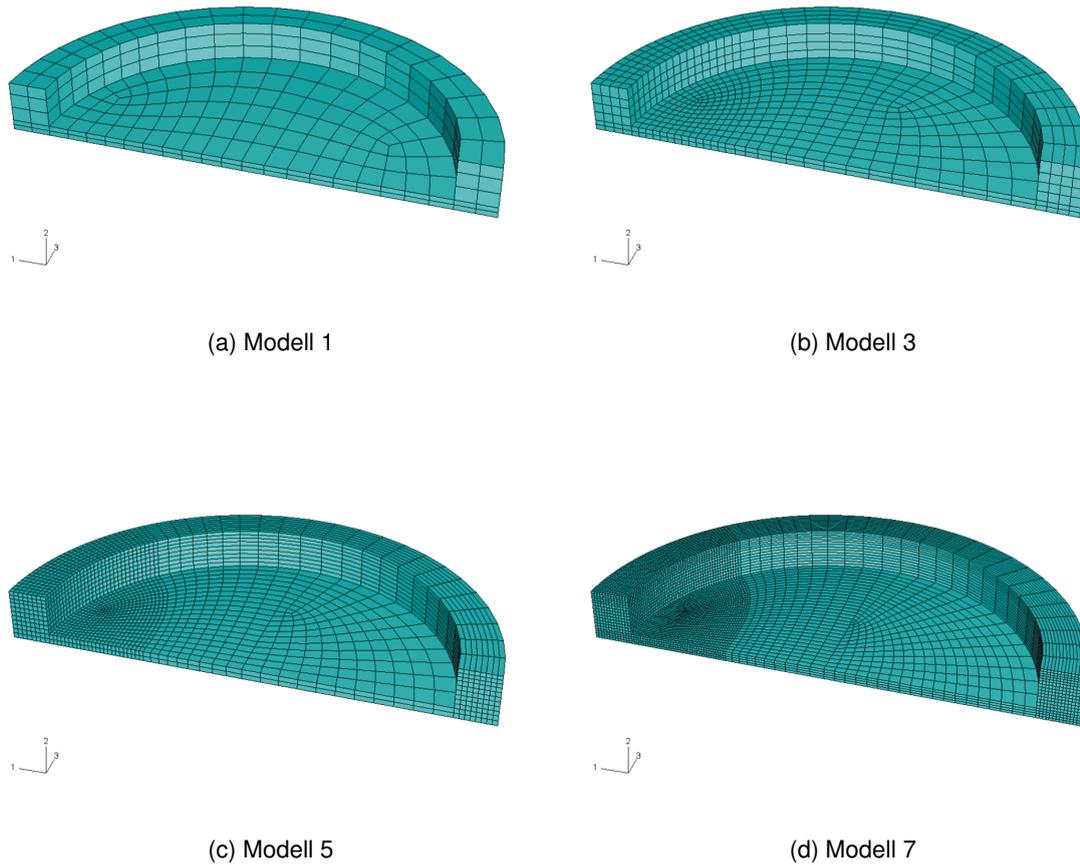


Abbildung 4.20: Modelle 1, 3, 5 und 7 mit lokaler Netzverfeinerung und ansteigender Netzdichte

Tabelle 4.3: Elementanzahl je Modell und ausgewählte Ergebnisse (Angaben in mm und N/mm²)

Modell	1	2	3	4	5	6	7
Elementanzahl	412	905	1530	3116	6278	14205	25154
$\sigma_{vMises, Ring-o,i}$	-	212	216	213	237	247	254
$\sigma_{vMises, Ring-u,a}$	-	144	153	156	158	166	167
$\sigma_{vMises, Ring-u,i}$	-	136	164	195	242	271	278
$u_1 P_1$	0,499	0,501	0,511	0,538	0,560	0,571	0,574
$u_2 P_2$	0,132	0,173	0,188	0,223	0,255	0,276	0,284
Spaltweite	1,518	1,526	1,539	1,564	1,580	1,593	1,596

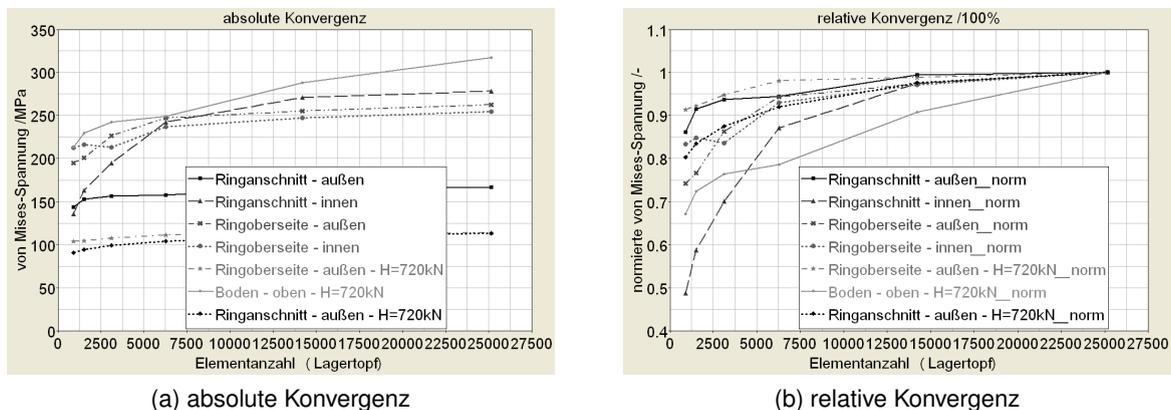


Abbildung 4.21: Spannungskonvergenz ausgewählter Elemente in Abhängigkeit der Elementanzahl des Topfmodelles

gen. Die Kurve für diese Vergleichsstelle, wie im übrigen für die weiteren Stellen des Lagertopfes ebenso, nähert sich asymptotisch dem Ergebnis für Modell 7 an, womit die Existenz eines Grenzwertes und somit einer Konvergenz der Ergebnisgröße, bei ausreichender Elementzahl gesichert ist. Bei Modell 4 liegt die Abweichung bei unter 5,2%, die Resultate der Modelle 5 und 6 sind bei einer Differenz von 1,9% bzw. 1,2% nahezu identisch mit dem Maximalwert. Die gleiche Aussage trifft für die von Mises-Spannungen in den beiden Elementen zu, die in der Symmetrieebene der Finite-Elemente-Modelle im Bereich der oberen Topfringkante auf der Innen- und Außenseite liegen. Zwar ist der anfängliche Unterschied gegenüber der vorgenannten Größe mit 16% und 25% deutlich größer, doch auch hier gleichen sich die Resultate mit wachsender Elementanzahl schnell dem Maximalwert. So fällt die Abweichung bereits bei Modell 5 auf 7,1% und 5,7% und im Weiteren für Modell 6 auf jeweils unter 2,9%. Da sich für beide Nachweisstellen nicht nur ähnliche Verläufe der relativen, bezogenen Spannungswerte sondern auch der Absolutwerte ergeben, lässt sich auf eine über die Ringbreite nahezu konstante Belastung (hier durch Ringzugspannungen) schließen. Dies wird auch im weiteren Verlauf der Untersuchungen festzustellen sein.

Ein stärkerer Einfluss der Netzfeinheit auf die Vorhersagen ist für den biegezugbeanspruchten Bereich des Topfringes im Anschnttbereich zum Topfboden zu erkennen. Hier führen die grob vernetzten Modelle 2 und 3 mit auf den jeweiligen Maximalwert der Reihe normierten Spannungen von rd. 49% und 59% zu einer deutlichen Unterschätzung der Beanspruchung der Elemente. Ab Modell 5 beträgt die Differenz unter 13%, bei Modell 6 dann nur noch 2,5%. Dass die Konvergenz der Ergebnisse für diesen Bereich langsamer verläuft als für die anderen Stellen des Lagertopfes ist nicht verwunderlich, da sich das untersuchte Element im direkten Störbereich der Singularität befindet, die durch den

scharfen Übergang vom Topftring zum Topfboden entsteht. Eine globale Netzverfeinerung betrifft folglich auch die Größe dieses Elementes, was zur Folge hat, dass auch die Integrationspunkte räumlich näher beieinander liegen. Da die hier ausgewiesenen Spannungswerte aus einer Mittelung der Ergebnisse der, dem Element zugrunde liegenden, Integrationspunkte folgen, wird folglich der Einfluss des Spannungsgradienten zur Singularitätsstelle hin abnehmen.

Während bereits die recht grob vernetzten Modelle untereinander mit maximalen Abweichungen von unter 15% eine relativ gute Übereinstimmung bezüglich der horizontalen Verschiebung u_1 des Eckknotens P_1 und somit auch der Spaltweite aufweisen, wird deutlich, dass etwa das Abheben u_2 von Bereichen des Topfbodens (P_2, P_3) erst bei deutlich größer werdender Anzahl an Elementen einem Grenzwert zustrebt. Bei rund 3000 Elementen weicht die vertikale Verschiebung um über 21% ab, bei rund 6000 Elementen sind es immerhin noch 11% und erst ab Modell 6 mit rund 14000 Hexaederelementen im Lagertopf fällt die Differenz zur Verschiebung, die an Modell 7 mit rd. 25000 Elementen ermittelt wurden, unter 3%. Diese Abhängigkeit der vorherzusagenden Resultate von der Feinheit der Diskretisierung wird in Abbildung 4.22 nochmals verdeutlicht. Hier sind die horizontalen Verschiebungen u_1 entlang der Topftringoberseite in der Symmetrieebene (Knotenpfad *path1*) und die vertikalen Verschiebungen u_2 entlang der Topfbodenunterseite in der Symmetrieebene (Knotenpfad *path6*) dargestellt. Während die Verschiebungen entlang der Topftringoberkante erwartungsgemäß nahezu linear verlaufen (Abbildung 4.22a), stützt sich das Lager bei der Belastung durch die Horizontalkraft auf der Außenkante ab und hebt über eine Länge, die in etwa der doppelten Topftringbreite entspricht, von der unterstützenden Lagerplatte ab. Die maximale vertikale Verschiebung, die in der Nähe des Anschlusses zwischen Topftring und Topfboden liegt, wird, wie auch aus dem Verlauf der Kurven in Abbildung 4.22b klar ersichtlich ist, erst von den feineren Modellen 5 bis 7 erfasst. Aus diesen Abbildungen wird jedoch auch ersichtlich, dass aus den gewählten feineren Modellen netzunabhängige Berechnungsergebnisse hervorgehen.

Zusätzlich zu der globalen Verfeinerung der Diskretisierung der Modelle 1 bis 7 wurde untersucht, ob eine weitere lokale Änderung der Netzdichte nicht zu einer Optimierung der Elementeinteilung führt. Hierzu wurden abermals diejenigen Kanten, die bereits für die Unterteilung der Geometrie erzeugt worden waren und somit ohnehin bereits in dem stark verfeinerten Bereich des Lagertopfes liegen, näher untersucht. Es wurde überprüft, inwiefern die Anzahl an Elementen entlang dieser Kanten einen größeren oder geringeren Einfluss auf die Konvergenz der Ergebnisse hat und welche Anzahl für ein zuverlässiges Ergebnis als ausreichend erachtet werden kann. In Abbildung 4.23 sind die Kanten definiert,

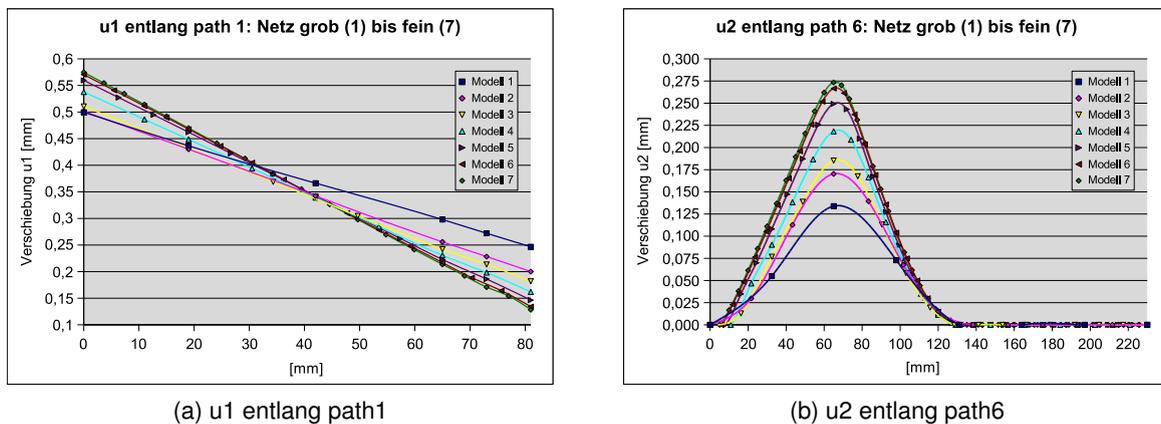


Abbildung 4.22: Modelle 1, 3, 5 und 7 mit lokaler Netzverfeinerung und ansteigender Netzdichte

deren Diskretisierung variiert wurde:

- Topfbodenhöhe
- Topftringbreite
- Topftringhöhe
- Umfang
- Symmetrieachse

Von einem Basismodell ausgehend wurde die Elementanzahl entlang einer der oben genannten Modellkanten unter Beibehaltung der Diskretisierung entlang der übrigen Pfade stufenweise erhöht. Dieses Vorgehen bleibt bei der zu variierenden Netzdichte für die *Bodenhöhe*, die *Ringbreite* und die *Ringhöhe* unproblematisch, etwas schwieriger gestaltet sich die isolierte Manipulation der Kanten *Umfang* und *Symmetrieachse*. Die Knotenanzahl in diesen Bereichen kann nur eingeschränkt unabhängig voneinander variiert werden, da durch Veränderung deren Netzdichte unmittelbar die Netzqualität des von diesen Kanten eingeschlossenen Topfbodenbereiches beeinflusst wird. Auf Basis von Modell 4, welches bei der Studie zur globalen Elementierung bereits Ergebnisse lieferte, die recht nahe an denen der Modelle 6 und 7 lagen, wurden fünfzehn weitere Modelle für die Variationen generiert. Diese wurden wiederum anhand der Spannungen in den oben genannten Elementen und anhand der horizontalen Verschiebungen u_1 des äußeren, oberen Eckknotens P_1 des Topftringes und der vertikalen Abhebung u_2 des Knotens P_2 im Anschluss von Topftring und Topfboden ausgewertet und miteinander verglichen. Für jede Variation wird die Größe

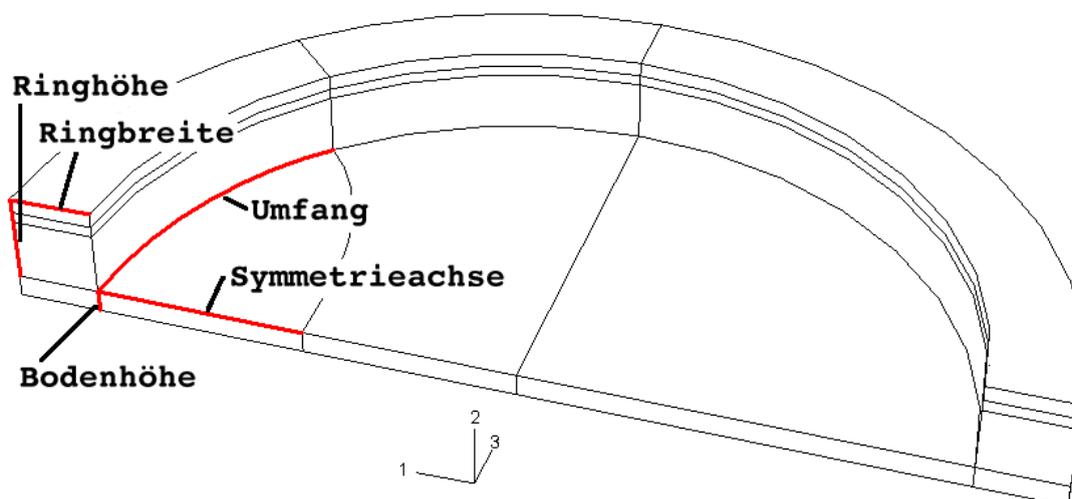
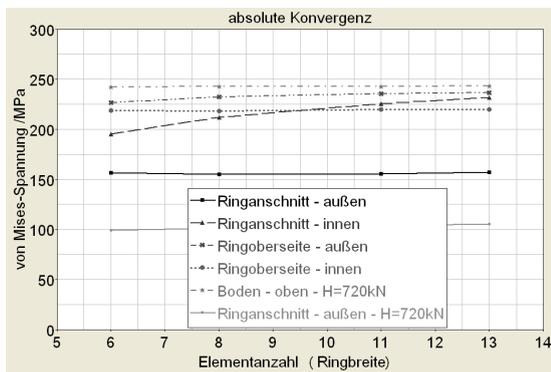


Abbildung 4.23: Untersuchte Modellkanten

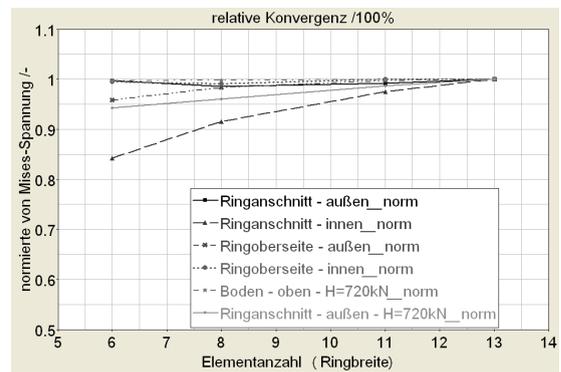
der Spannungen und der beiden Verschiebungen über der Anzahl an Elementen entlang der jeweiligen Kante aufgetragen (siehe Abbildungen 4.24 bzw. A.2 bis A.5). Zusätzlich werden abermals die Abweichungen der Ergebnisse zu den Resultaten, die an dem jeweils feinst vernetzten Modell der entsprechenden Variationsreihe ermittelt wurden, als normierte Werte in der Form $\frac{X_i}{X_{i,max}} \cdot 100\%$ angegeben. Für einen weiteren Vergleich und um die Werte zu denen der Modelle 3 bis 7 in Beziehung zu setzen, sind deren Verschiebungsergebnisse ebenfalls sowohl quantitativ als auch als Verhältniswert in die entsprechenden Diagramme eingetragen.

Wie bereits bei der globalen Netzverfeinerung für die Modelle 2 bis 7 deutlich wurde, macht sich auch ein dichteres Vernetzen von lokalen Modellbereichen insbesondere bei den Spannungsergebnissen des biegezugbeanspruchten Ringbereiches in der Nähe des Überganges vom Topftring zum Topfboden bemerkbar. So führt eine Steigerung der Elementanzahl, die für die Vernetzung über die Breite des Ringes gewählt wird, von 6 auf 8 Elemente bereits nahezu zu einer Halbierung des Fehlers von 15,7% auf 8,5%. Durch eine weitere Erhöhung auf 11 Elemente reduziert sich dann der Fehler auf unter 2,5%. Für das weniger stark von der Verfeinerung betroffene Element an der oberen Ringaußenkante fällt der Fehler in den angegebenen Diskretisierungsstufen von 4,1%, 1,7% auf unter 0,3%. Die Abweichungen der Spannungswerte der weiteren Elemente liegen bereits für die groben Ringnetze bei unter 1,5% (siehe Abbildung 4.24b).

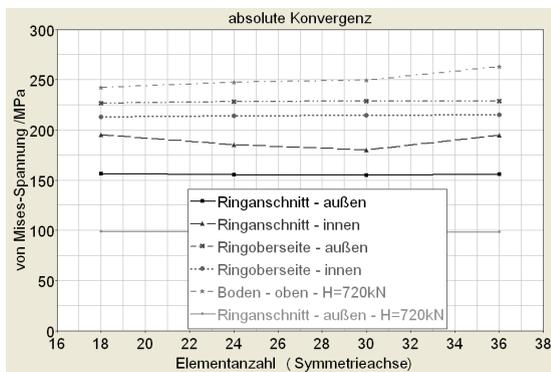
Aus den Abbildungen A.2 bis A.5 (siehe Anhang A) geht hervor, dass sich beide aufgetragenen Verschiebungen bei Variation der Anzahl an Elementen über die ausgewählten Kanten einem Grenzwert annähern. Dies scheint für die Mo-



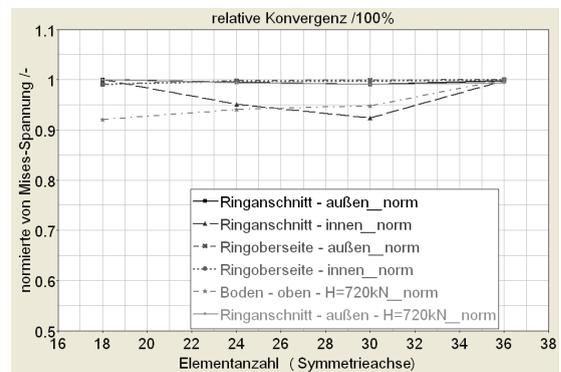
(a) Variation Elementanzahl über Ringbreite (absolut)



(b) Variation Elementanzahl über Ringbreite (normiert)



(c) Variation Elementanzahl über Symmetriekante (absolut)



(d) Variation Elementanzahl über Symmetriekante (normiert)

Abbildung 4.24: Spannungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen

delle 1 bis 7 auf den ersten Blick so noch nicht zu gelten, in der Tat muss jedoch beachtet werden, dass diese Modelle sich eben nicht nur durch die Diskretisierung über die Ringbreite unterscheiden. Somit darf aus dem hier dargestellten Verlauf alleine noch nicht auf einen Einfluss der Netzdichte bzw. eine Konvergenz der Ergebnisse entlang der gewählten Kante geschlossen werden.

Für die Vernetzung über die Topfbodenhöhe verlaufen sämtliche Kurven nahezu konstant. Selbst das Abheben des Knotens P_2 im Anschluss von Topfring und Topfboden, der ja unmittelbar im biegebeanspruchten Bereich des Lagertopfes liegt, reagiert nicht sensibel auf die Elementanzahl, welche für das Netz über die Topfbodenhöhe gewählt wird. Die maximale Abweichung der Ergebnisse bezüglich der am feinst vernetzten Modell ermittelten Verschiebung liegt sowohl für u_1 als auch für u_2 bei unter 1,0%. Hieraus lässt sich folgern, dass eine Wahl von lediglich zwei bis drei Elementen über die Topfbodenhöhe bereits ausreichend für die Vernetzung ist (siehe Abbildung A.2).

Liegt die Differenz zwischen den Ergebnissen für u_2 der ersten und letzten Diskretisierungsstufe mit 4 und 13 Elementen über die Ringbreite noch bei 9,3%, so fällt diese Abweichung für den letzten Schritt (von 11 auf 13 Elemente) auf unter 0,7%. Die Topfaufweitung respektive die Radialverschiebung u_1 des Punktes P_1 weicht bereits in der größten Stufe um weniger als 1,9% ab. Somit liefert eine Abbildung des Topfringes ab etwa 10 Elementen für die Breite des Topfringes ausreichend genaue Ergebnisse (siehe Abbildung A.4).

Auch wenn die Kurve für die Bodenabhebung u_2 bei einer Variation der Elementanzahl über die Ringhöhe noch eine Reststeigung aufweist und nicht horizontal ausläuft, zeigt sich doch, dass die maximale Abweichung der letzten beiden Diskretisierungsschritte bei lediglich 4,5% und bei 0,6% liegen. Für die Ringaufweitung gleichen sich alle Ergebnisse mit maximal 1,9% (siehe Abbildung A.5).

Die ausgewählten Verschiebungen zeigen sich, analog zur Netzverfeinerung über die Topfbodenhöhe, gegenüber einer stärkeren Diskretisierung entlang der Symmetriekante als wenig sensibel. Die Kurven beider Ergebniswerte verlaufen mit ansteigender Elementanzahl nahezu konstant (siehe Abbildung A.3).

4.3 Ergebnisse des numerischen Modelles

4.3.1 Vertikallastfall

Unter Verwendung der Erkenntnisse bezüglich der Wahl der Elementtypen und Randbedingungen, der Abbildungstreue bei der Modellerstellung und der Diskretisierung, die, wie in den vorangegangenen Abschnitten gezeigt, mit Hilfe von

Konvergenz- und Parameterstudien gewonnen werden konnten, wurde für weitere Untersuchungen ein Basismodell des Topflagers generiert. Die Lagerabmessungen blieben unverändert und entsprachen den in Abschnitt 4.2.1 angegebenen Maßen.

Im ersten zu untersuchenden Lastfall wurde eine Vertikalkraft aufgebracht, die einer Pressung im Elastomer von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ entsprach. Diese Laststufe wurde gewählt, da dies der nach den bisherigen deutschen Regelungen maximal zulässige Wert der Elastomerpressung ist. In der oberen Hälfte der Abbildung 4.25 sind neben den Konturen der unverformten Bauteile (der Topfdeckel wurde für eine bessere Übersichtlichkeit ausgeblendet) die zugehörigen Verformungen des Lagers und des Lagersockels stark überhöht dargestellt. Diese entsprechen der typischen und bereits häufiger zitierten bzw. auch nach Bruchversuchen an plastisch verformten Lagertöpfen beobachteten Verformungsfigur für vertikal belastete Topflager (siehe auch Abbildung 2.5) [35], [78], [26]. Die gesamte Biegefigur lässt sich als Überlagerung mehrerer einzelner Verschiebungszustände beschreiben. Zum Einen liegt eine Setzung des gesamten Lagers in Form einer Starrkörperbewegung vor. Diese wird überlagert durch die Verformung des Topflagers in sich, welche unter anderem durch die vom quasi biegesteif angeschlossenen Topfboden weiterzuleitenden Einspannmomente hervorgerufen wird, insbesondere aber auf die nicht starre Bettung zurückzuführen ist. Zum Anderen biegt sich der Topfboden als an den Rändern eingespannte Platte infolge des angreifenden Elastomerdruckes in Lastrichtung senkrecht zu seiner Ebene nach unten durch. Im Anschlussbereich des Lagers zum Sockel bzw. zur Mörtelfuge bildet sich dort die sogenannte Setzungsmulde [34] aus.

Die Topfwand neigt sich durch die Biegeverformung des Bodens unter dem radialsymmetrischen Belastungszustand anscheinend zum Lagermittelpunkt nach innen. Dieser Effekt, der auch in [102] und [52] beschrieben wird, würde durch die daraus resultierende Verringerung des Durchmessers im Bereich der Ringoberseite tangentiale Druckspannungen hervorrufen. Dies ist, zumindest für das Lager mit den hier untersuchten Abmessungen, jedoch nicht der Fall, da sich der gesamte Lagertopf infolge des auch lateral gegen die Topfwand drückenden Elastomerkissens (unter Vertikalbelastung war nach Abschnitt 4.2.5 die Annahme eines hydrostatischen Spannungszustandes gerechtfertigt) aufweitet. Diese Vergrößerung des Durchmessers hebt die Kompression des Ringes wieder auf und führt für den Bodenbereich, der unterhalb der Topfwand liegt, zu einer umso größeren tangentialen Zugbeanspruchung.

Diese aus der Verformungsfigur abgeleitete Aussage wird durch eine Betrachtung der Spannungen bestätigt. In Abbildung 4.26 sind für ein unverformt dargestelltes Segment des Lagertopfes im Topfwandbereich die Richtungen der größ-

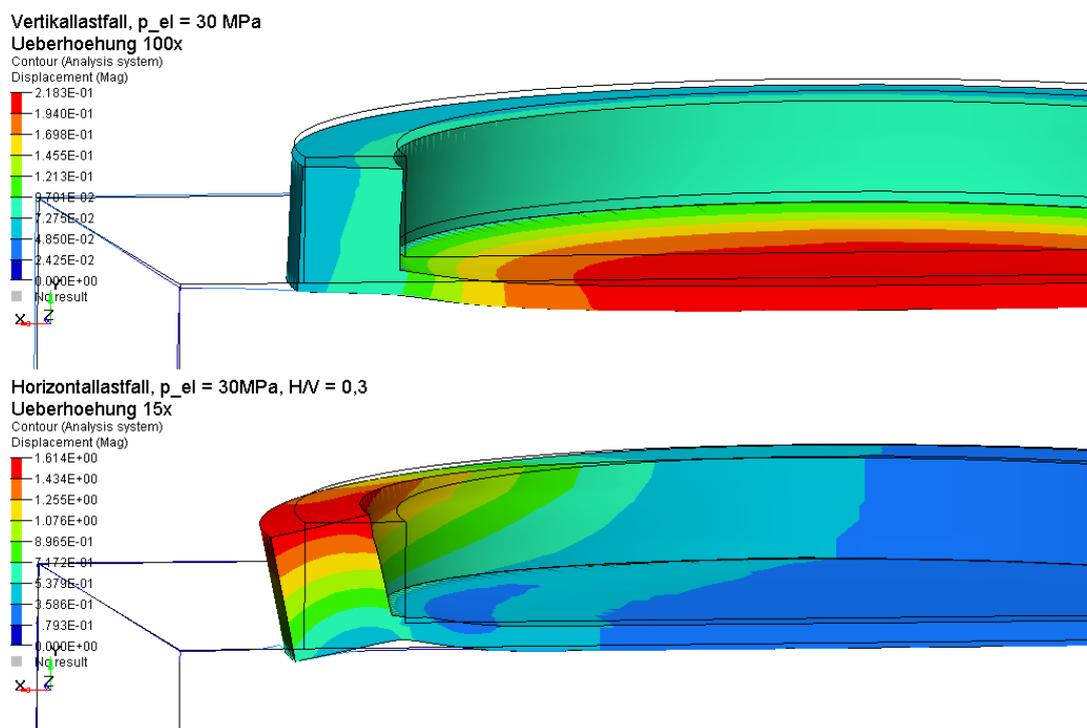


Abbildung 4.25: Verformungsfiguren unter Vertikallast bzw. bei zusätzlich wirkender Horizontalkraft

ten Hauptspannungen eingetragen. Über den gesamten Querschnitt der Topfwand haben sich unter der Vertikalbelastung Ringzugspannungen eingestellt. Die Darstellung in diesem Plot erfolgt wertabhängig, das heißt, dass aus der Größe der Pfeilsymbole auf den Betrag der Ergebnisgröße rückgeschlossen werden kann. Somit wird deutlich, dass der Betrag der tangentialen Spannungen von der Ringoberseite nach unten hin zunimmt, die Ringdruckspannungen also infolge der einwärts gerichteten Biegeverformung durch die Dilatation abgebaut bzw. aufgehoben werden. Als Extremwert wird die Topfwand bei Vorhandensein eines starren Unterbaues bzw. Sockels durch die Insuffizienz der Ausbildung einer Setzungsmulde bereits ohne Berücksichtigung einer Aufweitung des gesamten Lagers eine nach außen gerichtete Biegeverformung erfahren.

In der Querschnittsebene des Lagers sind zwei unterschiedliche, radial wirkende Mechanismen des Lastabtrages zu erkennen (siehe Abbildung 4.26, rechts). Zum Einen bilden sich durch die Elastomerpressung gegen die Topfwand Druckbögen aus, welche die eingeleitete Pressung zur Fuge zwischen Topfboden und Sockeloberseite ab- bzw. weiterleiten. Die Konzentration der Hauptdruckspannungen im Bereich der unteren Außenkante des Topfringes lässt, trotz der relativ nach innen geneigten Verformungsfigur, auf ein Abstützen des Topfringes auf dem Sockel entlang dieser Kante bereits unter reiner Vertikal-

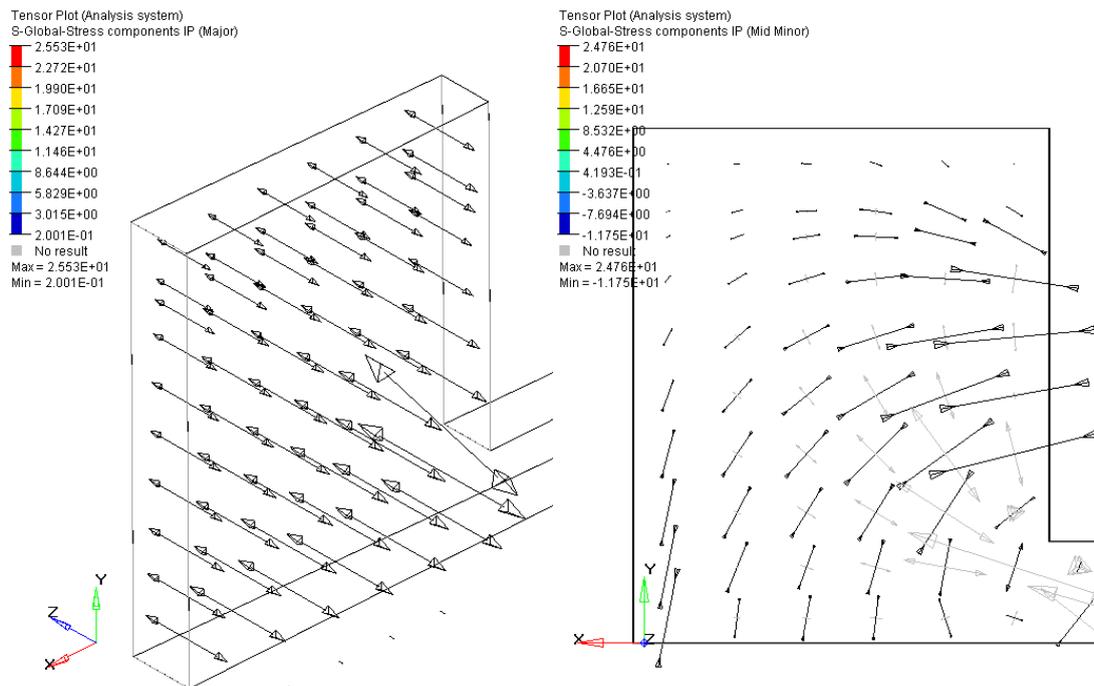


Abbildung 4.26: Verlauf der Hauptspannungen in Ringrichtung (links) und in Querschnittsebene (rechts)

last schließen. Neben der erwähnten Gewölbewirkung wird zum Anderen auch eine Lastweiterleitung infolge des Biegeverhaltens erkennbar. Entsprechend der Tragweise einer Rahmenecke unter negativer Momentenbeanspruchung verlaufen entlang der Innenseite der Topfwand und der Oberseite des Topfbodens Zugspannungen, die im Übergangsbereich vom Ring zum Boden durch die hier vorhandene Singularität maximale Werte annehmen. Der Topfboden erfährt durch diese Biegeverformung entlang der Bodenoberseite radiale Zugspannungen, während die Bodenunterseite gedrückt wird. Von dieser Einspannstelle ausgehend zur Lagermitte fallen die radialen Zug- und Druckspannungen schnell ab, wechseln ihr Vorzeichen und gleichen somit in ihrem Verlauf erwartungsgemäß dem eines beidseitig eingespannten Biegeträgers unter Gleichstreckenlast.

Die Größe der Spannungen bleibt für diese Laststufe und die hier vorausgesetzten Abmessungen in Lagermitte mit Werten in radialer und tangentialer Richtung von $\sigma_{XX} \approx \sigma_{ZZ} \approx 30 - 40 \text{ N/mm}^2$ und Vergleichsspannungen in der Größenordnung von $\sigma_{vMises} \approx 60 - 70 \text{ N/mm}^2$ moderat und deutlich unterhalb des angesetzten Wertes der Streckgrenze von $f_y = 325 \text{ N/mm}^2$. Im Bereich der Singularität wachsen die Spannungen bis auf $\sigma_{vMises} \approx 130 \text{ N/mm}^2$ an. Dagegen fallen diese im Ring mit $\sigma_{vMises} \approx 15 \text{ N/mm}^2$ wiederum deutlich geringer aus.

Bemerkenswert ist der Verlauf der Kontaktspannungen σ_{Fuge} in der Fuge Topfboden-Lagersockel und damit die Pressungsverteilung unter dem Topflager. In Abbildung 4.27 sind für unterschiedliche Pressungsstufen die Kontaktspannungen über dem Knotenweg aufgetragen. Der Weg 0 mm entspricht dem linken Lagerrand, 790 mm dem rechten Lagerrand. Zusätzlich ist die Position des Kissens im Topf bzw. der Übergang vom Topfring zum Kissen bei 65 mm und 725 mm durch zwei vertikale Balken eingetragen. Von einem Spitzenwert im Bereich der Außenkanten des Lagers fällt die Pressung über die Breite der Topfwand nahezu auf Null ab. Dies unterstreicht die vorab getroffene Aussage, dass sich die Topfwand bereits unter vertikaler Lagerbeanspruchung durch die angreifende laterale Elastomerpressung relativ zum Topfboden nach außen neigt und dadurch der Bereich des Bodens, der unterhalb des Eckbereiches liegt, entlastet wird.

Verfolgt man den Pressungsverlauf weiter in Richtung Lagermittelpunkt, so ist festzustellen, dass die Kontaktspannung über einen Bereich, der in etwa der Topfringbreite (hier also rd. 65 mm) entspricht, wieder steil ansteigt und einen Wert erreicht, der recht genau dem Wert des aufgebrachten Druckes p_{el} im Elastomer infolge der Vertikallast entspricht. Von dort an erfolgt weitestgehend keine Spannungsänderung mehr, die Lagerfuge ist gleichmäßig gedrückt. Im Umkehrschluss bedeutet dies jedoch, dass die Pressung unter dem Lager dem aufgebrachten Vertikaldruck entspricht und nicht von einer lastverteilenden Wirkung über die Dicke des Topfbodens ausgegangen werden kann. Gemäß den Normvorgaben, darf jedoch mit einer solchen Lastausbreitung von 1 : 1 gerechnet werden. Falls ein genauere Nachweis erfolgt, darf dieser Verhältniswert entsprechend erhöht werden, jedoch darf der resultierende Ausbreitungswinkel nicht mehr als 60° betragen. Für diese beiden Grenzwerte müssten sich bei einer hier gewählten Bodendicke von $t_B = 16$ mm eine Reduktion der Pressungen von rd. 10% bzw. rd. 15% ergeben. Die Kontaktspannungen müssten demnach z.B. für die Pressungsstufe von $p_{el} = 30$ N/mm² zwischen $\sigma_{Fuge} = 25$ N/mm² und $\sigma_{Fuge} = 27$ N/mm² liegen, was hier eben nicht der Fall ist.

4.3.2 Kombiniertes Vertikal- und Horizontallastfall

Für die Untersuchungen zum Tragverhalten unter kombinierter Vertikal- und Horizontallastbeanspruchung wurde das Basismodell um einen weiteren Belastungsschritt erweitert. Unter Konstanthaltung der Elastomerpressung des ersten Lastschrittes, dessen Ergebnisse im vorangegangenen Abschnitt dargestellt sind, wurde das Lager in der Simulation mit einer maximalen Horizontalkraft von $H_{max} = 4$ MN beaufschlagt, womit sich ein Verhältnis der Bean-

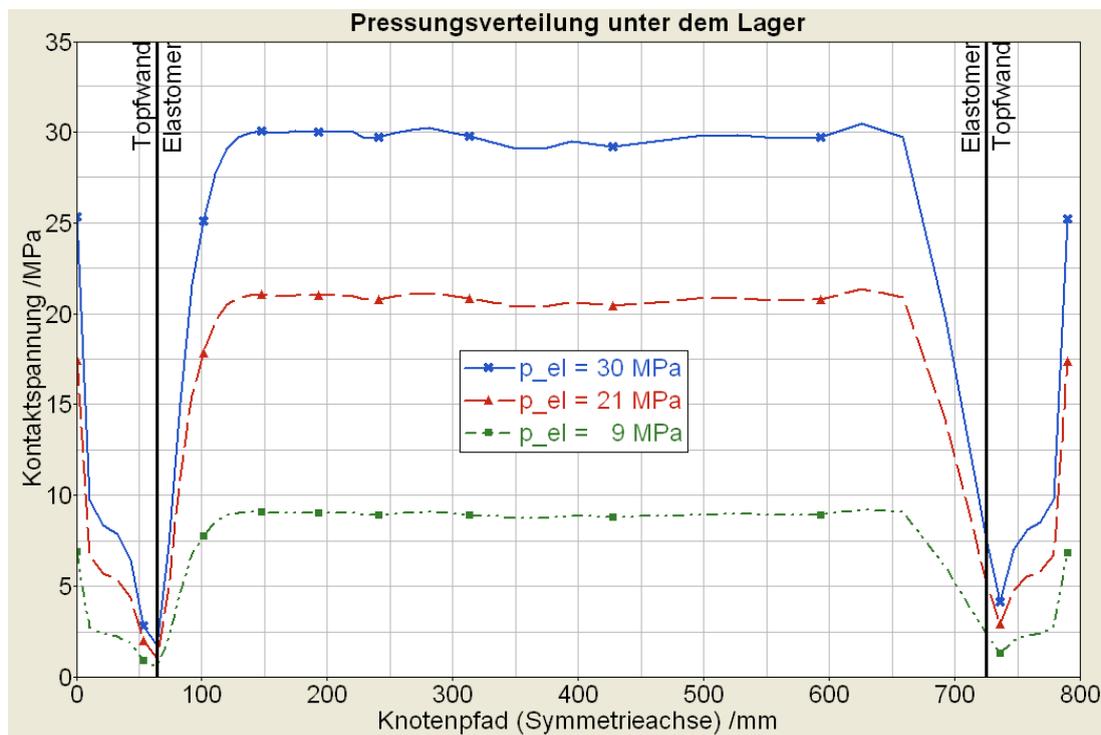


Abbildung 4.27: Verlauf der Pressungen in der Fuge Topfboden-Lagersockel

spruchungen von $H/V \approx 0,4$ ergibt. Da das Lager bis an die Grenze seiner tatsächlichen Tragfähigkeit beansprucht werden sollte, lag die Höhe der aufgebracht Kraft deutlich über dem nach Norm zu ermittelnden Höchstwert von rd. $H_{DIN,max} = 1875 \text{ kN}$ (ohne Berücksichtigung von Teilsicherheitsbeiwerten, die ja auch in der Analyse nicht angesetzt werden).

In Abbildung 4.25 ist zusätzlich zur Verformungsfigur unter reiner Vertikalkraftbeanspruchung auch die Lagerverformung unter kombinierter vertikaler und horizontaler Belastung dargestellt. Der Topftring wird im Bereich des lasteinleitenden Kontaktbereiches zum Deckelbund radial nach außen gewölbt. Durch den biegesteifen Anschluss zum Topfboden stützt sich dieser auf der Seite der Lasteinleitung entlang seiner Außenkante ab und hebt lokal im Bereich der Ecke, die den inneren Übergang vom Topftring zum -boden darstellt, von der unterstützenden Fläche ab. Verfolgt man den Verlauf der Verformungen, ausgehend von der Außenkante, entlang der Symmetrieachse weiter in Richtung Lagermitte, so ist festzustellen, dass sich die Separation der Kontaktpartner Bodenunterseite - Sockeloberseite auf einer Breite einstellt, die in etwa dem Doppelten der Topftringbreite entspricht.

Aus dem Vergleich der Situation im ebenen Fall mit einer biegesteifen Rahmenecke, die einer negativen Momentenbeanspruchung ausgesetzt ist, kann geschlossen werden, dass infolge der Lastweiterleitung im direkten Anschlussbe-

reich von Topfboden und Topfring radiale Biegezugspannungen entlang der Topfbodenoberseite entstehen und sich radiale Biegedruckspannungen entlang der Topfbodenunterseite einstellen. Werden diese radialen Spannungen entlang des Topfbodens aufgetragen, ist festzustellen, dass die durch die Horizontalkraft hervorgerufene Störung des sonst rotationssymmetrischen Belastungsfalles nach einer Weglänge von rd. $1/4$ bis $1/3$ des Topfrippendurchmessers abgeklungen ist (siehe auch Abbildung 6.1). Neben der Biegebelastung kommt es auch in dem Lastschritt mit zusätzlicher Horizontalkraft, wie bereits bei der reinen Vertikalbeanspruchung durch den lateral angreifenden Elastomerdruck, zusätzlich zu einer Zugbeanspruchung des Topfbodens, die dem reinen Biegespannungszustand zu überlagern ist.

In tangentialer Richtung ist zu erkennen, dass sich die maximalen Spannungen auf der Oberseite der Topfwand einstellen. Diese Ringzugspannungen sind hier in dem Bereich, welcher in der Richtung des Horizontalkraftvektors liegt, am größten. Entlang des Umfanges betrachtet, fallen sie jedoch schnell ab (siehe auch Abbildung 5.10). Der Verlauf ist einer Cosinus-Halbwellenform ähnlich. Ein erster Wendepunkt der Kurve liegt bei rd. 30° . Nach einer Weglänge, die einem Winkel zur Belastungsrichtung von rd. 50° entspricht, liegen die Spannungen auf einem Niveau, welches wiederum dem bei reiner Vertikallast entspricht. Der den Ringzugspannungen entsprechenden Ringzugkraft, die sich in der oberen Hälfte der Topfwand konzentriert, wirkt eine Ringdruckkraft in dem Topfbodenbereich, der unter der Topfwand liegt, entgegen.

In der Bilderfolge der Abbildung 4.28 ist der Indikator *AC Active Yield Flag*, der angibt, ob sich ein Element bzw. dessen Integrationspunkte bereits im Fließen befinden, für die Elemente des Lagertopfes in Form eines *Contour Plots* dargestellt. Dabei bedeutet ein Wert von 1, dass für alle Integrationspunkte das Einsetzen plastischen Fließens gemeldet wird, der Wert 0 gibt ein rein elastisches Verhalten des gesamten Elementes an. Aus Zwischenwerten ist auf partielles Fließen (einer oder mehrere der acht Integrationspunkte eines Elementes melden das Erreichen der Fließspannung) zu schließen.

Die erste hier dargestellte Laststufe (Abbildung 4.28a) liegt mit $H = 1820 \text{ kN}$ nur geringfügig unter der Horizontalkraft, die sich für die vorliegenden Lagerabmessungen, eine Elastomerpressung von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ und eine Streckgrenze des Materials von $f_y = 325 \text{ N/mm}^2$ gemäß den Bestimmungsgleichungen der Norm als aufnehmbare horizontale Höchstlast errechnen lässt. Fließen hatte bereits bei einer deutlich niedrigeren Horizontalkraft auf der Oberseite des Topfbodens im Übergangsbereich zum Topfring in der Ecke infolge der auftretenden Zug- und Biegezugspannungen eingesetzt.

Bei der hier dargestellten ersten Laststufe ist auch die Topfbodenunterseite

lokal plastifiziert. Wie jedoch gut zu erkennen ist, beschränkt sich die plastische Zone (von der direkten Lasteinleitung durch Deckelbund-Kontakt abgesehen) vornehmlich auf den Eckbereich. Die Ausbreitung erfolgt dabei bis zu einem Winkel zur Lastrichtung von rd. 45° (auf der Bodenoberseite). Offensichtlich hat sich bis hierhin also ein plastisches Gelenk ausgebildet.

Neben diesem Bereich unterhalb der Ecke ist eine zweite plastische Zone entstanden, die auf Zugspannungen, die auf der Bodenunterseite durch den Wendepunkt in der Biegefigur zu erklären sind, zurückgeführt werden kann. Ein solcher Wendepunkt muss sich einstellen, da der Einfluss der Horizontallast lediglich in einem Störbereich zu verzeichnen ist. Der Verformungs- bzw. der Spannungszustand jenseits dieses Störbereiches entspricht wiederum dem des rein vertikal belasteten Lagers, wofür auf der Bodenunterseite Zugspannungen vorherrschen. Durch die Ausbildung des plastischen Gelenkes in der Ecke kann die steigende Horizontalkraft nicht weiter durch Biegung aufgenommen werden und es kommt zu einer zunehmenden Umlagerung des Lastabtrages. Der nicht durch Biegung abgetragene, verbleibende Anteil der Horizontalbelastung kann nun nur über eine Zugwirkung im Topftring aufgenommen werden. Durch diese Umlagerung erreicht dann auch die Topfwand infolge der Ringzuspannungen ab einer Kraft von $H \approx 2000 \text{ kN}$ an der oberen Innenkante die Streckgrenze. Bei einer Kraft von $H = 2270 \text{ kN}$ (Abbildung 4.28b) fließt die Topftringoberseite bereits über den gesamten Querschnitt und von der Belastungssymmetrieachse ausgehend bis zu rd. 20° über den Umfang. Das plastische Gelenk hat sich über die Topfbodenhöhe voll ausgebildet. Über den Umfang wächst die plastische Zone um nur wenige Grad weiter, radial in Richtung zur Lagermitte ist keine maßgebliche Ausbreitung festzustellen. Auf der Topfbodenunterseite tritt der zweite plastische Bereich deutlicher hervor.

Bei weiterer Laststeigerung nimmt die Breite und auch die tangentielle Ausbreitung dieser zweiten Zone weiterhin zu. Die Breite des plastischen Gelenkes in der Ecke ist weitestgehend konsolidiert. Im Gegensatz hierzu nimmt die Ausdehnung des Plastifizierens entlang des Topfringes weiterhin zu. Ab einem Winkel zur Symmetrieebene von abermals rd. 45° ändert sich die Richtung des Fließbandes. Die resultierende Zugkraft wird schräg über die Ringhöhe abgelenkt und scheint sich von hier ab in den Topfboden einzuhängen. Ab einer Laststufe von $H = 3000 \text{ kN}$ (Abbildung 4.28c) kommt es zu einem Zusammenschluss des plastischen Zugbandes aus dem Ring und der plastischen Zone des Topfbodens (plastisches Gelenk im Eckbereich). Der Querschnitt des Topfringes ist in der Symmetrieebene zu mehr als der Hälfte plastifiziert. Durch eine weitere Laststeigerung auf bis zu $H = 3600 \text{ kN}$ ist schließlich der gesamte Ringquerschnitt durchplastifiziert (Abbildung 4.28d). Ebenso wie das noch immer in der Breite

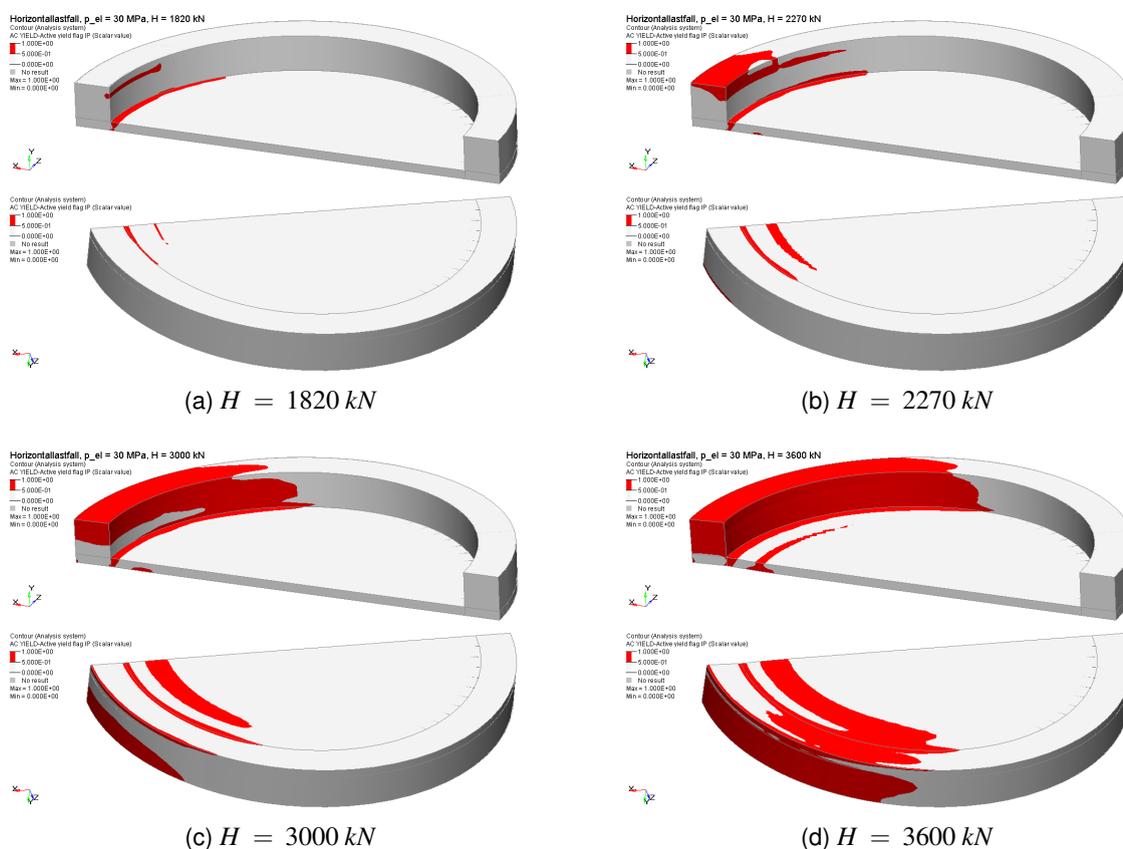


Abbildung 4.28: Entwicklung der plastischen Zonen des Lagers mit ansteigender Horizontalbelastung

begrenzte plastische Gelenk in der Ecke, erstreckt sich nun auch der plastische Bereich auf der Oberseite der Topfwand bis über den halben Umfang. Hiermit wäre also eine tatsächliche horizontale Grenzlast des Lagers durch Erreichen der vollplastischen Querschnittsgröße des Topfringes erreicht.

Die anhand der anschaulichen *Contour Plot*-Darstellung für unterschiedliche Laststufen gewonnenen qualitativen Erkenntnisse werden durch die entsprechende Betrachtung und Auswertung von „maßgebenden“ Elementen quantitativ bestätigt. Als „maßgebende“ Elemente können hier diejenigen bezeichnet werden, die zum Einen in der Symmetrieebene des Modelles liegen (hier herrscht infolge der Lasteinleitung die größte Beanspruchung) und die zum Anderen an exponierten Stellen des Querschnittes angeordnet sind (siehe auch Abbildung 4.12). Diese Stellen finden sich auf der Topfringoberseite mit Element $E1977$ für die Außen- und Element $E105$ für die Innenkante, des Weiteren auf der Außen- und Innenseite des Topfringes im Anschnitt zum Topfboden (Elemente $E3528$ und $E9144$) sowie auf der Topfbodenoberseite im Anschlussbereich zur Topfwand mit Element $E18003$ bzw. entsprechend auf der

Topfbodenunterseite mit Element $E15651$. Hierzu sind in Abbildung 4.29 für diese Elemente deren Spannungsverläufe über der aufgetragenen Horizontalkraft aufgetragen. Im Diagramm sind sowohl die von Mises-Spannungen als auch die „führende“ Spannungskomponente (radiale Spannung σ_{XX} oder tangentielle Spannung σ_{ZZ}) aufgeführt. Wie deutlich wird, erfährt Element $E18003$ die anfänglich stärkste Beanspruchung in Form der bereits erwähnten radialen Biegezugbeanspruchung, Element $E15651$ die zu diesem Biegezugzustand zugehörige Druckkomponente. In der Darstellung mit von Mises-Spannungen fällt auf, dass diese Spannungen betragsmäßig zum Teil deutlich unter den Werten der Komponenten-Spannungen liegen. Dies lässt darauf schließen, dass eben diese Komponenten-Spannung als beanspruchungsmaßgebend anzusehen ist, dass hier jedoch ein mehrachsiger Spannungszustand vorherrschen muss.

Bereits unter reiner Vertikalbeanspruchung wird für die Ecke eine Spannung von rd. 100 N/mm^2 erreicht. Auf die aufgetragene Horizontalkraft reagiert dieser Bereich mit einem nahezu linearen Anstieg der radialen Spannung. Dieser lineare Anstieg hält bis rd. 600 kN an und knickt anschließend horizontal ab. Bei einer Größenordnung der Horizontalkraft von $400 - 600 \text{ kN}$ flacht auch die Kurve der von Mises-Spannung deutlich ab und nähert sich dem Wert der Streckgrenze. Auch wenn hier die Fließspannung von $f_y = 325 \text{ N/mm}^2$ noch nicht erreicht ist, ist das Element bereits im Fließen. Das „Problem“ liegt an der für die Auswertung verwendeten Postprocessing-Software, die die Ergebnisse aller Integrationspunkte mittelt und nur dieses gemittelte Resultat für die weitere Verarbeitung zur Verfügung stellt. Durch die räumliche Ausdehnung des Elementes kommt es daher zu einer Mittelung der Ergebnisse der beiden meist beanspruchten Integrationspunkte, die der Bodenoberseite nächstgelegen sind, und den restlichen Integrationspunkten, die zum Teil weiter im Bauteilinnern liegen und daher insbesondere der Biegebeanspruchung nicht in voller Höhe ausgesetzt sind. Die aus dieser Mittelung errechnete von Mises-Spannung kann folglich erst dann dem genauen Wert der Streckgrenze entsprechen, wenn alle acht Integrationspunkte diese Spannung erreicht haben, was hier erst bei $H \approx 1700 \text{ kN}$ der Fall ist.

Diese Erklärung wird durch die Darstellung des bereits bei den *Contour Plots* der Abbildungen 4.28a bis 4.28d gewählten Indikators *AC Active Yield Flag* in Diagrammform bestätigt (siehe Abbildung 4.30). Für das betrachtete Element $E18003$ weisen die ersten Integrationspunkte bereits bei einer Horizontalkraft zwischen rd. $350 - 600 \text{ kN}$ Werte größer Null auf. Bei $H = 600 \text{ kN}$ ist für sechs Integrationspunkte die Fließspannung erreicht, bei $H \approx 1700 \text{ kN}$ wird ein Wert von 1 ausgewiesen, folglich reagiert von nun an das gesamte Element plastisch.

Im Gegensatz zu diesem Element, das im Bereich der durch die Ecke gebildeten Singularität liegt, kommt Element $E105$ erst deutlich später ins Fließen.

Hier wird sowohl aus der Spannungsdarstellung (Abbildung 4.29) als auch aus der Darstellung mit der Reaktion der Integrationspunkte (Abbildung 4.30) deutlich, dass der Fließbeginn ungefähr mit einer Horizontalkraft zusammenfällt, die der nach Norm berechneten Höchstlast entspricht (deren Lage ist für beide Diagramme als vertikale Linie kenntlich gemacht). Die Ergebnisse für die beiden Elemente unterscheiden sich jedoch nicht nur durch die Größe der Horizontalkraft bei Fließbeginn. Bei $E105$ erfolgt der Wechsel vom elastischen zum plastischen Bereich für das gesamte Element nahezu augenblicklich (direkter Anstieg der *AC Active Yield Flag* von 0 auf 1). Auch die Verläufe der von Mises-Spannung und der Komponentenspannung (in diesem Fall σ_{ZZ}) unterscheiden sich im Vergleich zu $E18003$, da für $E105$ die Kurven für beide Spannungen nahezu deckungsgleich sind. Dies weist darauf hin, dass hier die größte Hauptspannung in tangentialer Richtung verläuft. Somit gibt die Ringgeometrie zumindest in der Nähe der Symmetrieebene die Hauptspannungsrichtung vor. Bei genauerer Betrachtung der Spannungsverläufe für Element $E105$ ist weiterhin auffällig, dass offensichtlich kein linearer Zusammenhang zwischen der Größe der Ringzugspannung und der einwirkenden Horizontalkraft besteht. Vielmehr verläuft der Spannungszuwachs zuerst moderat, um dann bei einer Last von $H \approx 300 - 400 \text{ kN}$ in einen steileren Anstieg überzugehen. In der Tat ist der Verlauf durch ein Polynom zweiten Grades nach Gleichung 4.4 beschreibbar, wie noch in Abschnitt 6.8 detailliert gezeigt wird.

$$\sigma_{\text{vonMises},E105} = X_0 + X_1 \cdot H + X_2 \cdot H^2 \quad (4.4)$$

Durch Minimierung der Summe der Fehlerquadrate lassen sich die Polynomkoeffizienten für den vorliegenden Fall bestimmen. Die Werte ergeben sich zu $X_0 = 25,6 \text{ N/mm}^2$, $X_1 = 107,0 \text{ N}/(\text{mm}^2 \cdot \text{MN})$ und $X_2 = 28,2 \text{ N}/(\text{mm}^2 \cdot \text{MN}^2)$. Bei einer Standardabweichung von $rms = 1,17 \text{ N/mm}^2$ beträgt das Bestimmtheitsmaß $R^2 = 0,9998$, was die Möglichkeit der Beschreibung des Spannungsverlaufes durch die Parabel bestätigt.

Da dieser Kraftbereich, ab dem ein steilerer Anstieg der Kurve zu beobachten ist, gerade in der Größenordnung liegt, für die der Topfboden im Übergang zum Topftring (Ecke) plastisch reagiert, lässt sich hierdurch auch anhand der Spannungsentwicklung die Änderung vom anfänglichen Lastabtrag über Biegung zu einer mit wachsender Horizontalkraft zunehmenden Weiterleitung der Belastung in Form einer Zugbeanspruchung des Topfringes nachweisen.

Neben der Entwicklung der Spannungen und den Mechanismen der Lastweiterleitung ist unter anderem auch die eigentliche Lasteinleitung bzw. -übertragung vom Deckelbund auf die Topfwand von Interesse. Wie bereits aus der Anschauung und den ersten Modellen ersichtlich, kann die den Bemessungsregeln der

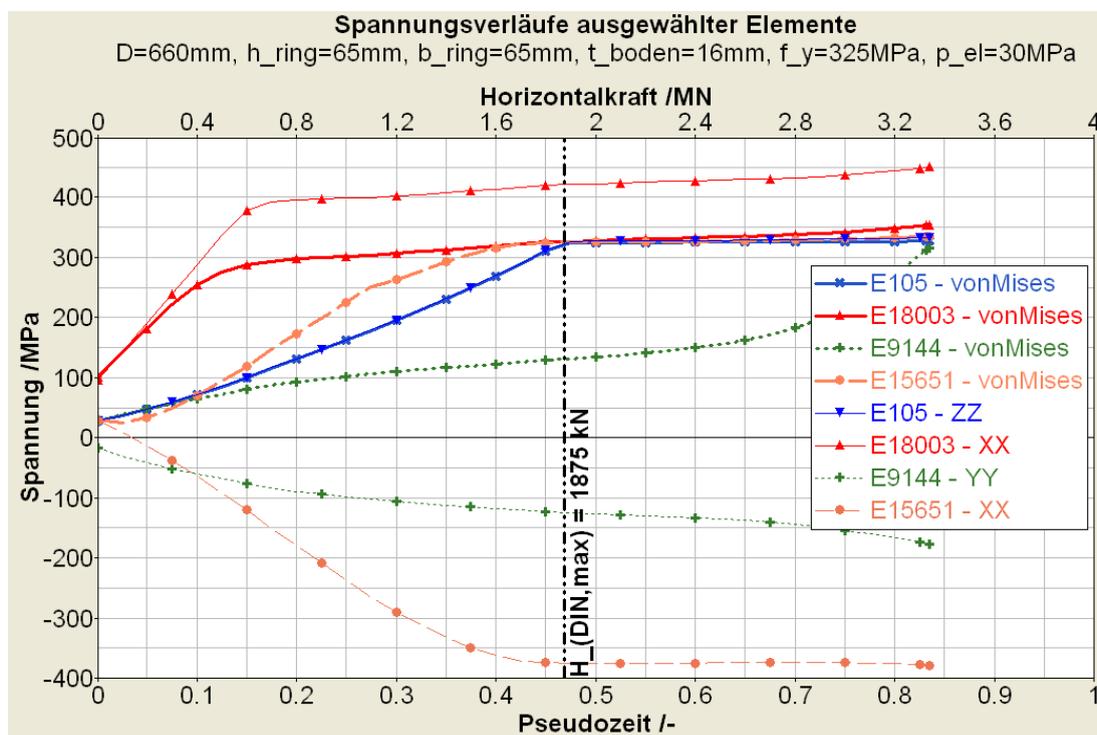


Abbildung 4.29: Spannungsverläufe „maßgebender“ Elemente über der Horizontalkraft (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12)

Norm zugrundeliegende Annahme einer parabolisch über den halben Topfumfang verteilten Kontaktpressung nicht zutreffen. Ohne an dieser Stelle genauer auf die maximale Größe und den genauen Verlauf der Kontaktpressungen einzugehen, kann jedoch zumindest die Ausbreitung der Pressungen über den Umfang ermittelt werden. In Abbildung 4.31 ist hierzu der Verlauf der Kontaktpressungen dieser Fuge ausgehend von der Belastungssymmetrieachse bei $\phi = 0^\circ$ über den Umfang dargestellt. Die Elastomerpressung, die dieser Darstellung zugrunde gelegt wurde, betrug $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$, die Horizontalkraft $H = 1875 \text{ kN}$ (der nach den Normvorgaben für die hier vorliegende Lagergeometrie ermittelten horizontalen Grenzlast). Dies entspricht einem Verhältnis von Horizontalkraft zu Vertikalkraft von $H/V = 0,18$. Die Kontaktpressungen sind für diese bereits sehr hohe Horizontalkraft nur bis zu einem Winkel von $\phi \approx 60^\circ$ (halbes System) vorhanden. Somit beträgt die Verteilung der Pressung zwischen Deckelbund und Topfwand lediglich rd. $1/3$ des Umfanges. Für eine direkte Bestimmung der Horizontalkraft durch Integration ist diese Darstellung jedoch nicht unbedingt geeignet, da die aufgetragenen Pressungen orthogonal auf der Kontaktfläche stehen. Sie müssten folglich vor einer Integration zur Bestimmung des Flächeninhaltes unter der Kurve unter Berücksichtigung ihrer Lage entlang des Umfanges vektoriell in ihren Anteil parallel zur Horizontalkraftrichtung zerlegt

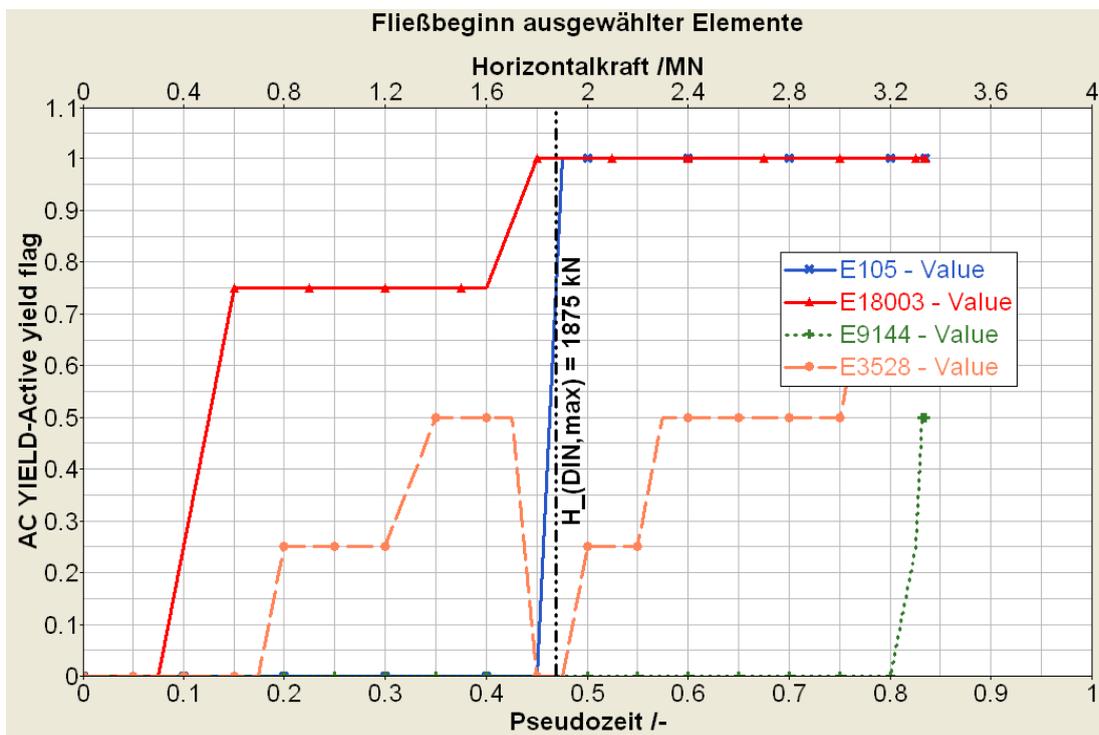


Abbildung 4.30: Fließbeginn „maßgebender“ Elemente über der Horizontalkraft (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12)

werden. Zudem müsste die Spannungsverteilung über die Höhe des Deckelbundes ausgewertet werden, um hierüber auf die Horizontalkraft schließen zu können. Eine solch detaillierte Betrachtung kann das Modell jedoch nicht liefern.

Ein weiterer Punkt, der aus der Übertragung von Horizontalkräften und dem damit verbundenen lokalen Krempeln des Topfringes resultiert, ist die Aufweitung des Lagers und damit die Vergrößerung des Lagerspieles. Ausgehend von einem Anfangsspiel, das in den unterschiedlichen Durchmessern des Rezesses des Lagertopfes und des Deckelbundes bedingt ist, ändert sich das Spaltmaß, das von der Topflagerinnendichtung zu überbrücken ist, zuerst mit Aufbringen der Vertikalkraft und der damit verbundenen Elastomerpressung und wächst schließlich mit zunehmender Horizontalkraft an. Diese Lageraufweitung ist in Abbildung 4.32 dargestellt. Über der Horizontallast aufgetragen ist zum Einen die absolute Spaltweite, die sich aus dem horizontalen Abstand der benachbarten Knoten des Deckelbundes und der Topfwand auf der lastabgewandten Seite ergibt. Dieser lässt sich aus der Differenz der jeweiligen Knotenverschiebungen ermitteln. Zum Anderen ist der Zuwachs der Spaltweite angegeben. Die zugehörige Kurve entspricht der vorgenannten, abzüglich eines Anfangsspaltmaßes von 1 mm und der Änderung infolge der aufgebrachten Vertikalkraft.

