

494 | September 1989

## SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Franz Ulrich Häusler

**Beitrag zur Ermittlung der Kräfte beim  
Eisbrechen unter besonderer  
Berücksichtigung der Anisotropie des  
Eises und seiner  
Versagenseigenschaften unter  
mehrachsigter Beanspruchung**

**TUHH**

*Technische Universität Hamburg-Harburg*

**Beitrag zur Ermittlung der Kräfte beim Eisbrechen unter besonderer Berücksichtigung der Anisotropie des Eises und seiner Versagenseigenschaften unter mehrachsiger Beanspruchung**

Franz Ulrich Häusler, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1989

ISBN: 3-89220-494-2

© Technische Universität Hamburg-Harburg  
Schriftenreihe Schiffbau  
Schwarzenbergstraße 95c  
D-21073 Hamburg

<http://www.tuhh.de/vss>

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Bericht Nr. 494

Beitrag zur Ermittlung der  
Kräfte beim Eisbrechen

unter besonderer Berücksichtigung der Anisotropie  
des Eises und seiner Versagenseigenschaften  
unter mehrachsiger Beanspruchung

von

Franz Ulrich Häusler

September 1989

ISBN 3 - 89220 - 494 - 2

Copyright      Institut für Schiffbau  
                  Universität Hamburg  
                  Lämmersieth 90  
                  D-2000 Hamburg 60

# **Beitrag zur Ermittlung der Kräfte beim Eisbrechen**

**unter besonderer Berücksichtigung der Anisotropie  
des Eises und seiner Versagenseigenschaften  
unter mehrachsiger Beanspruchung**

Vom Promotionsausschuß der  
Technischen Universität Hamburg-Harburg  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur genehmigte Dissertation

**von**

**Dipl.-Ing. Franz Ulrich Häusler**

geboren in Köln-Lindenthal

**1989**

**Gutachter:**

**Professor Dr.-Ing. E. Lehmann  
Professor Dr.-Ing. O. Mahrenholtz  
Professor Dr.-Ing. H. Schimmöller**

**Tag der Promotion:**

**6. Dezember 1988**

## Übersicht

Zur Darstellung der mechanischen Eigenschaften von säulenförmigem Meereis oder meer-eisähnlichem Modelleis in numerischen Analysen von Eisbrechproblemen wird ein planisotropes, elastisch-plastisches Materialmodell mit einem quadratischen, von Temperatur, Gesamtporosität und Dehnungsgeschwindigkeit abhängigen Versagenskriterium beschrieben. Die Form des Versagenskriteriums erlaubt die Wiedergabe der Abhängigkeit der Festigkeit vom hydrostatischen Spannungsanteil. In einer Fallstudie wird am Beispiel von säulenförmigem, harnstoffdotiertem Modelleis überprüft, ob und inwieweit mit diesem Materialmodell brauchbare Ergebnisse erzielt werden können. Die Fallstudie besteht aus drei Abschnitten:

1. Ermittlung der Materialmodellkoeffizienten für harnstoffdotiertes Modelleis mit Hilfe von ein- und mehrachsigen Festigkeitsversuchen;
2. nichtlineare Finite Elemente Analyse zum Verformungs- und Versagensverhalten von zwei geometrisch unterschiedlichen Modelleisdecken auf der Basis des Materialmodells und der vorgenannten Koeffizienten;
3. Belastungsversuche an zwei Modelleisdecken zur Verifikation der Rechenergebnisse.

Aufgrund des Vergleichs von Versuch und Rechnung werden die Stärken und Schwächen des Materialmodells analysiert und Möglichkeiten aufgezeigt, wie es weiter verbessert werden kann.

Als Hilfsmittel zur Bestimmung der Materialmodellkoeffizienten werden Vergleichsfestigkeits- und -moduln beschrieben, aus denen über die Parameter Temperatur, Gesamtporosität und Dehnungsgeschwindigkeit die mechanischen Eigenschaften des betrachteten Eises für die verschiedenen, in schwimmenden, belasteten Eisdecken vorkommenden Bedingungen näherungsweise abgeleitet werden können. Wesentlich ist dabei, daß der Einfluß der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften der tragenden Eismatrix gesondert berücksichtigt wird. Anhand von harnstoff- und natriumchlorid-dotiertem Modelleis wird gezeigt, daß die Vergleichsfestigkeits- und -moduln unabhängig sind von der chemischen Zusammensetzung der Dotierungsbestandteile im Eis, zumindest soweit es sich dabei um Dopants handelt, die vom Eis-Kristallgitter ausgeschieden werden und dadurch Poren bilden. In diesem Zusammenhang werden die Formeln zur Bestimmung der Gesamtporosität nach dem Verfahren von Cox und Weeks (1982) auch für harnstoff- und für natriumchloriddotiertes Eis entwickelt. Es wird weiterhin gezeigt, daß die Vergleichsfestigkeits- und -moduln für natürliches, säulenförmiges Meereis ebenfalls Gültigkeit haben.

Auf der Grundlage der Vergleichsfestigkeits- und -moduln werden die Materialmodellkoeffizienten auch für natriumchloriddotiertes Modelleis bestimmt. Anhand von ein-, zwei- und dreiachsigen Druckfestigkeiten, die an säulenförmigem, natriumchloriddotiertem Modelleis gemessen worden sind, wird gezeigt, daß hier das Materialmodell für praktisch alle bei Eisbrechproblemen interessanten Spannungszustände das Festigkeitsverhalten des realen Eises gut oder zumindest in brauchbarer Genauigkeit wiedergibt.

Die dreiachsige Materialprüfeinrichtung mit bürstenförmigen Lastplatten, die zur Durchführung der ein- und mehrachsigen Druckfestigkeitsversuche entwickelt worden ist, wird beschrieben, ebenso die Zusatzeinrichtung für Zugfestigkeitsversuche. Die wesentlichen Punkte bei der Vorbereitung und Durchführung der Festigkeitsversuche werden skizziert.

## Abstract

(Title: Contribution to the Evaluation of the Forces at Icebreaking with Particular Consideration of the Anisotropy of Ice and its Failure Properties under Multiaxial Stresses)

For the numerical analysis of icebreaking problems, a planar isotropic elastic-plastic material model is described which represents the mechanical properties of columnar-grained sea-ice or sea-ice-like model ice. The failure criterion is considered to be quadratic and dependent on temperature, total porosity and strain rate. Its shape allows for the description of the strength dependent on hydrostatic stress. In a case study on columnar-grained urea-doped model ice it is investigated if and to what degree useful results can be achieved with this material model. The case study is subdivided into three sections:

1. Evaluation of the material model coefficients for urea-doped model ice by means of uniaxial and multiaxial strength testing.
2. Nonlinear finite element analysis on deformation and yield behaviour of two geometrically different model ice covers based on the material model and the above coefficients.
3. Verification of computed results through load testing of two model ice covers.

Strong and weak points of the material model are analyzed based on the comparison between tests and computation. Paths of further improvement are discussed.

As a means of determining the material model coefficients, reference strengths and reference moduli are described. They allow for approximate deduction of the mechanical properties of the ice considered through the parameters temperature, total porosity and strain rate for the various conditions encountered within floating ice covers. It is essential that the effect of temperature on the mechanical properties of the load carrying ice matrix be considered separately. On urea-doped and sodium chloride-doped ice it is demonstrated that the reference strengths and reference moduli are independent of the chemical composition of the dopants entrapped within the ice. This applies at least in as far as the dopants are rejected by the ice lattice thus forming pores. In this context formulae for total porosity evaluation according to Cox and Weeks (1982) are developed for urea-doped as well as for sodium chloride-doped ice. In addition it is shown that the reference strengths apply to natural columnar-grained sea-ice also.

The reference strengths and reference moduli are also employed to evaluate the material model coefficients for sodium chloride-doped model ice. By means of uniaxial, biaxial and triaxial compressive strengths measured on columnar-grained sodium chloride-doped ice it is demonstrated that the material model represents the strength characteristics of real ice for practically all stress states of interest in icebreaking problems with good or at least acceptable accuracy.

The triaxial strength testing device with brush-like loading platens developed for uniaxial and multiaxial compressive strength testing is described as well as the supplementary equipment for tension strength testing. The essential points in preparation and performance of strength testing are illustrated.

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand auf Anregung von Herrn Dr.-Ing. Joachim Schwarz, Leiter der Abteilung Eistechnik der HSVA, der ich seit Ende 1977 angehöre. Durch sein stetes Interesse und Wohlwollen hat er das Gelingen dieser Arbeit maßgeblich gefördert. Für all dies möchte ich ihm an dieser Stelle herzlich danken.

Wichtige Grundlagen dieser Arbeit entstanden im Rahmen zweier vom Bundesminister für Forschung und Technologie geförderter Forschungsvorhaben (*Dreidimensionales Bruchkriterium für Meer-Eis*, Förderkennzeichen MTK 0076-1 und *Verformung und Versagen begrenzter schwimmender Eisdecken*, Förderkennzeichen MTK 0252-1), die von mir an der HSVA bearbeitet wurden. Durch die freundliche Erlaubnis der HSVA wurde mir die Gelegenheit gegeben, die Ergebnisse dieser beiden Forschungsvorhaben für die vorliegende Arbeit zu verwenden. Darüberhinaus wurde mir die Möglichkeit gegeben, bei der Verwirklichung meines Promotionsvorhabens die Einrichtungen der HSVA zu nutzen. Mein Dank gilt hier der Geschäftsleitung der HSVA, namentlich Herrn Dr. Hans Payer, Direktor der HSVA und seinem Vorgänger Herrn Professor Dr.-Ing. Odo Krappinger.

Danken möchte ich aber auch all den Kollegen in der HSVA, die im Rahmen der Abwicklung der beiden o.g. Forschungsvorhaben zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Stellvertretend möchte ich hier zwei Kollegen nennen: Herrn Willy Neper, dessen Sorgfalt als Versuchstechniker bei der Vorbereitung und Durchführung der Experimente einen Grundstein zu meinem Erfolg gelegt hat und Herrn Peter Jochmann, der mir u.a. geholfen hat, die regelungstechnischen Probleme bei der Inbetriebnahme der dreiaxigen Belastungsreinrichtung zu lösen. Genannt sei an dieser Stelle auch Herr Dr. Hermann G. Matthies vom Germanischen Lloyd, der im Rahmen des zweiten Vorhabens Finite Elemente Berechnungen durchgeführt hat und dem ich eine Reihe wertvoller Diskussionen und Hinweise verdanke.

Auch in der Zeit des Abfassens dieser Arbeit habe ich in meinen Kollegen stets Partner gefunden, die mir mit Rat, Kritik oder auch nur durch Zuhören zur Seite gestanden haben. Dies gilt insbesondere für Herrn Jens-Holger Hellmann. Auch hierfür möchte ich mich an dieser Stelle herzlich bedanken.

Mein Dank gilt weiterhin den drei Betreuern dieser Arbeit: Herrn Professor Dr.-Ing. Eike Lehmann und Herrn Professor Dr.-Ing. Oskar Mahrenholtz (beide TU Hamburg-Harburg) und Herrn Professor Dr.-Ing. Heinz Schimmöller (IFS – Universität Hamburg). Mit Interesse und wertvollen Anregungen, aber auch mit Geduld und nicht zuletzt mit der Übernahme der Begutachtung, haben sie das Werden dieser Arbeit begleitet und gefördert.

Abschließend richte ich meinen Dank an meine Frau Judith, die mich in meiner Arbeit geduldig unterstützt hat und an meine beiden Söhne Ole und Erik, die in den vergangenen Jahren oft genug auf ihren Vater haben verzichten müssen. Diesen drei Menschen widme ich diese Arbeit.

Hamburg, im Juni 1989

Franz Ulrich Häusler



# Inhalt

<b>Übersicht</b>	<b>i</b>
<b>Abstract</b>	<b>ii</b>
<b>Vorwort</b>	<b>iii</b>
<b>Inhalt</b>	<b>v</b>
<b>Verzeichnis der Abbildungen</b>	<b>ix</b>
<b>Verzeichnis der Tabellen</b>	<b>xi</b>
<b>Verzeichnis der verwendeten Symbole</b>	<b>xiii</b>
<b>1 Veranlassung und Aufgabe der Untersuchung</b>	<b>1</b>
<b>2 Erscheinungsformen von Eis und seine strukturellen und mechanischen Eigenschaften</b>	<b>3</b>
2.1 Eis als Mineral . . . . .	3
2.2 Isotropes polykristallines Eis . . . . .	5
2.2.1 Struktur . . . . .	5
2.2.2 Verformungsmechanismustafeln . . . . .	5
2.2.3 Duktile Verformungsmechanismen . . . . .	7
2.2.4 Rißbildung . . . . .	8
2.2.5 Einfluß der Korngröße . . . . .	9
2.2.6 Einfluß der Porosität . . . . .	10
2.2.7 Einfluß der Temperatur . . . . .	11
2.3 Anisotropes polykristallines Eis . . . . .	11
2.4 Meereis . . . . .	12
2.4.1 Erscheinungsformen von Meereis . . . . .	12
2.4.2 Einjähriges Meereis . . . . .	13
2.4.3 Einfluß von Temperatur, Salzgehalt und Gasgehalt auf die mecha- nischen Eigenschaften von Meereis . . . . .	14
2.4.4 Inhomogenitäten in schwimmenden Meereisdecken . . . . .	16
2.5 Eis unter mehrachsiger Beanspruchung . . . . .	17
2.5.1 Einfluß der hydrostatischen Spannung . . . . .	17
2.5.2 Einfluß der Anisotropie . . . . .	18
2.5.3 Meereis unter mehrachsiger Beanspruchung . . . . .	19
2.6 Materialmodelle für Eis . . . . .	20

<b>3</b>	<b>Materialmodell zur näherungsweise Beschreibung des mechanischen Verhaltens von schwimmenden Eisdecken aus säulenförmigem dotiertem Eis</b>	<b>25</b>
3.1	Anforderungen . . . . .	25
3.2	Elastisch-plastisches Materialmodell mit quadratischer Versagensfläche im Spannungsraum . . . . .	25
3.3	Abhängigkeit der Festigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit . . . . .	28
3.4	Gesamtporosität als Schädigungsparameter . . . . .	28
3.5	Temperatureinfluß auf die mechanischen Eigenschaften der Eismatrix . . . . .	29
3.6	Vergleichsfestigkeiten und Vergleichselastizitätsmodul . . . . .	30
3.7	Berücksichtigung der Parameter Gesamtporosität Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit im elastisch-plastischen Materialmodell . . . . .	31
3.8	Ermittlung der Koeffizienten der planisotropen Pariseau-Versagensfläche und der Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix und dazu erforderliche Versuche . . . . .	32
3.9	Anwendbarkeitsgrenzen . . . . .	33
<b>4</b>	<b>Lösung versuchstechnischer Probleme bei der Ermittlung der ein- und mehrachsigen Festigkeitseigenschaften von Eis</b>	<b>35</b>
4.1	Besonderheiten und Randbedingungen . . . . .	35
4.2	Dreiaxige Materialprüfeinrichtung mit bürstenförmigen Lastplatten . . . . .	36
4.3	Entwurf der bürstenförmigen Lastplatten . . . . .	42
4.4	Dehnungsmessung . . . . .	43
4.5	Einrichtung für Zugversuche . . . . .	46
4.6	Probenherstellung . . . . .	48
<b>5</b>	<b>Entwicklung eines anisotropen Materialmodells für harnstoffdotiertes Eis</b>	<b>51</b>
5.1	Auswahl von harnstoffdotiertem Eis für Fallstudie . . . . .	51
5.2	Das System Harnstoff-Wasser . . . . .	51
5.3	Ermittlung der Gesamtporosität von harnstoffdotiertem Eis . . . . .	53
5.4	Beschreibung des untersuchten Eises . . . . .	55
5.5	Bestimmung der Versagensflächenkoeffizienten . . . . .	55
5.5.1	Experimentelle Grundlage . . . . .	55
5.5.2	Potenzgesetzexponent . . . . .	56
5.5.3	Aktivierungsenergie für duktilen Versagen und Temperaturkoeffizient für sprödes Versagen . . . . .	57
5.5.4	Vergleichsfestigkeiten . . . . .	60
5.5.5	Versagensflächenkoeffizienten . . . . .	61
5.5.6	Vergleich der von den Versagensflächen beschriebenen Festigkeiten mit Meßergebnissen . . . . .	66
5.6	Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix . . . . .	72
<b>6</b>	<b>Finite Elemente Berechnungen zum Verformungs- und Versagensverhalten von Eisdecken aus harnstoffdotiertem Eis</b>	<b>77</b>
6.1	Implementierung des Materialmodells in ein nichtlineares Finite Elemente Programm . . . . .	77
6.2	Koeffizientensatz für Materialmodell . . . . .	78
6.3	Beschreibung der untersuchten Finite Elemente Modelle . . . . .	80
6.4	Eingangsdaten aus Verifikationsversuchen . . . . .	85

6.5	Ergebnisse der Finite Elemente Analyse . . . . .	86
<b>7</b>	<b>In-situ Belastungsversuche mit Eisdecken aus harnstoffdotiertem Modelleis</b>	<b>95</b>
7.1	Versuchsbedingungen . . . . .	95
7.2	Versuchsaufbau und Versuchsanordnung . . . . .	96
7.3	Ergebnisse aus in-situ Belastungsversuchen . . . . .	97
7.4	Rißbildung . . . . .	99
<b>8</b>	<b>Vergleich von Versuch und Rechnung</b>	<b>103</b>
8.1	Kraft-Verschiebungs-Verlauf . . . . .	103
8.2	Biegelinien . . . . .	105
8.3	Hauptspannungen und Rißbildung . . . . .	105
8.4	Analyse des Vergleichs . . . . .	107
8.5	Bewertung . . . . .	109
<b>9</b>	<b>Ermittlung eines anisotropen Materialmodells für natriumchloriddotiertes Eis</b>	<b>111</b>
9.1	Auswahl von natriumchloriddotiertem Eis zum Nachweis der Unabhängigkeit der Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln vom Dopentyp . . . . .	111
9.2	Das System Natriumchlorid-Wasser . . . . .	111
9.3	Ermittlung der Gesamtporosität von natriumchloriddotiertem Eis . . . . .	112
9.4	Beschreibung des untersuchten natriumchloriddotierten Eises . . . . .	113
9.5	Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln für natriumchloriddotiertes Eis . . . . .	115
9.5.1	Experimentelle Grundlage . . . . .	115
9.5.2	Ermittlung der Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln . . . . .	115
9.6	Vergleich der Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln für natriumchloriddotiertes C2-Eis mit denen für harnstoffdotiertes C2-Eis . . . . .	118
9.7	Materialmodell für natriumchloriddotiertes C2-Eis . . . . .	121
9.7.1	Auswahl . . . . .	121
9.7.2	Koeffizienten des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums . . . . .	121
9.7.3	Nachgiebigkeitsmatrix . . . . .	123
9.8	Vergleich des Materialmodells mit Versuchsergebnissen . . . . .	124
9.9	Ausblick auf die Verwendbarkeit des Materialmodells für natürliches Meer-eis . . . . .	126
<b>10</b>	<b>Schlußfolgerungen</b>	<b>129</b>
	<b>Quellenverzeichnis</b>	<b>133</b>



# Verzeichnis der Abbildungen

2.1	p-T-Phasendiagramm für Eis . . . . .	3
2.2	Struktur von Eis Ih . . . . .	4
2.3	Projektionen des Kristallgitters von Eis Ih, Stapelfolge und Gitterparameter . . . . .	5
2.4	Verformungsmechanismustafel für reines Eis Ih . . . . .	6
2.5	Verformungsmechanismustafel für reines Eisen . . . . .	7
2.6	Festigkeit von Eis Ih in Abhängigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit . . . . .	9
2.7	Typische Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Eis Ih unter einachsiger Druckbelastung . . . . .	10
2.8	Modell der Struktur von Meereis . . . . .	15
2.9	Phasendiagramm für Standard-Meereis . . . . .	15
2.10	Typische Profile von Temperatur, Salzgehalt, normiertem E-Modul und normierter Festigkeit von arktischem Meereis . . . . .	17
3.1	Eisdeckenfestes Koordinatensystem . . . . .	27
4.1	Dreiachsiger Belastungsrahmen für Eis, Gesamtansicht . . . . .	37
4.2	Dreiachsiger Belastungsrahmen für Eis, Seitenansicht . . . . .	38
4.3	Dreiachsiger Belastungsrahmen für Eis, Draufsicht . . . . .	38
4.4	Anordnung der bürstenförmigen Lastplatten für einen dreiachsigen Druckfestigkeitsversuch . . . . .	39
4.5	Radial und axial einstellbare Parallelogrammführung für Widerlager-Lastplatte ( $x$ - und $y$ -Achse) . . . . .	40
4.6	Axial einstellbares Widerlager mit als Pendelstütze angeordneter Kraftmeßdose ( $x$ - und $y$ -Achse) . . . . .	40
4.7	Blockschaltbild des Regelungs- und Meßsignalfusses der dreiachsigen Materialprüfeinrichtung . . . . .	41
4.8	Kopfquerkraft $F_h$ und Fußbiegemoment $M$ für eine einzelne Borste der Lastplattenentwürfe A bzw. B bei $f = 1$ mm Kopfquerverschiebung . . . . .	44
4.9	Induktiver Spitzen-Dehnungsaufnehmer auf würfelförmiger Eisprobe . . . . .	45
4.10	Induktiver Spitzendehnungsaufnehmer mit Parallelogrammführung . . . . .	46
4.11	Anordnung der Elemente zur Lastübertragung bei Zugfestigkeitsversuchen . . . . .	47
4.12	Drehbank mit Vielzahn-Stirn-Walzen-Fräser . . . . .	50
4.13	Aufbau zum Anfrieren der Endkappen an Zugproben . . . . .	50
5.1	Dünnschnitt der regellos orientierten Oberschicht von harnstoffdotiertem Modelleis in polarisiertem Durchlicht . . . . .	52
5.2	Dünnschnitt der säulenförmigen Unterschicht von harnstoffdotiertem Modelleis (C2-Eis) in polarisiertem Durchlicht . . . . .	52
5.3	Phasendiagramm des Systems Harnstoff-Wasser (Ausschnitt) . . . . .	53

5.4	Vorgehensweise zur Bestimmung der Temperaturabhängigkeit der Festigkeiten . . . . .	59
5.5	Bereiche der Verhältniszahl $r$ . . . . .	60
5.6	Pariseau-Koeffizient $b_1$ für harnstoffdotiertes C2-Eis . . . . .	66
5.7	Pariseau-Koeffizient $b_2$ für harnstoffdotiertes C2-Eis . . . . .	67
5.8	Pariseau-Koeffizient $b_4$ für harnstoffdotiertes C2-Eis . . . . .	67
5.9	Pariseau-Koeffizient $b_3$ für harnstoffdotiertes C2-Eis . . . . .	68
5.10	Pariseau-Koeffizient $b_5$ für harnstoffdotiertes C2-Eis . . . . .	68
5.11	Versagensellipsen für $10^{-5} \text{ s}^{-1}$ bei $-10 \text{ }^\circ\text{C}$ und $-5 \text{ }^\circ\text{C}$ für harnstoffdotiertes C2-Modelleis . . . . .	69
5.12	Versagensellipsen für $10^{-4} \text{ s}^{-1}$ bei $-10 \text{ }^\circ\text{C}$ und $-5 \text{ }^\circ\text{C}$ für harnstoffdotiertes C2-Modelleis . . . . .	70
5.13	Versagensellipsen für $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ bei $-10 \text{ }^\circ\text{C}$ und $-5 \text{ }^\circ\text{C}$ für harnstoffdotiertes C2-Modelleis . . . . .	71
6.1	Geometrie der punktförmig belasteten Modelleisdecken . . . . .	81
6.2	Finite Elemente Modelle der Modelleisdecken für Ein- und Zweipunktbelastung, Netzeinteilung . . . . .	82
6.3	Isometrische Darstellung des Finite Elemente Netzes in Umgebung der Lasteinleitung, Einpunktbelastung . . . . .	83
6.4	Anordnung der Verschiebungs- und Kraftmeßpunkte . . . . .	88
6.5	$F_1(w_1)$ , Finite Elemente Berechnung für Einpunktbelastung . . . . .	89
6.6	$F_1(w_1)$ bzw. $F_3(w_3)$ , Finite Elemente Berechnung für Zweipunktbelastung . . . . .	89
6.7	Verschiebungen $w_k(w_1)$ , Einpunktbelastung, $0.5 \text{ mm s}^{-1}$ . . . . .	90
6.8	Verschiebungen $w_k(w_1)$ , Einpunktbelastung, $25 \text{ mm s}^{-1}$ . . . . .	90
6.9	Verschiebungen $w_k(w_1 = w_3)$ , Zweipunktbelastung, $0.5 \text{ mm s}^{-1}$ . . . . .	91
6.10	Verschiebungen $w_k(w_1 = w_3)$ , Zweipunktbelastung, $25 \text{ mm s}^{-1}$ . . . . .	91
6.11	Hauptspannungen an der Eisoberseite, Einpunktbelastung . . . . .	92
6.12	Hauptspannungen an der Eisoberseite, Zweipunktbelastung . . . . .	93
6.13	Hauptspannungen an der Eisunterseite, Zweipunktbelastung . . . . .	94
7.1	Temperaturen im Eis . . . . .	96
7.2	Belastungseinrichtung, Anordnung für Zweipunktbelastung . . . . .	98
7.3	Wegmeßeinrichtung, Anordnung für Einpunktbelastung . . . . .	98
7.4	Vergleich der Eisdickenkorrektur für die Verschiebung mit $h^2$ und mit $h^{1.5}$ . . . . .	100
7.5	Typisches Rißmuster bei Einpunktbelastung. . . . .	100
7.6	Typisches Rißmuster bei Zweipunktbelastung. . . . .	101
8.1	Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Verläufe für Ein- und Zweipunktbelastung . . . . .	104
8.2	Biegelinienverläufe bei Ein- und Zweipunktbelastung . . . . .	106
9.1	Phasendiagramm des Systems Natriumchlorid-Wasser (Ausschnitt) . . . . .	112
9.2	Horizontaler Dünnschnitt von natriumchloriddotiertem C2-Eis . . . . .	114
9.3	Vergleichsfestigkeiten von harnstoffdotiertem und natriumchloriddotiertem C2-Eis . . . . .	119
9.4	Vergleichsfestigkeiten für natürliches, einjähriges C3-Meereis . . . . .	127

# Verzeichnis der Tabellen

2.1	Zusammensetzung von Meerwasser . . . . .	13
4.1	Dimensionierungskenngrößen zweier bürstenförmiger Lastplatten für Eis .	43
5.1	Sättigungskonzentration und -dichte, Funktionen $F_1$ und $F_2$ für wässrige Harnstofflösung . . . . .	54
5.2	Koeffizienten der Näherungspolynome für die Temperaturfunktionen $F_1(\vartheta)$ und $F_2(\vartheta)$ für harnstoffdotiertes Eis . . . . .	55
5.3	Aktivierungsenergie $Q$ , Temperaturkoeffizient $c_T$ und Ausgangswerte . . .	61
5.4	Vergleichsfestigkeiten und Vergleichselastizitätsmoduln von harnstoffdotiertem Modelleis . . . . .	62
5.5	Vergleichsfestigkeiten für harnstoffdotiertes Modelleis . . . . .	63
5.6	Koeffizienten des Pariseau-Versagenskriteriums für harnstoffdotiertes C2-Eis . . . . .	64
5.7	Porositäten von harnstoffdotiertem Eis für verschiedene Temperaturen . .	65
5.8	Elastische Kenndaten von harnstoffdotiertem C2-Modelleis . . . . .	74
6.1	Materialkennwerte für die isotrope Oberschicht von harnstoffdotiertem Modelleis . . . . .	79
6.2	Verhältnis zwischen Vergleichsverzerrungsgeschwindigkeit und Dehnungsgeschwindigkeit in Hauptbelastungsrichtung . . . . .	80
6.3	Kennzahlen der untersuchten Finite Elemente Modelle . . . . .	85
6.4	Randbedingungen aus Verifikationsversuchen . . . . .	86
7.1	Versuchsbedingungen bei Belastungsversuchen . . . . .	99
9.1	Sättigungskonzentration und -dichte, Funktionen $F_1$ und $F_2$ für wässrige Natriumchloridlösung . . . . .	113
9.2	Polynomkoeffizienten für die Temperaturfunktionen $F_1$ und $F_2$ für natriumchloriddotiertes Eis . . . . .	113
9.3	Vergleichsfestigkeiten und Vergleichselastizitätsmoduln von natriumchloriddotiertem Eis . . . . .	117
9.4	Vergleichsfestigkeiten für natriumchloriddotiertes C2-Eis . . . . .	118
9.5	Vergleichsmoduln und Querdehnungszahlen für natriumchloriddotiertes C2-Eis. . . . .	118
9.6	99%-Vertrauensintervalle der Vergleichsfestigkeiten für harnstoff- und natriumchloriddotiertes C2-Eis . . . . .	120
9.7	Porositäten von natriumchloriddotiertem Eis für verschiedene Temperaturen . . . . .	122
9.8	Vergleichsfestigkeiten für natriumchloriddotiertes C2-Eis . . . . .	122

9.9	Koeffizienten des Pariseau-Versagenskriteriums für natriumchloriddotiertes C2-Eis . . . . .	123
9.10	Elemente der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix für natriumchloriddotiertes C2-Eis . . . . .	124
9.11	Vergleich von theoretischen und gemessenen Druckfestigkeiten von natriumchloriddotiertem C2-Eis . . . . .	125

# Verzeichnis der verwendeten Symbole

$a$	Faktor
$a$	Kantenlänge, Seitenlänge (Quadrat, Würfel)
$a(x)$	Funktion
$a_0$	Abstand der Salzlaugentaschen senkrecht zur Basalebene
$a_k, a_1, a_2, \dots$	Koeffizienten für Versagensfunktion, Polynomkoeffizient
$a_T$	Kehrwert der Relaxationszeit
$b$	Exponent in Materialmodell, $b = 1/n$
$b_k, b_1, b_2, \dots$	Koeffizienten für planisotrope Versagensfunktion
$B$	elastischer Bereich im Spannungsraum
$B_{12}$	zweiachsige Druckfestigkeit in Eisdeckenebene
$B_{12}^s, B_{12}^d$	spröde/duktiler zweiachsiger Vergleichsdruckfestigkeit in Eisdeckenebene
$B_{13}$	zweiachsige Druckfestigkeit in Ebene parallel zur Wachstumsrichtung
$B_{13}^s, B_{13}^d$	spröde/duktiler zweiachsiger Druckfestigkeit in Ebene parallel zur Wachstumsrichtung
$c$	Koeffizient in Materialmodell
$c_T$	Temperaturkoeffizient
$c_{TS}$	Temperaturkoeffizient für sprödes Versagen
$c_{TE}$	Temperaturkoeffizient für (Elastizitäts-)Moduln
$C$	Maß für den Anteil fester Salze im Eis bei der Bestimmung des Gasgehalts
$C_1$	einachsige Druckfestigkeit in Eisdeckenebene
$C_1^s, C_1^d$	spröde/duktiler einachsiger Vergleichsdruckfestigkeit in Eisdeckenebene
$C_3$	einachsige Druckfestigkeit parallel zur Wachstumsrichtung
$C_3^s, C_3^d$	spröde/duktiler einachsiger Vergleichsdruckfestigkeit in Ebene parallel zur Wachstumsrichtung
$d$	Korndurchmesser
$d_c$	kritische Korngröße (Übergang Rißbildung–Rißausbreitung)
$d_1$	Einheitskorngröße
$E$	Elastizitätsmodul
$E_0$	Vergleichselastizitätsmodul (reines, porenfreies Eis)
$E_0$	dynamischer Elastizitätsmodul
$E_{11}, E_{22}, E_{33}$	Elastizitätsmoduln in eisdeckenfesten Koordinaten
$E_{011}, E_{022}, E_{033}$	Vergleichselastizitätsmoduln in eisdeckenfesten Koordinaten

$E_{0ik}^N, E_{0ik}^U$	Vergleichselastizitätsmodul für natriumchloriddotiertes/harnstoffdotiertes Eis
$E_{xx}$	Elastizitätsmodul (Anfangstangentenmodul) in Primärachsenrichtung (prüfmaschinenfeste $x$ -Richtung)
$f$	Kopfquerverschiebung einer einzelnen Borste
$f(x)$	Funktion
$f(\sigma_{ij})$	Fließ- oder Versagenskriterium, Versagensfunktion
$F$	Fehlerquadratsumme
$F$	Kraft, Last
$F_{ges(max)}$	(maximale) Gesamtlast (auf Lastplatte)
$F_h$	Kopfquerkraft auf einzelne Borste
$F_k, F_1, \dots$	Last am $k$ -ten Meßpunkt
$F_{KIges}$	Gesamtlast auf bürstenförmige Lastplatte bei Erreichen des Euler-Knickfalles I in den Borsten
$F_{max}$	maximale Last
$F_n$	Längsnormalkraft auf einzelne Borste
$F_1(\vartheta), F_2(\vartheta)$	Funktionen zur Porositätsbestimmung
$F_{ij}$	Koeffiziententensor 2. Stufe in Versagensfunktion
$g_k(y)$	Funktionengruppe
$G$	Gleitmodul, Schubmodul
$G_c$	Bruchzähigkeit
$G_{ijkl}$	Koeffiziententensor 4. Stufe in Versagensfunktion
$G_{12}, G_{23}, \dots$	Gleitmoduln in eisdeckenfesten Koordinaten
$G_{012}, G_{023}, \dots$	Vergleichsgleitmoduln in eisdeckenfesten Koordinaten
$h$	(Eis-)Dicke
$h(x)$	Funktion
$h_k(x)$	Funktionengruppe
$h_I$	Eisdicke
$h_{Ii}$	Eisdicke zum Zeitpunkt des $i$ -ten Versuchs
$h_I^*$	Referenzeisdicke
$H_{ijklmn}$	Koeffiziententensor 6. Stufe in Versagensfunktion
$J_1(a_{ij})$	1. Invariante eines Tensors 2. Stufe $a_{ij}$
$J_2(a_{ij})$	2. Invariante eines Tensors 2. Stufe $a_{ij}$
$J_2'(a_{ij})$	2. Invariante des Deviators eines Tensors 2. Stufe $a_{ij}$
$k$	Maß für Behinderung der Versetzungsbewegung an den Korngrenzen
$k$	Maß für den Anteil fester Salze im Eis bei der Bestimmung des (Salz-)Laugenvolumens
$K$	Kompressionsmodul
$K$	Spannungsintensitätsfaktor
$K_{Ic}$	kritischer Spannungsintensitätsfaktor für Mode I Riß (Rißöffnung)
$l$	Länge
$n$	Anzahl, Stichprobenumfang
$n$	Exponent (Potenzgesetz)
$p$	(hydrostatischer) Druck
$p_M$	Phasenübergangsdruck fest-flüssig (Druckschmelzpunkt)
$P_i$	Materialparameter in Stoffgesetzen
$Q$	molare Aktivierungsenergie für thermisch aktiviertes Kriechen
$r$	Radius

$r$	Verhältniszahl zur Bestimmung von $Q$ und $c_T$
$r_{maz}, r_{mitt}, r_{min}$	maximale/mittlere/minimale Verhältniszahl $r$
$r_s, r_d$	Verhältniszahl für sprödes/duktilen Versagen
$R$	Gaskonstante, $R = 8.314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$
$s$	Exponent in Materialmodell
$s$	Spaltbreite, Zwischenraumbreite
$[S]$	Nachgiebigkeitsmatrix
$S_{11}, \dots, S_{66}$	Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix
$[S_0]$	Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix
$S_{011}, \dots, S_{066}$	Elemente der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix
$S_b$	(Sättigungs-)Konzentration der wässrigen Salz- bzw. Dopentlösung
$S_i$	Strukturparameter in Stoffgesetzen
$S_I$	Salzgehalt/Dopentgehalt im Eis
$S_{13}$	einachsige Druckfestigkeit unter $45^\circ$ zur Wachstumsrichtung
$S_{ijkl}$	Nachgiebigkeitstensor (plastisch, elastisch)
$S_{0ijkl}$	Vergleichsnachgiebigkeitstensor
$t$	Zeit
$T$	absolute Temperatur
$T_M$	absolute Schmelztemperatur
$T_0$	Bezugstemperatur (absolut)
$T_1$	einachsige Zugfestigkeit in Eisdeckenebene
$T_1^s, T_1^d$	spröde/duktilen einachsige Vergleichszugfestigkeit in Eisdeckenebene
$T_3$	einachsige Zugfestigkeit parallel zur Wachstumsrichtung
$T_3^s, T_3^d$	spröde/duktilen einachsige Vergleichszugfestigkeit parallel zur Wachstumsrichtung
$T_1, T_2$	Temperaturen (absolut) zur Bestimmung von $Q$ und $c_T$
$u, v, w$	Verschiebung in maschinenfesten/eistankfesten Koordinaten
$w_{ik}$	Durchsenkung am $k$ -ten Meßpunkt im $i$ -ten Versuch
$w_{ik}^*$	Auf Referenzeisdicke $h_i^*$ korrigierte Durchsenkung am $k$ -ten Meßpunkt im $i$ -ten Versuch
$w_k, w_1, \dots$	Durchsenkung am $k$ -ten Meßpunkt
$\dot{w}$	Durchsenkungsgeschwindigkeit
$\dot{w}_k, \dot{w}_1, \dots$	Durchsenkungsgeschwindigkeit am $k$ -ten Meßpunkt
$x, y, z$	maschinenfeste Koordinaten
$x, y, z$	Koordinaten des Eistanks
$Z_{12}$	fiktive zweiachsige Zugfestigkeit in Eisdeckenebene
$\alpha$	Koeffizient in isotroper Versagensfunktion
$\beta$	Koeffizient in isotroper Versagensfunktion
$\dot{\gamma}$	Vergleichsschubverzerrungsrate
$\gamma_{ij}$	Schubverzerrung
$\varepsilon$	Verzerrung, Dehnung
$\varepsilon_d$	verzögert elastische Dehnung
$\varepsilon_e$	elastische Dehnung
$\varepsilon_v$	viskose Dehnung
$\varepsilon_{ij}$	Verzerrungstensor
$\varepsilon_{ij}^e$	elastischer Verzerrungstensor bzw. Dehnungstensor
$\{\varepsilon^e\}$	Vektor der elastischen Dehnungen
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Hauptnormalverzerrungen parallel zu eisdeckenfesten Koordinaten