Neben diesen beiden Größen sind im Diagramm zum Vergleich noch die Mit-

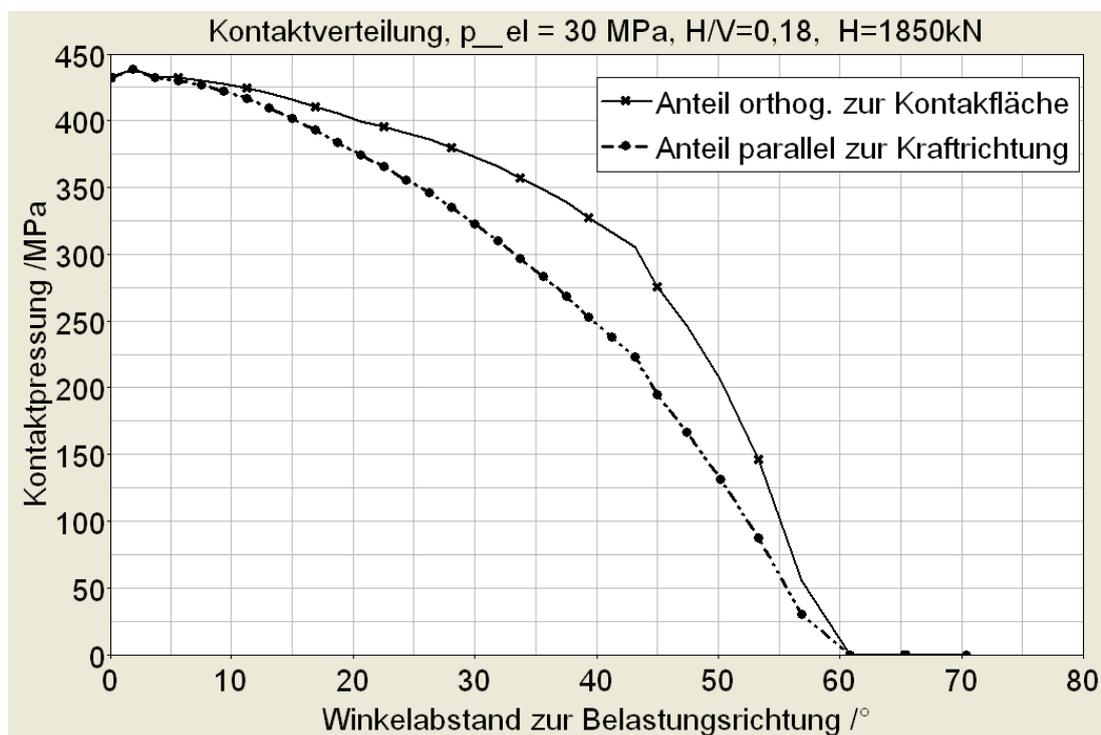


Abbildung 4.31: Kontaktspannungen zwischen Deckelbund und Topfwand bei $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ und $H_{max,DIN}$

telpunktverschiebung des Deckels selbst sowie die horizontale Verschiebung eines Knotens der Topfwand, der auf gleicher Höhe auf der belasteten Topfwandaußenseite liegt, eingetragen. Die Kurve, welche die Vergößerung der Spaltweite widerspiegelt, kommt zwischen den Kurven der beiden zusätzlich eingetragenen Knotenverschiebungen zum Liegen. Hierbei ist die Deckelverschiebung stets etwas größer als der Zuwachs des Lagerspieles, was darauf zurückzuführen ist, dass sich diese Verschiebung neben der globalen Aufwölbung des Topfringes auch aus lokalen Verformungen des Deckelbundes und der Topfwand, hervorgerufen durch die in dieser Fuge wirkende Kontaktpressung, zusammensetzt.

Grundsätzlich ist zu erkennen, dass mit wachsender Horizontalkraft erwartungsgemäß auch die Lageraufweitung zunimmt. Bis zu einer Größenordnung der Horizontalkraft von $H \approx 2300 - 2400 \text{ kN}$, welche bereits als solche identifiziert werden konnte, in der die Oberseite des Topfringes über die gesamte Breite ins Fließen kommt, vergößert sich das Lagerspiel nahezu proportional zu der aufgebrachtten Einwirkung. Ab diesem Wert ist der Zuwachs progressiv ansteigend und scheint einer vertikalen Asymptote bei $H \approx 3800 \text{ kN}$ entgegenzustreben. Die Zunahme erfolgt ab hier ohne weitere Steigerung der Kraft. Für die horizontale Grenzlast nach Norm beträgt die zusätzliche Aufweitung des La-

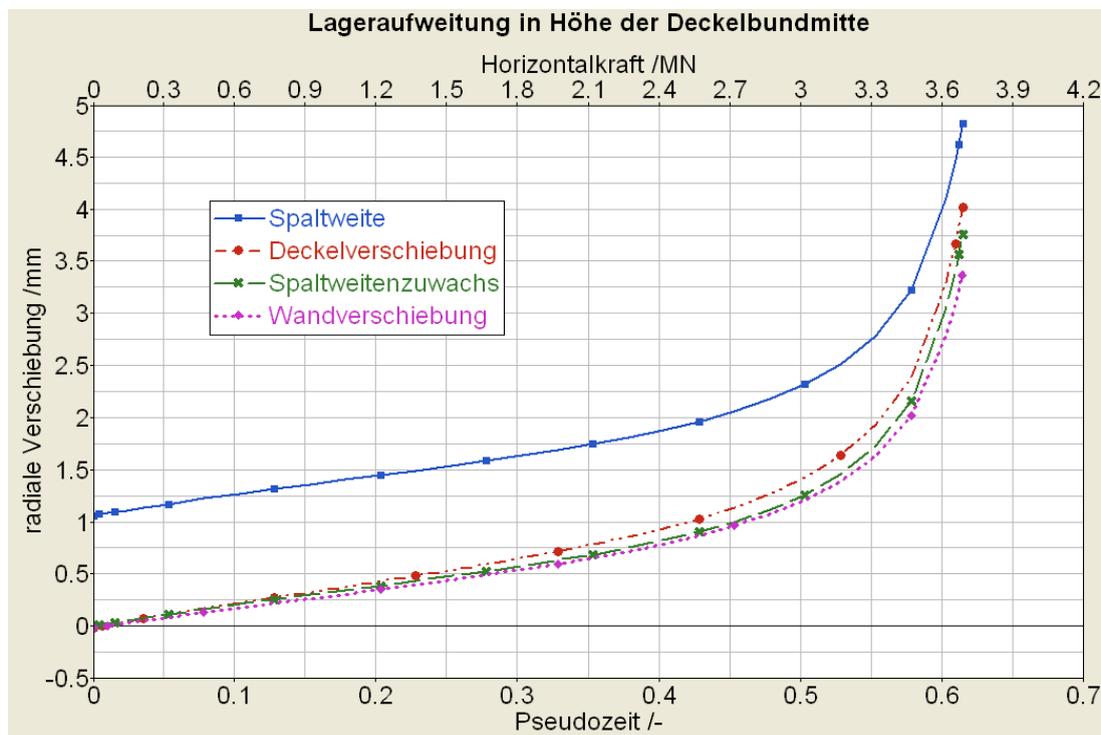


Abbildung 4.32: Aufweitung des Lagers mit zunehmender Horizontalkraft

gerspieles rd. 0,5 mm, bei $H = 2500 \text{ kN}$ liegt diese mit 0,9 mm immer noch unter 1 mm. Für eine Laststufe von $H = 3600 \text{ kN}$, bei der, wie vorab gezeigt, der Topferring über den halben Umfang im Fließen ist, überschreitet die Aufweitung Werte von 3 mm. Im Hinblick auf die Belastung der Topflagerinnendichtung und deren Gebrauchstauglichkeit wäre hier sicherlich die Grenzlast überschritten. Bei der Festlegung eines Bemessungskriteriums, das ein Plastifizieren von Teilbereichen des Lagertopfes zulässt, ist daher der Zusammenhang zwischen der Horizontalkraft und der Lageraufweitung mit einzubeziehen, zumindest aber eine Beeinträchtigung der Topflagerinnendichtung durch die Vergrößerung des Lagerspieles im Voraus auszuschließen.

4.4 Identifikation maßgebender Stellen zur DMS-Applikation

Als für eine Spannungsbetrachtung maßgeblich haben sich in den bereits durchgeführten Berechnungen die Topfwand für die Beanspruchung in Ringrichtung, also tangential, wie auch der Topfboden im Bereich der vorhergesagten Aufbiegung infolge des durch die Horizontallast angreifenden Krepelmomentes erwiesen. Die Ergebnisse der Berechnungen zeigen, dass die von der Seite

der Einleitung der Horizontallast weiter entfernten Lagerbereiche, insbesondere auch die gegenüberliegende Wandseite, von der achsensymmetrisch angreifenden Kraft im Vergleich zum rotationssymmetrischen Belastungszustand unter alleinig wirkender Vertikallast nahezu unbeeinflusst bleiben.

Für eine Identifikation der maßgebenden Stellen zur späteren Applikation von Dehnungsmessstreifen (DMS) an dem Topflager, an welchem auch die ersten Verifikationsversuche durchgeführt werden sollten, wurde auf Basis der bereits in den Abschnitten des vorangegangenen Kapitels beschriebenen Elementwahl, -verteilung und Abbildungsgenauigkeit ein Finite-Elemente-Modell des Versuchslagers generiert. Hierzu wurden bereits die genauen Abmessungen der Komponenten Lagertopf, Lagerdeckel und Elastomerkissen aufgenommen (siehe Abschnitt 5.2.1). Ein inelastisches Verhalten der stählernen Lagerkomponenten war bei den Laststufen der geplanten ersten Versuchsreihe zwar nicht zu erwarten, trotzdem wurde dem Material die in Abschnitt 3.1.2 beschriebene elastisch-plastische Arbeitslinie zugrunde gelegt. Auf eine Modellierung des Elastomerkissens und der Topflagerinnendichtung konnte aus den bereits angesprochenen Gründen verzichtet werden. Die aus der Weiterleitung der Lagerauflast resultierenden Pressungen in den Kontaktfugen zwischen Stahl und Elastomerkissen wurden daher wiederum durch gleichmäßig verteilte Flächenlasten berücksichtigt. Die gewählten Laststufen für Vertikal- und Horizontalkraft richteten sich nach den für das Versuchsprogramm vorgesehenen Werten bzw. berücksichtigten die Gegebenheiten des Versuchsstandes.

Auf die grundsätzliche Entwicklung und Verteilung der Spannungen und somit auch der Dehnungen entlang der Topfbodenober- und unterseite in der Belastungssymmetrieachse bzw. entlang des Wandumfangs wird an dieser Stelle nicht näher eingegangen, da dies bereits in Abschnitt 4.3 erfolgte. Als eigene Vorgabe für die Anordnung der Dehnungsmessstreifen sollten in Lagerbereichen, die für den kombinierten Vertikal- und Horizontallastfall einen deutlichen Gradienten aufwiesen, mindestens drei DMS platziert werden. Dies bedeutet, dass auf der Topfbodenober- und unterseite insbesondere in der Nähe des Überganges zur Topfwand DMS in radialer und in tangentialer Richtung zu applizieren waren. Hier findet, von der Ecke in Richtung Lagermitte gehend, der betragsmäßig steilste Abfall der Spannungen statt (siehe Abschnitt 6.1, Abbildung 6.1). Zur weiteren Kontrolle des Verlaufes wurden auch im weniger stark belasteten Bereich des Topfbodens DMS angeordnet. Die Anbringung der DMS am Topfring war nach der vorab durchgeführten Berechnung in Ringrichtung über die ersten rd. 45° mit einer engeren Abstufung vorzusehen, da hier die Spannungen von ihrem Maximalwert auf Werte in der Größenordnung bei rein vertikaler Belastung zurückfallen. Für diese Bereiche waren die entsprechenden Spannungen

bzw. Dehnungen auf der lastabgewandten Seite von Interesse. Dieses Applikationsschema wurde auch auf die Außenseite der Topfwand übertragen, um den Einfluss der Höhenlage der betrachteten Stelle am Ring zu überprüfen. Die aus der Aufbiegung resultierenden Biegedruckspannungen entlang des Anschnittes (Übergang vom Ring zum Boden) sollten durch vertikal angeordnete DMS erfasst werden.

Auf Basis dieser Vorgaben wurde ein adäquates Layout für die Applikation der Dehnungsmessstreifen, wie es in Abbildung 5.2 dargestellt ist, abgeleitet.

4.5 Modellierung der Topflagerinnendichtung

Die Topflagerinnendichtung wurde getrennt von den Untersuchungen zum Verhalten des Lagertopfes modelliert. Da insbesondere im Bereich des zu überbrückenden Lagerspaltes mit großen Verformungen zu rechnen war (siehe Abbildung 4.33b), musste dieser Teil der Innendichtung entsprechend fein vernetzt werden. Werden die Abmessungen der Dichtung ins Verhältnis zu den Abmessungen des Lagertopfes gesetzt, wird offensichtlich, dass sich das Problem einer gesamthaft dreidimensionalen Betrachtung entzieht. Das Modell wurde daher lediglich für einen vertikalen Schnitt durch das Topflager generiert und ein ebener Dehnungszustand unterstellt. Diese Annahme erscheint gerechtfertigt, da bei reiner Vertikalkrafteinwirkung eine rotationssymmetrische Beanspruchung in den Lagerkomponenten hervorgerufen wird. Ein axialsymmetrisches Modell wurde nicht ausgeführt, da im Verlauf der weiteren Studie auch eine Momentenbeanspruchung um eine horizontale Achse untersucht werden sollte. Diese reduziert eine Ausnutzung der Symmetrie auf die bereits bei den Untersuchungen des Lagertopfes genutzte Betrachtung am halben Lager.

Ebenso wie bei der oben beschriebenen Modellierung des Lagertopfes waren auch für den Aufbau des Modelles der Innendichtung Einflüsse aus Diskretisierung und Randbedingungen zu überprüfen. Da der Stahl des Lagertopfes gegenüber der thermoplastischen Innendichtung als wesentlich steifer zu betrachten ist, wurden sämtliche stählerne Anlageflächen (Topfdeckelunterseite, Deckelbund und Innenseite der Topfwand) als Starrkörper modelliert. Für die Innendichtung waren folgende Punkte zu klären:

- Diskretisierung im Bereich des Lagerspaltes zwischen Deckelbund und Topfwand
- Reibungsverhältnisse zwischen Dichtung und Anlageflächen

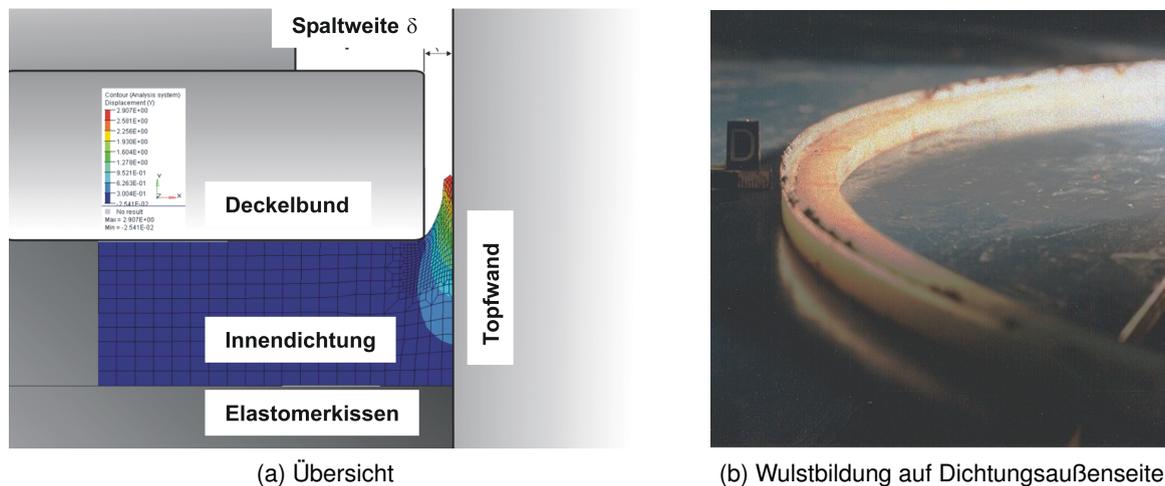


Abbildung 4.33: Übersicht der Lagerkomponenten im Bereich des Lagerspieles und Wulstbildung entlang der Außenkante einer Innendichtung aus UHMWPE [71]

- Modellierung des Topflagerkissens oder Berücksichtigung der Wirkungsweise durch äquivalente Lasten auf die „freien“ Dichtungsflächen

Bei der Generierung eines ersten Modelles wurden lediglich die Innendichtung und die Randbedingungen der starren Anlageflächen berücksichtigt (siehe Abbildung 4.33a). Die Interaktion zwischen diesen Lagerkomponenten wurde entsprechend den Ausführungen zur Untersuchung des Lagertopfes über Kontaktformulierungen (aufgrund der größeren Relativverschiebungen der Kontaktpartner jetzt als *finite sliding*) erfasst. Gemäß der Annahme eines hydrostatischen Spannungszustandes im Elastomerkissen erfolgte die Lasteinleitung durch gleichverteilte Flächenlasten entlang der Dichtungskanten, welche in Wirklichkeit am Elastomer des Topfkissens anliegen. Als Höchstlast wurde eine Elastomerpressung von $p_{el} = 60 \text{ N/mm}^2$ angesetzt. Dies entspricht der charakteristischen Kontaktfestigkeit des Elastomeres nach DIN EN 1337-5:2005 und der Beanspruchung, denen Topflager im Rahmen von Erstprüfungen zur Kontrolle der Brauchbarkeit einer neuen Innendichtung ausgesetzt werden. Die Abmessungen wurden gemäß „realistischen“ Dichtungsmaßen gewählt und sind zusammen mit den Abmessungen der weiteren untersuchten Dichtungsquerschnitte in Tabelle 4.4 eingetragen.

Als Materialkennwerte wurde vornehmlich der in Abschnitt 3.2.3 ermittelte Parametersatz für UHMWPE verwendet, im Laufe der weiteren Untersuchungen auch die für die beiden PTFE-Varianten bestimmten Kennwerte. Da diese Materialien ebenfalls hohe Querdehnzahlen von $\nu = 0,43$ und $\nu = 0,46$ aufweisen, wurden abermals Kontinuumselemente in der hybriden Formulierung mit der pro-

Tabelle 4.4: Abmessungen der untersuchten Dichtungen

Material	h_D /mm	b_D /mm
UHMWPE	8,0	15,0
PTFE-Kohle	10,0	8,0
PTFE-Glasfaser	8,0	15,0
PTFE-Glasfaser	10,0	8,0

grammspezifischen Bezeichnung CPE_{xH} verwendet. Das zu überbrückende Lagerspiel wurde für die Bestimmung der benötigten Netzdicke in diesem Bereich zwischen Werten von 0,1 mm und 1,0 mm variiert. Die grundsätzliche Verformungsfigur ist in der Überlagerung nach Abbildung 4.33a zu sehen. Entlang der Anlagefläche zur Topfwand hat sich ein deutlicher Wulst gebildet und es kommt zu einem Materialeintritt in den Lagerspalt zwischen Deckelbund und Topfwand.

Das Ergebnis der Konvergenzstudie ist im linken Diagramm der Abbildung 4.34 dargestellt. Hierin ist die maximale vertikale Verschiebung eines der Knoten der Innendichtung (dies entspricht somit dem maximalen „Eindringen“ von Dichtungsmaterial in den Lagerspalt bzw. der Wulstüberhöhung) für unterschiedliche Spaltweiten über der Anzahl an Elementen, die im Modell im Bereich des Spaltes angeordnet sind, aufgetragen. Mit größer werdendem Spalt steigt erwartungsgemäß auch die Anzahl der benötigten Elemente an. Dies wird durch die frei eingetragene „Grenzlinie“ verdeutlicht. Dennoch ist aus dieser Abbildung ersichtlich, dass sich ab einer Anzahl von ungefähr zehn Elementen die Ergebnisse bezüglich der Maximalverformung nicht mehr wesentlich unterscheiden. Unterstützt wird diese Aussage durch die Darstellung der Maximalverschiebung bezogen auf das jeweilige Rechenergebnis des am feinsten vernetzten Modelles (siehe Abbildung 4.34, rechts). Wird, ausgehend von der hier ermittelten Mindestanzahl an anzuordnenden Elementen, die tatsächliche, maximal zulässige Elementbreite über der Spaltbreite aufgetragen (siehe Abbildung 4.35a), so kann geschlussfolgert werden, dass mit zunehmender Spaltbreite die Elementgröße ebenfalls vergrößert werden darf, wobei jedoch ein unterproportionaler Zusammenhang besteht. Der Verlauf dieser Kurve liefert einen Anhaltswert für weitere Dichtungsmodellierungen.

Bei der Ermittlung der benötigten Netzdicke wurden bereits die Reibungsverhältnisse zwischen Dichtung und Topfwand respektive Deckelunterseite berücksichtigt. Wie für Kunststoffe bekannt ist, besteht eine nichtlineare Abhängigkeit zwischen dem Reibungsbeiwert μ und der normal zur Gleitfläche wirkenden Pressung. Für die untersuchten Dichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE wurde auf Literaturwerte nach [38] zurückgegriffen. Diesen Versuchswerten, die

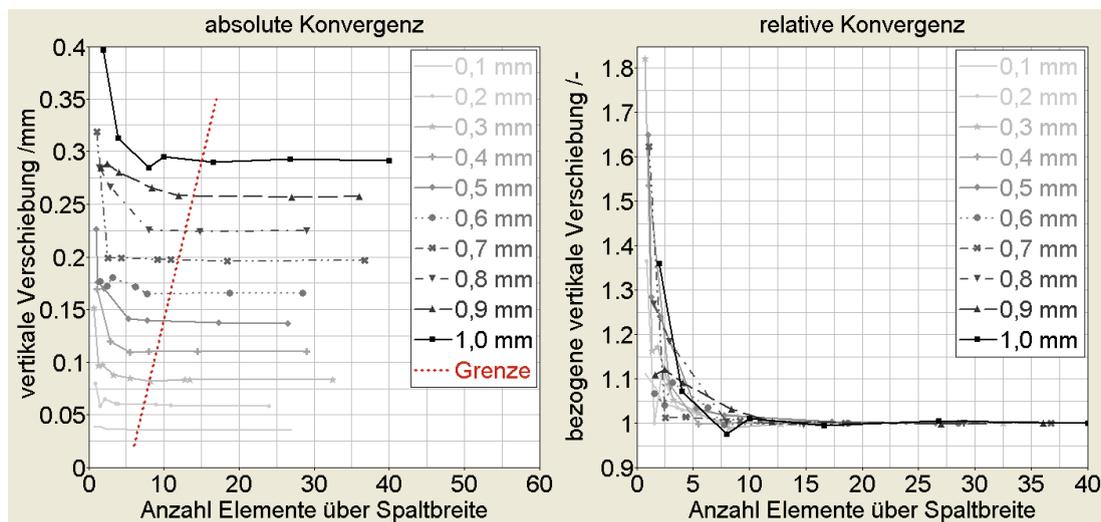
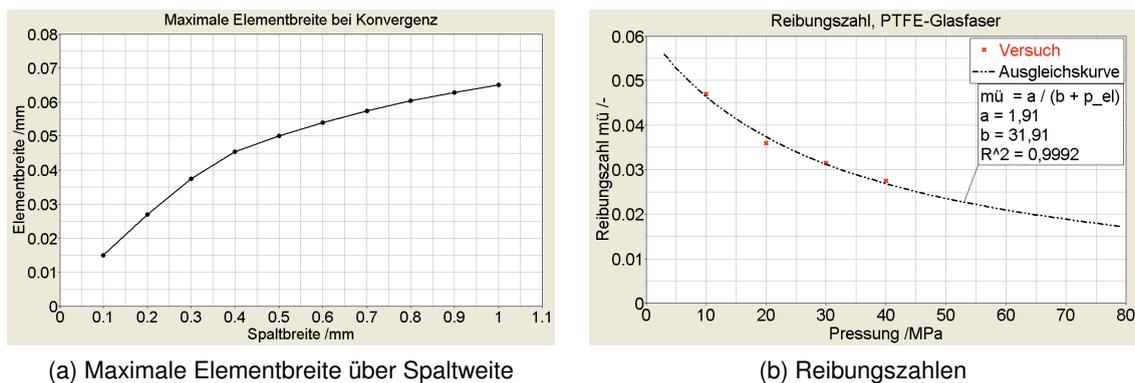


Abbildung 4.34: Verlauf der vertikalen Verschiebungen in Abhängigkeit von der über die Spaltweite gewählten Elementanzahl



(a) Maximale Elementbreite über Spaltweite

(b) Reibungszahlen

Abbildung 4.35: Zulässige Elementbreite über der Spaltweite und Pressungsabhängigkeit der Reibungszahl von glasfasergefülltem PTFE gegen Stahl

bei dezidierten Pressungsstufen ermittelt worden waren, wurde durch Minimierung der Fehlerquadratsumme eine Ausgleichskurve angepasst. Dieser Kurve liegt eine Funktion in der Form zugrunde, die üblicherweise für die Beschreibung der Pressungsabhängigkeit des Reibungsbeiwertes von PTFE verwendet wird. Mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9992$ gilt bei Anpassung an die Versuchswerte

$$\mu = \frac{1,91}{31,91 + p_{el}} \quad (4.5)$$

und liefert Reibungszahlen, die bei der hier untersuchten Größenordnung der Kontaktpressung zwischen 6% und 2% liegen (siehe Abbildung 4.35b).

Aus Mangel an Versuchswerten für die Gleitpaarung UHMWPE gegen Stahl

wurde diese Gesetzmäßigkeit auch bei den Simulationen, in denen der Dichtung die Materialkennwerte für UHMWPE zugeordnet wurden, verwendet. Um einen Eindruck von der Beeinflussung der Simulationsergebnisse durch die Reibungsverhältnisse zu gewinnen, wurden zum Vergleich neben der pressungsabhängigen Reibungszahl auch Berechnungen mit konstanten Reibungsbeiwert von 4% und von 20% sowie gänzlich ohne Berücksichtigung einer Reibung durchgeführt. Die Ergebnisse der Untersuchungen an den unterschiedlichen Dichtungen und für die unterschiedlichen Reibungsverhältnisse sind in Abbildung 4.36 dargestellt. Hierin ist die maximale vertikale Verschiebung über der aufgebrachtten Pressung bei einer Spaltweite von 0,7 mm eingetragen. In ihrer Gestalt sind sich sämtliche Kurven ähnlich. Nach einem flachen, nahezu linearen Anstieg, beginnen die Kurven ab einer Pressung von $p_{el} \approx 20 \text{ N/mm}^2$ überproportional anzusteigen. Erwartungsgemäß nimmt für ein und dieselbe Dichtungsart die vertikale Verschiebung mit steigender Reibungszahl ab. Dies ist darauf zurückzuführen, dass zum Einen die Elementknoten, die auf der Kontaktfläche zur Topfwand liegen, ihres vertikalen Freiheitsgrades bis zum Überwinden der Haftgrenze beraubt werden. Zum Anderen kann aus demselben Grund aus den Dichtungsbereichen, die unmittelbar an den Lagerspalt angrenzen und auf der horizontalen Kontaktfläche zur Deckelunterseite liegen, auch aus horizontaler Richtung kein Material „nachgefördert“ werden. Da sich bei den Berechnungen mit der pressungsabhängigen Reibungszahl nach Gleichung 4.5 die Werte zwischen $\mu = 0,06$ und $\mu = 0,02$ bewegen und insbesondere auch bereits ab Pressungen $> 15 \text{ N/mm}^2$ unterhalb von 4% fallen, weisen die Kurven für erstgenannte Simulationen bei höheren Pressungen größere Verschiebungen auf, was ab rd. 25 N/mm^2 zu erkennen ist.

Unabhängig von der Orientierung des Dichtungsquerschnittes bzw. der Variation seiner Abmessungen sind die Kurven für glasfasergefülltes PTFE bei sonst gleichen Randbedingungen nahezu identisch. Eine unterschiedliche Auslegung der Dichtungsgeometrie führt somit, zumindest in dem hier untersuchten Bereich, zu einer nur unmaßgeblichen Beeinflussung des Verformungsverhaltens. Im Übrigen liegen auch die Verschiebungskurven für die Innendichtungen aus UHMWPE in gleicher Größenordnung, wobei sie etwas niedrigere Verformungen bis zu rd. 50 N/mm^2 aufweisen. Die deutlich höhere Anfangssteifigkeit des Materials spiegelt sich für die Dichtungen aus kohlegefülltem PTFE in wesentlich geringeren Verformungen wider. Da die Materialanpassung nach Abschnitt 3.2.3 jedoch nur eine geringe Verfestigung geliefert hat, wachsen die Verformungen ab der bereits erwähnten Grenze von $p_{el} \approx 20 \text{ N/mm}^2$ sehr stark an und scheinen sich einer vertikalen Asymptote im Bereich von rd. 60 N/mm^2 bis 70 N/mm^2 anzunähern. Die Größenordnung des hierbei erreichten Verfor-

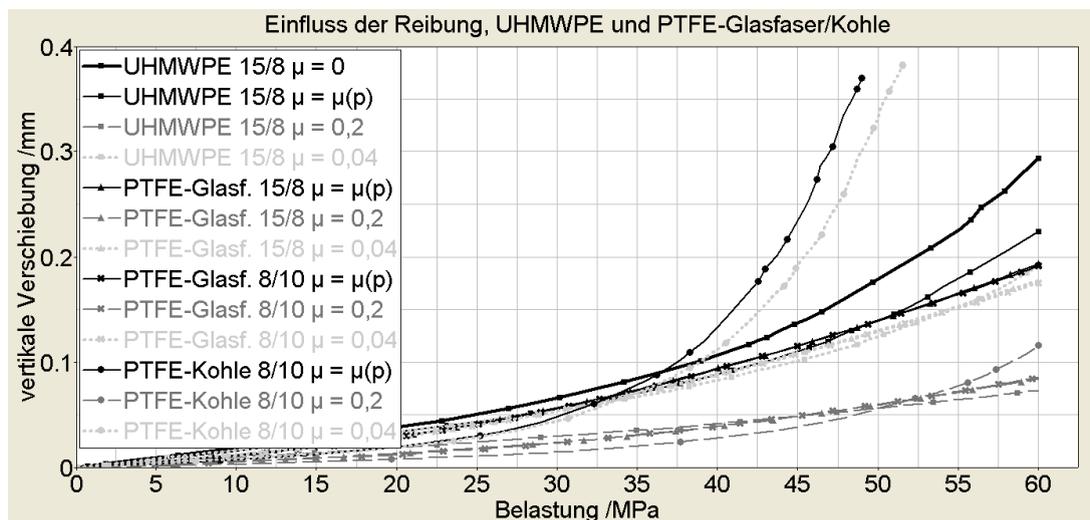


Abbildung 4.36: Reibungsabhängigkeit der maximalen vertikalen Verformungen bei unterschiedlichem Dichtungsmaterial

mungsmaximums stimmt dabei trotz des einfachen Materialmodelles recht gut mit Beobachtungen und Vermessungen von Innendichtungen aus diesem Werkstoff nach Zulassungs- und Erstrüfungen überein. Hier konnten nach dem Auseinanderbau von Topflagern nach der Durchführung von Kurzzeit-Kippversuchen mit Elastomerpressungen von bis zu $p_{el} = 50 \text{ N/mm}^2$ Wulsthöhen von rd. 0,5 mm gemessen werden.

Die Zeitabhängigkeit der Verformungsverläufe für die Dichtung aus UHMWPE und glasfasergefülltem PTFE wird deutlich, wenn die Dauer der Lastaufbringung variiert wird. Hierzu wurde neben einer sehr schnellen Belastung (die gesamte Pressung wurde innerhalb einer Sekunde aufgebracht) auch eine Belastungsgeschwindigkeit simuliert, wie sie bei einer Versuchsdurchführung realistischer wäre. Gewählt wurde ein Wert von 400 s. Das entspricht einer Geschwindigkeit der Lastaufbringung von $9 \text{ N}/(\text{mm}^2 \cdot \text{min})$. Aus den Darstellungen der Abbildung 4.37 ist zu erkennen, dass für den statischen Fall die Verformungen des UHMWPEs und des PTFEs bei Höchstlast nahezu gleich groß sind. In der Entlastung gehen die Verschiebungen für das erstere Material stärker zurück als für beide dargestellten PTFE-Varianten. Ebenfalls zu erkennen ist wiederum die höhere Anfangssteifigkeit des kohlegefüllten Compounds und die höheren Verformungen durch die geringere Verfestigung. Dagegen treten bei der längeren Belastungsdauer große Unterschiede zwischen UHMWPE und PTFE-Glasfaser auf, da nun auch die Zeitabhängigkeit der Materialien bzw. der Materialmodelle in die Simulation mit eingeht. Wie in Abschnitt 3.2.3 gezeigt, spielt die Dehnrage bei UHMWPE für relativ kurzzeitige Belastungen lediglich eine untergeordnete Rolle. Daher bleibt der Verformungszuwachs hierfür mit rd. 30% moderat.

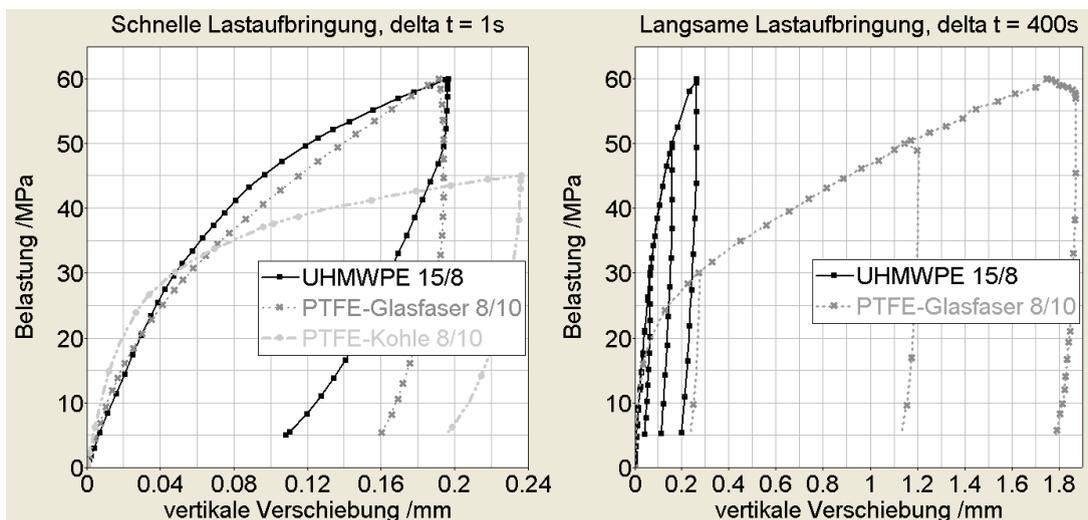


Abbildung 4.37: Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf das Verformungsverhalten der Innendichtung

Die Zeitabhängigkeit des Verhaltens der glasfasergefüllten PTFE-Dichtung unter Verwendung der hierfür ermittelten Modellparameter wird im direkten Vergleich zum UHMWPE sowohl für die Belastungsäste als auch für die Entlastungen offensichtlich. Die maximalen Verschiebungen übersteigen dabei die der anderen Dichtungsvariante um das Siebenfache, nach Entlastung sogar um das Neunfache.

In einem nächsten Schritt war zu klären, inwiefern eine solche Modellierung der Innendichtung ausreichend ist, oder ob eine Berücksichtigung der Wirkung des Elastomerkissens genauer als nur über die pressungsäquivalente Flächenlast zu erfolgen hat. Hierzu wurden auf Basis der Untersuchungen für UHMWPE weitere Modelle generiert, in denen das Elastomerkissen unter Zuordnung des in Abschnitt 3.1.3 beschriebenen Materialgesetzes und der in Abschnitt 3.2.2 ermittelten hyperelastischen Materialkennwerte in die Modellierung mit einging. Die erste Stufe sah lediglich den Aufbau des Kissens in einem Nachbarbereich zur Innendichtung vor. Die Querschnittsfläche dieses Nachbarbereiches betrug das Vierfache des Dichtungsquerschnittes. Darüber hinaus wurden ebene Modelle für das gesamte Lager mit beiden im Schnitt vorhandenen Dichtungsquerschnitten erzeugt. Elastomer besitzt, ebenso wie die thermoplastischen Kunststoffe, eine nichtlineare Reibungscharakteristik, die von vielen Einflussfaktoren abhängig ist. Es wurde hierzu der Verlauf der pressungsabhängigen Reibungszahlen nach [110] verwendet. Allerdings muss an dieser Stelle erwähnt werden, dass dies nur einen Anhaltswert für die Berücksichtigung realitätsnaher Randbedingungen liefern kann, da alleine schon der Schmierzustand des Kissens einen bedeutenden Einfluss liefert und sich im Laufe der Lebensdauer des La-

gers stark verändert.

Die Erweiterung des Modelles um anliegende Elastomerbereiche führt zu einer Vergrößerung der Verformungen unter Maximallast von rd. 10%. Gleicher Effekt, nur deutlich ausgeprägter, ist bei der Auswertung der Simulationen des gesamten Lagerquerschnittes zu beobachten. Hier liegt eine Erhöhung von immerhin rd. 62% vor. Darüber hinaus konnte, ebenfalls im Gegensatz zu den beiden vorangegangenen Modellvarianten, beobachtet werden, dass es in der Rechnung am gesamten Modell nach Entlastung zu einer veränderten Verformungsfigur kommt. Die Oberseite der Innendichtung weist unterhalb der Kante des Deckelbundes eine bleibende Mulde auf, so dass sich die Kontaktfuge zwischen Dichtungsoberseite und Topfdeckelunterseite lokal öffnet (siehe Abbildung 4.38a). Beide Effekte können auf den Einfluss der am Gesamtmodell geänderten Randbedingungen zurückgeführt werden. Das weichere Elastomer kann sich im Mittelbereich des Lagers der Belastung durch den Deckel etwas entziehen. Des Weiteren muss in der seitlichen Kontaktfuge des Kissens zur Topfwand zuerst die Haftung überwunden werden, bevor sich die Knoten des Elastomerkissens durch die von oben wirkende Druckkomponente entlang der Topfwand nach unten bewegen können. Dies beeinflusst wiederum die vertikalen „Stützverhältnisse“ des Dichtungsquerschnittes. Beide Ursachen resultieren in einer erhöhten Beanspruchung der Innendichtung. Dies wird insbesondere deutlich, wenn auch die Kontaktpressungen in dieser Fuge ausgewertet werden. Bis zu einem gewissen Abstand zum Deckelbund verlaufen diese annähernd konstant und entsprechen in etwa der Pressung, die sich rechnerisch aus dem Verhältnis der aufgebrachtten Vertikalkraft zur Größe des Elastomerkissendurchmessers ergibt (hier also $p_{el} \approx 60 \text{ N/mm}^2$). Bei weiterer Annäherung an den freien Lager spalt nimmt die auf die Dichtung wirkende Kontaktspannung zu, was somit auch die lokale Muldenbildung fördert. Da dem Elastomer keine hysteretischen Materialeigenschaften zugeordnet worden waren, erfolgt die Entlastung elastisch, während die Dichtung unter der erhöhten Beanspruchung bleibende Verformungen erfahren hat und sich die Fuge somit öffnet. Ein allgemeingültiger Zusammenhang, der z.B. die Möglichkeit bietet, für ein gleiches Ergebnis über Lasterhöhungsfaktoren auf eines der einfacheren und weniger rechenzeitintensiven Modelle zurückzugreifen zu können, war nicht zu ermitteln.

Um das Kriechverhalten der UHMWPE-Dichtung darzustellen, wurden zwei Simulationen mit unterschiedlicher Höhe der Pressung durchgeführt. Diese betrug zum Einen $p_{el} = 35 \text{ N/mm}^2$ und zum Anderen wiederum entsprechend der Höchstlast $p_{el} = 60 \text{ N/mm}^2$. Zwischen einer statischen Be- und Entlastung wurde in einem mittleren Rechenschritt die Belastung für eine Zeit von 170 h konstant gehalten. Dies geht konform mit der in DIN EN 1337-5:2005 geforder-

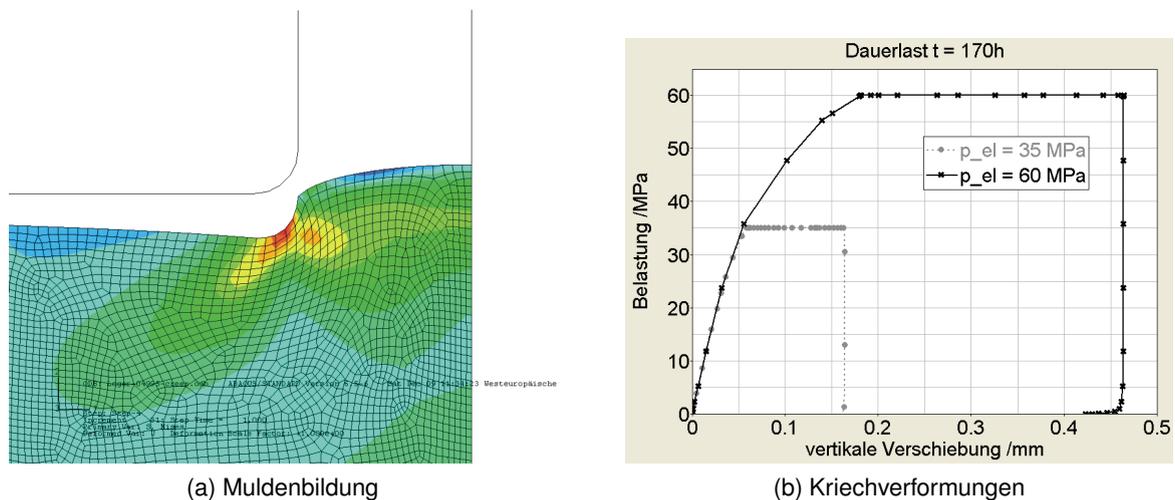


Abbildung 4.38: Beobachtete Muldenbildung der Innendichtung nach Entlastung und Kriechverformungen unter Dauerlast

ten Belastungsdauer für die Durchführung von Dauerstandversuchen an Topflagern mit nichtmetallischer Innendichtung. Die durch die Berechnungen ermittelten Verformungszunahmen während dieser Belastungsdauer betragen 180% und 130%.

Um die Qualität dieser Vorhersagen zu beurteilen, wurde versucht, zwei der Prüfungen an Topflagern mit einer Dichtung aus UHMWPE [71] nachzurechnen. Dies war erstens ein Kurzzeitkippsversuch mit einer sinusförmig eingeleiteten Verdrehung des Topfdeckels von $\pm 0,01$ rad bei einer äquivalenten Elastomerpressung von $p_{el} = 35 \text{ N/mm}^2$. Der zweite Versuch war ein Dauerstandversuch mit einer statischen Verdrehung des Topfdeckels von $0,03$ rad bei einer Pressung von $p_{el} = 60 \text{ N/mm}^2$, wobei für diesen Versuch das Lager so zusammengebaut worden war, dass sich auf der durch die Verdrehung am stärksten belasteten Lagerseite ein maximales Lagerspiel einstellen konnte, während der Spalt auf der gegenüberliegenden Seite zu Null wurde.

Im ersten Versuch entspricht ein Winkel von $+0,01$ rad einer Verdrehung entgegen dem Uhrzeigersinn. Da die Auswertung für den „rechten“ Dichtungsquerschnitt vorgenommen wurde, ist in Abbildung 4.39 zu erkennen, dass die Dichtung nach einer Anfangsverschiebung infolge der Einleitung der Vertikalkraft während der ersten Verdrehung zuerst entlastet wird und sich auf unter 50% des Ausgangswertes rückverformen kann. Die anschließende Deckelverdrehung in die Ausgangslage verursacht eine Verformungszunahme, die nun in etwa dem Doppelten des Wertes bei vertikaler Erstbelastung entspricht. Zurückführen lässt sich dieser Umstand darauf, dass das Elastomerkissen durch die erste Verdrehung von der gegenüberliegenden Lagerseite in den Bereich unterhalb der untersuchten Dichtung verdrängt wurde und dieser nun bereits bei

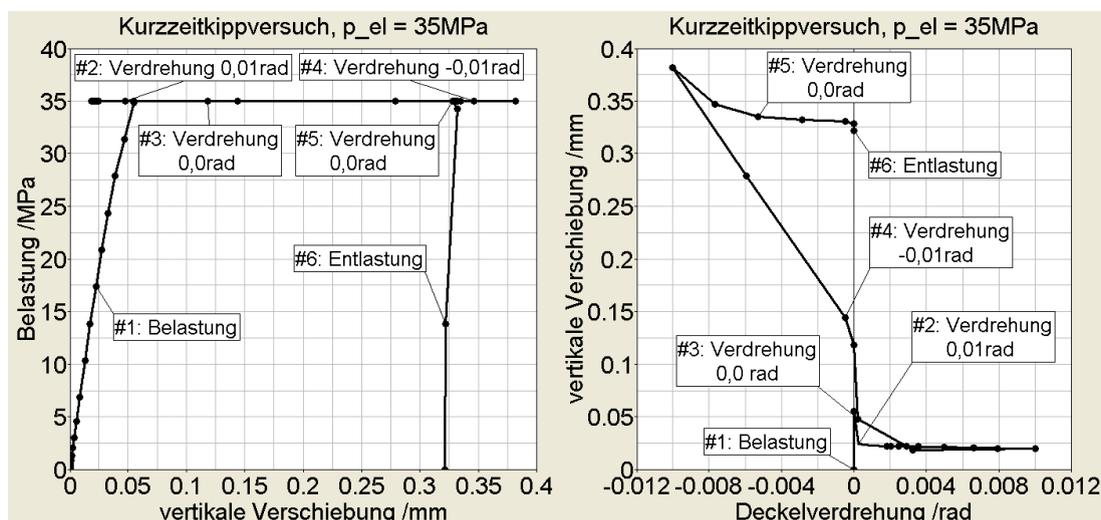


Abbildung 4.39: Verformungsverlauf während des Kurzzeitkippsversuches über der Pressung und der Verdrehung

der „Entlastung“ dieses Lastschrittes einen höheren Widerstand entgegenbringt. Auch im weiteren Verlauf äußert sich dies durch einen nochmals deutlich größeren Anstieg der Wulsthöhe, die nach Rückverdrehung des Deckels und vertikaler Entlastung des Lagers einen bleibenden Betrag von rd. 0,32 mm annimmt. Ein ähnliches Ergebnis liefert auch die Nachrechnung des zweiten Versuches. Die hierfür ermittelte bleibende Höhe der Wulstverformung liegt nun bei rd. 2,3 mm. Diese Ergebnisse sind den nach Versuchsdurchführung gemessenen Werten in Tabelle 4.5 gegenübergestellt.

Tabelle 4.5: Vergleich der gemessenen und berechneten Wulsthöhen

Versuch	gemessene Verformung	berechnete Verformung
	/mm	/mm
Kurzzeitkippsversuch	0,80	0,32
Dauerstandversuch	3,6	2,3

Die nach Beendigung der Versuche gemessenen Werte werden durch die Simulation unterschätzt. Die Ursachen für diesen Unterschied können vielfältig sein. Eine Differenz wird sicherlich auf die Annahme der Wirkung einer zu großen Reibungsbehinderung zurückzuführen sein, da das Topflager vor Versuchsdurchführung neu geschmiert worden war. Selbst wenn der errechnete Wert um den aus Abbildung 4.36 abzulesenden Unterschied zwischen den Verläufen mit und ohne Ansatz einer Reibung von rd. 1/3 korrigiert wird, liegt die gemessene Verformung noch weit über der vorhergesagten. Ein weiterer Punkt ist, dass in der Simulation lediglich ein Belastungszyklus betrachtet wurde. Der

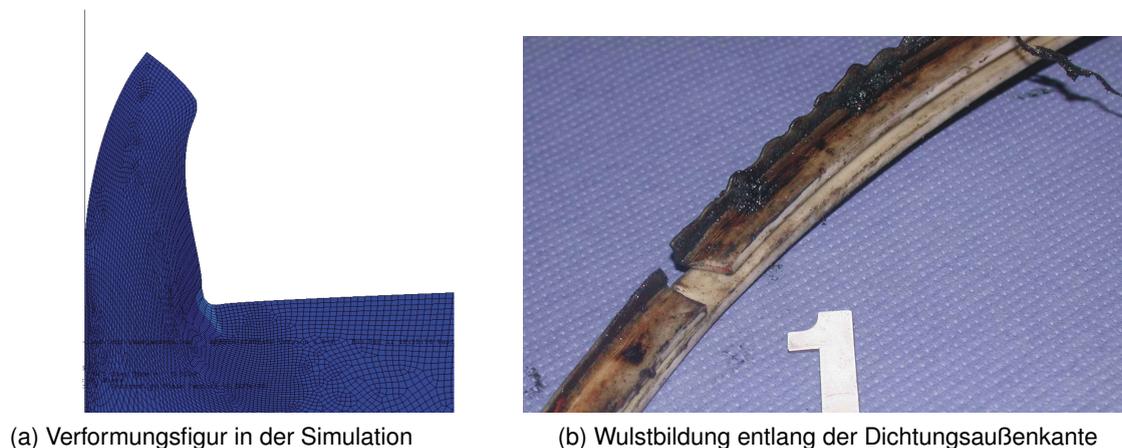


Abbildung 4.40: Gegenüberstellung der simulierten Verformungsfigur und einer realen Wulstbildung [68]

Versuch erstreckte sich jedoch über in Summe rd. dreißig Lastwechsel. Somit lag zwangsläufig auch die Lasteinwirkungsdauer im Versuch deutlich über der in der Simulation, was nach den Ergebnissen der Abbildung 4.37 bereits ohne Berücksichtigung etwaiger Schädigungsmechanismen eine nochmalige Vergrößerung des berechneten Wertes rechtfertigt. Nicht abgeschätzt werden können an dieser Stelle dagegen die Vorhersageungenauigkeiten, die aus der Verwendung von Materialformulierungen für kleine Verzerrungen herrühren oder durch das unter Umständen bei den großen auftretenden Deformationen nicht mehr geeignete Finite-Elemente-Netz resultieren. Aus diesem Grund sollten die Ergebnisse nur hinsichtlich einer Vorhersage des qualitativen Verformungsverhaltens der Innendichtung gewertet werden. Dass dies jedoch grundsätzlich möglich ist, zeigen Vergleiche der berechneten Verformungsfiguren (siehe Abbildung 4.40a) mit denen von Innendichtungsringen, die nach Durchführung von Versuchen oder auch im Rahmen von Inspektionen nach tatsächlichem Betrieb aus Topflagern ausgebaut worden waren (siehe Abbildungen 4.33b [70] und 4.40b [68]).

Aus den gewonnenen Erkenntnissen und den Beobachtungen wird deutlich, dass sowohl die Pressung, die über das Elastomerkissen auf die Innendichtung wirkt, als auch der aufgebrachte Kippwinkel einen entscheidenden Einfluss auf das Verhalten der Innendichtung ausüben. Einen weiteren hier zu nennenden Einflussfaktor stellt offensichtlich aber auch die Größe des zu überbrückenden Spaltes dar. Um dessen Bedeutung qualitativ zu erfassen, wurde im Rahmen einer weiteren Studie die Spaltweite zwischen Deckelbund und Topfinnenwand variiert. Als Belastung wurden Pressungen zwischen $p_{el} = 10 \text{ N/mm}^2$ und $p_{el} = 50 \text{ N/mm}^2$ aufgebracht. Die maximalen Überhöhungen des entstehenden Wulstes entlang der Dichtungsaußenkante sind für die vertikale Maximalbeanspruchung und nach Entlastung als Funktion des Lagerspieles in Abbildung 4.41

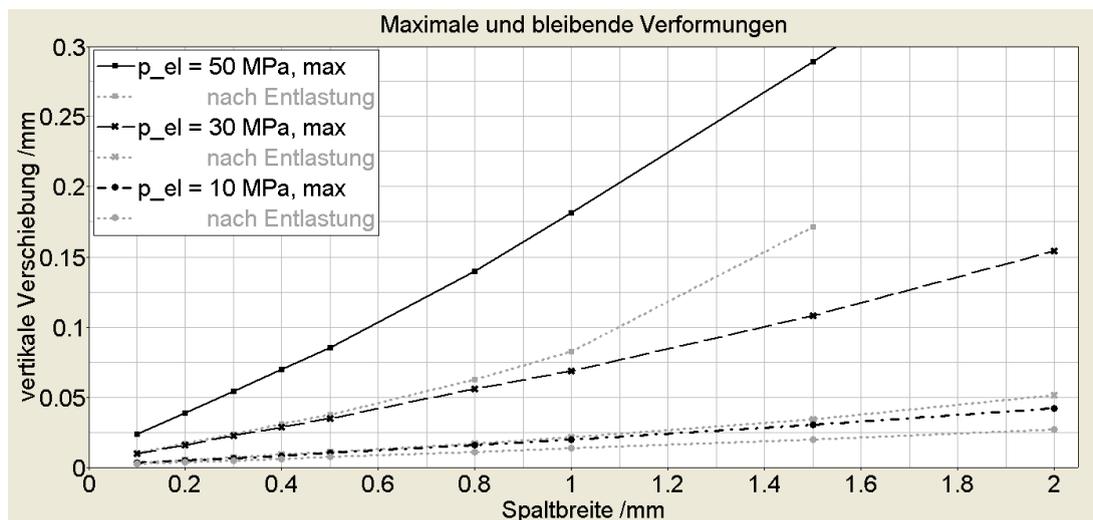


Abbildung 4.41: Berechnete Wulsthöhe unter Maximallast und nach Entlastung in Abhängigkeit der Spaltweite

aufgetragen. Wie zu erwarten war, nimmt die vertikale Verformung mit größer werdendem Lagerspiel zu. Der Anstieg ist für die bei der maximalen Pressung von 50 N/mm^2 ermittelte Kurve ebenfalls erwartungsgemäß am steilsten, verläuft jedoch immer noch nahezu linear. Dagegen knickt die Kurve, welche die verbleibende Wulsthöhe nach Entlastung von dieser Pressungsstufe repräsentiert, bei einer Spaltweite von 1 mm ab und geht in einen steileren Verlauf über.

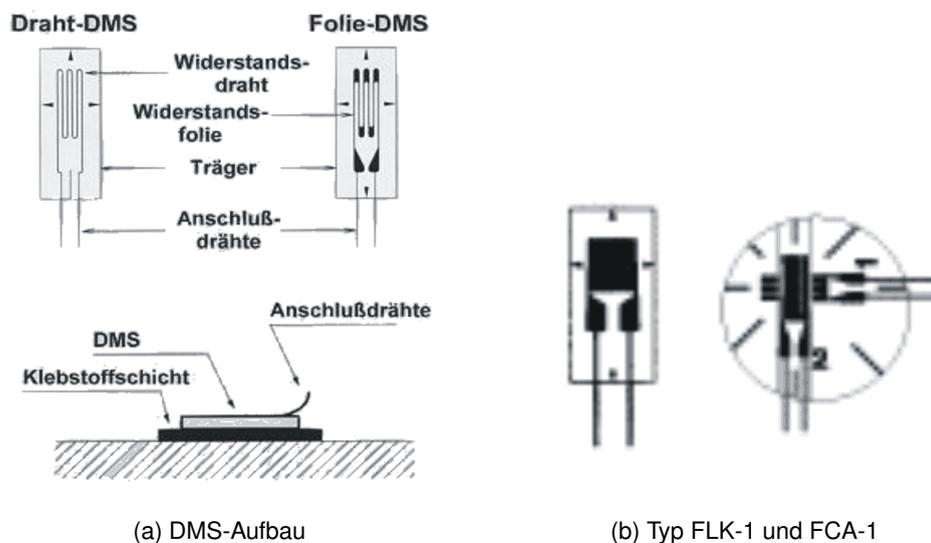
Hieraus bereits auf eine Überbeanspruchung zu schließen, scheint jedoch nicht gerechtfertigt, da die bleibende vertikale Verschiebung nur geringe Werte annimmt, die unter 5% der anfänglichen Abmessung des Dichtungsquerschnittes liegen. Für die beiden realistischeren Pressungsstufen sind die bleibenden Verformungen nochmals eine ganze Größenordnung kleiner. Selbst bei einer für Topflagerkonstruktionen sehr großen Spaltweite von 2 mm führt eine Belastung von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ nur zu bleibenden Wulsthöhen, die versuchstechnisch an der Nachweisgrenze liegen.

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Messtechnische Versuchsvorbereitung

5.1.1 Dehnungsmessstreifen

Die einfachste Möglichkeit der lokalen Dehnungsbestimmung an einer Probe ist die Verwendung von Dehnungsmessstreifen. Hierbei wird sich der Umstand zu Nutze gemacht, dass Metalle unter mechanischer Beanspruchung elektrische Widerstandsänderungen erfahren. Triviale Dehnungsmessstreifen bestehen daher aus einem sogenannten Messgitter, realisiert durch einen dünnen Draht oder eine fotografisch hergestellte Widerstandsfolie, einer elektrisch isolierenden Trägerschicht und Anschlussdrähten, welche über Lötstützpunkte mit den Zuleitungen verbunden werden (siehe Abb. 5.1a).



(a) DMS-Aufbau

(b) Typ FLK-1 und FCA-1

Abbildung 5.1: Prinzipieller Aufbau von Dehnungsmessstreifen und Skizze der verwendeten DMS vom Typ FLK-1 und FCA-1 [95]

Durch spezielle Klebstoffe wird der Dehnungsmessstreifen auf der Probe fixiert. Über diese Klebstoffschicht und die Schicht des Trägermaterials wird das Messgitter derselben Dehnung ausgesetzt, die in der Probe durch eine äußere

Kraft erzeugt wird. Aus der hieraus resultierenden Längenänderung des Messgitters ergibt sich wiederum eine der übertragenen Dehnung direkt proportionale Änderung des elektrischen Widerstandes (siehe Gl. 5.1)

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L} = \frac{\Delta R/R}{k} \quad (5.1)$$

wobei ε die Dehnung, L bzw. R die Ausgangslänge bzw. den initialen elektrischen Widerstand des DMS zum Zeitpunkt der Applikation und ΔL bzw. ΔR deren Änderungen bezeichnen. Über den „Proportionalitäts“-Faktor k lässt sich der Zusammenhang zwischen den mechanischen und elektrischen Größen herstellen. Ohne im Weiteren darauf eingehen zu wollen, sei der Vollständigkeit halber an dieser Stelle lediglich noch angemerkt, dass aufgrund des geringen Betrages der Änderung des Widerstandes diese in der messtechnischen Praxis über eine nachgeschaltete Wheatston'sche Brücke in eine Spannungsänderung umgerechnet wird [95].

Für die vorliegenden Untersuchungen wurden Dehnungsmessstreifen der Fa. *Preusser Messtechnik* gewählt, bestehend aus Cu-Ni-Messgittern auf einer Epoxy-Konstantanfolie als Träger [95]. Dabei kamen sowohl Einzel-DMS mit der Typenbezeichnung *FLK-1* und *FLK-2* als auch biaxial unter einem Winkel von 90° wirkende 2-Element-Rosetten vom Typ *FCA-1*, jeweils mit Gitterlängen von rd. 1 mm zur Anwendung (siehe Abbildung 5.1b). Die Größe des Gitters wurde dabei deshalb so gering gewählt, damit der vermutete steile Dehnungsverlauf im auf Biegung belasteten Bereich des Topfbodens auch an ausreichend vielen Stützstellen erfasst werden kann.

5.1.2 Applikation der Dehnungsmessstreifen

Um eine Aussage über die Zuverlässigkeit der Ergebnisse, die mit dem in Kapitel 4 vorgestellten Finite-Elemente-Modell berechnet wurden, machen zu können, wurde ein Lagertopf mit einem Durchmesser des Elastomerkissens von 300 mm vornehmlich in den Strukturbereichen, in denen mit den größten Spannungen bzw. Spannungsgradienten zu rechnen war, mit einer Reihe von Dehnungsmessstreifen versehen. Somit war ein Vergleich zwischen der durch die FE-Rechnungen vorhergesagten Dehnungsverteilung und den im Experiment auftretenden Dehnungen in den stählernen Komponenten des Topflagers möglich. Die Identifikation der Messstellen erfolgte auf Basis der in Abschnitt 4.4 gemachten Vorgaben.

In Abbildung 5.2 ist das Layout für die Anordnung der Dehnungsmessstreifen dargestellt. Wie bereits in Abschnitt 4.4 dargelegt, wurden die DMS im Bereich

der erwarteten großen Spannungswerte und steilen Spannungsgradienten angeordnet. Diese liegen vornehmlich in der durch die einwirkende Horizontalkraft gebildeten Symmetrieebene des Lagers auf der belasteten Lagerseite. Daher wurden DMS auf der Oberseite der Topfwand von $0^\circ - 40^\circ$ mit einer Abstufung von 10° vorgesehen. Zusätzlich wurden noch bei 60° , im Bereich senkrecht zur Belastungsrichtung sowie auf der lastabgewandten Seite DMS angeordnet. Ein weiterer DMS wurde zur Kontrolle der Richtung der Lasteinleitung bei einem Winkel von -20° angebracht. Neben diesen tangentialen Dehnungsmessstreifen vom Typ *FLK-2* wurden im Bodenbereich auf der Ober- und Unterseite Rosetten vom Typ *FCA-1* aufgeklebt. Hier beginnt eine Reihe von DMS in unmittelbarer Nähe zur Topfwand auf der Symmetrieachse. Zusätzlich wurden im gleichen Raster in Ringrichtung, das auch für die Oberseite gewählt worden war, Dehnungsmessstreifen appliziert. Entlang der Topfwand kamen sowohl DMS vom Typ *FLK-2* für eine Erfassung von Ringdehnungen als auch vom Typ *FCA-1* für eine zusätzliche Ermittlung der Biegedruckspannungen in vertikaler Richtung zum Einsatz (siehe auch Abbildung 5.4a).

Sowohl die Dehnungsmessstreifen selbst als auch die Lötstützpunkte und Zuleitungen reagieren auf direkte mechanische Einwirkungen. Im vorliegenden Fall betraf dies die auf der Topfbodenoberseite applizierten DMS und Zuleitungen durch die direkte Elastomerpressung und die bei der Belastung möglicherweise auftretende Relativverschiebung zwischen Elastomerkissenunterseite und Topfbodenoberseite. Auch die auf der Bodenunterseite verklebten DMS und Zuleitungen wären durch ihre Lage in der Kontaktfuge zur unterstützenden Fläche einer mechanischen Beanspruchung ausgesetzt. Da Querpressungen infolge des Auflagerdruckes von bis zu 30 N/mm^2 zu erwarten waren, mussten diese DMS mit einer Schutzvorrichtung versehen werden.

Eine Möglichkeit des Schutzes besteht darin, die DMS in eingefrästen, rund 5 mm tiefen Taschen zu applizieren und diese Hohllagen anschließend mit Epoxidharz zu vergießen. Dieses Vorgehen zum Schutz der DMS und der Verkabelung konnte sich grundsätzlich bereits in vorangegangenen Versuchen beweisen [34]. Da bei den hier durchgeführten Versuchen jedoch die Spannungsermittlung im Topfboden selbst im Vordergrund stand, wurde bewusst auf eine solche Möglichkeit verzichtet, um die Struktur in dem Bereich, der für die Auswertung von Interesse ist, nicht unnötig zu stören und Einflüsse aus den möglicherweise resultierenden lokalen Spannungskonzentrationen zu vermeiden.

Im Fall der Messstellen auf der Topfbodenunterseite wurde eine 10 mm dicke, stählerne Schutzplatte angeordnet, in die im Bereich der Dehnungsmessstreifen Taschen und im Bereich der verlegten Kabel Nuten eingefräst worden waren. Die hierdurch entstandenen Hohllagen wurden hingenommen, da ohnehin auch im

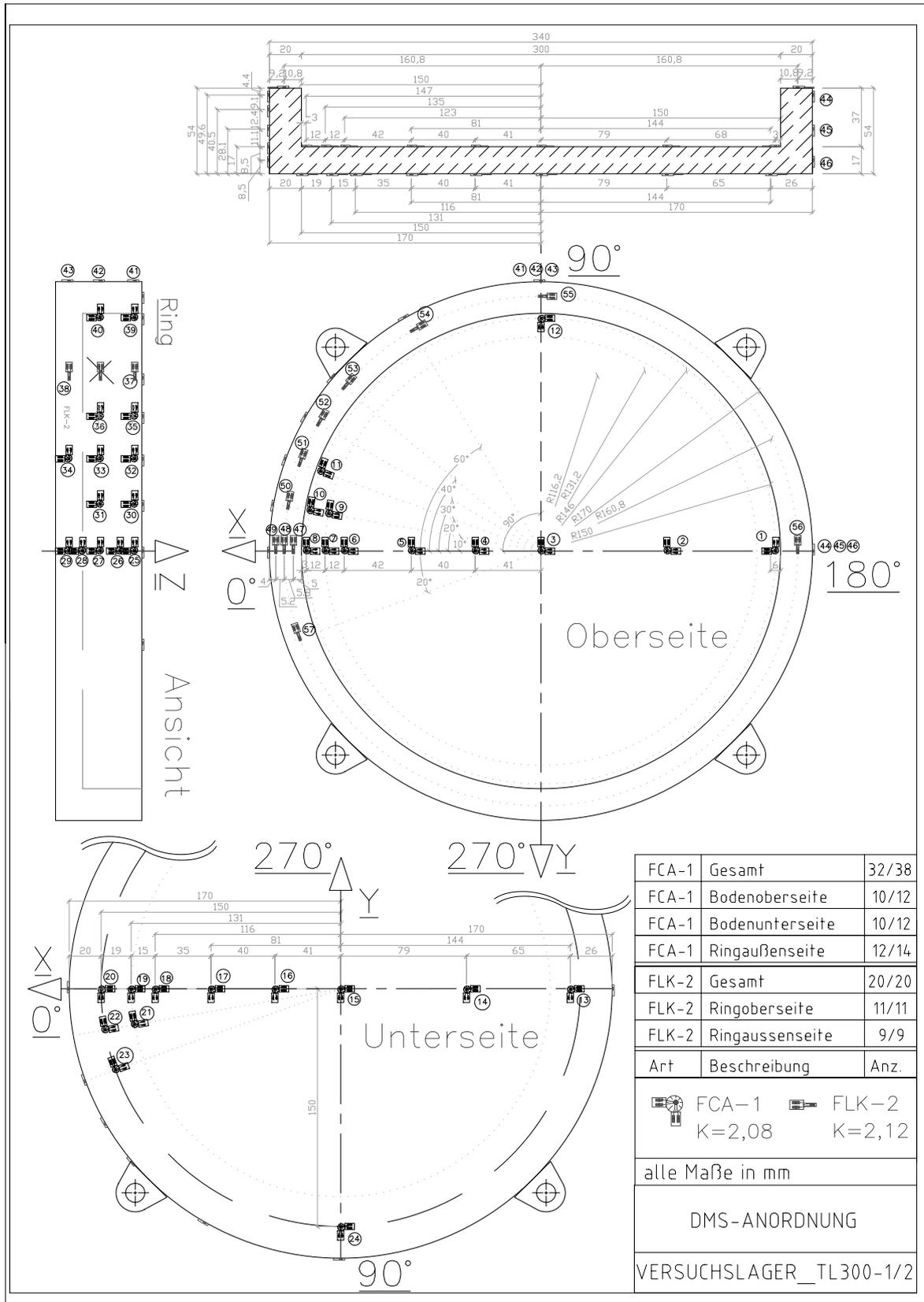


Abbildung 5.2: DMS-Anordnung für die ersten Versuchslager

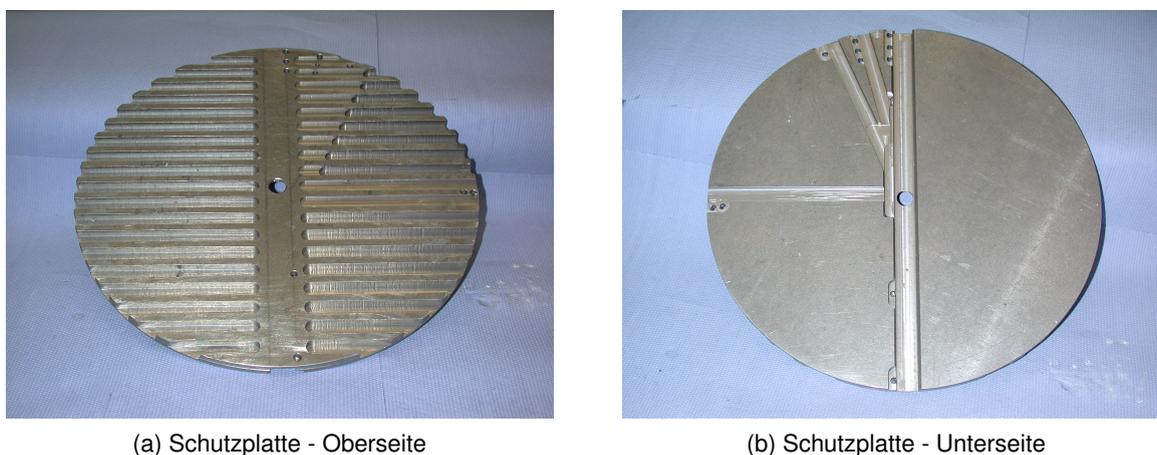


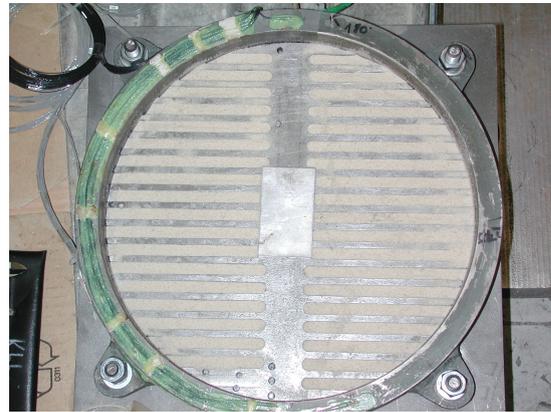
Abbildung 5.3: Aluminiumschutzplatte mit eingefrästen Taschen und Kanälen auf der Unterseite sowie mit Nuten zur Steifigkeitsreduktion auf der Oberseite

Bereich der korrespondierenden DMS auf der Topfbodenoberseite keine direkte Pressung auftreten konnte. Ähnlich wurde zum Schutz der DMS auf der Bodenoberseite vorgegangen. Hier wurde ebenfalls eine 10 mm dicke Schutzplatte mit entsprechenden Nuten und Vertiefungen angeordnet. Um eine übermäßige Steifigkeitszunahme infolge der im Vergleich zur Dicke des Topfbodens von 17 mm nicht zu vernachlässigenden Plattensteifigkeit möglichst gering zu halten, wurde Aluminium als Material gewählt. Um die Biegesteifigkeit weiter zu reduzieren, erhielt die Platte zusätzliche, orthogonal zur späteren Wirkungsrichtung der Horizontalkraft angeordnete Nuten (siehe Abb. 5.3).

Da bei einer horizontalen Belastung des Topflagers der Einfluss der möglicherweise rückstellend wirkenden Elastomerpressung auf die Verformung des Topfbodens im auf Biegung beanspruchten Bereich nicht hinreichend bekannt bzw. nicht bereits im voraus zu vernachlässigen oder auszuschließen war, musste diesem Umstand gesondert Rechnung getragen werden. Durch die, mit Ausnahme der eingefrästen DMS-Aussparungen und Kabelkanäle, ebene Unterseite der Schutzplatte wäre grundsätzlich ein gleichmäßiger Eintrag der vertikalen Elastomer-Kontaktpressungen auf die Topfbodenoberseite gewährleistet. Der gewünschte gleichmäßige Lasteintrag war durch die zur Steifigkeitsreduzierung eingefrästen Nuten auf der Oberseite der Schutzplatte jedoch zweifelhaft, zumal nicht ausgeschlossen werden konnte, dass sich bei den hohen wirkenden Pressungen eine übermäßige, ungleichmäßige und nicht zu kontrollierende Setzung des Lagerdeckels eingestellt hätte. Die somit nicht mehr eindeutig zu erfassenden Randbedingungen hätten auch den anschließenden Vergleich zwischen den gemessenen Ergebnissen mit den Berechnungen verfälscht, zumindest aber erschwert. Folglich waren die Nuten anschließend wieder mit Material



(a) Lagertopf mit DMS vor dem Zusammenbau



(b) Schutzplatte mit Sand nach dem Einbau

Abbildung 5.4: Schutz der applizierten DMS durch die Aluminiumplatte und Verfüllung dieser mit Sand

zu verfüllen, um einen nahezu ebenen oberen Abschluss der Abdeckplatte zu erzielen. Dieses Material musste zum Einen eine ausreichend hohe vertikale Steifigkeit aufweisen, um das Elastomerkissen zu stützen, durfte zum Anderen jedoch die gewonnene Reduzierung der Biegesteifigkeit nicht wieder zunichte machen. Die einfachste Lösung für dieses Problem bestand in der Verwendung von feingesiebttem Sand, welcher in die Vertiefungen gegossen und abgezogen wurde (siehe Abbildung 5.4b). Anschließend wurde die Oberfläche mit einer passend zugeschnittenen Folie abgedeckt, damit der Sand den Schmierungsstatus des Kissens nicht beeinträchtigt. Eine überschlägige Handrechnung zeigte, dass durch diese Maßnahmen die Biegesteifigkeit der Schutzplatte auf bis zu rd. 4% der Topfbodensteifigkeit reduziert werden konnte.