$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$	Hauptnormalverzerrungen parallel zu prüfmaschinenfesten Koordinaten
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Hauptnormalverzerrungen parallel zu eisdeckenfesten Koordinaten
$\dot{\varepsilon}$	Verzerrungsgeschwindigkeit, Dehnungsgeschwindigkeit
$\{\dot{\varepsilon}^e\}$	Vektor der elastischen Verzerrungsgeschwindigkeit
$\dot{\varepsilon}_0$	Vergleichsdehnungsgeschwindigkeit
$\dot{\varepsilon}_{ij}$	Verzerrungsgeschwindigkeitstensor
$\dot{\varepsilon}_{ij}^p$	plastischer Verzerrungsgeschwindigkeitstensor
$\dot{\varepsilon}_{max}, \dot{\varepsilon}_{min}$	maximale/minimale Dehnungsgeschwindigkeit
$\dot{\varepsilon}^p$	plastische Verzerrungsgeschwindigkeit
$\dot{\varepsilon}_v$	Vergleichsverzerrungsrate
$\dot{\varepsilon}_1, \dot{\varepsilon}_2, \dot{\varepsilon}_3$	Hauptnormalverzerrungsgeschwindigkeiten parallel zu eisdeckenfesten Koordinaten
$\dot{\varepsilon}_x, \dot{\varepsilon}_y, \dot{\varepsilon}_z$	Hauptnormalverzerrungsgeschwindigkeiten parallel zu prüfmaschinenfesten Koordinaten
$\dot{\varepsilon}_{xx}, \dot{\varepsilon}_{yy}, \dots$	Elemente des Verzerrungsgeschwindigkeitstensors in prüfmaschinenfesten Koordinaten
$\dot{\varepsilon}_1, \dot{\varepsilon}_2, \dot{\varepsilon}_3$	Hauptnormalverzerrungsgeschwindigkeiten parallel zu eisdeckenfesten Koordinaten
$\vartheta$	Temperatur in Grad Celsius
$\vartheta_I$	Eistemperatur in Grad Celsius
$\vartheta_W$	Wassertemperatur in Grad Celsius
$\vartheta_O$	Temperatur an Eisoberfläche
$\vartheta_1, \vartheta_2$	Temperaturen zur Bestimmung von $Q$ und $c_T$
$\lambda$	Proportionalitätsfaktor in Normalitätsregel
$\mu$	Gleitmodul, Schubmodul
$\nu$	Querdehnungszahl, Poisson-Zahl
$\nu$	Porosität
$\nu_a$	Gasgehalt
$\nu_b$	(Salz-)Laugenvolumen (spezifisch)
$\nu_t$	Gesamtporosität
$\nu_{t1}, \nu_{t2}$	Gesamtporosität bei Temperatur $T_1$ bzw. $T_2$
$\nu_{ij}, \nu_{12}, \dots$	Querdehnungszahlen
$\nu_{ij}^N, \nu_{ij}^U$	Querdehnungszahlen für natriumchloriddotiertes/harnstoffdotiertes Eis
$\nu_{xy}, \nu_{yz}, \dots$	Querdehnungszahlen in prüfmaschinenfesten Koordinaten
$\varrho$	Dichte
$\varrho_b$	(Sättigungs-)Dichte der wässrigen Salz- bzw. Dopentlösung
$\varrho_I$	Dichte von Eis
$\varrho_{ss}$	Dichte der im Eis enthaltenen festen Salze
$\varrho_W$	Dichte von Wasser
$\sigma$	Spannung, Festigkeit
$\sigma^d$	Festigkeit bei duktilem Versagen
$\sigma^s$	Festigkeit bei sprödem Versagen
$\sigma_0$	Vergleichsfestigkeit
$\sigma_0^d$	Vergleichsfestigkeit für duktiles Versagen
$\sigma_0^s$	Vergleichsfestigkeit für sprödes Versagen
$\sigma_1$	Einheitsspannung

$\sigma_f$	Biegefestigkeit
$\sigma_{ij}$	Spannungstensor
$\sigma_{ij}^y$	Versagensspannungstensor
$\sigma_{ij}^l$	Spannungstensoren einer Gruppe von $l$ Festigkeiten
$\sigma_{kk}$	Spur des Spannungstensors
$\sigma_{KI}$	Knickspannung, Euler-Fall I
$\{\sigma\}$	Vektor der Spannungen
$\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$	Hauptnormalspannungen, allgemein
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptnormalspannungen in eisdeckenfesten Koordinaten
$\sigma_1, \sigma_2$	Festigkeit bei Temperatur $T_1$ bzw. $T_2$
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	Hauptnormalspannungen in prüfmaschinenfesten Koordinaten
$\sigma_x^y$	Versagensspannung in Primärachsenrichtung (prüfmaschinenfeste $x$ -Richtung)
$\sigma_{max}^y, \sigma_{mitt}^y, \sigma_{min}^y$	maximale/mittlere/minimale Versagensspannung
$\sigma_i$	Reibungsspannung im Korn, bei der Versetzungsbewegung einsetzt
$\sigma_s$	Vergleichsschubspannung
$\sigma_T$	Zugspannung
$\sigma_T^N$	Zugspannung, bei der durch Versetzungsstau an den Korngrenzen Risse gebildet werden
$\{\dot{\sigma}\}$	Vektor der Spannungsrate
$\dot{\sigma}_{ij}$	Spannungsratentensor
$\dot{\sigma}_{xx}$	Spannungsrate in Richtung der Primärachse (prüfmaschinenfeste $x$ -Richtung)
$\tau_{ij}$	Spannungstensor
$\varphi_{x1}, \varphi_{x2}, \dots$	Winkel zwischen prüfmaschinenfesten $(x, y, z)$ und eisdeckenfesten $(1, 2, 3)$ Koordinatenachsen (Probenorientierung in Prüfmaschine)



# Kapitel 1

## Veranlassung und Aufgabe der Untersuchung

Vor dem Hintergrund der Begrenztheit der Rohstoffe, insbesondere von Erdöl und Erdgas, sind in den letzten Jahren erhebliche Anstrengungen unternommen worden, auch Quellen in Offshore-Regionen zu erschließen, die zeitweilig oder ganzjährig eisbedeckt sind. Hier sind vor allem die Gebiete entlang des Randes des arktischen Polarmeeres (z.B. Beaufort See) zu nennen. Aber auch die Ostsee, das chinesische Bo Hai und die Gewässer um Sakhalin zählen dazu. Sollen Meeresbauwerke in eisbedeckten Gewässern eingesetzt werden, müssen sie den auftretenden Eislasten widerstehen können.

Für die Schifffahrt stellt Eis vor allem eine Behinderung dar, aber auch eine Gefährdung. Hier sei z.B. an den Untergang der GOTLAND II erinnert (Dobert, 1983). Für die Anrainer der von Eis betroffenen Seegebiete ist es von großer wirtschaftlicher Bedeutung, die Schifffahrt möglichst ganzjährig aufrecht zu erhalten. So erklärt sich der Einsatz der Eisbrecherflotten in der Ostsee, der Nord-Ost-Passage oder in den Großen Seen. Auch die Zahl der eisgängigen Handelsschiffe nimmt ständig zu.

Für den mit eisbrechenden Schiffen und Meeresbauwerken befaßten Ingenieur stellt sich das Problem, die auftretenden Eiskräfte vorherzusagen zu müssen. Bei Meeresbauwerken allgemein ist die größte zu erwartende Last eins der entscheidenden Dimensionierungskriterien. Bei eisbrechenden Meeresbauwerken ist diese Dimensionierungslast in aller Regel die Eislast. Das gilt nicht nur für polare Einsatzgebiete, sondern z.B. auch für die nur gelegentlich eisbedeckte westliche Ostsee (vgl. Hollomon und Klatt, 1984; Frederick, 1984). Bei eisgängigen Schiffen bestimmen die beim Eisbrechen auftretenden Kräfte sowohl die zu installierende Antriebsleistung, als auch wesentlich die erforderliche Festigkeit der Schiffsverbände.

Die erforderlichen Prognosen werden auch heute noch in erheblichem Umfang auf der Basis von empirischen Formeln, einfachen Näherungsansätzen (vgl. z.B. Croasdale, 1980; API, 1982; Germanischer Lloyd, 1986) und Modellversuchen erstellt. Letztere kranken trotz gewisser Erfolge unverändert an dem Problem, daß es noch kein Modelleis gibt, das den Ähnlichkeitsgesetzen zufriedenstellend genügt.

Grundsätzlich könnten die Prognosen auch mit Hilfe numerischer Verfahren auf theoretischem Wege gewonnen werden. Derartige Verfahren, wie z.B. die Methode der finiten Elemente, sind in anderen technischen Anwendungsgebieten zu einem hohen Standard entwickelt worden und werden ständig weiter verbessert. Auch bei eistechnischen Problemen geht der Trend dahin, numerische Verfahren anzuwenden, wie die steigende Zahl der einschlägigen Veröffentlichungen zeigt. Einer routinemäßigen Anwendung numerischer Prognoseverfahren steht aber bisher entgegen, daß die Materialeigenschaften des Eises

noch nicht im erforderlichen Maße bekannt sind.

Die vorliegende Arbeit soll dazu beitragen, hier den Kenntnisstand zu erweitern. Behandelt werden die Festigkeitseigenschaften von planisotropem, säulenförmigem Eis unter ein- und mehrachsiger Beanspruchung. Temperatur, Porosität und Dehnungsgeschwindigkeit werden als Parameter berücksichtigt. Das hier untersuchte Eis wurde aus Gründen der Reproduzierbarkeit unter naturähnlichen Bedingungen im Labor gefroren und war mit Natriumchlorid bzw. mit Harnstoff dotiert. Seine Struktur ähnelt der natürlichen, einjährigen Meereises. Die hier gewonnenen Erkenntnisse tragen daher auch zum besseren Verständnis der Vorgänge beim Versagen natürlicher Meereisdecken bei.

## Kapitel 2

# Erscheinungsformen von Eis und seine strukturellen und mechanischen Eigenschaften

### 2.1 Eis als Mineral

Wasser ( $\text{H}_2\text{O}$ ) kristallisiert bei Atmosphärendruck und unter natürlich vorkommenden Temperaturen in der mit Ih bezeichneten hexagonalen Struktur. Die übrigen Erscheinungsformen von Eis treten nur bei sehr hohen Drücken und/oder sehr tiefen Temperaturen auf (Glen, 1974) (vgl. Abb. 2.1).

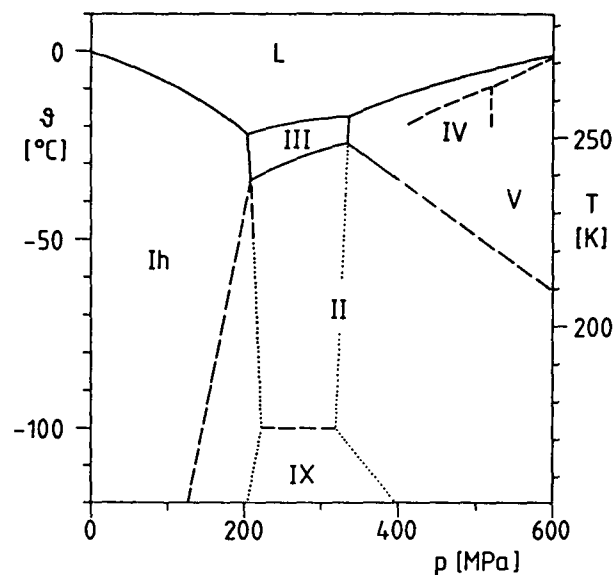


Abbildung 2.1: p-T-Phasendiagramm für Eis (Auschnitt nach: Whalley et al., 1968 in: Glen, 1974)

Bei Eis ist jedes  $\text{H}_2\text{O}$ -Molekül umgeben von vier Nachbarmolekülen. Die Moleküle sind derart angeordnet, daß die O-Atome der vier Nachbarmoleküle die Ecken eines nahezu idealen Tetraeders bilden (Abb. 2.2).

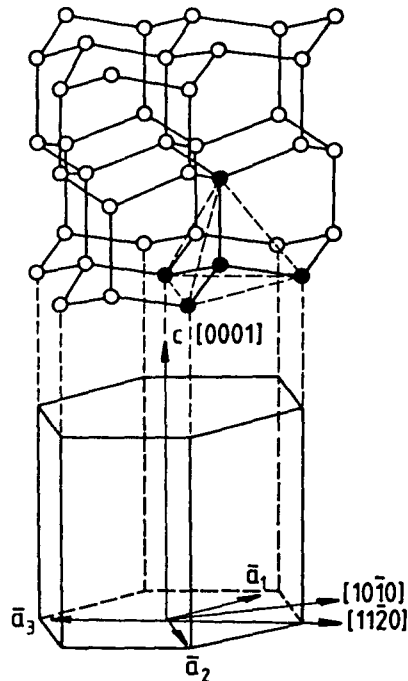


Abbildung 2.2: Struktur von Eis Ih (nach: Weeks und Assur, 1967)

Die Lage der Protonen (H-Atome) im Gitter wird nach Michel (1978) am besten durch das statistische Modell von Pauling (1935) beschrieben, das auf den folgenden Regeln beruht:

1. an jedem O-Atom befinden sich im Abstand von 0.095 nm zwei Protonen ( $\text{H}_2\text{O}$ -Molekül);
2. die  $\text{H}_2\text{O}$ -Moleküle sind so orientiert, daß die Protonen zu zwei der benachbarten O-Atome weisen;
3. zwischen je zwei O-Atomen befindet sich immer nur ein Proton;
4. unter allen möglichen Protonen-Anordnungen findet sich keine, die bevorzugt auftritt.

Die erste und die dritte dieser Regeln werden gemeinsam auch als Bernal-Fowler Regeln bezeichnet (u.a. Glen, 1974).

Aufbauend auf der tetrahedralen Anordnung bilden die Moleküle von Eis Ih das in den Abb. 2.2 und 2.3 gezeigte hexagonale Gitter (vgl. Glen, 1974; Michel, 1978). Es ist gekennzeichnet durch die Stapelfolge ABBAABBA... (Zum Vergleich: die Stapelfolge für Magnesium (hexagonal dichteste Kugelpackung) ist ABABAB... und die für Nickel oder  $\gamma$ -Eisen (kubisch flächenzentriert) ist ABCABC...). Die Raumgruppenbezeichnung nach Hermann-Mauguin für das Kristallgitter von Eis Ih lautet  $P6_3/mmc$  (Glen, 1974; Michel, 1978).

Das Gitter von Eis Ih ist sehr locker gepackt. Hieraus folgt die geringe Dichte von Eis Ih,  $\rho_I = 0.9167 \text{ Mg m}^{-3}$  bei  $\vartheta_I = 0^\circ \text{C}$  (Michel, 1978), die bewirkt, daß Eis auf Wasser,  $\rho_W = 0.9998 \text{ Mg m}^{-3}$  bei  $\vartheta_W = 0^\circ \text{C}$  (Hütte I, 1955), schwimmt.

Die parallelen Ebenen, nahe denen die O-Atome im Gitter konzentriert sind, werden als Basalebene bezeichnet. Die Senkrechte auf den Basalebene ist die c-Achse, die

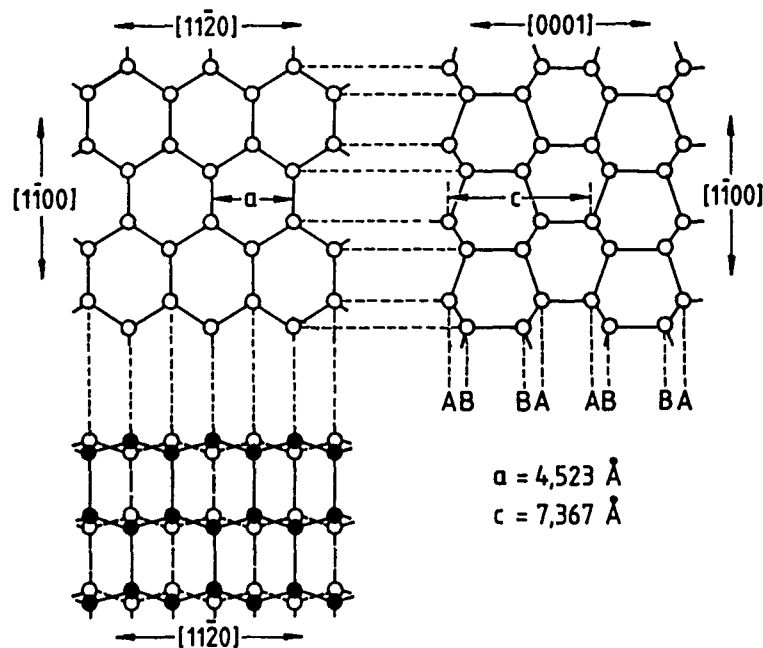


Abbildung 2.3: Projektionen des Kristallgitters von Eis Ih, Stapelfolge und Gitterparameter (nach: Weeks und Assur, 1967)

Hauptsymmetrieachse des Gitters. Die  $a$ -Achsen in der Basalebene (vgl. Abb. 2.2) sind einander gleichwertig.

Die physikalischen Eigenschaften eines Monokristalls aus Eis Ih sind aufgrund der dargestellten Kristallstruktur anisotrop. Die Hauptanisotropieachse ist dabei die  $c$ -Achse. Im Hinblick auf die vorliegende Untersuchung von besonderer Bedeutung ist dabei die Anisotropie der mechanischen Eigenschaften. So beträgt bei  $0 \text{ }^\circ\text{C}$  der Elastizitätsmodul parallel zur  $c$ -Achse  $11.79 \text{ GPa}$  und in der Basalebene (Planisotropie) nur  $9.62 \text{ GPa}$  (Dantl, 1968 in: Hutter, 1983). Bruch- und Gleitprozesse finden bevorzugt in Ebenen parallel zur Basalebene statt, da hier die Anzahl der aufzubrechenden Bindungen wesentlich geringer ist als bei entsprechenden Vorgängen in anderen möglichen Ebenen im Kristallgitter (Glen, 1974; Frost und Ashby, 1982).

Auch die Wachstumseigenschaften sind anisotrop. Am schnellsten wächst Eis Ih parallel zu den kristallographischen  $a$ -Achsen, d.h. senkrecht zur  $c$ -Achse (Glen, 1974).

## 2.2 Isotropes polykristallines Eis

### 2.2.1 Struktur

In polykristallinem, reinem Eis, in dem die  $c$ -Achsen der einzelnen Kristallkörner regellos orientiert sind, sind die Anisotropieeigenschaften des Monokristalls verschmiert. Derartiges Eis verhält sich makroskopisch isotrop. Es findet sich in der Natur z.B. in Gletschern und ist labormäßig recht leicht reproduzierbar herzustellen. Es ist in der Vergangenheit bevorzugt untersucht worden.

### 2.2.2 Verformungsmechanismustafeln

Frost und Ashby (1982) haben unter Ausklammerung von Bruchmechanismen und instabilen Vorgängen (z.B. Übergangskriechen) das Verformungsverhalten einer Vielzahl

von Werkstoffen analysiert, unter anderem auch das von Eis. Das Ergebnis ihrer Arbeit sind Verformungsmechanismus-Tafeln (*deformation mechanism maps*) für jeden der untersuchten Werkstoffe und eine Einteilung dieser Werkstoffe in sogenannte isomechanische Gruppen. So bilden z.B. die kubisch flächenzentrierten Metalle Al, Cu, Ag, Au, Pt, Ni und  $\gamma$ -Fe oder die Metallkarbide TiC, ZrC, UC, TaC, VC und NbC jeweils eine isomechanische Gruppe, die durch ähnliches Verformungsverhalten gekennzeichnet ist. Eis bildet eine eigene isomechanische Gruppe. Die Verformungsmechanismus-Tafeln sind Diagramme, in denen die homologe Temperatur  $T/T_M$  ( $T_M$  = absolute Schmelztemperatur) die Abszisse und die mit dem Gleitmodul  $G$  bzw.  $\mu$  normierte Schubspannung  $\sigma_s/G$  die Ordinate bildet. Als Schubspannung  $\sigma_s$  wird dabei die Vergleichsspannung  $\sigma_s = \sqrt{J_2'(\sigma_{ij})}$  verwendet ( $J_2'(\sigma_{ij}) = 2$ . Invariante des Spannungsdeviators). In die Diagramme eingetragen sind Kurven gleicher Vergleichs-Schubverzerrungsrate  $\dot{\gamma} = 2\sqrt{J_2'(\dot{\epsilon}_{ij})}$  ( $J_2'(\dot{\epsilon}_{ij}) = 2$ . Invariante des Verzerrungsgeschwindigkeitsdeviators), wie sie sich aus der Überlagerung der in einen Verformungsvorgang involvierten Mechanismen (z.B. Tieftemperaturplastizität durch Versetzungsgleiten, Potenzgesetz-Kriechen oder Diffusion) ergeben. (Zum Vergleich: die entsprechende Normalspannung  $\sigma_x$  und Längsdehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_x$  aus einem einachsigen Belastungsversuch betragen im vollplastischen, isotropen Fall  $\sigma_x = \sigma_s\sqrt{3}$  und  $\dot{\epsilon}_x = \dot{\gamma}/\sqrt{3}$ ). Weiterhin eingetragen sind Gebiete, für die einer der Verformungsmechanismen dominiert.

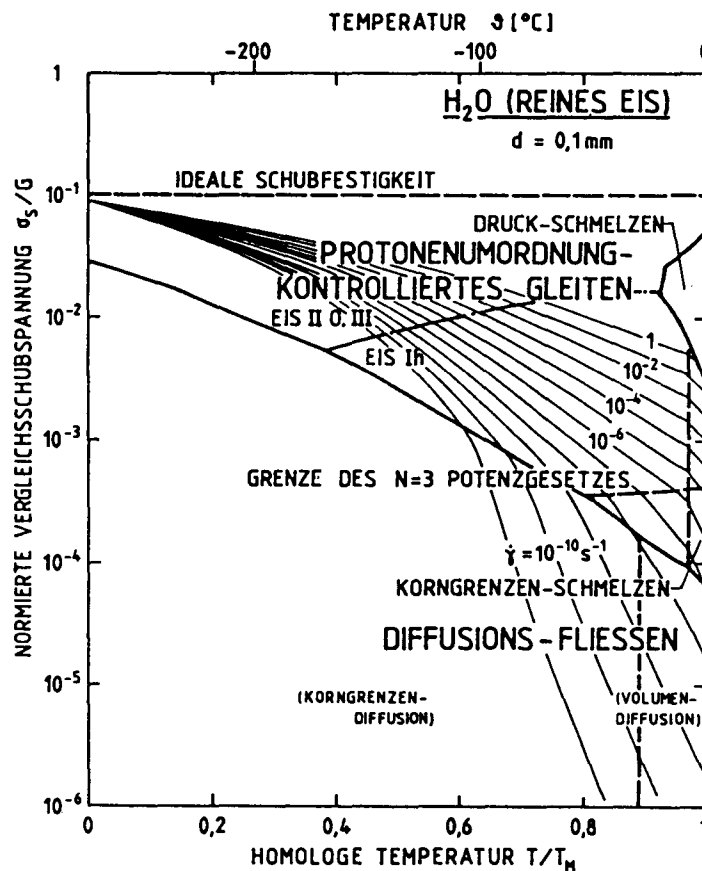


Abbildung 2.4: Verformungsmechanismustafel für reines Eis Ih (aus: Goodman et al., 1981; Frost und Ashby, 1982)

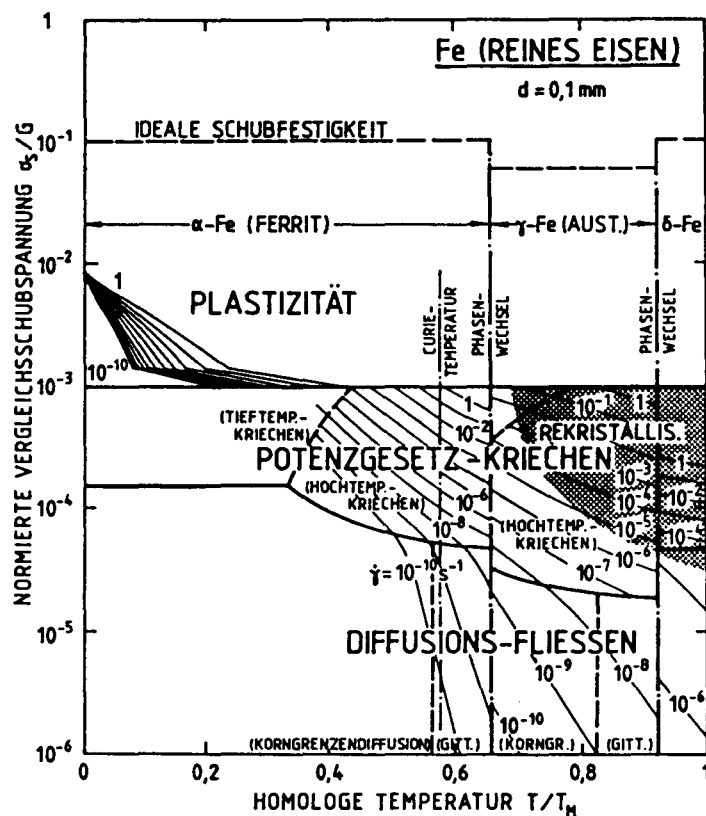


Abbildung 2.5: Verformungsmechanismustafel für reines Eisen (aus: Frost und Ashby, 1982)

Die Verformungsmechanismustafeln erlauben einen direkten Vergleich des Verformungsverhaltens verschiedener Materialien. In den Abb. 2.4 und 2.5 sind die Tafeln von Eis und von reinem Eisen nebeneinandergestellt (Korndurchmesser  $d = 0.1 \text{ mm}$ ). Es zeigt sich, daß Eis gemessen an seinem Schubmodul und bezogen auf die gleiche homologe Temperatur zu den festesten und härtesten Stoffen überhaupt gehört und in seinem Verformungsverhalten am ehesten mit Silizium und Germanium vergleichbar ist (Frost und Ashby, 1982).

### 2.2.3 Duktile Verformungsmechanismen

Wesentlichen Anteil am mechanischen Verhalten von Eis haben die Wasserstoffbrücken (Protonenbindungen), die der Kristallstruktur von Eis eigentümlich sind (vgl. Kap. 2.1). So können am absoluten Temperaturnullpunkt Versetzungen im Eis nur unter Bildung sogenannter Bjerrum-Defekte (zwei Protonen oder keins auf O-O-Verbindung = Verletzung der 2. Bernal-Fowler Regel) wandern. Die hierzu erforderliche Schubspannung ist sehr hoch  $\sigma_s/G \approx 0.1$ , also gleich der idealen Schubfestigkeit. Bei höheren Temperaturen werden die bei 0 K in ihrer Position am O-Atom „festgefrorenen“ Protonen beweglich und können sich so umordnen (*proton rearrangement*), daß sich Versetzungssprungpaare (*kink pairs*) bilden und im Gitter fortschreiten können, ohne Bjerrum-Defekte zu erzeugen. Nahe der Schmelztemperatur und bei niedrigen Spannungen bestimmt die Geschwindigkeit der Protonenumordnung die sich einstellende Verzerrungsgeschwindigkeit nach Art eines linear viskosen Widerstandes. In Verbindung mit der Abhängigkeit der Versetzungsdichte vom Quadrat der Schubspannung (Argon, 1970 in:

Frost und Ashby, 1982) ergibt sich hier Potenzgesetzkriechen mit dem Spannungsexponenten  $n = 3$  (Goodman et al., 1981). Bei höheren Schubspannungen ( $\sigma_s/G \gtrsim 2 \times 10^{-4}$ ) wird zunehmend die Bildung neuer Sprungpaare bestimmend für die Verzerrungsgeschwindigkeit. Das Potenzgesetz mit  $n = 3$  gilt dann nicht mehr. Michel (1978) erklärt das  $n = 3$  Potenzgesetzkriechen mit dem Mechanismus des Versetzungskletterns.

Einige weitere Mechanismen haben Bedeutung für das duktile Verformungsverhalten von Eis:

- Bei sehr niedrigen Spannungen bestimmt diffusionsgesteuertes Fließen das Verformungsverhalten (vgl. Abb. 2.4).
- Temperaturen oberhalb von  $T/T_M = 0.97$ , entsprechend  $-8$  °C, tritt Schmelzen an den Korngrenzen auf. Das Eis kriecht dann schneller (vgl. Abb. 2.4).
- Ab 5 bis 8% linearer Dehnung beginnt Eis zu Rekristallisieren. Dies führt zu höheren Kriechgeschwindigkeiten (Michel, 1978; Frost und Ashby, 1982).

## 2.2.4 Rißbildung

Bei der Entwicklung der Verformungsmechanismus-Tafeln gehen Frost und Ashby (1982) davon aus, daß Rißbildung „nötigenfalls durch Aufbringen eines hinreichenden hydrostatischen Drucks“ unterdrückt wird. Unter einachsiger Belastung tritt bei Eis Rißbildung ungefähr ab dem Spannungsniveau auf, das der oberen Grenze des  $n = 3$  Potenzgesetzkriechens entspricht, d.h. bei Temperaturen nahe dem Schmelzpunkt etwas oberhalb einer Dehnungsgeschwindigkeit in Belastungsrichtung von  $\dot{\epsilon}_x \approx 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  (Frost und Ashby, 1982). Dies ist auch die Grenzdehnungsgeschwindigkeit, oberhalb der sich die Verläufe der einachsigen Druckfestigkeit und der einachsigen Zugfestigkeit verzweigen (Abb. 2.6). Zu höheren Dehnungsgeschwindigkeiten hin (Hawkes und Mellor, 1972)

- bleibt die Zugfestigkeit nahezu konstant,
- nimmt die Druckfestigkeit bis ungefähr zum 4- bis 5-fachen (temperaturabhängig) der Zugfestigkeit zu. Das Maximum der Druckfestigkeit wird im Bereich  $\dot{\epsilon}_x \approx 10^{-4} \dots 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  erreicht.

Bei noch höheren Dehnungsgeschwindigkeiten nehmen beide, Zug- und Druckfestigkeit zunächst etwas ab (Hawkes und Mellor, 1972; Schulson, 1986), um dann oberhalb von  $\dot{\epsilon}_x \approx 10^1 \text{ s}^{-1}$  wieder anzusteigen (vgl. Lange und Ahrens, 1983). Der Abfall der Druckfestigkeit zwischen  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  und  $10^0 \text{ s}^{-1}$  (um ca. 30%) wird von Schulson (1986) mit der dehnungs- bzw. gleitgeschwindigkeitsabhängigen Abnahme der Coulomb'schen Reibung an bereits gebildeten Rißflächen, die gegeneinander gleiten, erklärt. Der Anstieg der Festigkeiten oberhalb von  $\dot{\epsilon}_x \approx 10^1 \text{ s}^{-1}$  folgt daraus, daß sich Störungen im Eis nicht schneller ausbreiten können als der Schall (Schulson, 1986). Festigkeitsabfall und -wiederanstieg ergeben sich auch aus quantenmechanischen Berechnungen, die für NaCl-dotiertes Eis durchgeführt wurden (Schwarz et al., 1987).

Die Verzweigung von Druck- und Zugfestigkeit bei  $\dot{\epsilon}_x \approx 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  ist darin begründet (Michel, 1978), daß unter Zugbelastung (bei hinreichend grobem Korn) der erste Riß, der ein Korn durchtrennt, kritisch ist, d.h. zum spröden Versagen führt (s.u.). Unter Druckbelastung dagegen können über einen bereits gebildeten Riß reibschlüssig Spannungen übertragen werden. Erst nach Bildung einer Vielzahl von Rissen kommt es hier schließlich zum Versagen durch Verbindung der Risse zu einer Scherfläche (*linkage*) oder durch Bildung eines Spaltbruches parallel zur Belastungsrichtung (*cleavage crack, slabbing*). Eine ausführliche Beschreibung dieser Versagensmechanismen findet sich bei Schulson (1986).

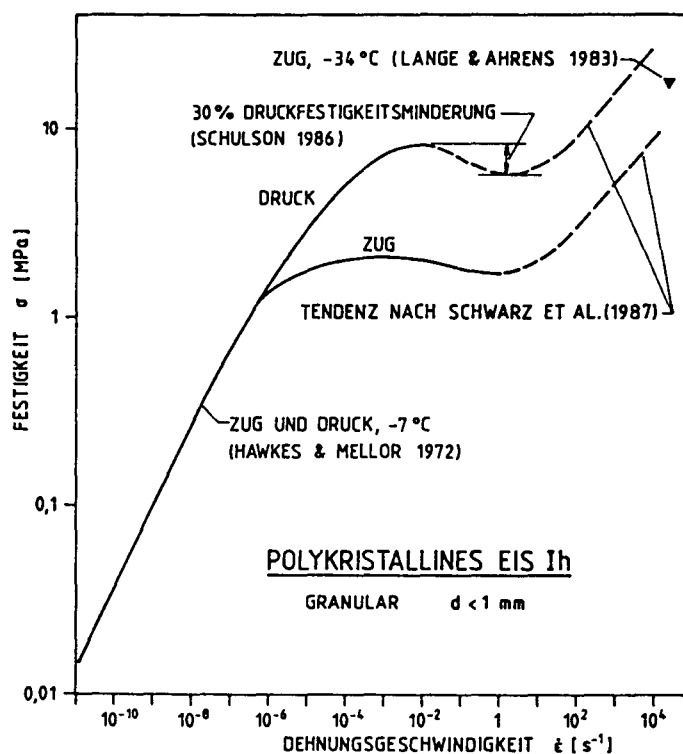


Abbildung 2.6: Festigkeit von Eis Ih in Abhängigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit

Im Dehnungsgeschwindigkeitsbereich zwischen  $\dot{\epsilon}_z \approx 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  (einsetzende Rißbildung) und  $\dot{\epsilon}_z \approx 10^{-4} \dots 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  (Druckfestigkeitsmaximum) überlagern sich duktile Verformung sowie Rißbildung und -ausbreitung (sogenannter Übergangsbereich). Bei noch höheren Dehnungsgeschwindigkeiten dominiert auch unter Drucklast die Rißbildung und -ausbreitung (Sprödversagensbereich).

Im Hinblick auf die Ermittlung von Eislasten sind alle drei Versagensbereiche (duktile, Übergang und spröde) von Interesse, denn die beim Eisbrechen auftretenden Dehnungsgeschwindigkeiten liegen im Bereich von  $\dot{\epsilon}_z \approx 10^{-7} \dots 10^{-1} \text{ s}^{-1}$  (bei Stoßbelastungen möglicherweise noch höher).

### 2.2.5 Einfluß der Korngröße

Auch die Korngröße beeinflusst das Festigkeitsverhalten von Eis. So hängt die Zugspannung  $\sigma_T^N$ , bei der durch Versetzungstau an den Korngrenzen Risse gebildet werden (*crack nucleation*), über

$$\sigma_T^N = \sigma_i + k d^{-\frac{1}{2}} \quad (2.1)$$

von der Korngröße  $d$  ab.  $\sigma_i$  ist darin die „Reibungsspannung“, die aufgebracht werden muß, um eine Versetzungsbewegung im Korn einzuleiten und  $k$  ein Maß für die Behinderung dieser Versetzungsbewegung durch die Korngrenzen (Currier und Schulson, 1982). Gl. 2.1 entspricht der Hall-Petch Beziehung für die Korngrößenabhängigkeit der Streckgrenze bei Metallen (Schatt ed., 1987). In grobkörnigem Eis breitet sich (s.o.) unter Zugbelastung der erste gebildete Riß spontan aus und führt zu sprödem Versagen (Schulson et al., 1984; vgl. auch: Michel, 1978). Die Zugfestigkeit ist dann gleich der zur Rißbildung erforderlichen Spannung (*crack nucleation control*). Bei feinkörnigem Eis dagegen ist die Bruchzähigkeit  $G_c$  (bzw. der kritische Spannungsintensitätsfaktor  $K_{Ic}$ )

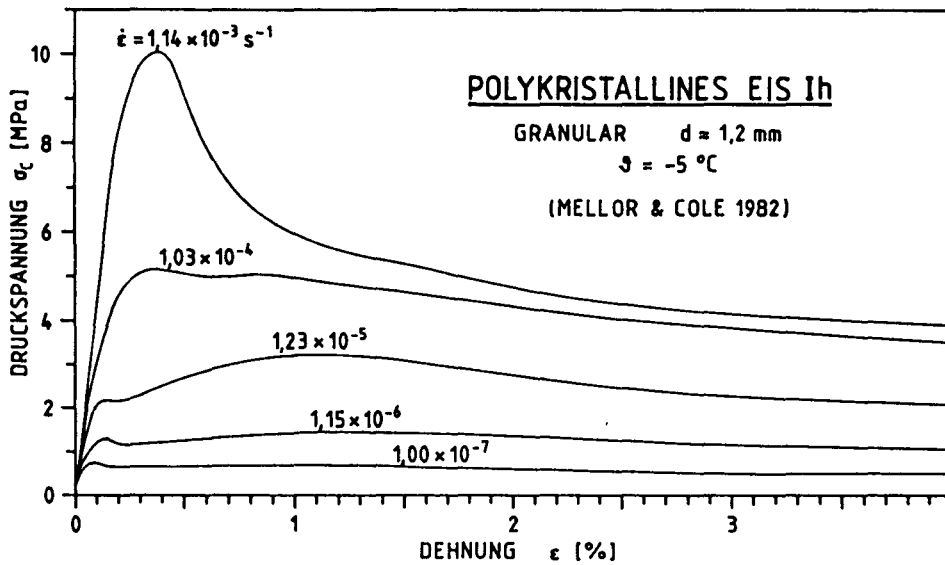


Abbildung 2.7: Typische Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Eis Ih unter einachsiger Druckbelastung

groß genug, um sofortige spontane Rißausbreitung zu verhindern. Der Bruch erfolgt erst dann, wenn einer der gebildeten Risse eine kritische Größe erreicht hat (*crack propagation control*). Hier ist die Zugfestigkeit über

$$\sigma_T^P = K d^{-\frac{1}{2}} \quad (2.2)$$

mit dem Korndurchmesser  $d$  verknüpft.  $K$  ist dabei ein Maß für die Bruchzähigkeit des Eises (Schulson et al., 1984). Das Verformungsverhalten des Eises vor Eintritt des Bruchs kann als duktil bezeichnet werden.

Gleichsetzen der Korngröße in den Gln. 2.1 und 2.2 liefert die kritische Korngröße  $d_c$ , die den Bereich des duktilen vom spröden Zugversagen trennt (u.a. Schulson, 1979). Von verschiedenen Metallen (z.B. Eisen) ist eine gleichartige kritische Übergangskorngröße bekannt (Schulson et al., 1984).

Unter Druckbelastung hängt die Festigkeit, zumindest tendenziell, in ähnlicher Weise von der Korngröße ab (Frost und Ashby, 1982; Schulson und Cannon, 1984; Schulson, 1986).

### 2.2.6 Einfluß der Porosität

Hohlräume im Eis bedingen eine Schwächung des Materials. Die Porosität  $\nu$  als Maß ist das Verhältnis des Hohlraumvolumens in einem Stück Eis zu dessen Gesamtvolumen. Ihr Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften des Eises ist stark. So nimmt der Elastizitätsmodul im Bereich  $0 \leq \nu \leq 0.15$  näherungsweise mit  $E/E_0 = 1 - 5\nu$  ab (Hutter, 1983).  $E_0$  ist darin der Elastizitätsmodul für reines, hohlraumfreies Eis. Auch die Festigkeit verringert sich mit zunehmender Porosität (u.a. Weeks und Assur, 1967, 1968 und 1969; Michel, 1978). Im Zusammenhang mit Meereis wird näher darauf eingegangen (s. Kap. 2.4).

## 2.2.7 Einfluß der Temperatur

Der Einfluß der Temperatur auf die Festigkeitseigenschaften von reinem Eis ist, was die duktilen Verformungsmechanismen betrifft, in Form von Faktoren vom Arrhenius-Typ  $\exp(-\frac{Q}{RT})$  implizit in den oben beschriebenen Verformungsmechanismustafeln (Goodman et al., 1981; Frost und Ashby, 1982) enthalten.  $Q$  ist darin eine Aktivierungsenergie,  $R = 8.314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$  die Gaskonstante und  $T$  die absolute Temperatur. Näherungsweise gilt in Verbindung mit dem Potenzgesetzexponenten  $n$

$$\sigma \sim \exp\left(-\frac{Q}{RTn}\right). \quad (2.3)$$

Im Bereich spröden Versagens gibt Michel (1978) die Temperaturabhängigkeit der Festigkeit an mit

$$\sigma \sim 1 - 0.45 \times 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1} \vartheta \quad (2.4)$$

für Zugbelastung und mit

$$\sigma \sim 1 + a |\vartheta|^{0.78} \quad (2.5)$$

für Druckbelastung, wobei der Faktor  $a$  in Gl. 2.5 Korngrößenabhängig ist.

Der Einfluß der Temperatur auf die elastischen Eigenschaften von reinem Eis ist verglichen mit dem Temperatureinfluß auf die Festigkeitseigenschaften (s. Kap. 2.2.2-3) gering. Für isotropes, polykristallines Eis gibt Michel (1978) die Beziehung

$$E(\vartheta) = 8.93 \text{ GPa} (1 - 1.28 \times 10^{-3} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1} \vartheta) \quad (2.6)$$

an.

## 2.3 Anisotropes polykristallines Eis

Unter bestimmten Bedingungen, die bei der Bildung von Eisdecken auf Gewässern gegeben sein können, gefriert Eis so, daß die  $c$ -Achsen der einzelnen Kristalle Vorzugsorientierungen aufweisen. Derartiges Eis verhält sich, den Eigenschaften des Monokristalls entsprechend, anisotrop. Es wächst säulenförmig. Unterschieden werden:

- säulenförmiges C1-Eis (S1): vertikale  $c$ -Achse;
- säulenförmiges C2-Eis (S2): in der Horizontalen regellos orientierte  $c$ -Achse;
- säulenförmiges C3-Eis (S3): horizontale  $c$ -Achse mit Vorzugsorientierung.

Die Klassifizierung folgt dem Vorschlag der IAHR-Arbeitsgruppe „Testing Methods in Ice“ (Blanchet et al., 1986). „C“ steht hierin für *columnar* (= säulenförmig). In Klammern hinzugefügt ist die häufig benutzte Klassifizierung nach Michel und Ramseier (1971). Darin steht „S“ für „sekundäres Eis“. Die Begriffe „horizontal“ und „vertikal“ beziehen sich auf die Eisdecke, in der das Eis gewachsen ist.

C1-Eis bildet sich in der Natur nur auf ruhigen Binnengewässern. Im Idealfall besteht es aus säulenförmigen Kristallkörnern, die parallel der Wachstumsrichtung über die gesamte Eisdicke reichen. Mechanisch verhält es sich wie ein Eis-Monokristall und wird daher auch als „pseudo-monokristallin“ bezeichnet (Michel, 1978). Da C1-Eis als Meereis nicht vorkommt, wird es hier nicht weiter behandelt.

C2-Eis bildet sich aus Primäreis mit regelloser Kristallorientierung (z.B. Schnee auf gefrierbarem Wasser). Bei fortschreitendem Wachstum verdrängen diejenigen

Kristallkörner, deren günstigste Wachstumsrichtung (parallel zu einer der  $a$ -Achsen) parallel zum Wärmefluß liegt, ungünstiger orientierte Kristalle. Dieser Ausscheidungsprozeß ist nach 5 bis 20 cm Wachstum soweit fortgeschritten, daß die  $c$ -Achsen innerhalb weniger Grad von der Horizontalen orientiert sind (Shumskii, 1964 in: Michel, 1978). Der Prozess setzt sich im weiteren Wachstumsverlauf fort. Die so gebildeten, langgestreckten Kristallkörner liegen mit ihrer Längsachse parallel zur Wachstumsrichtung. In dieser Richtung entsprechen ihre mechanischen Eigenschaften denen des Eis-Monokristalls senkrecht zur  $c$ -Achse (= parallel zur Basalebene). Da die  $c$ -Achsen in der Horizontalen regellos orientiert sind, verhält sich C2-Eis planisotrop. Die (einzige) Hauptanisotropieachse liegt dabei parallel zur Wachstumsrichtung. C2-Eis bildet sich auf Binnengewässern und auf dem Meer. Einjähriges Meereis besteht sehr häufig aus C2-Eis.

C3-Eis entsteht unter bestimmten Bedingungen (z.B. vorhandene Wasserströmung) in den unteren Schichten von sehr dicken Eisdecken ( $h_I > 1$  m), deren obere Schichten aus C2-Eis bestehen. Die  $c$ -Achsen der säulenförmigen Kristallkörner liegen hier nicht nur horizontal, sondern sind auch parallel zueinander ausgerichtet. C3-Eis verhält sich mechanisch orthotrop. Die Hauptanisotropierichtungen sind dabei:

- parallel zur  $c$ -Achsenrichtung (horizontal),
- parallel zur Wachstumsrichtung (vertikal),
- senkrecht zur  $c$ -Achsenrichtung und zur Wachstumsrichtung (horizontal).

Im Rahmen der vorliegenden Untersuchung wird C3-Eis nur am Rande behandelt.

Für die Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von Eis bedeutet dessen Anisotropie, daß neben Temperatur, Dehnungsgeschwindigkeit etc. die Orientierung als weiterer Parameter hinzugenommen werden muß.

## 2.4 Meereis

### 2.4.1 Erscheinungsformen von Meereis

Die Erscheinungsformen von Eis auf dem Meer sind vielfältig. Einige der wichtigsten sind:

- einjähriges Meereis,
- mehrjähriges Meereis,
- ein- und mehrjährige Preßeisrücken (*ridges*) und
- Eisberge.

Einjähriges Meereis besteht sehr oft zu großen Teilen aus säulenförmigem C2-Eis. Eine Besonderheit gegenüber C2-Eis aus Frischwasser ist hier die Einlagerung von konzentrierter Salzlake in sogenannte Salzlaugentaschen (*brine pockets*). Der typische Salzgehalt in einjährigem Meereis liegt im Bereich von 3 bis 5‰ (bzw.  $\text{g kg}^{-1}$ ). Neben dem säulenförmigen C2-Eis findet sich unter bestimmten Bedingungen im einjährigen Meereis aus im Wasser frei schwebenden Eiskristallen (*frazil*) gebildetes E0-Eis ( $E = \text{equiaxed}$  = nahezu runde Kristallkörner, 0 = regellos orientierte  $c$ -Achsen; Blanchet et al., 1986; nach Michel und Ramseier (1971): S4-Eis; vgl. auch Weeks und Ackley (1982)). Der Anteil dieses sogenannten *Frazil*-Eises kann, wie Untersuchungen aus dem Weddell Meer zeigen, erheblich sein (Weeks und Ackley, 1982 und 1983; Gow et al., 1982).

Mehrjähriges Meereis hat eine oder mehrere Schmelzperioden überdauert. Durch Infiltration von Schneeschmelzwasser und durch Ausdrainieren der spezifisch schweren im Eis eingelagerten Salzlauge ist es wesentlich salzärmer und damit auch fester als einjähriges Meereis. Mehrjähriges Meereis ist meist sehr dick. Eisdicken von 3 bis 5 m sind für dieses Eis im arktischen Polarmeer häufig anzutreffen (Weeks und Mellor, 1984).

Preßeisrücken sind langgestreckte Anhäufungen von gebrochenem Eis, die entstehen, wenn Eis unter Pressung oder Scherung gerät. Einjährige Preßeisrücken enthalten viele Hohlräume. Das Eis in ihnen hat im wesentlichen die Eigenschaften des Eises, aus dem sie entstanden sind. In mehrjährigen Preßeisrücken sind die ursprünglichen Hohlräume mit gefrorenem Schmelzwasser gefüllt. Sie bilden dadurch massive Körper aus sehr hartem, salzarmem Eis, die über 30 m dick sein können (Kovacs, 1976 und 1983). Aufgrund von Versuchen mit Eis aus mehrjährigen Preßeisrücken aus der Beaufort See kann dieses Eis normalerweise makroskopisch als annähernd isotrop betrachtet werden (Cox et al., 1984 und 1985; Häusler et al., 1987). Preßeisrücken mit ausgeprägt anisotropen mechanischen Eigenschaften sind allerdings nicht auszuschließen (Richter-Menge und Cox, 1985; Richter-Menge et al., 1987).

Eisberge bestehen aus Frischwasser-Eis und stammen von Küstengletschern und Eisschelfen. Über die mechanischen Eigenschaften von Eisberg-Eis ist bisher direkt nichts bekannt. Hier müssen derzeit die Eigenschaften des Gletscher- oder Schelf-Eises, aus dem der jeweilige Eisberg stammt, zugrunde gelegt werden (Weeks und Mellor, 1984). Eisbergeis kann dem Meereis im engeren Sinne (= aus Meerwasser gefrorenem Eis) nicht zugerechnet werden.

#### 2.4.2 Einjähriges Meereis

Die folgenden Betrachtungen beschränken sich auf einjähriges C2-Meereis. Es wird im folgenden kurz als Meereis bezeichnet.

Das Meerwasser, aus dem Meereis gefriert, enthält verschiedene gelöste Salze. Die Zusammensetzung dieser Salze (Tab. 2.1) ist praktisch überall gleich und ist unabhängig von lokal unterschiedlichen Salzgehalt, der in den Ozeanen 34 bis 38‰ beträgt. Als Standardwert wird häufig 34.48‰ angegeben (Pounder, 1965; Bergdahl, 1977). In den Randmeeren wie z.B. der Ostsee oder vor Flußmündungen kann der Salzgehalt auch erheblich niedriger liegen (Michel, 1978).

Salz	NaCl	MgCl <sub>2</sub>	Na <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	CaCl <sub>2</sub>	KCl	NaHCO <sub>3</sub>	andere	gesamt
Salzgehalt <i>S</i> [‰]	23.48	4.98	3.92	1.10	0.66	0.19	0.15	34.48
Anteil [%]	68.10	14.44	11.37	3.19	1.91	0.55	0.44	100.00

Tabelle 2.1: Zusammensetzung von Meerwasser (aus: Pounder, 1965; Michel, 1978)

Wenn Meerwasser gefriert, werden die im Wasser gelösten Salze nicht im Eis-Kristallgitter eingebaut, sondern ausgeschieden. Es gibt nur wenige Stoffe, z.B. HF und NH<sub>3</sub> (Glen, 1974), die das H<sub>2</sub>O-Molekül im Eis-Kristallgitter ersetzen können und diese kommen im Meerwasser praktisch nicht vor (Weeks und Ackley, 1982). Ein Teil der ausgeschiedenen Salze wird in das Meerwasser unter dem Eis abgegeben, der Rest verbleibt in den Salzlagentaschen (*brine pockets*), die im Eis eingelagert sind. Die Salzlagentaschen

bilden längliche Hohlräume mit vertikal orientierter Längsachse. Sie sind im Innern der (säulenförmigen) Kristallkörner in Ebenen konzentriert (*brine layers*), die parallel zur Basalebene (senkrecht zur  $c$ -Achse) des Eis-Kristallgitters liegen. Die Ebenen haben zueinander annähernd gleiche Abstände  $a_0$  (*brine layer spacing*) und geben so dem Meereis seine typische Kornsubstruktur (Nakawo und Sinha, 1984). Die Schichten zwischen den Salzlaugenebenen (*platelets*) bestehen praktisch aus reinem Eis (vgl. Abb. 2.8).

### 2.4.3 Einfluß von Temperatur, Salzgehalt und Gasgehalt auf die mechanischen Eigenschaften von Meereis

Das im Meereis vorhandene Salzlaugenvolumen  $\nu_b$  hängt ab vom Salzgehalt im Eis und von der Temperatur. Die Temperaturabhängigkeit ergibt sich daraus, daß die Konzentration der Salzlauge in den Taschen mit abnehmender Temperatur unter Eisbildung zunimmt und daß unterhalb bestimmter Temperaturen einzelne Salze, die in der Lösung enthalten sind, beginnen auszufallen (vgl. Abb. 2.9). Dementsprechend nimmt das Salzlaugenvolumen im Meereis mit sinkender Temperatur ab (vgl. Frankenstein und Garner, 1967).

Die Salzlaugentaschen im Meereis wirken materialschwächend. Nach Weeks und Assur (1967) verringert sich bei Meereis die Festigkeit gemäß

$$\sigma(\nu_b) = \sigma_0(1 - \sqrt{\nu_b})^2 \quad (2.7)$$

und der Elastizitätsmodul gemäß

$$E(\nu_b) = E_0(1 - \nu_b)^4 \quad (2.8)$$

mit zunehmendem Salzlaugenvolumen  $\nu_b$ .  $\sigma_0$  und  $E_0$  sind darin die Festigkeit bzw. der Elastizitätsmodul eines „imaginären Materials, das keine Lauge enthält, aber noch die Substruktur von Meereis besitzt und aufgrund der gleichen Mechanismen versagt, die auch das Versagen in natürlichem Meereis verursachen“ (Weeks und Assur, 1968).

Im Bereich der in natürlichem Meereis normalerweise vorkommenden Temperaturen hängen die mechanischen Eigenschaften von Meereis vor allem durch die Änderung des Salzlaugenvolumens von der Temperatur ab, weniger durch die thermisch aktivierten Prozesse in der Eismatrix selbst. Bei der Beschreibung der Temperaturabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften von Meereis werden letztere daher üblicherweise vernachlässigt.

Neben den Salzlaugentaschen enthält Meereis auch mit Luft bzw. Gas gefüllte Poren (Gasgehalt  $\nu_a$ ). Der materialschwächende Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften von Meereis geht von der Gesamtporosität  $\nu_t$

$$\nu_t = \nu_a + \nu_b \quad (2.9)$$

aus. Die bis vor kurzem geübte Praxis, wie in den Gln. 2.7 und 2.8 den Gasgehalt zu vernachlässigen und nur Bezug auf das Salzlaugenvolumen zu nehmen, ist unzureichend (Cox et al., 1984; Timco und Frederking, 1986). Ein von Cox und Weeks (1982) vorgestelltes Verfahren erlaubt es, die Gesamtporosität einer Eisprobe zu bestimmen, wenn neben der Eistemperatur  $\vartheta_I$  und dem Salzgehalt  $S_I$  auch die Dichte  $\varrho$  der Eisprobe bekannt ist. Das Verfahren basiert auf dem Phasendiagramm für Meereis (Abb. 2.9) und der Temperaturabhängigkeit der Dichte reinen Eises  $\varrho_I(\vartheta)$ . Das Laugenvolumen  $\nu_b$  und das Gasvolumen  $\nu_a$  ergeben sich danach zu

$$\nu_b = \varrho S_I / F_1(\vartheta) \quad (2.10)$$

$$\nu_a = 1 - \frac{\varrho}{\varrho_I} + \frac{\varrho S_I F_2(\vartheta)}{F_1(\vartheta)} \quad (2.11)$$

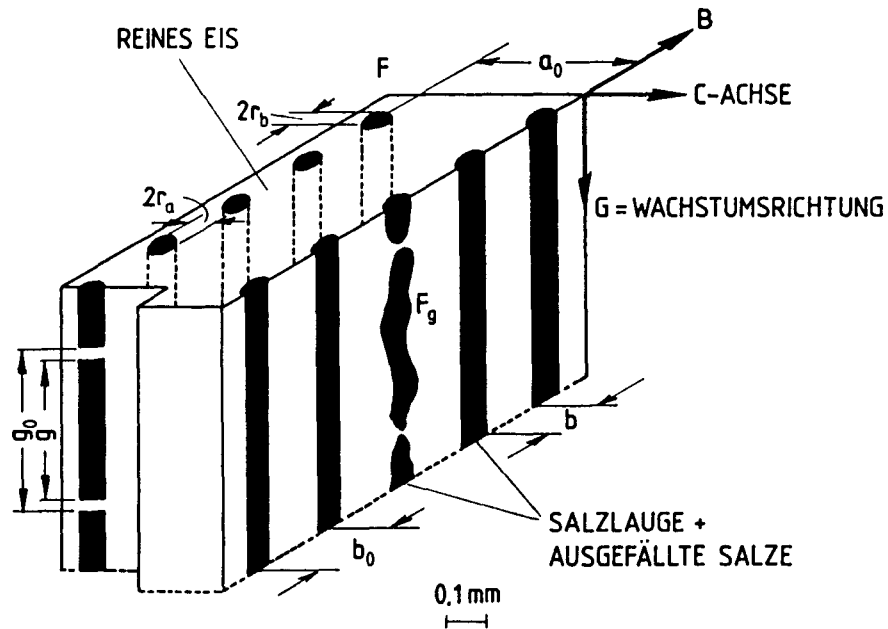


Abbildung 2.8: Modell der Struktur von Meereis (nach: Assur, 1958)

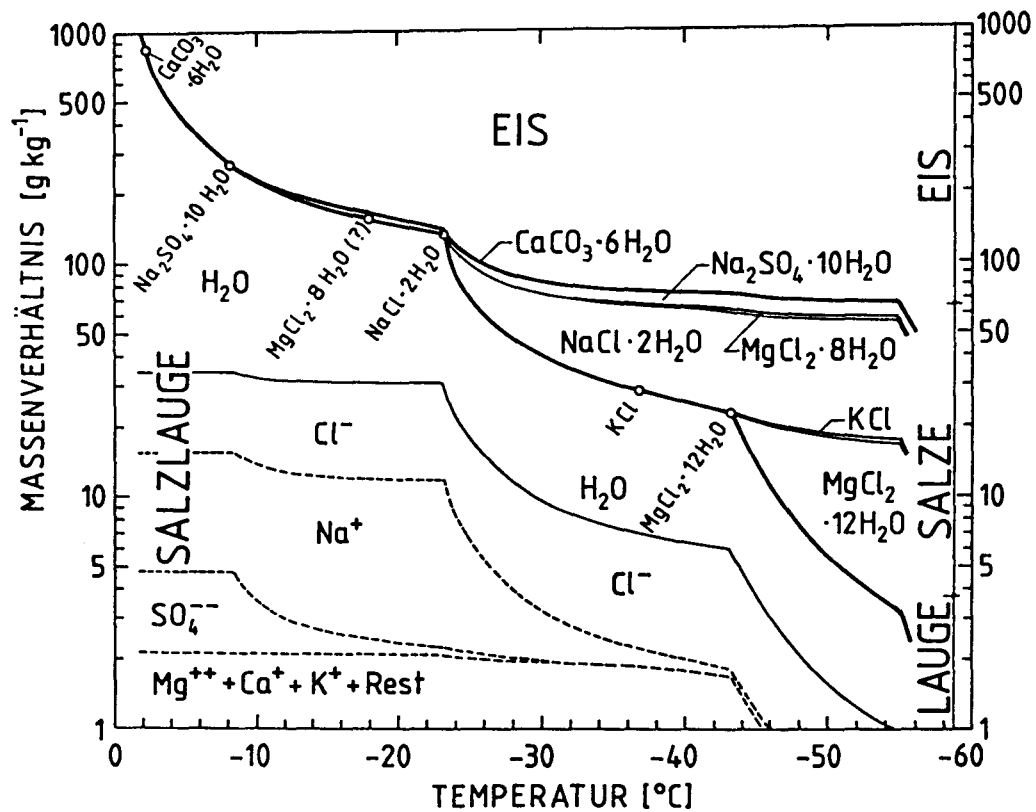


Abbildung 2.9: Phasendiagramm für Standard-Meereis mit 34,325‰ Salzgehalt in der Schmelze (nach: Assur, 1958)

mit

$$F_1(\vartheta) = \varrho_b S_b (1 + k) \quad (2.12)$$

$$F_2(\vartheta) = (1 + C) \frac{\varrho_b}{\varrho_I} - C \frac{\varrho_b}{\varrho_{ss}} - 1 \quad (2.13)$$

$$\varrho_I(\vartheta) = 0.917 \text{ Mg m}^{-3} - 1.403 \times 10^{-4} \text{ Mg m}^{-3} \text{ }^\circ\text{C}^{-1} \vartheta. \quad (2.14)$$

Darin sind  $\varrho_b(\vartheta)$  und  $S_b(\vartheta)$  die Dichte bzw. der Salzgehalt der Lauge in den Salzlaugentaschen,  $\varrho_{ss}$  die Dichte der im Eis enthaltenen festen Salze und  $k(\vartheta)$  und  $C(\vartheta)$  temperaturabhängige Koeffizienten zur Beschreibung des Anteils dieser festen Salze im Eis. Für die Abhängigkeit der einachsigen Druckfestigkeit von stark angetautem, einjährigem C2-Meereis geben Timco und Frederking (1986) an ( $0 \leq \nu_t \leq 0.25$ ):

$$\sigma_1(\nu_t) = \sigma_{01} (1 - 1.77\sqrt{\nu_t}) \quad (2.15)$$

für horizontale Belastung (= in Eisdeckenebene) und

$$\sigma_3(\nu_t) = \sigma_{03} (1 - 1.89\sqrt{\nu_t}) \quad (2.16)$$

für vertikale Belastung (= parallel zur Wachstumsrichtung).

Im Hinblick auf die Anisotropieeigenschaften von Meereis ist von Bedeutung, daß die Salzlaugentaschen in Ebenen parallel zu den Basalebene der Kristallkörner konzentriert sind (s.o.). Dadurch wird die schon von der Struktur reinen Eises her gegebene Neigung des Meereises, in Ebenen parallel zu den Basalebene zu gleiten oder zu brechen, noch verstärkt. Die mechanische Anisotropie von säulenförmigem C2-Meereis ist daher eher noch stärker ausgeprägt als die von C2-Frischwassereis.

#### 2.4.4 Inhomogenitäten in schwimmenden Meereisdecken

Bei auf Wasser schwimmenden Eisdecken sind bereits bei C2-Frischwassereis neben der Anisotropie auch Inhomogenitäten zu beachten:

- Die Eistemperatur ist an der Eisunterseite grundsätzlich gleich der Schmelztemperatur. An der Eisoberseite liegt sie im stabilen Zustand zwischen der Lufttemperatur und der Schmelztemperatur.
- Durch den bei C2-Eis beschriebenen Ausscheidungsprozeß nimmt die Korngröße in der Eisdecke von oben nach unten zu.
- Ebenfalls durch den Ausscheidungsprozess nimmt die Anisotropie des Eises von oben nach unten zu, weil die *c*-Achsen der einzelnen Kristallkörner immer strenger in der Horizontalen liegen.

Die mechanischen Eigenschaften in verschiedenen Horizonten einer Eisdecke ändern sich entsprechend (vgl. z.B. Timco und Frederking, 1983). Bei der Beschreibung der mechanischen Eigenschaften von schwimmenden Meereisdecken ist neben den eben genannten Inhomogenitäten noch die des Salzgehaltes zu beachten (vgl. Abb. 2.10). Die über die Dicke unterschiedlichen Salzgehalte ergeben sich aus unterschiedlichen Wachstumsgeschwindigkeiten im Entstehungsverlauf, der über die Dicke unterschiedlichen Struktur und aus zeitlich fortschreitenden Entsalzungsprozessen (vgl. Pounder, 1965; Nakawo und Sinha, 1981; Weeks und Ackley, 1982). In Verbindung mit Dichte und Temperatur ergibt sich daraus eine über die Dicke veränderliche Gesamtporosität. Die mechanischen Eigenschaften ändern sich über die Eisdicke entsprechend.

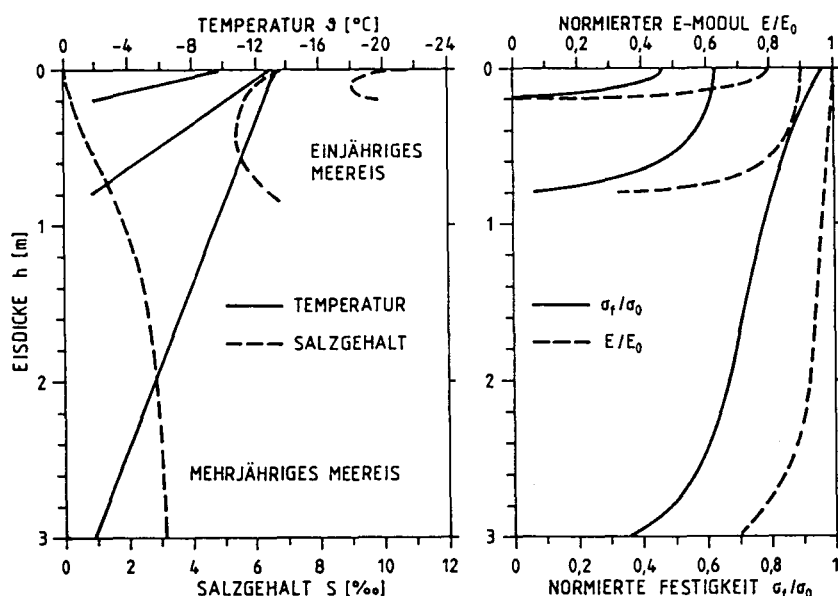


Abbildung 2.10: Typische Profile von Temperatur, Salzgehalt, normiertem E-Modul und normierter Festigkeit von arktischem Meereis (aus: Schwarz und Weeks, 1977). Die Basiswerte  $E_0$  und  $\sigma_0$  gelten für salzfreies Eis mit Meereisstruktur.

## 2.5 Eis unter mehrachsiger Beanspruchung

### 2.5.1 Einfluß der hydrostatischen Spannung

Eine für reines Eis  $I_h$  charakteristische Eigenschaft ist, daß es bei Temperaturen oberhalb von  $\vartheta_I \approx -20$  °C allein durch hydrostatischen Druck  $p = -\sigma_{kk}/3$  zum Schmelzen gebracht werden kann (vgl. Abb. 2.1). Der Phasenübergang am Druckschmelzpunkt kann als Versagen in dem Sinne aufgefaßt werden, daß an diesem Punkt die von Eis quasistatisch aufnehmbare Schubspannung gegen Null geht (Mellor, 1980). Bei  $\vartheta = -12$  °C liegt der Druckschmelzpunkt bei  $p_M \approx 130$  MPa (Nadreau und Michel, 1986). Für hydrostatische Druckspannungen unterhalb des Druckschmelzpunktes zeigen sich verschiedene Einflüsse des hydrostatischen Drucks auf die Eisfestigkeit:

- Für Schubspannungen parallel zur Basalebene von Eis-Monokristallen stellt Rigsby (1958) fest, daß die Kriechverzerrungsrate unabhängig vom überlagerten hydrostatischen Druck ist, solange die Temperatur relativ zum Druckschmelzpunkt gemessen wird. Anders ausgedrückt (Jones, 1982): die Kriechverzerrungsrate wächst, bzw. die Schubfestigkeit sinkt, bei konstanter Temperatur mit steigendem hydrostatischem Druck.
- Bei polykristallinem Eis kann die mit zunehmendem hydrostatischem Druck wachsende Menge Flüssigkeit an Korngrenztripelpunkten dazu führen, daß Spannungskonzentrationen, die durch basale Gleitprozesse im Korninnern entstehen, abgebaut werden. Die Folge ist eine mit steigendem hydrostatischem Druck wachsende Kriechverzerrungsrate bzw. eine abnehmende Schubfestigkeit (Jones, 1982).
- Die bei höheren Verzerrungsraten ( $\dot{\epsilon} \gtrsim 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ ) einsetzende Rißbildung wird durch Vorhandensein von hydrostatischem Druck behindert oder unterdrückt. Der Bereich duktilen Versagens wird dadurch zu höheren Verzerrungsraten hin ausgedehnt. Eine Anhebung des hydrostatischen Drucks führt somit hier zu einer

Schubfestigkeitssteigerung (vgl. Kap. 2.2.3). Dieser Schubfestigkeitsanstieg findet im wesentlichen im Bereich hydrostatischer Drücke unterhalb von  $p \approx 10$  MPa statt (Jones, 1982).

- Die festigkeitssteigernden und festigkeitsmindernden Einflüsse heben sich im Bereich hydrostatischer Drücke von ca. 15 MPa bis ca. 40 MPa (kleinerer Wert bei kleineren Verzerrungsraten) gegenseitig auf, so daß die Schubfestigkeit dort ein Maximum aufweist (Jones, 1978 und 1982).

Porenfreies Eis ist bei mäßigen hydrostatischen Drücken (bis ca. 10 MPa) und Temperaturen deutlich unterhalb 0 °C nahezu inkompressibel ( $K \approx 9$  GPa). Die Abminderung des Kompressionsmoduls  $K$  durch vorhandene, gasgefüllte Poren kommt bei schneller Belastung erst bei erheblicher Porosität verstärkt zum Tragen (bei  $\nu = 20\%$ :  $K \approx 4$  GPa, bei  $\nu = 50\%$ :  $K \approx 0.4$  GPa). Bei hinreichend langsamer Belastung ist die Kompressibilität größer, da die Poren hier ihr Volumen nach den Gasgesetzen verringern können (Mellor, 1980).

Im Bereich hydrostatischer Zugspannungen ( $\sigma_{kk} > 0$ ) wird das Versagensverhalten von Eis zumindest bei Verzerrungsraten von  $\dot{\epsilon} > 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  von Rißbildung und Rißausbreitung beherrscht. Gesicherte Erkenntnisse über den Einfluß der hydrostatischen Spannung in dieser Hälfte des Spannungsraumes sind derzeit nicht verfügbar. Experimentelle Befunde von Haynes (1973) im Zug-Druck-Druck-Oktanten in Verbindung mit einachsigen Zugfestigkeitsergebnissen von Hawkes und Mellor (1972) deuten darauf hin, daß die Festigkeit von polykristallinem Eis unter hydrostatischer Zugspannung im Bereich des ein- bis zweifachen der einachsigen Zugfestigkeit liegt (vgl. auch Nevel und Haynes, 1976).

### 2.5.2 Einfluß der Anisotropie

Bei C2-(S2)-Eis liegen die Basalebene parallel zur Längsachse der säulenförmigen Kristallkörner, d.h. in Ebenen senkrecht zur (horizontalen) Eisdeckenebene. Da Eis basalem Gleiten den geringsten Widerstand entgegengesetzt, bildet die Eisdeckenebene bei C2-Eis die Ebene leichtester duktiler Verformbarkeit. Wenn der herrschende Spannungszustand bzw. die gegebenen Verformungsrandbedingungen die Aktivierung nichtbasaler Gleitebenen verlangt, ist hierzu ein deutlich höheres Spannungsniveau erforderlich (Frederking, 1977). So steigt für C2-Frischwassereis bei  $\vartheta = -10$  °C und duktiler Verformung durch Querdehnungsbehinderung in Eisdeckenebene die horizontale Druckfestigkeit auf das 2- bis 4-fache (je nach Verzerrungsrate) der einachsigen, unbehinderten Druckfestigkeit, während eine Querdehnungsbehinderung in Richtung der Kornlängsachsen zu keiner merklichen Festigkeitssteigerung führt (Frederking, 1972 und 1977; Croasdale et al., 1977).

Risse bilden sich in Eis bevorzugt parallel zur Basalebene und an Korngrenzen aus, d.h. bei C2-Eis parallel zur Kornlängsachse. Bei zweiachsiger Druckbeanspruchung entstehen Risse andererseits bevorzugt in Ebenen parallel zu der von den Lastvektoren aufgespannten Ebene. (Der Spannungsdeviator unter zweiachsigem Druck  $\sigma_x = \sigma_y < 0$ ,  $\sigma_z = 0$  gleicht dem einachsiger Zugbeanspruchung senkrecht dazu  $\sigma_x = \sigma_y = 0$ ,  $\sigma_z > 0$ ). Wird durch den herrschenden Spannungszustand bzw. durch die gegebenen Verformungsrandbedingungen die Bildung transgranularer Risse in nichtbasalen Ebenen erzwungen, sind hierzu höhere Spannungen erforderlich als zur Bildung von basalen Rissen (Carter und Michel, 1971) oder Rissen an den Korngrenzen. Von der Tendenz her wirkt sich daher eine Querdehnungsbehinderung in Eisdeckenebene auf die horizontale

Druckfestigkeit von C2-Eis im Sprödversagensbereich in ähnlicher Weise festigkeitssteigernd aus, wie im duktilen Bereich, wenn auch anscheinend deutlich schwächer (vgl. Frederking, 1977).

Zum Vergleich: Bei isotropem E0-(T1)-Schnee-Eis ist die festigkeitssteigernde Wirkung einer Querdehnungsbehinderung schwach (0% bis 25% im duktilen Bereich) und richtungsunabhängig (Frederking, 1977).