5.2 Versuche an Topflagern $D_{el} = 300$ mm

5.2.1 Versuchslager TL300-1/2

Die ersten beiden Versuchsreihen zur Verifikation des Finite-Elemente-Modells wurden an einem handelsüblich bemessenen Topflager mit einem Durchmesser der Elastomerronde von $D_{el} = 300$ mm durchgeführt. Die vor Beginn des ersten Versuchs aufgenommenen geometrischen Abmessungen sowie die durch die Zeugnisse und Lieferscheine zu dem Topflager hinterlegten Materialdaten sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Im Anschluss an die erste Versuchsreihe am Topflager mit einer Dicke des Topfbodens von $t_B = 17$ mm (dieses wird im Folgenden mit TL300-1 bezeichnet)

Tabelle 5.1: Abmessungen der Versuchslager (Angaben in mm, N/mm²)

D_{el} /mm	b_R /mm	h_R /mm	t_B /mm	w /mm	t_{el} /mm	t_{el}/D_{el} /–
300	20	52	17 (12)	5	20	1/15
Material	$f_{y,min}$ /N/mm ²	$f_{y,ist}$ /N/mm ²	$f_{u,min}$ /N/mm ²	$f_{u,ist}$ /N/mm ²		
A572, Gr.50	344	377	510	0,524		

wurde die Bodenstärke um 5 mm auf $t_B = 12$ mm reduziert. Die durch das Abfräsen zerstörten Dehnungsmessstreifen auf der Unterseite und im unteren Bereich der Topfringaußenseite wurden entsprechend der für *TL300-1* gewählten Anordnung (siehe Abbildung 5.2) erneuert. Da während und insbesondere nach der ersten Versuchsdurchführung keine plastischen Verformungen des Lagertopfes festgestellt werden konnten (siehe Abschnitt 5.2.4), wurde das modifizierte Lager für die zweite Versuchsreihe wie ein ungeprüftes Topflager angesehen und ist im Folgenden als *TL300-2* bezeichnet.

5.2.2 Versuchsaufbau

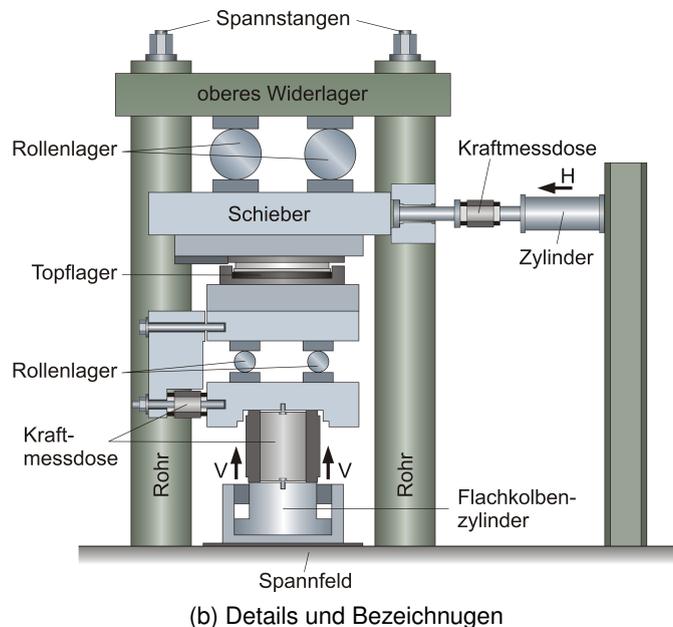
Für die Untersuchungen an dem 300 mm-Topflager wurde eine bestehende, am Institut entwickelte und gebaute Schubversuchseinrichtung umkonzeptioniert, mit der gleichzeitig vertikale Druckkräfte und horizontale Verschiebekräfte in der gewünschten Höhe durch zwei voneinander unabhängige hydraulische Systeme und Regelkreise aufgebracht werden können (siehe Abb. 5.5). Dabei wurde für jeden Regelkreis neben der Kraftsteuerung eine Wegsteuerung durch Anordnung von induktiven Wegaufnehmern (IND) zur Relativwegmessung realisiert.

Eine auf dem Boden des Spannfeldes der Prüfhalle angeordnete Druckpresse erlaubt das Belasten der Probe mit einer Vertikallast in einer Höhe von bis zu ca. $V = 2500$ kN. Die Presse ist dabei mittig zwischen vier aus Hohlrohren gebildeten vertikalen Pfosten angeordnet, welche ihrerseits durch Gewindestangen mit jeweils 1000 kN vorgespannt sind, um die Reaktionskraft verformungsarm über eine als biegesteif anzusehende Deckplatte als Widerlager in das Spannfeld zurückzuhängen. Somit bleibt eine Systemimmanenz gewahrt. Eine zwischen Druckpresse und unterer Druckplatte angeordnete Kraftmessdose mit einem Messbereich von bis zu 4000 kN erlaubt das genaue Auslesen der aufbrachten Vertikalkraft.

Über einen horizontal angeordneten Zug-Druck-Zylinder wird die Schubkraft von bis zu $H = 250$ kN zentrisch in einen Gleitschieber eingeleitet und über ein



(a) Übersicht



(b) Details und Bezeichnungen

Abbildung 5.5: Prüfeinrichtung für Toplager bis $D_{el} = 300$ mm

zwischen geschaltetes, kalibriertes Messglied kontrolliert. Das horizontale Widerlager bildet ein gegen das Spannfeld verspannter Bock, welcher sich zusätzlich in der Ebene des Gleitschiebers gegen die Pfosten des Versuchsstands abstützt. Um die über das Topflager weitergeleitete horizontale Reaktionskraft aufzunehmen, sind diese Pfosten zusätzlich mittels zweier Stahlscheiben in sich versteift.

Durch ihre geringe *Hertz'sche* Pressung erlauben zwei Rollenlager aus gehärtetem Edelstahl bei der Weiterleitung der Vertikalkraft eine Führung des Gleitschiebers mit vernachlässigbar kleinem Rollwiderstand. Ein ursprünglich für die Ermittlung der Schubsteifigkeit von Elastomerlagern bei hohen Verschiebegeschwindigkeiten vorgesehene Messelement erlaubt darüber hinaus die direkte Bestimmung der Reaktionskraft am Lager [49]. Hierzu ruht die untere Probenaufnahme ebenfalls auf einem gehärteten Edelstahlrollenpaar und ist mit der unteren Druckplatte horizontal über ein biegesteifes Verbindungsstück und eine vorgespannte Kraftmessdose gekoppelt.

Die horizontale Krafteinleitung in das Versuchslager erfolgte über eine im Gleitschieber verankerte Stahlknagge (siehe Abbildung 5.6). Um eine Kraftweiterleitung vom Lager in die Probenaufnahme möglichst über Reibung sicherzustellen, wurden die zum Probenhöhenausgleich erforderliche untere Futterplatte bzw. die zum Schutz der Dehnungsmessstreifen angeordnete Platte mit hoher Oberflächenrauheit ausgeführt. Die in den Abbildungen 5.7 und 5.6 zu erkennenden Schrauben dienten nur der Lagesicherung im kraftgesteuerten Versuch.

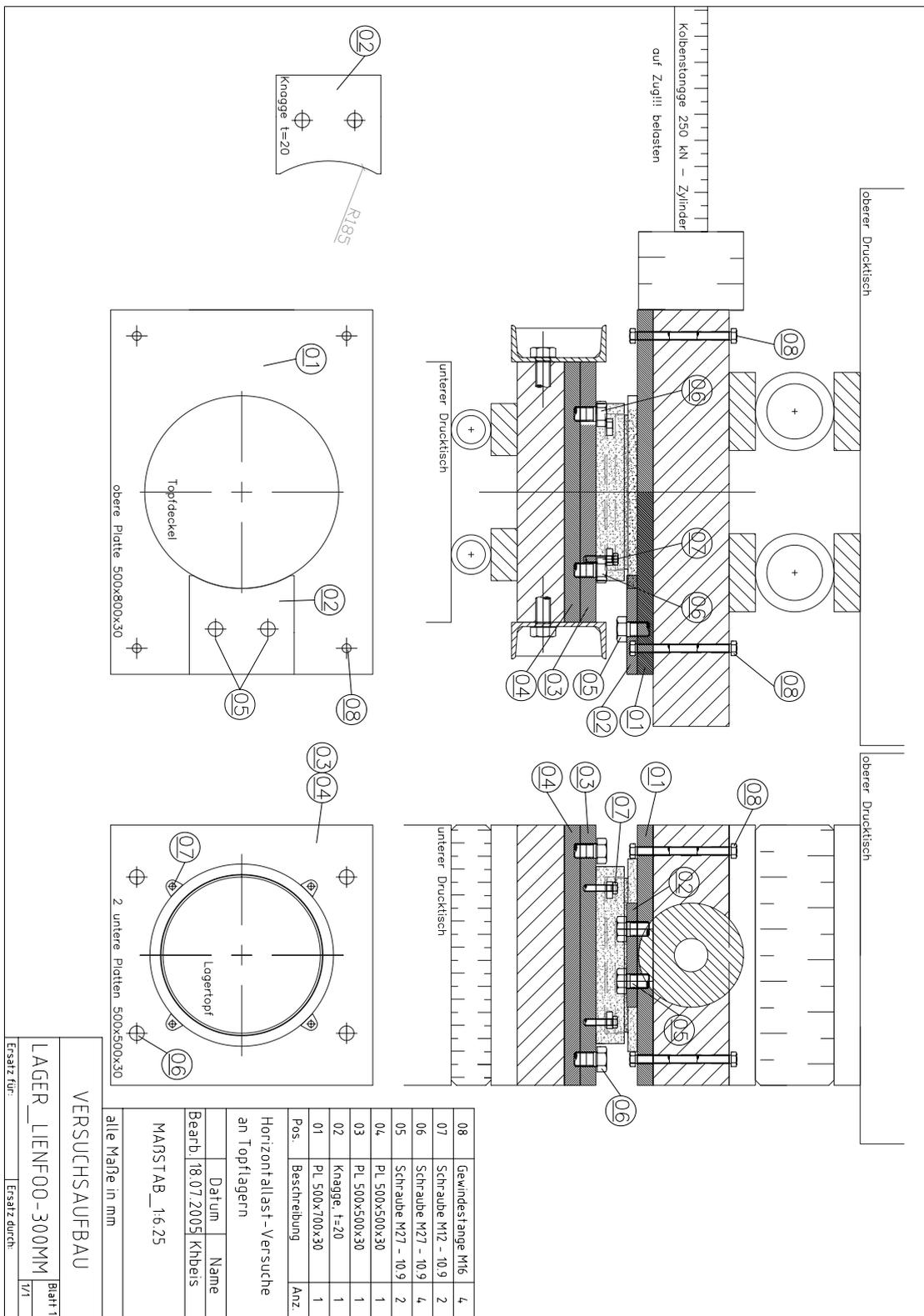


Abbildung 5.6: Anordnung von Futterplatten und Knaggen zur Aufnahme des ersten Lagers

Neben der bereits in Abschnitt 5.1 vorgestellten Ausstattung des Versuchslagers mit Dehnungsmessstreifen zur Erfassung der Topfdehnungen wurden darüber hinaus während des Versuchs auch die Aufweitung des Topfringes, die Relativverschiebung des Deckels zur Probenaufnahme sowie zur Kontrolle im möglichen Falle eines Rutschens der oberen Futterplatte und/oder der lasteinleitenden Knagge deren Relativverschiebung zum Gleitschieber gemessen. Hierzu wurden von der höchstbelasteten Stelle des Ringes in Krafrichtung aus jeweils um 90° versetzt vier induktive Wegaufnehmer mittels Magnetstativen auf der Oberseite der Probenaufnahme befestigt und radial auf den Lagertopf ausgerichtet. Ebenfalls über ein Magnetstativ wurde der induktive Wegaufnehmer auf der der Knagge abgewandten Seite gegen die frei zugängliche Seitenfläche des Topfdeckels ausgerichtet (siehe Abb. 5.7). Die Befestigung des gegen die Knagge gerichteten Wegaufnehmers erfolgte mittels eines an die Stirnfläche des Gleitschiebers geschraubten und in den Probenraum hineinragenden Stahlprofils.



Abbildung 5.7: Ermittlung der Ringaufweitung und Deckelrelativverschiebung mittels induktiver Wegaufnehmer

5.2.3 Versuchsprogramm

Durch die Inkompressibilität elastomerer Materialien weisen Topflager eine sehr hohe vertikale Lagersteifigkeit auf. Infolge der Schwächung der Schutzplatte mit Schlitzten und dem anschließenden Wiederverfüllen war jedoch eine unüblich große Setzung des Versuchslagers nicht auszuschließen. Daher wurden vor dem Start des eigentlichen Versuchsprogrammes zuerst zwei Belastungszyklen mit jeweils ansteigender Vertikalkraft aufgebracht. Hierdurch sollte der späteren, künstlich hervorgerufenen Primärsetzung des Lagers vorgegriffen werden.

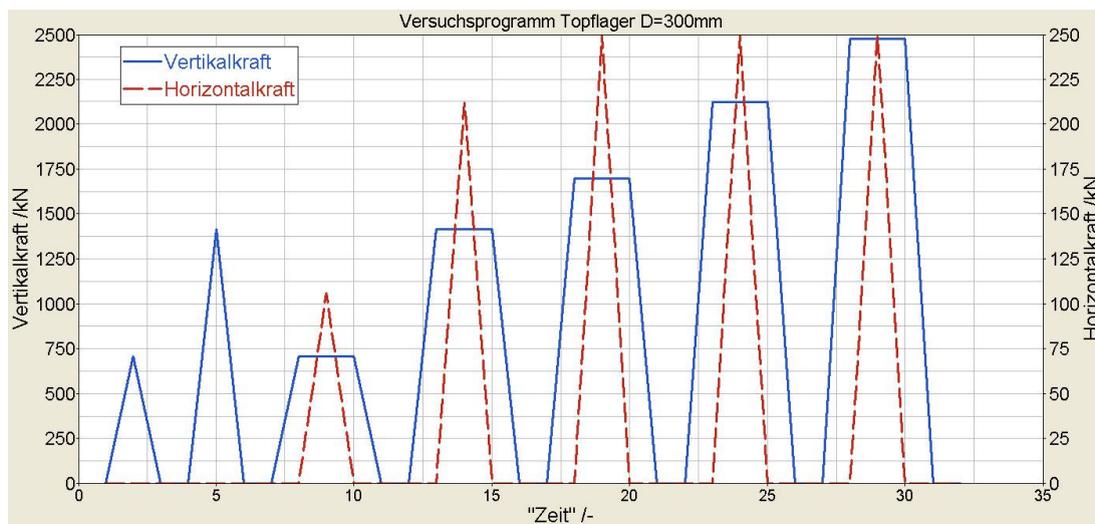


Abbildung 5.8: Versuchsprogramm, Lastkombinationen

Das eigentliche Versuchsprogramm sah in Summe fünf Lastkombinationen aus Vertikal- und Horizontaleinwirkungen vor (siehe Abbildung 5.8). Da sich Topflager, etwa im Gegensatz zu bewehrten Elastomerlagern, neben der hohen vertikalen Steifigkeit auch unter Einwirkung großer horizontaler Belastungen nur äußerst gering lateral verformen ($\ll 1\text{ mm}$), konnte die Lastaufbringung nicht weggesteuert erfolgen. Während eines einzelnen Lastzyklus wurde jeweils zuerst die Vertikalbelastung mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $v_{vert.} = 5\text{ N/mm}^2/\text{min}$ aufgebracht, nach Erreichen des gewählten Lastniveaus dann die Horizontalkraft eingeleitet. Diese wurde folglich kraftgesteuert mit einer Geschwindigkeit von $v_{hor.} = 50\text{ kN/min}$ bis zu dem Höchstwert, der sich zwingend aus der Vorgabe der Kraftabtragung durch Reibung zwischen Topfboden und unterer Probenaufnahme ergab, gesteigert. Als auf der sicheren Seite liegend wurde der Reibungsbeiwert zwischen den Stahlplatten zu maximal $\mu = 0,15$ angesetzt. In Tabelle 5.2 sind die im Versuch gemessenen Kräfte sowie die daraus resultierenden Elastomerpressungen und Lastverhältnisse zusammengestellt. Im Anschluss an jeden Zyklus wurde in umgekehrter Reihen-

folge zuerst horizontal, dann vertikal entlastet.

Es zeigte sich während des Versuches, dass die angestrebte Vertikalkraft von $V = 2500 \text{ kN}$ nicht aufgebracht werden konnte, was, wie sich später herausstellte, auf eine mangelnde Leistung des Ölaggregats und somit auf einen zu geringen Öldruck zurückzuführen war. Daher konnte der letzte geplante Lastschritt nicht ausgeführt werden.

Tabelle 5.2: Prüfbedingungen der ersten Versuchsreihe

Lastschritt	V /kN	p_{el} /N/mm²	H /kN	H/V /–
0-a	707	10,0	0	-
0-b	802	11,3	0	-
0-c	1414	20,0	0	-
I	675	9,5	100	0,15
II	1330	18,8	206	0,16
III	1600	22,6	245	0,15
IV	1840	26,0	243	0,13

Nach Beendigung dieser ersten Versuchsreihe, wurde das Versuchslager aus der Prüfmaschine ausgebaut und zerlegt. Es erfolgte eine kurze visuelle Inspektion und Wiedervermessung der einzelnen Komponenten. Es konnten gegenüber dem Ausgangszustand keine Veränderungen hinsichtlich Beschädigungen oder plastischen Verformungen festgestellt werden.

Um Aussagen über den Einfluss geometrischer Verhältnisse des Lagers auf die Dehnungen zu machen, wurde vor dem Wiederausbau der Boden des Topflagers auf eine verbleibende Materialstärke von $t_B = 12 \text{ mm}$ abgefräst. Die hierbei zerstörten DMS wurden ersetzt, wobei das Layout bezüglich Lage und Verkabelung gleich blieb. Der Zusammenbau wie auch der Wiedereinbau in die Prüfmaschine erfolgte entsprechend den bereits für die erste Versuchsreihe geschilderten Details. Nach erneuten vertikalen Erstbelastungsständen sollte das in Tabelle 5.2 angegebene Versuchsprogramm wiederholt werden. Durch einen Defekt in der Wegregelung kam es während der zweiten kombinierten Vertikal-/Horizontalkraftbeanspruchung jedoch zu einer schlagartigen Lastumkehr, die zu einem mechanischen Schaden der Prüfeinrichtung führte. Somit konnten nur die Zyklen der beiden ersten Lastschritte I und II wiederholt werden. Die während der zweiten Versuchsreihe tatsächlich aufgebrachten Kräfte sind in Tabelle 5.3 angegeben.

Tabelle 5.3: Prüfbedingungen der zweiten Versuchsreihe

Lastschritt	V /kN	p_{el} /N/mm²	H /kN	H/V /–
0-a	671	9,5	0	-
0-b	1096	15,5	0	-
0-c	1419	20,1	0	-
I	714	10,1	106	0,15
II	1416	20,0	205 (≈ 300)	0,15 (0,21)

5.2.4 Versuchsergebnisse

Die während sämtlicher Versuchsreihen gemessenen höchsten Dehnungen traten für alle Belastungszyklen sowohl radial im Übergangsbereich des Topfbodens zur Topfwand in Form von Biegezugdehnungen als auch in tangentialer Richtung entlang der Oberseite des Topfringes in Form von Ringzugdehnungen auf. Das jeweilige Maximum lag im Bereich der durch die aufgebrachte Horizontalkraft gebildeten Symmetrieachse des Lagers auf der Lasteinleitungsseite.

Durch die Lagergeometrie mit einer geringen Topftringbreite von $b_R = 20 \text{ mm}$ und einem verhältnismäßig dicken Topfboden mit $t_B = 17 \text{ mm}$ wird der Topftring infolge der angreifenden Horizontalkraft und dem Aufwölben einer hohen Biegebeanspruchung ausgesetzt. Dieser Zustand wird in Abbildung 5.9 verdeutlicht. Hier ist für das Versuchslager *TL300-1* die vertikale Dehnung über der Höhenlage der Dehnungsmessstreifen entlang der Außenwand des Lagertopfes aufgetragen. Es sind dabei jeweils die Messdaten für die höchste Horizontalkraft während eines Lastschrittes berücksichtigt. Mit zunehmendem Abstand von der Topftringoberseite bei $z = 54 \text{ mm}$ nimmt die Stauchung für alle vier Lastschritte nahezu linear zu. Die maximale Dehnung stellt sich bei einer Höhe von $z = 17 \text{ mm}$ über der Topfbodenunterseite ein, was genau dem Übergang bzw. der Einspannstelle des Topfringes zum Topfboden entspricht. Von da an fallen die Stauchungen stark ab und scheinen sich einem Wert nahe 0 zu nähern. Die Dehnungen wachsen für die hier gewählten Kraftstufen linear mit der Kraft an, da das Verhältnis der Dehnungszuwächse in etwa dem der maximalen Horizontalkräfte in den einzelnen Lastschritten entspricht. Zusätzlich zu den Ergebnissen der Reihe der Dehnungsmessstreifen in der Belastungssymmetrieachse bei $\phi = 0^\circ$, sind auch die der bei $\phi = 20^\circ$ applizierten DMS eingetragen (rechtes Diagramm, Abbildung 5.9). Die Dehnungen nahe der Topftringoberseite entsprechen in etwa denen bei 0° , allerdings verläuft die Dehnungslinie über die Topfwandhöhe weniger steil, was ein Vergleich der Werte bei $z = 40,5 \text{ mm}$ zeigt. Hier kommt somit bereits der Einfluss der in der Größe über den Umfang abneh-

menden Kontaktpressung zwischen Deckelbund und Topfwand zum Vorschein.

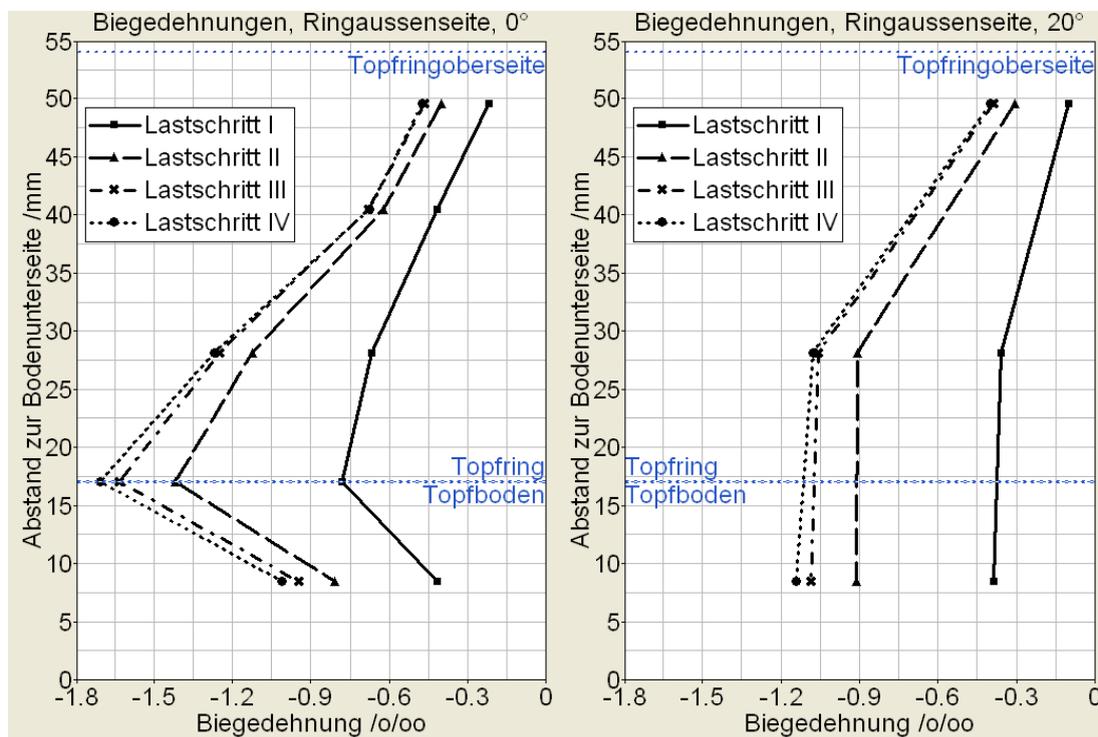


Abbildung 5.9: Biegedehnungen über die Höhe der Topfaußenwand für unterschiedliche Lastschritte bei $\phi = 0^\circ$ und 20° (TL300-1)

Der Verteilung der tangentialen Ringdehnungen entlang des Umfanges der Außen- und Oberseite der Topfwand ist in Abbildung 5.10 für die jeweilige horizontale Höchstkraft der vier Lastschritte dargestellt. In den vier Diagrammen sind die gemessenen Ringdehnungen für unterschiedliche Höhenlagen der Dehnungsmessstreifen über dem Winkelabstand ϕ zur Belastungsrichtung aufgetragen. Hierin entspricht ein Winkel von $\phi = 0^\circ$ der Richtung der Horizontalkraft, $\phi = 180^\circ$ beschreibt die lastabgewandte Seite. Der Topfboden ($z = 8,5$ mm) weist auf seiner Außenseite nur eine äußerst geringe tangentielle Beanspruchung auf. Für sämtliche Lastschritte liegen die Dehnungen unter $0,1\text{‰}$. Für die freien Ringbereiche ($z = 28,1$ mm, $49,5$ mm und die Ringoberseite) bildet sich ein typischer Verlauf aus, wobei die Dehnungen umso größer sind, je höher die Dehnungsmessstreifen an der Außenwand angebracht sind. Diese Tatsache ist wiederum durch die Form der Aufweitung des Topfringes zu erklären. Während die Ringbereiche, die in der Nähe des Überganges zum Topfboden liegen, durch diesen in einer Aufweitung behindert werden, können sich die höher gelegenen Bereiche relativ ungehindert nach außen biegen. Durch die Zunahme des Ringdurchmessers erfolgt die tangentielle Dehnung. Für jede hier dargestellte Faser und Laststufe fallen die Ringdehnungen, ausgehend von dem eingangs

bereits erwähnten Maximalwert, über den Umfang ab. Beträgt der Dehnungsabfall bei 20° lediglich rd. 15%, haben sich die Ringzugdehnungen bei 40° bereits mehr als halbiert. Ab rd. 60° weisen die Dehnungsmessstreifen Werte gleicher Größenordnung auf. Das bedeutet, dass sich der Ring, zumindest für die hier geprüften Lasten, ab diesem Winkel nicht mehr am Abtrag der horizontalen Kraft beteiligt. Ebenso muss dies als Hinweis dafür gewertet werden, dass, wie bereits abgeschätzt, die Lasteinleitung über den Deckelbund-Topfwandkontakt, die ja nur wenig unterhalb der Ringoberkante erfolgt, deutlich konzentrierter verteilt ist, als dies nach den Normvorschriften anzunehmen ist.

Ebenfalls wird ersichtlich, dass die Auswertungen der beiden letzten Lastschritte III und IV, trotz einer im letzten Fall rd. 15% höheren Elastomerpressung, für den durch die Horizontalkraft direkt beanspruchten Ringbereich nahezu gleiche Ergebnisse liefern. Dies bedeutet im Umkehrschluss, dass die Höhe der Vertikalkraft das Ergebnis infolge horizontaler Einwirkung nur gering beeinflusst.

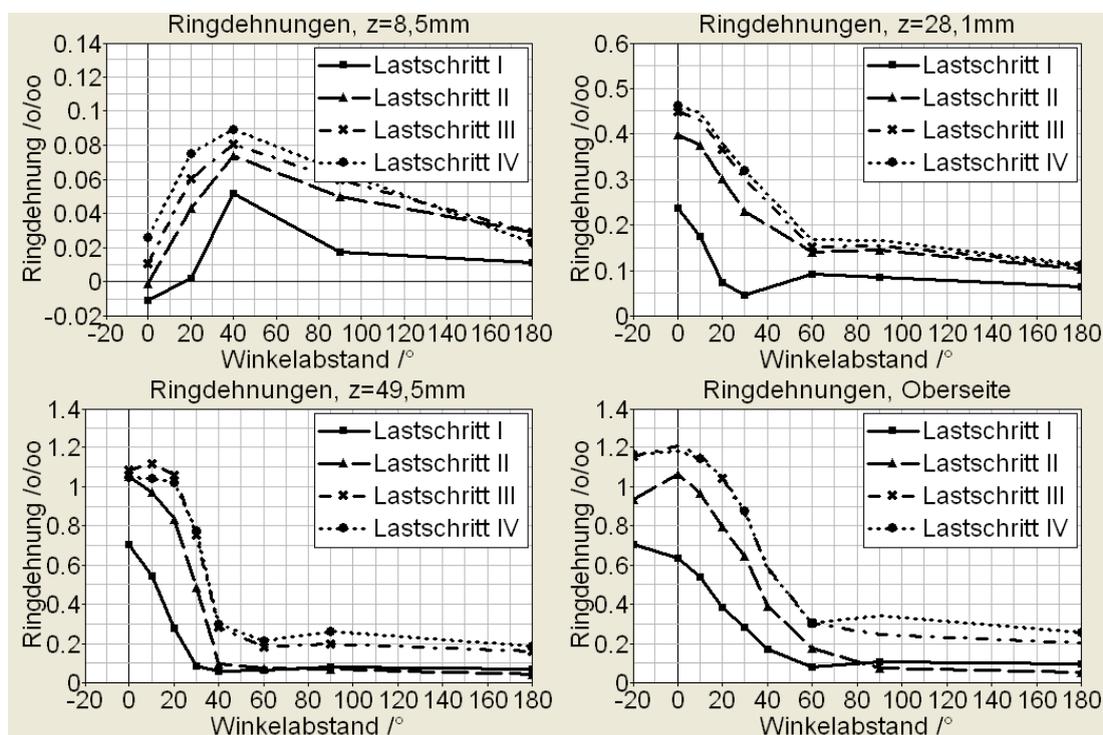


Abbildung 5.10: Verteilung der tangentialen Dehnungen auf der Ringoberseite entlang des Lagerumfanges für unterschiedliche Höhenlagen und Lastschritte (TL300-1)

Insbesondere für den ersten Lastschritt ist für sämtliche Höhenlagen der Dehnungsmessstreifen zu erkennen, dass hier der Lasteintrag nicht zentrisch erfolgte. Die Kurven fallen deutlich steiler ab als bei höheren Laststufen. Der auf der Oberseite des Ringes bei $\phi = -20^\circ$ zur Kontrolle angebrachte DMS liefert

einen höheren Dehnungswert als der bei $\phi = 0^\circ$, was einer zentrischen Lage des Topfdeckels und einem ersten Kontakt zwischen Deckelbund und Topfwand in der angedachten Symmetrieachse widerspricht. Auch für Lastschritt II erscheint der Kurvenverlauf zur Belastungssymmetrieachse hin nicht konsolidiert, sondern steigt fast linear von 40° bis 0° an.

Neben dem Topftring in tangentialer Richtung weisen auch die Topfbodenbereiche, die im schon beschriebenen Lasteinflussbereich der Störung durch die Horizontalkraft, also in der Belastungsachse in der Nähe des Überganges vom Topfboden zum Topftring, liegen, eine deutliche Beanspruchung auf. Für die beiden Dehnungsmessstreifen, die unmittelbar in diesem Bereich auf der Topfbodenoberseite (Abstand zur Wandinnenseite $x = 3 \text{ mm}$) bzw. genau unterhalb der Innenwand ($x = 0 \text{ mm}$) auf der Bodenunterseite angeordnet worden waren, ist in Abbildung 5.11 der Verlauf der radial gemessenen Dehnungen in Abhängigkeit der einwirkenden Horizontalkraft dargestellt. Mit Ausnahme des ersten Lastschrittes, bei dem der Dehnungsanstieg im Belastungsast bis zu einer Kraft von $H \approx 40 \text{ kN}$ stark nichtlinear ist, erfolgt der Zuwachs der radialen Dehnungen proportional zur Einwirkung. Hysteretisches Verhalten liegt zwar offensichtlich vor, ist jedoch nicht sonderlich stark ausgeprägt und weist folglich auch nicht auf ein Plastifizieren hin. Die Dehnungen auf der Topfbodenoberseite sind im Betrag größer als die auf der Unterseite. Dies ist auf den Biegezustand, dem dieser Bodenbereich ausgesetzt ist, zurückzuführen. Durch die Verformung des Topftringes und den biegesteifen Anschluss an den Topfboden erfährt die Bodenoberseite Biegezugspannungen, die Unterseite Biegedruckspannungen. Neben der reinen Biegebeanspruchung ruft die Horizontalkraft auch eine Zugnormalspannung im Topfbodenquerschnitt hervor. Die Interaktion dieser beiden Beanspruchungen führt zu der erhöhten Zugdehnung auf der Oberseite und der verminderten Stauchung auf der Unterseite.

Wie bereits die Ringdehnungen entlang des Topfwandumfanges, weisen die radialen Dehnungen auf der Topfbodenoberseite und -unterseite ebenfalls einen signifikanten Verlauf in Richtung parallel zum Kraftvektor auf (siehe Abbildung 5.12). Dabei sind die Kurven für die Ober- und Unterseite nahezu spiegelbildlich. Ausgehend von der als Singularität zu betrachtenden Ecke, dem Übergang vom Topftring zum Topfboden, fallen die Dehnungen entlang der Belastungssymmetrieachse auf der Bodenoberseite bzw. -unterseite betragsmäßig ab. Die Steigung der Kurven ist umso steiler, je größer die aufgebrachten Vertikal- und Horizontalkräfte sind. Durch die höheren Lasten wächst auch der Betrag der maximalen Dehnungen, dennoch schneiden sich die Kurven für die unterschiedlichen Lastschritte für die Messungen scheinbar in einem Punkt. Dieser Schnittpunkt liegt für die Bodenoberseite in einem Abstand von rd. $x = 25 \text{ mm}$ zur Topf-

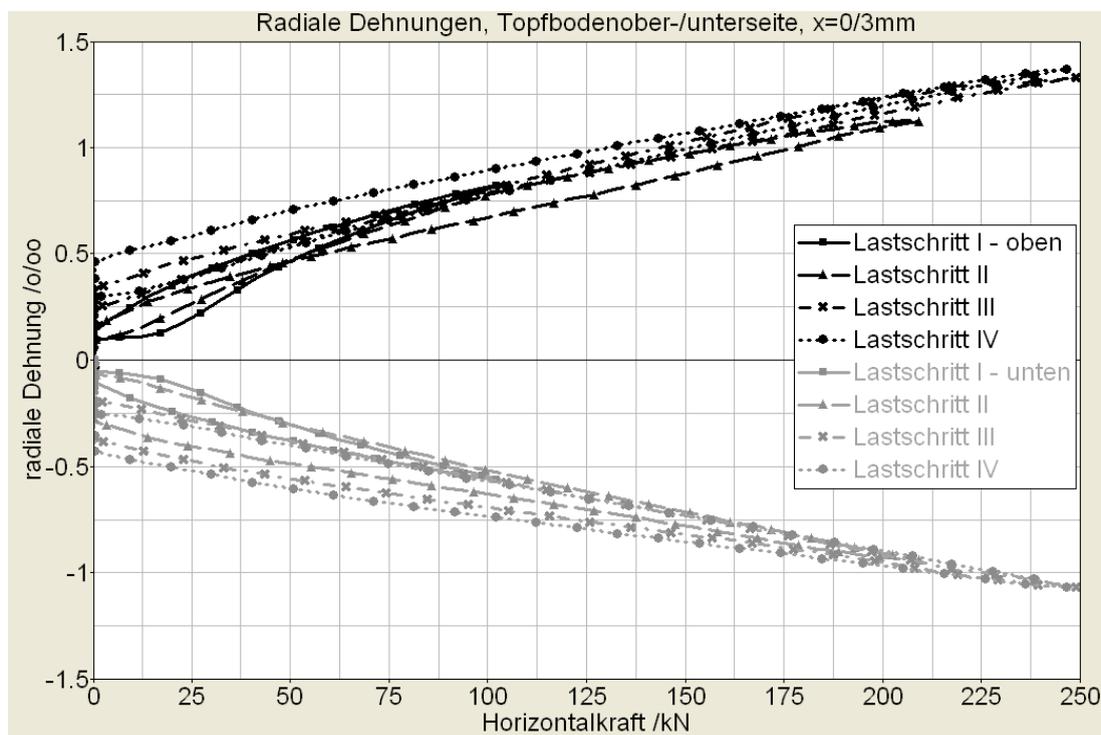


Abbildung 5.11: Dehnungsverläufe der Messstellen im Übergangsbereich von Topftring zu Topfboden (TL300-1)

wandinnenseite, für die Bodenunterseite beträgt die Entfernung dieses Punktes rd. $x = 15$ mm. Im weiteren Verlauf kommt es zu einem Vorzeichenwechsel der Messwerte und jeweils einem lokalen Maximum im Bereich zwischen rd. 40 mm und 60 mm Abstand zur Topfwandinnenseite. Diese Extremwerte sind für die Kurven der Topfbodenunterseite stärker ausgeprägt als für die der Bodenoberseite, was wiederum mit der Überlagerung der Biegespannungen mit den Zugdehnungen zusammenhängt. Nach den lokalen Maxima durchlaufen die Kurven einen Wendepunkt, der für sämtliche Verläufe einen Abstand zur Topfwandinnenseite hat, der ungefähr $1/3$ des Lagerinnendurchmessers beträgt ($x = 100$ mm), und nähern sich anschließend einem nahezu konstanten Dehnungswert auf der lastabgewandten Seite des Lagertopfes an. Diese Form der Dehnungsverteilung bestätigt die Vermutung, dass sich der Einfluss der eingeleiteten Horizontalkraft in einem Teilbereich des Topftrings und des Topfbodens lokalisiert, von dort dann über die zwischen Topfbodenunterseite und der Ankerplatte wirkende Reibung in den Unterbau abgetragen wird, und dass der verbleibende Spannungs- bzw. Dehnungsbetrag aus der vertikalen Beanspruchung resultiert. Eine höhere Lagerpressung bei sonst gleicher Horizontalkraft (Lastschritte III und IV) ist im maßgebenden, unmittelbaren Übergangsbereich vom Topftring zum Topfboden zwar vorhanden, spielt gegenüber dem Einfluss

der Horizontallast selbst aber nur eine untergeordnete Rolle.

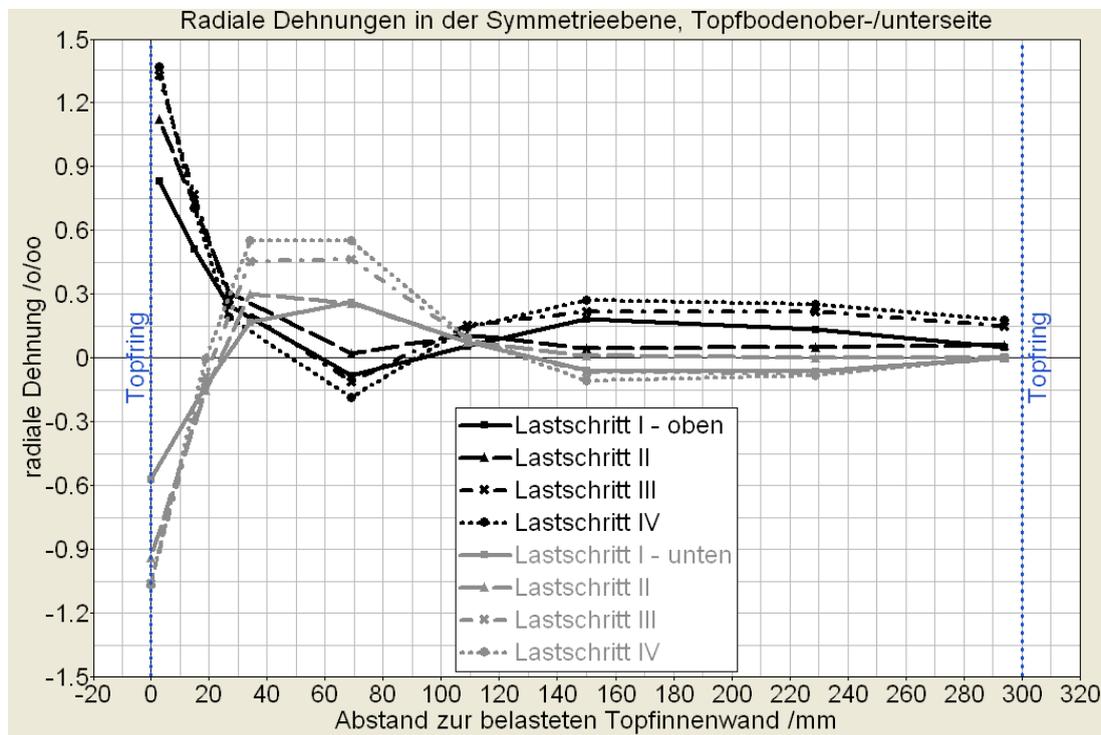


Abbildung 5.12: Dehnungsverteilung auf der Bodenoberseite und -unterseite in der Symmetrieachse für unterschiedliche Lastschritte (*TL300-1*)

Für die Versuchsreihe *TL300-2* konnte nur der erste kombinierte Lastschritt und der Belastungsast des zweiten Lastschrittes ausgewertet werden, da es während der Prüfung zu einem Schaden an der Prüfmaschine kam. Die grundsätzliche Form der Dehnungsverläufe aus Versuchsreihe *TL300-1* konnte durch *TL300-2* bestätigt werden. In Abbildung 5.13 ist für einige der Dehnungsmessstreifen auf der Topfringoberseite der Dehnungszuwachs in den beiden Horizontallastschritten über der Einwirkung aufgetragen. Die Entlastungsäste nach der zweiten Horizontalbelastung konnten aus oben genannten Gründen nicht dargestellt werden. Auffällig ist der stark nichtlineare Anstieg an den Messstellen im Bereich der Lasteinleitung für den ersten Lastschritt, was auf eine Anpassung (Verschub des Deckels zum Kontaktpunkt) zurückzuführen ist. Ab einer Horizontalkraft von $H \approx 50 \text{ kN}$ verlaufen die Kurven annähernd parallel zu denen des zweiten Lastschrittes, wobei diese in ihrem Verlauf als nahezu konstant angesehen werden können. Eine Abhängigkeit des Dehnungszuwachses von der Lage des Dehnungsmessstreifens entlang des Lagerumfanges wird abermals deutlich. Bereits ab einem Winkelabstand von $\phi = 60^\circ$ beträgt der Zuwachs weniger als die Hälfte des Wertes bei 10° (die Winkelangaben müssten jeweils um 10° verringert werden, da die Lasteinleitung um diesen Betrag verschoben gew-

sen zu sein scheint, worauf im Weiteren nochmals näher eingegangen wird), bei 90° und 180° ist keine Abhängigkeit mehr von der Größe der Horizontalkraft zu verzeichnen.

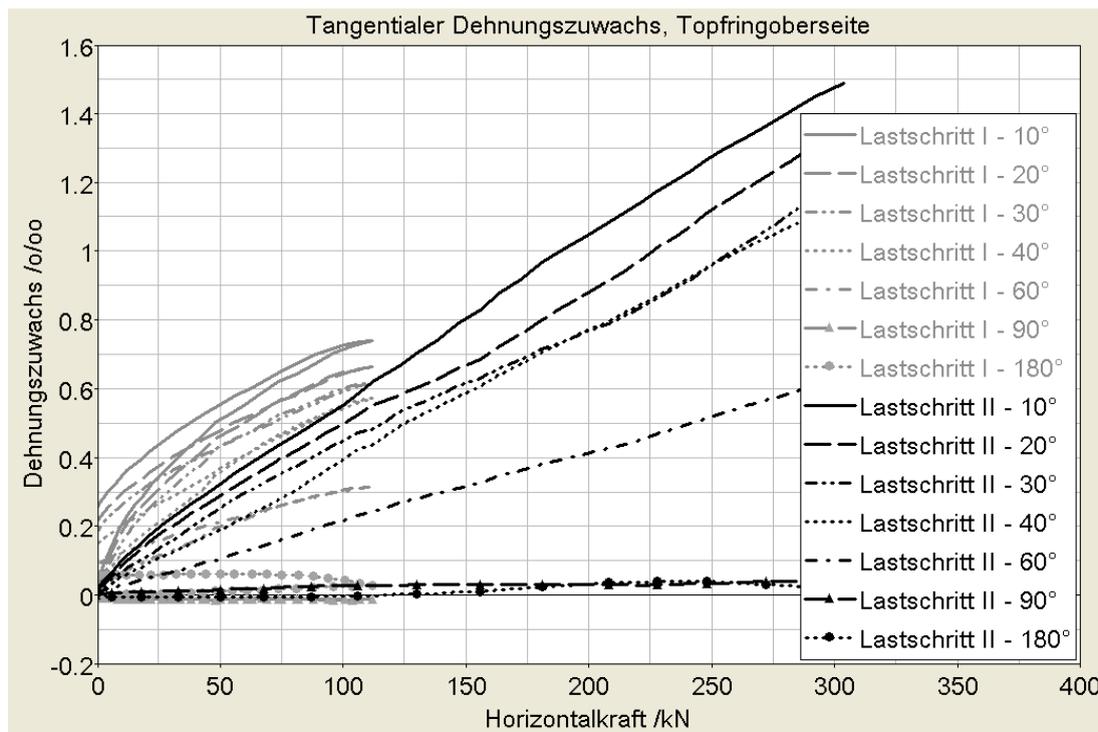


Abbildung 5.13: Dehnungsentwicklung auf der Topfringoberseite infolge Horizontalkraft (TL300-2)

Dieser Zusammenhang gilt so auch für die Absolutwerte der Dehnungen. Dies wird verdeutlicht, wenn die in jedem Lastschritt erzielten maximalen Messwerte über der Lage der Dehnungsmessstreifen der Topfringoberseite entlang des Lagerumfangs aufgetragen werden (Abbildung 5.14). Die bereits für TL300-1 gezeigte Form der Dehnungsverteilung (Abbildung 5.10) kann somit bestätigt werden.

Der Verlauf der Biegedehnungen auf der Topfwandaußenseite ist für die Dehnungsmessstreifen, die bei $\phi = 0^\circ$, 10° und 20° über die Höhe der Topfwand verteilt angebracht worden waren, in Abbildung 5.15 dargestellt. Da für diese Versuchsreihe dasselbe Lager, welches bereits in TL300-1 geprüft worden war, verwendet wurde und vorab lediglich der Topfboden von $t_B = 17$ mm bis auf eine verbleibende Materialstärke von 12 mm abgefräst worden war, konnten die Messstellen bei $z = 8,5$ mm nicht mehr ausgelesen werden. Daher besitzen die Kurven der Abbildung 5.15 jeweils eine Stützstelle weniger. Die Dehnungsverläufe für $\phi = 0^\circ$ zeigen wieder den bereits in der ersten Versuchsreihe festgestellten Verlauf. Allerdings liegt das Maximum der Stauchung nicht, wie eigentlich zu

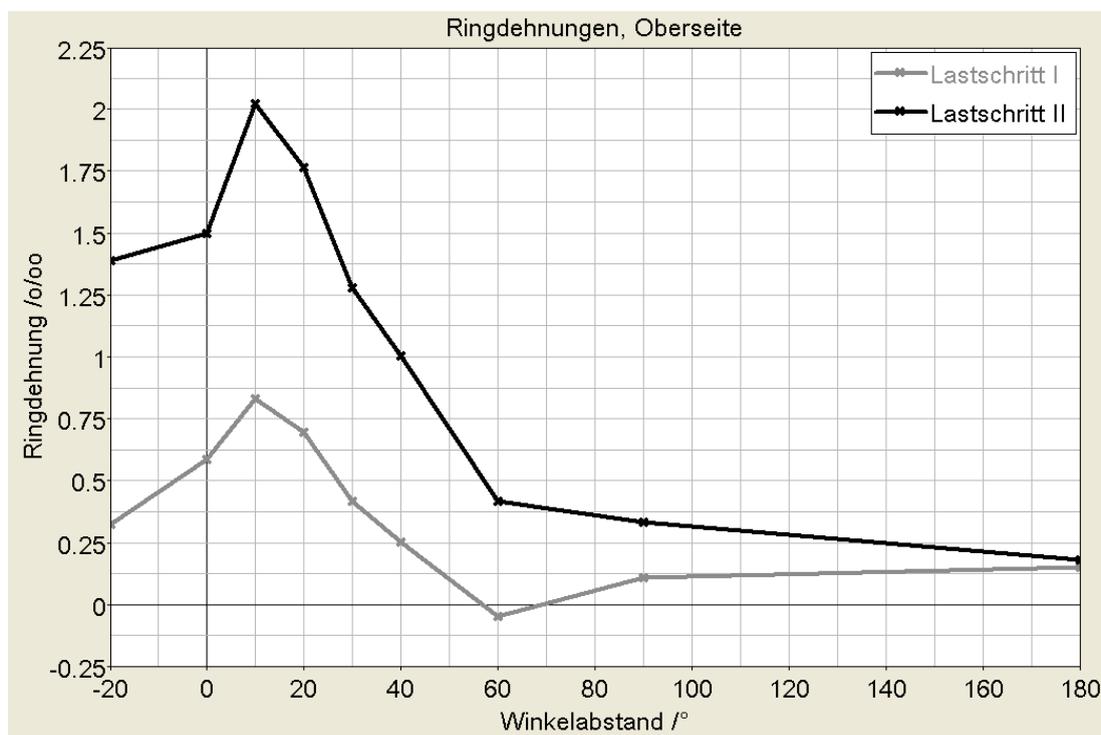


Abbildung 5.14: Verteilung der tangentialen Dehnungen auf der Ringoberseite entlang des Lagerumfangs für beide Lastschritte (*TL300-2*)

erwarten gewesen wäre, in Höhe der Einspannstelle des Topfringes in den Topfboden bei $z = 12 \text{ mm}$, sondern etwas oberhalb. Deutlich ist wiederum für alle Kurven die Dehnungszunahme vom ersten zum zweiten Lastschritt zu erkennen. Die Werte bei $\phi = 0^\circ$ liegen unterhalb derer, die für 10° und 20° gemessen wurden, was darauf schließen lässt, dass die Lasteinleitung vom Topfdeckel auf die Topfwand wiederum nicht zentrisch erfolgte (siehe auch Abbildung 5.14).

Im Vergleich zu den Ergebnissen der Versuchsreihe *TL300-1* ist festzustellen, dass die für *TL300-2* gemessenen Stauchungen deutlich geringer ausfallen. Dieser Umstand ist dadurch zu erklären, dass durch den dünneren Topfboden ein geringerer Verdrehwiderstand des Rahmensystems Topfboden-Topftring vorliegt. Der obere Bereich der Topfwand wird bei einer Einwirkung gleicher Größe in Belastungsrichtung weiter radial nach außen verdreht, was durch die Nachgiebigkeit des Topfbodens jedoch ausgeglichen werden kann. Die Biegebeanspruchung des Topfringes muss folglich im Bereich der Einspannung zurückgehen. Gleiches gilt für die Belastung der Topfbodenoberseite und die Unterseite im Anschlussbereich zum Topftring. Messtechnisch konnte dies für den Boden jedoch nicht bestätigt werden, da die Dehnungsmessstreifen in der Nähe des Überganges zum Topftring im Versuch nach der ersten Vertikalbelastung ausgefallen waren.

Als Konsequenz des „weicheren“ Verhaltens des Lagers *TL300-2* muss der Rückgang der Biegebeanspruchung im Bereich der Einspannung jedoch mit einer Erhöhung der tangentialen Beanspruchung im Bereich der Oberseite des Topftringes einhergehen. Die Horizontalkraft wird folglich bei verringerter Topfbodenhöhe in stärkerem Maße durch eine Ringzugtragwirkung aufgenommen, was in einem entsprechenden Anstieg der Ringzugdehnungen entlang der Topfringoberseite resultiert. Dieser Effekt wird durch Abbildung 5.14 bestätigt. Die maximale Dehnung beträgt an der Messstelle mit einem Winkelabstand $\phi = 10^\circ$ zur Lasteinleitungsachse rd. $2,0\text{‰}$. Die in Lastschritt II höhere maximale Horizontalkraft von $H \approx 300 \text{ kN}$ muss für einen Vergleich mit den Ergebnissen aus *TL300-1* (hier lag die maximale Kraft im zweiten Lastschritt lediglich bei $H = 200 \text{ kN}$) berücksichtigt werden. Aus Abbildung 5.13 folgt aus einer Kraftsteigerung um diesen Differenzbetrag ein Dehnungszuwachs von $0,44\text{‰}$. Somit liegt die Dehnung bei vergleichbarem Kraftniveau mit $1,58\text{‰}$ rd. 49% über derjenigen, die für eine Bodenhöhe von $t_B = 17 \text{ mm}$ ermittelt worden war.

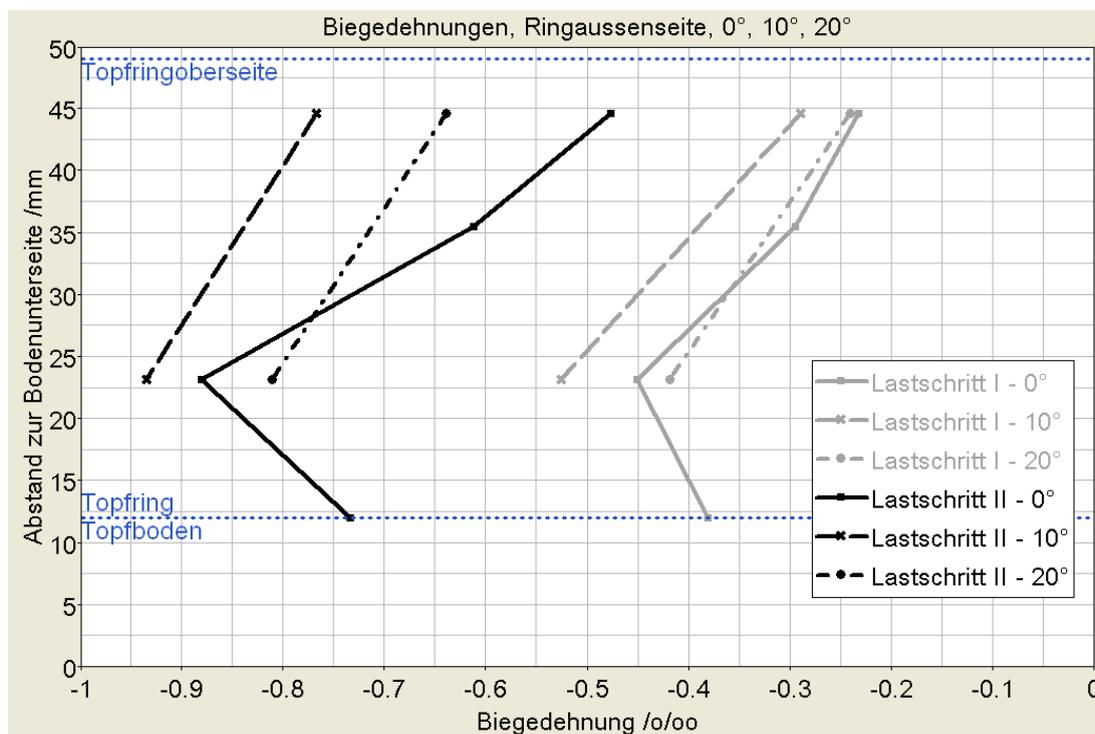


Abbildung 5.15: Biegedehnungen über die Höhe der Topfaußenwand für beide Lastschritte bei $\phi = 0^\circ, 10^\circ$ und 20° (*TL300-2*)

5.3 Versuche an Topflagern $D_{el} = 450 \text{ mm}$ und $D_{el} = 600 \text{ mm}$

5.3.1 Versuchsaufbau

Für eine weitere Betrachtung auch größerer Lagerformate musste ein neuer Versuchsstand konzipiert werden, der es ermöglicht, zu gleicher Zeit hohe Vertikal- und Horizontallasten in die zu untersuchende Probe einzuleiten. Da bereits bei einem Topflager mit einem Durchmesser des Elastomerkissens von $D_{el} = 500 \text{ mm}$ zur Erzielung einer Elastomerpressung von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ eine Vertikalkraft von rd. 8500 kN nötig ist, kam für die Aufbringung der vertikalen Belastung nur die in den Einrichtungen des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie, MPA Karlsruhe an der Universität Karlsruhe (TH) bestehende Prüfmaschine *UBP 15000* der Firma *Mohr-Federhaff-Losenhausen* mit einer nominellen Vertikalkraft von 15000 kN in Frage. Die Einrichtung für eine gleichzeitige Horizontallasteinleitung musste somit auf die Randbedingungen der Prüfmaschine abgestimmt werden.

Für eine biaxiale Lastaufbringung erscheinen grundsätzlich mehrere Konstruktionsvarianten denkbar.

Der einfachste der hier dargestellten möglichen Versuchsaufbauten wurde in [106] für die Durchführung von Prüfungen an bewehrten Elastomerlagern vorgesehen und wird auch als *Inclined Compression Test* bezeichnet. Hierbei werden zwei baugleiche Versuchslager zentrisch übereinander in einer Druckprüfmaschine angeordnet. Jeweils zwischen den Proben sowie im Anschluss zur oberen und unteren Druckplatte der Maschine befinden sich Keilplatten. Werden diese mit wechselndem Gefälle eingebaut, resultiert aus einer Vertikalkraft eine Abtriebskraft (siehe Abbildung 5.16a). Diese Schubbelastung entspricht im geneigten Koordinatensystem der Lager einer Horizontalkraft H_{test} und lässt sich zu

$$H_{test} = \sin(\alpha_0) \cdot V_{pruef} \quad (5.2)$$

bestimmen. Hierin bezeichnen V_{Pruef} die im Versuch durch die Prüfmaschine aufgebrauchte Vertikalkraft und α_0 die Neigung der Keilplatten. Durch diesen Zusammenhang wird der Nachteil dieses einfachen Aufbaus ersichtlich. Da die Horizontalkraft stets von der Größe der Vertikalkraft abhängt, können die beiden Kräfte nicht getrennt voneinander gesteuert werden. Somit bleibt das Belastungsverhältnis H/V für einen Versuch stets konstant und kann nur durch ein Auswechseln der Keilplatten gegen solche mit abweichender Neigung α_0 variiert werden.

Eine Untersuchung des Einflusses der durch die Vertikalkraft hervorgerufenen Elastomerpressung auf die Reaktion des Lagers bei gleichzeitiger Horizontalbeanspruchung ist somit folglich nicht möglich. Neben der Forderung nach zwei identisch aufgebauten Lagern für nur ein Versuchsergebnis besteht ein weiterer versuchstechnischer Nachteil darin, die beiden Lager so gegeneinander zu positionieren, dass ein gleichzeitiger horizontaler Lasteintrag gewährleistet wird. Dieser Punkt ist für die Zuordnung bzw. gleiche Verteilung der insgesamt wirkenden Horizontalkraft auf die beiden Lager von entscheidender Bedeutung. Hierauf wird bei der Vorstellung der zweiten Möglichkeit zur Realisierung des Versuchsaufbaus nochmals näher eingegangen. Des Weiteren wird durch den horizontalen Lastabtrag eine Exzentrizität in die Prüfmaschine eingeleitet, die diese nur bedingt aufnehmen kann (diese beträgt nach Herstellerangaben bei maximaler Prüflast 10 cm) [80]. Für eine direkte Aufnahme horizontaler Kräfte ist die Prüfmaschine grundsätzlich nicht ausgelegt. Neben diesen versuchsbedingten Unzulänglichkeiten des Versuchsaufbaus wäre zusätzlich auch ein sicherheitstechnischer Aspekt zu bedenken, da die für das Aufbringen von höheren H/V -Verhältnissen benötigte größere Neigung der Keilplatten einen Kirschkerneffekt der Proben und der mittleren Keilplatte begünstigt. Hierdurch kann es zu einem schlagartigen Versagen des Systems kommen, sobald die Haftung in einer der Fugen Lager/Keilplatte und/oder Keilplatte/Maschinenhaupt überwunden wird.

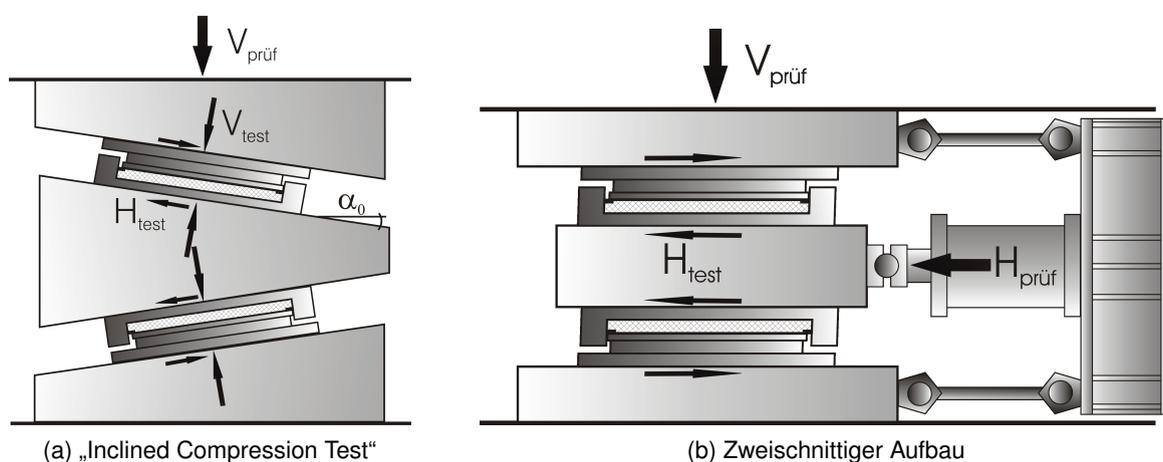


Abbildung 5.16: Alternativen einer biaxialen Lasteinleitung

Eine weitere Möglichkeit zur Realisierung eines Versuchsaufbaus für eine kombinierte Vertikal- und Horizontalkrafteintragung besteht in einer zweischnittigen Konstruktion [84], [116], [102]. Hierbei werden wiederum zwei baugleiche Proben spiegelbildlich übereinander angeordnet. Die laterale Lastaufbringung erfolgt über einen horizontalen Hydraulikzylinder, der gegen eine zwischen den Proben eingebaute Lastplatte drückt oder diese zieht. Während der Zylinder auf

der Widerlagerseite gegen einen verspannten Bock abgestützt werden könnte, ist dies für den Lastabtrag auf der Probenseite nicht möglich, da, wie erwähnt, die Prüfmaschine keine planmäßige Aufnahme von Horizontalkräften erlaubt. Somit muss die Abtragung der horizontalen Reaktionskraft durch einem systemimmanenten Versuchsaufbau sichergestellt werden. Dies ist durch eine Anordnung der Lager auf Grundplatten möglich, die über Träger wiederum mit dem Widerlager, das die Zylinderkraft aufnimmt, kurzgeschlossen sind (siehe Abbildung 5.16b).

Die Schwierigkeit bei der Konstruktion liegt hierbei zum Einen darin, den so konzipierten Versuchsstand an unterschiedliche Lagergeometrien anzupassen. Unterschiedliche Lagerbauhöhen müssen ausgeglichen werden können, was nur durch ein Scherensystem möglich ist. Die hierbei einzusetzenden Gelenke am Prüfzylinder müssten für die doppelte Kraft, die auf ein Lager aufgebracht werden soll, ausgelegt sein, da sich diese Kraft theoretisch hälftig auf beide Proben verteilt. Die jedoch noch schwieriger zu realisierende Anforderung bei einem zweiseitigen Aufbau betrifft die vorzusehenden Justagemöglichkeiten an den Proben, um auch tatsächlich eine gleichmäßige Verteilung auf beide Proben zu erreichen. Diese Art des Versuchsaufbaus ist zum Beispiel für bewehrte Elastomerlager gängig [31], da hier geringe horizontale Fehllagen durch elastische Verformungen der Lager ausgeglichen werden können. Für Prüfungen an Topflagern, die keine großen lateralen Verformungen aufweisen, erscheint sie jedoch ungeeignet. Im Falle einer nicht idealen horizontalen Ausrichtung der beiden Proben zueinander bzw. infolge einer geometrisch nicht völlig identischen Lage des Topfdeckels im Lagertopf würde zu Versuchsbeginn lediglich eines der Lager horizontal belastet. Das zweite Topflager beteiligt sich erst dann am Lastabtrag, wenn das anfängliche Lagerspiel des zweiten Topflagers durch horizontale Verformung des primär lastabtragenden Topflagers überwunden ist. Bei Annahme eines maximalen Spieles zwischen Deckelbund und Topfwand von 0,8 mm kann diese Verformung im ungünstigsten Fall also einer Horizontalkraft zugeordnet werden, die im Bereich der Traglast des zu untersuchenden Topflagers liegt (siehe Abbildung 4.32).

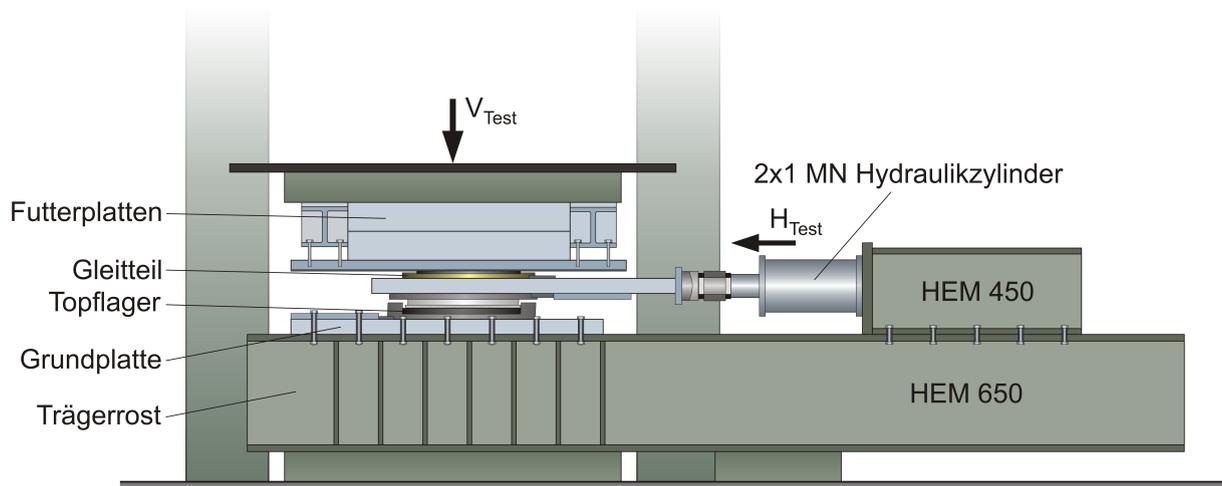
Aus diesem Grund wurde von einer Realisierung einer der beiden beschriebenen Konzeptionen nach Abbildung 5.16 abgesehen und eine dritte Variante ausgearbeitet und umgesetzt. Die Nachweise für den Schubstand unter den gewählten Prüflasten wurden nach den üblichen Regeln des Stahlbaus geführt. Für die Auslegung wurde eine Festigkeit bzw. eine „zulässige“ Spannung von $\approx 100 \text{ N/mm}^2$ angesetzt. Durch diese gegenüber den eigentlichen Materialfestigkeiten schärfere Forderung und geringere Materialausnutzung sollte sichergestellt werden, dass der Versuchsstand eine ausreichende Steifigkeit besitzt

und somit die Verformungen der Prüfeinrichtung die Randbedingungen im Versuch nicht beeinflussen.

Gewählt wurde ein einschnittiger Aufbau, ähnlich dem bereits in Abschnitt 5.2.2 beschriebenen Versuchsaufbau zur Prüfung von kleinen Topflagern. In Abbildung 5.17a ist eine Skizze der Vorrichtung dargestellt. Der gesamte Versuchstand ist modular aufgebaut und wird über einen Schlitten in den Prüfraum der Druckprüfmaschine gezogen und ausgerichtet. Einen Unterschied zum kleinen Schubstand stellt die Verwendung eines Gleitteiles anstelle der für die ersten Versuche verwendeten Rollenlager dar. Das zu prüfende Lager wird auf einer Grundplatte mit Abmessungen von $1500 \times 1500 \text{ mm}^2$ angeordnet. Die laterale Belastung des Lagers erfolgt durch liegende Hydraulikzylinder vom Typ *Lukas 1000* gegen einen Schieber mit den Abmessungen der Grundplatte, der die Kraft über Reibung und über Knaggen, die den Radien der Deckel angepasst sind, auf diese überträgt. Die Lastweiterleitung erfolgt über den Lagertopf und ebenfalls formschlüssige Knaggen in die Grundplatte, die ihrerseits auf vier Stahlträgern *HEM 650* aufliegt und gegen die Trägerflansche verschraubt ist. Sämtliche Anschlüsse sind als *M27, 10.9 HV*-Schraubverbindungen ausgeführt.

Die Bohrungen der Grundplatte und der Trägerflansche sind in einem Raster von $200 \times 200 \text{ mm}$ angeordnet. Dieses Bohrbild entspricht dem an der MPA Karlsruhe gängigen Raster, womit eine spätere Erweiterung des Versuchstandes je nach Anforderung und Anwendungsfall ermöglicht wird. Durch die Breite der Trägerflansche von $b = 305 \text{ mm}$ und dem Abstand der Bohrungen von 200 mm resultiert ein Freiraum zwischen zwei Trägern von 95 mm . Um einen möglichst gleichmäßigen vertikalen Lasteintrag zu gewährleisten, wird die Grundplatte im Bereich dieser Lücke jeweils durch einen weiteren Träger, dessen Flanschbreite passend reduziert wurde, unterstützt. Zusätzlich wurden die Stege sämtlicher Stahlprofile im Lasteinleitungsbereich großzügig ausgesteift, um einer Flanschbiegung oder einem Stegbeulen vorzubeugen.

Im Bereich des „Widerlagers“ sind auf jeden der mit der Grundplatte verschraubten Träger je ein Stahlprofil *HEM 450* aufgelegt und verschraubt. Für jedes dieser „Widerlager“ ist über eine aufgeschweißte Kopfplatte die Aufnahme des Hydraulikzylinders mit einer Nennlast von $F = 1000 \text{ kN}$ ermöglicht. Die Böden der Zylindergehäuse und die Kopfplatten sind stumpf gestoßen. Auf der Kolbenstange des Zylinders ist zur Erfassung der aufgebrachten Horizontalkraft eine Kraftmessdose adaptiert. Des Weiteren wurden Kalotten konzipiert, welche intern vorgespannt auf die Kolbenstangen geschraubt sind (Abbildung 5.18a). Somit kann eine mögliche Schiefstellung des Zylinders und/oder eine Verkipfung des Schiebers ausgeglichen und eine exzentrische Belastung der hierfür nicht ausgelegten Kolbenstangen verhindert werden. Eine Angleichung der



(a) Skizze und Bezeichnungen



(b) Übersicht



(c) Trägeransicht

Abbildung 5.17: Ansichten des großen Schubversuchsstandes

Höhenlage der Zylinderachse an die für unterschiedliche Topflagergeometrien variable Schwereachse des Schiebers erfolgt durch Unterlegen mit Blechen entsprechender Dicke.