### 2.5.3 Meereis unter mehrachsiger Beanspruchung

Die für reines Eis dargestellten Auswirkungen des hydrostatischen Spannungsanteils und der Anisotropie bei mehrachsiger Beanspruchung gelten, soweit sie die Eismatrix betreffen, in gleicher Weise auch für Meereis. So ist z.B. die deutliche Schubfestigkeitssteigerung mit zunehmendem hydrostatischem Druck bis  $p \approx 10$  MPa im Übergangsbereich zwischen duktilem und sprödem Versagen auch bei Meereis zu beobachten (Fokeyev, 1976; Nawwar et al., 1983, Richter-Menge et al., 1986). Die im Meereis enthaltenen, mit Salzlauge oder Luft gefüllten Poren beeinflussen aber dessen Verhalten unter mehrachsiger Beanspruchung zusätzlich.

Im Hinblick auf die Auswirkungen des hydrostatischen Spannungsanteils bewirken die Poren im Meereis zunächst eine gesteigerte Kompressibilität. Dies gilt insbesondere bei Annäherung an die Schmelztemperatur. Das Salzlaugenvolumen nimmt hierbei stark zu und die Salzlagentaschen sind zunehmend miteinander verbunden. Dadurch kann unter hydrostatischer Beanspruchung Salzlauge ausdrainieren, soweit dem nicht ein erhöhter Porenwasserdruck entgegensteht. Außerdem ergibt sich aus der salzbedingten Absenkung der Schmelztemperatur eine Verschiebung des Druckschmelzpunktes hin zu niedrigeren Drücken. Es kann daher bei Meereis von einer gemessen an reinem Eis deutlich verringerten hydrostatischen Druckfestigkeit ausgegangen werden (vgl. Richter-Menge et al., 1986; Richter-Menge, 1987).

Die im Vergleich zu reinem Eis große Flüssigkeitsmenge an den Korngrenzen erleichtert den Abbau von gleitungsbedingten Spannungskonzentrationen und senkt dadurch die Schubfestigkeit des Meereises. Diese mit steigendem hydrostatischem Druck zunehmende Schubfestigkeitsminderung überwiegt die aus der druckbedingten Behinderung der Ribbildung rührende Festigkeitssteigerung anscheinend bereits bei wesentlich geringeren hydrostatischen Drücken ( $p < 10$  MPa) als bei reinem Eis (vgl. Richter-Menge, 1986).

Die anisotropiebedingten Effekte bei mehrachsiger Beanspruchung säulenförmigen Eises werden vermutlich im Meereis durch das Vorhandensein der Salzlagentaschen noch verstärkt, da sich diese im Korninnern in basalen Ebenen konzentrieren (vgl. Abb. 2.8). Entsprechendes gilt für die an den Korngrenzen ausgeschiedene Salzlauge. Die experimentellen Befunde hierzu sind allerdings nicht eindeutig. Während Timco und Frederking (1983 und 1984) für C2-Meereis eine wesentlich schlankere Versagensellipse für den ebenen Spannungszustand in Eisdeckenebene erhalten als für C2-Frischwassereis, kommen sie später (Timco und Frederking, 1986) für C2-Meereis zu dem Ergebnis, daß die Temperatur (und somit die Porosität) keinen Einfluß auf die Form der Versagensfläche im Spannungsraum hat. Die Abweichung der Form der Versagensfläche von der Rotationssymmetrie (um die hydrostatische Achse) kann als Maß für die Anisotropie des untersuchten Eises dienen.

Es sei in diesem Zusammenhang darauf hingewiesen, daß natürliche Meereisdecken hinsichtlich ihrer Anisotropieeigenschaften inhomogen sind, da sich die strukturelle Anisotropie erst im Verlauf des (ungestörten) Wachstums ausbildet. Hinzu kommt, daß Störungen des säulenförmigen Wachstums z.B. durch Einlagerung von granularen, aus

Schwebeis (*frazil*) gebildeten Schichten nicht ungewöhnlich sind (vgl. u.a. Timco und Frederking, 1983).

## 2.6 Materialmodelle für Eis

Die mechanischen Eigenschaften eines jeden Feststoffes, so auch von Eis, können durch Materialmodelle beschrieben werden. Materialmodelle stellen eine formelmäßige Verknüpfung der makroskopischen Variablen Spannung  $\sigma$ , Dehnung  $\varepsilon$  bzw. Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\varepsilon}$ , Temperatur  $T$  und Zeit  $t$  dar. Sie machen das mechanische Verhalten des beschriebenen Feststoffes einer numerischen Analyse zugänglich. Zu unterscheiden sind *physikalisch fundierte* und *phänomenologische* Materialmodelle.

*Physikalisch fundierte* Materialmodelle beinhalten die verschiedenen, an einer Gestaltänderung des Materials beteiligten Mechanismen und die strukturellen Veränderungen des Materials im Laufe der Gestaltänderung. Mit der Spannung  $\sigma$  als freier und der Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\varepsilon}$  als abhängiger Variabler (die umgekehrte Konstellation ist alternativ möglich) bestehen derartige Materialmodelle aus einem Satz gekoppelter Gleichungen der Form (Frost und Ashby, 1982)

$$\dot{\varepsilon} = f(\sigma, T, P_i, S_j) \quad (2.17)$$

$$\frac{dS_j}{dt} = g(\sigma, T, P_i, S_j) \quad (2.18)$$

Darin sind die  $P_i$  konstante Materialparameter (z.B. Moduln, Gitterkonstanten, Diffusionskonstanten, u.s.w.), während die  $S_j$  veränderliche Strukturparameter darstellen (z.B. Versetzungsdichte, Korngröße, u.s.w.). Die Dehnung  $\varepsilon$  ergibt sich hier durch Integration der Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\varepsilon}$  über die Zeit  $t$  für beliebige Verläufe von Spannung und Temperatur.

Rein *phänomenologische* Materialmodelle sind formelmäßige Beziehungen zwischen Spannung  $\sigma$ , Dehnung  $\varepsilon$ , Temperatur  $T$  und Zeit  $t$  z.B. der Form (Ashby und Duval, 1985)

$$\varepsilon = h(\sigma, T, t), \quad (2.19)$$

die durch Koeffizientenanpassung an beobachtetes Materialverhalten gewonnen werden. Die in der klassischen Elastizitäts- und Plastizitätstheorie verwendeten Materialmodelle von Hooke, Newton, Kelvin, Maxwell, Prandtl-Reuss oder Henky (vgl. z.B. Szabó, 1972) fallen unter diese Kategorie.

Unter den phänomenologischen Materialmodellen für Eis hat das Modell von Sinha (1978) weithin Anerkennung gefunden (Jordaan, 1986). Es beschreibt reines, polykristallines Eis als viskoelastisches, thermorheologisch einfaches Material

$$\begin{aligned} \varepsilon(\sigma, T, t) &= \varepsilon_e(\sigma) + \varepsilon_d(\sigma, T, t) + \varepsilon_v(\sigma, T, t) \\ &= \frac{\sigma}{E_0} + c \left( \frac{\sigma}{E_0} \right)^s \left[ 1 - \exp \left\{ -(a_T t)^b \right\} \right] + \dot{\varepsilon}_v^1 t \left| \frac{\sigma}{\sigma_1} \right|^n \end{aligned} \quad (2.20)$$

mit

$$a_T = \frac{1}{t_0} \exp \left( -\frac{Q}{RT} \right) \quad (2.21)$$

und

$$\dot{\varepsilon}_v^1 = A(\sigma_1) \exp \left( -\frac{Q}{RT} \right). \quad (2.22)$$

Die Dehnungsindizes in Gl. 2.20 stehen für elastisch ( $e$ ), verzögert (*delayed*) elastisch ( $d$ ) und viskos ( $v$ ).  $E_0$  ist der dynamische Elastizitätsmodul,  $a_T$  der Kehrwert der Relaxationszeit,  $\sigma_1$  die Einheitsspannung,  $Q$  die Aktivierungsenergie (in Gl. 2.21 und 2.22 gleich groß) und  $R$  die Gaskonstante. Aufgrund experimenteller Ergebnisse gibt Sinha (1978) die Exponenten in Gl. 2.20 an zu  $s = 1$ ,  $n = 3$  und  $b = 1/n$ .

Später verläßt Sinha (1982) die phänomenologische Ebene und interpretiert die drei Dehnungsterme in Gl. 2.20 physikalisch. Insbesondere wird der verzögert elastische Term Gleitprozessen an den Korngrenzen zugeordnet, die ihrerseits korngößenabhängig sind. Der Koeffizient  $c$  der verzögert elastischen Dehnung  $\varepsilon_d$  erhält dann die Form

$$c = c_1 \left( \frac{d}{d_1} \right) \quad (2.23)$$

mit der Korngröße  $d$  und der Einheitskorngröße  $d_1$ . Sinhas Modell (mit  $s = 1$ ) ähnelt einem Burgers-Körper (= Maxwell- und Kelvin-Körper in Reihe) mit nichtlinearen Dämpferelementen (Jordaan, 1986). Es beschreibt das Kriechverhalten von Eis im Bereich des primären und sekundären Kriechens unter niedrigen Spannungen ( $\sigma \leq 4.5$  MPa) und Temperaturen unter  $-10$  °C (Vinogradov, 1985 und 1987).

Beispiele für physikalisch fundierte Modelle sind die Kriechverzerrungsgeschwindigkeitsbeziehung von Michel (1978, 1980), die auf der Zunahme der freien Versetzungen und bevorzugter Verzerrung parallel zu den Basalebene der einzelnen Kristalle beruht oder die Verzerrungsgeschwindigkeitsgleichungen für die verschiedenen am Kriechverformungsvorgang beteiligten Mechanismen (Ashby, 1972; Goodman et al., 1981; Frost und Ashby, 1982), aus denen die o.g. (Kap. 2.1) Verformungsmechanismustafeln (vgl. Abb. 2.4 und 2.5) entwickelt wurden. Auf weitere Einzelheiten soll hier nicht eingegangen werden.

Der Gültigkeitsbereich der vorgenannten Modelle endet im Bereich der Mikrorißbildung. Eingeschlossen bis hin zum rißbedingten Versagen wird dieser Bereich hingegen im Modell von Szyszkowski und Glockner (1987). Basierend auf derselben, rein phänomenologischen Dehnungszerlegung wie das ursprüngliche Kriechmodell von Sinha (1978) (vgl. Gl. 2.20 erste Zeile) wird hier die bleibende (viskose bzw. permanente) Dehnung durch einen Schädigungsterm ergänzt. Der Schädigungsterm ist so formuliert, daß das unterschiedliche Bruchverhalten von Eis unter Druck- und Zugbelastung erfaßt wird.

Der Komplexität des Materialverhaltens von Eis tragen all diese die Viskoelastizität erfassenden Modelle dadurch Rechnung, daß Isotropie zugrunde gelegt wird. Im Sinne der Gln. 2.4 und 2.5 bedeutet dies, daß die Material- und Strukturparameter  $P_i$  und  $S_j$  als skalare Größen behandelt werden.

Wegen der Anisotropie des Eis-Monokristalls und, daraus folgend, des Eises in säulenförmig gewachsenen Eisdecken, sind zumindest einige der Material- und Strukturparameter tensorwertige Größen, so die Elastizitätsmoduln, Querdehnungszahlen oder auch der Schädigungsparameter. Materialmodelle, die sowohl das viskoelastische und spröde Verhalten von Eis als auch seine Anisotropie erfassen, sind nicht bekannt.

Um aus dem begrenzten Datenmaterial Rückschlüsse auf den Einfluß der Anisotropie des Eises ziehen zu können, wird in einer weiteren Untergruppe der phänomenologischen Materialmodelle auf die korrekte Beschreibung der viskoelastischen Eigenschaften von Eis verzichtet und ideal-plastisches bzw. elastisch-plastisches Verhalten zugrunde gelegt. Das starr-plastische Modell kann dabei als Spezialfall des elastisch-plastischen mit gegen Null gehender elastischer Nachgiebigkeit angesehen werden.

Wesentlicher Bestandteil dieser Materialmodelle ist die Formulierung eines Fließkriteriums  $f(\sigma_{ij}) = 0$ . (Das dem Fließkriterium entsprechende rheologische Elementarmodell ist das Reibelement). Durch ein solches Fließkriterium wird ein Bereich  $B$  im

Spannungsraum eingegrenzt, in dessen Innern, d.h. für alle Spannungszustände  $\sigma_{ij}$ , für die gilt  $f(\sigma_{ij}) < 0$ , sich das Material elastisch verhält, also nicht fließt. An der Oberfläche des Bereiches  $B$ , d.h. für alle  $\sigma_{ij}$  für die  $f(\sigma_{ij}) = 0$  erfüllt ist, tritt neben der elastischen Verformung plastisches Fließen auf. Bei allen derzeit für Eis bekannten Materialmodellen dieser Untergruppe wird die Gültigkeit der Normalitätsregel angenommen, d.h. es liegt das Fließgesetz nach Prandtl-Reuss zugrunde (vgl. Matthies, 1986 a; Häusler und Matthies, 1987):

$$(\dot{\epsilon}_{ij} - S_{ijkl}\dot{\sigma}_{kl})(\tau_{ij} - \sigma_{ij}) \leq 0 \quad \forall \tau_{ij} \in B = \{\tau_{ij} \mid f(\tau_{ij}) \leq 0\}. \quad (2.24)$$

In Gl. 2.24 ist  $\dot{\epsilon}_{ij}$  der Dehnungsgeschwindigkeitstensor,  $\sigma_{ij}$  der aktuelle Spannungstensor,  $\dot{\sigma}_{ij}$  seine zeitliche Ableitung,  $S_{ijkl}$  der elastische Nachgiebigkeitstensor und  $\tau_{ij}$  ein beliebiger Spannungstensor im durch  $f(\tau_{ij}) \leq 0$  gegebenen Bereich  $B$ .

$$\dot{\epsilon}_{ij} - S_{ijkl}\dot{\sigma}_{kl} = \dot{\epsilon}_{ij}^p \quad (2.25)$$

ist der plastische Dehnungsgeschwindigkeitsanteil. Die Normalitätsregel in der bekannteren Schreibweise

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \lambda \frac{\partial f(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2.26)$$

ist als Spezialfall implizit in Gl. 2.24 enthalten (Häusler und Matthies, 1987 und dort zitierte Literatur).

Die Unterschiede zwischen den verschiedenen Materialmodellen dieser Untergruppe bestehen in der Auswahl des Fließkriteriums. Eine Übersicht über die für Eis vorgeschlagenen Fließkriterien findet sich bei Vinogradov (1987). Ergänzt werden muß diese Übersicht noch um das „Tränentropfen“-Modell von Nadreau (Nadreau und Michel, 1986), das seine Stärke im Bereich sehr hoher hydrostatischer Drücke hat und das Modell von Karr, Law und Cox (im Druck), das vor allem im Zugspannungsbereich ein gutes Abbild der Eigenschaften von Eis liefert.

Einen breiten Raum (Vinogradov, 1987) nehmen die Fließflächen der Form (Riska, 1980)

$$f(\sigma_{ij}) = F_{ij}\sigma_{ij} + G_{ijkl}\sigma_{ij}\sigma_{kl} + H_{ijklmn}\sigma_{ij}\sigma_{kl}\sigma_{mn} \dots - 1 = 0 \quad (2.27)$$

und daraus abgeleitete Spezialfälle ein. Sie sind mathematisch einfach und ermöglichen die Beschreibung anisotropen Materialverhaltens und die unterschiedlicher Zug- und Druckfestigkeit. Der quadratische Spezialfall von Gl. 2.27

$$f(\sigma_{ij}) = F_{ij}\sigma_{ij} + G_{ijkl}\sigma_{ij}\sigma_{kl} - 1 = 0 \quad (2.28)$$

ist als Tsai-Wu-Kriterium bekannt (Tsai und Wu, 1971 in: Smith, 1974) und beschreibt eine Hyperfläche 2. Ordnung im Spannungsraum. Das ursprünglich für geschichtetes Felsgestein entwickelte Smith-Kriterium (Smith, 1974)

$$\begin{aligned} f(\sigma_{ij}) &= a_1(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + a_2(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + a_3(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \\ &+ a_4\sigma_{12}^2 + a_5\sigma_{23}^2 + a_6\sigma_{31}^2 \\ &+ a_7\sigma_{11} + a_8\sigma_{22} + a_9\sigma_{33} \\ &+ (a_{10}\sigma_{11} + a_{11}\sigma_{22} + a_{12}\sigma_{33})^2 - 1 = 0 \end{aligned} \quad (2.29)$$

ist der orthotrope Spezialfall des Tsai-Wu-Kriteriums (Gl. 2.28), das seine isotrope Entsprechung in dem von Reinicke (1977) für Eis vorgeschlagenen 3-Parameter-Kriterium

$$f(\sigma_{ij}) = aJ_2'(\sigma_{ij}) + bJ_1(\sigma_{ij}) + c[J_1(\sigma_{ij})]^2 - 1 = 0 \quad (2.30)$$

findet.

Eine weitere Vereinfachung des Smith-Kriteriums (Gl. 2.29), bestehend in dem Verzicht auf den dem Quadrat der Spur des Spannungstensors  $J_1(\sigma_{ij})$  in Gl. 2.30 entsprechenden Term, führt auf das ebenfalls ursprünglich für Felsgestein entwickelte Pariseau-Kriterium (Pariseau, 1972)

$$\begin{aligned} f(\sigma_{ij}) = & a_1(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + a_2(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + a_3(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \\ & + a_4\sigma_{12}^2 + a_5\sigma_{23}^2 + a_6\sigma_{31}^2 \\ & + a_7\sigma_{11} + a_8\sigma_{22} + a_9\sigma_{33} - 1 = 0 \end{aligned} \quad (2.31)$$

Im Gegensatz zum Smith-Kriterium (Gl. 2.29) ist mit dem Pariseau-Kriterium (Gl. 2.31) die Beschreibung einer endlichen hydrostatischen Druckfließspannung nicht mehr möglich, wenn gleichzeitig auch eine endliche hydrostatische Zugfließspannung beschrieben werden soll. Das Pariseau-Kriterium wurde erstmals von Reinicke und Ralston (1977) für Eis vorgeschlagen und ist auf verschiedene Sorten von Eis angewandt worden, so von Timco und Frederking (1984) und, in Tsai-Wu-Form ausgedrückt, von Varsta (1983). Bei Timco und Frederking (1986) findet es sich kombiniert mit dem von Mises-Kriterium, wobei letzteres für den Bereich höherer hydrostatischer Drücke verwendet wird.

Ein wesentlicher Mangel des elastisch-plastischen Materialmodells ist, daß die Zeitabhängigkeit des Materialverhaltens von Eis nicht abgebildet werden kann. Ein auch aus der Plastizitätstheorie der Umformtechnik her bekannter Behelf ist, Größe und Gestalt der Fließfläche im Spannungsraum als dehnungsgeschwindigkeitsabhängig zu betrachten (vgl. Ismar und Mahrenholtz, 1979). In gleicher Weise kann auch die Temperaturabhängigkeit in das Materialmodell eingebaut werden (vgl. Varsta, 1983). Der elastische Bereich  $B$  im Spannungsraum ist dann durch

$$B = \{\sigma_{ij} \mid f(\sigma_{ij}, \dot{\epsilon}_{ij}, T) \leq 0\} \quad (2.32)$$

definiert, wobei die Zeitabhängigkeit implizit im Parameter Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_{ij}$  enthalten ist.



## **Kapitel 3**

# **Materialmodell zur näherungsweise Beschreibung des mechanischen Verhaltens von schwimmenden Eisdecken aus säulenförmigem dotiertem Eis**

### **3.1 Anforderungen**

Ein Materialmodell, das die mechanischen Eigenschaften aus (einjährigem, säulenförmigem) Meereis oder dem Meereis ähnlichem Modelleis auch nur annähernd realistisch abbilden soll, sollte mindestens die folgenden Eigenschaften wiedergeben können:

- Orthotropie von Festigkeit, Elastizitätsmoduln und Querdehnungszahlen,
- Abhängigkeit der Festigkeit vom hydrostatischen Spannungsanteil, insbesondere unterschiedliche Druck- und Zugfestigkeit,
- Abhängigkeit der Festigkeit und der Elastizitätsmoduln von Temperatur, Dopentgehalt (Salzgehalt) und Gasgehalt bzw. Dichte,
- Zeit- bzw. Dehnungsgeschwindigkeitsabhängigkeit der Festigkeit.

Als Festigkeit oder Versagensspannung sei hier verstanden das Spannungsmaximum bzw. das erste Auftreten einer horizontalen Tangente im Spannungs-Dehnungs-Diagramm aus einem dehnungsgeregelten Festigkeitsversuch bei vorgegebener Orientierung des Spannungstensors im Spannungsraum. Der Begriff Elastizitätsmoduln wird hier im weiteren Sinne benutzt und schließt Schubmoduln ein.

### **3.2 Elastisch-plastisches Materialmodell mit quadratischer Versagensfläche im Spannungsraum**

Das einfachste phänomenologische Modell, das die o.g. Anforderungen bezüglich der Orthotropie von Festigkeit, Elastizitätsmoduln und Querdehnungszahlen, als auch hinsichtlich der Abhängigkeit der Festigkeit vom hydrostatischen Spannungsanteil erfüllt,

ist das elastisch-plastische Materialmodell nach Prandtl-Reuss (Gl. 2.24) in Verbindung mit einem orthotropen Elastizitäts- bzw. Nachgiebigkeitstensor und einer quadratischen Fließ- bzw. Versagensfläche im Spannungsraum (Tsai-Wu-Kriterium, Gl. 2.28).

Da Orthotropie zugrunde gelegt wird, sind von den 81 Elementen des Nachgiebigkeitstensors in der elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung

nur 9 signifikant. In Matrizenform und ausgeschrieben erhält Gl. 3.1 die Form

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{12} = \gamma_{12} \\ 2\varepsilon_{23} = \gamma_{23} \\ 2\varepsilon_{31} = \gamma_{31} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & -\frac{\nu_{31}}{E_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{E_{11}} & \frac{1}{E_{22}} & -\frac{\nu_{32}}{E_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_{11}} & -\frac{\nu_{23}}{E_{22}} & \frac{1}{E_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{Bmatrix} \quad (3.2)$$

$$\{\varepsilon^e\} = [S] \{\sigma\}$$

Die Matrix  $[S]$  in Gl. 3.2 ist symmetrisch. Es gilt daher

$$\frac{\nu_{12}}{E_{11}} = \frac{\nu_{21}}{E_{22}}, \quad \frac{\nu_{23}}{E_{22}} = \frac{\nu_{32}}{E_{33}} \quad \text{und} \quad \frac{\nu_{31}}{E_{33}} = \frac{\nu_{13}}{E_{11}}. \quad (3.3)$$

Der einfachste orthotrope Spezialfall des Tsai-Wu-Kriteriums (Gl. 2.28)

$$f(\sigma_{ij}) = F_{ij}\sigma_{ij} + G_{ijkl}\sigma_{ij}\sigma_{kl} - 1 = 0 \quad (3.4)$$

mit dem auch eine Abhängigkeit der Festigkeit vom hydrostatischen Spannungsanteil dargestellt werden kann, ist das Pariseau-Kriterium (Gl. 2.31).

Bekanntermaßen (vgl. Kap. 2.6) ist es mit dem Pariseau-Kriterium im Gegensatz zum vollständigeren Smith-Kriterium (Gl. 2.29) nicht möglich, endliche hydrostatische Versagensspannungszustände sowohl im Zug- als auch im Druckbereich darzustellen. Es konnte aber gezeigt werden, daß beide Formulierungen, die nach Smith und die nach Pariseau, im Bereich vorhandener Zugspannungen und im Bereich niedriger Druckspannungen ( $\sigma_{kk}/3$  nicht wesentlich größer als die einachsige Druckfestigkeit) nahezu gleiche Versagensspannungszustände beschreiben, wenn sie an denselben Satz Eisfestigkeitsdaten angepaßt werden (Häusler, 1983). In schwimmenden Eisdecken sind aber Eisober- und Eisunterseite unbelastet. Höhere hydrostatische Druckspannungen können daher bei Belastung einer Eisdecke durch ein Schiff oder ein Meeresbauwerk höchstens im unmittelbaren Kontaktbereich zwischen Eis und Struktur auftreten, wenn dort reibungsbedingt erhebliche Querdehnungsbehinderungen auftreten. Für die Zwecke der vorliegenden Untersuchung ist daher mit der Wahl des Pariseau-Kriteriums anstelle des Smith-Kriteriums keine wesentliche Einschränkung verbunden, obwohl letzteres die Versagenseigenschaften von Eis bei hohen hydrostatischen Drücken besser beschreibt.

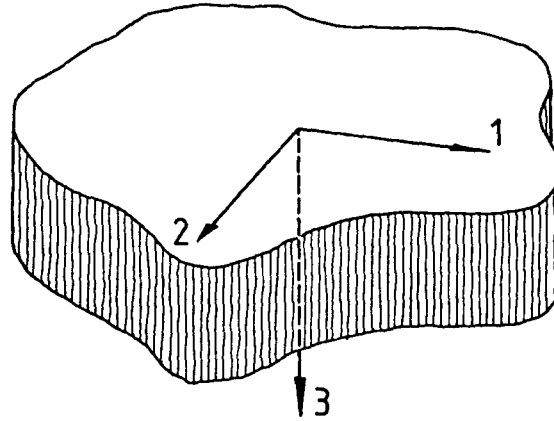


Abbildung 3.1: Eisdeckenfestes Koordinatensystem

Das Pariseau-Kriterium (Gl. 2.31) kann als Summe mit 9 signifikanten Koeffizienten  $a_k$  dargestellt werden

$$f(\sigma_{ij}) = \sum_{k=1}^9 [a_k g_k(\sigma_{ij})] - 1 \quad (3.5)$$

mit

$$\begin{aligned} g_1 &= (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 & g_2 &= (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 & g_3 &= (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \\ g_4 &= \sigma_{12}^2 & g_5 &= \sigma_{23}^2 & g_6 &= \sigma_{31}^2 \\ g_7 &= \sigma_{11} & g_8 &= \sigma_{22} & g_9 &= \sigma_{33} \end{aligned} \quad (3.6)$$

Zwischen den Koeffizienten  $a_k$  in Gl. 3.5 und den Elementen der Tensoren  $F_{ij}$  und  $G_{ijkl}$  in Gl. 3.4 bestehen die Beziehungen

$$\begin{aligned} G_{1111} &= a_1 + a_3 & G_{1122} &= G_{2211} = -a_1 \\ G_{2222} &= a_1 + a_2 & G_{2233} &= G_{3322} = -a_2 \\ G_{3333} &= a_2 + a_3 & G_{3311} &= G_{1133} = -a_3 \\ \\ G_{1212} &= G_{2121} = G_{1221} = G_{2112} = a_4/4 \\ G_{2323} &= G_{3232} = G_{2332} = G_{3223} = a_5/4 \\ G_{3131} &= G_{1313} = G_{3113} = G_{1331} = a_6/4 \end{aligned}$$

alle übrigen  $G_{ijkl} = 0$  sowie

$$F_{11} = a_7 \quad F_{22} = a_8 \quad F_{33} = a_9$$

und

$$F_{ij} = 0 \quad \text{für} \quad i \neq j. \quad (3.7)$$

Da die Eigenschaften von C2-(S2)-Eis beschrieben werden sollen, kann Planisotropie zugrunde gelegt werden. Die Anzahl der signifikanten Elemente des Nachgiebigkeitstensors  $S_{ijkl}$  in der elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Gl. 3.1) und der signifikanten Koeffizienten des Pariseau-Versagenskriteriums (Gl. 3.5) verringert sich dadurch auf je 5. Mit der 3-Richtung parallel zur Wachstumsrichtung (Abb. 3.1) gilt dann für die Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix  $[S]$  in Gl. 3.2

$$S_{11} = S_{22}, \quad S_{23} = S_{31}, \quad S_{55} = S_{66} \quad \text{und} \quad S_{44} = 2(S_{11} - S_{21}) \quad (3.8)$$

bzw.

$$\begin{aligned} E_{11} &= E_{22}, & G_{12} &= E_{11}/[2(1 + \nu_{12})], & G_{23} &= G_{31}, \\ \nu_{12} &= \nu_{21}, & \nu_{31} &= \nu_{32} & \text{und} & \nu_{13} &= \nu_{23}. \end{aligned} \quad (3.9)$$

Für die Koeffizienten  $a_k$  des Pariseau-Kriteriums in Gl. 3.5 ergibt sich

$$a_2 = a_3, \quad a_4 = 2(2a_1 + a_2), \quad a_5 = a_6 \quad \text{und} \quad a_7 = a_8. \quad (3.10)$$

Dies ist identisch mit der Form des Pariseau-Kriteriums, in der es von Reinicke und Ralston (1977) erstmals auf Eis angewandt wurde. Als Datenmaterial lagen dabei die Ergebnisse aus ein- und zweiachsigen Druckfestigkeitsversuchen mit säulenförmigem C2-Frischwasser-Eis von Frederking (1977) zugrunde.

### 3.3 Abhängigkeit der Festigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit

In grober Vereinfachung des Verlaufs der Festigkeit von Eis über der Dehnungsgeschwindigkeit werden hier für  $\dot{\epsilon} < 10^0 \text{ s}^{-1}$  nur zwei Dehnungsgeschwindigkeitsbereiche unterschieden (vgl. Abb. 2.6):

- Im Bereich hoher Dehnungsgeschwindigkeiten, gekennzeichnet durch sprödes Versagen, wird angenommen, daß die Festigkeit dehnungsgeschwindigkeitsunabhängig ist.
- Im Bereich niedriger Dehnungsgeschwindigkeiten, der durch duktilen Versagen gekennzeichnet ist, wird angenommen, daß die Festigkeit einem Potenzgesetz folgt

$$\sigma = \sigma_0 \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.11)$$

Darin ist  $\sigma_0$  eine Vergleichsfestigkeit und  $\dot{\epsilon}_0$  eine Vergleichsdehnungsgeschwindigkeit. Hier wird  $\dot{\epsilon}_0 = 10^0 \text{ s}^{-1}$ , die Einheitsdehnungsgeschwindigkeit, zugrunde gelegt.

Es wird weiterhin angenommen, daß der Exponent  $1/n$  in Gl. 3.11 abhängig ist vom Versagensmechanismus, der beim jeweiligen Spannungszustand festigkeitsbestimmend ist. In diesem Sinne kann auch die Festigkeit im spröden Versagensbereich (hohe Dehnungsgeschwindigkeit) als einem entarteten Potenzgesetz mit  $1/n = 0$  folgend betrachtet werden.

Der bei gegebener Orientierung des Spannungstensors und gegebener Dehnungsgeschwindigkeit jeweils niedrigere Wert, spröde oder duktil, sei festigkeitsbestimmend. Es wird somit ein in doppeltlogarithmischer Auftragung bilinearer Verlauf der Festigkeit über der Dehnungsgeschwindigkeit zugrunde gelegt.

### 3.4 Gesamtporosität als Schädigungsparameter

Es wird angenommen, daß, abgesehen vom Einfluß der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften der Eismatrix selbst (s.u. Kap. 3.5), Dopentgehalt (bzw. Salzgehalt), Temperatur und Dichte (bzw. Gasgehalt) keinen eigenständigen Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften des Eises haben, sondern nur indirekt über die im Zusammenwirken bestimmte Gesamtporosität  $\nu_t$  materialschwächend wirken. Dies bedeutet auch, daß

die chemische Zusammensetzung des jeweiligen Dopents keinen direkten Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften des gedopten Eises hat, sondern ebenfalls nur indirekt über die Phasenbeziehung des jeweiligen Systems Dopent–H<sub>2</sub>O wirkt. (Gilt nur für Dopents, die wie Meersalz im flüssigen Zustand mit H<sub>2</sub>O mischbar und im festen unmischbar sind). Verschiedene Kombinationen von Dopenttyp, Dopentgehalt, Temperatur und Dichte, die die gleiche Gesamtporosität ergeben, führen danach unter sonst gleichen Bedingungen zu gleichen mechanischen Eigenschaften, wenn diese bezüglich des Temperatureinflusses auf die Eismatrix korrigiert werden.

Die Gesamtporosität wird somit als übergreifender, die Einflüsse von Dopenttyp, Dopentgehalt, Temperatur und Dichte bzw. Gasgehalt umfassender Schädigungsparameter benutzt. Es wird angenommen, daß die porositätsbedingte Abminderung der Festigkeit richtungsunabhängig, für alle Spannungszustände gleich und durch

$$\sigma = \sigma_0 (1 - \sqrt{\nu_t})^2 \quad (3.12)$$

darstellbar ist. Gl. 3.12 ist der Form nach identisch mit der von Weeks und Assur (1967) vorgeschlagenen Beziehung für die Abhängigkeit der Festigkeit von säulenförmigem Meereis vom Salzlaugenvolumen  $\nu_b$  (Gl. 2.7). Die Beibehaltung der Form von Gl. 2.7 unter Anwendung auf die Gesamtporosität (Gl. 3.12) erscheint zulässig, weil Weeks und Assur bei der Herleitung von Gl. 2.7 den Einfluß der gasgefüllten Poren als vernachlässigbar betrachtet und somit das Salzlaugenvolumen gleich der Gesamtporosität gesetzt haben.

In entsprechender Weise wird für die Abhängigkeit der Elastizitätsmoduln, ebenfalls richtungsunabhängig, die Form von Gl. 2.8 übernommen

$$E = E_0 (1 - \nu_t)^4 \quad (3.13)$$

Die Gesamtporosität selbst läßt sich nach dem von Cox und Weeks (1982) für Meereis angegebenen Verfahren (s. Kap. 2.4.3) leicht aus Temperatur  $\vartheta$ , Dichte  $\rho$  und Salzgehalt  $S_I$  einer Eisprobe bestimmen (vgl. Gln. 2.9 bis 2.13). Bei bekannter Phasenbeziehung können die Funktionen  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  (Gln. 2.12 und 2.13) auch für beliebige Systeme Dopent–H<sub>2</sub>O angegeben werden. Die Gln. 2.9 bis 2.11 gelten damit auch für dem Meereis ähnliches, dotiertes Modelleis. Anstelle des Salzgehalts  $S_I$  ist dann der Dopentgehalt einzusetzen.

### 3.5 Temperatureinfluß auf die mechanischen Eigenschaften der Eismatrix

Der Feststoffanteil im Meereis und im meereisähnlichen, dotierten Modelleis besteht aus praktisch reinem Eis, wenn man von den geringen Mengen fester Salze absieht, die unterhalb der jeweiligen eutektischen Temperatur in den Salzlaugentaschen ausgeschieden werden (vgl. Kap. 2.4). Die mechanischen Eigenschaften von reinem Eis sind aber temperaturabhängig (vgl. Kap. 2.2.7). Es wird daher abweichend von der bisher üblichen Praxis (vgl. Kap. 2.4.3) davon ausgegangen, daß bei der Betrachtung der mechanischen Eigenschaften von Meereis neben dem Temperatureinfluß auf die Porosität auch der auf die Eigenschaften der Eismatrix berücksichtigt werden muß. Dabei wird angenommen, daß dieser Temperatureinfluß richtungsunabhängig ist.

Beim Temperatureinfluß auf die Eismatrix werden hier hinsichtlich der Festigkeit die Bereiche duktilen und spröden Versagens unterschieden (s.o. Kap. 3.3, Dehnungsgeschwindigkeit):

- Für den duktilen Versagensbereich wird angenommen, daß der Temperatureinfluß auf die Festigkeit durch eine Beziehung vom Arrhenius-Typ beschreibbar ist, wie beim thermisch aktivierten Kriechen (vgl. Gl. 2.3)

$$\sigma = \sigma_0 \exp \left[ \frac{Q}{Rn} \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]. \quad (3.14)$$

Hierin ist  $\sigma_0$  eine Vergleichsfestigkeit bei der Bezugstemperatur  $T_0$ ,  $Q$  die Aktivierungsenergie,  $R$  die Gaskonstante,  $n$  der Potenzgesetzexponent und  $T$  die jeweilige Temperatur. Als Bezugstemperatur wird  $T_0 = 273$  K, die Schmelztemperatur von Eis, gewählt.

- Im Bereich spröden Versagens wird in Anlehnung an die Gegebenheiten beim spröden Zugversagen (vgl. Gl. 2.4) eine lineare Abhängigkeit der Festigkeit von der Temperatur angenommen

$$\sigma = \sigma_0 [1 - c_T(T - T_0)]. \quad (3.15)$$

$\sigma_0$  ist hierin ebenfalls eine Vergleichsfestigkeit bei der Bezugstemperatur  $T_0 = 273$  K und  $c_T$  ein Temperaturkoeffizient.  $c_T$  muß als abhängig von der Eisstruktur angesehen werden, z.B. von der Korngröße. Da hier strukturell ähnliches Eis behandelt wird, wird  $c_T$  als konstant betrachtet. Eine Unterscheidung zwischen sprödem Zugversagen und sprödem Druckversagen, wie sie Michel (1978) macht (vgl. Kap. 2.2.7), wird hier aus Gründen der Vereinfachung nicht getroffen.

Für die Temperaturabhängigkeit der Eismatrix hinsichtlich der Elastizitätsmoduln wird die von Michel (1978) angegebene Beziehung (Gl. 2.6) übernommen

$$E = E_0 [1 - 1.28 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1} (T - T_0)]. \quad (3.16)$$

$E_0$  ist hierin ein Vergleichs-Elastizitätsmodul bei der Bezugstemperatur  $T_0 = 273$  K. Die Abhängigkeit in Gl. 3.16 wird als richtungsunabhängig angenommen.

### 3.6 Vergleichsfestigkeiten und Vergleichselastizitätsmodul

In Zusammenfassung der oben (Kap. 3.3 bis 3.5) beschriebenen Abhängigkeiten wird angenommen, daß sich für jeden Spannungszustand zwei Vergleichsfestigkeiten angeben lassen: eine für duktilen Versagen  $\sigma_0^d$  und eine für sprödes Versagen  $\sigma_0^s$ . Diese Vergleichsfestigkeiten beschreiben die dem Spannungszustand entsprechende Festigkeit von einem imaginären, in seiner Struktur dem Meereis ähnlichen Eis bei Bezugstemperatur  $T_0 = 273$  K und bei Bezugsdehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_0 = 10^0 \text{ s}^{-1}$  für sprödes bzw. duktilen Versagen. Mit Hilfe der Vergleichsfestigkeiten läßt sich für den jeweiligen Spannungszustand für jede Parameterkombination von Gesamtporosität, Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit die Festigkeit für duktilen Versagen

$$\sigma^d = \sigma_0^d (1 - \sqrt{\nu_t})^2 \exp \left[ \frac{Q}{Rn} \left( \frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \left( \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (3.17)$$

und die Festigkeit für sprödes Versagen

$$\sigma^s = \sigma_0^s (1 - \sqrt{\nu_t})^2 [1 - c_T(T - T_0)] \quad (3.18)$$

ermitteln. Festigkeitsbestimmend ist die Versagensform, die den betragsmäßig kleineren Festigkeitswert liefert

$$\sigma = \operatorname{sgn}(\sigma^d) \min(|\sigma^d|, |\sigma^s|) \quad (3.19)$$

Den vorstehenden Annahmen liegt die Hypothese zugrunde, daß sich bei Eis einer bestimmten Struktur aus jeder beliebigen, gemessenen Festigkeit durch Umkehrung der Gln. 3.17 bzw. 3.18 eine dem jeweiligen Spannungszustand und Versagenstyp zugehörige Vergleichsfestigkeit ermitteln läßt, die unabhängig ist von Dehnungsgeschwindigkeit, Temperatur und Gesamtporosität und somit auch unabhängig von Dopentgehalt und Dopentyp. Die Verifikation dieser Hypothese, insbesondere auch was die Unabhängigkeit vom Dopentyp betrifft, ist Bestandteil des experimentellen Teils der vorliegenden Untersuchung.

In entsprechender Weise wird angenommen, daß sich Vergleichselastizitätsmoduln  $E_0$  angeben lassen, mit deren Hilfe die Elastizitätsmoduln für jede Parameterkombination von Temperatur und Gesamtporosität über die Beziehung

$$E = E_0 (1 - \nu_t)^4 [1 - 1.28 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1} (T - T_0)] \quad (3.20)$$

ermittelt werden können. Da weiterhin angenommen wird, daß die Querdehnungszahlen unabhängig von Temperatur (vgl. Hutter, 1983) und Gesamtporosität sind, ergibt sich der temperatur- und porositätsabhängige Nachgiebigkeitstensor zu

$$S_{ijkl} = a(\nu_t, T) S_{0ijkl} \quad (3.21)$$

bzw. die entsprechende Nachgiebigkeitsmatrix zu

$$[S] = a(\nu_t, T) [S_0] \quad (3.22)$$

mit

$$a(\nu_t, T) = \frac{1}{(1 - \nu_t)^4 [1 - 1.28 \times 10^{-3} \text{ K}^{-1} (T - T_0)]} \quad (3.23)$$

Die  $E_0$  und  $S_{0ijkl}$  bzw.  $[S_0]$  gelten für das oben beschriebene, imaginäre Eis bei Schmelztemperatur  $T_0 = 273 \text{ K}$ .

### 3.7 Berücksichtigung der Parameter Gesamtporosität Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit im elastisch-plastischen Materialmodell

Das gewählte elastisch-plastische Materialmodell ist grundsätzlich nicht geeignet, das zeitabhängige mechanische Verhalten von Eis zu beschreiben. Um diesem Mangel zu begegnen, wird die aus der Umformtechnik her bekannte Praxis, Größe und Gestalt der Versagensfläche im Spannungsraum als dehnungsgeschwindigkeitsabhängig zu betrachten (vgl. Ismar und Mahrenholtz, 1979), übernommen. In gleicher Weise werden auch die Parameter Gesamtporosität und Temperatur berücksichtigt. Reduziert auf Planisotropie in der 1-2-Ebene lautet Gl. 3.5 dann

$$f(\sigma_{ij}, \dot{\epsilon}, \nu_t, T) = \sum_{k=1}^5 [b_k(\dot{\epsilon}, \nu_t, T) h_k(\sigma_{ij})] - 1 \quad (3.24)$$

mit (vgl. Gln. 3.6 und 3.10)

$$\begin{aligned}
 h_1 &= (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 4\sigma_{12}^2 &= g_1 + 4g_4 \\
 h_2 &= (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2\sigma_{12}^2 &= g_2 + g_3 + 2g_4 \\
 h_3 &= \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2 &= g_5 + g_6 \\
 h_4 &= \sigma_{11} + \sigma_{22} &= g_7 + g_8 \\
 h_5 &= \sigma_{33} &= g_9
 \end{aligned} \tag{3.25}$$

Für die dehnungsgeschwindigkeitsunabhängige Spannungs-Dehnungs-Beziehung (Gl. 3.1) gilt dementsprechend

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = S_{ijkl}(\nu_t, T) \sigma_{kl} \tag{3.26}$$

in Verbindung mit den Einschränkungen hinsichtlich Symmetrie (Gln. 3.3) und Planisotropie (Gln. 3.8).

Aus Vereinfachungsgründen wird im Rahmen der vorliegenden Untersuchung allerdings nicht versucht, den funktionalen Zusammenhang zwischen den Pariseau-Koeffizienten  $b_k$  in Gl. 3.24 und den Parametern Dehnungsgeschwindigkeit, Temperatur und Gesamtporosität geschlossen anzugeben. Stattdessen werden die Koeffizienten  $b_k$  für diskrete Parameterkombinationen bestimmt. Der Koeffizientenbestimmung liegen dabei Festigkeitsdatensätze zugrunde, die über die Gln. 3.17 bis 3.19 aus den entsprechenden Vergleichsfestigkeitswerten ermittelt sind.

### 3.8 Ermittlung der Koeffizienten der planisotropen Pariseau-Versagensfläche und der Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix und dazu erforderliche Versuche

Zur Bestimmung der 5 signifikanten Koeffizienten der planisotropen Pariseau-Versagensfläche (Gl. 3.24) ist die Angabe von mindestens 5 Festigkeiten erforderlich. Davon muß mindestens eine im eisdeckenfesten Koordinatensystem (Abb. 3.1) eine der beiden Schubspannungen parallel zur 3-Achse (= Wachstumsrichtung)  $\sigma_{13}$  bzw.  $\sigma_{23}$  in endlicher Größe enthalten.

Zur Wiedergabe der Anisotropie und der Abhängigkeit vom hydrostatischen Spannungsanteil bieten sich als einfachste Festigkeiten einachsige Zug- und Druckfestigkeiten senkrecht (1- bzw. 2-Richtung) und parallel (3-Richtung) zur Wachstumsrichtung an:

- $C_1$  – einachsige Druckfestigkeit senkrecht zur Wachstumsrichtung,
- $T_1$  – einachsige Zugfestigkeit senkrecht zur Wachstumsrichtung,
- $C_3$  – einachsige Druckfestigkeit parallel zur Wachstumsrichtung,
- $T_3$  – einachsige Zugfestigkeit parallel zur Wachstumsrichtung.

Damit sind in Gl. 3.24 die Koeffizienten  $b_1, b_2, b_4$  und  $b_5$  bestimmt. Als einfachste Festigkeit zur Bestimmung des Schubkoeffizienten  $b_3$  bietet sich die einachsige Druckfestigkeit unter  $45^\circ$  zur Wachstumsrichtung an (*off-axis test*):

- $S_{13}$  – einachsige Druckfestigkeit unter  $45^\circ$  zur Wachstumsrichtung.

Eine zuverlässigere Beschreibung der Festigkeitseigenschaften insbesondere im Bereich mehrachsiger Beanspruchung gewinnt man, wenn die Versagensflächenkoeffizienten nach der Methode der kleinsten Fehlerquadratsumme an einen Festigkeitsdatensatz angepaßt werden, der auch mehrachsige Festigkeitswerte enthält und dessen Umfang  $m$  größer ist

als die Anzahl der zu bestimmenden Koeffizienten. Minimiert wird zweckmäßigerweise die Versagensfunktion selbst, da für einen Versagensspannungszustand  $\sigma_{ij}^y$  definitionsgemäß gilt  $f(\sigma_{ij}^y) = 0$ . Die Versagensflächenkoeffizienten  $b_k$  in Gl. 3.24 ergeben sich dann in der üblichen Weise durch partielle Ableitung der Minimumaufgabe

$$r = \sum_{l=1}^m \left\{ \sum_{k=1}^m [o_k n_k(\sigma_{ij}^l)] - 1 \right\} = \min, \quad m > 5 \quad (3.27)$$

nach den Koeffizienten  $b_k$ . Die  $\sigma_{ij}^l$  in Gl. 3.27 sind die  $m$  verschiedenen Festigkeitswerte. Bei der Pariseau-Versagensfunktion (Gl. 3.24) ist das durch die partiellen Ableitungen  $\partial F / \partial b_k$  gebildete Gleichungssystem linear und kann leicht geschlossen gelöst werden.

Bei der Auswahl der ergänzenden Festigkeiten ist es zweckmäßig, Spannungszustände mit mäßigem hydrostatischem Druckspannungsanteil zu wählen, weil solche mit einem hohen Anteil an hydrostatischem Druck naturgemäß von der Pariseau-Versagensfläche schlecht oder gar nicht abgebildet werden können. Außerdem sind letztere Spannungszustände für die Zwecke der vorliegenden Untersuchung auch von geringem Interesse. Als markante Punkte im Spannungsraum bieten sich hier an die Festigkeiten unter zweiachsiger Beanspruchung mit  $\sigma_{11} = \sigma_{22}, \sigma_{33} = 0$  und  $\sigma_{11} = \sigma_{33}, \sigma_{22} = 0$ . Versuchstechnisch sind, wie unten (Kap. 4.2) dargelegt ist, davon bei Eis nur die beiden zweiachsigen Druckfestigkeiten realisierbar:

- $B_{12}$  – zweiachsige Druckfestigkeit in der Eisdeckenebene:  
 $\sigma_{11} = \sigma_{22}$ , alle anderen  $\sigma_{ij} = 0$ ,
- $B_{13}$  – zweiachsige Druckfestigkeit in einer Ebene parallel zur Wachstumsrichtung:  
 $\sigma_{11} = \sigma_{33}$ , alle anderen  $\sigma_{ij} = 0$ .

Als weitere ergänzende Festigkeiten kommen infrage:

- zweiachsige Druckfestigkeiten mit Hauptspannungsverhältnissen  $\sigma_{II} : \sigma_I \neq 1$ ,  $\sigma_{III} : \sigma_I = 0$
- dreiachsige Druckfestigkeiten mit mäßigen hydrostatischen Drücken. Unter mäßig werden hier hydrostatische Drücke verstanden, die die bei zweiachsiger Belastung auftretenden nicht wesentlich überschreiten.

Für jede der vorgenannten Festigkeiten sind durch geeignete Parametervariation die beiden Vergleichsfestigkeitswerte  $\sigma_0^d$  und  $\sigma_0^s$  (s.o. Kap. 3.6) und der Potenzgesetzexponent für duktile Verformung  $n$  (Gl. 3.17) zu bestimmen. Die Aktivierungsenergie  $Q$  in Gl. 3.17 ergibt sich aus der Temperaturabhängigkeit aller Festigkeiten mit duktilem Versagen, der Temperaturkoeffizient  $c_T$  in Gl. 3.18 entsprechend aus allen mit sprödem Versagen.

Die Elemente des Vergleichsnachgiebigkeitstensors bzw. der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix sind bestimmbar durch Längs- und Querdehnungsmessungen bei den einachsigen Festigkeitsversuchen parallel, senkrecht und unter  $45^\circ$  zur Wachstumsrichtung.

### 3.9 Anwendbarkeitsgrenzen

Eine Beschränkung erfährt das hier vorgestellte Materialmodell im Temperaturbereich dicht unterhalb der Schmelztemperatur, insbesondere in Eisschichten nahe der Unterseite einer schwimmenden Eisdecke. Durch das mit Annäherung an die Schmelztemperatur wachsende Laugenvolumen sind die Poren in zunehmendem Maße miteinander verbunden. Das Eis zerfällt schließlich in Einzelkristalle, die weitgehend von Flüssigkeit

umgeben sind und Starrkörperbewegungen gegeneinander ausführen können. Das Modell des geschädigten Festkörpers trägt hier nicht mehr.

Die die Anwendbarkeit des Materialmodells einschränkenden Bedingungen sind stets gegeben in der Wachstumsschicht einer Eisdecke. Die beim Eiswachstum ausgeschiedene Lauge steht hier in Verbindung mit dem unter der Eisdecke befindlichen Wasserkörper, was der Umnetzung der Einzelkristalle förderlich ist. In dünnen Eisdecken, die eine längere Antauperiode erfahren haben, so z.B. in auf Modellfestigkeit konditionierten Modelleisdecken, kann der Bereich, in dem die Einzelkristalle weitgehend voneinander getrennt sind, die gesamte Eisdecke umfassen.

## Kapitel 4

# Lösung versuchstechnischer Probleme bei der Ermittlung der ein- und mehrachsigen Festigkeitseigenschaften von Eis

### 4.1 Besonderheiten und Randbedingungen

Bei der Ermittlung der Festigkeitseigenschaften von Eis sind einige Besonderheiten und Randbedingungen zu beachten:

- Eis hat häufig ein recht grobes Korn. Korndurchmesser von  $d \geq 10$  mm sind in gewachsenen Eisdecken oft anzutreffen. Um gemessene Festigkeiten unabhängig von der zufälligen Orientierung einzelner Körner zu halten, soll der charakteristische Querschnitt eines zu untersuchenden Prüflings das 10- bis 15-fache des Korndurchmessers nicht unterschreiten (Schwarz et al., 1981). Dies führt zu recht großen Proben.
- Durch seinen absolut gesehen niedrigen Elastizitätsmodul und, bedingt durch die hohe homologe Temperatur, seine Neigung zum Kriechen bei gleichzeitig stark ausgeprägter Sprödigkeit sind Dehnungsmessungen an Eis schwierig. Aufnehmersysteme mit gemessen an Eis hoher Eigensteifigkeit (DMS, Spitzen-Dehnungsaufnehmer mit Blattfeder-Meßglied auf DMS-Basis) sind nur bedingt geeignet.
- Da das Materialverhalten von Eis druckabhängig ist, ist bei mehrachsigen Festigkeitsuntersuchungen neben einer Variation des deviatorischen Spannungsanteils auch eine Variation des hydrostatischen Anteils erforderlich. In Analogie zur Spannungsentwicklung im Eis beim Eisbrechen ist es dabei zweckmäßig, den Prüfling so zu belasten, daß nur der Betrag des zugehörigen Spannungstensors variiert wird, nicht aber seine Orientierung im Spannungsraum.
- Bei der Lasteintragung ist die Querdehnungsbehinderung zu minimieren.
- Der viskoelastischen Eigenschaften von Eis wegen ist es erforderlich, die Dehnungen bzw. die Dehnungsgeschwindigkeiten in der Eisprobe korrekt zu erfassen. Die in der konventionellen Materialprüftechnik häufig benutzte nominelle Dehnung

$$\varepsilon = \frac{u}{l} \quad (4.1)$$

# Kapitel 4

## Lösung versuchstechnischer Probleme bei der Ermittlung der ein- und mehrachsigen Festigkeitseigenschaften von Eis

### 4.1 Besonderheiten und Randbedingungen

Bei der Ermittlung der Festigkeitseigenschaften von Eis sind einige Besonderheiten und Randbedingungen zu beachten:

- Eis hat häufig ein recht grobes Korn. Korndurchmesser von  $d \geq 10$  mm sind in gewachsenen Eisdecken oft anzutreffen. Um gemessene Festigkeiten unabhängig von der zufälligen Orientierung einzelner Körner zu halten, soll der charakteristische Querschnitt eines zu untersuchenden Prüflings das 10- bis 15-fache des Korndurchmessers nicht unterschreiten (Schwarz et al., 1981). Dies führt zu recht großen Proben.
- Durch seinen absolut gesehen niedrigen Elastizitätsmodul und, bedingt durch die hohe homologe Temperatur, seine Neigung zum Kriechen bei gleichzeitig stark ausgeprägter Sprödigkeit sind Dehnungsmessungen an Eis schwierig. Aufnehmersysteme mit gemessen an Eis hoher Eigensteifigkeit (DMS, Spitzen-Dehnungsaufnehmer mit Blattfeder-Meßglied auf DMS-Basis) sind nur bedingt geeignet.
- Da das Materialverhalten von Eis druckabhängig ist, ist bei mehrachsigen Festigkeitsuntersuchungen neben einer Variation des deviatorischen Spannungsanteils auch eine Variation des hydrostatischen Anteils erforderlich. In Analogie zur Spannungsentwicklung im Eis beim Eisbrechen ist es dabei zweckmäßig, den Prüfling so zu belasten, daß nur der Betrag des zugehörigen Spannungstensors variiert wird, nicht aber seine Orientierung im Spannungsraum.
- Bei der Lasteintragung ist die Querdehnungsbehinderung zu minimieren.
- Der viskoelastischen Eigenschaften von Eis wegen ist es erforderlich, die Dehnungen bzw. die Dehnungsgeschwindigkeiten in der Eisprobe korrekt zu erfassen. Die in der konventionellen Materialprüftechnik häufig benutzte nominelle Dehnung

$$\varepsilon = \frac{u}{l} \quad (4.1)$$

mit der Probenlänge  $l$  und dem Vorschub der Belastungseinrichtung  $u$  ist verfälscht durch die elastische Verformung des Belastungsrahmens und somit abhängig von dessen Steifigkeit (vgl. Sinha und Frederking, 1979; Sinha, 1981; Häusler, 1977).

- Zugfestigkeiten sollten nur durch direkte Zugversuche ermittelt werden (Mellor, 1983). Wegen der Sprödigkeit von Eis sind hier die sonst üblichen Greifmechanismen zur Zuglasteintragung ungeeignet.

## 4.2 Dreiachsige Materialprüfeinrichtung mit bürstenförmigen Lastplatten

Ein wesentlicher Bestandteil der vorliegenden Untersuchung ist die Entwicklung einer dreiachsigen Materialprüfeinrichtung für Eis.

Zur Ermittlung der Festigkeitseigenschaften von Felsgestein, Boden oder Beton unter mehrachsiger Beanspruchung wird üblicherweise die sogenannte Standard-Triaxialzelle eingesetzt: ein Druckbehälter, in dem ein zylindrischer Prüfling neben einer axialen Druck- oder Zugspannung  $\sigma_x$  auch einem hydraulischen Manteldruck  $\sigma_y = \sigma_z = -p$  ausgesetzt wird. Der geniale Entwurf stammt von v. Kármán (1911). Spätere Modifikationen dienten nur der Verbesserung im Detail. Für Eis ist die Standard-Triaxialzelle verschiedentlich eingesetzt worden (Haynes, 1973; Jones, 1978; Fokeyev, 1976; Cox und Richter-Menge, 1985; Richter-Menge et al., 1986). Nachteilig an der Standard-Triaxialzelle ist die Beschränkung auf Spannungszustände des Typs  $\sigma_x \neq 0, \sigma_y = \sigma_z \leq 0$  insbesondere bei anisotropem Eis.

Beliebige Spannungszustände sind möglich bei der Verwendung würfel- oder quaderförmiger Proben. Die erste Materialprüfeinrichtung dieser Kategorie wurde von L. Föppl (1900, zitiert in: Linse, 1975) vorgestellt: ein zweiachsiger Belastungsrahmen mit, zur Minderung der Querdehnungsbehinderung, geschmierten starren Lastplatten. In Verbindung mit dem gesteigerten Interesse an den Festigkeitseigenschaften von Beton unter mehrachsiger Beanspruchung, das v.a. durch die Sicherheitserfordernisse beim Bau ziviler Kernkraftwerke hervorgerufen wurde, kamen seit Beginn der 60er Jahre einige weitere technische Lösungen dieses Versuchstyps hinzu (vgl. Gerstle et al., 1976):

- hydraulische Kissen (*fluid cushions*) – Lasteintrag hydraulisch über Membran,
- elastische Kissen (*elastic pads*) – Lasteintrag über ein Bündel frei beweglicher Stahlstempel, die sich auf einem elastisch nachgiebigen Kissen abstützen,
- bürstenförmige Lastplatten – starre Lastplatten, zerlegt in eine Matrix schlanker, biegeweicher Stäbe (Borsten).

Auch im Hinblick auf Eis verdienen die bürstenförmigen Lastplatten besondere Beachtung. Das Konzept wurde von Hilsdorf (1965) vorgestellt und hat sich bei zwei- und dreiachsigen Festigkeitsuntersuchungen an Beton (z.B. Kupfer und Zelger, 1973; Linse, 1975; Linse und Aschl, 1976) auch im Vergleich mit anderen Versuchsverfahren (Gerstle et al., 1976) bewährt.

Die schlanken Stäbe, aus denen die bürstenförmigen Lastplatten zusammengesetzt sind, sind in Längsrichtung sehr steif und vermitteln so einen Lasteintrag ähnlich einer starren Lastplatte. Da aber zwischen den einzelnen, am Fußende starr eingespannten Stäben (Borsten) ein Spalt freigelassen wird, ist ihr Kopfende biegeweich quer verschieblich. Die Stäbe können somit der Querdehnung einer belasteten Probe leicht folgen,

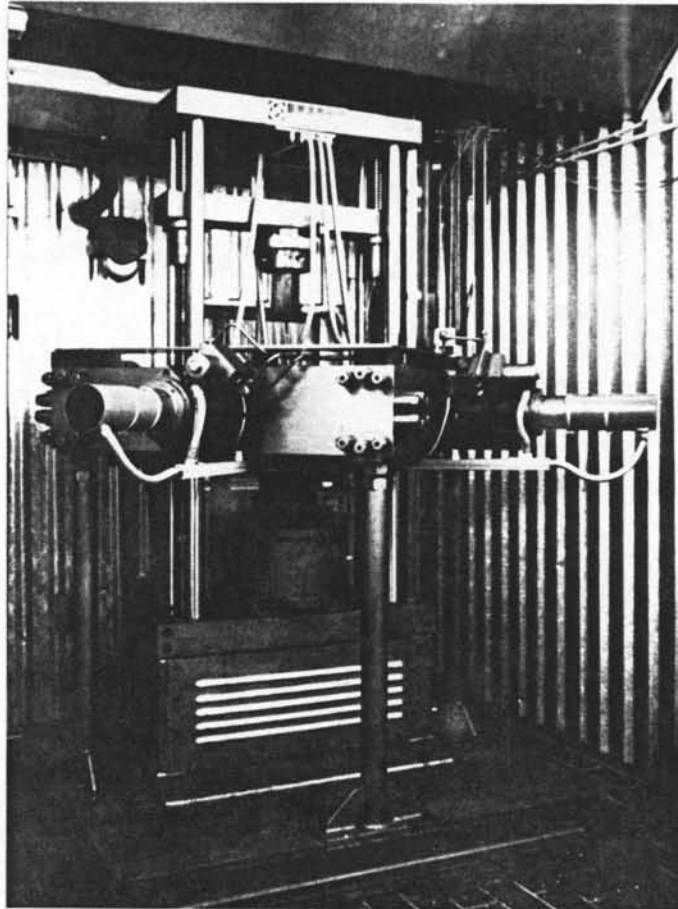


Abbildung 4.1: Dreiachsiger Belastungsrahmen für Eis, Gesamtansicht (aus: Häusler, 1981)

ohne sie wesentlich zu behindern. Durch diese Eigenschaft der bürstenförmigen Lastplatten, der Formänderung der belasteten Oberfläche folgen zu können, sind dreiachsige Belastungsversuche sogar an kompressiblen Materialien möglich, ohne daß sich die Lastplatten der drei Lastachsen gegenseitig behindern. In jedem Fall bleiben zumindest die Kanten des Prüflings für Dehnungsmessungen zugänglich. Auch die Verschiebung der Stäbe gegeneinander kann für Dehnungsmeßzwecke genutzt werden (Linse, 1975).

Die Ähnlichkeiten im Materialverhalten von Beton und Eis legen die Verwendung der bürstenförmigen Lastplatten auch für mehrachsige Festigkeitsversuche an Eis nahe. Die im folgenden beschriebene dreiachsige Materialprüfeinrichtung (Abbn. 4.1, 4.2 und 4.3) ist mit speziell für Eis entworfenen bürstenförmigen Lastplatten (s.u. Kap. 4.3) ausgerüstet (vgl. u.a. Häusler, 1981, 1982 und 1986 a). Sie ist ausgelegt für würfelförmige Proben von  $a = 69.8$  mm Kantenlänge. Abb. 4.4 zeigt die Anordnung der bürstenförmigen Lastplatten für einen dreiachsigen Druckfestigkeitsversuch.

Der dreiachsige Belastungsrahmen besteht in seiner vertikalen Achse aus einer konventionellen, schraubenspindelgetriebenen Universalprüfmaschine (Schenck-Trebel RME 100) mit 100 kN Maximallast. Die beiden zueinander rechtwinkligen, horizontalen Achsen sind gemeinsam in einem quadratischen, massiven Stahlrahmen untergebracht, der die vertikale Achse umschließt (Abb. 4.3). Als Antrieb dient je ein Servohydraulik-Zylinder mit ca. 125 kN Maximallast (Frieeseke & Hoepfner, LUKAS SERVO-SET SZK-DL 100/63/150-280-1/F50W So). Der Stahlrahmen ist so dimensioniert, daß in

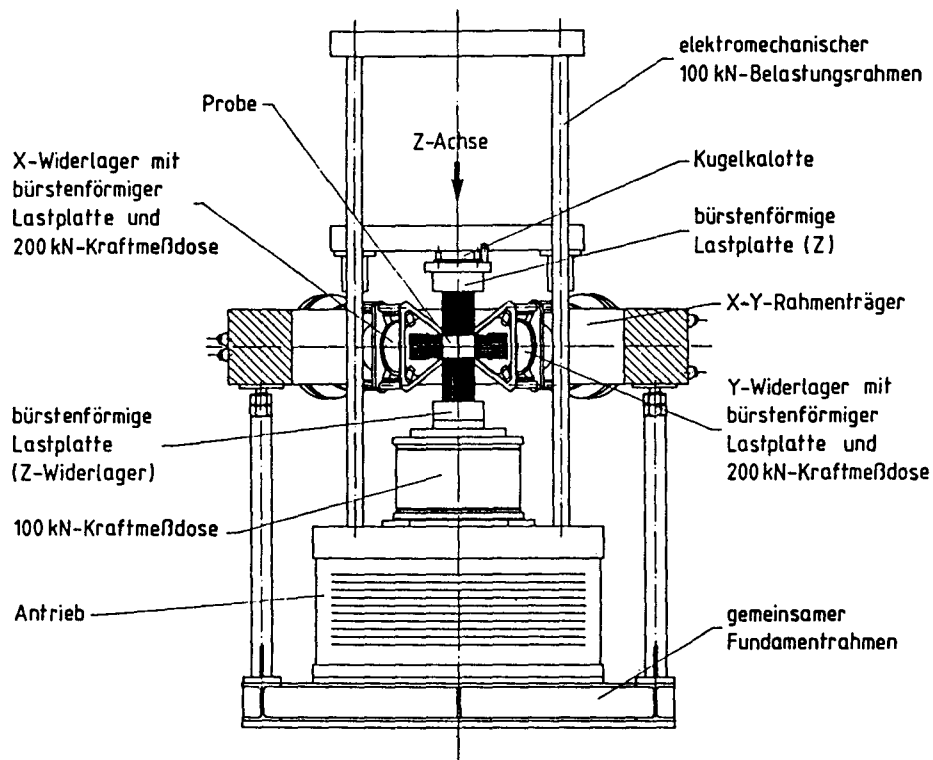


Abbildung 4.2: Dreiachsiger Belastungsrahmen für Eis, Seitenansicht,  $x$ - $y$ -Rahmen (horizontal) aufgeschnitten

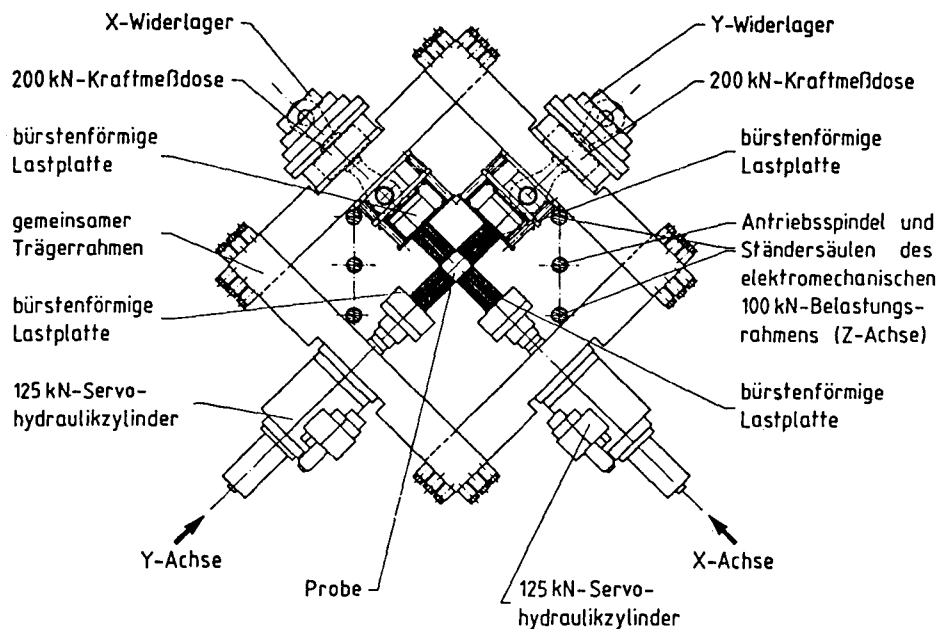


Abbildung 4.3: Dreiachsiger Belastungsrahmen für Eis, Draufsicht,  $x$ - $y$ -Rahmen (horizontal)

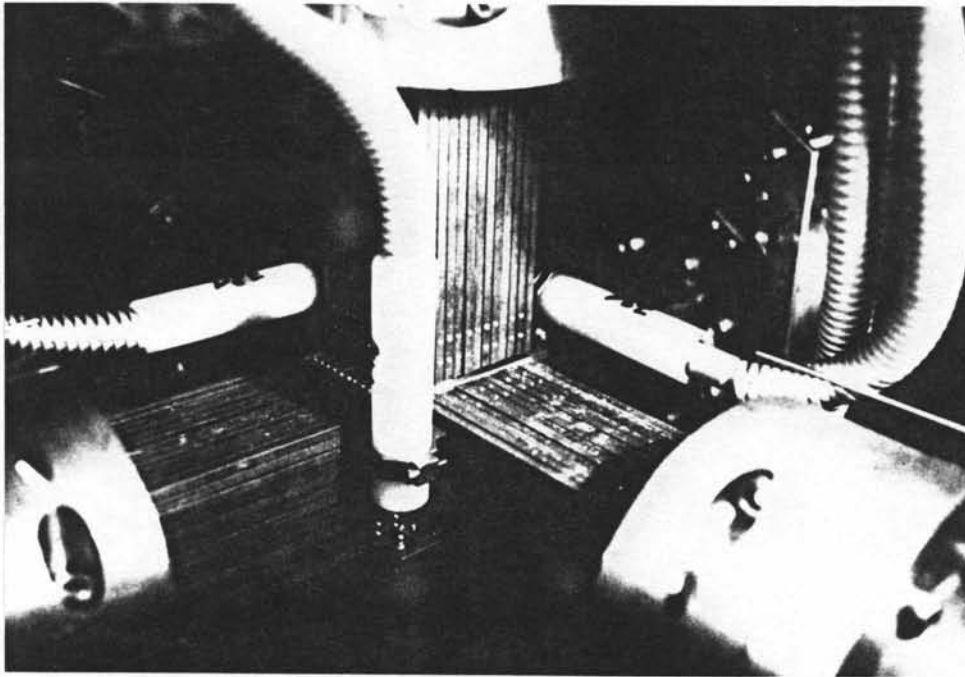


Abbildung 4.4: Anordnung der bürstenförmigen Lastplatten für einen dreiachsigen Druckfestigkeitsversuch mit würfelförmiger Probe. An drei der Lastplatten sind induktive Wegaufnehmer zur Verschiebungsmessung angebracht (aus: Häusler, 1981).

Feldmitte unter 104 kN Drucklast in der einen Achsrichtung und gleichzeitig wirkend 52 kN Zuglast in der anderen Achsrichtung die Relativverschiebung zwischen den gegenüberliegenden Rahmenträgern rechnerisch 0.67 mm beträgt. Bei 104 kN Drucklast auf beiden Achsen beträgt die rechnerische Relativverschiebung 0.14 mm.

Vertikale Achse und horizontale Achsen sind auf einem gemeinsamen Fundamentrahmen montiert. In Anlehnung an Linse (1975) sind die Achsen starr (monolithisch), rechtwinklig zueinander ausgerichtet. Die Widerlagerlastplatten bilden dadurch drei aneinander grenzende Seitenflächen eines Hohlwürfels (Zimmerecke).

Die Kraftmeßglieder sind in die Widerlager integriert. Bei der vertikalen Achse steht die Widerlagerlastplatte auf der (herstellerseitig) durch Federstahlmembrane parallelgeführten 100 kN Kraftmeßdose. Die horizontalen Widerlagerlastplatten sind in je 6 Stahlblattfedern radial und axial einstellbar aufgehängt (Abb. 4.5). In Belastungsrichtung stützen sie sich über je eine als Pendelstütze angeordnete, axial einstellbare 200 kN Zug-Druck-Kraftmeßdose auf dem Horizontalrahmen ab (Abb. 4.6).

Die querhauptseitige (= obere), aktive Lastplatte der vertikalen Achse ist in einer Kugelkalotte gelagert. Ihre Orientierung ist dadurch in allen drei Rotationsfreiheitsgraden einstellbar. Anders die aktiven Lastplatten der beiden horizontalen Achsen. Sie sind starr mit den Kolbenstangen der Hydraulikzylinder verbunden und somit an den Horizontalrahmen gekoppelt. Einstellbar ist hier nur der Rotationsfreiheitsgrad um die Vorschubrichtung.

Jede der drei Lastachsen wird einzeln unabhängig elektronisch geregelt. Die Regelkreisläufe sind geschlossen (*closed loop control*). Möglich sind Weg-, Kraft- und Dehnungsregelung. Unter Weg wird dabei verstanden der am Querhaupt bzw. der Kolbenstange gemessene Vorschub relativ zum Belastungsrahmen und unter Dehnung eine unmittelbar an der Probe gemessene Verschiebung zwischen zwei Punkten der Probe.