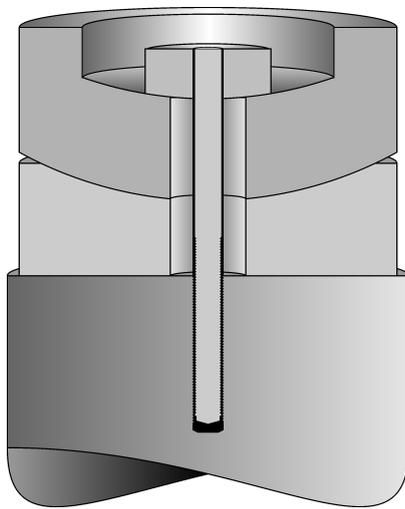
Der für die Kraffteinleitung benötigte horizontale Freiheitsgrad am Schieber (Relativverschiebung zur oberen Druckplatte der Prüfmaschine) wird durch das Gleitteil realisiert. Dieses ist entsprechend dem eines Topfgleitlagers konzipiert. Der eine Gleitpartner ist eine geschmierte PTFE-Platte mit Schmiertaschen und einem Durchmesser von $D_{PTFE} = 550 \text{ mm}$, welche in einer PTFE-Aufnahme (in einem Rezess einer Stahlplatte) gekammert ist. Diese Aufnahme wiederum ist auf die Oberseite des Schiebers gespannt. Die Gleitplatte ist mit Silikonfett in Brückenlagerqualität geschmiert.

Als Gleitpartner dient ein poliertes, austenitisches Stahlblech mit Abmessungen von $900 \times 1500 \times 3 \text{ mm}^3$, welches auf eine stählerne Gleitplatte aufgezogen wurde. Die Gleitplatte mit den Maßen $900 \times 1500 \times 50 \text{ mm}^3$ ist ihrerseits mit zwei weiteren Futterplatten verschraubt und am oberen Maschinenhaupt aufgehängt. Da in dem Gleitteil trotz des bekannt geringen Reibbeiwertes unter hohen Vertikalkräften ein gewisser Reibungskraftanteil verbleibt, muss dieser zum Einen vorab bestimmt werden, um durch Differenzbildung mit der Ausgabe an der Kraftmessdose die Größe der tatsächlich auf das Topflager wirkenden Horizontalkraft zu bestimmen. Zum Anderen muss diese Kraft aus Gründen der zulässigen Lastexzentrizität der Prüfmaschine wiederum extern abgetragen werden. Hierzu sind zwei Spannstangen $M27, 10.9$ nach dem Augenstabprinzip mit Bolzen an Gabeln, welche an die Gleitplatte angeschweißt sind, angeschlossen (siehe Abbildung 5.18b) und rückseitig gegen die Stahlprofile des Schubstandes gespannt.

Durch die einschnittige Anordnung mit Gleitteil und den Kraftverlauf vom Zylinder über den Schieber und das Topflager in die mit der Grundplatte verschraubten *HEM 650*-Profile einerseits und in umgekehrter Richtung vom Zylinder über das Widerlager auf die *HEM 650*-Profile andererseits, weist der Schubstand einen geschlossenen Kraftfluss auf. Eine außerplanmäßige Beanspruchung der Prüfmaschine durch äußere horizontale Lasten konnte somit verhindert und die entsprechende Vorgabe erfüllt werden.

5.3.2 Kalibrierung des Gleitteiles

Um den Einfluss der Reibung zwischen dem Gleitblech, welches über die Gleitplatte und die Futterplatten unter die obere Druckplatte des Maschinenhauptes gehängt ist, und der auf der Schieberoberseite angebrachten PTFE-Platte zu ermitteln, wurde das Gleitteil vor Durchführung der eigentlichen Versuchsreihen



(a) Vorgespannte Kalotte



(b) Spannstangenanschluss an der Gleitplatte

Abbildung 5.18: Konstruktionsdetails des großen Schubversuchsstandes

an den Topflagern kalibriert. Hierzu war für die in den späteren Versuchen gewählten Laststufen die erforderliche Reibungskraft zu bestimmen. Bei Kenntnis der vorhandenen Reibung lässt sich diese dann aus der im eigentlichen Schubversuch aufgebrachtten Horizontalkraft herausrechnen.

Die Gleitpaarung PTFE-austenitischer Stahl unterliegt einer Reibungsbeziehung, welche unter anderem pressungsabhängig nichtlinear ist [77], [57], [61], [97]. Somit kann dem Reibungsbeiwert μ_{PTFE} keine Konstante zugeordnet werden. Vielmehr fällt die Reibungszahl mit zunehmender Pressung p_{PTFE} stark ab [56]. Deutsche Gleitlagerzulassungen schreiben daher für die Ermittlung von Reibungskräften, welche für eine Bemessung anliegender Bauteile sowie der Ermittlung resultierender, vom Festpunkt des Brückenüberbaues aufzunehmender Reaktionskräfte benötigt werden, den Zusammenhang zwischen der einwirkenden PTFE-Pressung und der Reibungszahl vor [48] (siehe Gleichung 5.3).

$$\mu_{PTFE} = \frac{1,2}{10 + p_{PTFE}} \geq 0,03 \quad (5.3)$$

Diese Beziehung ist für eine Anwendung in der Bemessung gedacht, sie muss für Gleitteile im langjährigem Betrieb, bei niedrigen Temperaturen und insbesondere auch für einen sich im Laufe der Zeit verschlechternden Schmierungs-zustand auf der sicheren Seite liegen. Da hier die Komponenten des Gleitteil-es vor jedem Versuch neu gegeneinander ausgerichtet und geschmiert werden können, ist mit Gleichung 5.3 der exakte Zusammenhang nicht wiederzugeben. Für die hier benötigte Bestimmung des Kraftanteiles, der über Reibung in das

Maschinenhaupt eingeleitet wird und somit für eine Belastung der Probe nicht mehr zur Verfügung steht, mussten daher Kalibrierkurven für das Gleitteil aufgenommen werden. Um die zum Verschieben benötigte Kinematik zu ermöglichen, wurde ein zweiachsig verschiebliches Topflager (die PTFE-Kammerung war hierbei durch einen in den Lagerdeckel gedrehten Rezess realisiert) mit Gleitblech und -platte als Gegenprobe vorgesehen. Der Durchmesser der runden PTFE-Platte entsprach dem der Platte des Gleitteiles. Somit war die PTFE-Pressung in beiden Gleitfugen gleich. Da bei gleichen Gleitmaterialien, gleicher Pressung und gleichem Schmierungszustand auch der gleiche Reibungsbeiwert ansteht, konnte sichergestellt werden, dass sich die für das Verschieben aufgebrauchte Horizontalkraft H_A hälftig auf beide Fugen verteilt (siehe Gleichung 5.4).

$$\mu_{PTFE} = \frac{1/2 \cdot H_A}{V_{kal}} \quad (5.4)$$

Als Laststufen für die Pressung wurden die in den weiteren Versuchen aufzubringenden Vertikalkräfte V_{kal} gewählt. Zusätzlich wurden die erforderlichen Horizontalkräfte bei zwei weiteren Vertikallasten, die eine Pressung in der Gleitfuge von $p_{PTFE} = 5 \text{ N/mm}^2$ und $p_{PTFE} = 15 \text{ N/mm}^2$ hervorrufen, ermittelt, um für die Bestimmung der Pressungsabhängigkeit der Reibungszahl auf eine ausreichende Anzahl an Stützstellen zurückgreifen zu können. Nach Aufbringen der für jede Laststufe konstanten Vertikalkraft wurde der Schieber weggesteuert um einen Gleitweg von $s = 20 \text{ mm}$ verschoben. Im Anschluss an einen solchen Zyklus wurde die Vertikalkraft auf die nächste Pressungsstufe erhöht und der Schieber erneut verstellt. Die Verschiebegeschwindigkeit während der einzelnen Laststufen betrug $v_G = 10 \text{ mm/min}$. Dieser Wert wurde deutlich über der im Versuch erwarteten mittleren Geschwindigkeit gewählt, um sicherzustellen, dass die bei PTFE-Reibung bekannten Einflüsse aus der Gleitgeschwindigkeit auf die Reibungszahl auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt werden können. Als Rate für die Auslösung des Messsignals wurde ein Verschiebeweg von jeweils $s_h = 0,1 \text{ mm}$ vorgesehen.

Da sich durch die gewählte Anordnung der Schwerpunkt des Gleitteiles relativ zu dem des Topfgleitlager verschiebt, musste die Schieberposition während des Versuchs nach jeweils zwei Laststufen zurückgestellt werden, um die Last-Exzentrizität nicht übermäßig zu erhöhen.

Die Gleitwegcharakteristik des Gleitteils ist im linken Diagramm der Abbildung 5.19 dargestellt. Hierin ist der Verlauf der für die Verschiebungen aufzubringenden Horizontalkräfte bei den unterschiedlichen Vertikallaststufen über dem jeweiligen Gleitweg aufgetragen. Zur besseren Übersichtlichkeit wurde der Startpunkt der Kurven um jeweils 5 mm verschoben. Alle Verläufe lassen sich

in einen Bereich des Haftens und des Gleitens unterteilen, wie es für Gleitpaarungen mit PTFE typisch ist [108], [109], [82]. Die zur Überwindung der Haftung erforderliche Horizontalkraft H_A liegt hierbei deutlich über der Gleitreibung. Entsprechend lassen sich aus den maximalen Horizontalkräften H_A der einzelnen Kurven die Anfahrreibungszahlen μ_A und aus den Kraftwerten bei höheren Gleitwegen die Reibungszahl μ_{dyn} , die im Zustand des Gleitens wirksam ist, ableiten. Im Gleitbereich weisen die Ergebnisse einen gezackten Verlauf auf. Es handelt sich hierbei jedoch wohl weniger um ein Ruck-Gleiten („stick-slip“-Effekt) [83], welches bei PTFE-Gleitpaarungen ohnehin nicht ausgeprägt ist [85], sondern eher um eine messtechnische Streuung, da die maximalen Abweichungen von ≈ 500 N selbst bei Prüfmaschinenklasse I unterhalb des kalibrierten Bereiches der Kraftmessdose fallen.

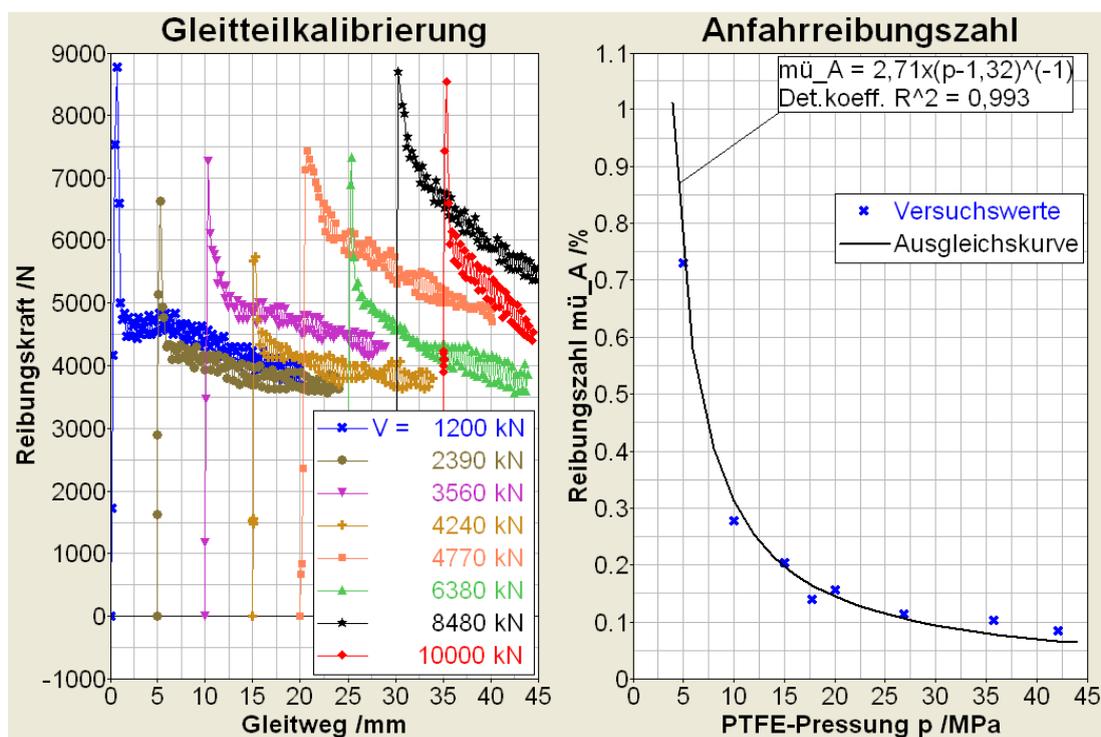


Abbildung 5.19: Reibungskraftverläufe und Pressungsabhängigkeit der Reibungszahl μ_A

Mit der bekannten Form der nichtlinearen Beziehung für die Pressungsabhängigkeit des Reibungskoeffizienten (siehe auch Gleichung 5.3)

$$\mu_{PTFE} = \frac{a}{p_{PTFE} + b} \quad (5.5)$$

lässt sich für die experimentell bestimmten Anfahrreibungszahlen eine Ausgleichskurve bestimmen (Abbildung 5.19, rechtes Diagramm). Mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate konnten die Koeffizienten der Funktion zu

$a = 0,0271$ und $b = -1,320$ bestimmt werden. Für diese Wahl folgt mit der Summe der quadrierten Residuen aus gemessenen Reibungsbeiwerten und der Prognose

$$SS_{Res} = \sum_{i=1}^n (\mu_i - \hat{\mu}_i)^2 = 0,00224 \quad (5.6)$$

und der Summe der quadrierten Beobachtungen

$$SS_{Tot} = \sum_{i=1}^n (\mu_i - \bar{\mu})^2 = 0,31008, \quad (5.7)$$

wobei $\bar{\mu}$ den Mittelwert der aus der Messung bestimmten Reibungsbeiwerte (in Prozent)

$$\bar{\mu} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \mu_i = 0,23 \quad (5.8)$$

bezeichnet, das Bestimmtheitsmaß zu

$$R^2 = 1 - \frac{SS_{Res}}{SS_{Tot}} = 0,993. \quad (5.9)$$

Zwar ist bekannt, dass ungefülltes PTFE grundsätzlich schon die niedrigsten Reibungszahlen der für Gleitpaarungen eingesetzten Kunststoffe aufweist [38], diese extrem niedrigen Reibungsbeiwerte von zum Teil weit unter 0,3% sind aber wohl insbesondere darauf zurückzuführen, dass durch die reichliche Verwendung von Schmiermittel und den frischen Schmierzustand keine Mischreibung infolge der sich nach längerer Betriebsdauer einstellenden Mangelschmierung vorherrschte, sondern vielmehr von einem Schmiermittelfilm bzw. -kissen und einer hydrodynamischen Vollschrüierung auszugehen ist, wie sie technisch für Hydraulikdichtungen genutzt wird [85].

Neben der grafischen Darstellung sind zusätzlich in Tabelle 5.4 die unterschiedlichen Vertikallaststufen V_{kal} , die daraus resultierenden Pressungen p_{PTFE} in der Gleitteilfuge, die zur Überwindung der Haftung erforderlichen maximalen Horizontalkräfte H_A sowie die hieraus abgeleiteten Anfahrreibungszahlen μ_A aufgelistet. Auf eine Darstellung der Gleitreibungszahlen μ_{dyn} wird an dieser Stelle verzichtet. Für die Ermittlung der tatsächlichen lateralen Topflagerbelastung der späteren Versuchsreihen wurden diese ohnehin nicht berücksichtigt, da die aus der Horizontalbelastung resultierenden Lagerverformungen zu klein waren, als dass im Gleitteil bereits der Übergang in den Gleitungsbereich erfolgt wäre.

Tabelle 5.4: Prüfbedingungen und Ergebnisse der Gleitteilkalibrierung

Lastsstufe	V_{kal} /kN	pPTFE /N/mm²	H_A /N	μ_A /%
I	1200	5,1	8767	0,73
II	2390	10,1	6633	0,28
III	3560	15,0	7267	0,20
IV	4240	17,9	5733	0,14
V	4770	20,1	7433	0,16
VI	6380	27,0	7333	0,11
VII	8480	35,7	8700	0,11
VIII	10000	42,1	8533	0,09

Damit die hier beschriebene Kalibrierung im Verlauf der Versuche ihre Gültigkeit nicht verliert, wurde das Gleitteil zwischen den Versuchsreihen, also nach Beendigung einer Prüfung und dem Einbau der nächsten Probe, neu geschmiert.

5.3.3 Versuchslager TL450-1/2 und TL600-1/2

Für die Untersuchungen im großen Schubversuchsstand wurden Topflager mit Innendurchmessern von $D_{el} = 450$ mm und $D_{el} = 600$ mm gewählt. Zusammen mit den in Abschnitt 5.2 beschriebenen Topflagern mit einem Innendurchmesser von $D_{el} = 300$ mm ergibt sich die gleiche Größenvariation, die auch im Rahmen von deutschen Zulassungsversuchen und Erstprüfungen nach den Entwürfen der europäischen Topflagnorm prEN 1337-5 vorgesehen war. Neben der Variation der Durchmesser unterscheiden sich die Lager eines Durchmessers vornehmlich in der Topfringbreite. Das Verhältnis der Dicke des Elastomerkissens zu seinem Durchmesser beträgt für alle vier Versuchslager, wie auch bereits für die Topflager TL300-1 und TL300-2, konstant $t_{el}/D_{el} = 1/15$. Dieses Verhältnis stellt einen Standardwert für die Fertigung von Topflagern dar, da die Elastomerkissendicke die Größe des Rückstellmomentes beeinflusst, welches im Rahmen von Erstprüfungen an Topflagern mit gerade diesem Verhältnis der Kissenabmessungen ermittelt wird. Die Abmessungen der Versuchslager TL450-1, TL450-2, TL600-1 und TL600-2 und deren wichtigste Materialdaten, welche den 3.1b-Zeugnissen, die den Topflagern mitgeliefert worden waren, entnommen wurden, sind in Tabelle 5.5 eingetragen. Vor der Versuchsdurchführung wurden sämtliche Topflager fachgerecht geschmiert, um Einflüsse aus einem ungleichmäßigen Reibungszustand im Innern der Lager auszuschließen.

Die Schmierung erfolgte mit einem für Topflager zugelassenen, handelsüblichen Fett in Brückenlagerqualität. Geschmiert wurden dabei sämtliche Oberflächen, die mit dem Elastomerkissen in Kontakt stehen. Neben der Oberseite des Topfbodens und der Innenseite der Topfwand wurde die Schmierung zusätzlich auch am Topfring oberhalb der Kissenoberseite, wo der Deckelbund gegen die Topfwand stößt, aufgebracht.

Tabelle 5.5: Abmessungen und Daten der weiteren Versuchslager

	TL450 – 1	TL450 – 2	TL600 – 1	TL600 – 2
D_{el} /mm	450,4	450,2	600,3	600,4
t_{el} /mm	30	30	40	40
h_R /mm	48,9	44,0	61,1	55,2
b_R /mm	29,8	65,4	39,9	70,8
t_B /mm	13,0	13,2	16,0 ;	14,2
w /mm	7	7	7	7
Material	A572, Gr.50	S355 J2G3	A572, Gr.50	S355 J2G3
$f_{y,min}$ /kN	344	325	344	325
$f_{y,ist}$ /N/mm²	377	375	414	340
$f_{u,min}$ /N/mm²	510	490	510	490
$f_{u,ist}$ /kN	600	543	550	500
ϵ_u /%	28,5	27,0	26,8	22,0

In Abbildung 5.20 ist exemplarisch die Anordnung der Dehnungsmessstreifen für die weiteren Versuchslager dargestellt.

Im Gegensatz zu den ersten beiden Versuchsreihen im kleinen Schubstand wurde für die weiteren Versuche an den größeren Lagern auf die in Abschnitt 5.1.2 dargestellte, aufwendige Messtechnik verzichtet. Es wurden lediglich einachsige Dehnungsmessstreifen vom Typ *FLK-1* auf der äußeren Topfwand appliziert. Somit konnte neben dem Aufbringen und Anschließen der Dehnungsmessstreifen im Lagerinneren und auf der Lagerunterseite ebenfalls das Anfertigen von Schutzvorrichtungen (ausgefräste Abdeckplatten, siehe Abbildung 5.3) entfallen. In für alle Topflager gleichem Abstand von 5 mm von der Ringoberkante wurden die DMS tangential entlang des Topfringes ausgerichtet. Die Messstellen wurden mit einem Winkelabstand ϕ zur Horizontallastachse von -20° , -10° , 0° , 10° , 20° , 30° , 45° , 90° und 180° so gewählt, dass der Verlauf der Ringzugspannungen an ausreichend vielen Stützstellen erfasst werden konnte. Durch die Messstellen bei -20° und -10° konnte kontrolliert werden, ob durch eine Deckelfehllage die Einleitung der Horizontalkraft unplanmäßig nicht in der

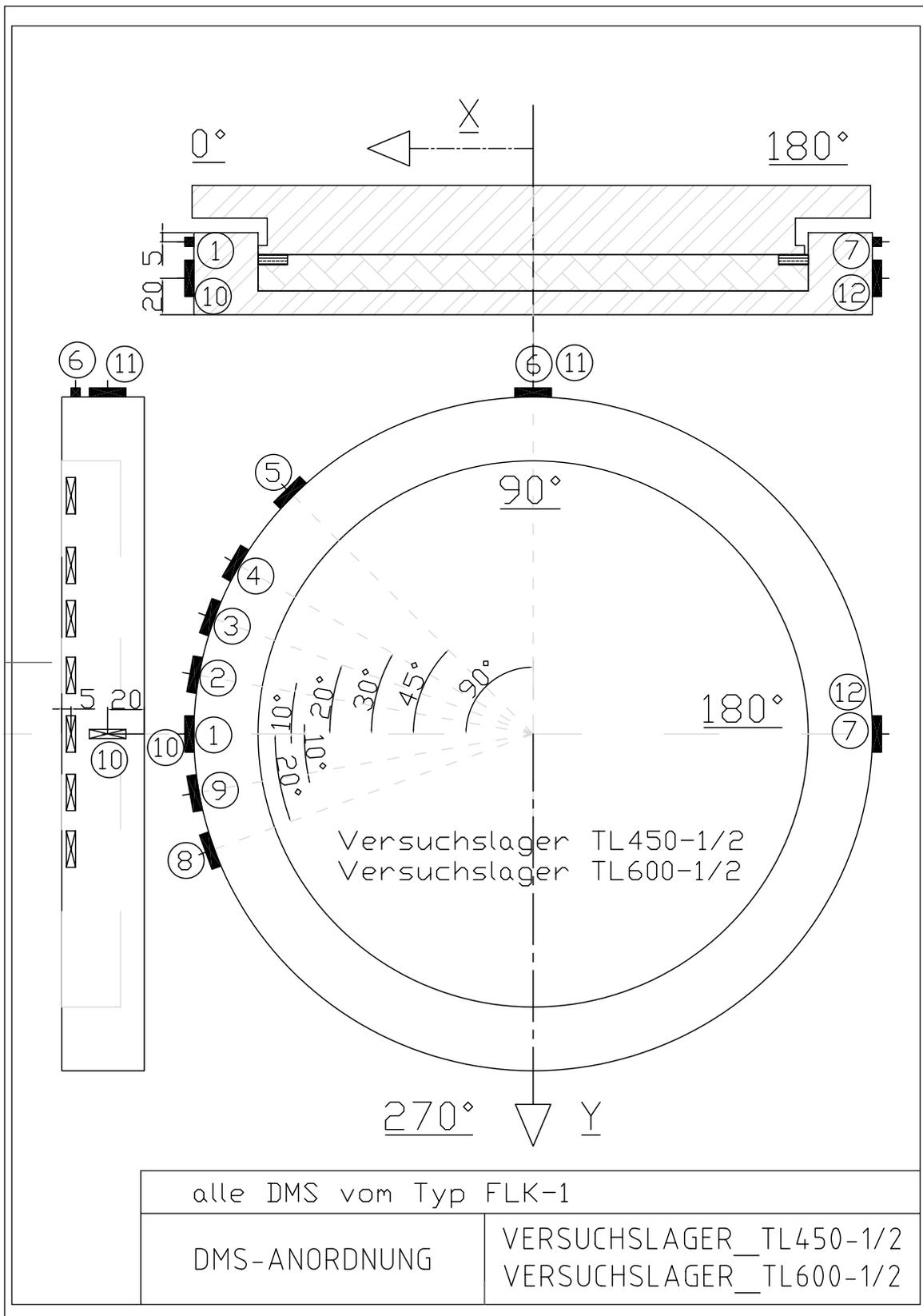
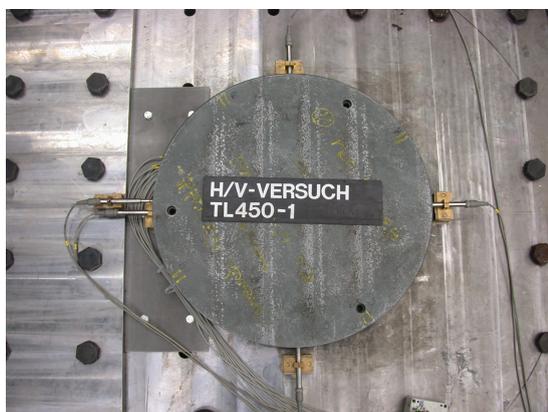


Abbildung 5.20: DMS-Anordnung der weiteren Versuchslager

vorgesehenen Achse ($\phi = 0^\circ$) erfolgt ist, wie es etwa auch für *TL300-1* der Fall war.

Neben den Dehnungsmessstreifen in Ringrichtung waren in einem Winkelabstand ϕ zur planmäßigen Achse der Einleitung der Horizontalkraft bei 0° , 90° und 180° vertikal ausgerichtete Dehnungsmessstreifen in Höhe des Überganges vom Topfboden zum Topfring, sozusagen an der Einspannstelle des Topfringes in die Bodenplatte, angebracht.

Wie bereits bei den Lagern *TL300-1* und *TL300-2* erfolgte auch bei den Prüfungen im großen Schubversuchsstand zusätzlich zur Dehnungsmessung eine Erfassung der Lageraufweitung über vier induktive Wegaufnehmer an den Viertelpunkten des Topfes. Diese waren auf der Grundplatte, auf der die Lager ruhten, befestigt. Die Höhe des Angriffspunktes der Wegaufnehmer wurde in den einzelnen Versuchen auf die unterschiedlichen Geometrieen (Höhen) der Töpfe angepasst, so dass der Abstand zur Ringoberkante stets rd. 2 – 3 mm betrug. Die Verschiebung des Deckels gegenüber der Grundplatte wurde ebenfalls durch einen induktiven Wegaufnehmer relativ zur Grundplatte detektiert. Eine direkte Ermittlung über den Kolbenweg des horizontalen Prüfzylinders ist nicht zielführend, da in diesem Wert auch die elastischen Verformungen des Versuchsaufbaus enthalten sind. Eine Ansicht des Versuchslagers *TL450-1* mit den induktiven Wegaufnehmern vor dem Einschleiben des Versuchsstandes in die große Prüfmaschine ist in Abbildung 5.21a dargestellt, eine Detailaufnahme des Topf- bzw. Deckelbereichs auf der Lasteinleitungsseite in Abbildung 5.21a.



(a) Übersicht



(b) IND auf belasteter Topfseite

Abbildung 5.21: Anordnung induktiver Wegaufnehmer

5.3.4 Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm für die Topflager *TL450-1*, *TL450-2*, *TL600-1* und *TL600-2* sah entsprechend dem für *TL300-1* und *TL300-2* mehrere Lastschritte mit ansteigenden Vertikal- und Horizontalkräften vor. Auch hier erhielten die Lager vor der eigentlichen Versuchsdurchführung eine Vorbelastung, um Setzungseinflüsse im Innern der Lager zu minimieren. Dazu wurden in zwei Be- und Entlastungszyklen vertikale Lasten, die einem Elastomerdruck von $p_{el} = 15 \text{ N/mm}^2$ und $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ entsprachen, aufgebracht. Im Anschluss erfolgte eine erneute vertikale Wiederbelastung bis zu der für den jeweiligen Lastschritt vorgesehenen Vertikalkraft mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $v_V = 5 \text{ N}/(\text{mm}^2 \cdot \text{min})$. Unter Konstanthaltung der Vertikalkraft wurde über die beiden horizontal liegenden Prüfzylinder die laterale Einwirkung eingeleitet. Die Belastungsgeschwindigkeit lag für alle Versuchsreihen bei $v_{Zyl.} = 50 \text{ kN/min}$ je Zylinder, was durch deren parallele Anordnung auf eine Gesamtbelastungsgeschwindigkeit von $v_H = 100 \text{ kN/min}$ führte. Es wurden insgesamt vier Lastschritte bei Elastomerpressungen von $p_{el} = 15 \text{ N/mm}^2$, 30 N/mm^2 und 40 N/mm^2 ausgeführt. Das Auslösen des Messsignals erfolgte in Zeitintervallen von 5 s bzw. bei Änderung der Horizontalkraft alle 5 kN.

Die gewählten maximalen Horizontalkräfte, die von einem auf den nächsten Lastschritt gesteigert wurden, lagen in den jeweils ersten drei Lastschritten deutlich unterhalb derer, für die aus vorab durchgeführten Finite-Elemente-Simulationen ein Fließen im Topftringbereich zu erwarten gewesen war. Da die Topflager *TL450-2* und *TL600-2* eine deutlich größere Ringbreite b_R als das jeweils erste Versuchslager eines Durchmessers aufweisen, ließ die Simulation bei gleichen Kräften auf eine wesentlich geringere Querschnittsbeanspruchung schließen. Daher sah das Versuchsprogramm für diese beiden Lager bei gleicher Vertikalkraft höhere Werte für die einzuleitende Horizontalkraft vor. In einem vierten Lastschritt wurde bei einer konstant gehaltenen Elastomerpressung von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ die Horizontalkraft nochmals deutlich über die in den vorigen Schritten aufbrachten Maximalwerte gesteigert. Für *TL450-2* und *TL600-2* wurde die mit der Kombination aus Prüfzylinder und Hydraulikaggregat erreichbare Höchstlast von rd. 1200 kN aufgebracht. Die Lager *TL450-1* und *TL600-1* wurden aus sicherheitstechnischen Überlegungen bereits bei $H = 1000 \text{ kN}$ wieder entlastet, da in den Finite-Elemente-Berechnungen (allerdings bei Ansatz des Wertes der charakteristischen Materialfestigkeit von $f_y = 325 \text{ N/mm}^2$) bereits vor dieser Belastung Fließen im Topfring eingesetzt hatte.

Die Versuchsbedingungen sind in Tabelle 5.6 aufgelistet.

Tabelle 5.6: Prüfbedingungen der weiteren Versuchsreihen

	TL450 – 1	TL450 – 2	TL600 – 1	TL600 – 2
Lastschritt	I			
V /kN	2386		4241	
p_{el} /N/mm²	15			
p_PTFE /N/mm²	10,1		17,9	
H /kN	300	600	400	600
H/V /–	0,13	0,25	0,09	0,14
Lastschritt	II			
V /kN	4771		8482	
p_{el} /N/mm²	30			
p_PTFE /N/mm²	20,1		35,7	
H /kN	400	800	500	800
H/V /–	0,08	0,17	0,06	0,09
Lastschritt	III			
V /kN	6380		10000	
p_{el} /N/mm²	40		35,7	
p_PTFE /N/mm²	30,1		42,1	
H /kN	500	1000	600	1000
H/V /–	0,07	0,14	0,06	0,10
Lastschritt	IV			
V /kN	4771		8482	
p_{el} /N/mm²	30			
p_PTFE /N/mm²	20,1		35,7	
H /kN	1000	1200	1000	1200
H/V /–	0,21	0,36	0,12	0,20

5.3.5 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse der Versuchsreihen an den Lagern im großen Schubversuchsstand werden im Folgenden exemplarisch für das Topflager *TL450-1* präsentiert. Die weiteren Lager zeigten ein grundsätzlich ähnliches Verhalten, so dass die für *TL450-1* gemachten Aussagen bezüglich der bei der Auswertung festgestellten Charakteristika für die anderen geprüften Topflager sinngemäß gelten.

Die aufgezeichneten Messwerte der induktiven Wegaufnehmer sowie der Dehnungsmessstreifen bei $\phi = 0^\circ$ und 90° sind zusammen mit dem Verlauf der aufgetragenen vertikalen und horizontalen Kräfte in Abbildung 5.22 in ihrem zeitlichen Ablauf aufgetragen. Bereits aus dieser Darstellung ist ersichtlich, dass höhere Lagerbeanspruchungen vornehmlich im Bereich der horizontalen Lasteinleitung auftreten. Die Verformung und Ringdehnung etwa rechtwinklig zur Richtung der horizontalen Kraft resultieren für alle Lastschritte fast ausschließlich aus der vertikalen Belastung. Bereits im Vertikallastschritt ohne äußere horizontale Einwirkung kommt es zu einem Aufweiten des Topfringes. Dies wird durch die Messung der vertikal angebrachten Dehnungsmessstreifen bestätigt.

Für die weiteren Lager konnte, mit Ausnahme von Versuchslager *TL450-2*, ein ähnliches Verhalten beobachtet werden. Die Steifigkeitsverhältnisse bei Lager *TL450-2* führten dagegen zu einer Stauchung des Ringes. Durch das Aufbiegen des Topfringes entstehen an dem Übergang vom Topfring zum Topfboden vertikal gerichtete Biegedruckspannungen. Mit ansteigender Vertikalkraft steigt erwartungsgemäß auch der Betrag der lateralen Verformung. Für eine Vertikalkraft, aus der die höchste im Versuch aufgebrachte Pressung im Elastomerkissen von $p_{el} = 42 \text{ N/mm}^2$ resultiert, beträgt die laterale Verformung im oberen Ringbereich rd. 0,21 mm. Die Biegestauchung bei $\phi = 90^\circ$ beträgt zu diesem Zeitpunkt rd. 0,4‰, die Ringzugdehnung bei 90° rd. 0,3‰. Bei der anschließenden Horizontalbelastung von 600 kN vergrößert sich die Stauchung auf rd. 0,85‰, bei der letzten Laststufe mit einer Horizontalkraft von 1000 kN auf rd. 1,08‰.

Die radiale Aufweitung, welche aus der Differenz der Messwerte der induktiven Wegaufnehmer bei 0° und 180° zu ermitteln ist, wächst in Belastungsrichtung auf rd. 0,57 mm, während die Verformung rechtwinklig zur Belastungsrichtung um 0,02 mm zurückgeht. Dieser Effekt ist auf ein Ovalisieren des Ringes bei einseitiger Horizontalkrafteinwirkung zurückzuführen. Es ist vorstellbar, wie sich die Topfwand bei ansteigender Kraft entlang des Deckelbundes anlegt. Dieser Verlauf der Verformungen ist für sämtliche Lastschritte grundsätzlich gleich. Die Aufweitung in Belastungsrichtung wächst sowohl innerhalb eines Lastschrittes als auch mit ansteigender Horizontalkraft von Lastschritt zu Lastschritt, was sich in der ansteigenden Maximalverformung äußert. Die Verformungen gehen

bei horizontaler und vertikaler Entlastung nicht ganz auf ihren ursprünglichen Ausgangswert zurück. Die Verlaufskurven weisen vielmehr eine leichte Verschiebung auf, was zum Einen auf das Ausgleichen anfänglicher Anliegeeefekte, zum Anderen auf ein grundsätzlich hysteretisches Verhalten auch infolge der Randbedingungen zurückzuführen ist. Bei den höheren Belastungsstufen kommt darüber hinaus noch eine bleibende Verformung hinzu.

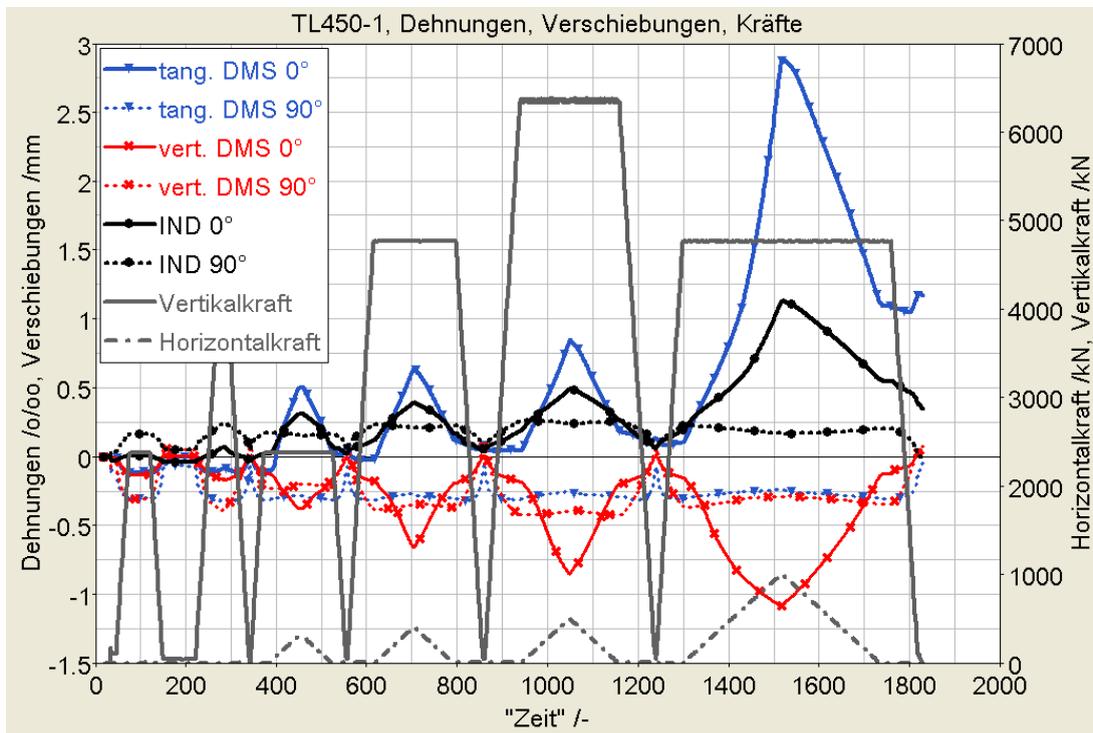


Abbildung 5.22: Zeitlicher Verlauf der aufgebrachtten Kräfte sowie der in Folge gemessenen IND- und DMS-Werte bei 0° und 90° (TL450-1, siehe auch Abbildung 5.20)

Die Abhängigkeit der von einem der induktiven Wegaufnehmer gemessenen horizontalen Verschiebung des lasteinleitenden Topfdeckels sowie der an den Messstellen der induktiven Wegaufnehmern bei $\phi = 0^\circ, 90^\circ, 180^\circ$ und 270° am Lagertopf aufgenommenen radialen Verschiebungen des Topfringes von der Größe der aufgebrachtten Horizontalkraft sind in Abbildung 5.23 dargestellt. Für eine bessere Übersichtlichkeit sind die nicht abgeglichenen Daten eingetragen und weisen einen Anfangsshift auf.

Der bereits erwähnte Anliegeeefekt wird insbesondere durch einen Vergleich der Messungen des am Deckel angebrachten Wegaufnehmers mit denen des unmittelbar darunterliegenden, am Lagertopf bei $\phi = 0^\circ$ angeordneten IND, deutlich. Im ersten Horizontallastschritt kommt es bis zu einer Kraft von $H \approx 140 \text{ kN}$, ohne dass der Topfring eine nennenswerte Verformung zeigt, aus-

schließlich zu einer Verschiebung des Deckels von rd. 0,3 mm. Während des Zusammensetzens des Topflagers vor Versuchsdurchführung, bzw. während des Einbaus des Versuchslagers in die Prüfvorrichtung, konnte ein anfängliches Anliegen des Deckels an der Topfwand in Belastungsrichtung nicht sichergestellt werden. Somit liegt die Ursache dieser Verschiebungsdifferenz in der Überwindung des Anfangslagerspiels. Für höhere Kräfte und auch bei den weiteren Lastschritten verlaufen die Kurven dagegen nahezu parallel, die Deckelverschiebung entspricht somit nahezu der lateralen Verformung des Topfringes in Belastungsrichtung. Die verbleibenden, geringfügigen Unterschiede der beiden Kurven sind durch elastische Verformungen von Deckelbund und Topfwand im direkten Kontaktbereich zu erklären.

Die Verläufe für die weiteren Messaufnehmer sind horizontal und weisen keine Steigung auf, sind folglich, wie auch bereits die ersten numerischen Ergebnisse erwarten ließen, unabhängig von der horizontalen Einwirkung. Im letzten Lastschritt knicken die Kurven für die belastete Lagerseite ab einer Kraft von $H \approx 660 \text{ kN}$ ab und die Verformungen nehmen stärker zu. Es handelt sich dabei jedoch nicht um einen rein nichtlinearen Effekt, wie deutlich wird, wenn zusätzlich auch die Messungen auf der lastabgewandten Seite bei $\phi = 180^\circ$ Berücksichtigung finden. Hier ist ab dieser Kraft, nach dem anfänglich horizontalen Verlauf, ein ähnliches Abknicken zu erkennen. Jedoch weist die Verschiebung in gleiche Richtung, wie die eingeleitete Kraft. Offensichtlich ist hier die Lagerverformung von einer Verformung der lastabtragenden Knaggen und einem Rutschen des Lagertopfes überlagert. Die tatsächliche Lageraufweitung, als Differenzmaß der Ergebnisse der gegenüberliegenden induktiven Wegaufnehmer, zeigt für die hier gewählten Laststufen eine deutlich weniger stark ausgeprägte nichtlineare Charakteristik (siehe Abbildung 5.23).

Ähnlich zu den Verschiebungskurven verlaufen auch die gemessenen Ringdehnungen (siehe Abbildung 5.24). Über der Horizontalkraft aufgetragen, sind die Dehnungen der Messstellen bei $\phi = 90^\circ$ und bei 180° mit einem maximalen Zuwachs infolge der Horizontalkraft von $0,09\text{‰}$ bzw. $0,07\text{‰}$ fast unabhängig von der lateralen Belastung. Die Messungen der weiteren DMS zeigen diese Abhängigkeit umso deutlicher, je geringer ihr Winkelabstand zur Lasteinleitungsrichtung ist. Die grundsätzliche Kurvengestalt zeigt einen ersten steilen Anstieg bis zu einer Kraft von rd. 70 kN. An dieser Stelle knicken die Kurven zuerst ab, bei Laststeigerung steigen auch die Kurvenwerte überproportional an, was insbesondere wieder bei $H \approx 660 \text{ kN}$ deutlich wird. Der größte Dehnungszuwachs über die Horizontalkraft ist für den Dehnungsmessstreifen bei $\phi = 0^\circ$ mit rd. $2,8\text{‰}$ zu verzeichnen. Der Maximalbetrag des Dehnungszuwachses nimmt im Weiteren entlang des Topfumfanges ab, wobei insbesondere für den vierten

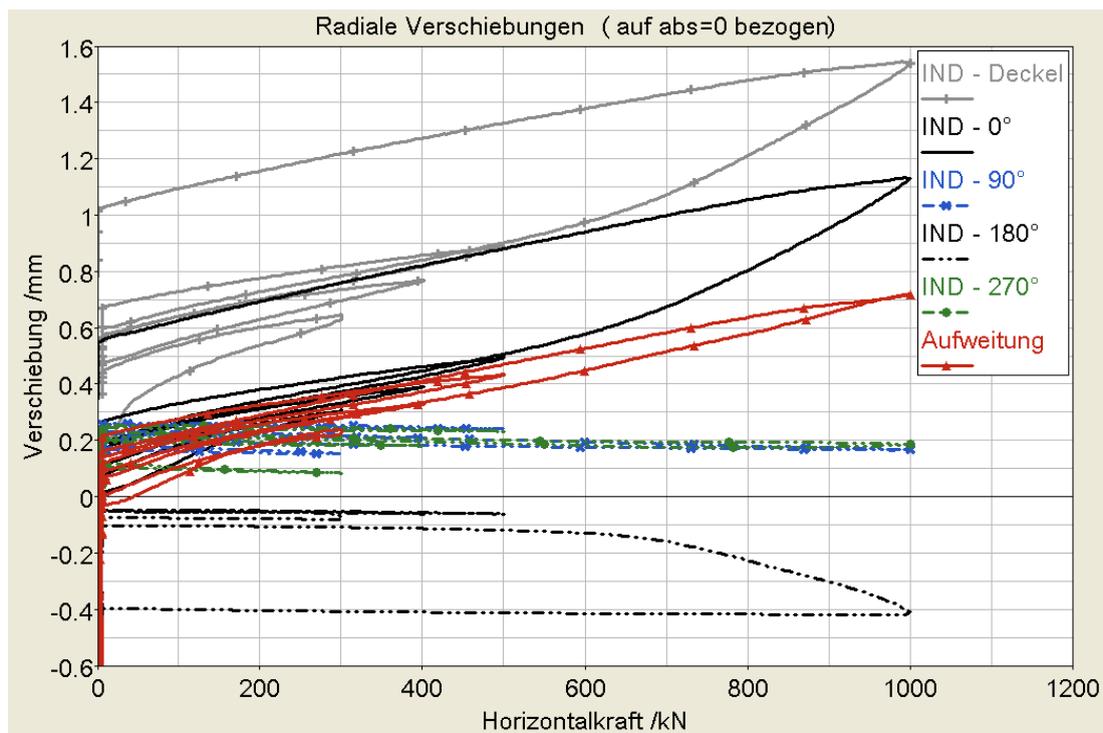


Abbildung 5.23: Abhängigkeit der Verformungsmessungen und der resultierenden Aufweitung ($TL450-1$, Stellen und Winkel zur Belastungsrichtung nach Abbildung 5.20)

Lastschritt ein nahezu identisches Verhalten bei $+10^\circ$ und -10° mit $2,53\text{‰}$ bzw. bei $+20^\circ$ und -20° mit $2,45\text{‰}$ zu erkennen ist, was eine zentrische Einleitung der Belastung bestätigt. Bei $\phi = 30^\circ$ beträgt der maximale Dehnungszuwachs noch $2,35\text{‰}$, bei $\phi = 45^\circ$ mit $1,29\text{‰}$ lediglich noch 46% des Wertes bei 0° .

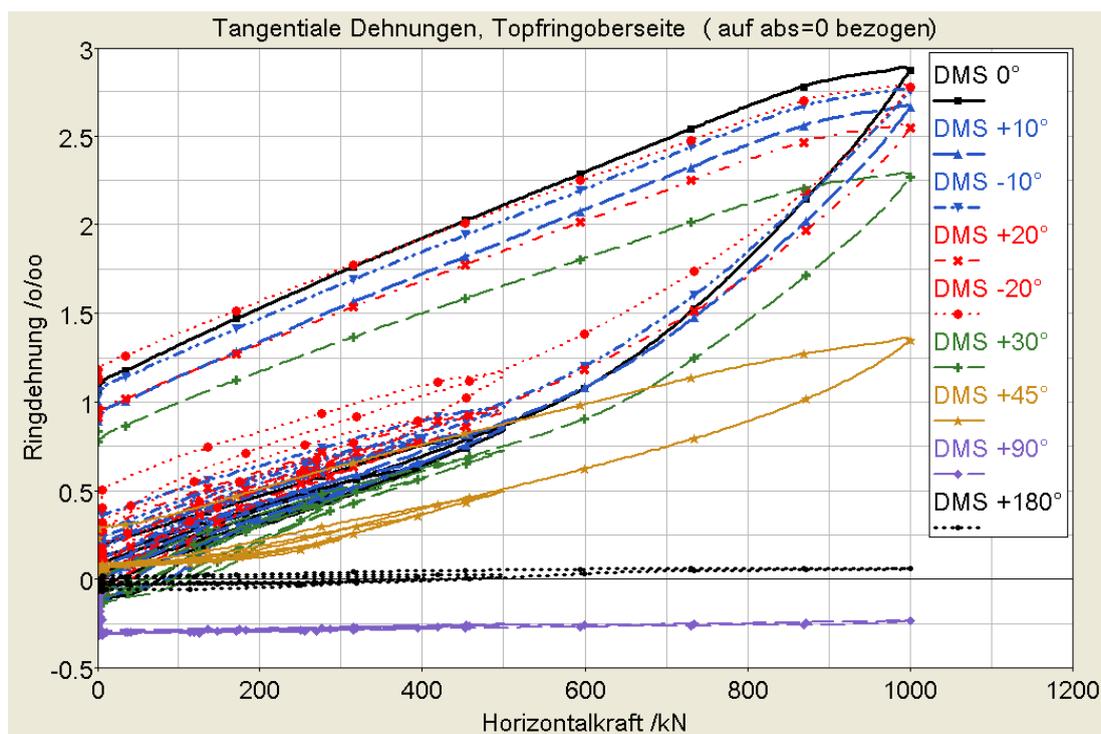


Abbildung 5.24: Abhängigkeit der Dehnungsmessungen von der aufgebrachtten Horizontalkraft (*TL450-1*, Stellen und Winkel zur Belastungsrichtung nach Abbildung 5.20)

Neben den Ergebnissen des Versuchslagers *TL450-1* (Tabelle 5.7) sind auch für die weiteren Topflager *TL450-2*, *TL600-1* und *TL600-2* in den Tabellen 5.8, 5.9 und 5.10 als wichtigste Versuchsergebnisse die maximalen Ringdehnungserhöhungen $\varepsilon_{R,0^\circ}$ und $\varepsilon_{R,90^\circ}$ infolge der Horizontalkraft bei $\phi = 0^\circ$ und 90° , die Biegestauchungen $\varepsilon_{v,0^\circ}$ und $\varepsilon_{v,90^\circ}$ der vertikalen Dehnungsmessstreifen und die Lageraufweitung $u_{0^\circ-180^\circ}$ zusammengefasst. Die in Klammern angegebenen Werte können nicht als zuverlässig angesehen werden, da hier die zu Grunde liegenden Originaldaten einen Sprung aufweisen (induktiver Wegaufnehmer verrutscht) oder auf einen Ausfall des Dehnungsmessstreifens hindeuten.

Tabelle 5.7: Dehnungs- und Verformungszuwachs unter Horizontalkraft für Versuchslager *TL450-1*

	$\epsilon_{R,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{R,90^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,90^\circ}$ /‰	$u_{0^\circ-180^\circ}$ /mm
Lastschritt I	0,61	0,03	-0,26	0,03	0,26
Lastschritt II	0,66	0,04	-0,48	0,04	0,26
Lastschritt III	0,80	0,06	-0,67	0,03	0,29
Lastschritt IV	2,79	0,09	-0,92	0,07	0,62

Tabelle 5.8: Dehnungs- und Verformungszuwachs unter Horizontalkraft für Versuchslager *TL450-2*

	$\epsilon_{R,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{R,90^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,90^\circ}$ /‰	$u_{0^\circ-180^\circ}$ /mm
Lastschritt I	0,48	0,03	-0,12	0,00	(0,18)
Lastschritt II	0,50	0,03	-0,22	-0,01	0,17
Lastschritt III	0,58	0,03	-0,27	-0,01	0,18
Lastschritt IV	0,74	0,05	(-0,19)	(0,00)	0,23

Tabelle 5.9: Dehnungs- und Verformungszuwachs unter Horizontalkraft für Versuchslager *TL600-1*

	$\epsilon_{R,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{R,90^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,90^\circ}$ /‰	$u_{0^\circ-180^\circ}$ /mm
Lastschritt I	0,37	0,02	-0,32	-0,01	(0,11)
Lastschritt II	0,43	0,03	-0,22	-0,01	0,25
Lastschritt III	0,54	0,04	-0,35	0,00	0,24
Lastschritt IV	1,22	0,05	-0,49	-0,02	0,43

Tabelle 5.10: Dehnungs- und Verformungszuwachs unter Horizontalkraft für Versuchslager *TL600-2*

	$\epsilon_{R,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{R,90^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,0^\circ}$ /‰	$\epsilon_{V,90^\circ}$ /‰	$u_{0^\circ-180^\circ}$ /mm
Lastschritt I	0,41	0,01	-0,18	0,00	0,18
Lastschritt II	0,46	0,01	-0,22	-0,01	0,23
Lastschritt III	0,33	0,02	-0,18	-0,01	0,16
Lastschritt IV	0,66	0,02	-0,25	-0,01	0,33

6 Numerische Untersuchungen

6.1 Vergleich der Ergebnisse aus Berechnung und Experiment

Für die Verifikation der Finite-Elemente-Modelle wurden die in den Versuchen gemessenen Dehnungen und Dehnungszuwächse infolge der Horizontalbelastung den Simulationsergebnissen gegenübergestellt. Für den ersten Vergleich wurde die Dehnungsverteilung, wie sie auch aus den Versuchen bestimmt worden war (siehe Abbildung 5.12), in der Belastungssymmetrieebene auf der Topfbodenoberseite und der -unterseite gewählt. Hierzu sind in Abbildung 6.1 für die drei ersten Lastfallkombinationen der Tabelle 5.2 die berechneten Dehnungsverläufe den gemessenen Resultaten gegenübergestellt. Auf die Darstellung eines Vergleiches der Ergebnisse des vierten Lastschrittes wurde an dieser Stelle verzichtet, da der Unterschied zu Lastschritt III sowohl im Versuch als auch in der Rechnung marginal ist.

In den drei Diagrammen beschreiben die Kurven den Verlauf der vorausberechneten, durch die Horizontalkraft hervorgerufenen radialen Dehnungen entlang der Ober- und Unterseite. Die einzelnen Datenpaare entsprechen den gemessenen Werten. Sowohl der grundsätzliche Verlauf, als auch die Größe der Dehnungen wird mit hoher Übereinstimmung wiedergegeben, insbesondere auch in dem Bereich der Lagerkonstruktion die durch die Horizontalkraft eine besondere Beanspruchung erfährt. Die Dehnung im Bereich des Anschlusses vom Topftring zum Topfboden wird im Betrag überschätzt. Hier zeigt die Rechnung zusätzlich einen Dehnungsabfall zur belasteten Innenseite der Topflagerwand ($x \approx 2 - 3 \text{ mm}$) hin. Diese Dehnungsminderung ist für alle Lastschritte vorhanden.

Hierbei handelt es sich jedoch lediglich um ein Darstellungsproblem der verwendeten Postprocessing-Software. Bei einem Knotenpfad-Plot, wie er für diese Diagramme genutzt wird, gehen die darzustellenden Größen an den Knoten aus einer Mittelung der Ergebnisse an den Integrationspunkten für ein Element, einer Extrapolation zu den Knotenkoordinaten und einer anschließenden weiteren Mittelung mit den Ergebnissen der anliegenden Elemente hervor [4]. Da die Elemente, die sich im Topftring befinden, eine deutlich geringere Dehnung in

radialer Richtung aufweisen, als jene, die im Topfboden angeordnet sind, folgt für die Auswertung in diesem Bereich der Abfall des Ergebnisses zu $x = 0$ mm (Topfinnenwand).

Ein ähnlicher Effekt tritt in abgeminderter Form auch auf der Topflagerunterseite auf. Durch die Reduktion wird hier im ersten Lastschritt der Dehnungswert exakt getroffen. Die Messwerte an den folgenden Dehnungsmessstreifen auf der Topfbodenoberseite bei $x = 15$ mm und 27 mm stimmen ebenfalls nahezu ohne Abweichung mit der Rechnung überein. Nach dem Durchlaufen des anschließenden Minimums wachsen die berechneten Dehnungen gegenüber den gemessenen Werten zu früh an, was sich in einer deutlichen, betragsmäßigen Abweichung bemerkbar macht. Für die Topfbodenunterseite entsprechen die gemessenen den berechneten Ergebnisse bis zu rd. $1/3$ des Topflagerinnendurchmessers. Die Simulation ergibt für den weiteren Bereich des Lagerbodens eine reine Zugbeanspruchung, was durch die experimentell bestimmten Dehnungen im zweiten Lastschritt bestätigt wird. Im Gegensatz hierzu zeigen die Messungen während des ersten und dritten Lastschrittes eine Zugbeanspruchung auf der Bodenoberseite und eine Stauchung entlang der Bodenunterseite. Dies ist im Hinblick auf die zugehörige Biegefigur jedoch kritisch zu hinterfragen, da dies bedeuten würde, dass sich der Topfboden in seiner Mitte, entgegen der aufgetragenen Elastomerpressung, nach oben aufschüsseln müsste. Dennoch werden auch für die Lastschritte II und III die Dehnungsgradienten und die Absolutwerte im höher belasteten Topfbodenbereich auf der Ober- und Unterseite mit hoher Genauigkeit sehr gut wiedergegeben.

Die gemessenen tangentialen Dehnungen entlang der Oberseite des Topfringes sind zusammen mit den berechneten Werten in Abbildung 6.2 für unterschiedliche Horizontallaststufen aufgetragen. Die maximale Dehnung bei $\phi = 0^\circ$ wird für die ersten beiden Laststufen gut erfasst. Die Simulation des dritten Lastschrittes führt zu einer Überschätzung der gemessenen Ringdehnung von rd. 9%. Der grundsätzliche Verlauf, nicht nur im Hinblick auf den Maximalwert, sondern auch auf die Größe des Dehnungsgradienten entlang des Umfanges, wird recht gut wiedergegeben. Dennoch ist auffällig, dass die experimentell gemessenen Dehnungen deutlich schneller abfallen als vorhergesagt. Die Messwerte für die ersten beiden Lastschritte ließen auf einen fast linearen Abfall schließen. Jedoch war bereits bei der Auswertung der Messdaten aufgefallen, dass sich für den zur Kontrolle bei einem Winkel von -20° angebrachten Dehnungsmessstreifen Werte ungefähr in gleicher Größe wie für den Dehnungsmessstreifen bei 0° ergeben hatten, hier also deutlich höhere Dehnungen herrschten als im Bereich des DMS bei $+20^\circ$. Folglich bedeutet dies, dass der horizontale Lasteintrag offensichtlich nicht exakt in der „Symmetrieebene“ bei 0° erfolgt war,

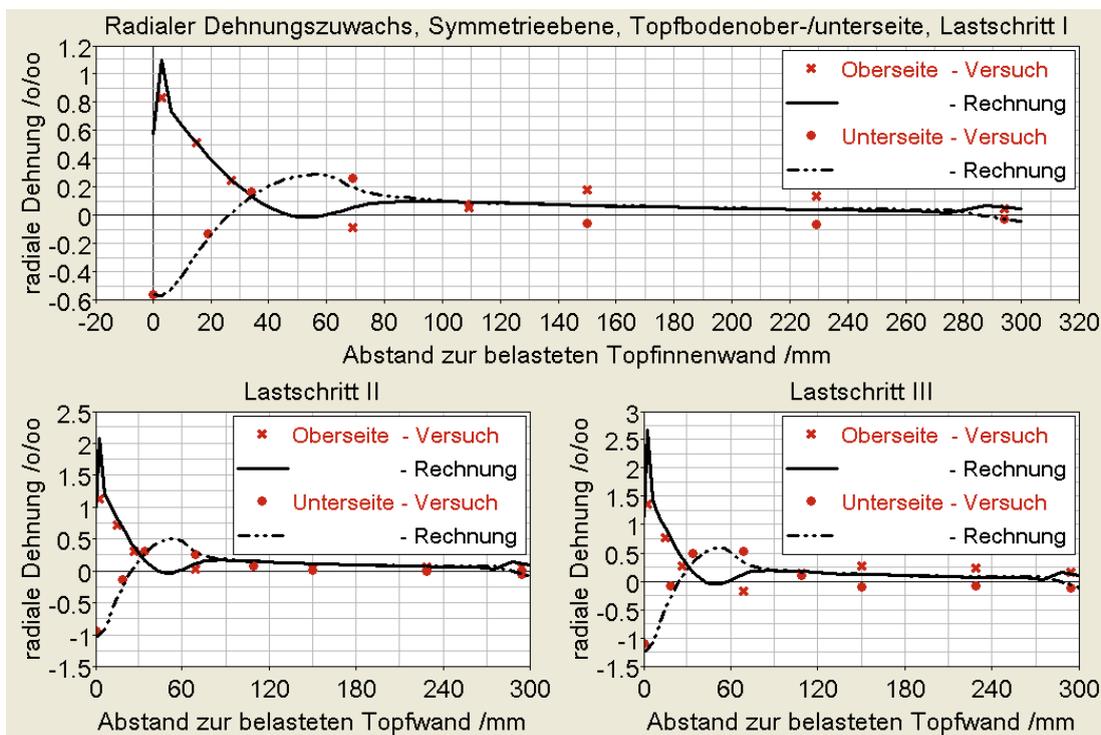


Abbildung 6.1: Gegenüberstellung der vorhergesagten und der gemessenen Dehnungsentwicklung entlang der Bodenoberseite und -unterseite

da sonst bezüglich dieser Belastungsrichtung ein symmetrischer Dehnungsverlauf mit nahezu identischen Werten der beiden in ihrer Lage korrespondierenden Dehnungsmessstreifen zu erwarten gewesen wäre. Werden die Versuchsdaten dagegen in ihrer Lage um rd. 10° verschoben, ist eine gute qualitative und quantitative Übereinstimmung insbesondere auch hinsichtlich des Dehnungsgradienten offensichtlich. Für die Verteilung der Bodendehnungen in der Belastungssymmetrieebene selbst spielt dies nur eine untergeordnete Rolle, da hier mit zunehmendem Abstand zur Topfwand der Einfluss einer Fehllage unmaßgeblich wird.

Für einen Vergleich der Ergebnisse aus Rechnung und Versuch wurden für die Topflager *TL450-1/2* und *TL600-1/2* die Finite-Elemente-Modelle, die bereits für die Planung der Versuchsreihe generiert worden waren, verwendet. Auf den bereits beschriebenen Grundmodellen auf starrer Unterlage basierend war die Geometrie des jeweiligen Modells den genauen Abmessungen des Versuchslagers angepasst worden. Ebenso waren die Materialparameter den aus den mitgelieferten Materialprüfzeugnissen entnommenen Kennwerten angeglichen worden. Während also die ursprünglichen Modelle unverändert übernommen werden konnten, musste den durch die Verwendung von Knaggen zum Lastabtrag im großen Schubversuchsstand geänderten Randbedingungen gesondert

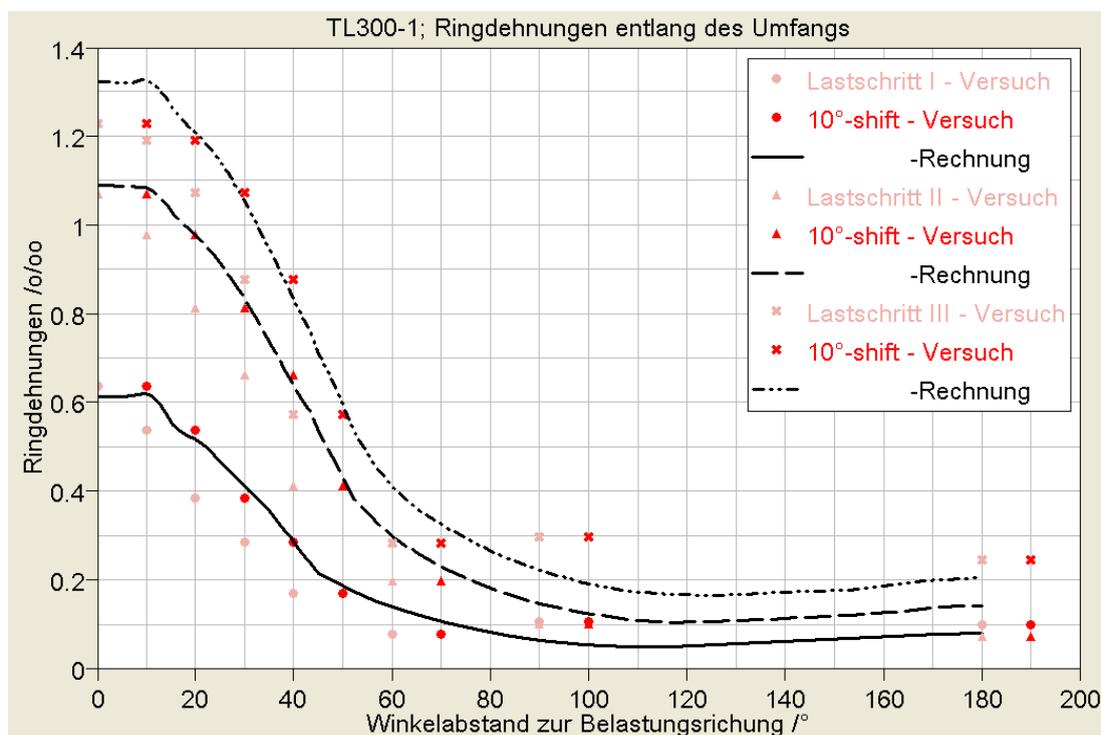


Abbildung 6.2: Gegenüberstellung der vorhergesagten und der gemessenen Dehnungsentwicklung entlang der Topfingoberseite

Rechnung getragen werden. Die Knaggen wurden für die Vergleichsrechnungen dabei im Folgenden nicht eigens modelliert, sondern lediglich in Annäherung ihrer Wirkungsweise durch Behinderung der horizontalen Freiheitsgrade derjenigen Knoten des Lagertopfes, die in der Kontaktfuge zwischen Knagge und Topfboden lagen, berücksichtigt.

Einen Vergleich der Simulationsergebnisse mit den für *TL450-1* an den DMS bei 0° , $\pm 10^\circ$ und $\pm 20^\circ$ gemessenen Ringdehnungen zeigt Abbildung 6.3. Hier ist der Verlauf der Dehnung über der aufgetragenen Horizontalkraft aufgetragen. Für die Messstelle in der Achse stimmen die Belastungsäste sehr gut überein. Ab einer Horizontalkraft von rd. $H = 300$ kN werden die Dehnungen durch die Simulation überschätzt. Bei 500 kN beträgt die Abweichung zwischen Rechnung und Messung rd. 7,2%. Ab einer Horizontalkraft von rd. 650 kN wachsen die experimentell bestimmten Dehnungen nach einem anfänglich annähernd linearen Anstieg überproportional an. In der Simulation ist die erhöhte Steigung ebenfalls zu beobachten, jedoch erst ab einer Kraft von rd. 700 kN. Sowohl die Steigung als auch die Dehnungswerte der Messung werden im Weiteren gut durch die Simulation erfasst. Die Abweichung bei der horizontalen Höchstlast von $H_{max} = 1000$ kN beträgt lediglich 2,5%. Der Entlastungsverlauf wird sowohl qualitativ als auch quantitativ ebenfalls sehr gut wiedergegeben, wobei der be-

rechnete Verlauf durch das „spätere“ Abknicken (bei $H = 750$ kN gegenüber $H = 800$ kN im Versuch) und die etwas höhere Maximaldehnung sichtbar oberhalb der gemessenen Entlastungskurve liegt. Die Entlastungsäste von Simulation und Messung verlaufen über weite Bereiche mit einer Abweichung von rd. 6,5% nahezu deckungsgleich. Erst im Bereich niedrigerer Horizontalkräfte ist die gerechnete Entlastung flacher und führt zu einer deutlicheren Überschätzung der bleibenden Dehnungen von rd. 15%.

Die gute Übereinstimmung auch des Entlastungsastes wird noch deutlicher, wenn die berechnete Kurve einer parallelen Verschiebung unterzogen wird, wobei der Betrag so gewählt wurde, dass die berechneten und gemessenen Dehnungen bei Höchstlast gleich sind. Gleiches gilt insbesondere auch für die Messstellen bei $\pm 10^\circ$ und $\pm 20^\circ$. Obwohl auch hier der erste, stark nichtlineare Anstieg nicht erfasst werden kann, stimmen die Steigungen der Kurven für den gesamten Kraftbereich gut überein. Auffällig ist im Vergleich, dass die für $\pm 10^\circ$ und $\pm 20^\circ$ berechneten und gemessenen Dehnungen oberhalb der Werte für 0° liegen. Dies ist bis zu einer Kraft von rd. 550 kN der Fall. Ab hier dominieren die Dehnungen in der Belastungssymmetrieachse.

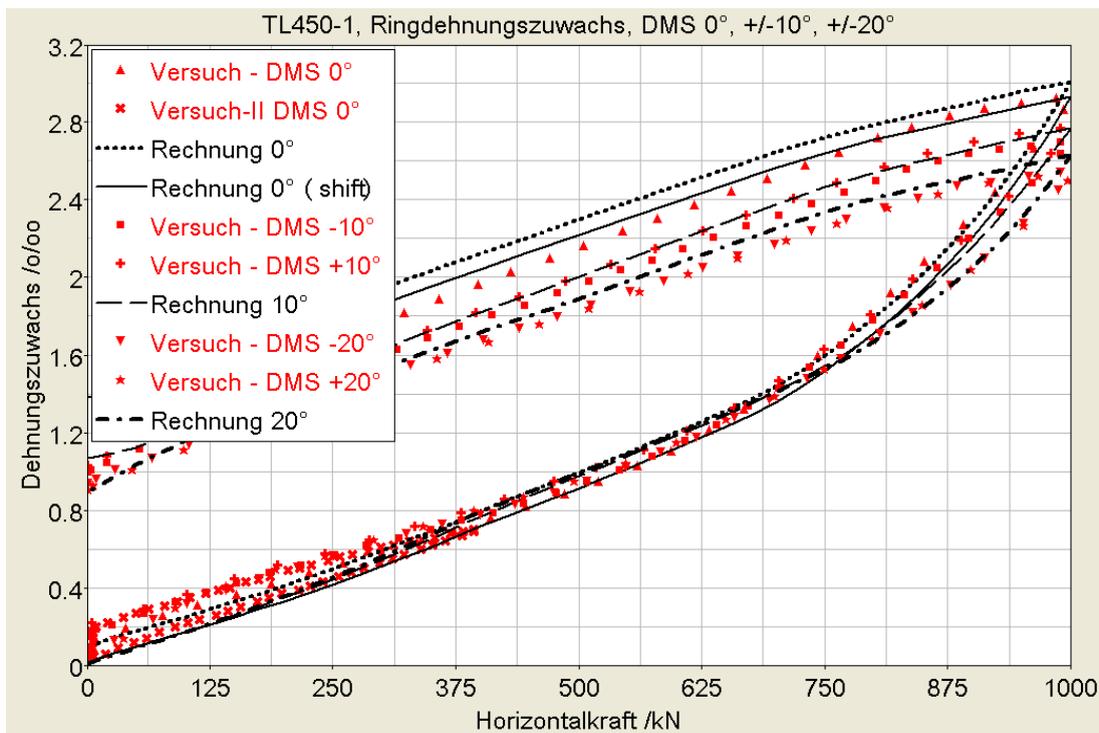


Abbildung 6.3: Verlauf der Ringdehnungen für Rechnung und Versuch (DMS bei 0° , $\pm 10^\circ$, $\pm 20^\circ$)

Deutlicher wird dieser Effekt in einer anderen Darstellungsform. In Abbildung 6.4 ist der Verlauf der berechneten tangentialen Dehnungen entlang des

Topfringumfangs dargestellt. Neben den berechneten Kurven sind in das Diagramm ebenfalls die Messwerte der entlang der Topfaußenwand angebrachten Dehnungsmessstreifen eingetragen. Bereits aus den ersten Untersuchungen zur Modellierung von Topflagern (Abschnitt 4.2.2) ist bekannt, dass die Reibung zwischen Topfdeckel und Topfwand einen verminderten Einfluss auf die Größe der Ringdehnungen hat. Der Reibungsbeiwert in dieser Kontaktfuge ist jedoch nicht bekannt und muss daher für einen Vergleich zwischen den berechneten und den gemessenen Dehnungen abgeschätzt werden. Da vor Versuchsdurchführung auch diese Kontaktfläche geschmiert worden war, ist davon auszugehen, dass nur ein geringer Reibungsbeiwert vorhanden war. Daher sind in Abbildung 6.4 als Abschätzung für jede Laststufe zwei Kurven eingetragen, zum Einen für $\mu = 0,03$, zum Anderen für $\mu = 0,075$. Als weitere Anpassung wurden die Dehnungen auf der lastabgewandten Seite bei $\phi = 180^\circ$ gleichgesetzt, da, wie bereits beobachtet werden konnte, der Einfluss der Horizontalbelastung auf die Dehnungen in diesem Bereich vernachlässigbar ist.