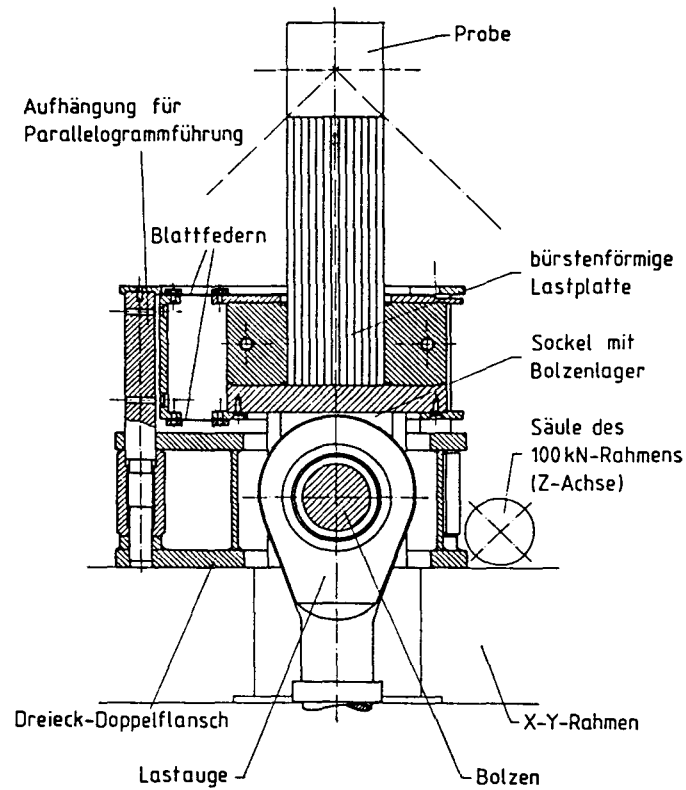


Abbildung 4.5: Radial und axial einstellbare Parallelogrammführung für Widerlager-Lastplatte ( $x$ - und  $y$ -Achse) (nach: Häusler, 1981)

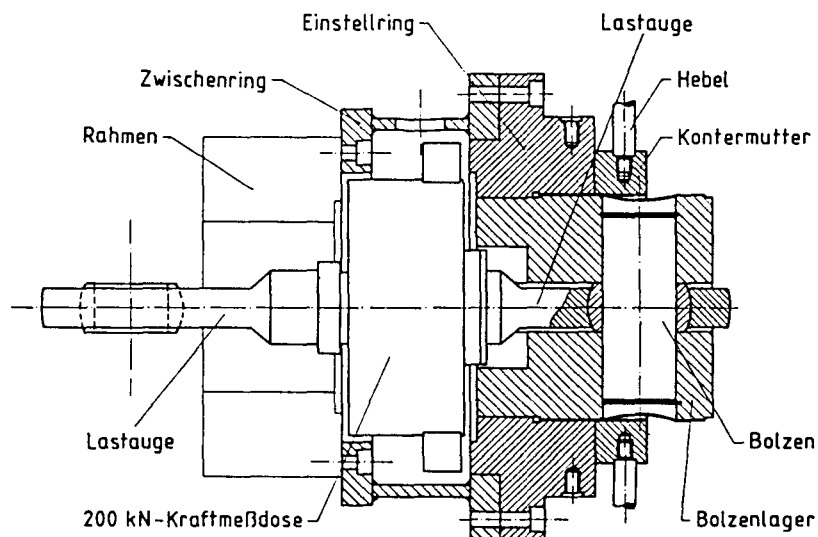


Abbildung 4.6: Axial einstellbares Widerlager mit als Pendelstütze angeordneter Kraftmeßdose ( $x$ - und  $y$ -Achse) (nach: Häusler, 1981)

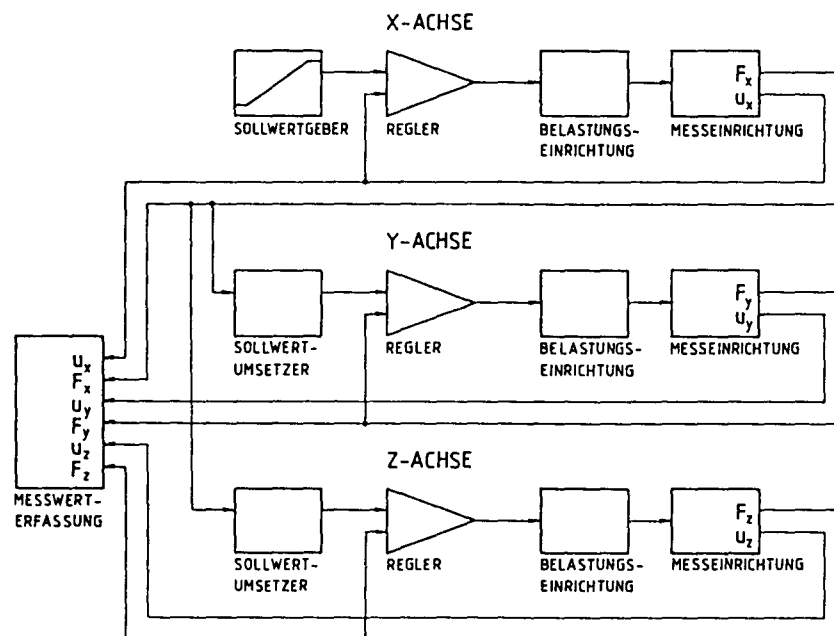


Abbildung 4.7: Blockschaltbild des Regelungs- und Meßsignalfusses der dreiachsigen Materialprüfeinrichtung (nach: Häusler, 1986 a)

Änderung der Regelungsart unter Last ist möglich. Mit Hilfe eines dynamischen Sollwertführers kann die zeitliche Änderung einer der geregelten Meßgrößen konstant gehalten werden (*rate control*).

Die drei Lastachsen können über einen externen Sollwerteingang elektronisch miteinander verkoppelt werden. Abb. 4.7 zeigt das Blockschaltbild der verkoppelten Anlage in der Anordnung, die im Rahmen der vorliegenden Untersuchung verwendet worden ist:

- erste Achse (Primärachse) in Dehnungsregelung, Sollwert vom dynamischen Sollwertführer,
- zweite und dritte Achse (Sekundärachsen) in Kraftregelung, Kraftistwert der ersten Achse – mehr oder minder abgeschwächt – als externer Kraftsollwert (dadurch konstantes Lastverhältnis zwischen den Achsen).

Andere Verknüpfungen sind möglich. Es sei aber hier darauf hingewiesen, daß eine derart verkoppelte Anlage wegen der Phasenverschiebung zwischen Primärachse und den Sekundärachsen und wegen der mechanischen Kopplung der Achsen durch die Probe selbst, nur quasistatisch bzw. im niederfrequenten Bereich betrieben werden kann.

Theoretisch können so in einer Würfelprobe beliebige Spannungszustände erzeugt werden. Bei Eis sind die Möglichkeiten jedoch auf den Druck-Oktanten des Hauptspannungsraumes beschränkt, weil mit den büstenförmigen Lastplatten praktisch keine Zugspannungen ins Eis eingetragen werden können. Es fehlt hier an einem geeigneten Klebstoff. Weitere Einschränkungen sind gegeben durch

- die Maximallasten der drei Lastachsen:  
 $F_{max}(vert) = 100 \text{ kN}$ ,  $F_{max}(hor) \approx 125 \text{ kN}$ ,
- die maximale Dehnungsgeschwindigkeit (regelungstechnisch bedingt) bei den gegebenen Probenabmessungen ( $a = 69.8 \text{ mm}$ ):  $\dot{\epsilon}_{max} \approx 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ,

- die minimale Dehnungsgeschwindigkeit (entsprechend der maximalen Hochlaufzeit des dynamischen Sollwertführers):  $\dot{\epsilon}_{min} \approx 2.5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ .

Im Gegensatz zur üblichen Anordnung einer Klimakammer im Innern des Belastungsrahmens ist bei der hier beschriebenen Anlage der gesamte Belastungsrahmen in einem Kühlraum aufgestellt (vgl. Abb. 4.1). In diesem Kühlraum kann die Lufttemperatur auf beliebige Temperaturen zwischen +2 und -30 °C eingestellt werden. Die zu untersuchenden Eisproben sind dadurch geringstmöglichen Temperaturveränderungen ausgesetzt. Die Meß- und Regelelektronik ist in einem benachbarten, beheizbaren Raum untergebracht. Zwischen beiden Räumen besteht Sicht- und Sprechverbindung.

Mit der hier beschriebenen Anlage ist im Rahmen der genannten Einschränkungen erstmals die Möglichkeit geschaffen worden, Festigkeitsuntersuchungen an Eis unter beliebigen ein- und mehrachsigen Druckspannungszuständen durchzuführen.

### 4.3 Entwurf der bürstenförmigen Lastplatten

Aus dem oben skizzierten Wirkungsprinzip der bürstenförmigen Lastplatten „Verminderung der bei einer starren Lastplatte infolge von Reibung auftretenden Querdehnungsbehinderung durch Zerlegung der Lastplatte in schlanke, biegeeweiche Stäbe“ ergeben sich zwei gegenläufige Entwurfsforderungen (vgl. Hilsdorf, 1965; Linse, 1975):

1. Der einzelne Stab (Borste) muß möglichst schlank und biegeweich sein, um geringstmögliche Zwängungskräfte auf die zu belastende Probe auszuüben.
2. Der einzelne Stab muß auch bei der höchsten zu erwartenden Last sicher sein gegen Knickversagen und bleibende Verformung. Hier geht u.a. auch die Festigkeit des zu untersuchenden Materials ein.

Als Nebenforderungen kommen hinzu:

3. Die Zwischenräume zwischen den Stäben (Borsten) müssen groß genug sein, um auch die größte zu erwartende Druck-Querdehnung zu ermöglichen.
4. Die Zwischenräume zwischen den Stäben (Borsten) müssen klein sein, um lokale Spannungskonzentrationen geringstmöglich zu halten.
5. Die Neigung der Stäbe am freien Ende bei maximaler Verschiebung sollte so gering wie möglich sein, um die Verschiebung des Stabendes in Belastungsrichtung kleinstmöglich zu halten, d.h. die Stäbe müssen möglichst lang sein.
6. Die Baugröße der Lastplatte sollte klein gehalten werden, um die Abmessungen der Anschlußbauteile (u.a. den Belastungsrahmen) und somit auch die Herstellungskosten in Grenzen zu halten.

Eine Besonderheit bei Lastplatten für Eis ist noch die Forderung:

7. Das Lastplattenmaterial darf nicht korrodieren, insbesondere nicht unter der Einwirkung von Salzwasser und häufigen Frost-Tau Wechsell.

Entscheidendes Entwurfskriterium ist die größte zu erwartende Normalspannung. Dies wird deutlich an den zwei verschiedenen Lastplatten, die im Rahmen der vorliegenden Untersuchung entwickelt worden sind:

- die minimale Dehnungsgeschwindigkeit (entsprechend der maximalen Hochlaufzeit des dynamischen Sollwertführers):  $\dot{\epsilon}_{min} \approx 2.5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ .

Im Gegensatz zur üblichen Anordnung einer Klimakammer im Innern des Belastungsrahmens ist bei der hier beschriebenen Anlage der gesamte Belastungsrahmen in einem Kühlraum aufgestellt (vgl. Abb. 4.1). In diesem Kühlraum kann die Lufttemperatur auf beliebige Temperaturen zwischen  $+2$  und  $-30$  °C eingestellt werden. Die zu untersuchenden Eisproben sind dadurch geringstmöglichen Temperaturveränderungen ausgesetzt. Die Meß- und Regelektronik ist in einem benachbarten, beheizbaren Raum untergebracht. Zwischen beiden Räumen besteht Sicht- und Sprechverbindung.

Mit der hier beschriebenen Anlage ist im Rahmen der genannten Einschränkungen erstmals die Möglichkeit geschaffen worden, Festigkeitsuntersuchungen an Eis unter beliebigen ein- und mehrachsigen Druckspannungszuständen durchzuführen.

### 4.3 Entwurf der bürstenförmigen Lastplatten

Aus dem oben skizzierten Wirkungsprinzip der bürstenförmigen Lastplatten „Verminderung der bei einer starren Lastplatte infolge von Reibung auftretenden Querdehnungshinderung durch Zerlegung der Lastplatte in schlanke, biegeeweiche Stäbe“ ergeben sich zwei gegenläufige Entwurfsforderungen (vgl. Hilsdorf, 1965; Linse, 1975):

1. Der einzelne Stab (Borste) muß möglichst schlank und biegeweich sein, um geringstmögliche Zwängungskräfte auf die zu belastende Probe auszuüben.
2. Der einzelne Stab muß auch bei der höchsten zu erwartenden Last sicher sein gegen Knickversagen und bleibende Verformung. Hier geht u.a. auch die Festigkeit des zu untersuchenden Materials ein.

Als Nebenforderungen kommen hinzu:

3. Die Zwischenräume zwischen den Stäben (Borsten) müssen groß genug sein, um auch die größte zu erwartende Druck-Querdehnung zu ermöglichen.
4. Die Zwischenräume zwischen den Stäben (Borsten) müssen klein sein, um lokale Spannungskonzentrationen geringstmöglich zu halten.
5. Die Neigung der Stäbe am freien Ende bei maximaler Verschiebung sollte so gering wie möglich sein, um die Verschiebung des Stabendes in Belastungsrichtung kleinstmöglich zu halten, d.h. die Stäbe müssen möglichst lang sein.
6. Die Baugröße der Lastplatte sollte klein gehalten werden, um die Abmessungen der Anschlußbauteile (u.a. den Belastungsrahmen) und somit auch die Herstellungskosten in Grenzen zu halten.

Eine Besonderheit bei Lastplatten für Eis ist noch die Forderung:

7. Das Lastplattenmaterial darf nicht korrodieren, insbesondere nicht unter der Einwirkung von Salzwasser und häufigen Frost-Tau Wechsell.

Entscheidendes Entwurfskriterium ist die größte zu erwartende Normalspannung. Dies wird deutlich an den zwei verschiedenen Lastplatten, die im Rahmen der vorliegenden Untersuchung entwickelt worden sind:

			Bürste A	Bürste B
freie Borstenlänge	$l$	[mm]	240	140
Anzahl der Borsten	$n$		324	169
Zwischenraum zwischen den Borsten	$s$	[mm]	0.6	0.4
Elastizitätsmodul von Ms59	$E$	[GPa]	90	
Kantenlänge des Borstenquerschnitts	$a$	[mm]	5	
Knickfall Euler I:				
Spannung	$\sigma_{KI}$	[MPa]	65.06	99.73
Gesamtlast	$F_{KIges}$	[kN]	6.48	20.47
Maximallast auf Lastplatte	$F_{ges,max}$	[kN]	100	123

Tabelle 4.1: Dimensionierungskenngrößen zweier unterschiedlicher bürstenförmiger Lastplatten für Eis (aus: Häusler, 1981)

1. Lastplatte für einachsige Druckfestigkeitsversuche an würfelförmigen Eisproben von  $a = 100.2$  mm Kantenlänge, Maximallast 100 kN (Bürste A, eingesetzt nur in der vertikalen Lastachse vor Umrüstung zur dreiachsigen Belastungseinrichtung).
2. Lastplatte für ein- und mehrachsige Druckfestigkeitsversuche an würfelförmigen Eisproben von  $a = 69.8$  mm Kantenlänge, Maximallast 123 kN (Bürste B).

Die Halbierung der Belastungsfläche (= Probenquerschnittsfläche) bei Bürste B im Vergleich zu Bürste A erlaubt es, die bei mehrachsigen Druckfestigkeitsversuchen erforderlichen höheren Spannungen in den Prüfling einzutragen, ohne die von der Belastungseinrichtung zu liefernde Last anheben zu müssen. Nachteilig ist dabei die Verringerung der Zahl der Kristallkörner im Probenquerschnitt.

In Tab. 4.1 sind die wesentlichen Kenngrößen für beide Entwürfe zusammengestellt. Abb. 4.8 zeigt für jeden der beiden Entwürfe die Kopfquerkraft und das Fußbiegemoment an einer einzelnen Borste bei 1 mm Kopfquerverschiebung als Funktion der Längsnormalkraft. Eine Teileinspannung der Borste, die sich aus der endlichen Größe der belasteten Endfläche ergibt, ist darin nicht berücksichtigt. Nach den Erfahrungen von Linse (1975) kann der Arbeitsbereich einer Bürste eben wegen dieser Kopfteileinspannung deutlich über die dem Euler-Knickfall I entsprechende Längsnormalkraft ausgedehnt werden.

#### 4.4 Dehnungsmessung

Beim Einsatz bürstenförmiger Lastplatten liegt es nahe, die Tatsache, daß die einzelnen Borsten den Verschiebungen der belasteten Probe folgen, für Zwecke der Dehnungsbestimmung zu nutzen, indem man die Verschiebung zwischen zwei Borsten längs einer Probenkante mißt. Für derartige Meßaufgaben haben sich induktive Wegaufnehmer bewährt. Durch den endlichen Abstand der Befestigungspunkte für den Wegaufnehmer

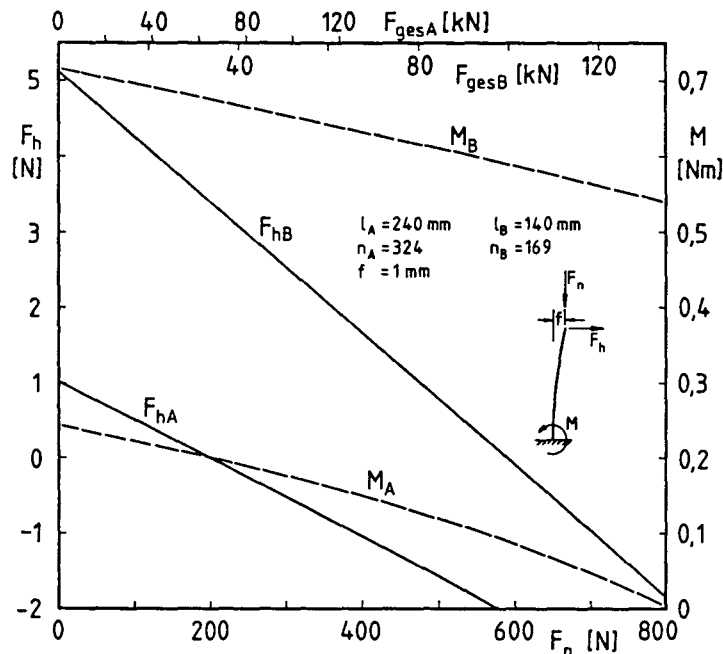


Abbildung 4.8: Kopfquerkraft  $F_h$  und Fußbiegemoment  $M$  für eine einzelne Borste der Lastplattenentwürfe A bzw. B bei  $f = 1 \text{ mm}$  Kopfquerverschiebung als Funktion der Längsnormalkraft  $F_n$  bzw. der Gesamtlast  $F_{ges}$  auf die jeweilige Bürste (nach: Häusler, 1981)

vom Borstenende ist die so an den Borsten gemessene Verschiebung stets kleiner als die an der Probe. Die Differenz wird um so kleiner, je stärker die Borstenenden an der Probe eingespannt sind (vgl. Linse, 1975). Der Einspanngrad unterliegt aber Zufälligkeiten in der lokalen Probenbeschaffenheit. Einfluß, insbesondere bei niedrigen Verzerrungsgeschwindigkeiten, haben wahrscheinlich auch die lastabhängig unterschiedlichen Rückstellkräfte der Borsten. Verschiebungsmessungen an den Borsten von bürstenförmigen Lastplatten haben daher eher qualitativen Charakter, haben aber andererseits den Vorzug, auch bei dreiachsiger Belastung einer Probe ohne große Probleme möglich zu sein (Abb. 4.4). Sobald, wie in ein- oder zweiachsigen Versuchen, ein Seitenflächenpaar der Würfelprobe frei ist, kann hier ein Spitzen-Dehnungsaufnehmer (Abb. 4.9) eingesetzt werden. Die Funktionsweise dieses Aufnehmers (vgl. Kupfer und Zelger, 1973) kann wie folgt beschrieben werden:

- Gemessen wird die Verschiebung zwischen zwei Abgriffspitzen, die an den Prüfling angesetzt werden.
- Eine der Abgriffspitzen ist starr mit dem Spulenkörper eines induktiven Wegaufnehmers verbunden.
- Der Anker des Wegaufnehmers ist auf einer Trägerplatte befestigt, die durch ein Blattfedernpaar zur Spulenkörperlängsachse parallel geführt wird. Der Anker wird dadurch berührungsgelos nahezu koaxial im Kernkanal des Spulenkörpers geführt.
- Die zweite Abgriffspitze ist an der parallelogrammgeführten Trägerplatte befestigt. Der Anker erfährt dadurch relativ zum Spulenkörper die gleiche Verschiebung, wie die Abgriffspitzen zueinander.

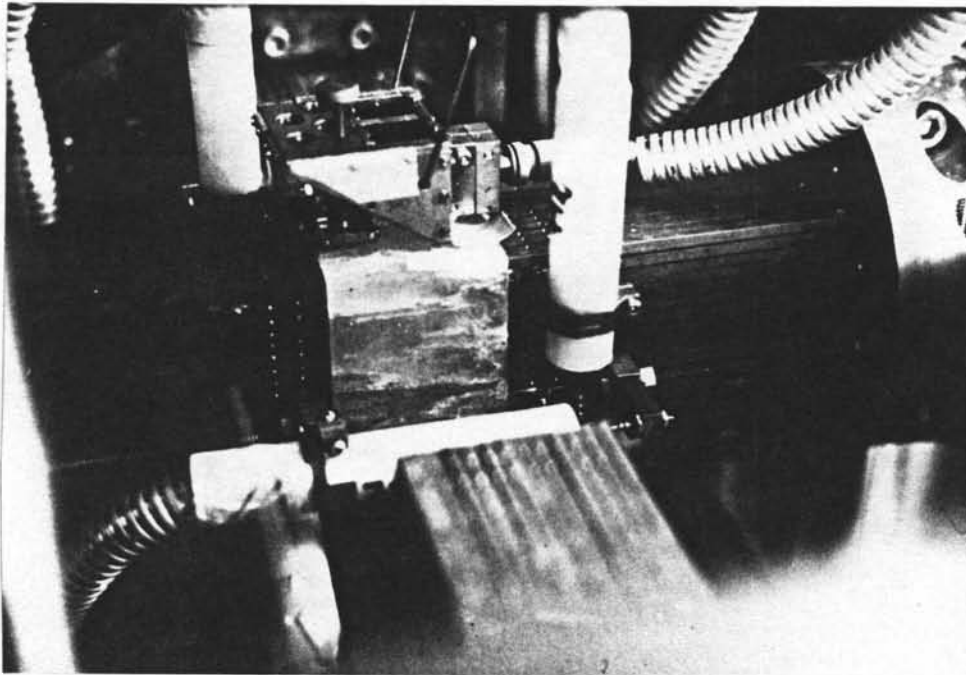


Abbildung 4.9: Induktiver Spitzen-Dehnungsaufnehmer auf würfelförmiger Eisprobe während eines einachsigen Druckfestigkeitsversuchs (aus: Häusler, 1981)

Vorteilhaft an dieser Anordnung ist, daß der Aufnehmer praktisch rückstellkraftfrei arbeitet, da die Blattfedern steifigkeitsmäßig nur auf Knicksicherheit (gegen die Anpreßkraft) ausgelegt sind. Nachteilig dagegen ist die Empfindlichkeit dieser Aufnehmer gegen Beschädigung oder Dejustage, insbesondere an den Blattfedern. So können unter Zwängungsspannung montierte Blattfedern beulen und durch Kippbewegung der Trägerplatte zu Meßfehlern führen. Ein weiterer möglicher Meßfehler rührt daher, daß die Trägerplatte bei Auslenkung eine kreisbogenähnliche Kurve beschreibt. Der Anker wird näherungsweise um  $l[1 - \cos(u/l)]$  ( $l$  = Länge der Blattfedern,  $u$  = Auslenkung) im Kernkanal quer verschoben.

Um die vorgenannten Probleme zu mindern, ist im Rahmen der vorliegenden Untersuchung eine verbesserte Version des „parallelogrammgeführten Spitzendehnungsaufnehmers mit induktivem Wegaufnehmer“ entwickelt worden (Abb. 4.10). Die wesentliche Verbesserung besteht darin, daß in der Parallelogrammführung die Blattfedern ersetzt sind durch starre Flachprofile mit elastischen Blattfedergelenken an den Enden. Bei gleichbleibend niedriger Biegesteifigkeit, aber hoher Knicksicherheit hat, das Parallelogramm so eine deutlich größere Länge. Die Querverschiebung des Ankers im Kernkanal ist dadurch kleiner. Da die Blattfedern selbst kürzer sind, ist auch die Gefahr des Beulens geringer. Ähnlich dem Tonarm eines Schallplattenspielers ist das Parallelogrammführungssystem außerdem gewichtsbalanciert. Der Aufnehmer kann daher in jeder Lage an eine Probe angesetzt werden, ohne daß die Schwerkraft einen Einfluß auf die Messung hat. Der Abgriff an der Probe erfolgt über Schneiden anstelle von Spitzen. Der Aufnehmer kann damit auch an die zwischen zwei Lastplatten freiliegende Probenkante angesetzt werden. Dadurch sind Dehnungsmessungen direkt an der Probe auch im Fall dreiachsiger Belastung möglich.

Um das Ansetzen der Aufnehmer an die Probe zu erleichtern, ist die weiterentwickelte Dehnungsaufnehmerversion mit einer Aufhängung versehen, die an der Sockelplatte der

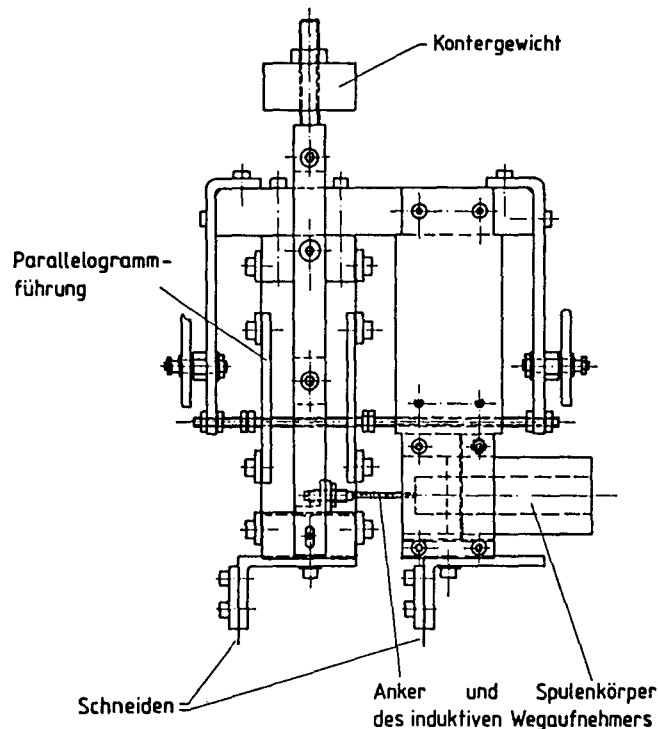


Abbildung 4.10: Induktiver Spitzendehnungsaufnehmer mit Parallelogrammführung (Detailkonstruktion: P. Lindemann)

jeweiligen büstenförmigen Lastplatte befestigt ist. Die Aufhängung ist federelastisch und gewichtsbilanziert. Sie sorgt dadurch für die erforderliche Anpreßkraft und erlaubt Starrkörperverschiebungen des Dehnungsaufnehmers relativ zur Lastplatte.

In Erprobungsversuchen sind mit einem Dehnungsaufnehmer des weiterentwickelten Typs an einem im elastischen Bereich belasteten Aluminiumwürfel Verschiebungen von weniger als  $0.1 \mu\text{m}$  reproduzierbar gemessen worden. Der Nennmeßweg des dabei benutzten, im Aufnehmer eingebauten induktiven Wegaufnehmers betrug  $\pm 2 \text{ mm}$ .

#### 4.5 Einrichtung für Zugversuche

Während bei Beton Zuglasten mittels Klebung von den (büstenförmigen) Lastplatten in einen Prüfling eingetragen werden können (Aschl, pers. Mitteilung), besteht diese Möglichkeit bei Eis nicht, weil es für Eis keinen geeigneten Klebstoff gibt. Zur Durchführung von Zugfestigkeitsversuchen an Eis sind daher besondere Maßnahmen erforderlich. Unter Beschränkung auf einachsige Zugversuche kann auf die Erfahrungen einer Reihe von Experimentatoren zurückgegriffen werden. Deren Empfehlungen können wie folgt zusammengefaßt werden:

- Die Zugfestigkeit von Eis kann aufgrund seines komplexen viskoelastischen Verhaltens nur in direkten Zugversuchen ermittelt werden. Indirekte Versuche wie Biege- oder Ring-Zug-Versuche oder der sogenannte Brazil-Test sind ungeeignet (Schwarz et al., 1981; Mellor, 1983)
- Die Proben sollten hantelförmig sein, um sicherzustellen, daß das Versagen im mittleren Probenabschnitt, fern von Lasteinleitungseffekten stattfindet. Der mitt-

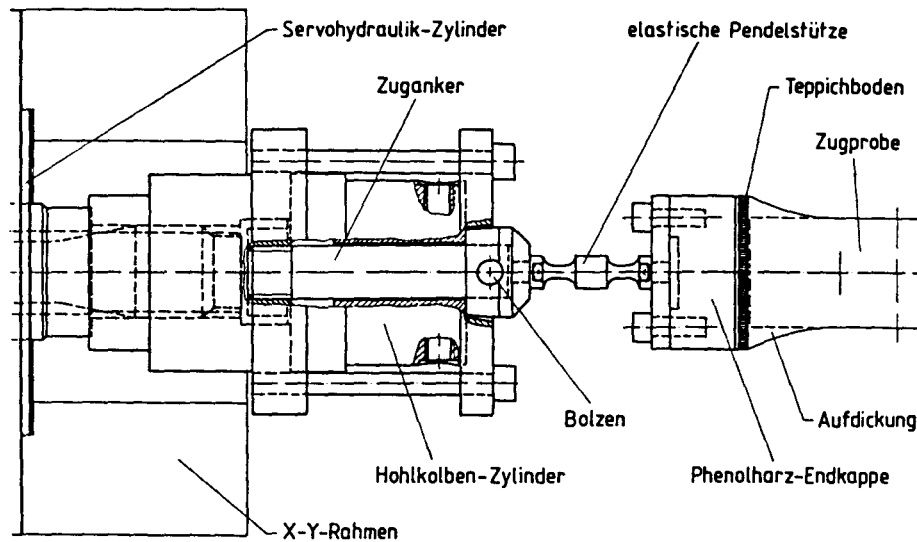


Abbildung 4.11: Anordnung der Elemente zur Lastübertragung bei Zugfestigkeitsversuchen, Hydraulikseite (nach: Häusler, 1986 a)

lere Probenabschnitt sollte außerdem hinreichend lang sein, damit dort ein einachsiger Spannungszustand herrscht (Schwarz et al., 1981). Die Endbereiche müssen sorgfältig ausgerundet sein. Der Ausrundungsradius sollte mindestens doppelt so groß sein wie der Probendurchmesser, um Spannungskonzentrationen am Übergang klein zu halten (Mellor et al., 1984).

- Die Zuglasteintragung erfolgt zweckmäßigerweise über topfförmige oder ebene Endkappen in die die Probe eingefroren bzw. an die sie angefroren werden (Hawkes und Mellor, 1972; Schwarz et al., 1981; Mellor et al., 1984).
- Als Endkappenmaterial ist textilverstärktes Phenolharz empfehlenswert, da dessen elastisches Verhalten recht nahe bei dem von Frischwassereis liegt (Mellor et al., 1984).
- Die Endkappen aus textilverstärktem Phenolharz sollten aufgeraut (Schwarz et al., 1981; Mellor et al., 1984) oder mit Teppichboden beklebt sein (Currier und Schulson, 1982; Lee et al., 1984), um eine bessere Anfrierverbindung zwischen Endkappe und Eis zu erzielen.
- Die Lastübertragung zwischen Belastungsrahmen und Endkappen muß momentenfrei erfolgen (Schwarz et al., 1981).
- Der Probendurchmesser sollte mindestens das 10- bis 15-fache des Korndurchmessers betragen (Schwarz et al., 1981).

Bei den Zugversuchen im Rahmen der vorliegenden Untersuchung sind die vorgenannten Empfehlungen weitgehend befolgt worden. Abstriche sind aus Platz- und Probenfertigungsgründen nur erforderlich gewesen bei den Probenabmessungen (quadratischer Probenquerschnitt  $a = 50$  mm, Länge des parallelen Mittelstücks  $l = 50$  mm) und beim Ausrundungsradius  $r$  im Übergang zu den Endkappen ( $r = 85$  mm  $= 1.7a$ ). Die Einrichtung für Zugversuche wird in eine der horizontalen (servohydraulischen) Lastachsen der

dreiaxigen Materialprüfmaschine anstelle des für Druckversuche montierten Bürstenpaares eingebaut. Die Pendelstützenanordnung des Kraftmeßgliedes bleibt dadurch unberührt. Die Lastübertragung zwischen Belastungseinrichtung und Probenendkappen erfolgt über zwei Pendelstützen mit je zwei elastischen Gelenken. Abb. 4.11 zeigt die Anordnung auf der Hydraulikseite. Der Vorzug dieser Lastübertragung ist, daß sie völlig spielfrei ist. Die Probe kann dadurch zu Versuchsbeginn auf Vorlast „Null“ eingeregelt werden. Der Nachteil, daß absolute Momentenfreiheit nicht prinzipiell gegeben ist, kann durch Sorgfalt bei der Maschinenjustage und bei der Probenfertigung weitgehend ausgeglichen werden.

## 4.6 Probenherstellung

Die im Rahmen der vorliegenden Studie untersuchten Eisproben sind Eisdecken entnommen worden, die im Gefrierbecken des HSVA-Eislabors (NaCl-dotiertes Eis) bzw. im kleinen Eistank der HSVA (harnstoffdotiertes Eis) für diesen Zweck gefroren worden sind.

Das Gefrierbecken des HSVA-Eislabors ist 2.70 m lang, 2.20 m breit und 1.05 m tief. Es besitzt einen beheizten Überlauf, durch den beim Gefrierprozeß verdrängtes Wasser drucklos abfließen kann. Das Becken ist an den Seitenwänden und am Boden thermisch isoliert, so daß der Wärmefluß weitgehend normal zur Eis- bzw. Wasseroberfläche gerichtet ist. Das hier gefrorene Eis ähnelt somit Eis aus einer großen ebenen Eisdecke. Lokale Eisdickenunterschiede von bis zu 10% rühren von der Erwärmung des Kaltluftstromes auf seinem Weg über die Eisdecke. Die Luft wird durch ein Gebläse zwangsumgewälzt.

Der kleine Eistank der HSVA ist ein gekühlter Modellversuchstank (30 m lang, 6 m breit, 1.2 m tief), der für Modellversuche mit eisbrechenden Schiffen und Meeresbauwerken eingerichtet ist (Waas und Prölß, 1972). Maßnahmen zum Druckausgleich werden nicht getroffen, da davon ausgegangen wird, daß die hier gefrorenen Eisdecken groß genug sind, um durch weitgehend unbehindertes Aufschwimmen selbst einen Druckausgleich zu schaffen. Die Luftumwälzung erfolgt konvektiv (Deckenkühler). Die Dickenschwankungen über eine Eisdecke sind daher sehr klein (< 3%).

Der Gefrierprozeß wird in beiden Gefrierbecken durch das sogenannte Sprühen (*seeding*) eingeleitet:

- Der Wasserkörper wird auf Schmelztemperatur gekühlt, bis sich eine dünne Eisdecke gebildet hat.
- Diese Eisdecke wird entfernt.
- Gleichzeitig wird ein feiner Wassernebel in die ca.  $-10\text{ °C}$  kalte Luft gesprüht.
- Die Nebeltröpfchen gefrieren in der Luft und sinken auf die eisfreie, gefrierbereite Wasseroberfläche, um dort spontan eine dünne, feinkristalline Eishaut mit regellos orientierten Kristallkörnern zu bilden.

Aus der dünnen, regellos orientierten Oberschicht entsteht im weiteren Wachstumsverlauf der Eisdecke durch den oben geschilderten Ausscheidungsprozeß (s. Kap. 2.3) säulenförmiges Eis mit horizontaler *c*-Achse (C2-Eis). Die beschriebene Gefrierprozedur wird in den meisten Eis-Modellversuchstanks angewandt. Die so gefrorenen Modelleisdecken sind strukturell ähnlich einjährigen, säulenförmig gefrorenen Meereisdecken.

Um Drainageverluste der im (dotierten) Eis eingeschlossenen Lauge (*brine*) zu minimieren, sollten Eisproben nach ihrer Entnahme aus der Eisdecke schnellstmöglich unter die eutektische Temperatur der wesentlichen Dotierungsbestandteile heruntergekühlt werden (vgl. Cox et al., 1984). Bewährt hat sich zu diesem Zweck, den Boden einer Wanne mit Trockeneis zu bedecken und die frisch entnommenen Eisproben, durch zwischengelegte Holzlatten vor direktem Kontakt geschützt, aufrecht über das Trockeneis zu stellen. Die warme Eisunterseite wird dadurch gleichsam gefrierersiegelt.

Auch die Lagerung der Proben bis zur Verarbeitung zu versuchsfertigen Prüflingen muß bei Temperaturen erfolgen, die hinreichend weit unter der jeweiligen eutektischen Temperatur liegen. Da in handelsüblichen Tiefkühltruhen eine Tiefsttemperatur von  $-35\text{ °C}$  auf Dauer aufrecht gehalten werden kann, ausreichend für die vorgenannten Zwecke, bieten sie eine preiswerte Lagerungsmöglichkeit für dotiertes Eis, wenn, wie hier gegeben, kein spezieller Tiefkühlraum zur Probenlagerung verfügbar ist.

Bei der Verarbeitung der rohen Eisblöcke zu versuchsfertigen Prüflingen hat sich die folgende Vorgehensweise bewährt:

1. Anwärmen der Eisproben bis knapp unter die eutektische Temperatur (die Proben sind dann weniger spröde als bei Lagerungstemperatur);
2. Zuschnitt von Rohlingen mit Übermaß auf einer Bandsäge;
3. Herunterfräsen der Rohlinge auf das Endmaß mit einer Toleranz von  $\pm 0.02\text{ mm}$  über zwei parallele Flächen (erforderlich wegen der starren Lastplattenanordnung).