Als Horizontalkräfte, welche diesen Kurven zugrunde liegen, wurden exemplarisch die Laststufen $H = 400 \text{ kN}$, $H = 700 \text{ kN}$, $H = 900 \text{ kN}$ sowie $H = H_{max} = 1000 \text{ kN}$ gewählt. Der qualitative Verlauf wird wiederum für sämtliche Horizontallaststufen gut durch die Simulation erfasst. Für $H = 400 \text{ kN}$ weist der gemessene Dehnungsverlauf ein Maximum im Bereich der Messstelle bei $\phi = 20^\circ$ auf. Dieser Verlauf war weder in der Auswertung der Versuchsreihen *TL300-1/2* beobachtet worden, noch war er aus den bisherigen Berechnungen zu erwarten. Da jedoch auch die Simulation für *TL450-1* einen solchen Verlauf wiedergibt, lässt sich der Hochpunkt durch die geänderten Randbedingungen (Anordnung der Knaggen zum Lastabtrag) erklären. Für die Laststufe $H = 700 \text{ kN}$ verläuft die Dehnungsverteilung ähnlich. Das Ansteigen der Messwerte im Bereich von $\phi = 0^\circ$ bis $\phi = 20^\circ$ ist jedoch deutlich weniger stark ausgeprägt. Dennoch ist auch hier in diesem Bereich ein Plateau ausgebildet. Die bei den Modellen ohne Knagge zu beobachtende Dehnungsverteilung entlang des Topfringumfangs, welche zum Beispiel mit der Form einer Cosinushalbwellen verglichen werden kann, insbesondere aber kein Dehnungsplateau aufweist, stellt sich erst wieder bei den höheren Laststufen ein. Der berechnete Dehnungsabfall erfolgt für die beiden ersten Laststufen deutlich zu steil. Die Messwerte in einem Winkelabstand zur Belastungsrichtung von $\phi = 45^\circ$ können nicht mit hinreichender Genauigkeit erfasst werden. Bei den höheren Laststufen von $H = 900 \text{ kN}$ und $H = 1000 \text{ kN}$ ist diese gravierende Abweichung nicht mehr vorhanden. Erwartungsgemäß zeigen sich der gemessene und berechnete Dehnungsverlauf für sämtliche Laststufen nach dem Abfall von der aufgebrachten Horizontalkraft unbeeinflusst. Ab einem Winkelabstand zur Belastungsrichtung von rd. 50° für

$H = 400\text{ kN}$ bzw. ab rd. $70 - 80^\circ$ für $H = 900\text{ kN}$ ist der weitere Dehnungsverlauf nahezu konstant.

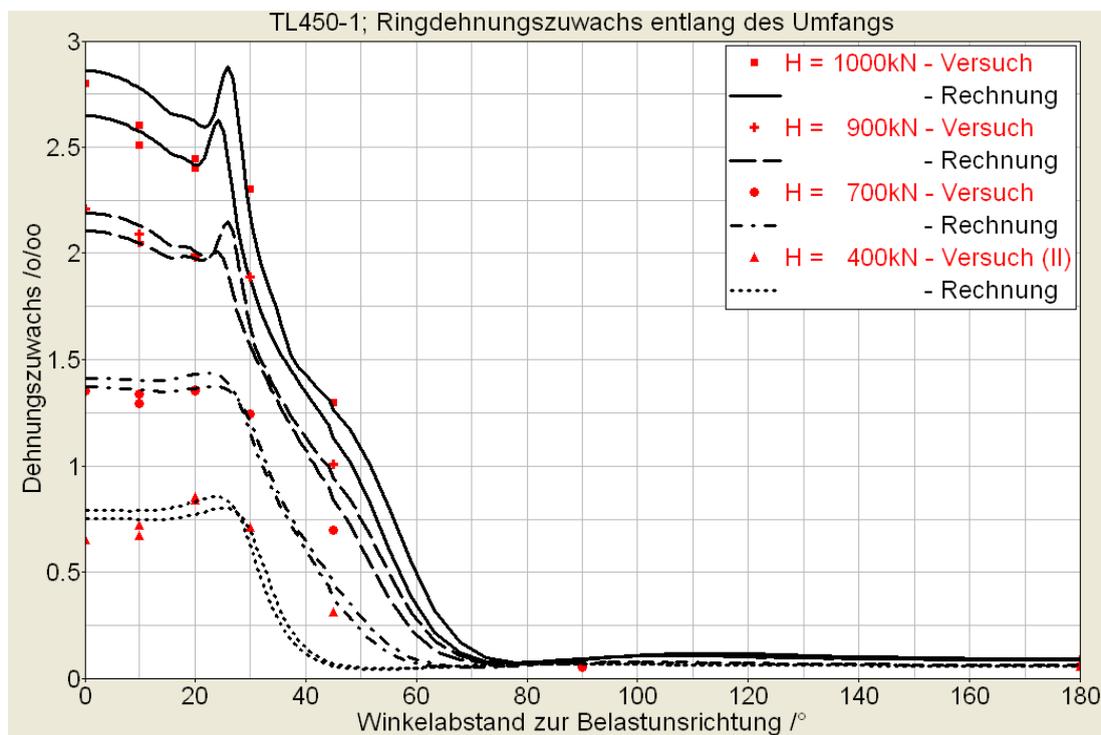


Abbildung 6.4: Gemessene und berechnete Verteilung des Dehnungszuwachses über den Umfang

Die durchgeführten Versuche dienen der Verifizierung der generierten Finite-Elemente-Modelle. Da kein Rechenmodell vorlag, welches die Vorhersage etwa einer zulässigen Höchstlast durch eine Widerstandsfunktion erlaubt, konnte auch kein Vergleich dieser Größen mit experimentell bestimmten Werten für die unterschiedlichen Versuche durchgeführt werden (z.B. [115]). Dennoch wurden in Anlehnung an das im informativen Anhang D der EN 1990:2002 [30] empfohlene Vorgehen zur Auswertung von Versuchen bei versuchsgestützter Bemessung die gemessenen Ringdehnungen mit den vorausgerechneten Werten in anderer Form verglichen. Hierzu ist in den Diagrammen der Abbildung 6.5 für die beiden Lastschritte II und IV der prognostizierte Dehnungszuwachs infolge der horizontalen Einwirkung über dem aus den Messwerten für die unterschiedlichen Laststufen ermittelten Dehnungszuwachs aufgetragen. Als Bezugspunkt wurden die tangentialen Ringdehnungen zu Beginn der Einleitung der Horizontallast, also nach Aufbringen der Vertikalkraft gewählt. Die bereits in Abbildung 6.3 verdeutlichte Abweichung zwischen dem im Versuch (für den bei $\phi = 0^\circ$ applizierten Dehnungsmessstreifen) aufgezeichneten und dem berechneten Verlauf der Ringdehnung im Kraftintervall von rd. 300 kN bis 650 kN

ist durch die S-förmige Abweichung im mittleren Datenbereich zu erkennen. Für beide hier dargestellten Lastschritte ist wiederum eine sehr gute Übereinstimmung der Vergleichsgrößen zu verzeichnen. Die zu den Ausgleichsgeraden angegebenen Werte der Standardabweichung und des Bestimmtheitsmaßes liegen jeweils bei $rms = 0,001$ und $R^2 = 0,996$.

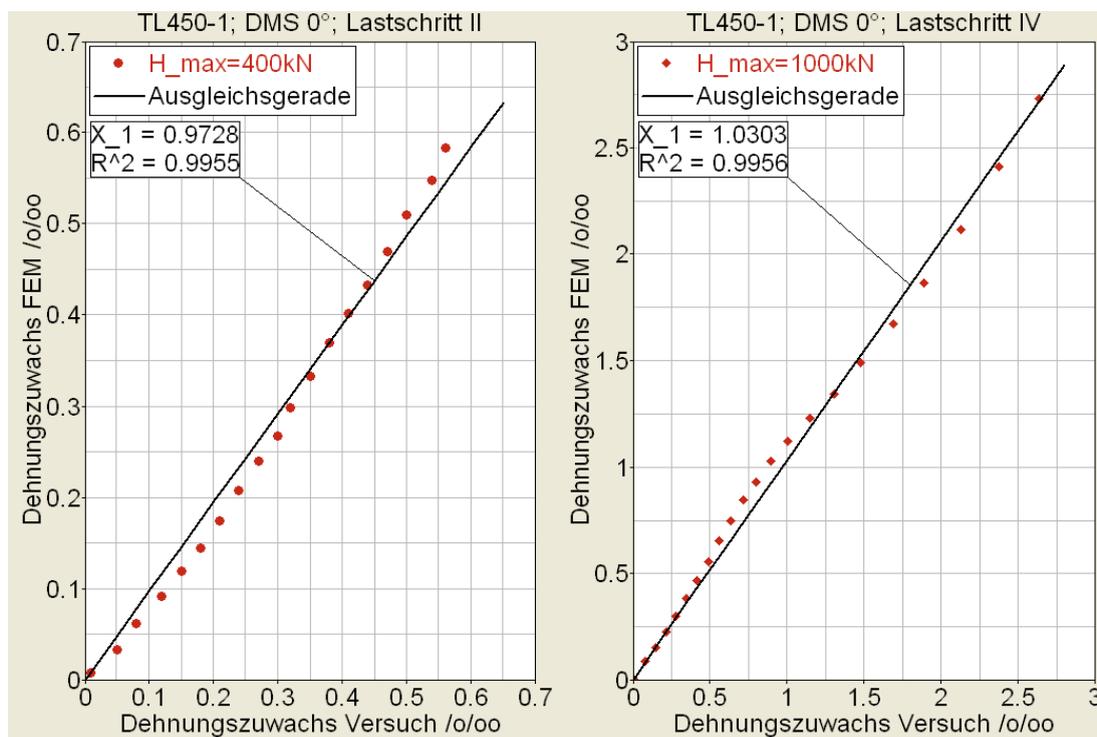


Abbildung 6.5: Vergleich des gemessenen und berechneten Dehnungszuwachses infolge Horizontallast

In Abbildung 6.6 ist für das Versuchslager *TL450-1* die aus der Differenz der Messwerte der induktiven Wegaufnehmer bei 0° und 180° ermittelte Lageraufweitung der mit dem Finite-Elemente-Modell berechneten Knotenverschiebung für zwei unterschiedliche Lastfälle gegenübergestellt. Aufgetragen sind die Wertepaare für eine ansteigende Horizontalkraft bis zu der im Versuch gewählten Maximallast. Bei den angegebenen Werten handelt es sich um Relativgrößen, nicht um Absolutwerte. Da der in der Versuchsauswertung beobachtete, unmittelbar nach dem Aufbringen der Horizontalkraft aufgetretene, nichtlineare Anstieg der induktiven Messgrößen durch die vereinfachten Randbedingungen der Simulation so nicht abgebildet werden konnte, wurde ein Bezugspunkt für die Ergebniswerte gewählt, der bei $H = 100 \text{ kN}$ liegt. Ab dieser Einwirkungsgröße waren die „Störungen“ im Versuch abgeklungen.

Neben der Auftragung der berechneten Werte über der im Versuch ermittelten Aufweitung für unterschiedliche Kräfte ist zusätzlich noch eine Ausgleichsgerade

durch den Ursprung, welche durch Minimierung der Summe der Fehlerquadrate angepasst wurde, eingetragen. Für diese Gerade sind neben der Steigung auch die Standardabweichung sowie das Bestimmtheitsmaß angegeben. Der Vergleich für den zweiten Lastschritt (linkes Diagramm) zeigt einen nahezu linearen Zusammenhang zwischen den Größen. Durch den Determinationskoeffizienten der Ausgleichsgeraden von rd. 0,986 wird die im Mittel sehr gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung verdeutlicht. Der Variationskoeffizient beträgt $V_x = 17,9\%$. Im unteren Bereich der Kurven ist die bereits erwähnte Abweichung durch den Verlauf der Versuchskurven im Bereich geringer Horizontalkräfte sichtbar, mit ansteigender Last geht die Abweichung von der Ausgleichsgeraden jedoch zurück.

Für die im Versuchsablauf späteren Lastschritte (rechtes Diagramm) mit den höheren Horizontalkräften und Werten der Lageraufweitung ist die Übereinstimmung noch besser. Das Bestimmtheitsmaß bestätigt hier mit einem Wert von über $R^2 = 0,997$ bei einem Variationskoeffizienten von $V_x = 8,0\%$, dass nahezu sämtliche Versuchswerte durch eine lineare Abhängigkeit der berechneten Ergebnisse erklärt werden können. Somit kann die Größe der Lageraufweitung, die durch die Horizontalkraft hervorgerufen wird, bzw. ihre Abhängigkeit von der Einwirkung anhand der numerischen Ergebnisse ermittelt werden. Erst im Bereich der maximal aufgebrachten Lasten werden die Relativverformungen in der Simulation geringfügig überschätzt (die Abweichung zwischen Rechnung und Experiment liegt bei einer vorhergesagten Lageraufweitung von rd. 0,64 mm jedoch noch immer unter 1,4%).

6.2 Vergleich der Simulationsergebnisse mit weiteren Untersuchungen

Neben dem Vergleich mit den Ergebnissen der eigens durchgeführten Versuche soll in diesem Abschnitt die Eignung des Finite-Elemente-Modelles auch anhand weiterer experimentell gewonnener Erkenntnisse und Beobachtungen belegt werden. Zum Einen werden Verformungsmessungen der plastischen Deformation von Lagertöpfen unter Vertikalbeanspruchung in Bruchversuchen sowie die Auswertungen der Ergebnisse von Druckmessfolien, welche in der Fuge zwischen Lagertopf und der unterstützenden Fläche angeordnet gewesen waren, zum Vergleich herangezogen. Diese Untersuchungen sind in [35] und [34] veröffentlicht. Zum Anderen soll das Erscheinungsbild des Kontaktbereiches zwischen Topfdeckel und Topfwand, welches bei der visuellen Inspektion von 24 Lagern aus unterschiedlichen Brückenkonstruktionen nach langjährigem Betrieb

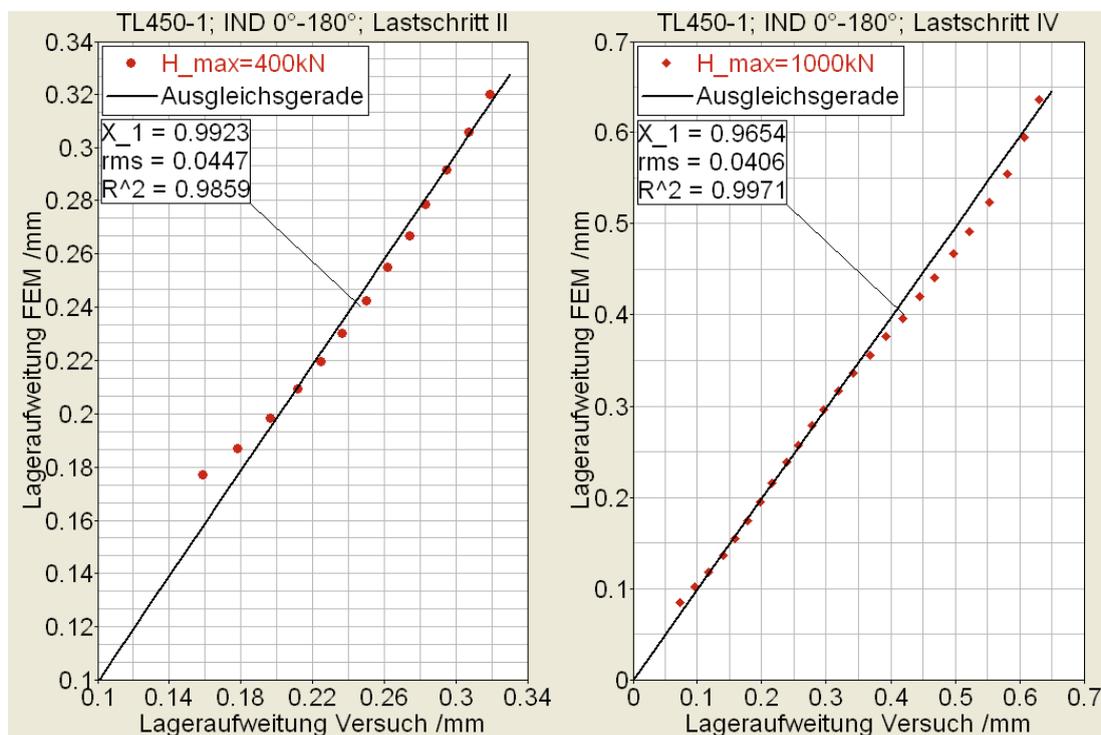


Abbildung 6.6: Vergleich der gemessenen und berechneten relativen Lageraufweitung infolge Horizontallast

gewonnen worden war, die Aussage eines gegenüber den Normvorgaben deutlich konzentrierteren Lasteintrages qualitativ bestätigen.

In Abbildung 6.7 ist die Verteilung der in der Auflagerfuge mit einer Druckmessfolie aufgenommene Kontaktpressung (Sohlpressung) zwischen Topfbo-
denunterseite und der unterstützenden Fläche dargestellt. Zusätzlich ist die ge-
messene Lagerverformung (Setzungsmulde) dargestellt. Zu den Messergebnis-
sen nach [35] sind die Werte der eigenen Simulation eingetragen. Vorab war
das in den vorangegangenen Abschnitten präsentierte Finite-Elemente-Modell
den Randbedingungen der Versuchslager (Durchmesser, Ringbreite, Bodenhö-
he, Sockelmaterial, Teilflächenverhältnis) angepasst worden. Die Versuchslager
waren allgemein bauaufsichtlich zugelassene Topflager mit Außendurchmes-
sern der Lagertöpfe von $D_{Topf} = 385$ mm und $D_{Topf} = 580$ mm. Da für das
größere Lager in den Originalen keine Absolutwerte hinsichtlich der im Versuch
gemessenen Pressung und Setzung angegeben ist, sind im linken Diagramm
(Sohlpressung) der Abbildung 6.7 und im rechten, oberen Diagramm (Verfor-
mung) normierte Ergebnisse aufgetragen. Die Ergebniswerte sind dabei stets
auf den Wert in der Lagermitte bei $x = x/D_{Topf} = 0$ bezogen. Um die gleich-
zeitige Darstellung der Resultate für das kleinere Topflager zu ermöglichen, sind
auch die Abszissenwerte auf den Lagerdurchmesser normiert.

In einem dritten Diagramm sind zusätzlich noch die Absolutwerte der Pressungsergebnisse im Versuch für das Topflager mit $D_{Topf} = 385$ mm dargestellt. Die Position des Topfringes ist im Diagramm markiert. Der letzte Messpunkt im Versuch mit dem größeren Topflager liegt etwas außerhalb des Lagerradius (Überstand der Druckmessfolie) und kann daher durch die Simulation naturgemäß nicht erfasst werden.

Für die wenigen weiteren Messpunkte wird sowohl der Verlauf als auch die Größe der normierten Kontaktspannung sehr gut wiedergegeben. Dies wird insbesondere auch bei Betrachtung der Vergleichswerte des Lagers mit $D_{Topf} = 385$ mm deutlich (Versuch B24 nach [34]). Auch bei der hier vorhandenen, höheren Dichte an Messpunkten besteht eine sehr gute Übereinstimmung in Verlauf und Betrag zwischen den Messwerten und der Rechnung. Im Vergleich zu den Messungen wird die Kontaktspannung im mittleren Lagerbereich leicht überschätzt. Unter dem Topfring ist die vorhergesagte Pressung über annähernd der gesamten Breite geringer als gemessen. Somit beteiligt sich der Topfring gemäß der Simulation weniger am Abtrag der Vertikalkraft. Der Pressungsanstieg in Richtung der Außenkante verläuft für das Finite-Elemente-Modell wiederum wesentlich steiler. Die Abweichungen der Flächen unter den beiden Kurven beträgt rd. 1%.

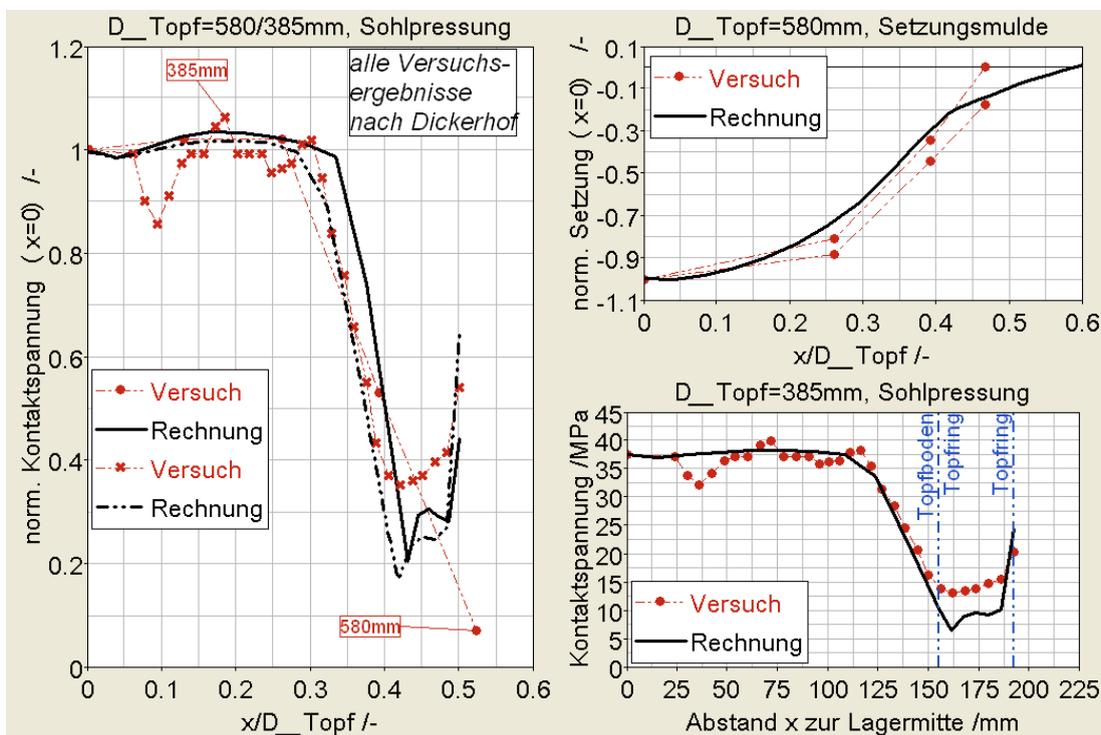


Abbildung 6.7: Sohlpressung und Setzungsmulde im Versuch [35] und Vergleich mit Rechnung

Die bleibenden Verformungen, welche nach Durchführung von insgesamt neun Bruchversuchen mit Vertikalkräften bis zu rd. 10000 kN am deformierten Lagertopf gemessen worden waren [34], sind in Abbildung 6.8 den Verformungen nach Durchführung eines Entlastungsschrittes in der Rechnung gegenübergestellt. Die Versuche sind gemäß ihrer Literaturbezeichnung gekennzeichnet. Die Messungen waren in zwei orthogonalen Richtungen vorgenommen worden, welche in der Legende mit 0° und 90° bezeichnet sind. Die Streuung der Versuchsergebnisse ist gut zu erkennen, insbesondere auch ein nicht ganz symmetrischer Verlauf sowohl für die Bereiche „links“ und „rechts“ der Lagermitte als auch für die Auswertung rechtwinklig zueinander. Dies deutet auf eine nicht gleichmäßige Unterstützung (Mörtelschicht) hin, was in der Simulation nur durch eine Streuung der Materialkennwerte zu erfassen wäre. Dennoch sind die gemessenen und berechneten Verformungen sowohl hinsichtlich ihrer Größe als auch ihrer Verteilung in guter Übereinstimmung. Auch aus dem berechneten Verlauf der vertikalen Verformung lässt sich abermals die Lage des Topringes durch die geringeren Verformungen und vor allem den weniger steilen Verformungsgradienten identifizieren. Von diesem steifen Bereich des Lagertopfes ausgehend wird der Übergang zum Topfboden durch den Knick in der Kurve und die anschließende stärkere Verformungszunahme sichtbar.

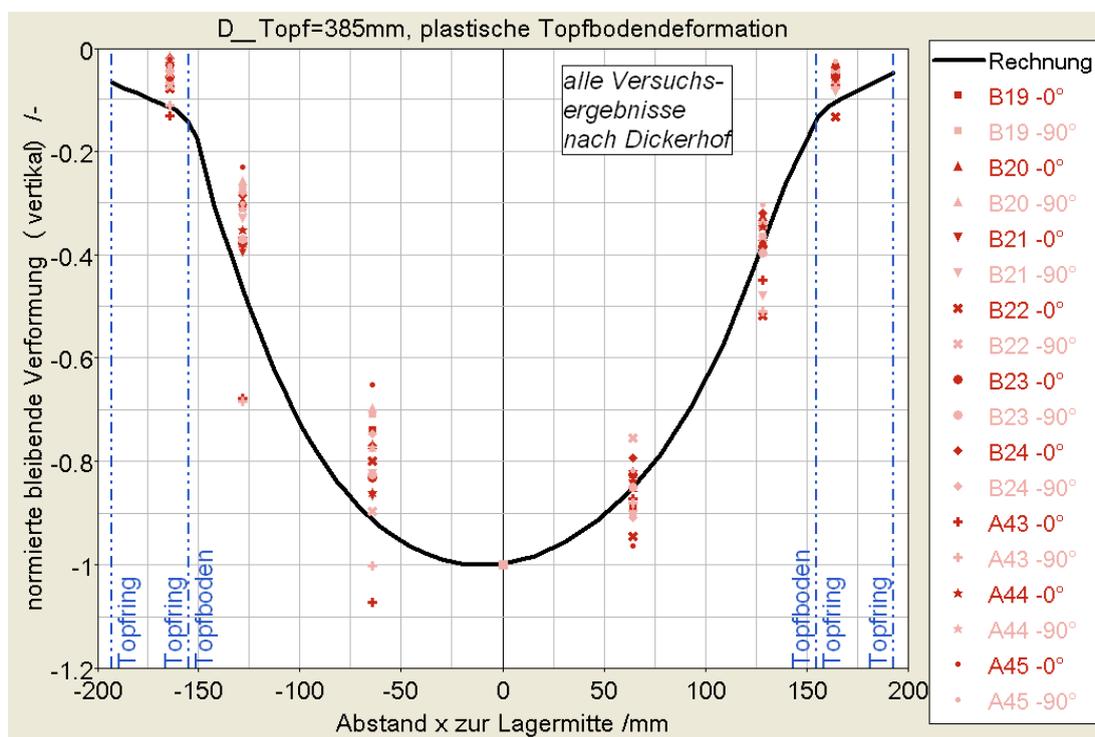


Abbildung 6.8: Bleibende Bodenverformungen im Versuch [35] und Vergleich mit Rechnung

Als weiterer Vergleich für den vertikalen Lastfall werden die Ergebnisse von Zulassungsprüfungen nach [118] herangezogen. Das verwendete Versuchslager besaß einen Elastomerkissendurchmesser von $D_{el} = 460$ mm. Der Topftring mit einem Außendurchmesser von $D_{el} = 550$ mm war auf den Topfboden aufgeschweißt, was zu einem Überstand führte. Nähere Angaben hinsichtlich der verwendeten Materialien und insbesondere der Randbedingungen liegen nicht vor. So war gemäß den Aussagen im Prüfbericht die Unterseite des Topfbodens zur Wärmedämmung mit einer nicht näher spezifizierten Faserbetonplatte beklebt.

Im linken Diagramm der Abbildung 6.9 ist der gemessene tangentielle Dehnungszuwachs an der Topfwandaußenseite in Höhe der Querschnittsmitte des Topfbodens (Messstelle MST 84) sowie die für das korrespondierende Element berechnete Dehnung in Abhängigkeit der Vertikalkraft aufgetragen. Die Kurve der Versuchswerte zeigt einen ausgeprägt nichtlinearen Anstieg der Dehnungen bis zu einer Vertikalkraft von $V \approx 2500$ kN. Im Bereich höherer Kräfte wachsen die Dehnungen proportional zur aufgebrachten Kraft an. Das Rechenmodell ist im Gegensatz hierzu etwas steifer. Die Steigung der Kurve im Kraftbereich jenseits von rd. 3000 kN wird im Vergleich zu den Versuchswerten nur geringfügig überschätzt, die größte Abweichung ergibt sich aus der steileren Anfangssteigung. Die mittlere Abweichung zwischen den gemessenen und den berechneten Dehnungen beträgt unter Höchstlast 13%, liegt im Mittel jedoch unter 10%. Bei genauerer Kenntnis der Randbedingungen ließe sich diese Differenz weiter verringern.

Im rechten Diagramm ist die aus der Verformungsmessung ermittelte Lageraufweitung dem berechneten Wert gegenübergestellt. Die Steigungen beider Verformungsverläufe stimmen sehr gut überein. Dass der gemessene Verlauf eine geringere Aufweitung liefert, als dies die Simulation vermuten lässt, ist auf die Kurvenform im Bereich geringer Vertikalkräfte zurückzuführen. Bis zu einer Kraft von $V \approx 1000$ kN verringert der Lagertopf seinen Durchmesser, die Spaltweite nimmt ab. Erst ab rd. 2600 kN findet wieder eine Aufweitung über den Wert des Anfangsspieles hinaus statt. Laut Hinweis im Prüfbericht kam es zu einem Verrutschen der induktiven Wegaufnehmer. Dies wäre eine mögliche Erklärung für diese Abweichung, da der weitere Zuwachs mit sehr guter Übereinstimmung wiedergegeben werden kann. Eine weitere mögliche Ursache ist, dass die Lagerkomponenten gewissen Toleranzen unterliegen. So kann z.B. der Durchmesser des Elastomerkissens von dem Innendurchmesser des Lagertopfes abweichen. Besitzt das Kissen Untermaß, hat dies zur Folge, dass die Vertikalkraft zuerst solange ausschließlich über den Topfboden abgeleitet wird, bis auch die Seitenwände des Kissens kraftschlüssig an der Topfinnenwand anliegen. Für

die Biegefigur hat dies zur Folge, dass der Topftring durch den biegesteifen Anschluss an den Topfboden und dessen Setzung einwärts geneigt wird, bis die laterale Elastomerpressung dieser Verformung entgegenwirken kann.

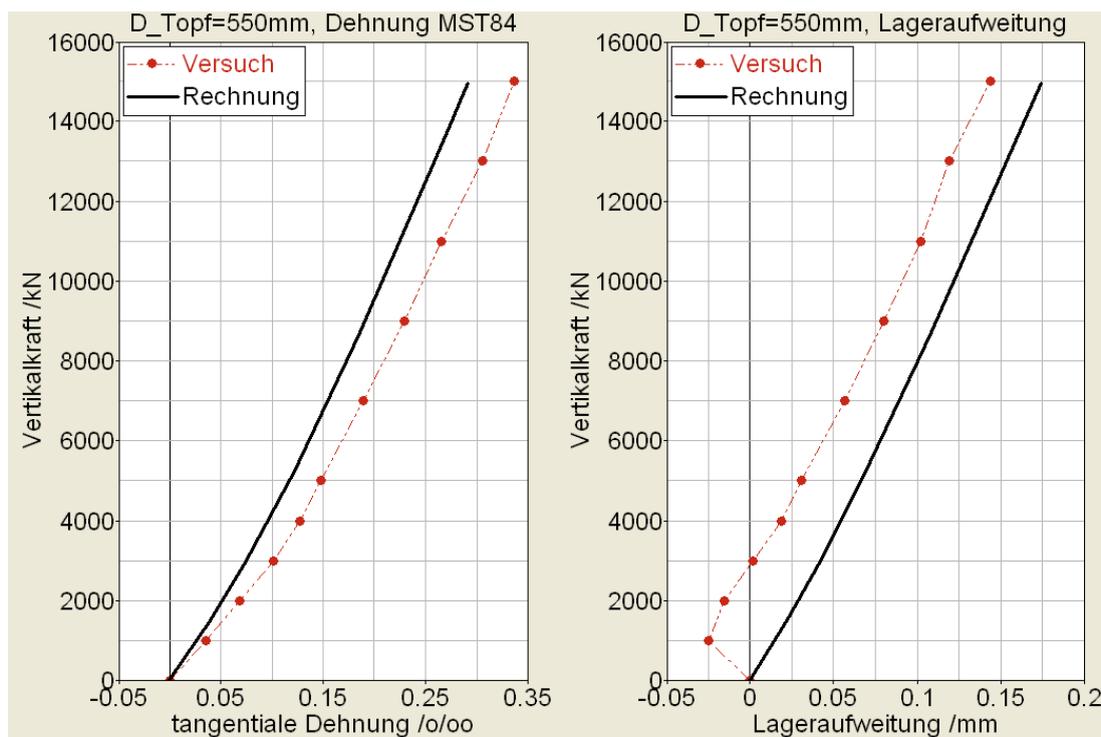


Abbildung 6.9: Ringdehnungen und Lageraufweitung im Versuch [118] und Vergleich mit Rechnung

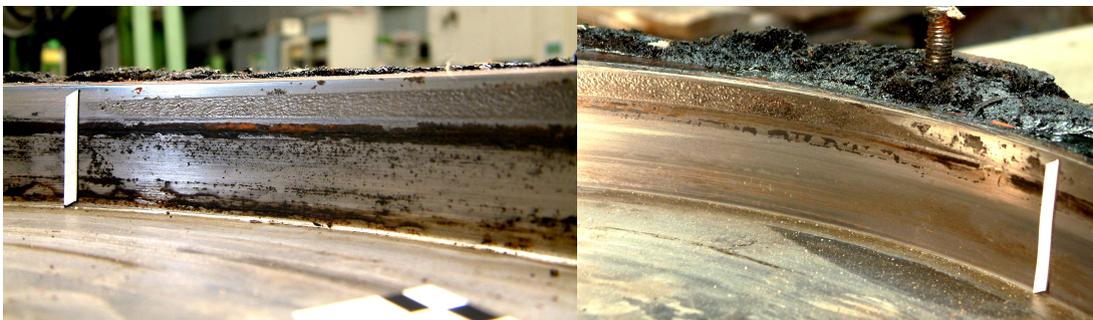
Für eine Erfassung des Lagerzustandes nach langjähriger Betriebsdauer wurden insgesamt 24 Topflager, welche im Rahmen von Brückensanierungen und Lagerwechseln aus unterschiedlichen Brücken ausgebaut worden waren, zerlegt und inspiziert [70], [68]. In Abbildung 6.10a ist exemplarisch für ein Lager das Erscheinungsbild des Kontaktbereiches der Topfwand zum Deckelbund dargestellt. Deutlich ist die Verteilung der Kontaktspuren zu erkennen. Beginn und Ende dieses Bereiches wurden hierbei durch Markierungen gekennzeichnet. Diese Details sind in 6.10b und 6.10c abgebildet. Für jedes der Lager wurde die Breite der Reibspuren und Abdrücke entlang des Umfanges gemessen, welche auf den Kontakt zwischen Deckelbund und Topfwand hinweisen. Aus der Messung der Breite der Spuren und den bekannten Innendurchmessern der Topflager konnten die Kontaktwinkel ϕ_C bestimmt werden. Getrennt nach Lagertyp (der kürzeren Schreibweise wegen finden hier die Bezeichnungen P, P1 und P2 für ein allseitig festes Topflager, ein einachsiger verschiebliches und ein zweiachsiges Topfgleitlager nach [36] und nicht nach [29] Verwendung) sind in Tabelle 6.1 die ermittelten maximalen und minimalen Kontaktwinkel $\phi_{C,max}$ respektive $\phi_{C,min}$ so-

wie der jeweilige Mittelwert $\bar{\phi}_C$ und die Standardabweichung rms_ϕ einer Reihe eingetragen. Zusätzlich sind die im Kontaktbereich gemessenen mittleren Rauheitswerte $\bar{R}_{z,C}$ den mittleren Rauheitswerte $\bar{R}_{z,0}$ gegenübergestellt, welche in den Bereichen der Topfwand gemessen wurden, die zumindest visuell keine Anzeichen für ein Anliegen des Deckelbundes an der Topfwand aufwiesen.

Für keines der Topflager ergibt sich hieraus eine Kontaktpressung, die über die Hälfte des Umfanges verteilt gewesen wäre. Maximal konnte der Deckelwand-Kontakt über $\phi_C = 152^\circ$ nachgewiesen werden, im Mittel lag er bei $\bar{\phi}_C = 115^\circ$ für die festen Topflager und rd. 91° für die einachsigen Topfgleitlager. Für die zweiachsigen Topfgleitlager konnten nach dem Säubern der Lagertöpfe keine verwertbaren Spuren, die auf den Kontakt zwischen Deckelbund und Topfwand hingewiesen hätten, festgestellt werden.



(a) Übersicht der Kontaktschäden entlang der Topfwand



(b) Detail links, Beginn der Kontaktschäden

(c) Detail rechts, Ende der Kontaktschäden

Abbildung 6.10: Spuren an der Topfwand infolge Kontakt zum Deckelbund

Eine quantitative Zuordnung dieser Beobachtungen zu den numerischen Ergebnissen ist in diesem Fall nicht möglich, da für die Topflager weder Lagerstatiken vorlagen, noch genauere Angaben zu den erwarteten Kräften in den Kon-

struktionsplänen gemacht waren. Wird als Anhaltswert eine Abschätzung der möglicherweise aufgetretenen maximalen Kräfte über die zulässigen Einwirkungen nach den bislang gültigen Regeln herangezogen, dann liefert eine Simulation eine Verteilung der Kontaktpressung von rd. 120° . Dass dieser Wert etwas unterhalb der gemessenen Kontaktausbreitungen für die Lager nach langjährigem Einsatz liegt, ist unter anderem dadurch zu erklären, dass die einwirkenden Horizontalkräfte in situ nicht eindeutig gerichtet sind. Die wechselnde vektorielle Überlagerung lateraler Kräfte in Brückenlängsrichtung mit denen quer zur Brücke lässt somit auch den Mittelpunkt des Kontaktes bzw. der Lasteinleitung entlang des Umfanges wandern.

Durch die Auswertung der Zustandserfassung von Topflagern nach dem Ausbau kann somit eine Lasteinleitung, die konzentrierter als normativ angenommen erfolgt, was auch bereits aus den Ergebnissen der numerischen Untersuchungen geschlossen worden war, bestätigt werden.

Tabelle 6.1: Gemessene Kontaktverteilung und Rauheiten nach Zustandserfassung

Lagertyp	$\phi_{C,max}$ /°	$\phi_{C,min}$ /°	$\bar{\phi}_C$ /°	rmsϕ /°	$\bar{R}_{z,C}$ /μm	$\bar{R}_{z,0}$ /μm
P	150,6	115,1	130,4	17,8	14,5	5,8
P1	152	90,9	122,7	20,4	14,5	4,2
P2	-	-	-	-	-	5,3

Wie aus den exemplarisch gezeigten Vergleichen mit den im Mittel guten qualitativen und quantitativen Übereinstimmungen zwischen den Ergebnissen aus Rechnung und Experiment deutlich wird, ist mit Hilfe des präsentierten Finite-Elemente-Modelles eine zuverlässige Simulation der hier untersuchten Problematik möglich. Auf Basis des validierten Finite-Element-Modelles des Topflagers können daher weitere numerische Untersuchungen und Parameterstudien, wie sie im Folgenden beschrieben sind, durchgeführt werden. Die Auswertung der Studien umfasst hierbei zum Einen das globale Verhalten des Lagertopfes, wie es bereits früher in Abschnitt 4.3 beschrieben wurde. Zum Anderen wird die Lagerbeanspruchung im Hinblick auf eine spätere Bemessungsempfehlung anhand ausgewählter Elemente (Element *E18003* auf der Topfbodenoberseite im Übergangsbereich vom Topfboden zum Topftring und Element *E105* an der Innenkante der Topftringoberseite, beide Elemente in der Belastungssymmetrieebene) ermittelt. Für eine spätere Bemessungsempfehlung ist vorab zu klären, bei welcher Größe der horizontalen Einwirkung eine Grenzlast für das Topflager als erreicht angesehen wird.

6.3 Definition der horizontalen Grenzlast

Gemäß den Ausführungen des Normtextes der EN 1337-5:2005, Abschnitt 6.2.2 darf unter den Einwirkungskombinationen keine Stelle des Lagertopfes ins Fließen geraten. Für diesen Teil der Untersuchung wurde die Geometrie eines handelsüblichen Topflagers ($b_R = h_R = 65 \text{ mm}$, $t_B = 16 \text{ mm}$, $D_{el} = 660 \text{ mm}$) angesetzt.

In Abbildung 6.11 sind bei einer Elastomerpressung von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ über der aufgebrachten Horizontalkraft bzw. der Lastschrittzeit für einige ausgewählte Elemente die Verläufe der von Mises-Spannung und der Ergebnisgröße *AC Yield Flag* aufgetragen, die angibt, ob das Element bereits im Fließen ist oder nicht. Gegenüber der Ausgabe der von Mises-Spannung kann hierbei auch auf das Fließen eines einzelnen Integrationspunktes geschlossen werden. Ein Wert von 1 bedeutet, dass alle Integrationspunkte das Einsetzen des Fließens melden, ein Wert von 0 entspricht dem rein elastischen Verhalten des gesamten Elementes. Zwischenwerte entsprechen der Meldung, dass partiell Fließen aufgetreten ist. Zusätzlich ist im linken Diagramm der nach den Bemessungsgleichungen der EN 1337-5:2005 errechnete Wert der zulässigen horizontalen Einwirkung bei der gewählten Pressungsstufe und für eine Streckgrenze des Materials von $f_y = 325 \text{ N/mm}^2$ eingezeichnet ($H_{Rd} \approx 1,88 \text{ MN}$). Auf den Ansatz eines Teilsicherheitsbeiwertes auf der Widerstandsseite wurde hier bewusst verzichtet, da dieser auch in der FE-Simulation nicht berücksichtigt wird.

Element *E105* ist in diesem Modell jenes Element, welches auf der Belastungssymmetrieachse die innere Ringoberkante bildet, Element *E1977* liegt auf gleicher Höhe auf der Außenseite des Ringes. Die Elemente *E3528* und *E18003* liegen an der Topfringinnenseite respektive der Topfbodenoberseite und bilden den Übergang der einen zur anderen Komponente. Element *E9144* ist auf Höhe von Element *E3528* auf der Topfringaußenseite angeordnet. Somit sind die Elemente *E3528* und *E18003* der Singularität der Ecke nächstgelegen.

Was aus der Darstellung der von Mises-Spannungen nicht ganz deutlich wird, ist in der Darstellung der Yield Flag-Ergebnisgröße klarer erkennbar. Zwar stimmt die Vorhersage der zulässigen Horizontallast nach Norm relativ gut mit dem Erreichen der Streckgrenze für die Topfringoberseite überein, der Fließvorgang beginnt jedoch auf der Topfbodenoberseite (*E18003*) bereits bei einer Kraft, die nur etwa 21 % dieses Wertes entspricht ($H \approx 400 \text{ kN}$). Die sich bei Horizontallaststeigerung ausbildenden plastischen Zonen bleiben in radialer Richtung begrenzt. Ähnlich dem bereits geschilderten tangentialen Dehnungsverlauf entlang des Ringumfangs, klingen auch die plastischen Bereiche mit zunehmender tangentialer Entfernung von der Symmetrieachse ab, bis wieder der

Spannungswert, der sich bei reiner Vertikalkraftbeanspruchung eingestellt hat, erreicht wird. Dies kann auch als Ausbildung eines lokalen plastischen Gelenkes entlang des Umfangs gedeutet werden, welches bewirkt, dass bei weiterer Kraftsteigerung eine Lastumlagerung auf die Tragreserven des Ringes erfolgt.

Auf Basis dieser Interpretation entspricht somit der Knick der Spannungshorizontalkraft-Kurve (Abbildung 6.11) für Element $E105$, der gerade im Bereich einer Horizontalkraft von $H \approx 400 \text{ kN}$ (bei einer Pseudozeit $\approx 0,1$) liegt, dem Moment, in dem der Spannungszuwachs im Bodenbereich abnimmt und die Ringelemente stärker belastet werden. Betrachtet man vergleichend die Aufweitung des Lagertopfes, eine Größe die ein Indiz für das globale Verhalten des Lagers ist, da die Größe dieser Aufweitung wiederum direkten Einfluss auf die Funktionstauglichkeit der Topflagerkonstruktion ausübt [69], so bleibt bei diesem Lastniveau jedoch festzustellen, dass es nicht zu einer unmittelbaren Beeinträchtigung des Tragverhaltens kommt. Folglich kann auch die strenge Forderung, dass keine Stelle des Topfes ins Fließen kommen darf, abgeschwächt werden. Unter Beachtung des Zuwachses der Topfaufweitung und somit des Spaltes, den die Innendichtung zu überbrücken hat, könnte alternativ ein lokales Plastifizieren zugelassen und somit die horizontale Höchstlast per Definition auf den Wert festgesetzt werden, der sich bei Erreichen der Streckgrenze für die Topfringoberseite ergibt.

6.4 Variation der Belastungsgrößen

Den grundsätzlichen Einfluss der Belastungsgrößen Vertikal- und Horizontalkraft auf die Spannungsverteilung im Lagertopf wurde bereits in Abschnitt 4.3 erläutert. Im Vertikallastfall dominieren die Biegespannungen im Übergang vom Topfboden zum Topfring. Infolge der rotationssymmetrischen Verformung und des lateralen Anteils des Elastomerdruckes gegen die Topfwand resultiert aus diesem Lastfall neben dem Biegezustand auch eine tangentielle Spannungsbeanspruchung des Topfringes. Beide „Arten“ der Belastung, also die infolge Biegung und die infolge Ringwirkung, sind nahezu linear von der aufgetragenen Elastomerpressung abhängig und werden bei einer zusätzlich wirkenden Horizontalkraft auf der Lagertopfseite der Lasteinleitung stark vergrößert. Hierbei weisen Horizontalbeanspruchung und Spannungsentwicklung der für einen Bereich des Lagertopfes als maßgebend identifizierten Elemente weitestgehend einen stark nichtlinearen Zusammenhang auf. So etwa auch für Element $E105$, für welches bereits die Abhängigkeit in Form eines Polynoms zweiter Ordnung nachgewiesen werden konnte (siehe Abschnitt 4.3.2).

Zu klären war an dieser Stelle jedoch noch, welcher gegenseitige Einfluss der

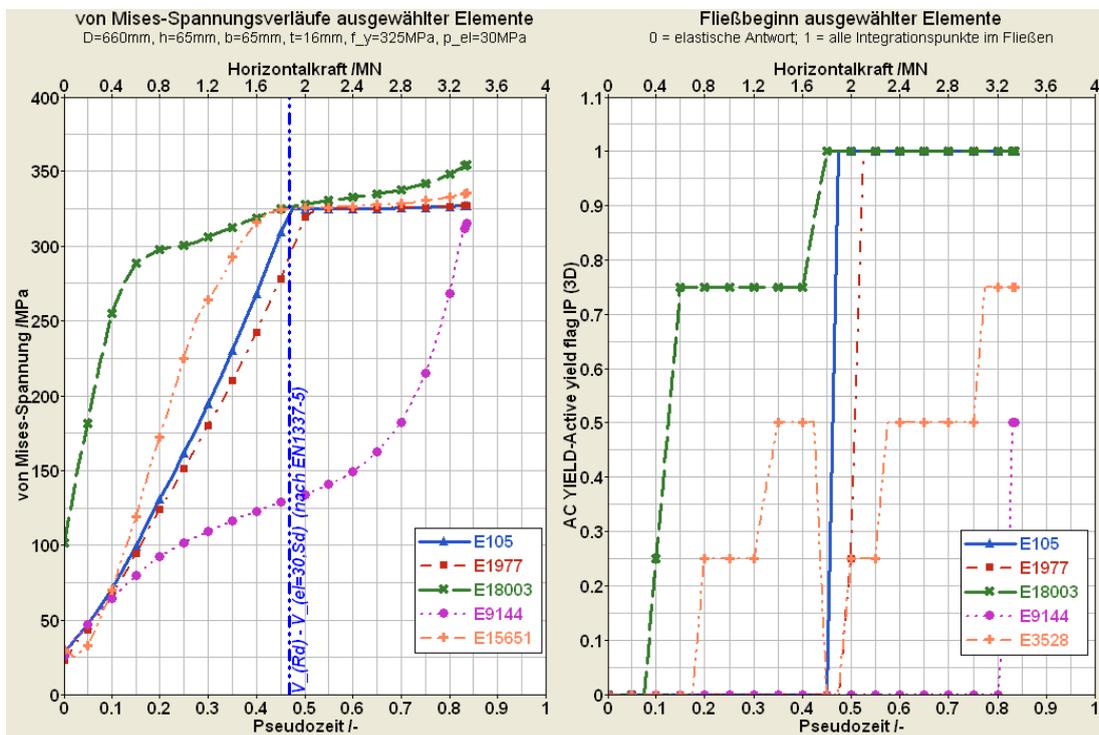


Abbildung 6.11: Spannungsentwicklung und Fließbeginn ausgewählter Elemente in Abhängigkeit der Horizontalkraft

Belastungsgrößen besteht, insbesondere ob und wie die Höhe der Vertikalkraft und der hieraus resultierenden Elastomerpressung die Spannungsentwicklung infolge Horizontallast beeinflusst. Hierzu wurden in einem ersten Lastschritt Vertikalkräfte unterschiedlicher Höhe angesetzt und im zweiten Belastungsschritt die Horizontalkräfte aufgebracht. Die Laststufen im ersten Schritt entsprachen Pressungen von $p_{el} = 10 \text{ N/mm}^2$, 20 N/mm^2 , 30 N/mm^2 , 40 N/mm^2 , 50 N/mm^2 und 60 N/mm^2 . Somit wird der gesamte Bereich bis zum charakteristischen Wert des Elastomerkontaktdruckes $f_{el,k} = 60 \text{ N/mm}^2$ erfasst (siehe Abschnitt 2.4.2).

Wie aus Abbildung 6.12 zu sehen ist, wird durch eine Erhöhung der Vertikalkraft insbesondere der Bereich des Überganges vom Topftring zum Topfboden (Element *E18003*) beeinflusst. Im linken Diagramm ist für das benachbarte Element die von Mises-Spannung für die unterschiedlichen Pressungsstufen über der Größe der Horizontalkraft aufgetragen. Die Spannungskurven für dieses Element sind mit anwachsender Pressung um jeweils den gleichen Betrag in Richtung höherer Spannungen bzw. niedrigeren Horizontalkräften parallel verschoben. Die Steigung des anfänglich linearen Abschnittes der Kurven bleibt unverändert. Die Anfangsspannung zu Beginn der Horizontalkrafteinleitung steigt mit zunehmender Elastomerpressung an, wobei eine Verdoppelung von p_{el} an-

nähernd auch zu einer Verdoppelung der Elementspannung führt. Erst für Elastomerpressungen jenseits von $p_{el} = 50 \text{ N/mm}^2$ liegt kein linearer Zusammenhang zwischen der Anfangsspannung und der Vertikalbelastung mehr vor, da sich hier die Spannungskurve für dieses Element bereits im Übergang in den nichtlinearen Bereich befindet. Bei der höchsten hier gewählten Pressungsstufe von $p_{el} = 60 \text{ N/mm}^2$ ist das Material bezüglich seiner Fließspannung bereits zu rd. 78% ausgenutzt.

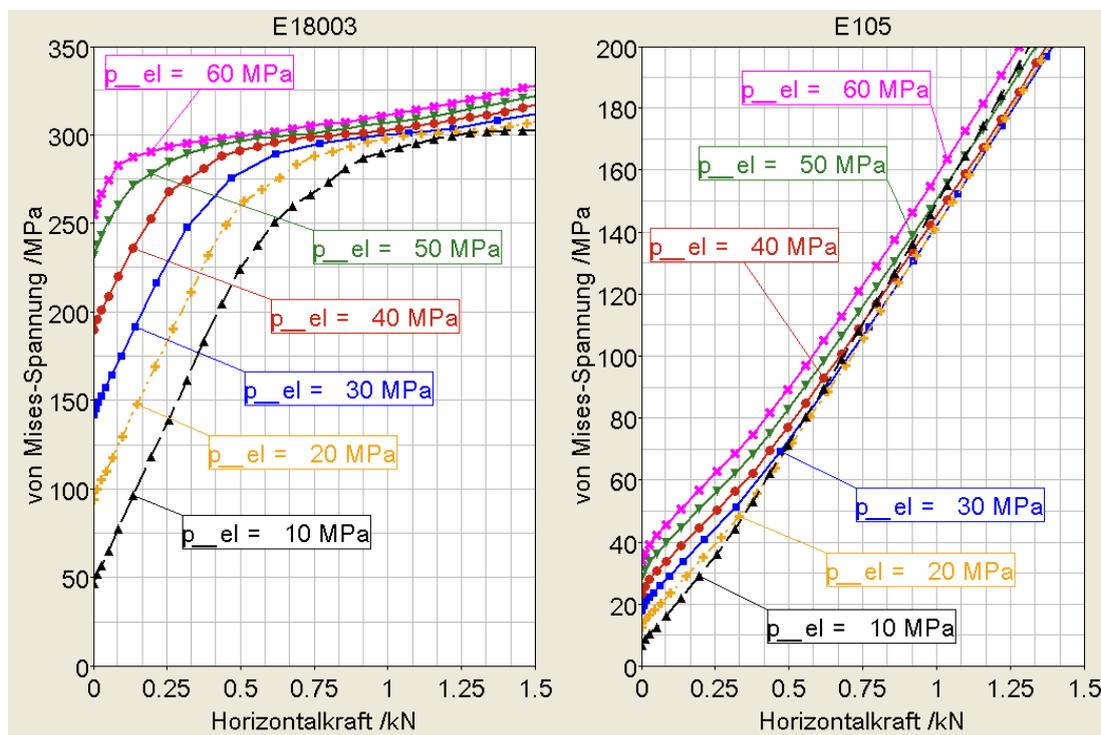


Abbildung 6.12: Einfluss der Elastomerpressung auf die Spannungsentwicklung infolge Horizontalkraft

Auch das Element an der Innenkante der Topfringoberseite (*E105*) erfährt durch die ansteigende Pressung eine anwachsende Belastung. Die Spannung zu Beginn des Horizontalschrittes steht jedoch bis zur gewählten maximalen Pressung in einem linearen Zusammenhang zu dieser und bleibt auch im Betrag deutlich kleiner. Bei $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ beträgt die Spannung lediglich rd. 18 N/mm^2 , im Maximum liegt sie bei rd. 35 N/mm^2 . Die Kurvenschar bildet im anschließenden Horizontalkraftbereich von $H \approx 0 - 400 \text{ kN}$ einen deutlich getrennten Fächer. Mit weiter ansteigender horizontaler Kraft verlaufen die Kurven für die unterschiedlichen Pressungsstufen weiterhin parallel. Als Ausnahme sind hier die Spannungsverläufe für $p_{el} = 10 \text{ N/mm}^2$ und 20 N/mm^2 zu nennen. Letzterer weist ab $H \approx 400 \text{ kN}$ eine größere Steigung als die Kurven für höhere Pressungen auf und überschreitet ab rd. 1000 kN die Spannung für eine Last-

stufe von 30 N/mm^2 . Ab rd. 1500 kN sind die Spannungskurven für 20 N/mm^2 und 40 N/mm^2 in ihrem weiteren Verlauf bis zur Fließspannung deckungsgleich. Stärker noch als für 20 N/mm^2 bricht die Kurve für $p_{el} = 10 \text{ N/mm}^2$ aus. Diese weist in den höheren Kraftbereichen Spannungen in gleicher Größenordnung auf, wie sie für 60 N/mm^2 ermittelt werden. Werden die Spannungen für ein bestimmtes Horizontalkraftniveau über der Größe der zugrunde liegenden Elastomerpressung aufgetragen, folgt ein Spannungsminimum für $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$, für welches die Spannung z.B. bei $H = 1800 \text{ kN}$ rd. 7% unter den maximalen Werten liegt. Im Umkehrschluss folgt hieraus, dass das Element bei dieser Elastomerpressung erst bei einer höheren Horizontalkraft die Fließspannung des Materials erreicht. Für $p_{el} = 10 \text{ N/mm}^2$ und 60 N/mm^2 liegt die zugehörige Kraft rd. $7,4\%$ und $6,8\%$ unter der bei 30 N/mm^2 ermittelten Höchstlast.

Eine anschauliche Erklärung dieses Effektes liefert eine Betrachtung des belasteten Eckbereiches. Infolge der Einwirkung der äußeren Horizontalkraft und der lateralen Pressung aus dem Elastomerdruck wird die Topfwand nach außen verdreht. Wie bereits dargestellt, folgt der Topfboden dieser Verformung durch eine Rahmenwirkung mit seinen unmittelbar angrenzenden Bereichen. Dieser Verformung wirkt die vertikal auf die Bodenoberseite gerichtete Elastomerpressung durch ein gegenläufiges Moment entgegen. Der Topftring kann sich in Folge dieses Widerstandes nur eingeschränkt verdrehen. Bei niedrigen Elastomerpressungen ist der Widerstand gegen diese Verdrehung folglich nur gering. Somit kommt es durch die stärkere Aufwölbung zu einer höheren Dehnung der oberen Topftringfaser, was in einer niedrigeren aufnehmbaren Horizontalkraft resultiert. Bei steigender Elastomerpressung wird dagegen dieser Widerstand erhöht, der Ring kann sich nicht mehr frei verdrehen, da nun der Grad der „Einspannung“ größer ist. Die geringere Verdrehung bedingt eine geringere Aufweitung und somit niedrigere Ringzugspannungen. Es wird eine höhere Horizontalkraft aufnehmbar. Ist der maximale Einspanngrad infolge der Pressung erreicht, führt eine weitere Steigerung der Elastomerpressung zu einem gegenläufigen Effekt. Der laterale Druck des Elastomerkissens gegen die Topfwand dominiert, verstärkt die Wirkung der äußeren Horizontalkraft und hat somit einen Abfall der aufnehmbaren äußeren Horizontalkraft zur Folge.

Der Verlauf der Höchstlast in Abhängigkeit der Elastomerpressung aus der Vertikalkraft ist im rechten Diagramm der Abbildung 6.13 für eine Auflagerung des Lagertopfes auf einem starren Sockel angegeben. Zusätzlich ist hierzu auch nochmals die Spannungskurve des Elementes *E105* bei unterschiedlichen Elastomerpressungen über der aufgebrauchten Horizontalkraft aufgetragen. Gegenüber der Darstellung in Abbildung 6.12 ist jedoch nun auch der Bereich der Horizontalkraft zu erkennen, ab dem das Element ins Fließen kommt.

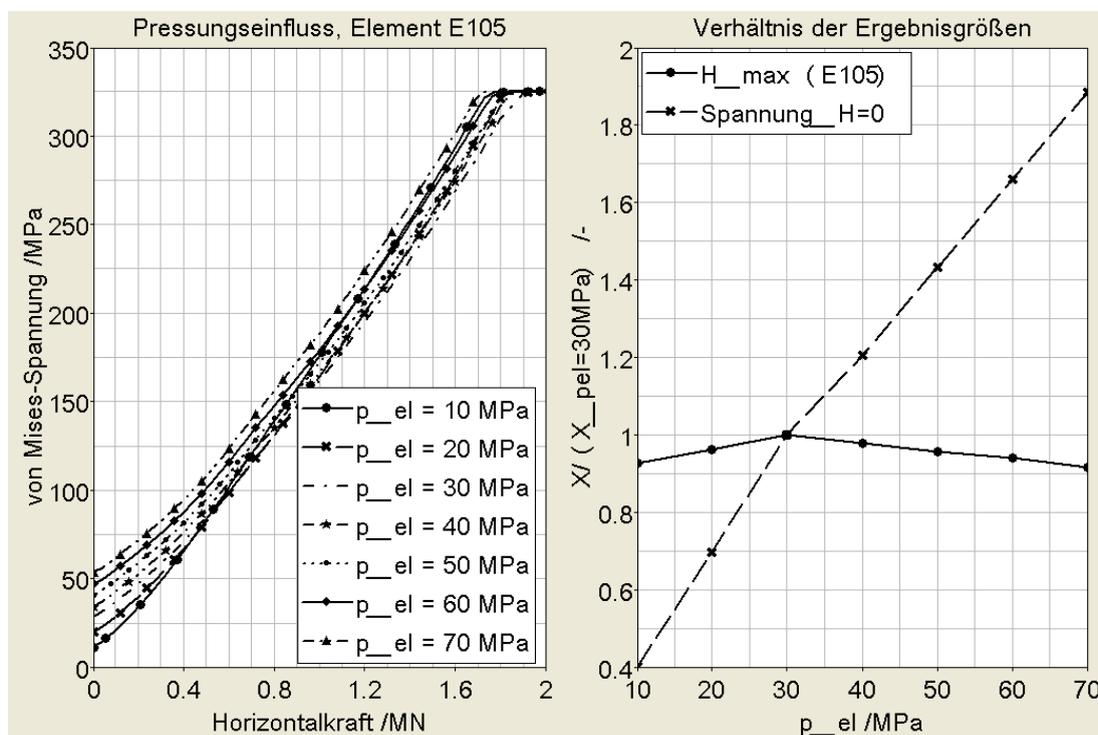


Abbildung 6.13: Einfluss der Elastomerpressung auf die Spannungsentwicklung und horizontale Grenzlast

Neben der Beeinflussung der Spannungsverläufe einzelner Elemente ist ebenfalls von Interesse, wie sich Änderungen der Belastungsgrößen auf die Verteilung der Kontaktspannungen im Einleitungsbereich der Horizontalkraft auswirken. Hierzu sind die Kontaktspannungsverläufe, welche sich bei unterschiedlichem Lastniveau einstellen, in Abbildung 6.14 dargestellt. Ein möglicher Einfluss der Größe der Vertikalkraft wurde über die Pressungen $p_{el} = 15 \text{ N/mm}^2$ (6.14a), $22,5 \text{ N/mm}^2$ (6.14b) und 30 N/mm^2 (6.14c) berücksichtigt. Die Änderung der Horizontalkraft wird für eine Stufe der Elastomerpressung über das Belastungsverhältnis von Horizontalkraft zu Vertikalkraft ausgedrückt, welches jeweils von $H/V = 0,09$ bis $0,3$ dargestellt ist. Neben dem Maximum der Kontaktspannung, das sich stets in der Belastungssymmetrieebene bei $\phi = 0^\circ$ einstellt, wächst auch der Ausbreitungswinkel mit ansteigender Horizontalkraft an. So ist zwar bereits bei niedrigen horizontalen Kräften, die sich in niedrigen Einwirkungsverhältnissen H/V widerspiegeln, eine Verteilung der Spannung im Kontaktbereich über rd. 37° , 43° bzw. 47° vorhanden. Doch selbst bei der höchsten hier dargestellten Horizontalkraft von $H = 3080 \text{ kN}$, dies entspricht für $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ einem Verhältnis von Horizontal- zu Vertikalkraft von $H/V = 0,3$ (Abbildung 6.14c), berühren sich die Kontaktpartner über nicht mehr als rd. $\phi = 70^\circ$ (jeweils auf das halbe System bezogen). Anhand dieser

Diagramme wird deutlich, dass die Lasteinleitung deutlich konzentrierter erfolgt, als angenommen.

Bei gleicher Horizontalkraft hat die Elastomerpressung keinen weiteren Einfluss auf das Spannungsmaximum oder die Ausbreitung des Kontaktes. Für eine Kraft von $H = 1800 \text{ kN}$ ($H/V = 0,18$ bei $p_{el} = 15 \text{ N/mm}^2$, $H/V = 0,12$ bei $22,5 \text{ N/mm}^2$, $H/V = 0,09$ bei 30 N/mm^2) sind die Kurven der drei Diagramme hinsichtlich des Extremwertes und einem Kontaktwinkel von $\phi \approx 47^\circ$ identisch.

Verdeutlicht wird dies zusätzlich durch die Darstellung nach Abbildung 6.15. Hier ist der bei den unterschiedlichen vertikalen und horizontalen Laststufen ermittelte maximale Kontaktwinkel über der einwirkenden Horizontalkraft aufgetragen. Die Verteilung des Kontaktes verläuft nichtlinear mit der Horizontalkraft. Mit rd. 32° für $H = 300 \text{ kN}$ beginnend, kommt es nach einem anfänglich starken Anstieg im Bereich von $H \approx 600 \text{ kN}$ zu einem Abflachen der Kurve bei steigenden Kräften. Ab einer Horizontalkraft von $H \approx 1000 \text{ kN}$ verläuft sie mit annähernd konstanter Steigung. Bei $H \approx 1900 \text{ kN}$, der nach den Normvorgaben ermittelten Grenzlast, hat sich der Kontakt ausgehend von der Symmetrieebene bis weniger als 60° etabliert, was lediglich einem Drittel und nicht der Hälfte des Deckelumfanges entspricht. Die Datenpunkte lassen sich durch eine logarithmische Funktion der Gestalt

$$\phi_C = 49,5 + 15,99 \cdot \ln H \quad (6.1)$$

bei einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,9898$ angleichen.

Da sich selbst bei einer Überschreitung von $H_{DIN,max}$ um 62 %, dies entspricht der hier maximal dargestellten Last von $H = 3000 \text{ kN}$, die Verteilung der Kontaktspannungen noch über zwanzig Prozent unterhalb des angenommenen Wertes liegt und bei $H = 3600 \text{ kN}$, also der Kraft, bei der die Topfwand in der Symmetrieebene gänzlich durchplastifiziert ist und sich die plastische Zone in Ringrichtung bis zur Hälfte ausgebreitet hat (siehe auch Abbildung 4.28d), mit $\phi \approx 84^\circ$ ein kleinerer Berührungswinkel als 90° ergibt, wird auch aus dieser Darstellung der deutlich konzentriertere Lasteintrag ersichtlich.

Eine weitere Ergebnisgröße, deren Beeinflussung durch das Belastungsverhältnis H/V untersucht werden soll, ist die Entwicklung der Spaltweite. Hierzu ist im linken Diagramm der Abbildung 6.16 die Zunahme des Lagerspaltes, somit also die Lageraufweitung, infolge der Vertikal- und Horizontalbeanspruchung aufgetragen. Im linken Diagramm der Abbildung erfolgt die Darstellung für unterschiedliche Stufen der Elastomerpressung von $p_{el} = 10 \text{ N/mm}^2$, 15 N/mm^2 , $22,5 \text{ N/mm}^2$ und 30 N/mm^2 über dem Belastungsverhältnis. Nach einer anfänglichen Nichtlinearität bis zu einem Verhältnis $H/V \approx 0,025$ ist die Lagerauf-

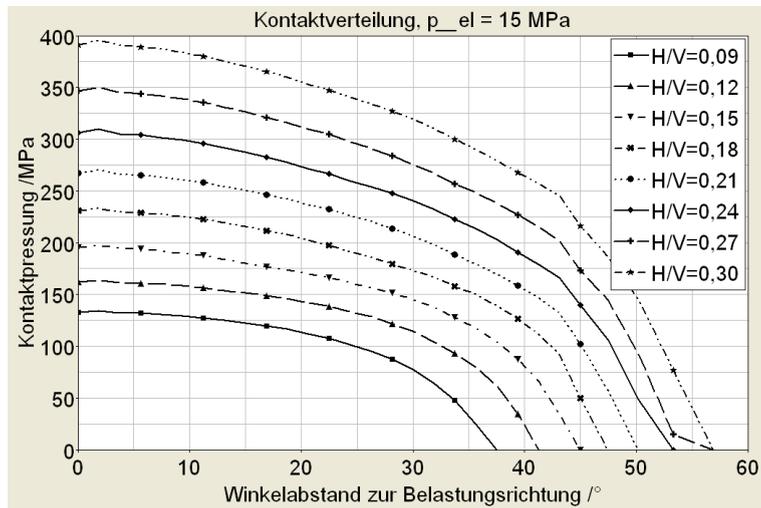
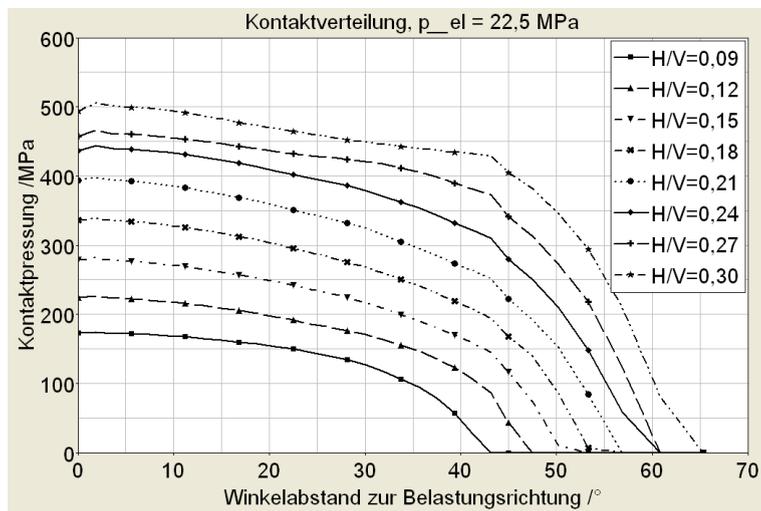
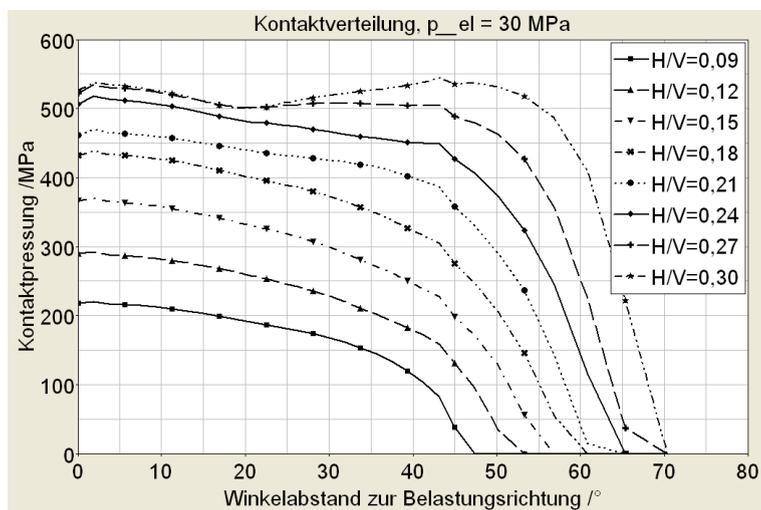
(a) $p_{el} = 15 \text{ N/mm}^2$ (b) $p_{el} = 22,5 \text{ N/mm}^2$ (c) $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$

Abbildung 6.14: Kontaktspannungen zwischen Deckelbund und Topfwand für unterschiedliche p_{el} und H/V

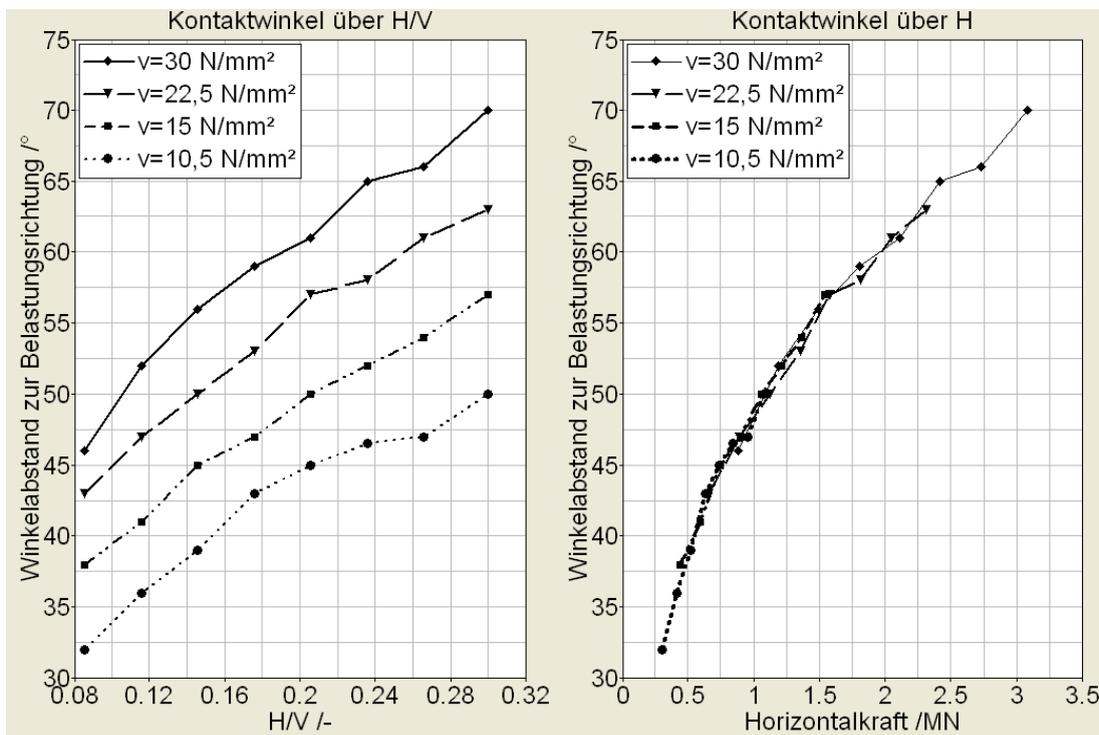


Abbildung 6.15: Ausbreitung des Deckel-Wand-Kontaktes in Abhängigkeit des Belastungsverhältnisses und der Horizontalkraft

weitung für die niedrigen Pressungsstufen weitestgehend proportional zu H/V . Die Steigung der Kurven ist dabei umso größer, je höher die Elastomerpressung gewählt wurde. Erst im Bereich ab $H/V = 0,20 - 0,25$ weist die Spaltweitzunahme einen übermäßigen Anstieg auf. Dass dies schlussendlich nur auf die Größe der Horizontalkraft zurückzuführen ist und dass die Höhe der Elastomerpressung, unter Vernachlässigung der anfänglichen Veränderung des Lager-spieles durch das Aufbringen der Vertikalkraft, keinen weiteren Einfluss hat, zeigt das rechte Diagramm der Abbildung 6.16. Die Abhängigkeiten wurden aus dem linken Teil der Abbildung übernommen, hier allerdings über der tatsächlichen Größe der Horizontalkraft aufgetragen. Somit gehen die eingetragenen Kurven aus einer Skalierung der Abszissenwerte (Multiplikation mit dem Wert der jeweils aufbrachten Vertikalkraft) in die neue Darstellung über. Die nichtlinearen und linearen Bereiche finden sich auch hier wieder, wobei nun alle Kurven ab einer Horizontalkraft von rd. $H = 300 \text{ kN}$ übereinander liegen.

6.5 Variation der Lastangriffshöhe

Der Begriff der Lastangriffshöhe lässt sich für zwei unterschiedliche Ursachen definieren. Zum Einen übt ein höheres Elastomerkissen bei gleicher Elastomer-

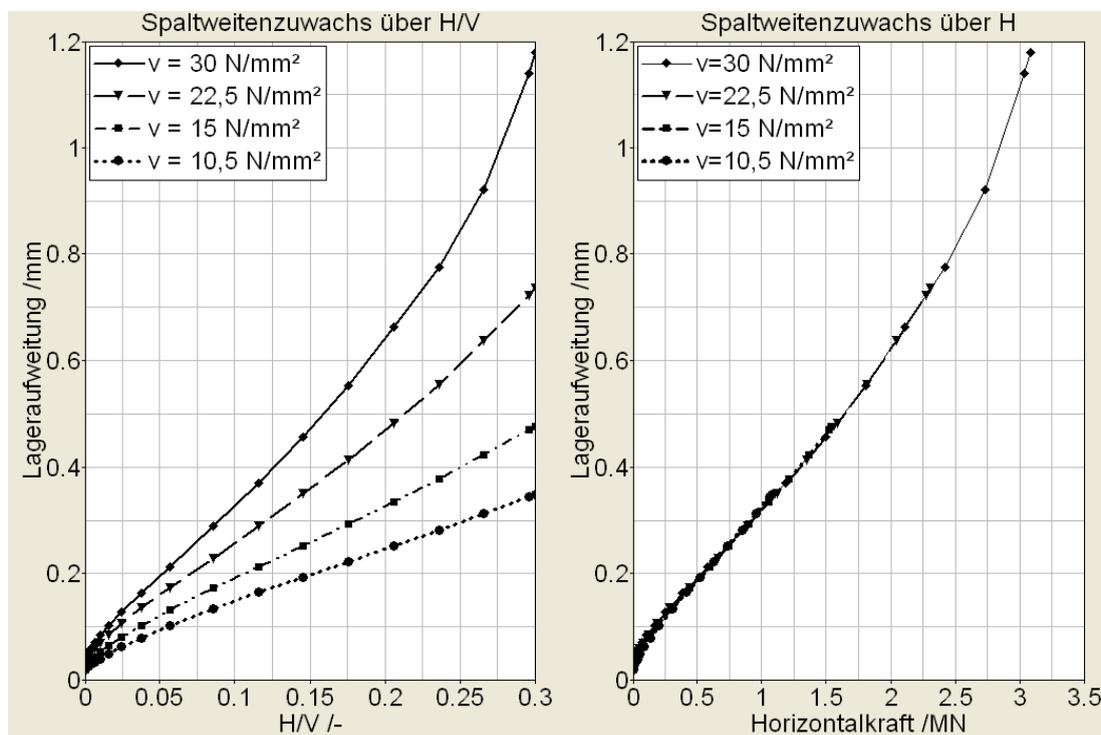


Abbildung 6.16: Entwicklung der Spaltweite

pressung eine größere integrale Belastung auf die Topfinnenwand aus. Mit steigender Elastomerkissenhöhe wächst zusätzlich die Lastangriffshöhe der resultierenden Kraft. Zum Anderen vergrößert sich durch die nun höhere Lage des Topfdeckels auch der Abstand des Lastangriffspunktes der Horizontalkraft (Kontaktbereich zwischen Deckelbund und Topfwand) zu einer Referenzlage, z.B. der Höhe des Überganges vom Topftring zum Topfboden. Auf ersteren Punkt wird hier nicht eingegangen, nähere Ausführungen dazu werden noch in Abschnitt 6.8 gemacht. Es wird lediglich der Einfluss einer veränderten Höhenlage des Lastangriffspunktes der Horizontalkraft untersucht.

Die Höhe der resultierenden Kontaktkraft lässt sich nach Gleichung 2.11 abzüglich des Sicherheitszuschlages und der halben Deckelbundhöhe w bestimmen. Durch eine Deckelverdrehung um einen Kippwinkel α , die aus der Tangentenverdrehung des Überbaues und aus Einbauungenauigkeiten herrührt, ändert sich ebenfalls die Höhenlage des Lastangriffes. Durch den vergrößerten Hebelarm wird damit die Momentenbeanspruchung der Topfwand verstärkt. Bei sämtlichen durchgeführten Berechnungen wurde bereits eine Anfangsverdrehung von $\alpha = 0,006 \text{ rad}$, entsprechend $0,6\%$, berücksichtigt. Dieser Wert wurde in Anlehnung an die zulässige Toleranz der Schiefstellung beim Lagerversetzen [112], [21] gewählt, die über eine geforderte Mindestverdrehbewegung für den statischen Nachweis zu einem Wert von $\alpha_0 = \pm 3\text{‰}$ festgesetzt ist [36], zuzüglich

der für Topflager maximal zulässigen Überbauverdrehung infolge nichtständiger Lasten von $\alpha_{2,max} = \pm 2,5\%$, entsprechend eines Wertes von $\Delta\alpha_2 = 5\%$ [32].

Neben diesem Kippwinkel des Basismodelles von $\alpha = 0,6\%$ wurden Simulationen ohne Berücksichtigung einer Deckelverdrehung ($\alpha = 0,0\%$) sowie mit geänderten Lastangriffshöhen, denen Kippwinkel von $\alpha = 1,0\%$, $1,5\%$ und $2,0\%$ entsprechen, ausgeführt. Die Spannungen in Element *E18003* sind trotz des vergrößerten Hebelarmes (die Differenz entspricht bei der hier abgebildeten Lagergeometrie rd. 10% der Topfringhöhe) und der daraus resultierenden größeren Momentenbeanspruchung der „Rahmenecke“ (Übergangsbereich vom Topfring zum Topfboden) durch diese Variation nur unmerklich beeinflusst (siehe Abbildung 6.17). Auch dies lässt sich wiederum dahingehend interpretieren, dass für diesen Lastfall nicht die Kraftweiterleitung über Biegung der Topfwand sondern über eine Ringwirkung dominiert. Mit größerem Abstand zum aussteifenden Topfboden greift die Horizontallast in Bereichen des Lagertopfes bzw. -ringes an, die dieser Beanspruchung nur einen geringeren Widerstand entgegenbringen können. Aus dem geringeren Widerstand resultiert eine stärkere Aufweitung des Lagertopfes und somit eine stärkere Spannungszunahme im Topfring. Dies wird durch den Spannungsverlauf des Elementes *E105* nach Abbildung 6.17 bestätigt. Ausgehend von einem gleichen Spannungsniveau bei fehlender Horizontalkraft ($H = 0$) steigen die Kurven umso steiler an, je größer die Lastangriffshöhe respektive der simulierte Kippwinkel ist. Das frühzeitige Erreichen der Fließspannung bei größeren Kippwinkeln wird aus der Darstellung des rechten Diagrammes der Abbildung 6.17 ebenfalls deutlich. Als nahezu linear lässt sich der Einfluss des Kippwinkels auf die horizontale Grenzlast nach Definition beschreiben, wobei diese bei maximal simuliertem Kippwinkel gegenüber der unverdrehten Lage um rd. 10% abfällt.

6.6 Variation der Lagerungsbedingungen

Die Auflagerung von Topflagern kann im Brückenbau unterschiedlich erfolgen. Die wohl einfachste Möglichkeit besteht in dem Versetzen des Lagers auf dem Lagersockel und dem Untergießen oder Verstopfen einer Mörtelfuge als Ausgleichsschicht. Der verwendete Mörtel muss nach allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung mindestens die Festigkeit des anschließenden Betons aufweisen. In der Regel sind die Unterstopfmörtel jedoch höherfest. Bei verankerten Topflagern wird aus Gründen der Austauschbarkeit zwischen Mörtelfuge und Lagertopf eine bearbeitete, stählerne Ankerplatte angeordnet, von welcher aus laterale Kräfte durch Kopfbolzendübel und/oder angeschweißte Schubdollen in den Betonsockel übertragen werden. Im Hinblick auf eine Variation der Steifigkeit

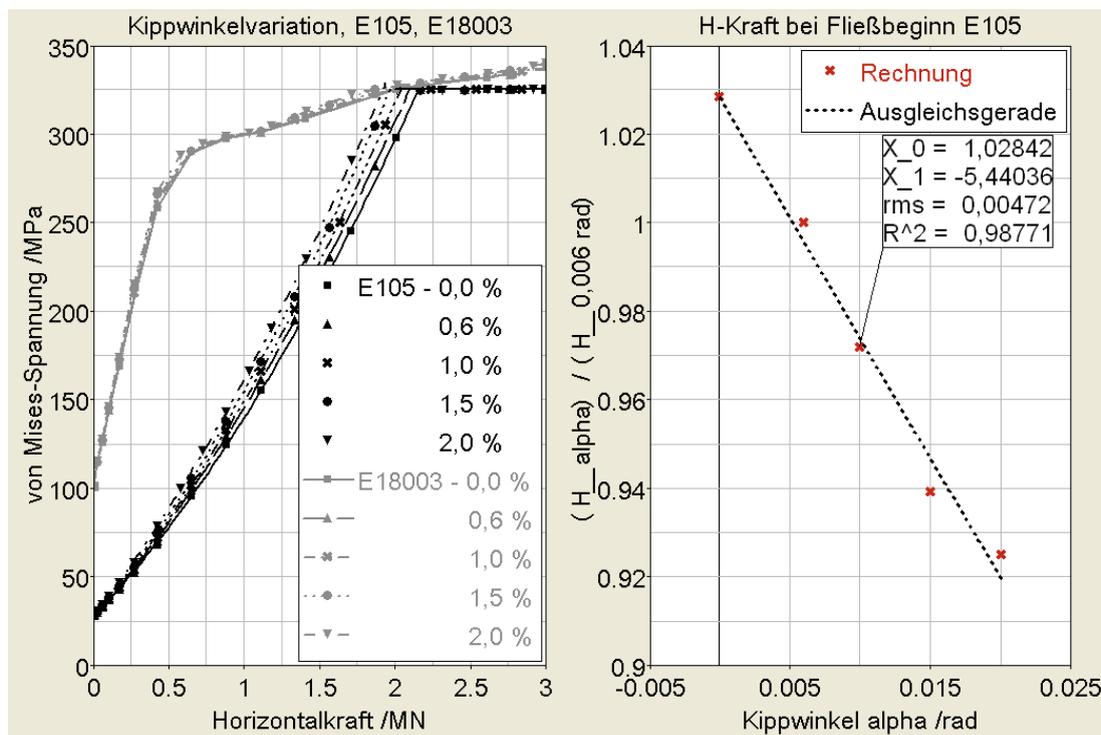


Abbildung 6.17: Einfluss der Deckelverdrehung auf Spannungen und die horizontale Grenzlast

des Unterbaus ist als dritte Möglichkeit die Auflagerung des Topfes auf einem stählernen Plattenpaket vorstellbar. Ein geringfügiger Ausgleich entstehender Fugen (insbesondere im Sanierungsfall) wird durch die Verwendung von *Multi-metal* ermöglicht. Eine allgemein gültige Vorgehensweise zur Berücksichtigung der unterschiedlichen Steifigkeiten der möglichen Ausführungsarten lässt sich nicht nennen, da die Steifigkeiten zusätzlich zum Materialeinfluss auch durch die Bauhöhe des Lagersockels variieren. Daher wurden Annahmen für plausible Grenzwerte getroffen und zur Ermittlung des Einflusses der Steifigkeit der anliegenden Bauteile folgende Varianten untersucht:

- 3D-Modellierung eines Lagersockels mit Mörtelfuge und Zuweisung von Materialkennwerten für einen Beton C30/37 und für eine Mörtelfuge gleicher Festigkeit (unterer Grenzwert der Steifigkeit)
- 3D-Modellierung eines Lagersockels geringer Bauhöhe (Beton) und linear elastischer Bettung des Sockels; Anschließende Variation der Federsteifigkeiten zur Simulation der Bauhöhe des Lagersockels
- 3D-Modellierung eines Lagersockels mit Mörtelfuge und Zuweisung von Materialkennwerten für einen Beton C30/37 und für eine Mörtelfuge hoher Festigkeit

- 3D-Modellierung eines Lagersockels mit Ankerplatte und Zuweisung von Materialkennwerten für einen Beton C30/37 und für Stahl S355
- 3D-Modellierung des Lagersockels und Zuweisung von Materialkennwerten für Stahl S355
- 3D-Modellierung eines linear elastischen Lagersockels und Variation der Elastizitätsmoduli
- Auflagerung des Topfes auf einer starren Platte (oberer Grenzwert der Steifigkeit)

Der Abstand der Lageraußenseite zum freien Sockelrand wurde gemäß den Mindestforderungen nach [22] zu $c_{Rand} = 80 \text{ mm}$ gewählt. Somit ergab sich für die Abmessungen des hier untersuchten Topflagers eine Sockelbreite von $b_{Sockel} = 950 \text{ mm}$.

$$b_{Sockel} = D_{el} + 2 \cdot (b_R + c_{Rand}) = 950 \text{ mm}$$

Die obere Grenze für die Sockelhöhe wurde dabei so gewählt, dass aus den Randbedingungen der Sockelauflagerung keine Einflüsse auf die Bereiche direkt unterhalb des Topflagers zu erwarten waren (siehe Abbildung 6.18a). Aus der gewählten Sockelbreite folgt daher die maximal berücksichtigte Sockelhöhe von ebenfalls 950 mm. Als Sockelmindesthöhe wurde für diese Untersuchungen $h_{Sockel} = 237,5 \text{ mm}$ gewählt, was $1/4$ des Maximalwertes entspricht. Hieran knüpften die Modelle mit elastischer Bettung (siehe Abbildung 6.18b) und dem Steifigkeitswert K an. Einen ersten Anhaltswert für die Größenordnung von K erhält man über

$$\sigma = E \cdot \varepsilon = D \cdot \frac{u}{l} \text{ und } \sigma = \frac{F}{A} = \frac{k \cdot u}{A} \quad (6.2)$$

$$(6.3)$$

und unter Verwendung der gewählten Abmessungen und Materialkennwerte:

$$K = \frac{k}{A} = \frac{E}{l} = \frac{31900 \text{ N/mm}^2}{950 \text{ mm} - 237,5 \text{ mm}} \approx 45 \text{ N/mm}^3. \quad (6.4)$$

Die Werte für K wurden in den weiteren Berechnungen zwischen $K = 10 \text{ N/mm}^3$ und $K = 200 \text{ N/mm}^3$ variiert.

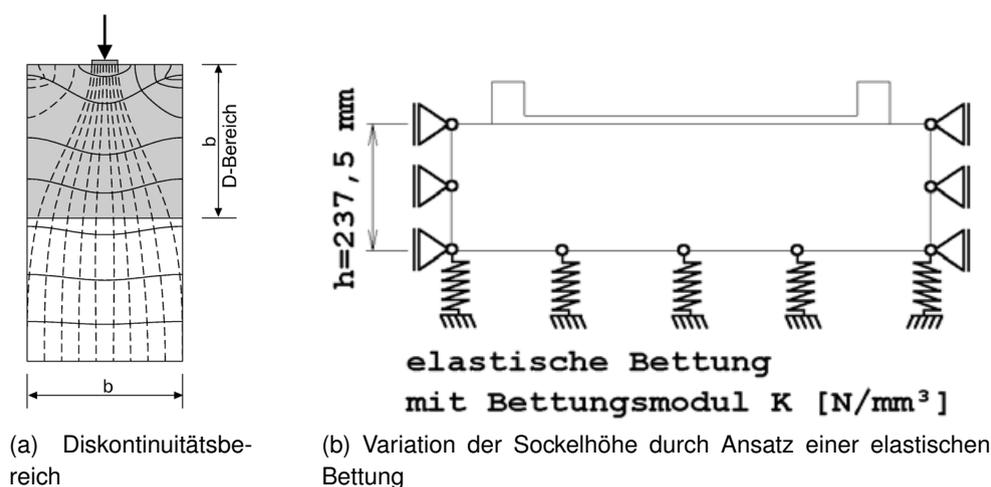


Abbildung 6.18: Diskontinuitätsbereich der Lasteinleitung und elastische Bettung des Lagersockels

Die Ergebnisse der Höhen- und Steifigkeitsvariation des Betonsockels sind in Abbildung 6.19 in Form der radialen Spannungsverläufe entlang der Topbodenoberseite und der Unterseite in unmittelbarer Nähe zur belasteten Topfwand aufgetragen. Es hat sich für jede der Modellvarianten der bereits bekannte, grundsätzliche Spannungsverlauf infolge der Horizontalkraft eingestellt. Im Bereich der ebenfalls bereits beschriebenen lokalen Maxima und Minima wird die Abhängigkeit von der Sockelsteifigkeit deutlich. Am stärksten ausgeprägt sind die Extremwerte für den „weichen“ Sockel mit $K = 10 \text{ N}/\text{mm}^3$. Der „steifste“ Sockel (niedriger Sockel ohne elastische Bettung) liefert die flachste Spannungsverteilung. Auf der Topbodenoberseite nähern sich die Biegespannungen zum Topftring hin jedoch wieder an. Durch die unterschiedliche Steigung der Kurven lässt eine Extrapolation auf eine höhere Spannung für den Übergang vom Topfboden zum Topftring schließen. Ein ähnliches Bild folgt für die Topfbodenunterseite. Auch hier resultieren aus der Bettungssteifigkeit steilere Spannungsgradienten und erhöhte Biegespannungen. Aus dieser Erhöhung resultieren wiederum höhere Spannungen in tangentialer Richtung auf der Topftringoberseite. Der Unterschied in der Größe der Ringspannung, der sich für die hier berücksichtigten maximalen und minimalen Steifigkeitswerte ergibt, liegt unter 10%.

Abbildung 6.20 zeigt für die beiden ausgewählten Elemente die Spannungs Zunahme über der aufgetragenen Horizontalkraft bei unterschiedlichen Sockelmaterialien. Es wurden das Element *E105* an der Außenkante der Topftringoberseite und das Element *E18003* am Übergang vom Topfboden zum Topftring auf der Bodenoberseite gewählt. Beide Elemente liegen in der Belastungssymmetrieebene. Die Einspannstelle des Topftringes in den Topfboden erfährt bereits unter reiner Vertikalkraft durch die Lagerung auf einem Sockel geringer Steifig-

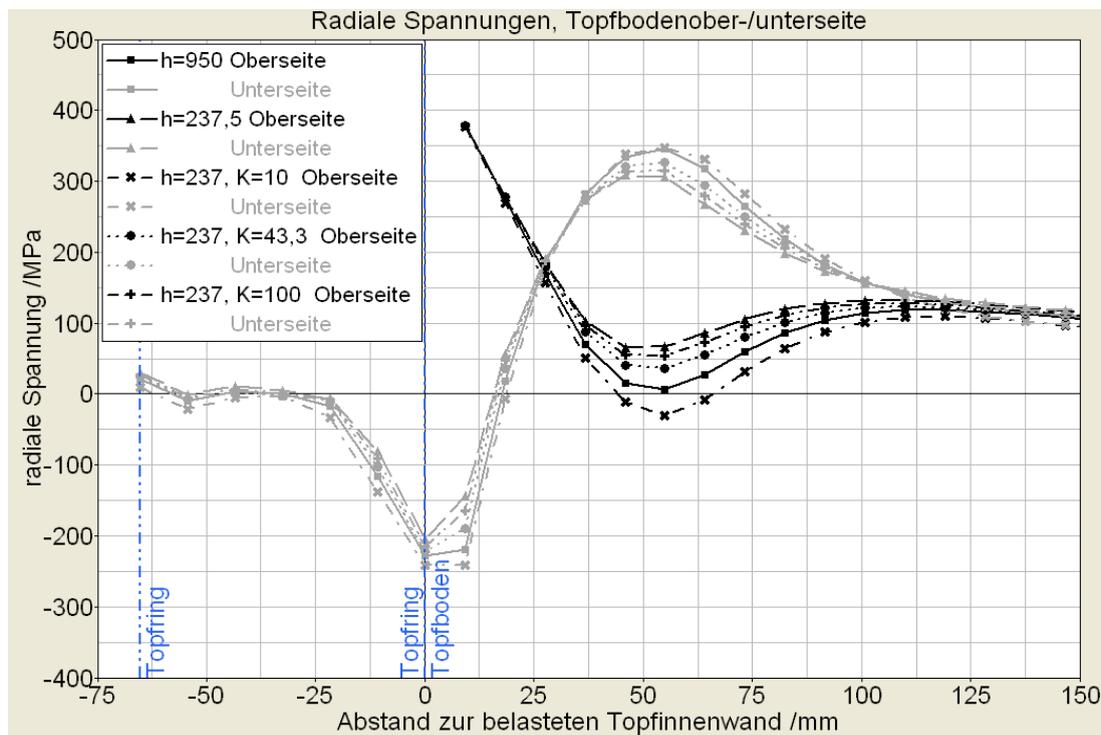


Abbildung 6.19: Verlauf der radialen Spannungen entlang der Bodenober-/unterseite für unterschiedliche Sockelsteifigkeiten

keit, wie er durch die Definition als Betonsockel mit oder ohne stählerne Ankerplatte bzw. durch die Zuweisung eines linear elastischen Materials mit geringem Elastizitätsmodul simuliert wird, eine deutlich stärkere Beanspruchung als durch eine Lagerung auf steiferen Sockeln. Dies ist aus den höheren von Mises-Spannungen im Diagramm bei $H = 0$ zu erkennen. Im Vergleich liegen diese um bis zu rd. 65% über den Rechenergebnissen mit starrem Sockel (siehe Abbildung 6.21). Unter der Annahme eines rein stählernen Lagersockels beträgt die Abweichung gegenüber dem starren Grenzwert nur noch 10%. Darüberhinaus erscheint der höhere Aufwand für eine dreidimensionale Betrachtung des Lagersockels nicht mehr gerechtfertigt, da die Resultate denen der starren Sockelvereinfachung entsprechen (der Darstellung in Abbildung 6.21 liegt die Auswertung der Rechnungen unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Sockelmaterialien zu Grunde). Zurückzuführen ist dieser Sachverhalt auf die im Vergleich zu einem steiferen Sockel größere Relativverformung der Lagerkomponenten im Übergangsbereich von Topfboden zu Topfring. Hier wird bei der Lagerung auf einem weichen Sockel die Verdrehung des Topfringes zusätzlich durch die Tangentenverdrehung des Topfbodens infolge der Setzungsmulde überlagert. Dies hat durch die stärkere Aufbiegung auch größere Biegespannungen (Analogie zur Rahmenecke) zur Folge. Auf den Spannungszuwachs im Element infolge

einer zusätzlichen Horizontalkraft hat dies jedoch keinen Einfluss. Die Kurven für sämtliche Sockelvarianten verlaufen mit ansteigender Horizontalkraft parallel (siehe Abbildung 6.20).

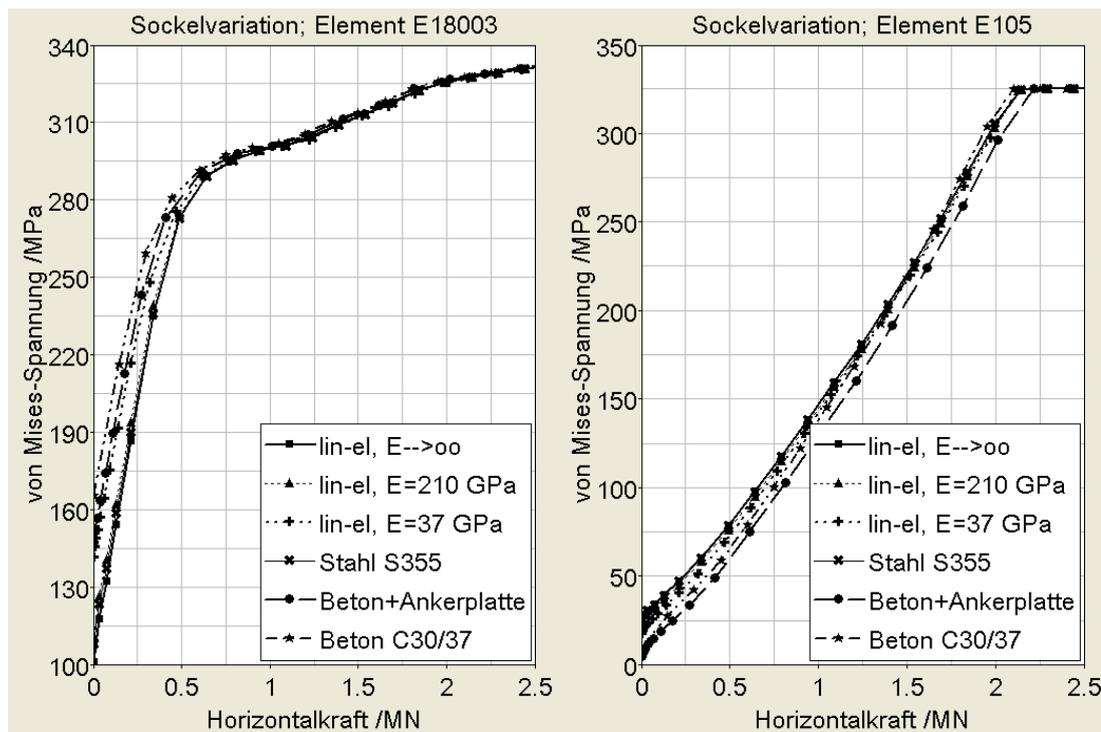


Abbildung 6.20: Von Mises-Spannungen für *E18003* und *E105* bei unterschiedlichen Sockelmaterialien

Eine Abhängigkeit von der Sockelsteifigkeit zeigt auch die Spannungsauswertung des Elementes *E105*. Allerdings ist hier die Beanspruchung unter reiner Vertikalkraft ($H = 0$) für den Lagerungsfall der starren Platte am größten und fällt mit geringerer Sockelsteifigkeit deutlich ab (siehe Abbildung 6.21). Mit steigendem Elastizitätsmodul nähert sich die auf den starren Lagerungsfall bezogene Spannung in *E105* von unten dem Grenzwert 1. Auch dies lässt sich durch die Verformungsfigur des Lagertopfes anschaulich erklären. Bei starrer Unterlage wird der Topfiring durch die laterale Elastomerpressung gedehnt. Zusätzlich erfährt er durch das resultierende Krepelmoment eine Verdrehung, wobei er sich entlang seiner unteren Außenkante auf der starren Platte abstützt. Beide Effekte wirken gleichsinnig und führen durch die Vergrößerung des Durchmessers zu einer Längung dieser Querschnittsfaser. Bei Lagerung auf einem nachgiebigeren Sockel wirken zwar die Effekte infolge des Krepelmomentes und der Querpressung gleichsinnig, werden jedoch teilweise wieder durch die Topfbodenverformung mit der gegengerichteten Tangentenverdrehung aufgehoben. Aus der Überlagerung der drei Verformungsanteile folgt somit in Summe eine geringere

Längung der Querschnittsfaser, verbunden mit einer geringeren Ringdehnung und tangentialen Spannung im Element.

Anders als im Falle der Aufbiegung bei *E18003* zeigt die Ringbeanspruchung bei *E105* auch eine Abhängigkeit von der zusätzlich aufgebrachten Horizontalkraft. Die Spannungsverläufe für die unterschiedlichen Sockelvarianten sind nicht mehr parallel (siehe Abbildung 6.20, rechtes Diagramm). Während für den Betonsockel die Spannung bei fehlender äußerer horizontaler Einwirkung noch unter 40% der starren Referenz liegt, überschreitet sie diese bereits bei $H \approx 1700$ kN. Ein ähnliches Verhalten zeigen auch die Kurven der weiteren Sockelvarianten. Durch eine stärkere Steigung verringert sich die Anfangsdifferenz mit zunehmender Horizontalkraft. Wird die horizontale Grenzlast gemäß der Definition nach Abschnitt 6.3 als bezogener Wert über der Sockelsteifigkeit aufgetragen, zeigt sich, dass diese in nur geringem Maße von eben dieser Steifigkeit abhängt (siehe Abbildung 6.21). Die maximalen Abweichungen gegenüber der Berechnung mit starrer Auflagerung liegen unter 2%. Dass hier nicht alle Ergebniswerte über oder unter dem Grenzwert von 1 liegen, folgt aus der Darstellung des Spannungsverlaufes. Die Kurve für die Berechnung mit dem Betonsockel weist den niedrigsten Startwert bei $H = 0$ aber die größte anschließende Steigung auf, so dass die Bezugskurve des starren Grenzfalls bis zu der angesetzten Fließspannung von $f_y = 325$ N/mm² erreicht und sogar betragsmäßig überschritten werden kann. Letzteres ist für die restlichen Varianten bis zu dieser Spannung noch nicht der Fall und würde sich erst später einstellen. Die hierfür ermittelten Höchstlasten liegen somit also noch über dem Grenzwert.

Neben der Steifigkeit der anliegenden Bauteile ist als weitere, zu untersuchende Randbedingung für den horizontalen Lastabtrag auch die Art der Lagerverankerung von Interesse, da diese ebenso die Biegefigur und damit die Beanspruchung des Lagertopfes beeinflussen kann. Neben der Weiterleitung der Horizontalkräfte vom Topflager in die anliegenden Bauteile über Reibung, kann die Lastübertragung durch mechanische Verbindungsmittel erfolgen. Auch hier können keine allgemeingültigen Aussagen bezüglich der Auslegung gemacht werden. Insbesondere bei bestehenden älteren Konstruktionen findet sich z.B., dass der Lagertopf mit der Ankerplatte umlaufend verschweißt ist. Bei neueren Lagerkonstruktionen wird üblicherweise eine Knagge an dem Lagertopf angeschweißt, die ihrerseits lösbar mit der Ankerplatte verschraubt ist. Für die Untersuchung dieser weiteren Randbedingungen wurden daher folgende Modelle aufgebaut und deren Ergebnisse miteinander verglichen:

- „Freie“ Auflagerung des Topfes auf dem Unterbau, Lastabtrag über Reibung

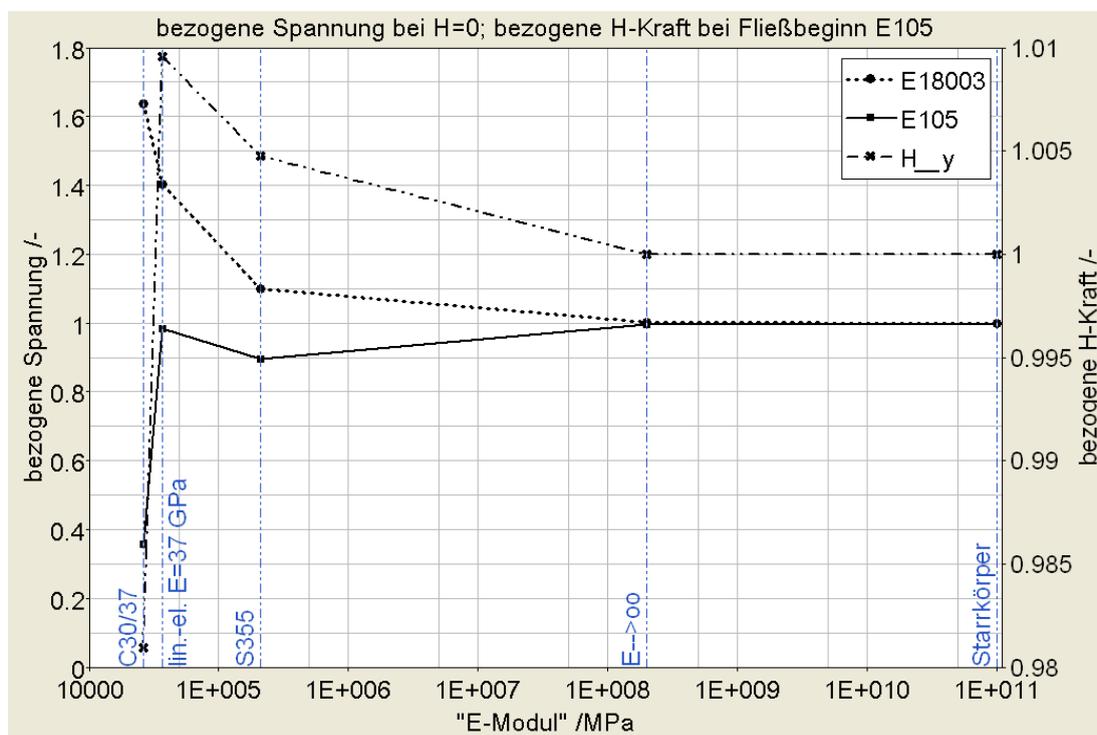


Abbildung 6.21: Bezoogene Spannungen und Horizontalkräfte bei unterschiedlichen Sockelmaterialien

- Berücksichtigung der Verbindung zwischen Lagertopf und Ankerplatte durch Modellierung einer Schweißnaht bei Variation der Reibungsbeiwerte zwischen Ankerplattenoberseite und Topfbodenunterseite
- Lastweiterleitung durch zusätzliche Anordnung einer Knagge und Variation der Knaggehöhe

Während für die erste Variante des horizontalen Lastabtrages über Reibung in der Fuge zwischen Topfbodenunterseite und Sockeloberseite keine Veränderung des Modelles zu erfolgen hatte, wurde die Schweißnaht durch Anordnung zusätzlicher Elemente simuliert (siehe Abbildung 6.22a). Anhand dieser Vorgehensweise wurde auch überprüft, ob die Länge der Schweißnaht über den Lagerumfang eine Rolle spielt, was jedoch nicht der Fall ist. Die Ergebnisse dieser Simulationen liefern auch grundsätzlich keinen Hinweis darauf, dass die Schweißnaht das Lagerverhalten maßgeblich beeinflusst. Die Schweißnaht ist lediglich in der Lage, die radialen Verschiebungen und Dehnungen des untersten Bereiches des Topfbodens zu behindern, nicht aber die beanspruchungsursächlichen Verformungen, wie das Aufbiegen des Ringes oder die damit verbundene Vergrößerung des Ringdurchmessers an dessen Oberseite, wozu ein größerer Hebelarm, wie z.B. bei Knaggen nötig wäre. Anhand der Verteilung der Radialspannungen

entlang der Bodenoberseite und -unterseite in der Belastungssymmetrieebene lässt sich hingegen eindeutig das unterschiedliche Tragverhalten in Abhängigkeit von der angesetzten Reibungszahl μ ausmachen (siehe Abbildung 6.22b). Kann die Horizontalkraft über Reibung abgetragen werden, fallen die Radialspannungen ausgehend von ihrem lokalen Maximum in Richtung zur Lagermitte schneller ab. Der Normalkraftanteil an den Spannungen im Bodenquerschnitt nimmt durch die auf der Bodenunterseite wirkende Reibung mit wachsender Entfernung von der belasteten Topfwand ab, bis nur noch ein reiner Biegezustand übrig bleibt. Wird dagegen für die Reibungszahl der Grenzwert $\mu = 0$ angesetzt, verbleibt auch der Normalkraftanteil im Bodenquerschnitt und ist nahezu konstant über die gesamte Länge des Lagers. Erst auf der abliegenden Seite des Lagertopfes kann eine Kraftweiterleitung über die Schweißnaht erfolgen.

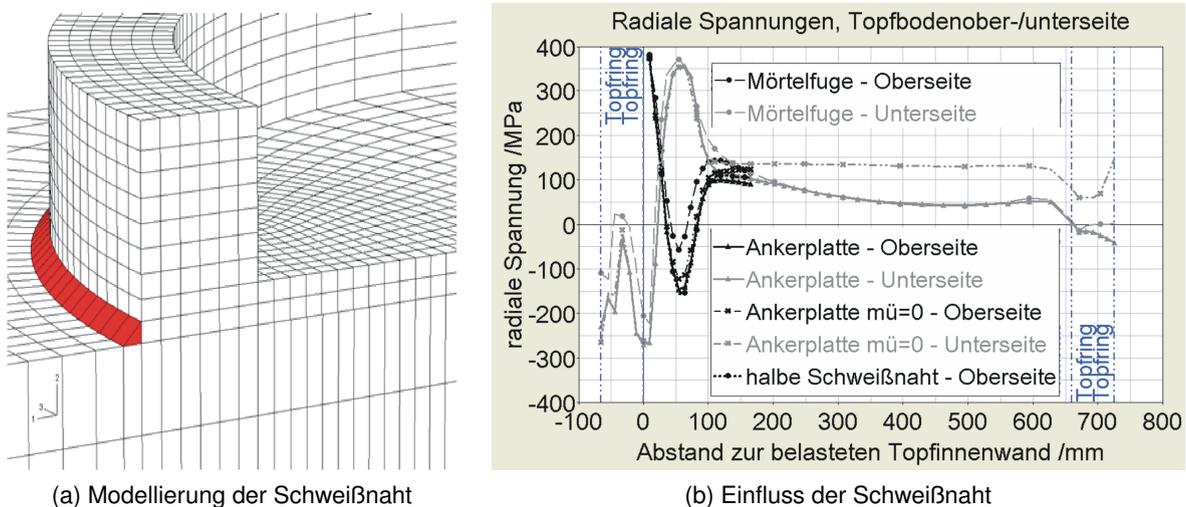


Abbildung 6.22: Berücksichtigung der Schweißnaht und Einfluss dieser auf die Verteilung der Radialspannungen im Topfboden

Im Gegensatz zur Modellierung der Schweißnaht wurden für die dritte Variante des Lastabtrages die Knaggen nicht als eigene Komponente im 3D-Modell erfasst, sondern lediglich vereinfacht über deren Wirkungsweise im Lastschritt mit kombinierter Vertikal- und Horizontalkraftbeanspruchung berücksichtigt. Hierzu wurden die horizontalen Freiheitsgrade der Knoten des Bereiches der Topfringaußenseite blockiert, in dem die Knaggen simuliert wurden. Eine Wirkung der Knaggen wurde bis zu einem Winkel zur Belastungsrichtung von 45° angesetzt. Für Knaggen mit im Vergleich zur Topfbodenhöhe geringer Materialstärke gilt im Prinzip die gleiche Aussage, die für die Schweißverbindung zwischen Topfboden und Ankerplatte getroffen wurde. Der Hebelarm, den die Knagge der Topfring- und Topfbodenverformung entgegensetzen kann, ist zu gering, als

dass aus der Anordnung ein positiver Effekt hinsichtlich einer möglichen Laststeigerung abzuleiten wäre. Die Spannungszunahmen für die Elemente *E18003* und *E105* verlaufen für die Modelle unter Berücksichtigung der Knaggen mit ansteigender Horizontalkraft flacher, was auf die Behinderung der freien Verformung zurückzuführen ist (siehe Abbildung 6.23). Gegenüber der Variante des gesamten Lastabtrages über Reibung lässt sich eine nennenswerte Erhöhung ($> 5\%$) der aufnehmbaren Horizontalkraft (Definition nach Abschnitt 6.3) jedoch erst ab einer Bauhöhe der Knagge von rd. $2/3$ der Topfbodenhöhe t_B erzielen. Entspricht die Bauhöhe der Knagge der des Topfbodens, steigt die aufnehmbare Horizontalkraft auf bis zu 20% über den Wert für das unverankerte Topflager. Knaggen mit noch größerer Bauteildicke würden die Biegeverformung des Topfringes direkt behindern und wären in ihrer Auswirkung somit äquivalent zu einer Erhöhung der Topfringbreite.

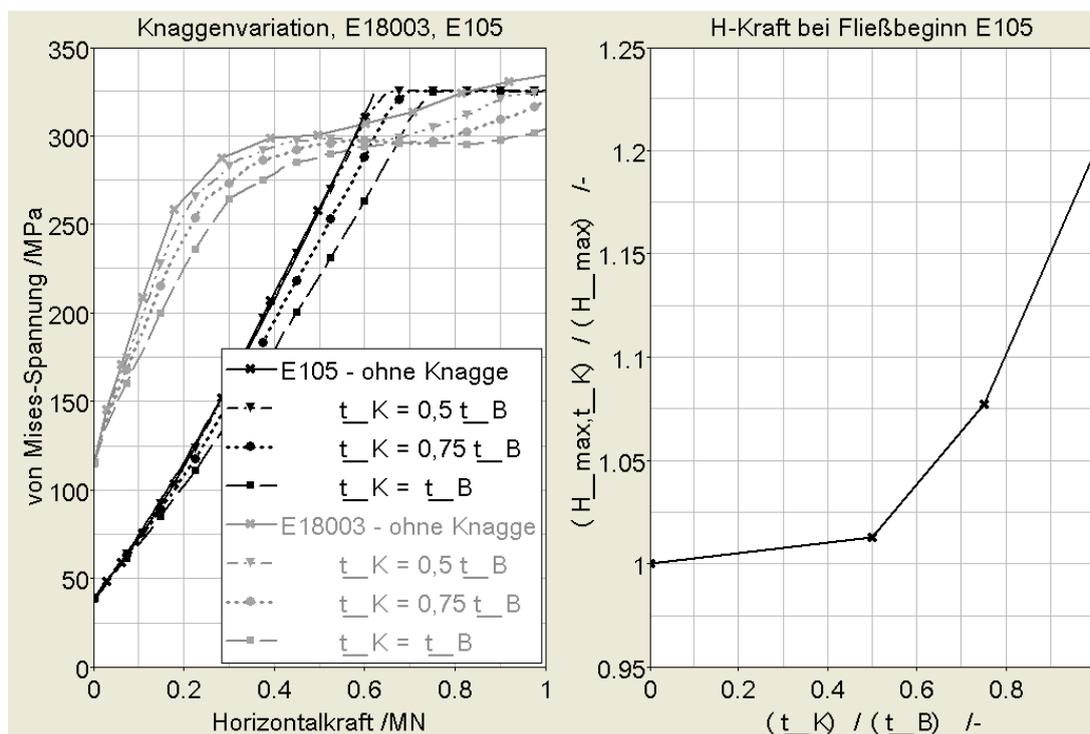


Abbildung 6.23: Einfluss der Anordnung einer Knagge auf Spannungen und die horizontale Grenzlast

6.7 Variation der Materialfestigkeit

Sämtliche der im Rahmen der Parameterstudie vorgestellten Berechnungen wurden für einen Lagertopf mit den Materialkennwerten nach Abschnitt 4.2.3

durchgeführt. Der Verlauf der aus der Horizontalkraft resultierenden von Mises-Spannungen des Elementes *E105*, auf dem die Definition der horizontalen Grenzlast nach Abschnitt 6.3 beruht, ist durch ein Polynom zweiter Ordnung beschreibbar. Dennoch zeigen die Kurven im Bereich der angesetzten Fließspannung einen nahezu linearen Verlauf. Hieraus ließe sich schließen, dass zumindest in gewissen Grenzen auch von einer linearen Abhängigkeit von der Materialfestigkeit des Lagertopfes ausgegangen werden darf. Es wurde aber auch bereits gezeigt, dass die Zunahme der Kurvensteigung im unteren Belastungsbereich durch die Bildung eines plastischen Gelenkes im Topfboden im Übergangsbereich zum Topfring bedingt ist. Daher muss obige Annahme überprüft werden. Hierzu ist für das Basismodell des Topflagers der Materialkennwert der Festigkeit in vier Schritten zwischen $f_y = 300 \text{ N/mm}^2$ und 375 N/mm^2 variiert worden. Eine Auswertung wurde ebenfalls wieder für die Spannungsentwicklung der Elemente *E18003* und *E105* bei ansteigender Horizontalkraft vorgenommen, wobei für das letztere Element gemäß der Definition der horizontalen Grenzlast die Größe der Einwirkung bestimmt wurde, bei der das Element ins Fließen kommt.

Die Ergebnisse der Berechnungen unter Variation des Wertes der Streckgrenze zeigen, dass für Element *E18003* bis zu einer Horizontalkraft von rd. 300 kN die Verläufe der von Mises-Spannungen übereinanderliegen, was unter der Annahme rein elastischen Materialverhaltens auch zu erwarten war (siehe Abbildung 6.24). Ab dieser Kraftstufe, die bereits schon in Abschnitt 4.3.2 als solche identifiziert werden konnte, bei der erste Bereiche des Lagertopfes ins Fließen kommen, trennt sich der Verlauf für das Modell mit der niedrigsten Streckgrenze ab. Eine ähnliche Aussage lässt sich nach und nach für die weiteren Modelle mit höherer Fließspannung machen. Ab $H \approx 700 \text{ kN}$ verlaufen die Kurven dann parallel verschoben.

Bezüglich der Spannungsentwicklung des Elementes *E105* ist ebenfalls wieder im elastischen Bereich bis zu oben genannter Horizontalkraftstufe eine Deckungsgleichheit vorhanden. Auch wenn, anders als für Element *E18003* der Fall, die Elementspannungen noch weit unterhalb des Wertes der jeweilig angesetzten Streckgrenze liegen, werden die Spannungszuwächse ab dieser Laststufe für die unterschiedlichen Modelle unterschiedlich stark beeinflusst. So weisen die Kurven eine umso größere Steigung auf, je geringer die für das Modell angesetzte Streckgrenze ist. Da den „Materialien“ der gleiche Elastizitätsmodul zugeordnet und somit die Steifigkeit in allen Fällen gleich ist, lässt sich der Unterschied in der weiteren Spannungsentwicklung auf das Plastifizieren der Topfbodenoberseite im Übergangsbereich zum Topfring zu unterschiedlichen Zeitpunkten zurückführen. Für das Modell mit $f_y = 300 \text{ N/mm}^2$ beginnt

bereits die Ausbildung des geschilderten plastischen Gelenkes, das Modell reagiert folglich weicher als die Referenzmodelle, die noch rein elastisch reagieren. Durch diese stärkere bzw. frühzeitigere Aufweitung unterliegt der Topftring insbesondere auch auf seiner Oberseite einer höheren Ringdehnung und käme somit, unabhängig von der ohnehin niedrigeren Fließgrenze dieses Elementes, bei einem niedrigeren Wert der Horizontalkraft ins Fließen. Über dem Wert der angesetzten Streckgrenze des Lagertopfmaterials aufgetragen, ergibt sich, zumindest in dem hier untersuchten Intervall der Fließspannungen, eine lineare Abhängigkeit zwischen dieser und der nach Definition aufnehmbaren horizontalen Grenzlast, wie im rechten Diagramm der Abbildung 6.24 dargestellt ist. Die Steigung der eingezeichneten Ausgleichsgeraden liegt nur knapp über 1, eine prozentuale Erhöhung des Materialkennwertes hat somit eine Steigerung der aufnehmbaren Horizontalkraft in gleicher Größe zur Folge.

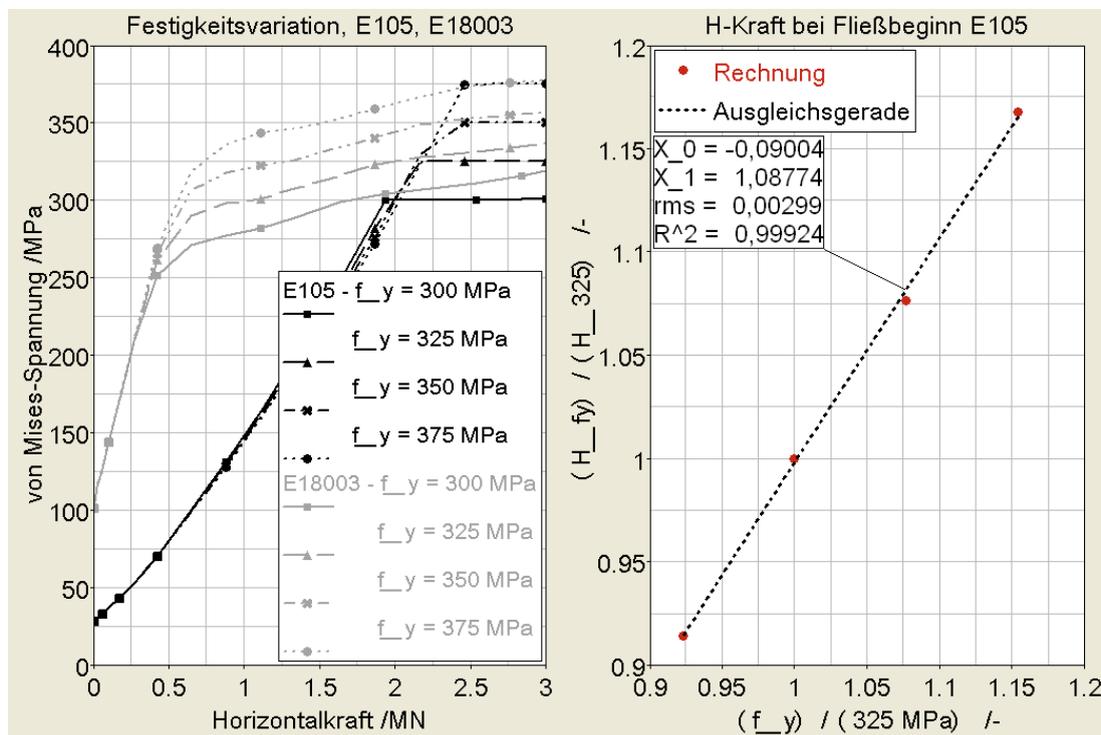


Abbildung 6.24: Einfluss der Materialfestigkeit auf Spannungen und die horizontale Grenzlast

6.8 Variation geometrischer Werte

Neben den vorgenannten Parametern müssen insbesondere die Lagerabmessungen selbst einen Einfluss auf das Tragverhalten des Topflagers haben. Als

geometrisch unabhängige Größen werden hier die Topfringbreite b_R , die Topfbodenhöhe t_B sowie der Topfrippendurchmesser bzw. der Durchmesser des Elastomerkissens D_{el} angesetzt. Die Topfringhöhe h_R lässt sich bei Kenntnis der Höhe des Elastomerkissens t_{el} als Summe dieser mit der Tiefe des Deckeleingriffes bestimmen. Der Deckeleingriff wiederum ist die Höhe des Deckelbundes w zuzüglich eines konstruktiv zu wählenden Randabstandes zwischen der Oberkante des Deckelbundes und Topfringoberkante. Im Rahmen der folgenden Untersuchungen geht die Topfringhöhe h_R nicht als unabhängige Abmessung in die Studie ein, sondern wird vielmehr über das Verhältnis zum Topfrippendurchmesser ausgedrückt. Dieses Vorgehen folgt aus der Tatsache, dass für die Topfkissenhöhe zulassungsbedingt ein Mindestwert von $D_{el}/15$ gilt. Niedrigere Elastomerkissen sind nur bei einer Neubestimmung der Rückstellmomentenfaktoren zulässig. Eine dickere Ausführung der Ronden ist zwar möglich, doch würde hierdurch sowohl der Stahlbedarf für den höheren Lagertopf als auch die Lastangriffshöhe der Horizontalkraft ansteigen. Aus Konstrukteurssicht wird zu einem solchen Schritt keine Veranlassung bestehen, zumal auch eine Abminderung der Rückstellmomente durch eine Erhöhung der Kissenstärke normativ nicht vorgesehen ist. Daher wird das Verhältnis aus Topfringhöhe und Topfrippendurchmesser mit $h_R/D_{el} = 1/10,2$ (dies folgt aus dem Verhältnis der Abmessungen des Basismodelles) für den Verlauf der Studie konstant gehalten.

Ausgehend von dem Basismodell mit einem Topfrippendurchmesser von $D_{el} = 660 \text{ mm}$ wurden die weiteren unabhängigen Lagerabmessungen b_R und t_B variiert. Tabelle 6.2 zeigt die Kombinationen der beiden geometrischen Größen. Mit *runX* ist dabei der Rechenlauf eines einzelnen Modells bezeichnet. Zusätzlich zu der Ausgangsrechnung *nomrun* für die Abmessungen des Basismodelles folgen somit bei Unterteilung der Variation einer Größe in jeweils sechs Schritte in Summe 36 Rechenläufe.

Die Belastungsschritte beinhalteten wieder einen Vertikallastschritt mit einer Elastomerpressung von $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ sowie einen Lastschritt für die laterale Einwirkung. In diesem wurde die aufzubringende Horizontalkraft so groß gewählt, dass sicher von einer plastischen Reaktion des Lagertopfes in weiten Bereichen auszugehen war.

Aus Abbildung 6.25 wird deutlich, dass sowohl mit der Variation der Topfringbreite als auch mit der Topfbodenhöhe eine Änderung der Spannungsentwicklung in den maßgebenden Bereichen des Lagertopfes einhergeht. Dargestellt sind die Ergebnisse der Elemente *E105* und *E18003* für die Rechenläufe *run1*, *run6*, *run31* und *run36*, womit die Parameterspanne gemäß Tabelle 6.2 abgedeckt ist. Die Ergebnisse der restlichen Berechnungsläufe siedeln sich zwischen diesen Grenzen an.

Tabelle 6.2: Variationsmatrix der Geometrie für $D_{el} = 660\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm					
	12	16	20	24	32	36
40	run1	run2	run3	run4	run5	run6
50	run7	run8	run9	run10	run11	run12
60	run13	run14	run15	run16	run17	run18
65	-	nomrun	-	-	-	-
70	run19	run20	run21	run22	run23	run24
80	run25	run26	run27	run28	run29	run30
90	run31	run32	run33	run34	run35	run36

Grundsätzlich verlaufen die Kurven mit ansteigenden Abmessungen flacher. Die Spannungen in *E18003* bei reiner Vertikalbelastung ($H = 0$) werden bei gleicher Topfbodenhöhe von der Erhöhung der Ringbreite (Vergleich von *run1* mit *run31*) mit einem Spannungsabfall von rd. 40,6% etwa in gleichem Maße beeinflusst, wie von der Erhöhung der Bodenhöhe (Vergleich zwischen *run1* und *run6* mit einer Reduktion der Spannung von 42,0%). Hingegen fällt der Einfluss bei zusätzlicher Horizontalkraftbeanspruchung umso deutlicher aus. Die Vergrößerung des Topfbodens hat eine stärkere Abnahme der Kurvensteigung zur Folge, als dies für die Verbreiterung des Ringes der Fall ist. So wird z.B. eine Vergleichsspannung von 300 N/mm^2 gegenüber einer Kraft von rd. 800 kN für ersteren Fall erst bei $H \approx 1,3\text{ MN}$ erreicht. Dieser Sachverhalt entspricht grundsätzlich der Erwartung, da die Spannungen in der Randfaser einer Komponente bei gleicher Belastung mit steigender Bauteilhöhe abnehmen müssen. Gleiches gilt in umgekehrtem Zusammenhang folglich auch für Element *E105* im Topfring. Hier beeinflusst die Ringverbreiterung (von *run1* nach *run31*) den Spannungsverlauf stärker als die Vergrößerung der Bodenhöhe (von *run1* nach *run6*), was sich sowohl im Betrag der von Mises-Spannung unter reiner Vertikalbeanspruchung als auch bei zusätzlich wirkender Horizontalkraft und der damit verbundenen Größe der horizontalen Grenzlast gemäß der obigen Definition äußert. Ohne Wirkung der Horizontalkraft verringert sich die Spannung bei Variation der Bodenhöhe um rd. 17,1%, bei einer Ringverbreiterung dagegen um mehr als 52%. Die bei Fließbeginn von *E105* festgesetzte horizontale Grenzlast erhöht sich bei dem hier dargestellten dickeren Topfboden von rd. 850 kN um über 87% auf rd. 1,5 MN. Bei gleicher Bodendicke aber breiterem Ring ist über das Doppelte der Kraft aufnehmbar.

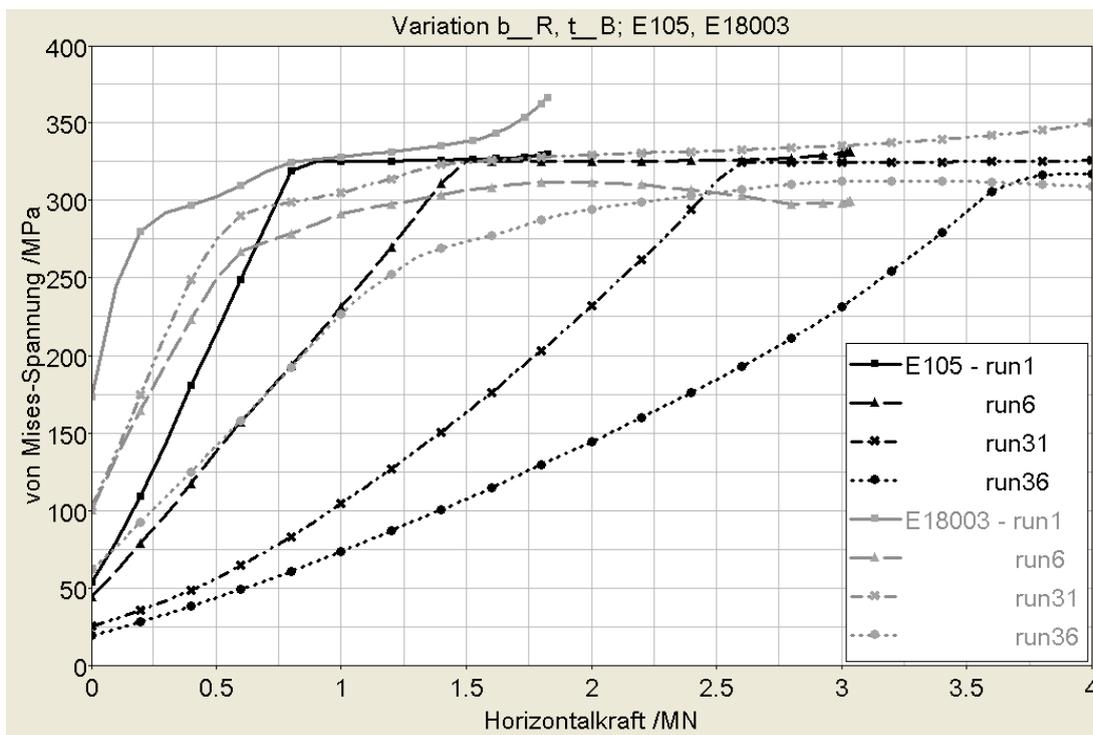


Abbildung 6.25: Von Mises-Spannungsverläufe der Elemente *E105* und *E18003* bei Variation der Bodendicke und der Ringbreite

Die Beanspruchung des Toptringes ist in der Abbildungsfolge 6.26a bis 6.26f nochmals detailliert dargestellt. In jeweils einem der Diagramme sind für eine konstante Ringbreite die Spannungsentwicklung bei unterschiedlicher Topfbodenhöhe über der Größe der eingeleiteten horizontalen Einwirkung aufgetragen. Auch aus dieser Darstellung ist die Beeinflussung der Größe der maximal zulässigen Horizontalkraft durch die Geometrievaryation deutlich.

Entsprechend den Ausführungen in Abschnitt 4.3.2 wurden im Hinblick auf die Bestimmung des genauen Wertes der Kraft bei Fließbeginn die Polynomkoeffizienten X_0 , X_1 und X_2 nach Gleichung 4.4 für sämtliche Rechenläufe ermittelt. Unter Verwendung dieser Koeffizienten und Gleichung 4.4 wurde im Rahmen einer Kurvendiskussion anschließend der Wert der Grenzlast bestimmt. In Abhängigkeit der Geometriewerte sind die Koeffizienten der 36 Simulationen in den Tabellen B.5, B.6 und B.7 angegeben. Die hieraus berechnete horizontale Grenzlast H_{max} ist für die unterschiedlichen Variationen in Tabelle 6.3 aufgeführt.

Werden die so ermittelten Grenzlasten über den variierten Größen aufgetragen, ergibt sich eine nahezu ebene Fläche (siehe Abbildung 6.27a). Im Diagramm der Abbildung 6.27b ist dieses Ergebnis auf die nach Norm ermittelte horizontale Maximallast bei dieser Elastomerpressung bezogen. Die hieraus ermittelte Fläche weist weitestgehend Werte > 1 auf, der Normansatz liegt somit

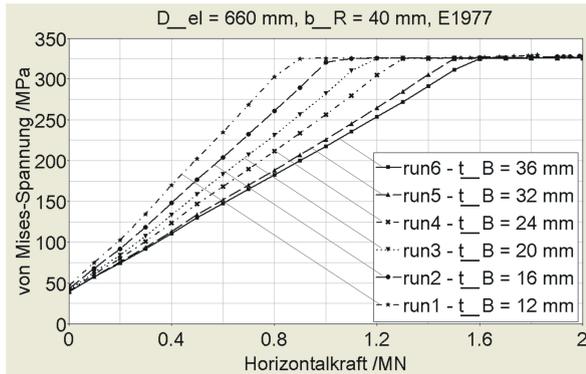
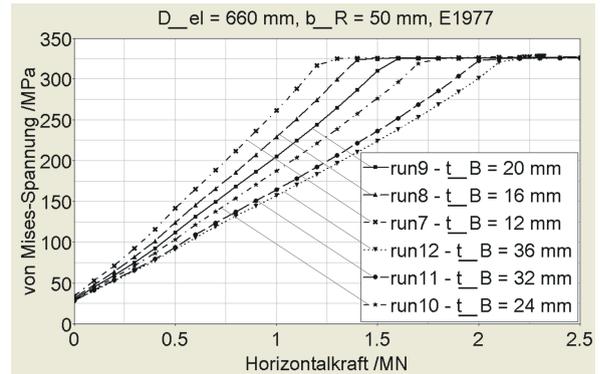
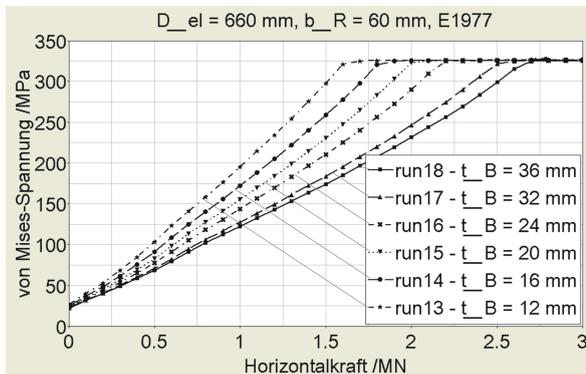
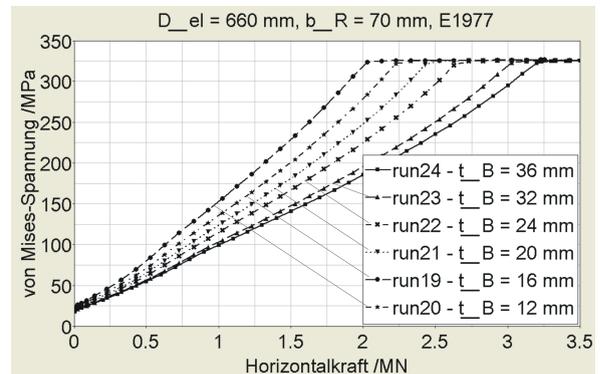
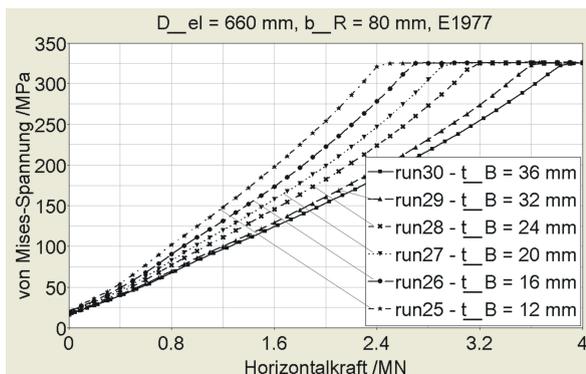
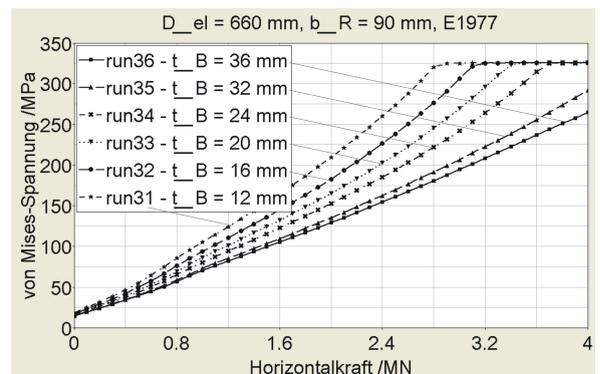
(a) $b_R = 40 \text{ mm}$ (b) $b_R = 50 \text{ mm}$ (c) $b_R = 60 \text{ mm}$ (d) $b_R = 70 \text{ mm}$ (e) $b_R = 80 \text{ mm}$ (f) $b_R = 90 \text{ mm}$

Abbildung 6.26: Spannungsverläufe im Ring (obere Außenkante) bei Variation von Ringbreite und Bodenhöhe

Tabelle 6.3: Ermittelte horizontale Grenzlast H_{max} in MN für $D_{el} = 660$ mm

Ringbreite /mm	Bodenhöhe /mm					
	12	16	20	24	32	36
40	0,81	0,95	1,10	1,21	1,41	1,48
50	1,14	1,31	1,47	1,62	1,90	2,01
60	1,50	1,69	1,86	2,04	2,35	2,50
65	-	1,87	-	-	-	-
70	1,84	2,07	2,30	2,48	2,81	2,96
80	2,21	2,46	2,70	2,90	3,27	3,42
90	2,57	2,85	3,09	3,31	3,67	3,82

mit Ausnahme einiger Kombinationen mit einer Topfbodenstärke von $t_B = 12$ mm auf der sicheren Seite.

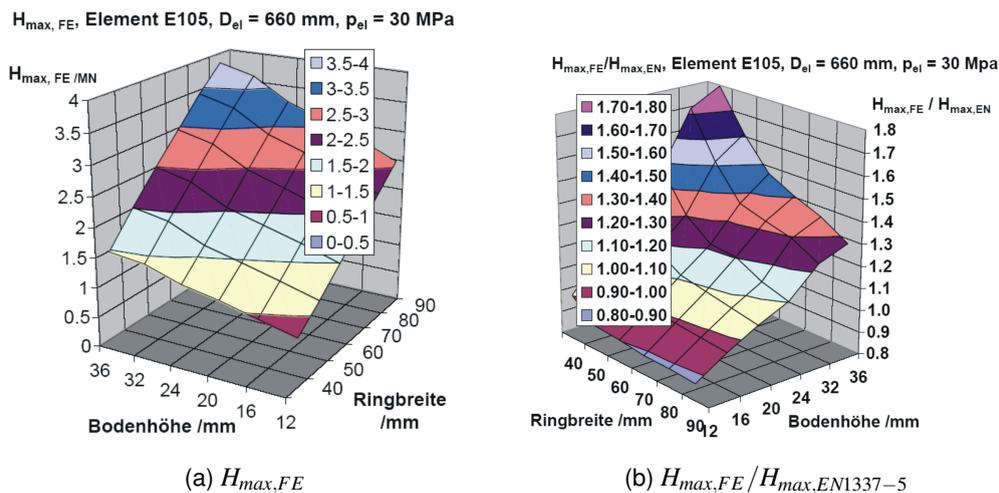


Abbildung 6.27: Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max, FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen und Verhältnis zur Höchstlast nach EN 1337-5:2005 ($D_{el} = 660$ mm)

Von dem Basismodell mit einem Elastomerkissendurchmesser von $D_{el} = 660$ mm ausgehend wurde der Innendurchmesser des Lagertopfes in fünf Schritten zwischen $D_{el} = 480$ mm und $D_{el} = 1250$ mm variiert. Hierbei wurden jedoch nicht die Absolutgrößen für die Topfringbreite und die Bodenhöhe sondern Verhältnisse dieser Abmessungen zum Innendurchmesser t_B / D_{el} und b_R / D_{el} konstant gehalten. In gleichem Verhältnis haben sich die Topfringhöhe und die Elastomerkissenhöhe als vom Elastomerkissendurchmesser abhängige Größen

über konstante Verhältnisse h_R/D_{el} bzw. t_{el}/D_{el} verändert.