Als Fräswerkzeug ist mit Erfolg ein Vielzahn-Stirn-Walzen-Fräser benutzt worden (Abb. 4.12), wie er normalerweise zum Fräsen von Holz eingesetzt wird. Die Proben mit grobem Schleifpapier, aufgeklebt auf eine rotierende, stabile Trägerscheibe, auf Maß zu schleifen, hat sich nicht bewährt, weil sich hierbei das Schleifpapier meist schnell mit Eis zusetzt. Die Proben können dadurch nicht mit der erforderlichen Präzision bearbeitet werden.

Bei den Zugproben schließt sich an die Fräsbearbeitung noch das Anfrieren der Endkappen an (Abb. 4.13):

1. Die (prismatischen) Proben werden angewärmt, um thermisch bedingte Rißbildung durch das Anfrierwasser zu vermeiden.
2. Probe und Endkappe werden in eine Plexiglasform so eingesetzt, daß sie präzise zueinander ausgerichtet sind und zwischen Endkappe und Probe ein Hohlraum verbleibt, der mit Anfrierwasser gefüllt wird. Der Hohlraum ist so geformt, daß gleichzeitig mit dem Anfrieren der abgerundete Übergang zwischen Endkappe und Probe angefroren wird (vgl. Abb. 4.11).

Zum Anfrieren wird entgastetes Frischwasser benutzt.

Die hier für die Vorbereitung von Zugproben beschriebene Vorgehensweise ist wahrscheinlich der von Mellor et al. (1984) geschilderten (zylindrische Proben, Verarbeitung zu hantelförmigen Proben mit Spezialwerkzeug auf einer Drehbank) unterlegen, da jene vermutlich weniger aufwendig ist und zu Proben mit praktisch fehlerstellenfrei abgerundeten Übergangszonen führt. Eine Übernahme der Vorgehensweise von Mellor et al. (1984) ist hier mangels einer geeigneten Fräse zum Planen der Endflächen nicht möglich gewesen.

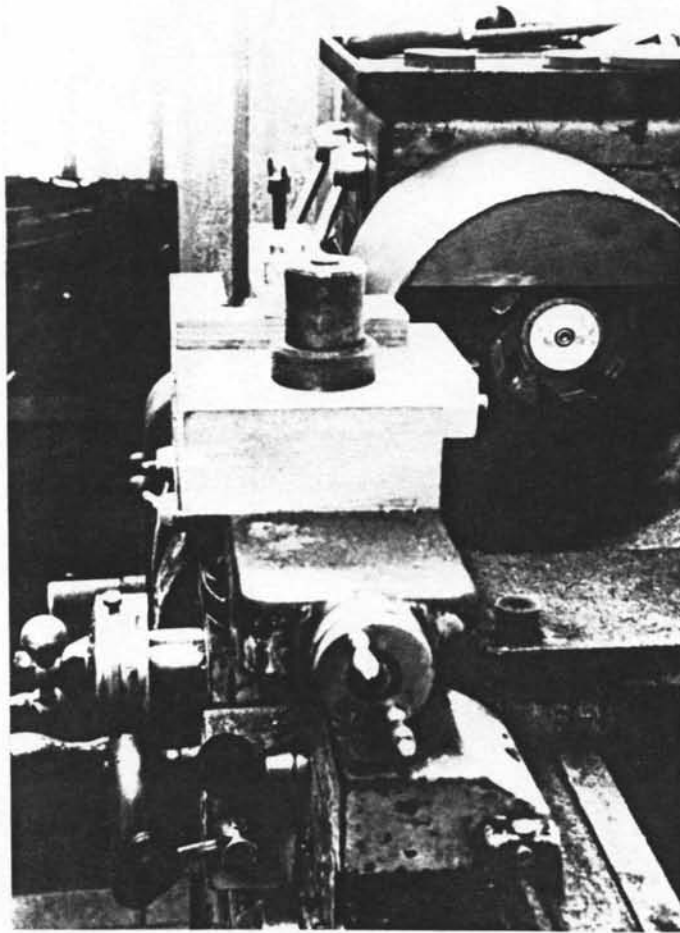


Abbildung 4.12: Drehbank mit Vielzahn-Stirn-Walzen-Fräser (aus: Häusler, 1981)

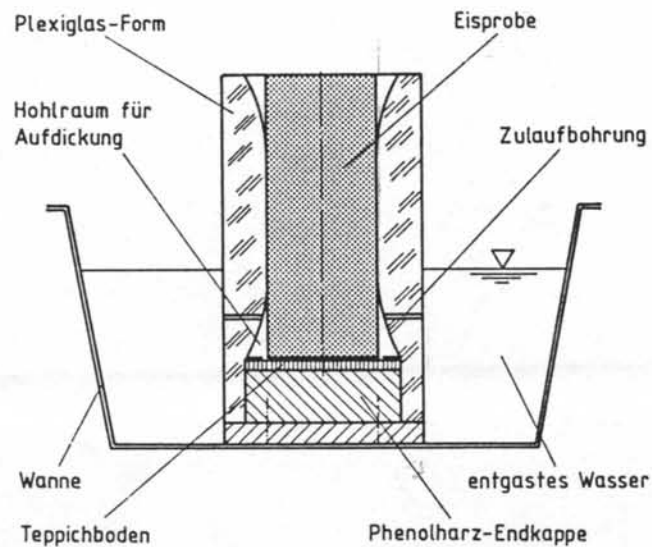


Abbildung 4.13: Aufbau zum Anfrieren der Endkappen an Zugproben (Prinzipskizze nach: Häusler, 1986 a)

## Kapitel 5

# Entwicklung eines anisotropen Materialmodells für harnstoffdotiertes Eis

### 5.1 Auswahl von harnstoffdotiertem Eis für Fallstudie

Als Ergebnis von Versuchen mit unterschiedlich dotiertem Eis haben Timco (1979, 1980, 1981) und Timco und Martin (1979) Harnstoff als ein geeignetes und auch kostengünstiges Dopent herausgestellt, um in Eis-Modellversuchstanks (kurz: Eistanks) ein Modelleis zu erzeugen, das im Hinblick auf Modellversuche mit eisbrechenden Schiffen und Meeresebauwerken den Anforderungen der Ähnlichkeitsgesetze zumindest annähernd genügt. Aufgrund dieser Untersuchungen wird in einigen Eistanks harnstoffdotiertes Modelleis verwendet, so auch an der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH. (HSVA), deren kleiner Eistank im Rahmen der vorliegenden Untersuchung für eine Fallstudie zur Verfügung stand.

Harnstoffdotiertes Eis, das ausgehend von einer feinkristallinen Primäreisschicht mit regelloser Kristallorientierung (Abb. 5.1) gefroren wird, hat eine Struktur, die der von natürlichem Meereis weitgehend gleicht (Abb. 5.2). Es ist säulenförmig mit horizontaler  $c$ -Achse (C2-Eis) und zeigt auch die meereistypische Substruktur mit in basalen Ebenen konzentrierten, laugengefüllten Poren (Gow, 1984). Es ist daher zulässig, den Nachweis der Anwendbarkeit des in Kap. 3 vorgestellten Materialmodells in Form einer Fallstudie an harnstoffdotiertem Eis zu führen. Die Verwendung von Modelleis in dieser Fallstudie hat dabei, unabhängig vom Dopenttyp, den Vorzug, daß es unter Laborbedingungen gefroren wird und dadurch in seinen physikalischen Eigenschaften geringeren Schwankungen unterworfen ist als natürliches Meereis. Auch sei erwähnt, daß Verifikationsversuche, wie die im Rahmen des Anwendbarkeitsnachweises durchzuführenden (s.u. Kap. 7), unter den Laborbedingungen im Eistank mit erheblich geringerem Aufwand und mit höherer Reproduzierbarkeit realisiert werden können, als dies unter Feldbedingungen möglich wäre.

### 5.2 Das System Harnstoff–Wasser

Harnstoff ( $\text{NH}_2\text{--CO--NH}_2$ ), als Zusatz in Wasser gelöst, beeinflusst dessen Schmelzpunkt in der für Systeme mit vollständiger Mischbarkeit im flüssigen und vollständiger Unmischbarkeit im festen Zustand (Schatt ed., 1987) typischen Weise. Der in Abb. 5.3

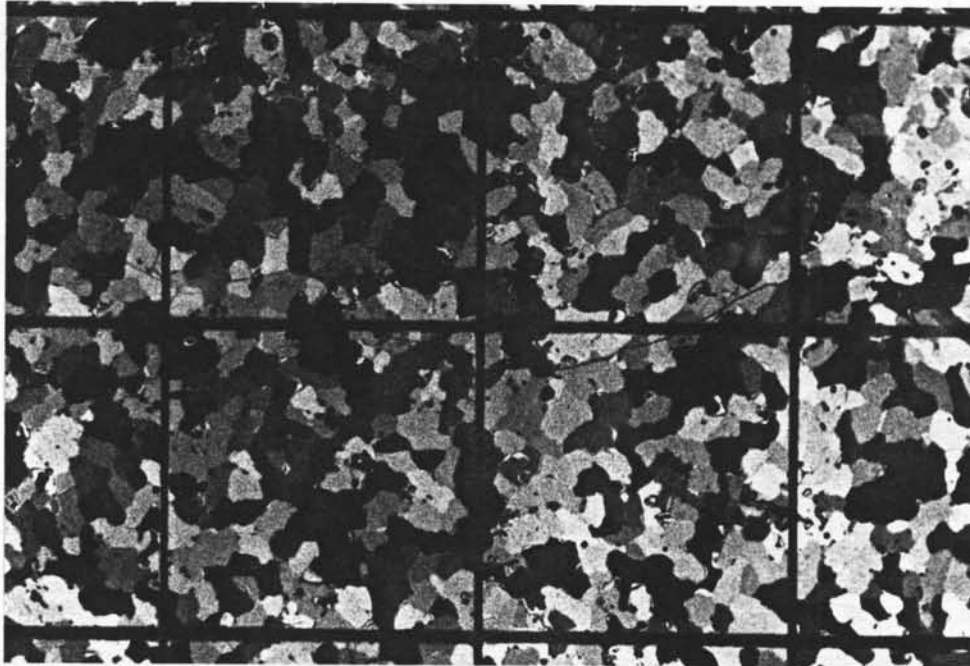


Abbildung 5.1: Dünnschnitt der regellos orientierten Oberschicht von harnstoffdotiertem Modelleis in polarisiertem Durchlicht (Gitterabstand 10 mm)(aus: Häusler, 1986 b)

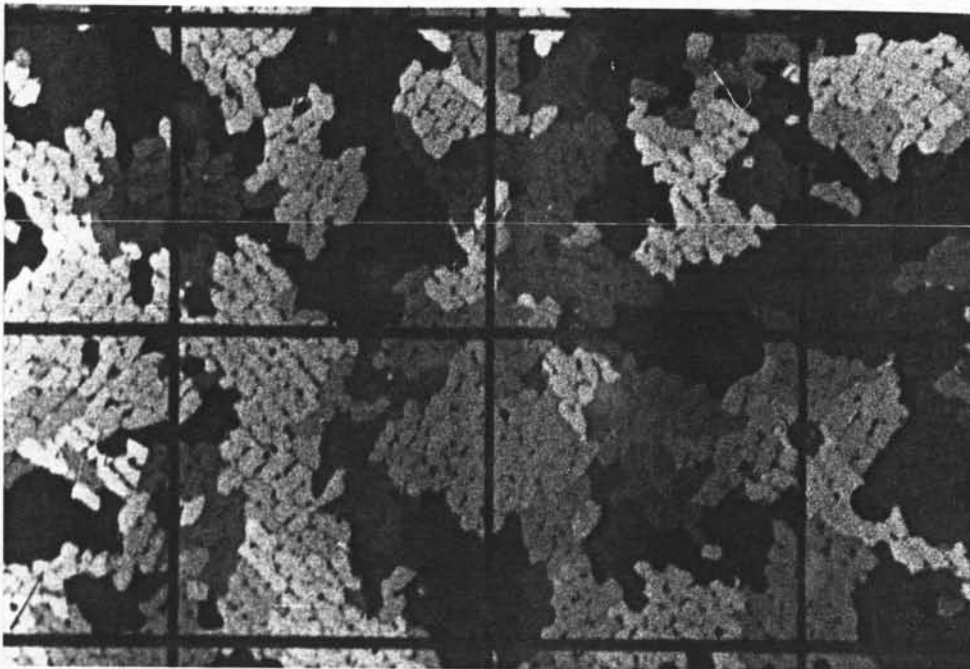


Abbildung 5.2: Dünnschnitt der säulenförmigen Unterschicht von harnstoffdotiertem Modelleis (C2-Eis) in polarisiertem Durchlicht (Gitterabstand 10 mm)(aus: Häusler, 1986 b)

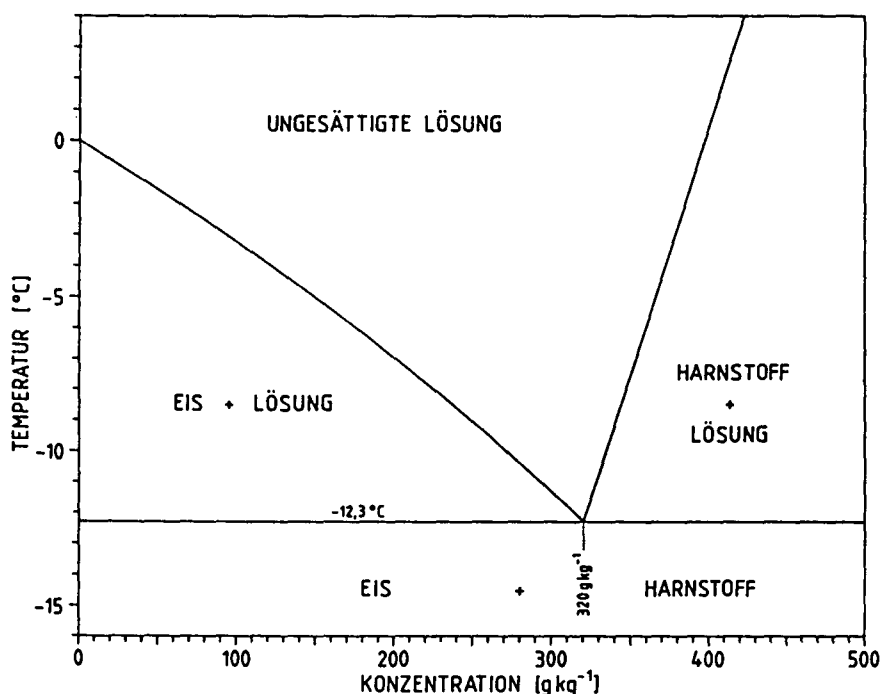


Abbildung 5.3: Phasendiagramm des Systems Harnstoff-Wasser (Ausschnitt) nach Fréjacques (1948) und CRC-Handbook of Chemistry and Physics (Weast ed., 1971)

gezeigte Ausschnitt aus dem Phasendiagramm des Systems Harnstoff-Wasser basiert auf dem von Fréjacques (1948) angegebenen Phasendiagramm. Für die Liquiduslinie bei untereutektischen Harnstoffkonzentrationen liegen außerdem Angaben aus dem CRC-Handbook of Chemistry and Physics (Weast ed., 1971) zugrunde. Das durch Kombination beider Quellen entwickelte Phasendiagramm (Abb. 5.3) zeigt bei  $-12.3\text{ °C}$  und einer Harnstoffkonzentration von  $320\text{ g kg}^{-1}$  ein Eutektikum. Dies stimmt im Rahmen der Darstellungsgenauigkeit exakt überein mit Fréjacques (1948). Lützwow und Reuss (1976) hingegen geben das Eutektikum an mit  $-11.5\text{ °C}$  bei  $325\text{ g kg}^{-1}$ . Die Frage, welcher Wert richtiger ist, soll hier nicht geklärt werden, weil sie für die vorliegende Untersuchung ohne wesentliche Bedeutung ist.

Das Phasendiagramm des Systems Harnstoff-Wasser ähnelt bei untereutektischen Dopentkonzentrationen dem des Systems Natriumchlorid-Wasser (s.u. Abb. 9.1). Da Natriumchlorid den Hauptbestandteil der Salze im Meerwasser bildet, läßt sich daraus, zumindest teilweise, die strukturelle Ähnlichkeit von harnstoffdotiertem Modelleis und Meereis erklären.

### 5.3 Ermittlung der Gesamtporosität von harnstoffdotiertem Eis

Das von Cox und Weeks (1982) vorgestellte Verfahren zur Bestimmung der Gesamtporosität von Meereis (vgl. Kap. 2.4.3) kann, wie oben (Kap. 3.4) beschrieben, auch auf harnstoffdotiertes Eis angewandt werden. Dazu müssen mit Hilfe der Gln. 2.12 bis 2.14 die Temperaturfunktionen  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  bestimmt werden. Bei Beschränkung auf übereutektische Temperaturen  $0\text{ °C} > \vartheta > -12.3\text{ °C}$  und untereutektische Harnstoffkonzentrationen  $0\text{ g kg}^{-1} < S_I < 320\text{ g kg}^{-1}$  sind keine festen Harnstoffanteile im Eis

$\vartheta$ [°C]	$S_b$ [g kg <sup>-1</sup> ]	$\rho_b$ [Mg m <sup>-3</sup> ]	$F_1$ [Mg m <sup>-3</sup> ]	$F_2$ [1]
0.000	0.0	0.9982	0.00	0.0885
-0.155	5.0	0.9995	5.00	0.0899
-0.310	10.0	1.0005	10.01	0.0912
-0.620	20.0	1.0033	20.07	0.0940
-0.928	30.0	1.0058	30.17	0.0967
-1.237	40.0	1.0085	40.34	0.0996
-1.552	50.0	1.0111	50.56	0.1024
-1.880	60.0	1.0138	60.83	0.1052
-2.218	70.0	1.0165	71.16	0.1081
-2.562	80.0	1.0192	81.54	0.1110
-2.911	90.0	1.0220	91.98	0.1140
-3.260	100.0	1.0248	102.48	0.1170
-3.952	120.0	1.0304	123.65	0.1230
-4.656	140.0	1.0360	145.04	0.1290
-5.40	160.0	1.0417	166.67	0.1350
-6.19	180.0	1.0473	188.51	0.1410
-7.00	200.0	1.0530	210.60	0.1471
-8.64	240.0	1.0643	255.43	0.1591
-11.40	300.0	1.0812	324.36	0.1770

Tabelle 5.1: Sättigungskonzentration  $S_b$  und -dichte  $\rho_b$  nach CRC-Handbook of Chemistry and Physics (Weast ed., 1971) und Funktionen  $F_1$  und  $F_2$  nach Gl. 2.12 und 2.13 für wässrige Harnstofflösung in Abhängigkeit von der Temperatur

zu berücksichtigen. Die zur Beschreibung des Anteils fester Salze im Eis bei Cox und Weeks (1982) eingeführten Funktionen  $k(\vartheta)$  und  $C(\vartheta)$  können in diesem Fall zu  $k = 0$  und  $C = 0$  gesetzt werden. Die weiterhin zur Bestimmung der Funktionen  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  benötigten temperaturabhängigen Werte der Konzentration  $S_b(\vartheta)$  und der Dichte  $\rho_b(\vartheta)$  gesättigter Harnstofflösung auf der Liquidus-Linie können dem CRC-Handbook of Chemistry and Physics (Weast ed., 1971) entnommen werden. Die Werte sind zusammen mit den daraus bestimmten Funktionswerten  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  in Tab. 5.1 zusammengestellt.

Der Vorgehensweise von Cox und Weeks (1982) folgend, werden die Funktionen  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  durch Polynome angenähert. Bei harnstoffdotiertem Eis reichen hierzu quadratische Polynome aus.

$$F = \sum_{k=0}^n a_k (\vartheta)^k \quad (n = 2) \quad (5.1)$$

Die auf Basis der Werte in Tab. 5.1 nach der Methode der kleinsten Fehlerquadratsumme gewonnenen Polynomkoeffizienten sind in Tab. 5.2 aufgeführt.

Die Gesamtporosität  $\nu_t$  ergibt sich dann wie beim Meereis durch Einsetzen von Dichte, Dopentgehalt und Temperatur in die Gleichungen für Eisdichte  $\rho_I$  (Gl. 2.14), Laugenvolumen  $\nu_b$  (Gl. 2.11) und Gasgehalt  $\nu_a$  (Gl. 2.10) und schließlich durch Addition von Gasgehalt und Laugenvolumen (Gl. 2.9).

	$a_0$	$a_1$	$a_2$
$F_1(\vartheta)$	$0 \text{ kg m}^{-3}$	$-32.87 \text{ kg m}^{-3} \text{ K}^{-1}$	$-0.3871 \text{ kg m}^{-3} \text{ K}^{-2}$
$F_2(\vartheta)$	0.0885	$-0.009229 \text{ K}^{-1}$	$-0.0001261 \text{ K}^{-2}$

Tabelle 5.2: Koeffizienten der Näherungspolynome für die Temperaturfunktionen  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  für harnstoffdotiertes Eis

## 5.4 Beschreibung des untersuchten Eises

Das Eis, dessen mechanische Eigenschaften im Rahmen der Fallstudie untersucht wurden, entstammte einer ca. 0.18 m dicken Modelleisdecke, die im kleinen Eistank der HSVA nach der oben (Kap. 4.6) beschriebenen Vorgehensweise aus einer 1%-igen Lösung von Harnstoff in Wasser gefroren worden war. Da sich die feinkristalline, aus regellos orientierten Kristallen bestehende Oberschicht der Eisdecke (vgl. Abb. 5.1) aufgrund ihrer geringen Dicke von 2 bis 3 mm einer mechanischen Prüfung entzog, beschränkt sich die Untersuchung auf die säulenförmige Unterschicht. Der typische Korndurchmesser gemessen in der (horizontalen) 1-2-Ebene (vgl. Abb. 3.1) betrug in Probenmitte, entsprechend 80 bis 90 mm von der Eisoberfläche, ca. 5 bis 10 mm. Die Länge der Kristallkörner parallel zur Wachstumsrichtung (= 3-Richtung) lag in der Größenordnung der Probenabmessungen (vgl. Kap. 4). Der Harnstoffgehalt im Eis, photometrisch bestimmt in der Schmelze mechanisch untersuchter Proben, betrug  $S_I = 2.6 \pm 0.9 \text{ g kg}^{-1}$  ( $n = 38$ ) und die Dichte des Eises  $\rho = 0.897 \pm 0.005 \text{ Mg m}^{-3}$  ( $n = 125$ ).

## 5.5 Bestimmung der Versagensflächenkoeffizienten

### 5.5.1 Experimentelle Grundlage

Die experimentelle Grundlage für die Bestimmung der Versagensflächenkoeffizienten (vgl. Kap. 3.8) für harnstoffdotiertes C2-Eis bilden die Ergebnisse aus insgesamt 125 Festigkeitsversuchen mit dem oben (Kap. 5.4) beschriebenen Eis (Häusler, 1986 a, e). Die Anzahl der Versuche ergab sich dabei

- aus dem Umfang der zweckmäßigerweise zu untersuchenden Lastfälle ( $n = 7$ , vgl. Kap. 3.8):
  - 3 einachsige Druckfestigkeiten ( $C_1, C_3, S_{13}$ ),
  - 2 einachsige Zugfestigkeiten ( $T_1, T_3$ ) und
  - 2 zweiachsige Druckfestigkeiten ( $B_{12}, B_{13}$ ),
- aus der Parametervariation bezüglich Temperatur ( $-5 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $-10 \text{ }^\circ\text{C}$ ),
- aus der Parametervariation bezüglich Dehnungsgeschwindigkeit ( $1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ ,  $1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ ,  $1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ) und
- aus der Forderung nach mindestens 3 Versuchen für jede der 42 Lastfall-Parameter Kombinationen (mit Ausnahme von 3 Fällen erfüllt).

Die Einzelversuchsergebnisse, auf denen die Bestimmung der Versagensflächenkoeffizienten fußt, sind in Häusler (1986 a) zusammengestellt.

Die Versuche sind auf der in Kap. 4 beschriebenen dreiachsigen Materialprüfeinrichtung unter Dehnungsregelung in der Primärachse ( $x$ -Achse) durchgeführt worden. Soweit vom Lastfall her möglich, waren die Prüflinge so orientiert, daß die Primärachsenrichtung in der Ebene der ursprünglichen Eisdecke lag (Lastfälle  $C_1$ ,  $T_1$ ,  $B_{12}$ ,  $B_{13}$ ). Bei den zweiachsigen Versuchen war die aktive Sekundärachse kraftgeregelt so an den Kraftistwert der Primärachse gekoppelt (vgl. Abb. 4.7), daß stets  $\sigma_x = \sigma_y$  bzw.  $\sigma_I = \sigma_{II}$  gehalten wurde. Dadurch wurde eine über den Versuchsverlauf gleichbleibende Orientierung des Spannungstensors im Spannungsraum erreicht.

Der Begriff „Dehnungsgeschwindigkeit“ wird im folgenden im Sinne von „Dehnungsgeschwindigkeit in Richtung der Primärachse“ verstanden, weil diese durch die Dehnungsregelung der Primärachse im Verlauf eines jeden Versuchs annähernd konstant gehalten werden kann. Dies entspricht, auch bei mehrachsigen Festigkeitsuntersuchungen, der in der Eistechnik derzeit gängigen Praxis (vgl. z.B. Frederking 1977; Timco und Frederking, 1986; Richter-Menge et al., 1986). Auf die Abweichungen zur Vergleichsverzerrungsrate, die in nichtlinearen numerischen Analysen üblicherweise verwendet wird, wird an anderer Stelle eingegangen (s.u. Kap. 6).

### 5.5.2 Potenzgesetzexponent

Zur Bestimmung der Vergleichsfestigkeiten  $\sigma_0^d$  und  $\sigma_0^s$  (Kap. 3.6) aus den gemessenen Festigkeiten ist neben Aktivierungsenergie  $Q$  und Temperaturkoeffizient  $c_T$  die Kenntnis des Potenzgesetzexponenten  $n$  Voraussetzung. Die Ermittlung aller 3 Werte,  $Q$ ,  $c_T$  und  $n$ , basiert neben der in Kap. 3 dargestellten Abhängigkeit der Festigkeiten von Temperatur, Dehnungsgeschwindigkeit und Gesamtporosität auf der Annahme, daß die im statistischen Sinne wahren Festigkeiten innerhalb des jeweiligen, experimentell bestimmten 90%-Vertrauensintervalls liegen.

In den beiden Fällen, wo nur ein einziger gültiger Festigkeitswert ermittelt werden konnte,  $B_{13}(\vartheta = -10^\circ\text{C}, \dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1})$  und  $B_{13}(\vartheta = -10^\circ\text{C}, \dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1})$ , wurde das 90%-Vertrauensintervall geschätzt zu  $(1 \pm 0.45)B_{13}$ , entsprechend einer Streuung von  $s = 0.1B_{13}$  und einem Stichprobenumfang von 2. Das Verhältnis der Streuung zum Mittelwert bzw. Meßwert liegt dabei in derselben Größenordnung wie bei den übrigen 40 Lastfall-Parameter Kombinationen.

Die Abhängigkeit der Festigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit im duktilen Versagensbereich wird in den Fällen der einachsigen Zug- und Druckfestigkeit in Eisdeckenebene  $C_1$  und  $T_1$  und der zweiachsigen Druckfestigkeit in einer Ebene parallel zur Wachstumsrichtung  $B_{13}$  gut beschrieben durch den Potenzgesetzexponenten  $n = \frac{10}{3}$  bzw.  $1/n = 0.30$  (Gl. 3.11). Dieser Wert entspricht der Faustformel, nach der sich die Festigkeit im duktilen Versagensbereich verdoppelt, wenn die Dehnungsgeschwindigkeit um eine Zehnerpotenz erhöht wird ( $\log(2) = 0.301$ ). Die in der Literatur angegebenen Werte für einachsige Belastung parallel und senkrecht zur Wachstumsrichtung sowie für Belastung in Eisdeckenebene mit Querdehnungsbehinderung in Wachstumsrichtung (Typ B-Versuch nach Frederking (1977)) liegen, den hier gefundenen Wert bestätigend, im Bereich von  $n = 1.86 \dots 5.28$  bzw.  $1/n = 0.189 \dots 0.46$  (Frederking, 1977; Michel, 1978; Wang, 1979; Sinha, 1983; Timco und Frederking, 1984 und 1986). Es ist daher zulässig, den Wert  $n = \frac{10}{3}$  auch auf die einachsigen Festigkeiten in Wachstumsrichtung  $C_3$  und  $T_3$  anzuwenden.

Für die zweiachsige Druckfestigkeit in Eisdeckenebene  $B_{12}$  ergibt sich hingegen ein Potenzgesetzexponent von  $n = \frac{20}{3}$  bzw.  $1/n = 0.15$ . Dieser Wert deckt sich im wesentli-

chen mit der Beobachtung von Frederking (1977) und Timco und Frederking (1984 und 1986), daß bei Druckbelastung in Eisdeckenebene mit Querdehnungsbehinderung in Eisdeckenebene (Typ A-Versuch) bei C2-Eis die Abhängigkeit der (duktilen) Festigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit deutlich schwächer ausgeprägt ist, als ohne diese Querdehnungsbehinderung (Typ C-Versuch) oder bei Querdehnungsbehinderung in Wachstumsrichtung (Typ B-Versuch). Die dort für den Typ A-Versuch angegebenen Potenzgesetzexponenten liegen bei  $n \approx 5.6$  bzw.  $1/n \approx 0.18$ . Die hier für den zweiachsigen  $B_{12}$ -Versuch gegenüber Frederkings Typ A-Versuch gefundene geringere Dehnungsgeschwindigkeitsabhängigkeit kann damit erklärt werden, daß beim Typ A-Versuch die querdehnungsbehindernde, (sekundäre) Spannung stets kleiner ist als die Spannung in der Hauptbelastungsrichtung ( $\sigma_{II}/\sigma_I < 1$ ), während beim  $B_{12}$ -Versuch beide Spannungen gleich groß sind. Gemessen an der Bandbreite, die für den Potenzgesetzexponenten bei einachsiger Belastung in der Literatur zu finden ist (s.o.), könnte der Unterschied auch als meßtechnisch bedingte Streuung eingestuft werden. Auf die Frage allerdings, welche Mechanismen, ob unterdrückt oder aktiviert, beim  $B_{12}$ -Versuch und bei Frederkings Typ A-Versuch für die Abminderung der Dehnungsgeschwindigkeitsabhängigkeit verantwortlich sind, konnte im Rahmen der vorliegenden Untersuchung keine schlüssige Antwort gefunden werden.

### 5.5.3 Aktivierungsenergie für duktilen Versagen und Temperaturkoeffizient für sprödes Versagen

Zur Bestimmung der Aktivierungsenergie  $Q$  und des Temperaturkoeffizienten  $c_T$  ist es erforderlich, die temperaturbedingte Änderung der Festigkeiten zu kennen. Das im folgenden schrittweise skizzierte manuell-graphische Verfahren erlaubt es, diese Temperaturabhängigkeit sowohl für den spröden, als auch für den duktilen Versagensbereich zu ermitteln. Abb. 5.4 zeigt die Vorgehensweise am Beispiel der einachsigen Zugfestigkeit in Eisdeckenebene  $T_1$  (vgl. Häusler, 1986 e):

1. Für jede Lastfall-Temperatur Kombination werden die Mittelwerte und die 90%-Vertrauensintervalle der bei den drei untersuchten Dehnungsgeschwindigkeiten gemessenen Festigkeiten in ein doppeltlogarithmisches Festigkeits-Dehnungsgeschwindigkeits Diagramm eingetragen (Abb. 5.4 a, b).
2. Unter Berücksichtigung des im Versuch beobachteten Versagensverhaltens (duktil, spröde) wird innerhalb der von den 90%-Vertrauensintervallen gesetzten Grenzen ein in der gewählten Auftragung bilinear berandeter Bereich eingegrenzt. Der Rand erfüllt dabei Gl. 3.11 mit  $1/n = 0.30$  bzw. bei  $B_{12}$   $1/n = 0.15$  im duktilen und  $1/n = 0$  im spröden Bereich (Abb. 5.4 a, b – schattierter Bereich).
3. Für jede Lastfall-Dehnungsgeschwindigkeit Kombination wird nun der Bereich des Verhältnisses zwischen der Festigkeit bei der tieferen untersuchten Temperatur ( $\vartheta_1 = -10$  °C) und der bei der höheren ( $\vartheta_2 = -5$  °C) bestimmt. Ermittelt werden die drei Verhältniszahlen

$$r_{max} = \sigma_{max}^y(\vartheta_1, \dot{\epsilon}) / \sigma_{min}^y(\vartheta_2, \dot{\epsilon}) \quad (5.2)$$

$$r_{mitt} = \sigma_{mitt}^y(\vartheta_1, \dot{\epsilon}) / \sigma_{mitt}^y(\vartheta_2, \dot{\epsilon}) \quad (5.3)$$

$$r_{min} = \sigma_{min}^y(\vartheta_1, \dot{\epsilon}) / \sigma_{max}^y(\vartheta_2, \dot{\epsilon}) \quad (5.4)$$

Darin ist  $\sigma_{max}^y(\vartheta, \dot{\epsilon})$  die im Rahmen der im Schritt 2) festgelegten Grenzen größtmögliche Festigkeit bei der Temperatur  $\vartheta$  und der Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$  und

$\sigma_{min}^y(\vartheta, \dot{\epsilon})$  die entsprechende geringstmögliche. (Der Index  $y$  steht für *yield* = Versagen, Nachgeben).  $r_{max}$  liefert demzufolge die größtmögliche und  $r_{min}$  die kleinstmögliche Verhältniszahl.  $r_{mitt}$  bezieht sich auf den Mittelwert von beiden.

$$\sigma_{mitt}^y(\vartheta, \dot{\epsilon}) = [\sigma_{max}^y(\vartheta, \dot{\epsilon}) + \sigma_{min}^y(\vartheta, \dot{\epsilon})] / 2 \quad (5.5)$$

In Abb. 5.4 d eingetragen sind der Auftragung wegen die dekadischen Logarithmen der Verhältniszahlen  $r_{max}$ ,  $r_{min}$  und  $r_{mitt}$ . Die so gewonnenen Bereiche der Verhältniszahlen sind in Abb. 5.5, unterschieden nach duktilem und sprödem Versagen, für jede Lastfall-Dehnungsgeschwindigkeit Kombination aufgetragen (ebenfalls logarithmisch).

4. Aus der Gruppe der Verhältniszahlen für duktiles Versagen und der für sprödes Versagen wird je eine Verhältniszahl ermittelt. Diese Verhältniszahl soll möglichst dem Mittelwert der mittleren Verhältniszahlen  $r_{mitt}$  der jeweiligen Gruppe entsprechen, soll aber nicht größer sein als die kleinste der einzelnen Bereichsoberschranken  $r_{max}$  und nicht kleiner als die größte der Bereichsunterschranken  $r_{min}$ .

Die beiden so gewonnenen Verhältniszahlen lauten

$$r_d = \frac{\sigma^d(\vartheta_1 = -10^\circ\text{C})}{\sigma^d(\vartheta_2 = -5^\circ\text{C})} = 1.321 \quad (5.6)$$

für den duktilen Bereich und

$$r_s = \frac{\sigma^s(\vartheta_1 = -10^\circ\text{C})}{\sigma^s(\vartheta_2 = -5^\circ\text{C})} = 1.0965 \quad (5.7)$$

für den spröden Bereich. Da diese Werte unabhängig sind von der Dehnungsgeschwindigkeit, ergibt sich nun die Aktivierungsenergie  $Q$  unter Berücksichtigung der Gesamtporosität  $\nu_t$  über

$$r_d = \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_2} \right) = \left[ \frac{1 - \sqrt{\nu_{t1}}}{1 - \sqrt{\nu_{t2}}} \right]^2 \exp \left[ \frac{Q}{Rn} \left( \frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2} \right) \right] \quad (5.8)$$

(vgl. Gl. 3.17) zu

$$Q = \frac{Rn}{1/T_1 - 1/T_2} \ln \left\{ r_d \left[ \frac{1 - \sqrt{\nu_{t2}}}{1 - \sqrt{\nu_{t1}}} \right]^2 \right\} \quad (5.9)$$

Der Index 1 bezieht sich hierin auf die tiefere Temperatur, hier nominell  $-10^\circ\text{C}$  und der Index 2 entsprechend auf die höhere, hier nominell  $-5^\circ\text{C}$ .