Die aus den Simulationen ermittelten von Mises-Spannungen der Elemente $E105$ und $E18003$ sind in gewohnter Darstellung in Abbildung 6.28 über der einwirkenden Horizontalkraft aufgetragen. Für reine Vertikalbeanspruchung bei $H = 0$ weisen alle Modelle die gleichen Spannungen auf. Zwar haben sich mit wachsendem Durchmesser auch die Abmessungen des Toptringes bzw. des Topfbodens vergrößert, allerdings relativiert sich dieser Effekt durch die ebenfalls gestiegene Belastung infolge der konstanten Elastomerpressung, da diese für ein höheres Topfkissen und einen größeren Durchmesser auch eine im gleichen Verhältnis größere, äquivalente innere Horizontalkraft auf den Topftring ausübt. Die Spannungsverläufe beider Elemente weisen bei kleineren Durchmessern eine größere Steigung auf. Hieraus resultiert insbesondere auch eine geringere horizontale Grenzlast gemäß der obigen Definition (Abschnitt 6.3).

Die Veränderung dieser Maximalkraft in Abhängigkeit des Verhältnisses der variierten Durchmesser (jeweils bezogen auf das Ergebnis und den Durchmesser des Basismodells) ist in das rechte Diagramm der Abbildung 6.28 eingetragen. Die Abhängigkeit, für die hier nur die diskreten Ergebnisse der Rechnungen dargestellt sind, lässt sich durch ein Polynom zweiter Ordnung in sehr guter Übereinstimmung ausdrücken. Die Polynomkoeffizienten sind zusammen mit den Werten der Standardabweichung von unter $3,5\%$ und des Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0,999993$ im Diagramm aufgelistet. Die Ausgleichskurve ist bis zu Größen des Durchmessers dargestellt, die sogar etwas über den Anwendungsbereich der Norm von $D_{el} = 1500$ mm hinausgehen.

Die deutliche Steigerung der Grenzlast ist jedoch nicht, wie auf den ersten Blick zu vermuten wäre, alleinig auf den Einfluss des Durchmessers zurückzuführen, da die Topftring- und die Topfbodenabmessungen mit steigendem Durchmesser ebenfalls vergrößert worden waren. Die Nichtlinearität deutet jedoch darauf hin, dass neben einer Abhängigkeit von dem Durchmesser, die aus der abhängigen Veränderung der Topftringhöhe herrührt, dennoch auch unabhängig von den Abmessungen von Topftring und der Bodenhöhe ein zusätzlicher Größeneinfluss besteht.

Um diesem Umstand Rechnung zu tragen, wurden zusätzlich zu der Variation des Durchmessers bei konstanten Abmessungsverhältnissen t_B/D_{el} , h_R/D_{el} und b_R/D_{el} Modelle für unterschiedliche Topfdurchmesser bei gleichzeitiger Variation der Abmessungen des Topfbodens und des Topftringes generiert. In Analogie zum Lager mit einem Durchmesser des Elastomerkissens von $D_{el} = 660$ mm (siehe Tabelle 6.2) wurden Grenzen für die Topfbodenhöhe und die Topftringbreite gewählt, zwischen denen nun in jeweils vier Abstufungen die Geometrie verändert werden konnte. Als untere Grenze für die Topfbodenhöhe

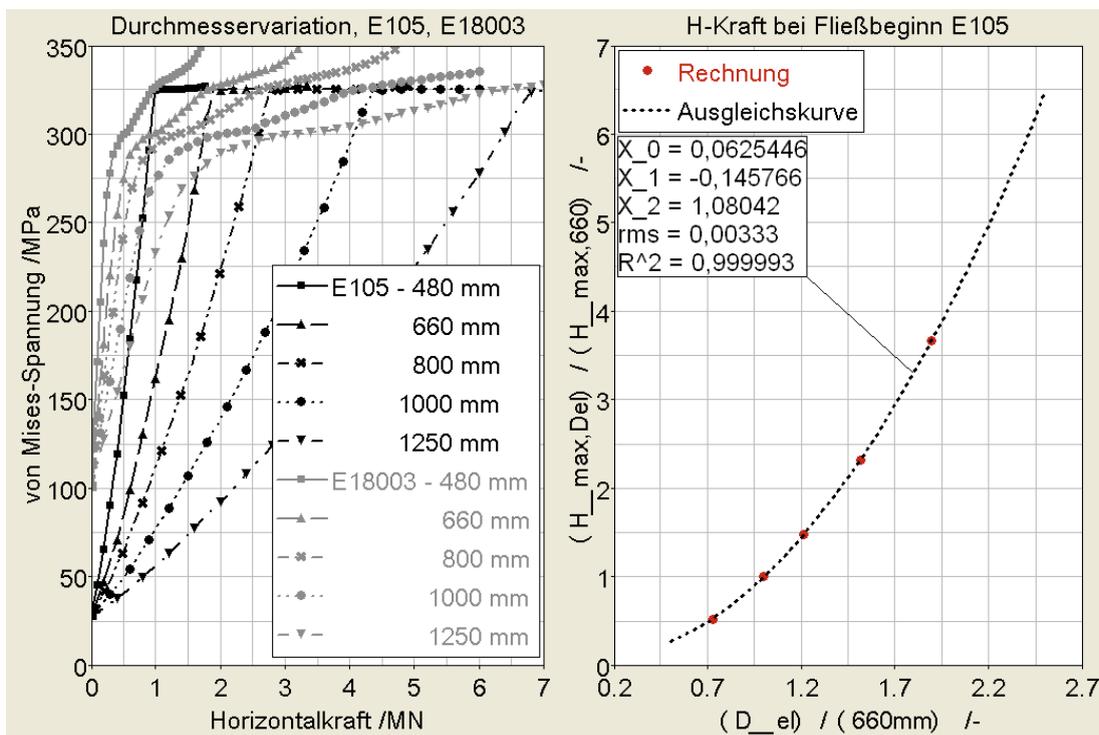


Abbildung 6.28: von Mises-Spannungsverläufe der Elemente *E105* und *E105* bei Variation des Topfdurchmessers

wurde in Anlehnung an die Normvorgaben der Verhältnisswert $t_{B,min} = D_{el}/50$, mindestens jedoch $t_{B,min} = 12$ mm angesetzt. Die Höhe des Topfringes h_R und des Elastomerkissens und somit auch die Lastangriffshöhe der Horizontalkraft wurde, wie bereits vorab geschildert, auch für diese Simulationen als abhängige Größe innerhalb einer „Gruppe“ an Rechenläufen konstant gehalten. Auch an die in dieser Studie ermittelten Spannungsverläufe des Elementes *E105* lassen sich mit ebenso hervorragender Übereinstimmung, wie bereits in Abschnitt 4.3.2 gezeigt, Ausgleichspolynome zweiter Ordnung anpassen. Sowohl die Polynomkoeffizienten als auch die daraus wiederum über eine Kurvendiskussion ermittelten horizontalen Grenzlaster sind für die unterschiedlichen Durchmesser im Anhang B tabellarisch (siehe Tabellen B.1 bis B.16) in Abhängigkeit der variierten Abmessungen t_B und b_R aufgelistet.

7 Empfehlungen zur Bemessung

7.1 Bemessung des Lagertopfes

Grundsätzlich lassen sich für den hier untersuchten Parameterraum die in Abschnitt 6 präsentierten Ergebnisse bezüglich einer Lagerbemessung direkt weiterverwenden. Die hierfür benötigte horizontale Grenzlast war bereits in Abschnitt 6.3 definiert worden.

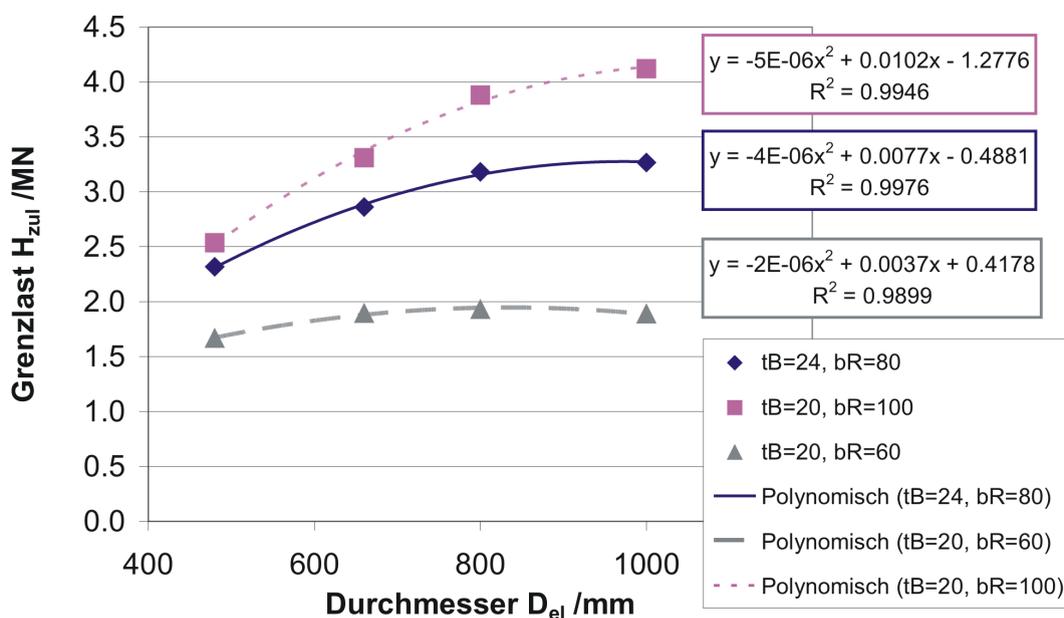


Abbildung 7.1: Für unterschiedliche Wertepaare t_B und b_R berechnete horizontale Grenzlast in Abhängigkeit des Durchmessers

Alle Auswertungen der Parameterstudie waren unter anderem hinsichtlich der Abhängigkeit dieser Grenzlast von den unterschiedlichen Einflüssen erfolgt und sind sowohl qualitativ als auch quantitativ dargestellt. Somit lässt sich, wie Abbildung 6.27a zeigt, für ein Topflager mit einem der untersuchten Lagerdurchmesser die horizontale Grenzlast durch lineare Interpolation der in den Tabellen des Anhanges B angegebenen Horizontalkraftwerte für eine beliebige Kombination aus Topfbodenhöhe t_B und Topftringbreite b_R bestimmen.

Wird dies für zwei unterschiedliche Topfinnendurchmesser durchgeführt, kann wiederum durch lineare Interpolation zwischen den jeweiligen Ergebnissen der zu bestimmende Kraftwert für einen beliebigen gesuchten Lagerdurchmesser ermittelt werden. Diese so bestimmte Kraft wird stets unterhalb des zugehörigen Wertes der Ausgleichskurve nach Abbildung 7.1 liegen und ist somit konservativ. Die restlichen Einflüsse, die z.B. aus dem Belastungsverhältnis oder der Materialfestigkeit herrühren, können durch Wahl deren Mindestwertes auf der sicheren Seite liegend faktoriell berücksichtigt werden.

Die Bemessung des Lagertopfes lässt sich also auf die Bestimmung eines Grundwertes der horizontalen Grenzlast in Abhängigkeit der Lagergeometrie und der Festlegung von Abminderungsfaktoren zur Berücksichtigung weiterer Randbedingungen reduzieren, so dass folgt:

$$H_{zul,d} = \frac{1}{\gamma_M} \cdot \kappa_i \cdot H_{zul,0}^D \geq H_d. \quad (7.1)$$

Während der Einfluss der restlichen Randbedingungen recht einfach zu berücksichtigen ist, gestaltet sich die Bestimmung des geometrieabhängigen Grundwertes der Grenzlast aufwendiger. Hinzu kommt, dass die lineare Interpolation zwischen den Tafelwerten etwas grob erfolgt, zumal die Abstände zwischen den Durchmesserintervallen mit rd. 200 mm recht groß erscheinen. Daher wurde auf Basis der in Abschnitt 6.8 gewonnenen Erkenntnisse versucht, den Grundwert der Grenzlast geschlossen zu formulieren, also die Fläche nach Abbildung 6.27a allgemeingültig für unterschiedliche Durchmesser zu beschreiben.

In einem ersten Schritt wurden hierzu, für jeden Durchmesser getrennt, die berechneten und in den Tabellen des Anhanges B aufgelisteten maximalen Horizontalkräfte $H_{D,zul}$ für einen Wert der Ringbreite über der Topfbodenhöhe aufgetragen. Dies entspricht in Abbildung 6.27a einer Projektion der Fläche auf die $H_{max,FE} - t_B$ -Ebene und ist in Abbildung 7.2 am Beispiel des Topflagers mit einem Durchmesser des Elastomerkissens von $D_{el} = 800$ mm dargestellt. Die Diagramme für die weiteren Durchmesser sind in Anhang C angegeben.

Die Auswertung liefert Ergebnisse, die für eine konstante Ringbreite einen linearen Zusammenhang der Grenzlast von der variierten Topfbodenhöhe aufweisen. Dies wird durch die Ausgleichsgeraden, die den Verlauf der Datenpaare bei einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 > 0,995$ sehr gut beschreiben, deutlich. Die bereits festgestellte Steigerung durch die Erhöhung des Topfbodens ist auch in dieser Darstellung ebenso ersichtlich, wie die Zunahme der nach Definition aufnehmbaren Kraft bei wachsender Ringbreite. Visuell erscheinen die Geraden als parallelverschoben, dürften sich somit in ihrer Steigung nur wenig unterscheiden.

Um dies zu kontrollieren, wurden in einem zweiten Schritt die Steigungen k^D und die y-Achsenabschnitte a^D der Regressionsgeraden ermittelt und über den

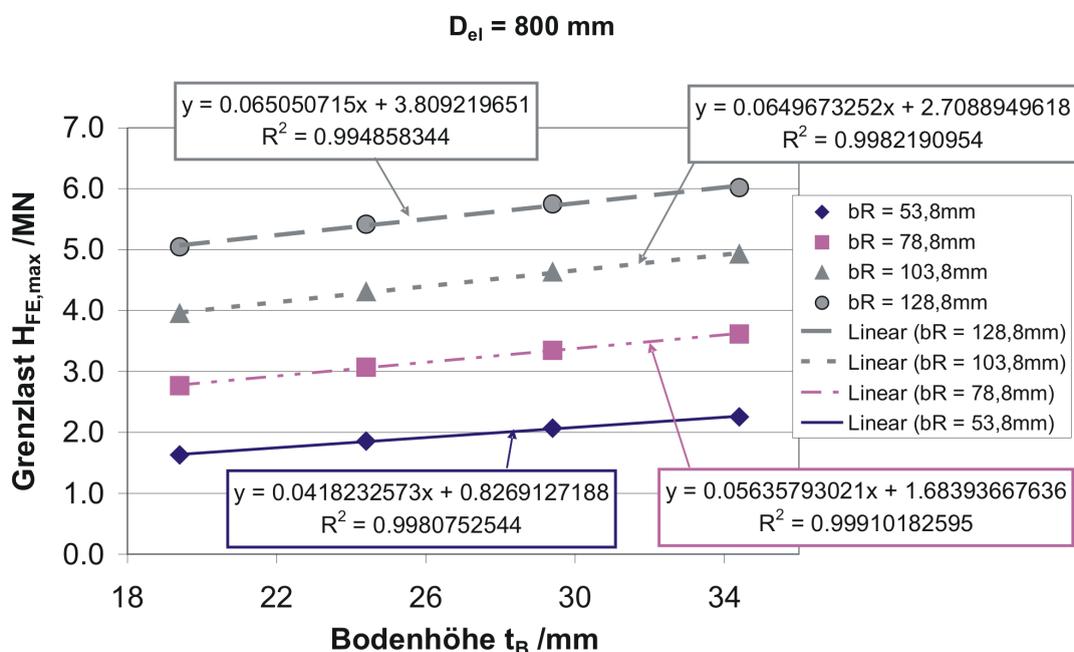


Abbildung 7.2: Abhängigkeit der horizontalen Maximalkraft von der Bodenhöhe für unterschiedliche Ringbreiten ($D_{el} = 800 \text{ mm}$)

Wert der jeweiligen Ringbreite, für welche die Angleichung vorgenommen worden war, dargestellt (siehe Abbildungen 7.3a und 7.3b). Auch hieran wurden wieder Ausgleichskurven angepasst. Mit steigender Ringbreite nehmen sowohl die Achsenabschnitte a^D als auch die Steigungen k^D zu. Während die Achsenabschnitte nahezu linear mit der Ringbreite ansteigen und somit ebenfalls in noch guter Übereinstimmung durch eine Gerade zu beschreiben wären, flachen die aufgetragenen Steigungen ab einer Ringbreite von rd. 100 mm ab (für $D_{el} = 800 \text{ mm}$). Bei rd. 130 mm ist gegenüber dem Steigungswert bei 100 mm kein Zuwachs mehr zu erkennen. Ein ähnliches Bild ergibt sich auch bei der Auswertung der weiteren Durchmesser (siehe Anhang C). Lediglich für den größten hier untersuchten Durchmesser von $D_{el} = 1000 \text{ mm}$ ist ein solcher Verlauf bis zu der maximalen Ringbreite von $b_R \approx 150 \text{ mm}$ noch nicht ausgeprägt und nur im Ansatz zu erkennen. Konsistent wurde für die weitere Herleitung sowohl den Wertepaaren der Steigung als auch denen des y-Achsenabschnittes Polynome zweiten Grades zugeordnet. Die Gleichungen der Ausgleichskurven mit den Koeffizienten k_0^D , k_1^D und k_2^D bzw. a_0^D , a_1^D und a_2^D und der zugehörige Wert des Bestimmtheitsmaßes R^2 sind in die Diagramme eingetragen.

Durch dieses Vorgehen kann für einen bestimmten Durchmesser D_{el} die Fläche, die durch die Auftragung des Grundwertes der horizontalen Grenzlast über den Lagertopfmaße b_R und t_B gebildet wird, in geschlossener Form als

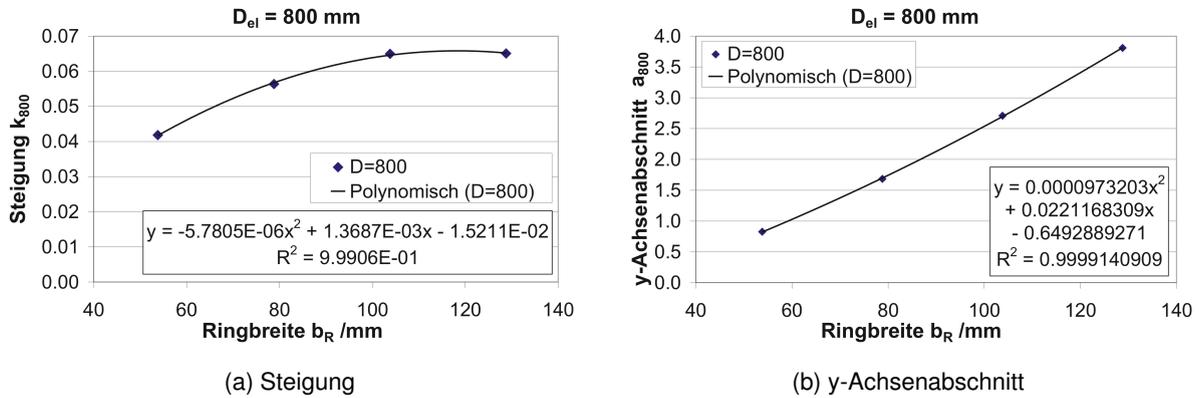


Abbildung 7.3: Abhängigkeit der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden aus Abbildung 7.2 von der Topftringbreite ($D_{el} = 800$ mm)

Funktion eben dieser Geometriewerte ausgedrückt werden. Es folgt:

$$H_{zul,0}^D = a^D + k^D \cdot t_B \quad (7.2)$$

$$a^D = a_0^D + a_1^D \cdot b_R + a_2^D \cdot b_R^2 \quad (7.3)$$

$$k^D = k_0^D + k_1^D \cdot b_R + k_2^D \cdot b_R^2 \quad (7.4)$$

Angemerkt sei, dass selbst bei einer linearen Angleichung an den Verlauf der Steigungen k^D und des y-Achsenabschnittes a^D die resultierende Fläche nur näherungsweise eine Ebene wäre, da in Gleichung 7.2 in jedem Fall ein gemischter Term $b_R \cdot t_B$ auftritt, durch welchen eine ebene Gestalt der Grenzlastfläche nicht möglich ist.

Nachdem der formale Zusammenhang zwischen horizontaler Grenzlast und Topfbodenhöhe bzw. Topftringbreite für diskrete Durchmesser hergestellt ist, muss noch eine Verallgemeinerung der Gleichung unter Berücksichtigung der verbleibenden Variablen, des Topfinnendurchmessers D_{el} , erfolgen. Hierzu wurden in einem letzten Schritt die für die unterschiedlichen Topfinnendurchmesser ermittelten zwei mal drei Polynomkoeffizienten (k_i^D für die quadratische Beschreibung der Abhängigkeit der Steigungen von der Ringbreite und a_i^D für die Angleichung an den Verlauf der y-Achsenabschnitte) über dem Durchmesser aufgetragen. In den Diagrammen der Abbildung 7.4 sind diese Kurven dargestellt. Die den dezidierten Durchmessern zugehörigen Werte sind dabei als Datenpunkte eingetragen. Zusätzlich erfolgte eine quadratische Anpassung, welche ebenfalls zusammen mit der Funktionsgleichung und dem Bestimmtheitsmaß in die Diagramme eingetragen ist. Mit Ausnahme des Koeffizienten für den quadratischen Term zur Berechnung des y-Achsenabschnittes a_2^D , hier ist $R^2 = 0,954$, können die weiteren Koeffizienten in hoher Übereinstimmung durch

Polynome zweiter Ordnung angepasst werden. Somit ist:

$$a_0^D = -2,7294 \cdot 10^{+6} + 9,2122 \cdot 10^{+3} \cdot D_{el} - 8,1660 \cdot 10^{+0} \cdot D_{el}^2 \quad (7.5)$$

$$a_1^D = +6,0087 \cdot 10^{+4} - 1,7842 \cdot 10^{+2} \cdot D_{el} + 1,6028 \cdot 10^{-1} \cdot D_{el}^2 \quad (7.6)$$

$$a_2^D = -2,4742 \cdot 10^{+2} + 1,2408 \cdot 10^{+0} \cdot D_{el} - 9,8811 \cdot 10^{-4} \cdot D_{el}^2 \quad (7.7)$$

$$k_0^D = +1,2932 \cdot 10^{+5} - 4,3947 \cdot 10^{+2} \cdot D_{el} + 3,2553 \cdot 10^{-1} \cdot D_{el}^2 \quad (7.8)$$

$$k_1^D = -1,8228 \cdot 10^{+3} + 9,9128 \cdot 10^{+0} \cdot D_{el} - 7,4610 \cdot 10^{-3} \cdot D_{el}^2 \quad (7.9)$$

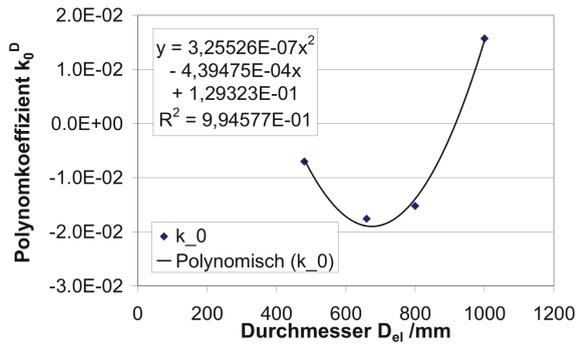
$$k_2^D = +4,4385 \cdot 10^{-1} - 3,5081 \cdot 10^{-2} \cdot D_{el} + 3,4559 \cdot 10^{-5} \cdot D_{el}^2 \quad (7.10)$$

Werden die Werte a_i^D und k_i^D aus den Gleichungen 7.2 bis 7.4 durch die in Abhängigkeit des Durchmessers mit den Gleichungen 7.5 bis 7.10 zu berechnenden Koeffizienten ersetzt, kann der Grundwert der horizontalen Grenzlast bei Wahl der Abmessungen des Lagertopfes D_{el} , b_R und t_B direkt berechnet werden (bei Wahl der geometrischen Größen in mm folgt die Kraft in N).

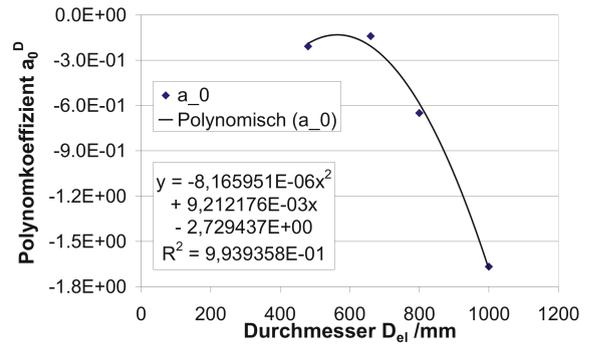
Das Ergebnis eines Vergleiches zwischen den aufnehmbaren Horizontalkräften, die aus den Finite-Elemente-Simulationen für die unterschiedlichen Lagerabmessungen ermittelt worden waren, und den maximalen Kräften, die unter Berücksichtigung der Gleichungen 7.2 bis 7.4 und 7.5 bis 7.10 berechnet werden können, ist als Differenz dieser Größen zueinander in tabellarischer Form angegeben (siehe Tabelle 7.1 und Anhang D). Für das Lager mit $D_{el} = 800$ mm können Abweichungen in beide Richtungen von rd. $+1,9\%$ und $-1,4\%$ festgestellt werden. Die maximalen positiven und negativen Unterschiede der gesamten Untersuchung ergeben sich mit $+3,8\%$ und $-6,9\%$ für das Lager mit $D_{el} = 660$ mm. Die mittlere Abweichung für sämtliche Kombinationen bleibt jedoch mit rd. $-1,3\%$ moderat und konservativ.

Tabelle 7.1: Ermittelte Abweichung zwischen FEM-Rechnung und Bemessungsgleichung in % für $D_{el} = 800$ mm

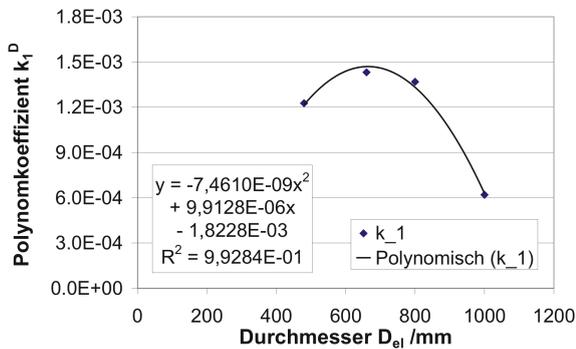
Ringbreite /mm	Bodenhöhe /mm			
	19.4	24.4	29.4	34.4
54	-0,27	-1,20	-1,25	-0,14
79	0,78	0,09	0,29	0,78
104	0,18	-0,57	-0,46	0,16
129	1,86	0,98	0,92	1,93



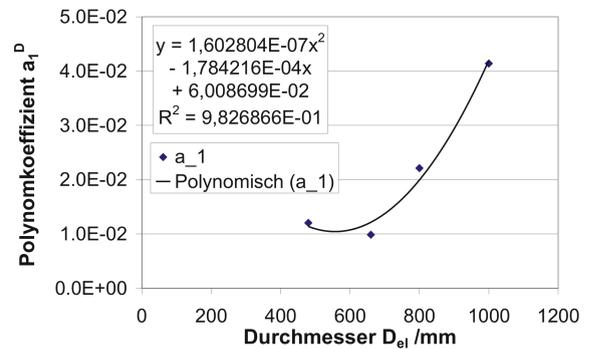
(a) Steigungskoeffizient k_0^D



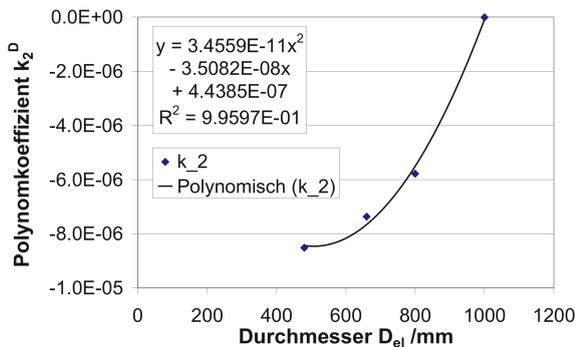
(b) Koeffizient des Achsenabschnittes a_0^D



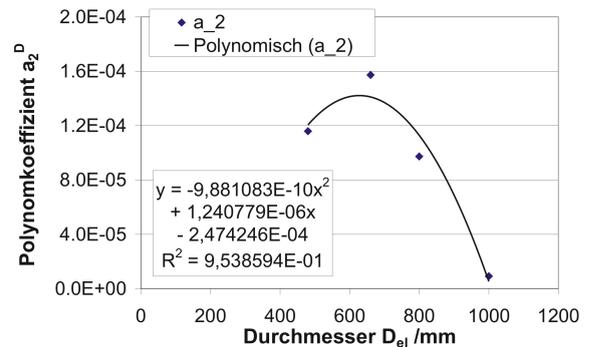
(c) Steigungskoeffizient k_1^D



(d) Koeffizient des Achsenabschnittes a_1^D



(e) Steigungskoeffizient k_2^D



(f) Koeffizient des Achsenabschnittes a_2^D

Abbildung 7.4: Durchmesserabhängigkeit der Polynomkoeffizienten der Steigung k_i^D und des y-Achsenabschnittes a_i^D

Anmerkung:

Der formale Zusammenhang nach den Gleichungen 7.1, 7.2 bis 7.4 und 7.5 bis 7.10 gilt streng genommen nur innerhalb der hier gewählten Intervalle der Abmessungen. Die Qualität der Bemessungsgleichung außerhalb des Parameterraumes soll dennoch anhand dreier Beispiele geprüft werden.

Für den ersten Vergleich wird hierzu die Simulation für die Kombination der Abmessungen $D_{el} = 1250$ mm, $t_B = 30$ mm und $b_R = 123$ mm gewählt, deren Ergebnis bereits Abbildung 6.28 zugrunde gelegt worden war. Aus dem Diagramm kann für diesen Durchmesser eine 3,66-fache Laststeigerung gegenüber dem Basismodell abgelesen bzw. anhand der angegebenen Ausgleichsfunktion berechnet werden. Dies entspricht einer nach Definition aufnehmbaren Horizontalkraft von $H_{max,FE} = 6,77$ MN. Aus der angegebenen Gleichungsfolge zur Bestimmung des Grundwertes der horizontalen Grenzlast lässt sich für diese Geometrie ein Maximalwert von $H_{max,Formel} = 6,64$ MN errechnen. Die Abweichung gegenüber der Finite-Elemente-Lösung liegt somit bei lediglich $-1,9\%$.

DIN EN 1337-5:2005 sieht im Anwendungsbereich eine maximale Größe des Elastomerkissens von $D_{el} = 1500$ mm vor. Aus Abbildung 6.28 lässt sich für diesen Durchmesser (und die Abmessungen $t_B \approx 36$ mm und $b_R \approx 148$ mm) eine rd. 5,31-fache Laststeigerung ermitteln, was zu einer aufnehmbaren Kraft von $H_{max,FE} \approx 9,83$ MN führt. Mit einer Abweichung von nur $-2,3\%$ ist über die Formel ein Grundwert der horizontalen Grenzlast von $H_{max,Formel} = 9,60$ MN zu berechnen.

Auf der gegenüberliegenden Seite des Spektrums folgt eine ähnlich gute Übereinstimmung für Topflager mit geringeren Durchmessern. Für einen beispielhaft gewählten Durchmesser von $D_{el} = 300$ mm (dies führt zu $t_B = 13,8$ mm und $b_R = 56$ mm) liefert die Formel eine aufnehmbare Horizontalkraft von $H_{max,Formel} = 0,39$ MN, nach Abbildung 6.28 folgt $H_{max,FE} \approx 0,41$ MN. Somit liegt auch hier die Abweichung bei lediglich rd. $-4,4\%$.

Diese Vergleiche lassen eine Zuverlässigkeit der Handrechnung auch außerhalb der hier gewählten Größen vermuten, zumindest solange sinnvolle Eingangswerte gewählt werden.

7.2 Bemessung des Deckelbundes

Neben der Bemessung des Lagertopfes muss auch auf eine ausreichende Dimensionierung des Deckelbundes geachtet werden. Wie bereits in Abschnitt 2.3.2 dargestellt, kann der Deckelbund durch den Kontakt zur Topfwand bei der Übertragung der Horizontalkräfte einer hohen Verschleißbeanspruchung unterliegen. Dies wirkt sich wiederum negativ auf die Oberflächenqualität der Kontaktpartner

aus (siehe Abschnitt 6.2) und kann die Dauerhaftigkeit der Topflagerinnendichtung beeinflussen. Für Empfehlungen zur Nachweisführung der Kontaktübertragung werden die gewonnenen Erkenntnisse zum konzentrierteren Lasteintrag verwendet.

Wird für die Verteilung der Pressungen von einem sinus- oder cosinus-förmigen Verlauf über den halben Umfang ausgegangen [45], [26] (siehe Abbildung 7.5), so beträgt die pro Flächenelement wirkende Kraft bei einer über die Deckelbundhöhe w gleichverteilten Kontaktpressung

$$dF = p_i \cdot dA = (p_0 \cdot \sin \varphi) \cdot (w \cdot D_{el}/2 \cdot d\varphi). \quad (7.11)$$

Die zur Horizontalbelastung parallelen Kraftanteile sind

$$dH = dF \cdot \sin \varphi. \quad (7.12)$$

Mit der Forderung, dass die aufintegrierten Kontaktspannungen, welche über der Deckelbundbreite w als konstant angesetzt werden, gerade der erzeugenden Horizontalkraft entsprechen müssen, gilt

$$H_d = \int_0^\pi dH = 2 \cdot \int_0^{\pi/2} (p_0 \cdot \sin \varphi \cdot w \cdot D_{el}/2 \cdot \sin \varphi) d\varphi \quad (7.13)$$

$$= \underbrace{2 \cdot p_0 \cdot w \cdot D_{el}/2}_{=C} \cdot \int_0^{\pi/2} \sin^2 \varphi d\varphi \quad (7.14)$$

$$= C \cdot 1/2 \cdot [\varphi - \sin \varphi \cdot \cos \varphi]_0^{\pi/2} \quad (7.15)$$

$$= \pi/4 \cdot w \cdot D_{el} \cdot p_0. \quad (7.16)$$

Dies führt zu einer maximalen Pressung von

$$p_0 = \underbrace{\frac{4}{\pi}}_{\approx 1,27} \cdot \frac{H_d}{D_{el} \cdot w}. \quad (7.17)$$

Bisherige Bemessungsansätze sehen eine über den halben Deckelumfang parabolisch verteilte Kontaktpressung mit einem Maximalwert, der dem 1,5-fachen des Mittelwertes entspricht, vor. Geht man von einer Verteilung aus, die durch die parabolische Funktion

$$p_i = p_0 \cdot \left(1 - \left(\frac{\phi}{\pi/2} \right)^2 \right) \quad (7.18)$$

beschrieben werden kann, so folgt mit

$$H_d = w \cdot \int_{-\pi/2}^{\pi/2} (p_i \cdot \cos \phi \cdot r) d\phi \quad (7.19)$$

der Wert des Parabelmaximums bei $\phi = 0$ zu

$$p_0 = \frac{\pi^2}{8} \cdot \frac{H_d}{w \cdot D_{el}} \approx 1,234 \cdot \frac{H_d}{w \cdot D_{el}}, \quad (7.20)$$

was in etwa der Lösung für die sinusoidale Beschreibung entspricht. Ein Wert von 1,5 liegt somit gegenüber beiden Ansätzen auf der sicheren Seite.

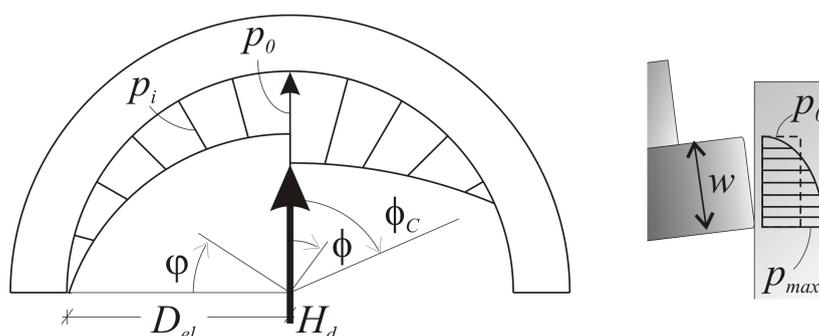


Abbildung 7.5: Verteilung der Kontaktpressungen entlang des Umfanges bei unterschiedlichen Ansätzen und Spannungskonzentration bei schräggestelltem Deckel

Wie festgestellt werden konnte, erfolgt die Kraftweiterleitung über Kontakt konzentrierter als angenommen. Das heißt, dass nun nicht mehr von $\phi = 0$ bis $\phi = \pi$ integriert werden darf. Somit ändert sich auch die angesetzte Pressungsfunktion. Mit einem Winkel ϕ zur Belastungsrichtung gilt nun

$$p_i = p_0 \cdot \cos \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\phi}{\phi_C} \right). \quad (7.21)$$

Hierin beschreibt ϕ_C den tatsächlich auftretenden Winkel der maximalen Ausbreitung des Kontaktes (siehe Abbildung 7.5). Entsprechend der obigen Vorge-

hensweise führt dies zu

$$H_d = C \cdot \int_0^{\phi_C} \cos^2 \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\phi}{\phi_C} \right) d\phi \quad (7.22)$$

$$= C \cdot \left[\frac{\phi}{2} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\phi_C}{\pi} \cdot \sin \left(\pi \cdot \frac{\phi}{\phi_C} \right) \right]_0^{\phi_C} \quad (7.23)$$

$$= C \cdot \left(\frac{\phi_C}{2} + \underbrace{\frac{1}{2} \cdot \frac{\phi_C}{\pi} \cdot \sin(\pi)}_{=0} \right) \quad (7.24)$$

$$= p_0 \cdot w \cdot D_{el} \cdot \frac{\phi_C}{2}. \quad (7.25)$$

Die maximale Kontaktpressung p_0 beträgt folglich in Abhängigkeit des Kontaktwinkels ϕ_C

$$p_0 = \frac{2}{\phi_C} \cdot \frac{H_d}{w \cdot D_{el}}. \quad (7.26)$$

Statt der Sinusverteilung kann auch ein parabolischer Ansatz gewählt werden [93], jedoch liegt die hiernach berechnete maximale Kontaktspannung für Kontaktwinkel $\phi_C < 90^\circ$ niedriger (z.B. rd. 16% bei $\phi_C = 60^\circ$). Die tatsächliche Größe des Kontaktwinkels kann mit den Ergebnissen der Untersuchung nach Abschnitt 6.4 in Abhängigkeit der einwirkenden Horizontalkraft H_d abgeschätzt werden.

Im Allgemeinen wird sich keine über die Deckelbundbreite w gleichverteilte Kontaktpressung einstellen. Sobald die Kontaktflächen von Deckelbund und Topfwand einen Relativwinkel aufweisen, wird es zu einem linienförmigen Kontakt und entsprechend hohen Spannungen kommen, da nur noch die Kante des Deckelbundes an der Topfwand anliegt. Dies kann zum Einen in einer Verdrehung des Topfdeckels gegenüber dem Lagertopf infolge Überbauverdrehung oder Einbauungenauigkeit bedingt sein kann, zum Anderen stellt sich auch bereits durch die von der Vertikalkraft hervorgerufene Setzungsmulde eine Verdrehung des Topfringes ein, die zu einem Relativwinkel führt (siehe Abschnitt 4.3.1). Diesem Umstand kann durch Ansatz eines dreieckigen oder parabolischen Spannungsverlaufes Rechnung getragen werden. Letzterer kann aus der analogen Problemstellung der Bemessung gegen Horizontalkräfte von stählernen Punktkipplagern übernommen werden:

$$p_i = p_{max} \cdot \left(1 - \left(\frac{x}{w} \right)^2 \right). \quad (7.27)$$

Eine Aufleitung der Pressungen nach Gleichung 7.28 über die Deckelbundhöhe w liefert eine maximale Kontaktpressung von

$$p_{max} = \frac{3}{2} \cdot p_0. \quad (7.28)$$

Für einen ballig ausgebildeten Deckelbund ist das Vorgehen so nicht geeignet. Dennoch kann zumindest auch hier die erhöhte Pressung infolge eines Kontaktwinkels $\phi_C < 90^\circ$ ermittelt werden und in den entsprechenden Nachweis unter Verwendung der Formeln nach *Hertz* eingehen.

7.3 Bemessungsablauf

Die Bemessung eines Topflagers, die auf den gezeigten erweiterten Auswertungen und Herleitungen basiert, kann gemäß dem folgenden Ablaufschema durchgeführt werden.

1. Ermittlung der vertikalen und horizontalen Einwirkungen V_d und H_d , Art der Randbedingung.
2. Bestimmung der erforderlichen Grundfläche $A_{el,req}$ des Elastomerkissens über den charakteristischen Wert der Kontaktfestigkeit des Elastomers:

$$A_{el,req} \geq V_d \cdot f_{el,k} / \gamma_{el,M}. \quad (7.29)$$

Hieraus folgt D_{el} und die Zuordnung zu einem „Durchmesserintervall“ nach Anhang .

3. „Iterative“ Ermittlung des Grundwertes der Grenzlast $H_{zul,0}$:
 - Wahl der Höhe des Elastomerkissens und der Topfringhöhe h_R in Abhängigkeit des Topfrippendurchmessers:

$$t_{el} = D_{el} / 15 \quad (7.30)$$

$$h_R = D_{el} / 10, 2. \quad (7.31)$$

Kontrolle der Mindesttringhöhe nach Gleichung 2.11.

- Bestimmung der erforderlichen Lagerabmessungen t_B und b_R gemäß den Regeln nach DIN EN 1337-5:2005 unter Berücksichtigung von H_d als Startwert. Kontrolle der festgelegten Mindestabmessungen

$$t_{B,min} \leq D_{el} / 50 \leq 12 \text{ mm}. \quad (7.32)$$

- Berechnung der Polynomkoeffizienten a_0^D , a_1^D und a_2^D des Achsenabschnittes sowie k_0^D , k_1^D und k_2^D der Steigung mit den Gleichungen 7.5 bis 7.10 in Abhängigkeit des Lagerdurchmessers.
 - Berechnung des Achsenabschnittes a^D sowie der Steigung k^D mit den Gleichungen 7.5 und 7.3.
 - Nach Gleichung 7.2 folgt hiermit $H_{zul,0}^D$.
4. Eine Berücksichtigung der Auflagerpressung, der Lagerungsbedingung, der Verankerung, des Kippwinkels (in rad), der Ungenauigkeit der Koeffizientenangleichung und der charakteristischen Materialfestigkeit des Lagertopfes $f_{y,k}$ (in N/mm²) über Abminderungsfaktoren κ_p , κ_S , κ_A , κ_α , κ_R und κ_f , die z.B. vereinfacht dem jeweiligen Mindestwert der Auswertungen nach Abschnitt 6 entsprechen können, liefert:

$$H_{zul,k} = \kappa_p \cdot \kappa_S \cdot \kappa_A \cdot \kappa_\alpha \cdot \kappa_f \cdot \kappa_R \cdot H_{zul,0}^D \quad (7.33)$$

Für die Wahl der Abminderungsfaktoren gilt bei konservativer Betrachtung die Empfehlung:

$$\kappa_p = 0,90 = \textit{konstant} \quad (7.34)$$

$$\kappa_S = 0,95 = \textit{konstant} \quad (7.35)$$

$$\kappa_A = 1,00 = \textit{konstant} \quad (7.36)$$

$$\kappa_\alpha = 1 - 5,44 \cdot \alpha \quad (7.37)$$

$$\kappa_f = 1,085 \cdot \frac{f_{y,k}}{325} - 0,09 \quad (7.38)$$

$$\kappa_R = 0,96 \quad (7.39)$$

5. Bestimmung des Bemessungswertes der horizontalen Grenzlast $H_{zul,d}$:

$$H_{zul,d} = H_{zul,k} / \gamma_M \quad (7.40)$$

6. Vergleich zwischen Einwirkung und Widerstand:

$$H_d \leq H_{zul,d} ? \quad (7.41)$$

7. Bei Nichterfüllung der Forderung nach Gleichung 7.41: Neuwahl der Abmessungen t_B und b_R

8. Ermittlung des Kontaktwinkels ϕ_C :

$$\phi_C = \frac{\pi}{2} \cdot \left(\frac{2}{3} + \frac{16}{90} \cdot \ln \left(\frac{H_d}{H_{zul,0}} \right) \right) \quad (7.42)$$

9. Berechnung der maximalen Kontaktpressung:

$$p_{max} = \kappa_C \cdot p_0 \quad (7.43)$$

$$p_0 = \frac{2}{\phi_C} \cdot \frac{H_d}{w \cdot D_{el}} \quad (7.44)$$

mit dem Lastkonzentrationsfaktor $\kappa_C = 1$ bei Sicherstellung einer ebenen Lasteinleitung, sonst $\kappa_C = 1,5$.

10. Kontrolle der maximalen Kontaktspannung.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Topflager, welche sich in den letzten Jahrzehnten bei fachgerechtem Einbau als robuste Konstruktionen im Brückenbau erwiesen haben, gehören bauartbedingt zu den wenigen Lagern, die auch ohne externe Festhaltekonstruktionen laterale Kräfte übertragen können. Motivation der vorliegenden Untersuchungen war, dass ein Wissensdefizit bezüglich des Tragverhaltens von Topflagern bestand, was mit Erscheinen der ersten europäischen Topflagernorm EN 1337-5:2005 offensichtlich wurde. Abgesehen von einer Anpassung an moderne Sicherheitskonzepte entsprechen die darin geforderten Nachweise nahezu unverändert dem Vorgehen, welches bereits zur Markteinführung der damals neuartigen Lagerkonstruktion vorgestellt worden war. Daher sollte im Rahmen dieser Arbeit das Tragverhalten von Topflagern, insbesondere unter Einwirkung horizontaler Kräfte, eingehend untersucht werden. Zur Bearbeitung dieser Problemstellung wurde ein kombiniertes numerisches und experimentelles Vorgehen gewählt.

Hierzu wurden Topflager in einem ersten Schritt mittels der Methode der Finiten Elemente abgebildet. In ausführlichen Studien konnte die für das Erzielen zuverlässiger Ergebnisse erforderliche Diskretisierung des Finite-Elemente-Netzes bestimmt werden. Besonderer Wert wurde dabei ebenfalls auf die Bestimmung des benötigten Detaillierungsgrades gelegt, so dass eine realitätsgetreue Erfassung der Wirkung der Randbedingungen erfolgte. Deutlich wurde, dass für die Lastfallkombination aus Vertikal- und Horizontalkraft von einer Modellierung des Elastomerkissens abgesehen werden kann, was zu einer erheblichen Reduktion der benötigten Rechenressourcen führt. Die Wirkung des Elastomerkissens ist durch den Ansatz pressungsäquivalenter Flächenlasten zu erfassen.

Bei Auflagerung auf einer nachgiebigen Unterlage bildet sich infolge der Vertikalkraft unterhalb des Lagertopfes eine Setzungsmulde aus. Je nach Steifigkeitsverhältnis und Belastungsgröße kann es hierdurch, wie die Rechnungen zeigen, zu einer zur Lagermitte gerichteten Verdrehung des Topfringes kommen. Dieser Verformung wirkt die lateral gegen die Topfinnenwand drückende Elastomerpressung entgegen, was trotz der einwärts gerichteten Relativverdrehung der Topfwand zu einer Aufweitung des Lagers und einer damit verbundenen Ringzugbeanspruchung führen kann. Der höchsten Belastung ist der Lagertopf im Innern im Bereich des Überganges vom Topfring zum Topfboden ausge-

setzt. Bei Einwirkung einer Horizontalkraft stützt sich die belastete Lagerseite entlang ihrer Außenkante auf der Auflagefläche ab. Hierdurch kommt es ebenfalls zu einer Lageraufweitung und Ovalisierung des Topfringes, der somit einer Zugspannung in tangentialer Richtung ausgesetzt wird. Durch den biegesteifen Anschluss des Topfringes in den Topfboden wird dieser in einem lokalen Bereich nach oben gezogen und hebt leicht von der Kontaktfläche des Sockels ab. Die Rahmenwirkung verursacht eine nochmalige Erhöhung der radialen Spannungen im Eckbereich zwischen Topftring und Topfboden. Dabei treten die maximalen Spannungen in der von der Kraft und dem Lager gebildeten Symmetrieebene auf. Grundsätzlich konnte festgestellt werden, dass sich die Horizontalbeanspruchung insbesondere auf die dem Kontakt zwischen Deckelbund und Topfwand benachbarten Topfbereiche auswirkt. Die der Horizontalkraft abgewandte Lagerhälfte bleibt selbst bei höchsten Beträgen der Kraft, die zu einem Plastifizieren weiter Topfbereiche führt, von der Einwirkung nahezu unberührt.

Erstes Fließen setzt im Bereich der „Singularität“ infolge einer Biegezugbeanspruchung bereits bei Horizontalkräften ein, die weit unterhalb der durch die übliche Handrechnung als Höchstwert zu ermitteln wäre. Durch die Normvorgabe bei Anwendung genauerer Berechnungsmethoden, dass das Topflager in keinem Querschnittsteil ins Fließen kommen darf, würden FE-Simulationen somit sogar zu einer stark unwirtschaftlichen Bemessung führen. Die normative Forderung, dass der Lagertopf an keiner Stelle ins Fließen kommen darf, ist daher als Vorgabe für eine Grenzlastdefinition ungeeignet.

Bei weiterer Belastungssteigerung breitet sich die plastische Zone sowohl in Umfangsrichtung als auch über die Höhe des Topfbodenquerschnittes aus, propagiert jedoch nicht zur Lagermitte hin. Durch die Ausbildung eines solchen plastischen Gelenkes entlang des Anschlusses vom Topftring zum Topfboden reagiert der Lagertopf weicher und es kommt zu einer zunehmenden Lastumverteilung auf den Topftring, der die Kraft über Ringwirkung in weniger stark beanspruchte Bereiche weiterleitet. Wächst die einwirkende Horizontalkraft weiter an, beginnt anschließend der Topftring im Bereich seiner Oberseite zu plastifizieren. Die zu diesem Zeitpunkt wirkende Kraft wird für eine neue Definition als Wert der horizontalen Grenzlast empfohlen.

Um eine Einschätzung der Güte der mit dem generierten FE-Modell vorherzusagenden Ergebnisse vornehmen zu können, wurden diese anhand von experimentellen Untersuchungen unter Berücksichtigung des dezidierten Belastungszustandes validiert. Da diesbezüglich keine hinreichenden Untersuchungen bekannt waren, wurden eigens abgestimmte Versuche geplant. Für die Prüfung der Topflager mit einem Durchmesser des Elastomerkissens von $D_{el} = 300\text{mm}$ konnte ein an der Materialprüfungsanstalt bereits vorhandener Schubversuchs-

stand verwendet werden, wobei dieser zur Aufbringung höherer Kräfte, wie sie bei Topflagern auftreten, vorab modifiziert werden musste. Für die untersuchten Topflager größeren Durchmessers wurde ein neuer Versuchsstand zur biaxialen Lasteinleitung konzipiert. Die Anordnung und Verteilung der Messstellen (Dehnungsmessstreifen und induktive Wegaufnehmer) an den Lagertöpfen, die einem späteren Vergleich mit den Rechenergebnissen dienen, erfolgte auf Basis vorab durchgeführter FE-Simulationen. Anhand derer konnten die Bereiche der Lagertöpfe identifiziert werden, für die eine Applikation erfolgversprechend erschien. Verglichen wurden neben der Lageraufweitung der Dehnungsverlauf in der Symmetrieebene entlang der Topfbodenoberseite und -unterseite sowie insbesondere auch die Dehnungsverteilung der Topfwand entlang des Lagerumfangs. Die gemessenen Dehnungen bzw. Verschiebungen wurden dabei in guter Übereinstimmung vorhergesagt, was die Zuverlässigkeit des präsentierten Finite-Elemente-Modelles unterstreicht. Zusätzlich erfolgte auch ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit Resultaten und Beobachtungen aus weiteren Untersuchungen, so unter anderem hinsichtlich der Verteilung der Kontaktpressungen zwischen Deckelbund und Topfwand, die in Abhängigkeit von der Horizontalkraft zum Teil deutlich konzentrierter eingetragen werden, als bislang angenommen.

Unter Verwendung des bestätigten Topflagermodelles wurde eine ausführliche Parameterstudie durchgeführt. Dabei wurden neben einer allgemeinen Betrachtung eines Einflussfaktors auch dessen Auswirkung auf die definierte Grenzlast untersucht. Somit konnten die Auswertungen der Simulationen gleich im Hinblick auf eine spätere Bemessungsempfehlung erfolgen. Als Parameter wurden die Steifigkeit der anliegenden Fugen und die Lagerungsart, das Belastungsverhältnis und Materialkennwerte eingeführt. Aus den Ergebnissen einer aufwendigen Variation der Lagerabmessungen konnte schließlich ein formaler Zusammenhang zwischen den Geometriewerten des Lagertopfes und der definierten horizontalen Grenzlast aufgestellt werden. Aus diesem geht hervor, dass diese Höchstlast insbesondere über die Wahl der Breite des Topfringes zu beeinflussen ist, jedoch ebenso von der Topfbodendicke und dem Durchmesser abhängt. Mit diesem Zusammenhang und den weiteren Erkenntnissen der Parameterstudie wurden Bemessungsempfehlungen gegeben, die eine genauere Bestimmung der aufnehmbaren Horizontalkraft, als dies nach Norm der Fall ist, erlauben. Damit mit der hiermit verbundenen höheren Materialausnutzung nicht der Verlust eines robusten Designs einhergeht, wurden mögliche Einbauungenauigkeiten, die infolge einer unplanmäßigen Lagerschrägstellung zu Abtriebskräften aus Vertikallasten führen, bereits in den Simulationen berücksichtigt. Trotz der höheren Materialausnutzung bewegt sich die Lageraufweitung für die

hier definierte Grenzlast in einer Größenordnung, die als nicht schadensursächlich für das Verhalten von gebräuchlichen Topflagerinnendichtungen anzusehen ist.

Bei einer höheren Ausnutzung der Lagertöpfe, die über die hier präsentierten Bemessungsempfehlungen hinausgeht, ist das Verformungsverhalten der Topflagerinnendichtung in eine Bemessung miteinzubeziehen. Unter hohem Druck, aber auch mit ansteigender Spaltweite entsteht entlang der Dichtungsaußenkante ein Wulst, der in den Spalt zwischen Deckelbund und Topfwand eintreten und bei anschließender Lastumkehr abgeschert werden kann. Ebenso konnte die Lagerverdrehung als nicht zu vernachlässigende Beanspruchung für die Innendichtung identifiziert werden. Trotz der qualitativen Übereinstimmung der vorhergesagten Wulstbildung mit den aus Prüfberichten entnommenen Werten der bleibenden Dichtungsverformung, sind doch deutliche Abweichungen im Betrag vorhanden. Dies ist zum Einen auf eine Unzulänglichkeit der zur Verfügung stehenden Materialmodelle und zum Anderen auf eine nur grob abschätzbare Berücksichtigung der vorherrschenden Randbedingungen zurückzuführen. Hinsichtlich einer genaueren Betrachtung der Innendichtung unter unterschiedlichen Beanspruchungszuständen wäre die stoffgesetzliche Implementierung eines besser geeigneten Modelles empfehlenswert.

In eine solche genauere Betrachtung der Dichtungsproblematik sind neben den hier gezeigten quasistatischen Effekten auch Dauerhaftigkeitsuntersuchungen hinsichtlich des akkumulierten Gleitweges des Lagerinnendichtung mit einzubeziehen. Von Interesse wäre insbesondere die Klärung, wie sich Topflagerinnendichtungen unter realen Betriebsbedingungen im Vergleich zu den im Rahmen von Erstprüfungen in sogenannten Langzeitrotationsversuchen getesteten Dichtungen verhalten. Über ein Versuchsprogramm, welches auf Basis von Lastkollektiven zusammengestellt wurde, die etwa auf Lagerbewegungsmessungen realer Brückenbauwerke beruhen, ließe sich der „reale“ Betriebszustand simulieren.

Für eine Erfassung sämtlicher Aspekte und Fragestellungen dieser Lagerkonstruktion muss abschließend noch die Bestimmung des Rückstellmomentes angesprochen werden. Dass die Größe des Rückstellmomentes grundsätzlich von Einflüssen, wie dem Schmierzustand, der Lagertemperatur, der Kippfrequenz und der Elastomerpressung abhängt, ist hinlänglich bekannt. Wie zur Dichtungsproblematik sind auch zum Rückstellmoment umfassende wissenschaftliche Untersuchungen, die wesentlich über die standardisierten Versuchsdurchführungen zur Ermittlung der Rückstellmomentenfaktoren im Rahmen einer Erstprüfung hinausgehen, nicht verfügbar. Allerdings wurden am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie bereits erste Ansätze zur Klärung dieser

Fragestellungen unternommen [70], [60], [68].

Literaturverzeichnis

- [1] ABAQOM: *ABAQUS 6.5 Theory Manual*.
- [2] ABAQOM: *ABAQUS 6.5 User's Manual*.
- [3] AHMADI, H. R., J. GOUGH, A. H. MUHR und A. G. THOMAS: *Bi-axial experimental techniques highlighting the limitations of a strain-energy descriptions of rubber*. In: AL DORFMANN, ALAN MUHR (Herausgeber): *Constitutive Models for Rubber*, Seiten 65–71. Balkema, Rotterdam, 1999.
- [4] ALTAIR ENGINEERING, INC.: *HyperView v7.0*, 2006.
- [5] AMIN, A.F.M.S., S.I. WIRAGUNA, A.R. BHUIYAN und Y. OKUI: *Hyperelastic model for finite element analysis of natural and high damping rubbers in compression and shear*. *Journal of engineering mechanics*, 132(1):54–64, January 2006.
- [6] ANDRÄ, WOLFHART: *Der heutige Entwicklungsstand des Gummitopflagers und seine Weiterentwicklung zum Hublager*. *Bautechnik*, 7:222–230, 1984.
- [7] ARRUDA, E. M. und M. C. BOYCE: *A Three-Dimensional Constitutive Model for Large Stretch Behaviour of Rubber Elastic Materials*. *J. Mech. Phys. Solids*, 41(2):389–412, 1993.
- [8] BAUR, MICHAEL: *Elastomerlager und nichtlineare Standorteffekte bei Erdbebeneinwirkung*. Doktorarbeit, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe (TH), 2003.
- [9] BAYER, K. und E. OSEN: *Dichtungstechnik mit Gummielastischen Dichtungen und Formteilen im Fahrzeug- und Maschinenbau (2.Elastomere Werkstoffe)*. aus Erich Hoepke, et al., 2000 (expert Verlag), 2000.
- [10] BERGSTROEM, JÖRGEN: *Material test data: UHMWPE (virgin GUR 1050)*. www.polymerfem.com, 2005.

- [11] BERGSTROEM, J.S. und L.B. HILBERT JR.: *A constitutive model for predicting the large deformation thermomechanical behavior of fluoropolymers*. Mechanics of materials, 2005.
- [12] BERGSTROEM, J.S., S.M. KURTZ, C.M. RIMNAC und A.A. EDIDIN: *Constitutive modeling of ultra-high molecular weight polyethylene under large deformation and cyclic loading conditions*. Biomaterials, 2002.
- [13] BERGSTRÖM, JÖRGEN: *Isothermal implementation of the eight-chain model*. 2002.
- [14] BERGSTRÖM, JÖRGEN S. und MARY C. BOYCE: *Mechanical behavior of particle filled elastomers*. Rubber Chemistry and Technology, 72:633–656, 1999.
- [15] BERGSTRÖM, J.S.: *Hysteresis and stress relaxation in elastomers*.
- [16] BERGSTRÖM, J.S.: *Determination of material parameters for the 8-chain model for use with ABAQUS, LS-DYNA and ANSYS*. August 2002.
- [17] BERGSTRÖM, J.S. und M.C. BOYCE: *Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers*. J. Mech. Phys. Solids, 46(5):931–954, 1997.
- [18] BERGSTRÖM, J.S. und M.C. BOYCE: *Constitutive modelling of the time-dependent and cycling loading of elastomers and application to soft biological tissues*. Mechanics of Materials, 33:523–530, 2001.
- [19] BEYER, E. und L. WINTERGERST: *Neue Brückenlager, neue Pfeilerformen*. Der Bauingenieur, 35(6):227–230, 1960.
- [20] BILKHU, S.S., M. FOUNAS und G.S. NUSHOLTZ: *Determination of cellular foam material properties for use in finite elements analysis*. Experimental techniques, Seiten 23–25, January/February 1994.
- [21] BMVBW, BUNDESMINISTERIUM FÜR VERKEHR, BAUEN WOHNEN: *Lag 12: Lagerrichtzeichnung, Lagerprotokoll*, Mai 1997.
- [22] BMVBW, BUNDESMINISTERIUM FÜR VERKEHR, BAUEN WOHNEN: *Lag 9: Lagerrichtzeichnung, Verformungslager ohne Festhaltekonstruktion*, Januar 2002.
- [23] BONET, J. und R. D. WOOD: *Nonlinear continuum mechanics for finite element analysis*. Cambridge University Press, Cambridge, 1997.

- [24] BORST, R. DE, P.A.J. VAN DEN BOGERT und J. ZEILMAKER: *Modelling and Analysis of Rubberlike Materials*. HERON, 33(1), 1988.
- [25] BOYCE, MARY C.: *Direct comparison of the Gent and the Arruda-Boyce constitutive models of rubber elasticity*. Rubber Chemistry and Technology, 69:781–785, 1996.
- [26] BUCHLER, W.: *Design of pot bearings*. In: *Proceedings 2nd World Congress on Joint Sealants and Bearing Systems for Concrete Structures*, Seiten 765–774. ACI, 1986.
- [27] CEN: *DIN EN 10025: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen*, (3.94) Auflage.
- [28] CEN: *DIN EN ISO 527-1: Kunststoffe: Bestimmung der Zugeigenschaften, Teil 1: Allgemeine Grundsätze*, April 1996.
- [29] CEN: *DIN EN 1337-1: Lager im Bauwesen - Teil 1: Allgemeine Regelungen*, Februar 2001.
- [30] CEN: *DIN EN 1990:2002 Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung*, Oktober 2002.
- [31] CEN: *DIN EN 1337-3: Lager im Bauwesen - Teil 3: Elastomerlager*, 2005.
- [32] CEN: *DIN EN 1337-5: Lager im Bauwesen - Teil 5: Topflager*, 2005.
- [33] CHEN, FEI: *Numerische Simulation des nichtlinearen Trag- und Schädigungsverhaltens von Stahlbeton -Stabtragwerdken unter monotoner und zyklischer Belastung*. Doktorarbeit, 1999.
- [34] DICKERHOF, K., K.-H. HEHN und R. RÖSCH: *Lagerplatten-Bruchversuche*. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben Az. IV/1-5-259/80, Institut für Massivbau und Bausstofftechnologie, Abteilung Massivbau, 1985.
- [35] DICKERHOF, KARL-JOSEF: *Bemessung von Brückenlagern unter Gebrauchslast*. Doktorarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 1985.
- [36] DIN: *DIN 4141-1: Lager im Bauwesen - Teil1: Allgemeine Regelungen*. Deutsches Institut für Normung, 1984.

- [37] DOLL, STEFAN: *Zur numerischen Behandlung großer elasto-viskoplastischer Deformationen bei isochor-volumetrisch entkoppeltem Stoffverhalten*. Doktorarbeit, Universität Karlsruhe (TH), Juli 1998.
- [38] DOMININGHAUS, HANS, PETER EYERER und OTTO ALTMANN: *Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften*. Springer, 6., neubearb. u. erw. Aufl. Auflage, 2005.
- [39] DREHER, GAEL: *Weiterführende Untersuchungen zum Tragverhalten von Topflagern unter Horizontallasten mittels FEM*. Diplomarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 2005. betreut von Halim Khbeis.
- [40] DUBBEL, HEINRICH und KARL-HEINRICH GROTE: *Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer, 21. Auflage, 2005.
- [41] DUNCAN, BRUCE (Herausgeber): *test methods for determining hyperelastic properties of flexible adhesives*. Centre for Materials Measurement and Technology, National Physical Laboratory, Middlesex, Crown, 1999.
- [42] DUNNE, FIONN und NIK PETRINIC: *Introduction to Computational Plasticity*. Oxford University Press, 2005.
- [43] DUSI, A. und M. FORNI: *F.E. Models of steel laminated rubber bearings*. VI° Congresso Nazionale, ABAQUS User's Group Italia, 1995.
- [44] EGGERT, HELMUT: *Lager für Brücken und Hochbauten*. Bauingenieur, (53):161–168, 1978.
- [45] EGGERT, HELMUT: *Vorlesungen über Lager im Bauwesen*. Ernst und Sohn Verlag, 1980.
- [46] EGGERT, HELMUT: *Topflager*. Bautechnik, 79(11):750–760, 2002.
- [47] EGGERT, HELMUT: *Brückenlagertechnik in Deutschland - Die Geschichte einer technischen Revolution*. VHFL - Vereinigung der Hersteller von Fahrbahnübergängen und Lagern für Bauwerke, Februar 2003.
- [48] EGGERT, HELMUT und WOLFGANG KAUSCHKE: *Lager im Bauwesen*, Band 2. Ernst und Sohn Verlag, 1995.
- [49] EIBL, J. und W. ZELLER: *Untersuchung des Reibungsverhaltens von PTFE bei Variation der Einflussparameter Verschiebegeschwindigkeit, Pressung, Lagergröße, Gesamtweg (Verschleiß), Lageraufbau und Lastexzen-*

- trizität*. Technischer Bericht, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Abteilung Massivbau, 1988.
- [50] FLORY, P. J.: *Thermodynamic relations for high elastic materials*. Transactions of the Faraday Society, 57:829–838, 1961.
- [51] FOOS, SAM: *Untersuchungen zur Bestimmung des Reibungsbeiwertes zwischen Beton und Stahl*. unveröffentlicht, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, MPA Karlsruhe, Universität Karlsruhe (TH), 2005.
- [52] GAO, YUN: *Study of Pot Bearing Behavior with Nonlinear Program MARC*. Diplomarbeit, University of Toledo, 1998.
- [53] GAO, YUN und DOUGLAS K. NIMS: *Pot bearing behavior using a nonlinear computer program*. In: *Proceedings to the 5th World Congress on Joints, Bearings and Seismic Systems for Concrete Structures*, Seiten 1–12, 2001.
- [54] GENT, ALAN N.: *Rubber and Rubber Elasticity: A Review*. In: DUNN, A. S. (Herausgeber): *Rubber and Rubber Elasticity*, Seiten 1–17. John Wiley & Sons, Inc., 1974.
- [55] GERBER, ARMIN: *persönliche Korrespondenz*.
- [56] HAKENJOS, VOLKER und KLAUS RICHTER: *Versuche an Polyäthylen-Gleitfolien*. Mitteilungen, 6:165–172, (Juni) 1974.
- [57] HALACH, GÖTZ: *Gleitreibungsverhalten von Kunststoffen gegen Stahl und seine Deutung mit molekular-mechanischen Modellvorstellungen*. VDI-Z, 118(13/14):639–640, Juli 1976.
- [58] HERRMANN, NICO: *Experimentelle Erfassung des Betonverhaltens unter Schockwellen*. Doktorarbeit, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe (TH), 2003.
- [59] HUBER, NORBERT: *Einführung in die Materialtheorie*. Forschungszentrum Karlsruhe.
- [60] HUTH, OLAF, HALIM KHBEIS, MASSOUD MOTAVALLI und LOTHAR STEMPIEWSKI: *Topflageruntersuchungen am BE 109 in Bützberg*. Technischer Bericht, EMPA Dübendorf, MPA Karlsruhe, Universität Karlsruhe (TH), 2005.

- [61] HWANG, J.S., K.C. CHANG und G.C. LEE: *Quasi-static and dynamic sliding characteristics of Teflon-stainless steel interfaces*. Journal of Structural Engineering, 116(10):2747–2762, October 1990.
- [62] IHLEMANN, JÖRN: *Kontinuumsmechanische Nachbildung hochbelasteter technischer Gummiwerkstoffe*. Fortschritt-Bericht VDI, 18(288), 2003.
- [63] JOHANNKNECHT, R. und S. J. JERRAMS: *The need for equi-biaxial testing to determine elastomeric material properties*. In: AL DORFMANN, ALAN MUHR (Herausgeber): *Constitutive Models for Rubber*. Balkema, Rotterdam, 1999.
- [64] JOHANNKNECHT, RAPHAEL: *The physikal Testing and Modelling of Hyperelastic Materials for Finite Element Analysis*. VDI Verlag GmbH - Düsseldorf, 1999.
- [65] JOHNSON, K. L.: *Contact Mechanics*. Cambridge University Press, 9. Auflage, 2003.
- [66] KALISKE, M. und H. ROTHERT: *On the finite element implementation of rubber-like materials at finite strains*. Engineering Computations, 14(2):216–232, 1997.
- [67] KALISZKY, SANDOR: *Plastizitätslehre*. VDI-Verlag, 1984.
- [68] KHBEIS, HALIM: *Zustandserfassung von Brückenlagern einer Autobahnbrücke der BAB6 nach dem Ausbau*. (unveröffentlicht), September 2005.
- [69] KHBEIS, HALIM: *Topflager im Brückenbau - Historie, Praxis, Forschung*. In: BARTZ, WILFRIED JOACHIM (Herausgeber): *Lager im Brücken-, Stahl- und Stahlwasserbau*. Technische Akademie Esslingen, 2006.
- [70] KHBEIS, HALIM, LUTZ GERLACH und LOTHAR STEMPNIEWSKI: *Zustandserfassung von Brücken vor dem Abbruch: Laboruntersuchungen an Topflagern des Objekts BE 109 in Bützberg*. Technischer Bericht, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, MPA Karlsruhe, Universität Karlsruhe (TH), 2004.
- [71] KHBEIS, HALIM, WOLFGANG ZELLER und LOTHAR STEMPNIEWSKI: *Versuche an einem Topflager 550mm mit einer neu entwickelten UHMWPE-Innendichtung*. unveröffentlicht, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, MPA Karlsruhe, Universität Karlsruhe (TH), 2002.

- [72] KICHENIN, J., K DANG VAN und K. BOYTARD: *Finite-element simulation of a new two-dissipative mechanisms model for bulk medium-density polyethylene*. Journal of materials science, (31):1653–1661, 1996.
- [73] KLETSCHKOWSKI, T. und U. AND BERTRAM A. SCHOMBURG: *Viskoplastische Materialmodellierung am Beispiel des Dichtungswerkstoffs Polytetrafluorethylen*. Technische Mechanik, 21(3):227–241, 2001.
- [74] KURTZ, STEVEN M.: *The UHMWPE Handbook, Ultra-High Molecular Weight Polyethylene in Total Joint Replacement*. Elsevier, 2004.
- [75] KURTZ, STEVEN M., LISA PRUITT, CHARLES W. JEWETT, R. PAUL CRAWFORD, DEBORAH J. CRANE und EDIDIN AVRAM A.: *The yielding, plastic flow and fracture behavior of ultra-high molecular weight polyethylene used in total joint replacements*. Biomaterials, 19:1989–2003, 1998.
- [76] LAYOUNI, K., L. LAIARINANDRASANA und R. PISQUES: *Compressibility induced by damage in carbon black reinforced natural rubber*. In: JAMES BUSFIELD, ALAN MUHR (Herausgeber): *Constitutive Models for Rubber III*, Seiten 273–281. A. A. Balkema Publishers, 2003.
- [77] LEE, DAVID JOHN: *Bridge Bearings and Expansion Joints*. E and FN Spon, 2 Auflage, 1994.
- [78] MCEWEN, EVERETT E. und GEOFFREY D. SPENCER: *Finite element analysis and experimental results concerning distribution of stress under pot bearings*. In: *Proceedings to the World Congress on Joint Sealants and Bearing Systems for Concrete Structures*, Seiten 829–864. ACI, 1981.
- [79] MEHLHORN, GERHARD: *Der Ingenieurbau: Werkstoffe, Elastizitätstheorie*. Ernst & Sohn, 1996.
- [80] MOHR-FEDERHAFF-LOSENHAUSEN: *Technische Unterlagen zur Universal-Baustoffpresse UBP 15000*.
- [81] MOHR-MATUSCHEK, ULRICH: *Auslegung von Kunststoff- und Elastomerformteilen mittels Finite-Elemente-Simulation*. VDI-Verlag GmbH - Düsseldorf, 1992.
- [82] MOKHA, A., M. CONSTANTINOU und REINHORN A.: *Teflon Bearings in base isolation. 1: Testing*. Journal of Structural Engineering, 116(2):438–454, Februar 1990.

- [83] MOLTER, JUERGEN, RAINER WEISS und MARTIN BESCHER: *Reibung und Verschleiß*. Freudenberg Forschungsdienste KG.
- [84] MORI, A., A.J. CARR, N. COOKE und P.J. MOSS: *Compression behavior of bridge bearings used for seismic isolation*. *Engineering structures*, 18(5):351–362, 1996.
- [85] MÜLLER, KONRAD und BERNHARD S. NAU: *www.fachwissen-dichtungstechnik.de*. Internet.
- [86] MÜNICH, JOHANNES CHRISTIAN: *Untersuchungen zum Tragverhalten von Topflagern unter Vertikal- und Horizontallasten mittels FEM*. Diplomarbeit, Universität Karlsruhe (TH), 2004. betreut von Halim Khbeis.
- [87] OGDEN, R.W. und D.G. ROXBURGH: *A pseudo-elastic model for the Mullins effect in filled rubber*. *Proc. R. Soc. Lond. A.*, 1999.
- [88] OLBRICH, MARKUS: *Werkstoffmodelle zur Finiten-Elemente-Analyse von PTFE-Wellendichtungen*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, 2002.
- [89] PAHR, DIETER H.: *Modellbildung, Verifikation und Beurteilung von FEM Berechnungsergebnissen*. Altair Engineering Seminar, 2005. Seminarunterlagen.
- [90] PARISCH, HORST: *Festkörper-Kontinuumsmechanik*, Band 1. Teubner, 2003.
- [91] PAYNE, A. R.: *Hysteresis in rubber vulcanizates*. In: DUNN, A. S. (Herausgeber): *Rubber and Rubber Elasticity*, Seiten 169–196. John Wiley & Sons, Inc., 1974.
- [92] PEETERS, F.J.H. und M. KÜSSNER: *Material law selection in the Finite Element simulation of rubber-like materials and its practical application in the industrial design process*. In: AL DORFMANN, ALAN MUHR (Herausgeber): *Constitutive Models for Rubber*. Balkema, Rotterdam, 1999.
- [93] PETERSEN, CHRISTIAN: *Stahlbau*, Band 3. Auflage. Vieweg Verlage, 2001.
- [94] POHL, HEIKO: *Computerunterstützte und experimentelle Untersuchungen von Manschettendichtungen aus glasfaserverstärktem PTFE-Compound*. Doktorarbeit, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1999.

- [95] PREUSSER, RAINER: *www.preusser-messtechnik.de*, 2005.
- [96] PRUITT, LISA A.: *Deformation, yielding, fracture and fatigue behavior of conventional and highly cross-linked ultra high molecular weight polyethylene*. *Biomaterials*, 26(8):905–915, 2005.
- [97] RAMBERGER, GÜNTER: *Structural Bearings and Bearings and Expansion Joints for Bridges*. IABSE, AIPC, IVBH.
- [98] RECKLING, KARL-AUGUST: *Plastizitätstheorie und ihre Anwendung auf Festigkeitsprobleme*. Springer-Verlag, 1967.
- [99] REESE, S. und P. WRIGGERS: *Modelling of the thermo-mechanical material behaviour of rubber-like polymers - Micromechanical motivation and numerical simulation*. In: AL DORFMANN, ALAN MUHR (Herausgeber): *Constitutive Models for Rubber*. Balkema, Rotterdam, 1999.
- [100] REESE, STEFANIE: *Thermomechanische Modellierung gummiartiger Polymerstrukturen*. Prof. Dr.-Ing. P. Wriggers, 2001. Habilitationsschrift.
- [101] ROEDER, CHARLES W. UND STANTON, JOHN F. UND CAMPBELL T. IVAN: *Rotation of High Load Multirotational Bridge Bearings*. *Journal of Structural Engineering*, 121(4):747–756, April 1995.
- [102] ROEDER, CHARLES W. UND STANTON, JOHN F. UND CAMPBELL T. IVAN: *High Load Multirotational Bridge Bearings*. Technischer Bericht 4, National Cooperative Highway Research Program (NCHRP), 1999.
- [103] SCHWEIZERHOF, KARL: *Plastizitätstheorie*, 2005. Unterlagen zur Vorlesung, Institut für Mechanik, Universität Karlsruhe (TH).
- [104] STEIN, HARVEY L.: *Ultra high molecular weight polyethylene (UHMWPE)*. *Engineered materials handbook, 2: Engineering plastics*, 1999.
- [105] STEMPNIEWSKI, L. und J. EIBL: *Finite Elemente im Stahlbeton*. In: *Betonkalender Teil 2*, Seiten 557–647. Ernst&Sohn, 1996.
- [106] TOPKAYA, CEM und JOSEPH A. YURA: *Test method for determining the shear modulus of elastomeric bearings*. *Journal of structural engineering*, 128(6):797–805, Juni 2002.
- [107] TRELOAR, LESLIE R. G.: *The Mechanics of Rubber Elasticity*. In: DUNN, A. S. (Herausgeber): *Rubber and Rubber Elasticity*, Seiten 107–123. John Wiley & Sons, 1974.

- [108] UETZ, HERBERT und VOLKER HAKENJOS: *Gleitreibungsuntersuchungen mit Polytetrafluoräthylen bei hin- und hergehender Bewegung*. Die Bau-technik, 44(5):159–166, Mai 1967.
- [109] UETZ, HERBERT und VOLKER HAKENJOS: *Gleitreibungs- und Gleitverschleißversuche an Kunststoffen*. Kunststoffe, 59(3):161–168, 1969.
- [110] UETZ, HERBERT und JOCHEM WIEDEMAYER: *Tribologie der Polymere*. Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1985.
- [111] UNBEKANNT: *Statischer Nachweis Topfgleitlager Typ TGe*. Technischer Bericht, REISSNER- WOLFF Engineering.
- [112] VHFL, VERBAND DER HERSTELLER VON FAHRBAHNÜBERGÄNGEN UND LAGERN: *VHFL-Richtlinie 2: Einbaurichtlinie für Brückenlager*, Januar 2001.
- [113] WEBER, PAUL: *Einführung in ABAQUS 6.3*. Rechenzentrum Karlsruhe, Universität Karlsruhe (TH), 2003.
- [114] WIESER, JÜRGEN: *Zum Deformationsverhalten thermoplastischer Kunststoffe unter ein- und mehrachsigen Beanspruchungen*. Reihe 5, Nr. 548. Fortschritt-Berichte VDI, 1998.
- [115] WILLIBALD, SILKE: *Bolted Connectinos for Rectangular Hollow Sections under Tensile Loading*. Doktorarbeit, Universität Karlsruhe (TH), Mai 2003.
- [116] YAKUT, AHMET und JOSEPH A. YURA: *Parameters influencing performance of elastomeric bearings at low temperatures*. Journal of structural engineering, 128(8):986–994, August 2002.
- [117] YEOH, O. H.: *Some forms of the strain energy function for rubber*. Rubber Chemistry and Technology, 66:754, 1993.
- [118] ZELLER, WOLFGANG: *Zulassungsversuche an Topflagern*. (unveröffentlicht), Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, MPA Karlsruhe, Universität Karlsruhe (TH), März 1982.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Balkenbrücke mit Belastungen, Lagerbewegungen α und u und resultierenden Kräften A, B, C und F_{fric}	8
2.2	Typische Verformungen bzw. Reaktionen einer Gummischicht (links), eines bewehrten Elastomerlagers (mittig) und eines Topflagers (rechts) unter Auflast	9
2.3	Prinzipskizze eines Topflagers und Bezeichnung wesentlicher Konstruktionselemente	10
2.4	Bezeichnung der Lagerabmessungen und aus der Verdrehung resultierender Gleitweg s_i der Topflagerinnendichtung	12
2.5	Plastisch verformter Topfboden und Setzungsmulde im Sockel nach einem Bruchversuch [34]	15
2.6	Plastisch verformter Topfboden nach dem Lagerwechsel [55]; Korrosion durch Feuchtigkeitseintritt [70]	16
2.7	Austritt von Elastomer aus dem Kippspalt und geschädigte Elastomerkissen und Innendichtungen nach dem Ausbau [55]	16
2.8	Situation am Lager bei Bemessung gegen einwirkende Horizontalkräfte	20
3.1	Verschiebungsvektor u und Ortsvektoren x bzw. X	27
3.2	Definition des Deformationsgradienten F	27
3.3	Schematische Darstellung des Gleitvorgangs ganzer Ebenen	31
3.4	Schematische Darstellung einer Stufen- bzw. einer Schraubenversetzung	32
3.5	Additive Dehnungszerlegung in elastische und plastische Anteile	33
3.6	Geometrische Darstellung der Fließfläche für von Mises-Plastizität und Richtung der plastischen Dehnrates [42]	35
3.7	Aufweitung der Fließfläche bei isotroper Verfestigung [42]	37
3.8	Mittelpunktverschiebung der Fließfläche bei kinematischer Verfestigung [42]	38
3.9	Schematischer Aufbau eines Elastomer-Netzwerks [81]	39
3.10	Rheologische Darstellung der <i>Two-Layer-Viscoplasticity</i> [2]	49
3.11	Messpunkte am Schulterstab und Materialprobe in der Prüfung	53

3.12	Spannungs-Dehnungs-Beziehung des verwendeten Elastomers bei unterschiedlichen Verformungsgeschwindigkeiten im Versuch und Vergleich mit Simulation	54
3.13	Spannungs-Dehnungs-Beziehung für UHMWPE bei unterschiedlichen Verformungsgeschwindigkeiten im Versuch [10] und Vergleich mit Simulation	55
3.14	Kriechkurven [104] und Vergleich mit Simulation	56
3.15	Gemessene Spannungs-Dehnungs-Beziehungen für glasfasergefülltes PTFE [94] und PTFE-Kohle [88] sowie Vergleich mit Simulation	56
4.1	Separation der Kontaktpartner durch lokales Abheben des Bodens infolge Horizontalkraftübertragung	62
4.2	<i>Master-Slave</i> -Prinzip der Kontaktflächen [1]	62
4.3	Kontaktbeziehung für "harten" Kontakt [1]	63
4.4	Beziehungen normal und parallel zur Kontaktfläche [1]	64
4.5	Exemplarischer Verlauf des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit des Gleitweges für die Kontaktpaarung Stahl-Beton [51]	65
4.6	Innenseite der Topfwand im Kontaktbereich zum Deckelbund	66
4.7	von Mises-Spannungen entlang der oberen Außenkante des Lagertopfringes bzw. radiale Dehnungen der Bodenober- und -unterseite entlang der Symmetrieachse bei Variation des Reibbeiwertes	67
4.8	Verformungsfiguren unterschiedlich formulierter Elemente für reine Biegebeanspruchung [1]	70
4.9	Ungleichmäßige Verteilung der resultierenden Knotenkräfte von quadratischen Elementen in Kontaktproblemen [1]	71
4.10	Variation des Deformationsgradienten bei <i>C3D8I</i> -Elementen gegenüber der Standardformulierung [1]	72
4.11	Horizontale Verschiebung des Eckknotens bei Verwendung unterschiedlicher Elementformulierungen und Netzdichten (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12)	73
4.12	Generierung erster Topflagermodelle und Lage ausgezeichneter Elemente und Knoten	74
4.13	Gegenüberstellung der Ergebnisse und benötigten Ressourcen für Modelle mit und ohne Modellierung des Elastomerkissens	77
4.14	Gegenüberstellung der Ergebnisse und benötigten Ressourcen für Modelle mit deformierbarem und starrem Deckel	78
4.15	Typische Verformungsfiguren bei unterschiedlicher Berücksichtigung des Lagersockels	80

4.16	Verteilung der von Mises-Spannungen im Topflager unter Horizontallast [86]	81
4.17	Lokale Netzverfeinerung der höher beanspruchten Bereiche	81
4.18	Ungleiche und gleiche Vernetzung der Kontaktpartner Topfwand und Deckelbund	82
4.19	Elementverteilung entlang ausgewählter Kanten	84
4.20	Modelle 1, 3, 5 und 7 mit lokaler Netzverfeinerung und ansteigender Netzdichte	85
4.21	Spannungskonvergenz ausgewählter Elemente in Abhängigkeit der Elementanzahl des Topfmodelles	86
4.22	Modelle 1, 3, 5 und 7 mit lokaler Netzverfeinerung und ansteigender Netzdichte	88
4.23	Untersuchte Modellkanten	89
4.24	Spannungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen	90
4.25	Verformungsfiguren unter Vertikallast bzw. bei zusätzlich wirkender Horizontalkraft	93
4.26	Verlauf der Hauptspannungen in Ringrichtung (links) und in Querschnittsebene (rechts)	94
4.27	Verlauf der Pressungen in der Fuge Topfboden-Lagersockel	96
4.28	Entwicklung der plastischen Zonen des Lagers mit ansteigender Horizontalbelastung	99
4.29	Spannungsverläufe „maßgebender“ Elemente über der Horizontalkraft (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12)	102
4.30	Fließbeginn „maßgebender“ Elemente über der Horizontalkraft (Bezeichnung siehe Abbildung 4.12)	103
4.31	Kontaktspannungen zwischen Deckelbund und Topfwand bei $p_{el} = 30 \text{ N/mm}^2$ und $H_{max,DIN}$	104
4.32	Aufweitung des Lagers mit zunehmender Horizontalkraft	105
4.33	Übersicht der Lagerkomponenten im Bereich des Lagerspieles und Wulstbildung entlang der Außenkante einer Innendichtung aus UHMWPE [71]	108
4.34	Verlauf der vertikalen Verschiebungen in Abhängigkeit von der über die Spaltweite gewählten Elementanzahl	110
4.35	Zulässige Elementbreite über der Spaltweite und Pressungsabhängigkeit der Reibungszahl von glasfasergefülltem PTFE gegen Stahl	110
4.36	Reibungsabhängigkeit der maximalen vertikalen Verformungen bei unterschiedlichem Dichtungsmaterial	112

4.37 Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf das Verformungsverhalten der Innendichtung	113
4.38 Beobachtete Muldenbildung der Innendichtung nach Entlastung und Kriechverformungen unter Dauerlast	115
4.39 Verformungsverlauf während des Kurzzeitkippsversuches über der Pressung und der Verdrehung	116
4.40 Gegenüberstellung der simulierten Verformungsfigur und einer realen Wulstbildung [68]	117
4.41 Berechnete Wulsthöhe unter Maximallast und nach Entlastung in Abhängigkeit der Spaltweite	118
5.1 Prinzipieller Aufbau von Dehnungsmessstreifen und Skizze der verwendeten DMS vom Typ FLK-1 und FCA-1 [95]	119
5.2 DMS-Anordnung für die ersten Versuchslager	122
5.3 Aluminiumschutzplatte mit eingefrästen Taschen und Kanälen auf der Unterseite sowie mit Nuten zur Steifigkeitsreduktion auf der Oberseite	123
5.4 Schutz der applizierten DMS durch die Aluminiumplatte und Verfüllung dieser mit Sand	124
5.5 Prüfeinrichtung für Topflager bis $D_{el} = 300$ mm	126
5.6 Anordnung von Futterplatten und Knaggen zur Aufnahme des ersten Lagers	127
5.7 Ermittlung der Ringaufweitung und Deckelrelativverschiebung mittels induktiver Wegaufnehmer	128
5.8 Versuchsprogramm, Lastkombinationen	129
5.9 Biegedehnungen über die Höhe der Topfaußenwand für unterschiedliche Lastschritte bei $\phi = 0^\circ$ und 20° (TL300-1)	132
5.10 Verteilung der tangentialen Dehnungen auf der Ringoberseite entlang des Lagerumfangs für unterschiedliche Höhenlagen und Lastschritte (TL300-1)	133
5.11 Dehnungsverläufe der Messstellen im Übergangsbereich von Topf-ring zu Topfboden (TL300-1)	135
5.12 Dehnungsverteilung auf der Bodenoberseite und -unterseite in der Symmetrieachse für unterschiedliche Lastschritte (TL300-1)	136
5.13 Dehnungsentwicklung auf der Topfringoberseite infolge Horizontalkraft (TL300-2)	137
5.14 Verteilung der tangentialen Dehnungen auf der Ringoberseite entlang des Lagerumfangs für beide Lastschritte (TL300-2)	138
5.15 Biegedehnungen über die Höhe der Topfaußenwand für beide Lastschritte bei $\phi = 0^\circ, 10^\circ$ und 20° (TL300-2)	139

5.16 Alternativen einer biaxialen Lasteinleitung	141
5.17 Ansichten des großen Schubversuchsstandes	144
5.18 Konstruktionsdetails des großen Schubversuchsstandes	146
5.19 Reibungskraftverläufe und Pressungsabhängigkeit der Reibungs- zahl μ_A	148
5.20 DMS-Anordnung der weiteren Versuchslager	152
5.21 Anordnung induktiver Wegaufnehmer	153
5.22 Zeitlicher Verlauf der aufgebrachten Kräfte sowie der in Folge ge- messenen IND- und DMS-Werte bei 0° und 90° (<i>TL450-1</i> , siehe auch Abbildung 5.20)	157
5.23 Abhängigkeit der Verformungsmessungen und der resultierenden Aufweitung (<i>TL450-1</i> , Stellen und Winkel zur Belastungsrichtung nach Abbildung 5.20)	159
5.24 Abhängigkeit der Dehnungsmessungen von der aufgebrachten Horizontalkraft (<i>TL450-1</i> , Stellen und Winkel zur Belastungsrich- tung nach Abbildung 5.20)	160
6.1 Gegenüberstellung der vorhergesagten und der gemessenen Deh- nungsentwicklung entlang der Bodenoberseite und -unterseite . .	165
6.2 Gegenüberstellung der vorhergesagten und der gemessenen Deh- nungsentwicklung entlang der Topfringoberseite	166
6.3 Verlauf der Ringdehnungen für Rechnung und Versuch (DMS bei 0° , $\pm 10^\circ$, $\pm 20^\circ$)	167
6.4 Gemessene und berechnete Verteilung des Dehnungszuwachses über den Umfang	169
6.5 Vergleich des gemessenen und berechneten Dehnungszuwach- ses infolge Horizontallast	170
6.6 Vergleich der gemessenen und berechneten relativen Lagerauf- weitung infolge Horizontallast	172
6.7 Sohlpressung und Setzungsmulde im Versuch [35] und Vergleich mit Rechnung	173
6.8 Bleibende Bodenverformungen im Versuch [35] und Vergleich mit Rechnung	174
6.9 Ringdehnungen und Lageraufweitung im Versuch [118] und Ver- gleich mit Rechnung	176
6.10 Spuren an der Topfwand infolge Kontakt zum Deckelbund	177
6.11 Spannungsentwicklung und Fließbeginn ausgewählter Elemente in Abhängigkeit der Horizontalkraft	181
6.12 Einfluss der Elastomerpressung auf die Spannungsentwicklung infolge Horizontalkraft	182

6.13 Einfluss der Elastomerpressung auf die Spannungsentwicklung und horizontale Grenzlast	184
6.14 Kontaktspannungen zwischen Deckelbund und Topfwand für unterschiedliche p_{el} und H/V	186
6.15 Ausbreitung des Deckel-Wand-Kontaktes in Abhängigkeit des Belastungsverhältnisses und der Horizontalkraft	187
6.16 Entwicklung der Spaltweite	188
6.17 Einfluss der Deckelverdrehung auf Spannungen und die horizontale Grenzlast	190
6.18 Diskontinuitätsbereich der Lasteinleitung und elastische Bettung des Lagersockels	192
6.19 Verlauf der radialen Spannungen entlang der Bodenober-/unterseite für unterschiedliche Sockelsteifigkeiten	193
6.20 Von Mises-Spannungen für $E18003$ und $E105$ bei unterschiedlichen Sockelmaterialien	194
6.21 Bezogene Spannungen und Horizontalkräfte bei unterschiedlichen Sockelmaterialien	196
6.22 Berücksichtigung der Schweißnaht und Einfluss dieser auf die Verteilung der Radialspannungen im Topfboden	197
6.23 Einfluss der Anordnung einer Knagge auf Spannungen und die horizontale Grenzlast	198
6.24 Einfluss der Materialfestigkeit auf Spannungen und die horizontale Grenzlast	200
6.25 Von Mises-Spannungsverläufe der Elemente $E105$ und $E18003$ bei Variation der Bodendicke und der Ringbreite	203
6.26 Spannungsverläufe im Ring (obere Außenkante) bei Variation von Ringbreite und Bodenhöhe	204
6.27 Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometrikombinationen und Verhältnis zur Höchstlast nach EN 1337-5:2005 ($D_{el} = 660$ mm)	205
6.28 von Mises-Spannungsverläufe der Elemente $E105$ und $E105$ bei Variation des Topfdurchmessers	207
7.1 Für unterschiedliche Wertepaare t_B und b_R berechnete horizontale Grenzlast in Abhängigkeit des Durchmessers	209
7.2 Abhängigkeit der horizontalen Maximalkraft von der Bodenhöhe für unterschiedliche Ringbreiten ($D_{el} = 800$ mm)	211
7.3 Abhängigkeit der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden aus Abbildung 7.2 von der Topfringbreite ($D_{el} = 800$ mm)	212

Abbildungsverzeichnis	245
7.4 Durchmesserabhängigkeit der Polynomkoeffizienten der Steigung k_i^D und des y-Achsenabschnittes a_i^D	214
7.5 Verteilung der Kontaktpressungen entlang des Umfanges bei unterschiedlichen Ansätzen und Spannungskonzentration bei schräggestelltem Deckel	217
A.1 Verschiebungskonvergenz ausgewählter Knoten in Abhängigkeit der Elementanzahl des Topfmodelles	248
A.2 Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Topfboden	248
A.3 Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Symmetrieachse	249
A.4 Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Ringbreite	249
A.5 Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Ringhöhe	250
B.1 Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 480\text{mm}$)	258
B.2 Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 660\text{mm}$)	258
B.3 Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 800\text{mm}$)	259
B.4 Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 1000\text{mm}$)	259
C.1 Abhängigkeit der horizontalen Grenzlast sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 480\text{mm}$)	261
C.2 Abhängigkeit der horizontalen Grenzlast sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 660\text{mm}$)	262
C.3 Abhängigkeit der horizontalen Grenzlast sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 800\text{mm}$)	263
C.4 Abhängigkeit der horizontalen Grenzlast sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 1000\text{mm}$)	264

A Anhang A

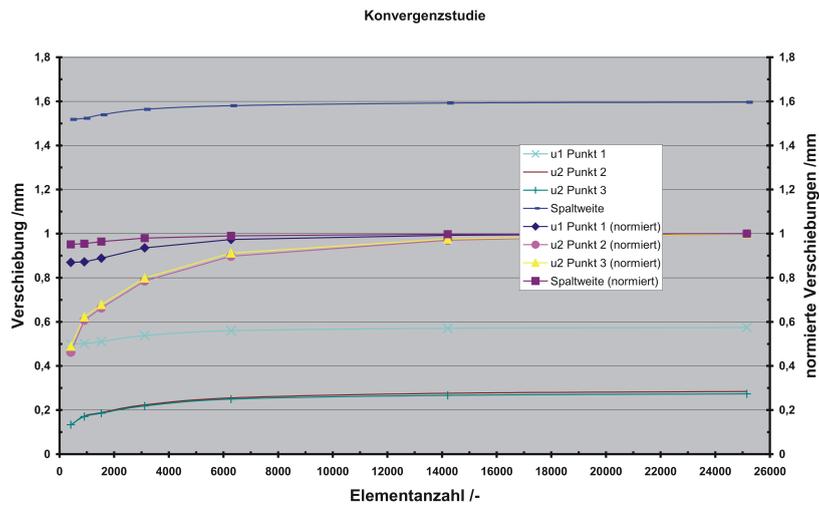


Abbildung A.1: Verschiebungskonvergenz ausgewählter Knoten in Abhängigkeit der Elementanzahl des Topfmodelles

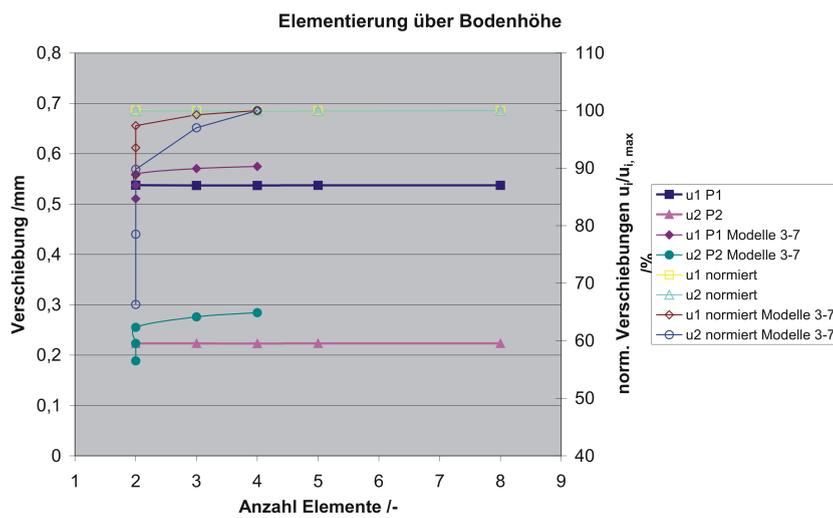


Abbildung A.2: Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Topfboden

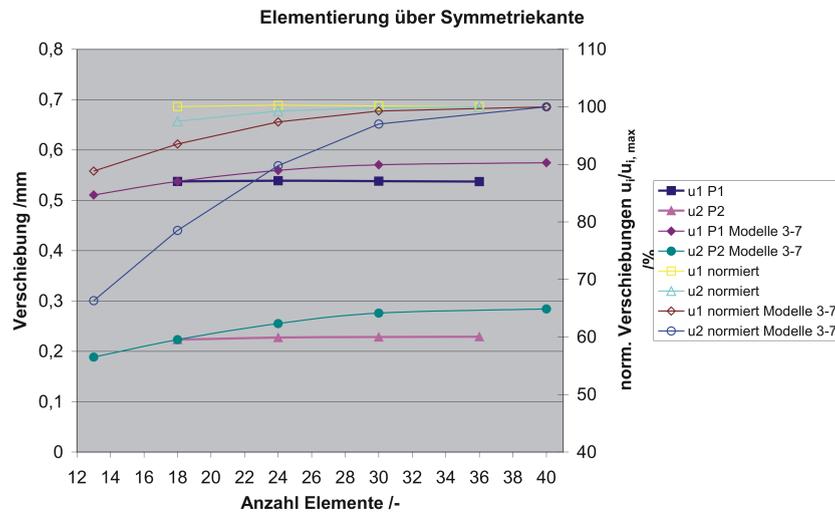


Abbildung A.3: Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Symmetrieachse

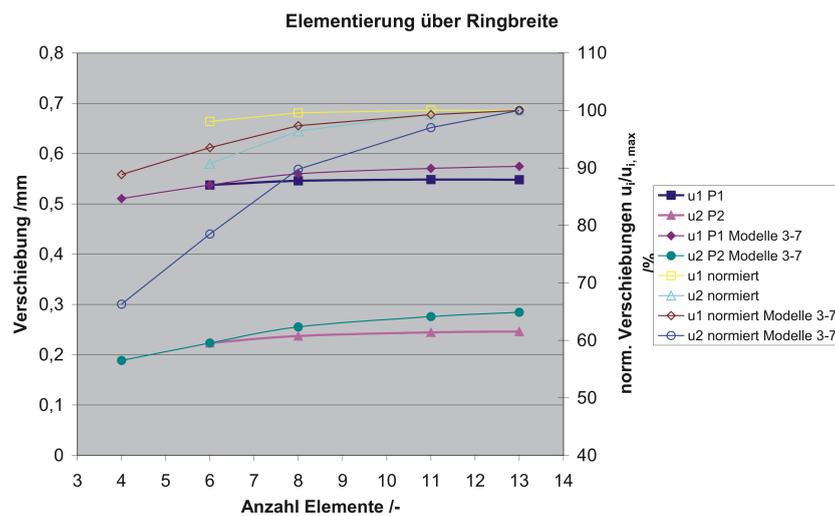


Abbildung A.4: Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Ringbreite

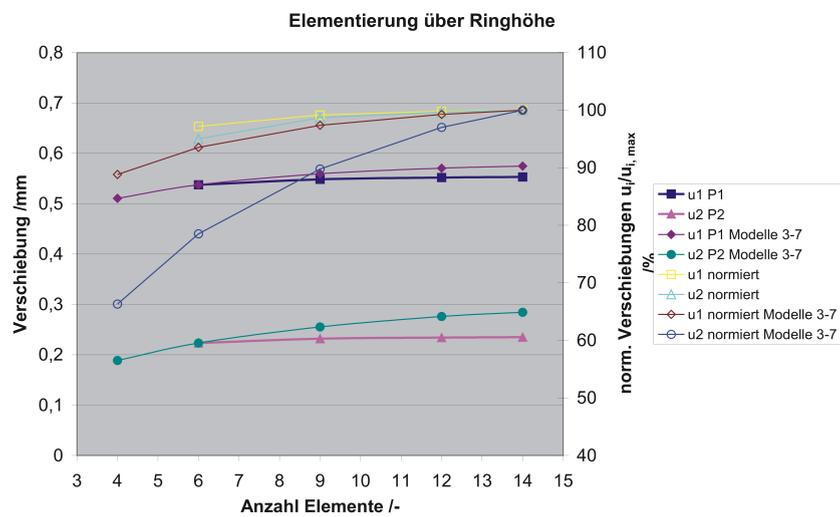


Abbildung A.5: Verschiebungskonvergenz in Abhängigkeit lokaler Diskretisierungen - Variation der Elementanzahl über die Ringhöhe

B Anhang B

Tabelle B.1: Polynomkoeffizient X_0 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 480\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	12	16	20	24
35	3.66E+01	3.41E+01	3.30E+01	3.35E+01
47	2.61E+01	2.45E+01	2.37E+01	2.33E+01
60	2.29E+01	2.18E+01	2.10E+01	2.06E+01
72	2.23E+01	2.20E+01	2.13E+01	2.11E+01

Tabelle B.2: Polynomkoeffizient X_1 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 480\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	12	16	20	24
35	3.21E+02	2.89E+02	2.68E+02	2.49E+02
47	1.88E+02	1.70E+02	1.60E+02	1.51E+02
60	1.18E+02	1.07E+02	1.01E+02	9.78E+01
72	7.56E+01	6.70E+01	6.47E+01	6.18E+01

Tabelle B.3: Polynomkoeffizient X_2 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 480\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	12	16	20	24
35	2.02E+02	1.27E+02	8.38E+01	6.23E+01
47	1.19E+02	8.80E+01	6.57E+01	5.24E+01
60	8.09E+01	6.30E+01	5.05E+01	4.18E+01
72	6.18E+01	5.16E+01	4.30E+01	3.81E+01

Tabelle B.4: Ermittelte horizontale Grenzlast H_{max} in MN für $D_{el} = 480\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	12	16	20	24
35	0.641	0.755	0.859	0.946
47	0.980	1.120	1.248	1.359
60	1.336	1.505	1.648	1.772
72	1.684	1.859	2.010	2.129

Tabelle B.5: Polynomkoeffizient X_0 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 660\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm					
	12	16	20	24	32	36
40	5.05E+01	4.64E+01	4.38E+01	4.32E+01	4.29E+01	4.31E+01
50	3.66E+01	3.35E+01	3.21E+01	3.17E+01	3.13E+01	3.16E+01
60	2.87E+01	2.71E+01	2.65E+01	2.58E+01	2.54E+01	2.55E+01
70	2.62E+01	2.47E+01	2.37E+01	2.32E+01	2.27E+01	2.26E+01
80	2.34E+01	2.27E+01	2.22E+01	2.20E+01	2.13E+01	2.09E+01
90	2.27E+01	2.26E+01	2.20E+01	2.17E+01	2.12E+01	2.11E+01

Tabelle B.6: Polynomkoeffizient X_1 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 660\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm					
	12	16	20	24	32	36
40	3.01E+02	2.60E+02	2.67E+02	2.15E+02	1.92E+02	1.85E+02
50	2.02E+02	1.80E+02	1.62E+02	1.48E+02	1.33E+02	1.27E+02
60	1.47E+02	1.28E+02	1.15E+02	1.08E+02	9.69E+01	9.27E+01
70	1.03E+02	9.09E+01	8.39E+01	7.88E+01	7.17E+01	6.95E+01
80	7.87E+01	6.82E+01	6.26E+01	5.88E+01	5.54E+01	5.45E+01
90	5.88E+01	5.02E+01	4.68E+01	4.45E+01	4.21E+01	4.12E+01

Tabelle B.7: Polynomkoeffizient X_2 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 660\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm					
	12	16	20	24	32	36
40	4.69E+01	3.41E+01	1.84E+01	1.46E+01	5.97E+00	3.93E+00
50	4.52E+01	3.29E+01	2.56E+01	2.00E+01	1.17E+01	9.80E+00
60	3.39E+01	2.84E+01	2.44E+01	1.94E+01	1.30E+01	1.09E+01
70	3.20E+01	2.63E+01	2.12E+01	1.74E+01	1.27E+01	1.11E+01
80	2.62E+01	2.22E+01	1.84E+01	1.57E+01	1.15E+01	1.00E+01
90	2.28E+01	1.96E+01	1.65E+01	1.43E+01	1.10E+01	1.00E+01

Tabelle B.8: Ermittelte horizontale Grenzlast H_{max} in MN für $D_{el} = 660\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm					
	12	16	20	24	32	36
40	0,81	0,95	1,10	1,21	1,41	1,48
50	1,14	1,31	1,47	1,62	1,90	2,01
60	1,50	1,69	1,86	2,04	2,35	2,50
65	-	1,87	-	-	-	-
70	1,84	2,07	2,30	2,48	2,81	2,96
80	2,21	2,46	2,70	2,90	3,27	3,42
90	2,57	2,85	3,09	3,31	3,67	3,82

Tabelle B.9: Polynomkoeffizient X_0 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 800\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	19.4	24.4	29.4	34.4
54	4.12E+01	3.94E+01	3.85E+01	3.84E+01
79	2.66E+01	2.54E+01	2.48E+01	2.43E+01
104	2.30E+01	2.23E+01	2.17E+01	2.11E+01
129	2.27E+01	2.27E+01	2.23E+01	2.22E+01

Tabelle B.10: Polynomkoeffizient X_1 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 800\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	19.4	24.4	29.4	34.4
54	1.50E+02	1.34E+02	1.23E+02	1.14E+02
79	7.17E+01	6.61E+01	6.17E+01	5.89E+01
104	3.79E+01	3.50E+01	3.37E+01	3.29E+01
129	2.09E+01	1.91E+01	1.86E+01	1.80E+01

Tabelle B.11: Polynomkoeffizient X_2 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 800\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	19.4	24.4	29.4	34.4
54	1.51E+01	1.08E+01	7.60E+00	5.76E+00
79	1.31E+01	1.02E+01	8.36E+00	6.73E+00
104	9.73E+00	8.16E+00	6.86E+00	5.83E+00
129	7.73E+00	6.78E+00	5.91E+00	5.36E+00

Tabelle B.12: Ermittelte horizontale Grenzlast H_{max} in MN für $D_{el} = 800\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	19.4	24.4	29.4	34.4
54	1.63	1.86	2.07	2.25
79	2.77	3.07	3.35	3.61
104	3.95	4.31	4.63	4.93
129	5.05	5.42	5.75	6.02

Tabelle B.13: Polynomkoeffizient X_0 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 1000\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	20.5	24.5	28.5	32.5
74	2.30E+02	2.19E+02	2.13E+02	2.09E+02
99	1.63E+02	1.59E+02	1.54E+02	1.52E+02
124	1.37E+02	1.35E+02	1.34E+02	1.30E+02
149	1.30E+02	1.26E+02	1.22E+02	1.19E+02

Tabelle B.14: Polynomkoeffizient X_1 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 1000\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	20.5	24.5	28.5	32.5
74	3.22E+03	2.99E+03	2.76E+03	2.59E+03
99	1.77E+03	1.64E+03	1.55E+03	1.47E+03
124	1.07E+03	9.85E+02	9.26E+02	9.10E+02
149	6.75E+02	6.50E+02	6.43E+02	6.35E+02

Tabelle B.15: Polynomkoeffizient X_2 nach Gleichung 4.4 für $D_{el} = 1000\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	20.5	24.5	28.5	32.5
74	1.48E+03	1.16E+03	1.04E+03	8.45E+02
99	1.31E+03	1.15E+03	9.87E+02	8.58E+02
124	1.02E+03	9.06E+02	8.04E+02	6.90E+02
149	8.08E+02	6.98E+02	6.01E+02	5.29E+02

Tabelle B.16: Ermittelte horizontale Grenzlast H_{max} in MN für $D_{el} = 1000\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	20.5	24.5	28.5	32.5
74	2.66	2.92	3.15	3.40
99	4.04	4.35	4.66	4.95
124	5.45	5.84	6.20	6.56
149	6.84	7.30	7.74	8.13

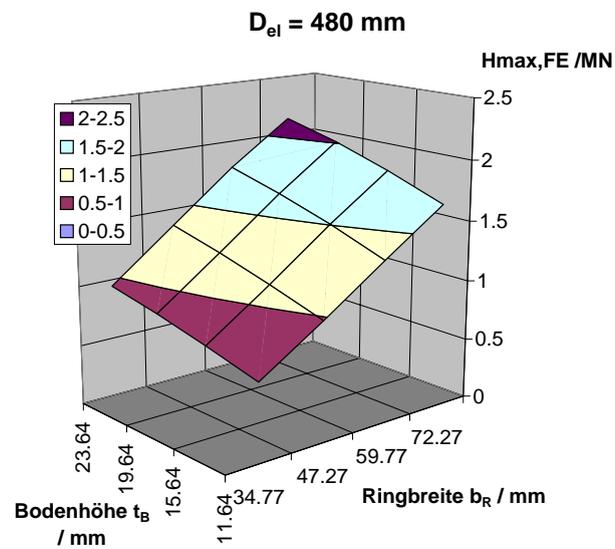


Abbildung B.1: Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 480 \text{ mm}$)

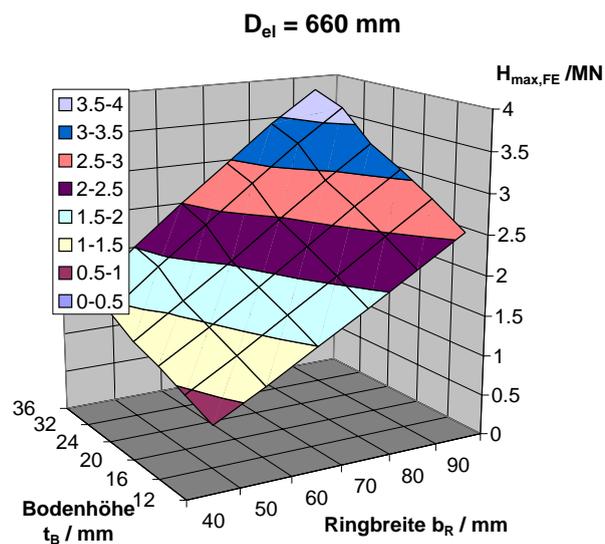


Abbildung B.2: Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 660 \text{ mm}$)

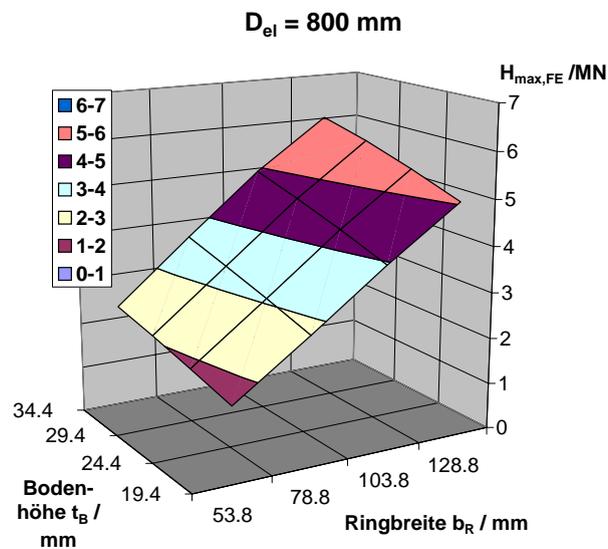


Abbildung B.3: Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 800 \text{ mm}$)

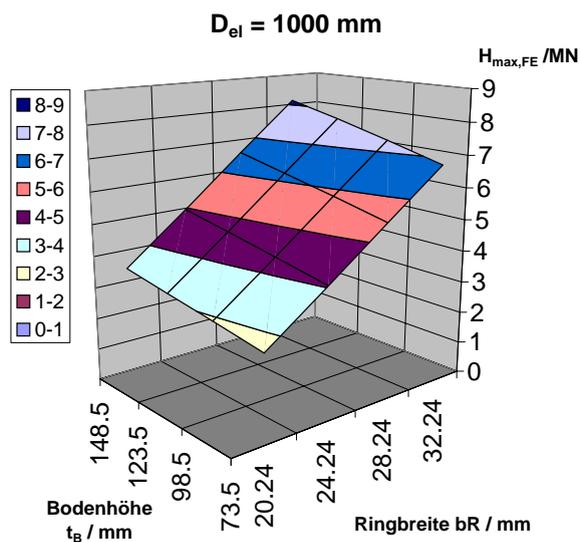


Abbildung B.4: Berechnete horizontale Grenzlast $H_{max,FE}$ für unterschiedliche Geometriekombinationen ($D_{el} = 1000 \text{ mm}$)

C Anhang C

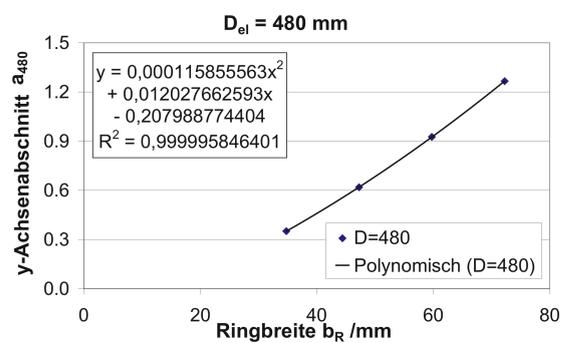
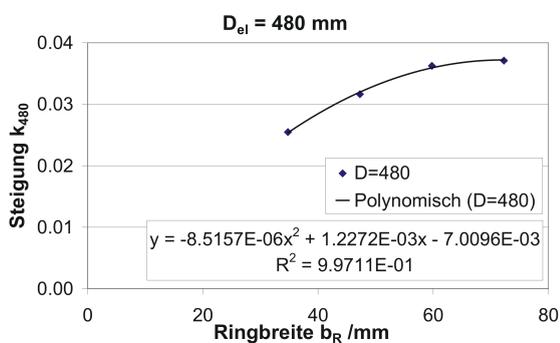
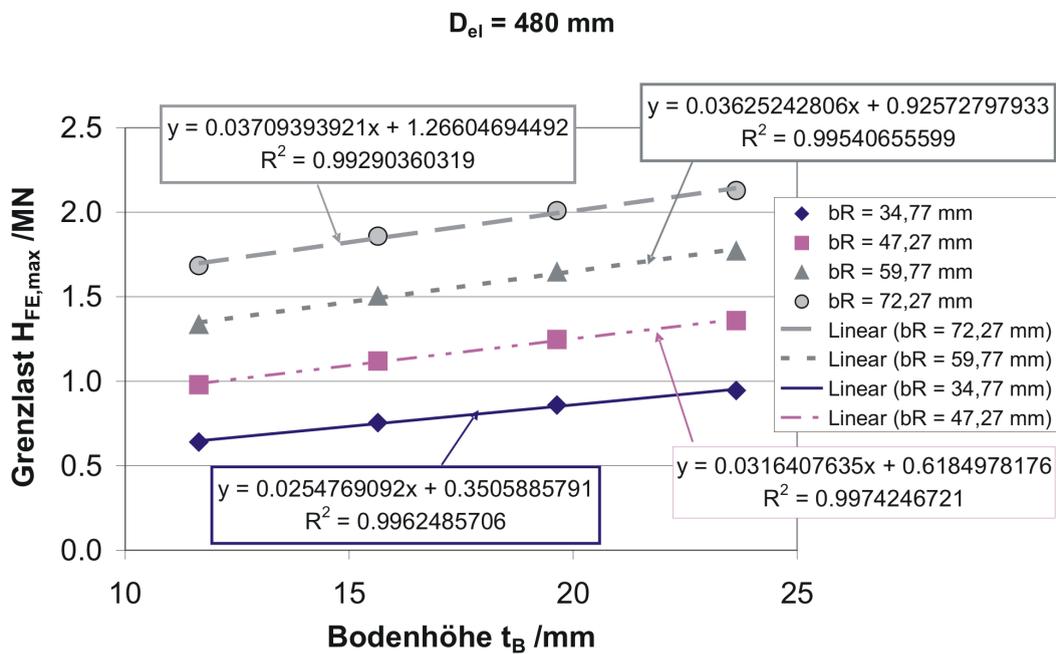
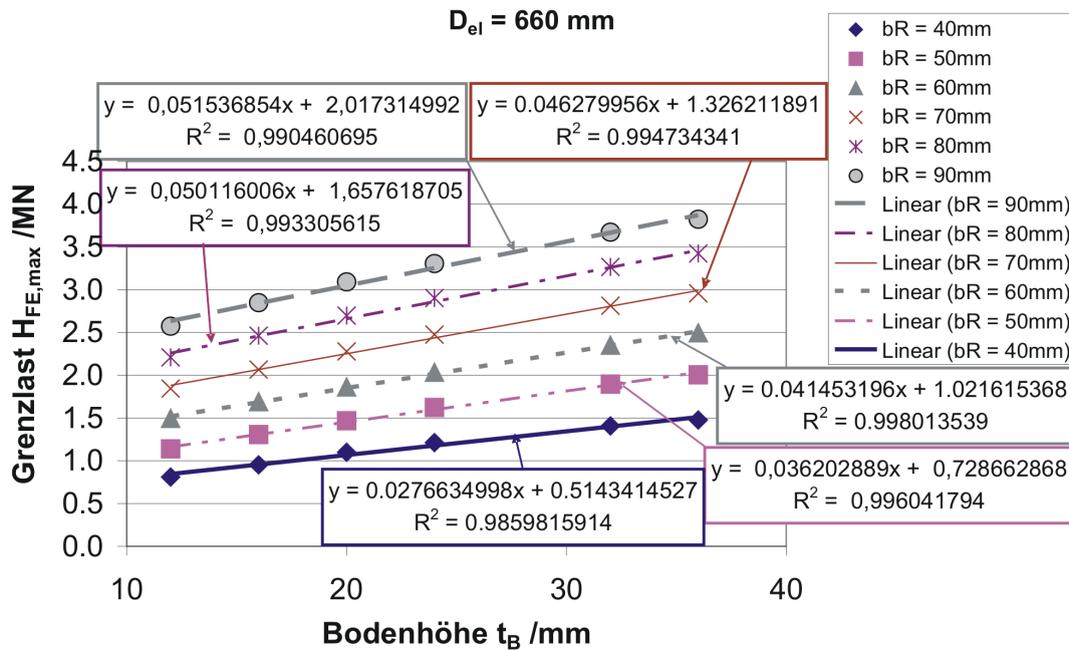
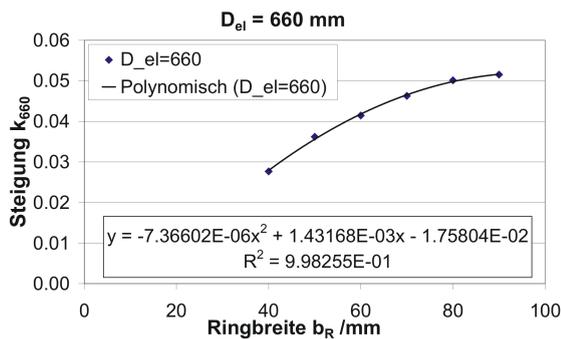


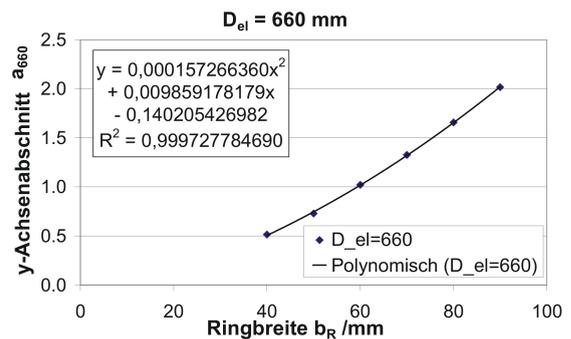
Abbildung C.1: Abhängigkeit der horizontalen Grenzlaster sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 480\text{mm}$)



(a) Grenzlast

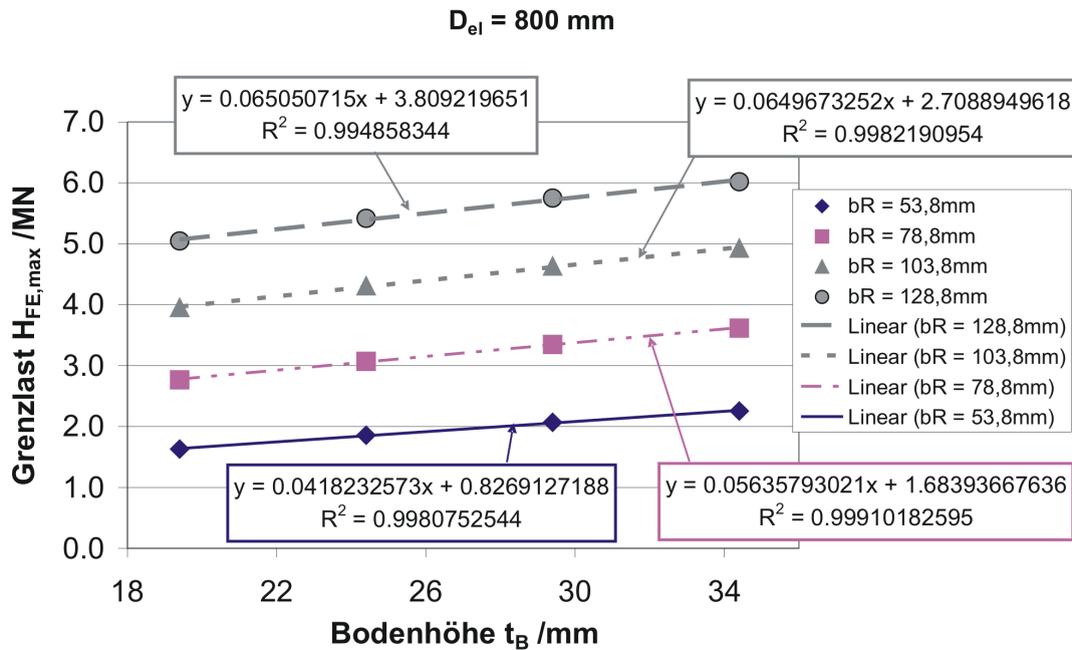


(b) Steigung

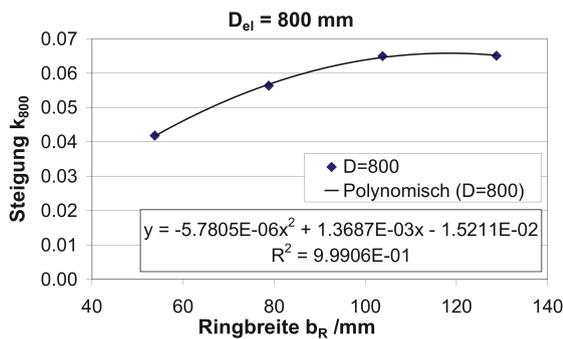


(c) y-Achsenabschnitt

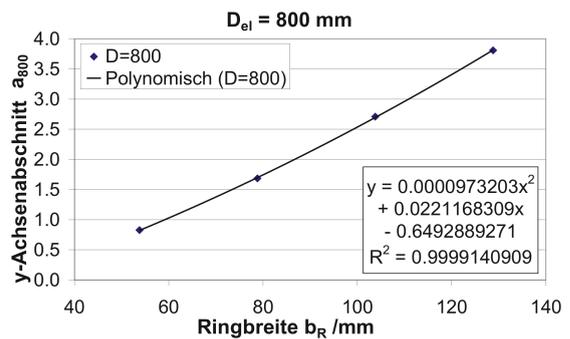
Abbildung C.2: Abhängigkeit der horizontalen Grenzlast sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 660\text{mm}$)



(a) Grenzlast

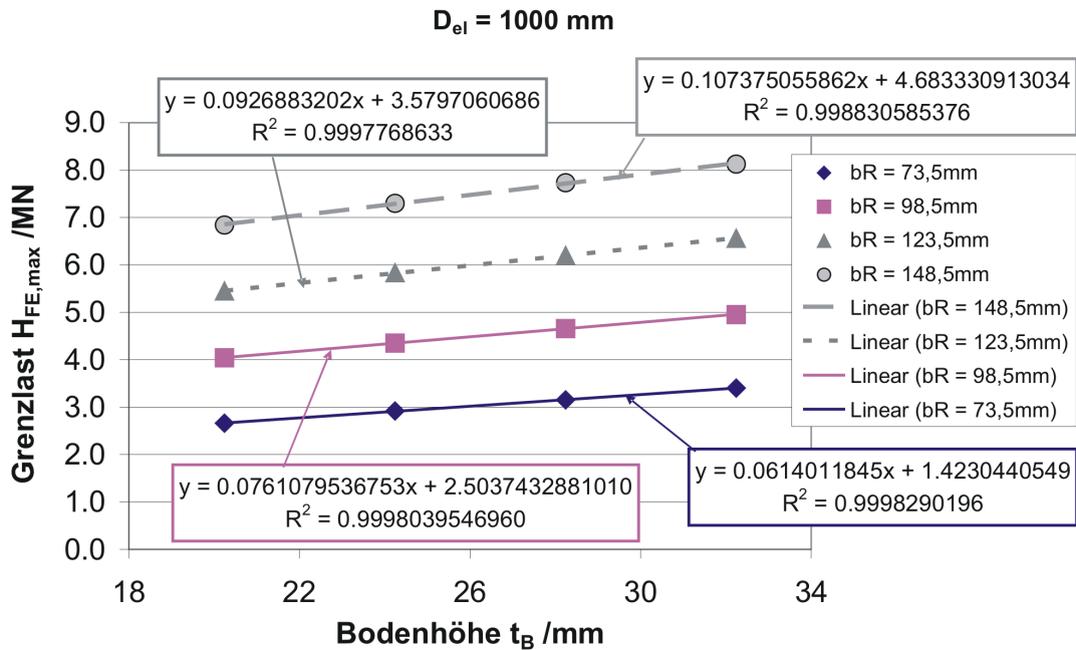


(b) Steigung

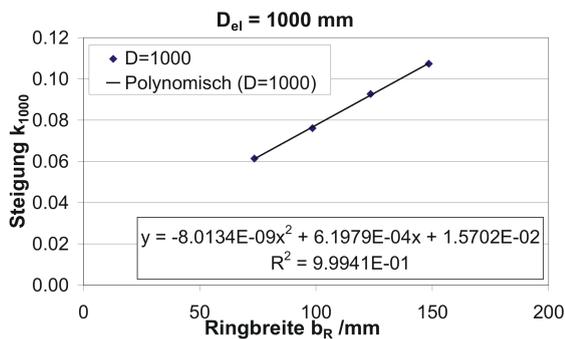


(c) y-Achsenabschnitt

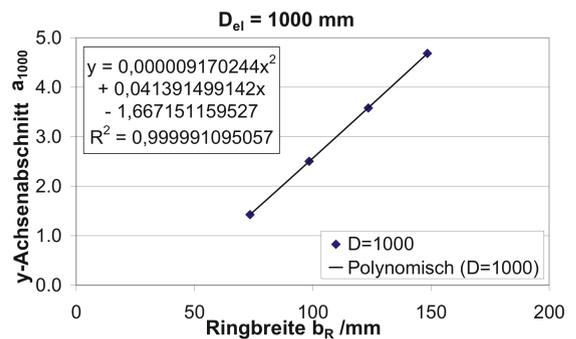
Abbildung C.3: Abhängigkeit der horizontalen Grenzlast sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 800 \text{ mm}$)



(a) Grenzlast



(b) Steigung



(c) y-Achsenabschnitt

Abbildung C.4: Abhängigkeit der horizontalen Grenzlast sowie der Steigungen und y-Achsenabschnitte der Regressionsgeraden von der Bodenhöhe und der Ringbreite ($D_{el} = 1000\text{mm}$)

D Anhang D

Tabelle D.1: Ermittelte Abweichung zwischen FEM-Rechnung und Bemessungsgleichung in % für $D_{el} = 480\text{mm}$

Ringbreite /mm	Bodenhöhe /mm			
	12	16	20	24
35	1.26	-0.60	-0.76	0.92
47	1.10	-0.10	-0.07	1.17
60	0.24	-1.41	-1.24	-0.06
72	0.67	-0.77	-0.82	0.67

Tabelle D.2: Ermittelte Abweichung zwischen FEM-Rechnung und Bemessungsgleichung in % für $D_{el} = 660\text{mm}$

Ringbreite /mm	Bodenhöhe /mm					
	12	16	20	24	32	36
40	3.85	-0.17	-3.63	-3.51	-1.38	1.38
50	1.94	-0.77	-2.24	-3.07	-2.57	-1.05
60	-0.48	-2.55	-3.08	-3.44	-2.91	-2.13
70	-1.01	-3.27	-4.66	-5.19	-4.18	-3.01
80	-1.79	-4.46	-6.02	-6.38	-5.60	-4.58
90	-1.94	-4.94	-6.44	-6.92	-6.15	-5.03

Tabelle D.3: Ermittelte Abweichung zwischen FEM-Rechnung und Bemessungsgleichung in % für $D_{el} = 800\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	19.4	24.4	29.4	34.4
54	-0,27	-1,20	-1,25	-0,14
79	0,78	0,09	0,29	0,78
104	0,18	-0,57	-0,46	0,16
129	1,86	0,98	0,92	1,93

Tabelle D.4: Ermittelte Abweichung zwischen FEM-Rechnung und Bemessungsgleichung in % für $D_{el} = 1000\text{mm}$

Ring- breite /mm	Bodenhöhe /mm			
	20.5	24.5	28.5	32.5
74	0.13	-0.21	0.06	-0.06
99	0.23	0.07	0.06	0.31
124	-0.23	-0.54	-0.47	-0.38
149	-0.20	-0.59	-0.66	-0.19

**Schriftenreihe des
Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie**

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Harald S. Müller und Prof. Dr.-Ing. Lothar Stempniewski

ISSN 0933-0461

- Heft 1** Manfred Curbach: *Festigkeitssteigerung von Beton bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten.* 1987
- Heft 2** Franz-Hermann Schlüter: *Dicke Stahlbetonplatten unter stoßartiger Belastung - Flugzeugabsturz.* 1987
- Heft 3** Marlies Schieferstein: *Der Zugflansch von Stahlbetonplattenbalken unter Längsschub und Querbiegung bei kritischer Druckbeanspruchung von Beton.* 1988
- Heft 4** Thomas Bier: *Karbonatisierung und Realkalisierung von Zementstein und Beton.* 1988
- Heft 5** Wolfgang Brameshuber: *Bruchmechanische Eigenschaften von jungem Beton.* 1988
- Heft 6** Bericht DFG-Forschungsschwerpunkt: *Durability of Non-Metallic Inanorganic Building Materials.* 1988
- Heft 7** Manfred Feyerabend: *Der harte Querstoß auf Stützen aus Stahl und Stahlbeton.* 1988
- Heft 8** Klaus F. Schönlin: *Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit von Beton.* 1989
- Heft 9** Lothar Stempniewski: *Flüssigkeitsgefüllte Stahlbetonbehälter unter Erdbebeneinwirkung.* 1990
- Heft 10** Jörg Weidner: *Vergleich von Stoffgesetzen granularer Schüttgüter zur Silodruckermittlung.* 1990
- Heft 11** Pingli Yi: *Explosionseinwirkungen auf Stahlbetonplatten.* 1991
- Heft 12** Rainer Kunterding: *Beanspruchung der Oberfläche von Stahlbetonsilos durch Schüttgüter.* 1991
- Heft 13** Peter Haardt: *Zementgebundene und kunststoffvergütete Beschichtungen auf Beton.* 1991
- Heft 14** Günter Rombach: *Schüttguteinwirkungen auf Silozellen - Exzentrische Entleerung.* 1991
- Heft 15** Harald Garrecht: *Porenstrukturmodelle für den Feuchtehaushalt von Baustoffen mit und ohne Salzbefrachtung und rechnerische Anwendung auf Mauerwerk.* 1992

- Heft 16** Violandi Vratsanou: *Das nichtlineare Verhalten unbewehrter Mauerwerksscheiben unter Erdbebenbeanspruchung - Hilfsmittel zur Bestimmung der q-Faktoren.* 1992
- Heft 17** Carlos Rebelo: *Stochastische Modellierung menschengenerierter Schwingungen.* 1992
- Heft 18** Seminar 29./30. März 1993: *Erdbebenauslegung von Massivbauten unter Berücksichtigung des Eurocode 8.* 1993
- Heft 19** Hubert Bachmann: *Die Massenträgheit in einem Pseudo-Stoffgesetz für Beton bei schneller Zugbeanspruchung.* 1993
- Heft 20** DBV/AiF-Forschungsbericht: H. Emrich: *Zum Tragverhalten von Stahlbetonbauteilen unter Querkraft- und Längszugbeanspruchung.* 1993
- Heft 21** Robert Stolze: *Zum Tragverhalten von Stahlbetonplatten mit von den Bruchlinien abweichender Bewehrungsrichtung - Bruchlinien-Rotationskapazität.* 1993
- Heft 22** Jie Huang: *Extern vorgespannte Segmentbrücken unter kombinierter Beanspruchung aus Biegung, Querkraft und Torsion.* 1994
- Heft 23** Rolf Wörner: *Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit Spritzbeton.* 1994
- Heft 24** Ioannis Retzepis: *Schiefe Betonplatten im gerissenen Zustand.* 1995
- Heft 25** Frank Dahlhaus: *Stochastische Untersuchungen von Silobeanspruchungen.* 1995
- Heft 26** Cornelius Ruckenbrod: *Statische und dynamische Phänomene bei der Entleerung von Silozellen.* 1995
- Heft 27** Shishan Zheng: *Beton bei variierender Dehngeschwindigkeit, untersucht mit einer neuen modifizierten Split-Hopkinson-Bar-Technik.* 1996
- Heft 28** Yong-zhi Lin: *Tragverhalten von Stahlfaserbeton.* 1996
- Heft 29** DFG: *Korrosion nichtmetallischer anorganischer Werkstoffe im Bauwesen.* 1996
- Heft 30** Jürgen Ockert: *Ein Stoffgesetz für die Schockwellenausbreitung in Beton.* 1997
- Heft 31** Andreas Braun: *Schüttgutbeanspruchungen von Silozellen unter Erdbebeneinwirkung.* 1997
- Heft 32** Martin Günter: *Beanspruchung und Beanspruchbarkeit des Verbundes zwischen Polymerbeschichtungen und Beton.* 1997

- Heft 33** Gerhard Lohrmann: *Faserbeton unter hoher Dehngeschwindigkeit*. 1998
- Heft 34** Klaus Idda: *Verbundverhalten von Betonrippenstäben bei Querkzug*. 1999
- Heft 35** Stephan Kranz: *Lokale Schwind- und Temperaturgradienten in bewehrten, oberflächennahen Zonen von Betonstrukturen*. 1999
- Heft 36** Gunther Herold: *Korrosion zementgebundener Werkstoffe in mineralsauren Wässern*. 1999
- Heft 37** Mostafa Mehrafza: *Entleerungsdrücke in Massefluss-Silos - Einflüsse der Geometrie und Randbedingungen*. 2000
- Heft 38** Tarek Nasr: *Druckentlastung bei Staubexplosionen in Siloanlagen*. 2000
- Heft 39** Jan Akkermann: *Rotationsverhalten von Stahlbeton-Rahmenecken*. 2000
- Heft 40** Viktor Mechtcherine: *Bruchmechanische und fraktologische Untersuchungen zur Rißausbreitung in Beton*. 2001
- Heft 41** Ulrich Häußler-Combe: *Elementfreie Galerkin-Verfahren – Grundlagen und Einsatzmöglichkeiten zur Berechnung von Stahlbetontragwerken*. 2001
- Heft 42** Björn Schmidt-Hurtienne: *Ein dreiaxiales Schädigungsmodell für Beton unter Einfluß des Dehnrateneffekts bei Hochgeschwindigkeitsbelastung*. 2001
- Heft 43** Nazir Abdou: *Ein stochastisches nichtlineares Berechnungsverfahren für Stahlbeton mit finiten Elementen*. 2002
- Heft 44** Andreas Plotzitz: *Ein Verfahren zur numerischen Simulation von Betonstrukturen beim Abbruch durch Sprengen*. 2002
- Heft 45** Timon Rabczuk: *Numerische Untersuchungen zum Fragmentierungsverhalten von Beton mit Hilfe der SPH-Methode*. 2002
- Heft 46** Norbert J. Krutzik: *Zu Anwendungsgrenzen von FE-Modellen bei der Simulation von Erschütterungen in Kernkraftbauwerken bei Stoßbelastungen*. 2002
- Heft 47** Thorsten Timm: *Beschuß von flüssigkeitsgefüllten Stahlbehältern*. 2002
- Heft 48** Slobodan Kasic: *Tragverhalten von Segmentbauteilen mit interner und externer Vorspannung ohne Verbund*. 2002
- Heft 49** Christoph Kessler-Kramer: *Zugtragverhalten von Beton unter Ermüdungsbeanspruchung*. 2002

- Heft 50** Nico Herrmann: *Experimentelle Verifizierung von Prognosen zur Sprengtechnik*. 2002
- Heft 51** Michael Baur: *Elastomerlager und nichtlineare Standorteffekte bei Erdbebeneinwirkung*. 2003
- Heft 52** Seminar 02. Juli 2004: *DIN 1045-1 Aus der Praxis für die Praxis*. 2004
- Heft 53** Abdelkhalek Saber Omar Mohamed: *Behaviour of Retrofitted Masonry Shear Walls Subjected to Cyclic Loading*. 2004
- Heft 54** Werner Hörenbaum: *Verwitterungsmechanismen und Dauerhaftigkeit von Sandsteinsichtmauerwerk*. 2005
- Heft 55** Seminar Februar 2006: *DIN 4149 - Aus der Praxis für die Praxis*. 2006
- Heft 56** Sam Foos: *Unbewehrte Betonfahrbahnplatten unter witterungsbedingten Beanspruchungen*. 2006
- Heft 57** Ramzi Maliha: *Untersuchungen zur Rissbildung in Fahrbahndecken aus Beton*. 2006
- Heft 58** Andreas Fäcke: *Numerische Simulation des Schädigungsverhaltens von Brückenpfeilern aus Stahlbeton unter Erdbebenlasten*. 2006
- Heft 59** Juliane Möller: *Rotationsverhalten von verbundlos vorgespannten Segmenttragwerken*. 2006
- Heft 60** Martin Larcher: *Numerische Simulation des Betonverhaltens unter Stoßwellen mit Hilfe des Elementfreien Galerkin-Verfahrens*. 2007
- Heft 61** Christoph Niklasch: *Numerische Untersuchungen zum Leckageverhalten von gerissenen Stahlbetonwänden*. 2007
- Heft 62** Halim Khbeis: *Experimentelle und numerische Untersuchungen von Topflagern*. 2007

Frühere Berichte des
Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie

Ulrich Häußler: *Geschwindigkeits- und Spannungsfelder beim Entleeren von Silozellen.* 1984

Wilfried Gladen: *Numerische Untersuchungen der Lasten in Silozellen beim exzentrischen Entleeren.* 1985

Bezug der Hefte: Institut für Massivbau und Baustofftechnologie
Universität Karlsruhe (TH)
D - 76128 Karlsruhe
Tel. 0721/608-2263
Fax 0721/608-2265

Druckkostenzuschuss incl. Porto: je Heft 18,-- Euro

Außerdem noch erhältlich:

Festschrift
Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. techn. h.c. Josef Eibl

Aus dem Massivbau und seinem Umfeld

788 Seiten, Preis incl. Versand: 25,-- Euro

Lebenslauf

Halim Khbeis
geb. 09. Juni 1975
in Worms

1981-1985 Grundschule Worms-Herrnsheim
1985-1994 Gauß-Gymnasium Worms

1995 Zivildienst

1995-2001 Studium des Bauingenieurwesens an der Universität Karlsruhe (TH)

2001-2006 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Massivbau und Baustofftechnologie der Universität Karlsruhe (TH) sowie an der amtlichen Materialprüfungsanstalt MPA Karlsruhe

seit 2007 Vorstandsreferent der Bilfinger Berger AG, Mitarbeiter des Zentralbereichs Technik, Abteilung Forschung und Entwicklung