In entsprechender Weise ergibt sich der Temperaturkoeffizient  $c_T$  für sprödes Versagen aus Gl. 3.18 über

$$r_s = \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_2} \right) = \left[ \frac{1 - \sqrt{\nu_{t1}}}{1 - \sqrt{\nu_{t2}}} \right]^2 \frac{1 - c_T \vartheta_1}{1 - c_T \vartheta_2} \quad (5.10)$$

zu

$$c_T = \frac{r_s \left[ \frac{1 - \sqrt{\nu_{t2}}}{1 - \sqrt{\nu_{t1}}} \right]^2 - 1}{\vartheta_1 - r_s \left[ \frac{1 - \sqrt{\nu_{t2}}}{1 - \sqrt{\nu_{t1}}} \right]^2 \vartheta_2} \quad (5.11)$$

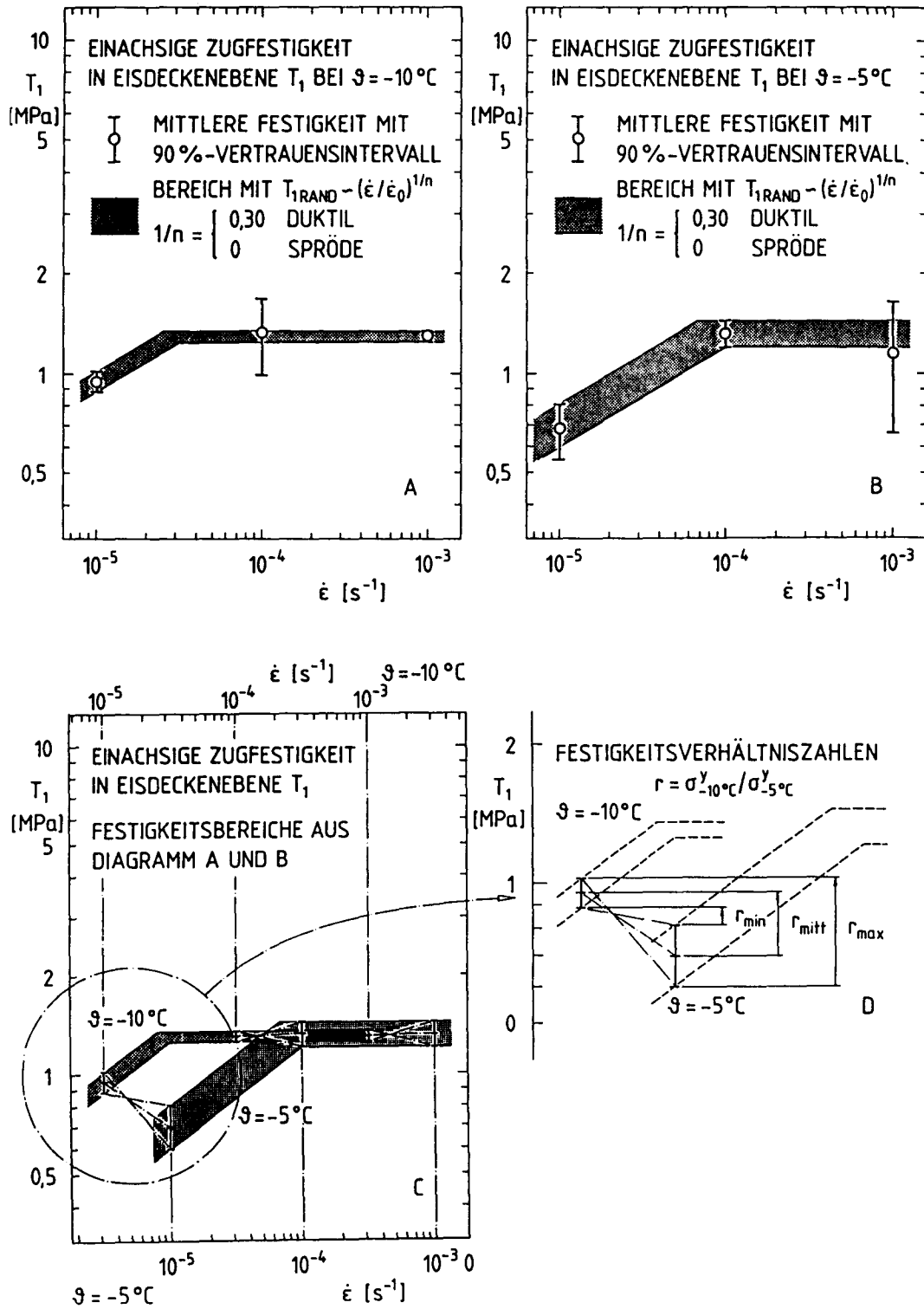


Abbildung 5.4: Vorgehensweise zur Bestimmung der Temperaturabhängigkeit der Festigkeiten am Beispiel der einachsigen Zugfestigkeit in Eisdeckenebene.

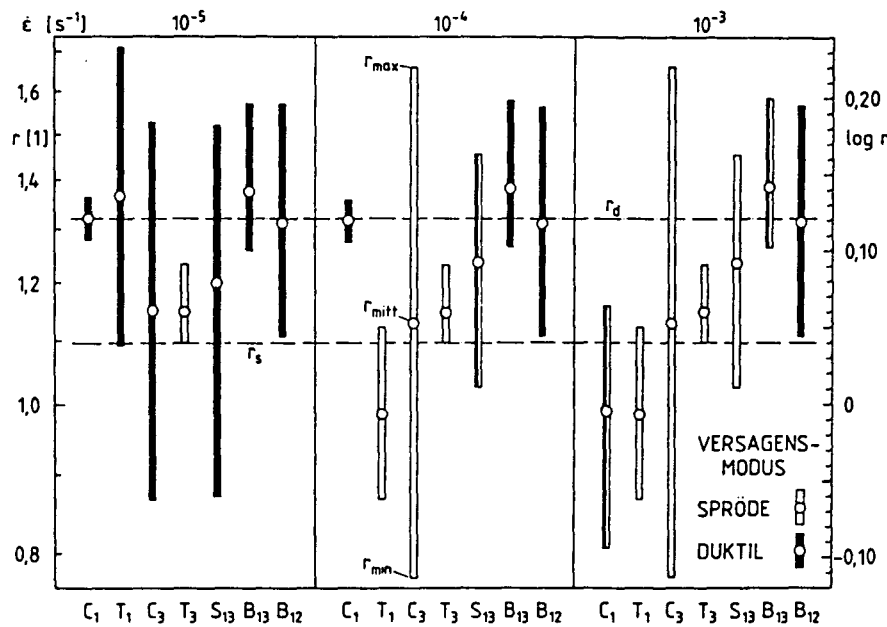


Abbildung 5.5: Bereiche der Verhältniszahl  $r$  zur Angabe der temperaturbedingten Änderung der Festigkeiten zwischen  $-10\text{ °C}$  und  $-5\text{ °C}$  für verschiedene Lastfälle und Dehnungsgeschwindigkeiten

Bei der Bestimmung der Aktivierungsenergie  $Q$  nach Gl. 5.9 und des Temperaturkoeffizienten  $c_T$  nach Gl. 5.11 werden hier allerdings nicht die nominellen Temperaturen  $-5\text{ °C}$  und  $-10\text{ °C}$  eingesetzt, sondern die für die jeweilige Gruppe im Versuch bestimmte mittlere Temperatur. Entsprechendes gilt für die Gesamtporosität  $\nu_t$ . Die maßgeblichen Werte sind in Tab. 5.3 zusammengestellt. Die Umrechnung von Celsiusstemperaturen  $\vartheta$  in absolute Temperaturen  $T$  wird hier vereinfachend mit

$$T = T_0 + \vartheta = 273\text{ K} + \vartheta\text{ °C}^{-1}\text{ K} \quad (5.12)$$

vorgenommen. Die für  $Q$  und  $c_T$  gewonnenen Werte sind ebenfalls in Tab. 5.3 aufgeführt. Der Wert  $Q = 115700\text{ J mol}^{-1}$  für die Aktivierungsenergie steht in Einklang mit den von Frost und Ashby (1982) angegebenen Aktivierungsenergien für reines, polykristallines Eis:  $Q(\vartheta > -8\text{ °C}) = 120\text{ kJ mol}^{-1}$ ,  $Q(\vartheta \leq -8\text{ °C}) = 80\text{ kJ mol}^{-1}$ .

#### 5.5.4 Vergleichsfestigkeiten

Auf der Basis der Gln. 3.17 bzw. 3.18, je nach beobachteter Versagensart, lassen sich nun für alle Lastfälle die Vergleichsfestigkeiten für duktiles und sprödes Versagen  $\sigma_0^d$  und  $\sigma_0^s$  entsprechend Kap. 3.6 bestimmen. In Tab. 5.4 sind die Versuchsbedingungen und die ermittelten Vergleichsfestigkeiten für jede der 42 Lastfall-Parameter Kombinationen zusammengestellt. Die Einzelergebnisse sind in Häusler (1986 a) dokumentiert.

Die gefundenen Vergleichsfestigkeiten sind offensichtlich unabhängig sowohl von der Temperatur als auch von der Dehnungsgeschwindigkeit. Insofern ist die in Kap. 3.6 diese Eigenschaft der Vergleichsfestigkeiten betreffende Hypothese bestätigt. Die Vergleichsfestigkeiten der verschiedenen Lastfall-Parameter Kombinationen können somit für jeden Lastfall zu je einer Vergleichsfestigkeit für duktiles und für sprödes Versagen zusammengefaßt werden (Tab. 5.5).

Versagensart		duktil		spröde	
Dichte	$\rho$ [Mg m <sup>-3</sup> ]	0.897		0.898	
Harnstoffkonzentration	$S_I$ [g kg <sup>-1</sup> ]	2.65		2.50	
Temperatur	$\vartheta$ [°C]	-5.6	-9.7	-5.2	-9.8
Gasgehalt	$\nu_a$ [‰]	24.3	24.4	23.1	23.2
Laugenvolumen	$\nu_b$ [‰]	12.1	6.7	12.4	6.2
Gesamtporosität	$\nu_t$ [‰]	36.4	31.1	35.5	29.5
Festigkeitsverhältnis $r = \sigma(-10 \text{ °C})/\sigma(-5 \text{ °C})$		1.321		1.0965	
Aktivierungsenergie in Gl. 3.17	$Q$ [J mol <sup>-1</sup> ]	115700		-	
Temperaturkoeffizient in Gl. 3.18	$c_T$ [K <sup>-1</sup> ]	-		0.01222	

Tabelle 5.3: Aktivierungsenergie  $Q$  und Temperaturkoeffizient  $c_T$  sowie zu deren Bestimmung verwendete Ausgangswerte

Die beiden experimentell nicht belegten Vergleichsfestigkeiten in Tab. 5.5,  $T_3^d$  und  $B_{12}^s$ , sind geschätzt. Bei der duktilen Vergleichszugfestigkeit in Wachstumsrichtung  $T_3^d$  liegt der Schätzung die Annahme zugrunde, daß sich diese zur duktilen Vergleichsdruckfestigkeit in Wachstumsrichtung  $C_3^d$  verhält, wie die duktile Vergleichszugfestigkeit in Eisdeckenebene  $T_1^d$  zur entsprechenden Druckfestigkeit  $C_1^d$ :  $T_3^d = C_3^d(T_1^d/C_1^d)$ . Bei der spröden zweiachsigen Vergleichsdruckfestigkeit in Eisdeckenebene  $B_{12}^s$  wird angenommen, daß der Übergang von duktilem zu sprödem Versagen bei einer Dehnungsgeschwindigkeit von  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$  liegt. Dieser Annahme liegt der von Frederking (1977) an C2-Frischwassereis beobachtete Verlauf der Typ A-Festigkeit (Last und Querdehnungsbehinderung in Eisdeckenebene) über die Dehnungsgeschwindigkeit zugrunde.  $B_{12}^s$  ist dann gleich der entsprechenden duktilen Festigkeit für porenfreies Eis bei  $\vartheta = 0 \text{ °C}$  und  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ :  $B_{12}^s = B_{12}^d(1 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}/1 \text{ s}^{-1})^{0.15}$ .

### 5.5.5 Versagensflächenkoeffizienten

Die in Tab. 5.5 aufgeführten Vergleichsfestigkeiten erlauben, in Verbindung mit den Gln. 3.17 bis 3.19, für beliebige Parameterkombinationen von Dehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}$ , Temperatur  $\vartheta$  und Gesamtporosität  $\nu_t$  Festigkeitsdatensätze zu generieren, die als Eingangsdaten zur Bestimmung der Koeffizienten  $b_k$  der Versagensfläche gemäß Gl. 3.27 dienen können. Werden als Parameterkombination im Experiment angetroffene Versuchsrandbedingungen eingesetzt, kann der so gewonnene Festigkeitsdatensatz als bezüglich Temperatur, Dehnungsgeschwindigkeit und Gesamtporosität ausgeglichenes Versuchsergebnis betrachtet werden.

Bei der Ermittlung der Versagenflächenkoeffizienten  $b_k$  auf der Basis der in Tab. 5.5 aufgeführten Vergleichsfestigkeiten stellt sich noch ein wesentliches Problem: Die duktile einachsige Zugfestigkeit ist nahezu gleich groß der duktilen einachsigen Druckfestigkeit.

Lastfall	$\varphi_{x3}$ [°]	$\varphi_{y3}$ [°]	$\vartheta$ [°C]	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]	$\nu_t$ [‰]	$\sigma_0^d$ [MPa]	$\sigma_0^e$ [MPa]	$E_0$ [GPa]	n
$C_1$	90	0	-9.3±0.3	.101E-4	35.6± 2.3	-26.37±0.90	-	2.11±1.06	3
			-10.0±0.7	.102E-3	37.3± 0.4	-29.08±2.39	-	1.75±0.34	3
			-9.7±0.9	.102E-2	35.7± 2.9	-	-4.12±0.62	2.66±0.77	4
			-5.1±0.4	.101E-4	39.5± 1.4	-28.14±0.84	-	0.90±0.37	3
			-5.4±0.6	.101E-3	40.5± 4.4	-26.59±2.81	-	1.73±0.58	4
			-5.3±0.7	.102E-2	37.9± 2.4	-	-4.47±0.16	2.31±0.37	3
$C_3$	0	90	-9.4±1.1	.101E-4	33.6± 1.0	-135.47±8.81	-	2.63±0.13	3
			-8.0±0.3	.101E-3	32.8± 0.9	-	-12.54±2.61	3.26±0.27	3
			-9.7±0.7	.960E-3	33.7± 1.1	-	-10.59±1.44	4.16±0.31	4
			-4.7±0.3	.101E-4	39.8± 0.9	-166.55±9.92	-	2.21±0.44	3
			-5.0±0.2	.101E-3	42.6± 5.6	-	-10.46±1.17	2.41±0.91	3
			-5.1±0.4	.100E-2	42.0± 6.3	-	-11.43±1.41	3.67±0.41	3
$S_{13}$	45	135	-9.4±0.1	.101E-4	36.1± 5.0	-36.89±4.11	-	0.70±0.30	3
			-9.7±0.6	.101E-3	40.8± 8.1	-25.58±4.76	-	1.68±0.14	3
			-9.6±0.8	.103E-2	32.6± 0.6	-	-2.62±0.34	2.28±0.32	3
			-5.5±0.6	.101E-4	38.2± 1.8	-39.20±1.19	-	0.65±0.10	3
			-5.1±0.3	.100E-3	38.4± 1.3	-33.03±3.11	-	1.16±0.12	3
			-4.8±0.3	.101E-2	41.4± 2.5	-	-1.80±0.19	1.73±0.12	3
$T_1$	90	0	-10.0±0.1	.101E-4	25.7± 2.6	+23.97±0.72	-	3.54±0.26	3
			-9.9±0.6	.100E-3	24.9± 5.3	-	+1.68±0.25	4.91±0.18	3
			-9.7±0.1	.103E-2	33.1± 1.6	-	+1.74±0.05	5.49±0.18	3
			-5.4±0.4	.100E-4	38.9±11.9	+24.70±3.94	-	3.66±0.30	3
			-5.2±0.6	.100E-3	31.0± 4.1	-	+1.83±0.05	5.17±0.36	3
			-5.1±0.1	.101E-2	26.2± 3.0	-	+1.53±0.36	4.95±0.23	3
$T_3$	0	90	-10.4±0.8	.994E-5	43.3±14.3	-	+2.95±0.32	6.01±0.30	3
			-10.2±0.4	.997E-4	28.0± 1.2	-	+2.62±0.26	5.77±0.33	3
			-9.6±0.5	.104E-2	29.0± 2.1	-	+3.16±0.09	6.52±0.24	3
			-5.4±0.2	.993E-5	35.9± 9.9	-	+2.76±0.58	5.72±0.54	3
			-5.4±0.2	.989E-4	38.0± 8.2	-	+2.51±0.87	6.48±0.97	3
			-5.0±0.3	.103E-2	35.9± 1.0	-	+2.85±0.11	6.60±0.33	3
$B_{12}$	90	90	-9.7±0.3	.101E-4	32.5± 0.2	-53.36±8.75	-	-	3
			-10.0±0.8	.101E-3	33.1± 1.1	-49.15±4.40	-	-	3
			-9.1±0.2	.103E-2	33.6± 0.5	-47.96±2.97	-	-	3
			-5.9±0.4	.101E-4	38.3± 2.4	-44.65±3.54	-	-	3
			-5.8±0.6	.100E-3	38.6± 1.6	-39.14±3.36	-	-	3
			-5.9±0.5	.104E-2	37.7± 1.0	-47.23±4.90	-	-	3
$B_{13}$	90	0	-8.9	.101E-4	33.1	-26.17	-	-	1
			-9.7±0.6	.100E-3	32.9± 0.6	-29.97±1.36	-	-	3
			-10.4	.106E-2	33.2	-	-5.25	-	1
			-5.7±0.3	.101E-4	38.6± 2.2	-27.40±2.59	-	-	4
			-5.9±0.6	.101E-3	38.7± 3.2	-27.81±0.73	-	-	3
			-6.5±0.6	.103E-2	37.0± 1.0	-24.52±1.75	-	-	2

Tabelle 5.4: Vergleichsfestigkeiten und Vergleichselastizitätsmoduln aus Festigkeitsversuchen mit harnstoffdotiertem Modelleis, Versuchsbedingungen, Anzahl der Versuche

duktil			spröde		
$C_1^d$	=	$-27.47 \pm 1.93$ MPa (13)	$C_1^s$	=	$-4.27 \pm 0.48$ MPa (7)
$C_3^d$	=	$-151.01 \pm 18.98$ MPa (6)	$C_3^s$	=	$-11.20 \pm 1.71$ MPa (13)
$S_{13}^d$	=	$-33.67 \pm 6.19$ MPa (12)	$S_{13}^s$	=	$-2.21 \pm 0.51$ MPa (6)
$T_1^d$	=	$+24.25 \pm 2.58$ MPa (6)	$T_1^s$	=	$+1.70 \pm 0.22$ MPa (12)
$T_3^d$	=	$+133.31$ MPa (geschätzt)	$T_3^s$	=	$+2.81 \pm 0.44$ MPa (18)
$B_{12}^d$	=	$-46.92 \pm 6.16$ MPa (18)	$B_{12}^s$	=	$-23.52$ MPa (geschätzt)
$B_{13}^d$	=	$-27.55 \pm 2.35$ MPa (13)	$B_{13}^s$	=	$-5.25$ MPa (1)

Tabelle 5.5: Vergleichsfestigkeiten für harnstoffdotiertes Modelleis, Wert in Klammern gibt Stichprobenumfang

Dies hat bei gleichzeitig gegebener zweiachsiger Druckfestigkeit zur Folge, daß mit der Ausgleichsrechnung nach Gl. 3.27 eine Versagensfläche bestimmt wird, die eine zweiachsige Zugfestigkeit beschreibt, die in der Größenordnung der zweiachsigen Druckfestigkeit liegt, also wesentlich über der einachsigen Zugfestigkeit. Dem steht aber entgegen, daß aufgrund der Befunde von Haynes (1973), Hawkes und Mellor (1972) und Nevel und Haynes (1976) die hydrostatische Zugfestigkeit von Eis im Bereich des ein- bis zweifachen der einachsigen Zugfestigkeit anzunehmen ist (vgl. Kap. 2.5.1). Da aber mit dem hier verwendeten einheitlichen Versagenskriterium Anisotropien und Variationen im Versagensmechanismus nur über Gestalt, Größe und Orientierung der Versagensfläche im Spannungsraum dargestellt werden können, ist es hier erforderlich, durch geeignete Annahmen im Bereich mehrachsiger Zugfestigkeiten dafür zu sorgen, daß durch die damit gewonnene Versagensfläche annähernd realistische Festigkeiten in diesem Bereich beschrieben werden. Die anzunehmenden mehrachsigen Zugfestigkeiten wirken in der Ausgleichsrechnung als Gegengewicht zu den bereits vorhandenen zweiachsigen Druckfestigkeiten.

Im vorliegenden Fall wird zu dem eben genannten Zweck angenommen, daß die zweiachsige Zugfestigkeit in Eisdeckenebene  $Z_{12}$  ( $\sigma_1 = \sigma_2 > 0$ ,  $\sigma_3 = 0$ ) gleich groß der einachsigen Zugfestigkeit in Eisdeckenebene ist:  $Z_{12} = T_1$ . Weiterhin wird, um ein hinreichendes Gegengewicht zu den beiden zweiachsigen Druckfestigkeiten  $B_{12}$  und  $B_{13}$  zu schaffen, die zweiachsige Zugfestigkeit  $Z_{12}$ , obwohl nur angenommen, mit vierfachem Gewicht in der Ausgleichsrechnung berücksichtigt, während alle anderen Festigkeiten mit einfachem Gewicht eingehen, unabhängig von der Streuung des einzelnen Festigkeitswertes. Diese Vorgehensweise entbehrt zwar nicht einer gewissen Willkür, führt aber, zumindest im vorliegenden Fall zu sinnvoller erscheinenden Ergebnissen, als z.B. mit einer Wichtung, die sich an der Streuung der einzelnen Festigkeitswerte orientiert.

Die auf diese Weise gewonnenen Versagensflächenkoeffizienten  $b_k$  für das hier untersuchte C2-Eis mit einem Harnstoffgehalt von  $S_I = 2.6$  g kg<sup>-1</sup> und einer Dichte von  $\rho = 0.897$  Mg m<sup>-3</sup> sind in den Abbn. 5.6 bis 5.10 für verschiedene Dehnungsgeschwindigkeiten im Bereich  $1 \times 10^{-7}$  s<sup>-1</sup>  $\leq \dot{\epsilon} \leq 1 \times 10^{-2}$  s<sup>-1</sup> und Temperaturen im Bereich  $-10$  °C  $< \vartheta < -0.4$  °C als offene Kreissymbole eingetragen. Die Zahlenwerte finden sich in Tab. 5.6. Die Porositäten, die sich für die gegebenen Werte von Dichte und Harnstoffgehalt bei den 6 untersuchten Temperaturen ergeben, sind in Tab. 5.7 aufgeführt.

Die Bandbreite der untersuchten Temperaturen entspricht derjenigen, die im Rahmen der Fallstudie in einer Modelleisdecke zu erwarten war. Der Wert  $-0.4$  °C liegt dabei knapp unterhalb der theoretischen Schmelztemperatur des zur Zeit der Durchführung der

$\nu_t$ [‰]	$\vartheta$ [°C]	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]	$b_1$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_2$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_3$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_4$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_5$ [MPa <sup>-2</sup> ]
216.5	-0.4	10 <sup>-2</sup>	1.394E+0	1.593E-1	1.384E+1	1.003E+0	7.227E-1
		10 <sup>-3</sup>	2.042E+0	1.905E-1	1.307E+1	8.176E-1	8.773E-1
		10 <sup>-4</sup>	5.585E+0	2.542E-1	1.013E+1	7.302E-1	1.019E+0
		10 <sup>-5</sup>	1.952E+1	5.924E-1	3.383E+1	1.245E+0	7.597E-1
		10 <sup>-6</sup>	7.458E+1	1.561E+0	1.226E+2	2.406E+0	2.750E-1
		10 <sup>-7</sup>	3.096E+2	5.613E+0	5.179E+2	6.391E+0	4.587E-1
100.8	-1.0	10 <sup>-2</sup>	5.191E-1	5.927E-2	5.128E+0	6.119E-1	4.416E-1
		10 <sup>-3</sup>	7.279E-1	7.035E-2	4.866E+0	5.018E-1	5.298E-1
		10 <sup>-4</sup>	1.902E+0	9.124E-2	3.712E+0	4.334E-1	6.197E-1
		10 <sup>-5</sup>	6.901E+0	2.147E-1	1.213E+1	7.480E-1	4.765E-1
		10 <sup>-6</sup>	2.616E+1	5.519E-1	4.354E+1	1.403E+0	1.657E-1
		10 <sup>-7</sup>	1.080E+2	1.988E+0	1.802E+2	3.733E+0	2.735E-1
60.5	-2.0	10 <sup>-2</sup>	3.394E-1	3.877E-2	3.353E+0	4.944E-1	3.558E-1
		10 <sup>-3</sup>	4.430E-1	4.543E-2	3.206E+0	4.073E-1	4.188E-1
		10 <sup>-4</sup>	1.146E+0	5.643E-2	2.505E+0	3.346E-1	4.999E-1
		10 <sup>-5</sup>	4.157E+0	1.333E-1	7.310E+0	5.812E-1	4.014E-1
		10 <sup>-6</sup>	1.561E+1	3.336E-1	2.565E+1	1.059E+0	1.292E-1
		10 <sup>-7</sup>	6.472E+1	1.202E+0	1.084E+2	2.837E+0	2.140E-1
49.6	-3.0	10 <sup>-2</sup>	2.950E-1	3.369E-2	2.909E+0	4.620E-1	3.331E-1
		10 <sup>-3</sup>	3.566E-1	3.877E-2	2.794E+0	3.812E-1	3.809E-1
		10 <sup>-4</sup>	9.400E-1	4.712E-2	2.235E+0	3.058E-1	4.788E-1
		10 <sup>-5</sup>	3.305E+0	1.099E-1	5.872E+0	5.227E-1	3.910E-1
		10 <sup>-6</sup>	1.229E+1	2.645E-1	2.025E+1	9.151E-1	1.143E-1
		10 <sup>-7</sup>	5.103E+1	9.617E-1	8.430E+1	2.470E+0	1.973E-1
39.6	-5.0	10 <sup>-2</sup>	2.485E-1	2.831E-2	2.457E+0	4.218E-1	3.041E-1
		10 <sup>-3</sup>	2.656E-1	3.191E-2	2.391E+0	3.545E-1	3.375E-1
		10 <sup>-4</sup>	7.139E-1	3.891E-2	1.991E+0	2.866E-1	4.470E-1
		10 <sup>-5</sup>	2.357E+0	8.403E-2	4.248E+0	4.465E-1	3.879E-1
		10 <sup>-6</sup>	8.582E+0	1.874E-1	1.405E+1	7.198E-1	9.786E-2
		10 <sup>-7</sup>	3.576E+1	6.934E-1	5.939E+1	1.989E+0	1.654E-1
32.6	-10.0	10 <sup>-2</sup>	2.032E-1	2.318E-2	2.008E+0	3.822E-1	2.750E-1
		10 <sup>-3</sup>	2.024E-1	2.634E-2	2.035E+0	3.605E-1	3.211E-1
		10 <sup>-4</sup>	4.236E-1	3.087E-2	1.795E+0	2.828E-1	3.867E-1
		10 <sup>-5</sup>	1.231E+0	5.193E-2	2.293E+0	3.293E-1	3.907E-1
		10 <sup>-6</sup>	4.420E+0	1.132E-1	7.439E+0	5.194E-1	1.868E-1
		10 <sup>-7</sup>	1.772E+1	3.642E-1	2.903E+1	1.243E+0	1.312E-1

Tabelle 5.6: Koeffizienten des Pariseau-Versagenskriteriums für harnstoffdotiertes C2-Eis mit einem Harnstoffgehalt von 2.60 g kg<sup>-1</sup> und einer Dichte von 0.897 Mg m<sup>-3</sup>

Temperatur	$\vartheta$ [°C]	-0.4	-1	-2	-3	-5	-10
Gasvolumen	$\nu_a$ [‰]	38.3	29.0	25.1	25.8	24.5	24.7
Laugenvolumen	$\nu_b$ [‰]	178.2	71.8	34.7	24.5	15.1	8.0
Gesamtporosität	$\nu_t$ [‰]	216.5	100.8	60.5	49.6	39.6	32.7

Tabelle 5.7: Porositäten von dotiertem Eis mit  $2.6 \text{ g kg}^{-1}$  Harnstoff und einer Dichte von  $0.897 \text{ Mg m}^{-3}$  für verschiedene Temperaturen

Fallstudie mit 1% Harnstoff dotierten Eistankwassers von  $-0.31 \text{ °C}$ .

Weiterhin in Abb. 5.6 bis 5.10 eingetragen sind als volle Dreieck- und Viereckssymbole die Versagensflächenkoeffizienten  $b_k$ , die zu einem früheren Zeitpunkt aufgrund eines rein manuellen Datenausgleichs bezüglich Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit aus demselben Versuchsdatensatz gewonnen worden sind (Häusler, 1986 a, c, e). Sie sind hier mit aufgeführt, weil in den im Rahmen der Fallstudie durchgeführten Finite Elemente Analysen (s.u. Kap. 6) das elastisch-plastische Materialmodell mit diesen Versagensflächenkoeffizienten verwendet wurde.

Deutliche Unterschiede zwischen beiden Koeffizientensätzen sind nur erkennbar bei den Koeffizienten, die für die höchste Temperatur  $-0.4 \text{ °C}$  ermittelt wurden und weiterhin, unabhängig von der Temperatur, beim Schubkoeffizienten  $b_3$  im Bereich hoher Dehnungsgeschwindigkeiten. Die Unterschiede lassen sich wie folgt erklären:

- Dem Schubkoeffizienten  $b_3$  liegt die *off-axis* Druckfestigkeit  $S_{13}$  zugrunde. Im Gegensatz zur vorliegenden Untersuchung wurde diese Festigkeit bei Häusler (1986 a, e) keinem Ausgleich bezüglich Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit unterzogen, wodurch sich, gemessen an den hier benutzten Festigkeiten, Unterschiede bis zu 21% ergeben. Entsprechend unterscheiden sich die Werte für den Koeffizienten  $b_3$  (s. Abb. 5.9).
- Die Festigkeitsdatensätze für  $-0.4 \text{ °C}$  sind hier streng durch Extrapolation nach dem in Kap. 3 beschriebenen Materialmodell (poröser Festkörper) erzeugt worden. Bei Häusler (1986 c) hingegen beinhalten die Festigkeitsdatensätze für  $-0.4 \text{ °C}$  als Stützwerte experimentell an anderen Eisdecken aus gleichartigem, harnstoffdotiertem C2-Modelleis gewonnene Zug- und Druckfestigkeiten. Die Zugfestigkeiten sind dabei aus *in-situ* Biegefestigkeiten (Kragbalken) abgeleitet, die Druckfestigkeiten an Eis ermittelt worden, das auf Schmelztemperatur angewärmt war. Trotz der erheblichen Unterschiede zwischen beiden Koeffizientensätzen kann keiner von beiden als eindeutig richtiger eingestuft werden. Die Unterschiede machen vielmehr deutlich, daß bedingt durch den Phasenübergang, am Schmelzpunkt die Temperatur nicht ausreicht, um den Zustand des Eises eindeutig zu beschreiben. Im Hinblick auf die Finite Elemente Analysen zum Verhalten schwimmender Eisdecken im Rahmen der Fallstudie (s.u. Kap. 6) ist aber zu vermuten, daß der Koeffizientensatz nach Häusler (1986 c) den dort interessierenden Bedingungen an der Eisunterseite (Schmelztemperatur, voll benetzt) näher kommt, m.a.W. sind hier vermutlich die Gültigkeitsgrenzen des in Kap. 3 beschriebenen Materialmodells erreicht oder überschritten (vgl. Kap. 3.9).

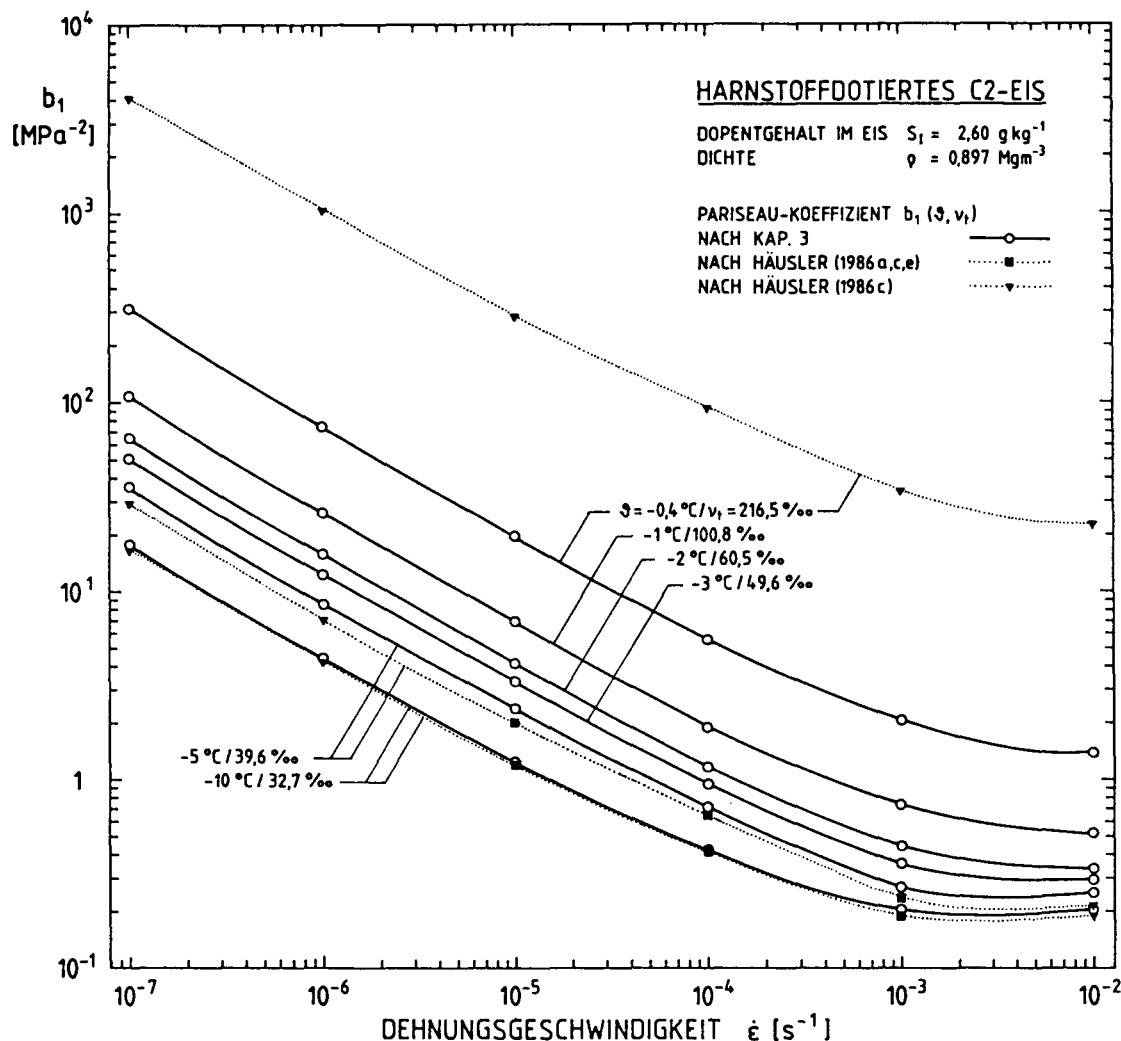


Abbildung 5.6: Koeffizient  $b_1$  des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums für harnstoffdotiertes C2-Eis

### 5.5.6 Vergleich der von den Versagensflächen beschriebenen Festigkeiten mit Meßergebnissen

Inwieweit auch die hier ermittelten Versagensflächenkoeffizienten für  $-1^\circ\text{C}$  und möglicherweise sogar für  $-2^\circ\text{C}$  wegen ihrer Nähe zum Schmelzpunkt bereits außerhalb des Gültigkeitsbereichs des Materialmodells nach Kap. 3 liegen, kann mangels Datenmaterial bei diesen Temperaturen nicht festgestellt werden. Im experimentell abgesicherten Bereich zumindest zeigen die von den Versagensflächen beschriebenen, theoretischen Festigkeiten gute Übereinstimmung mit den gemessenen Werten. In den Abb. 5.11 bis 5.13 sind theoretische und gemessene Festigkeiten gegenübergestellt. Bei den gemessenen Festigkeiten sind zusätzlich die 90%-Vertrauensintervalle mit aufgetragen. Die zur Darstellung der theoretischen Festigkeiten gezeigten Ellipsen (fette Linien) stellen die Schnittlinien dar, die die jeweilige Versagensfläche mit der  $\sigma_1$ - $\sigma_2$ -Ebene ( $\sigma_3 = 0$ ) bzw. der  $\sigma_1$ - $\sigma_3$ -Ebene ( $\sigma_2 = 0$ ) des Hauptspannungsraumes bildet (Versagensellipsen). Die Achsen des Hauptspannungsraumes liegen dabei parallel zu den Achsen des eifesten Koordinatensystems (Abb. 3.1). Ebenfalls eingetragen (gepunktete Linien) sind die Schnittlinien, die sich aus den Versagensflächenkoeffizienten nach Häusler (1986 a, c, e) ergeben.

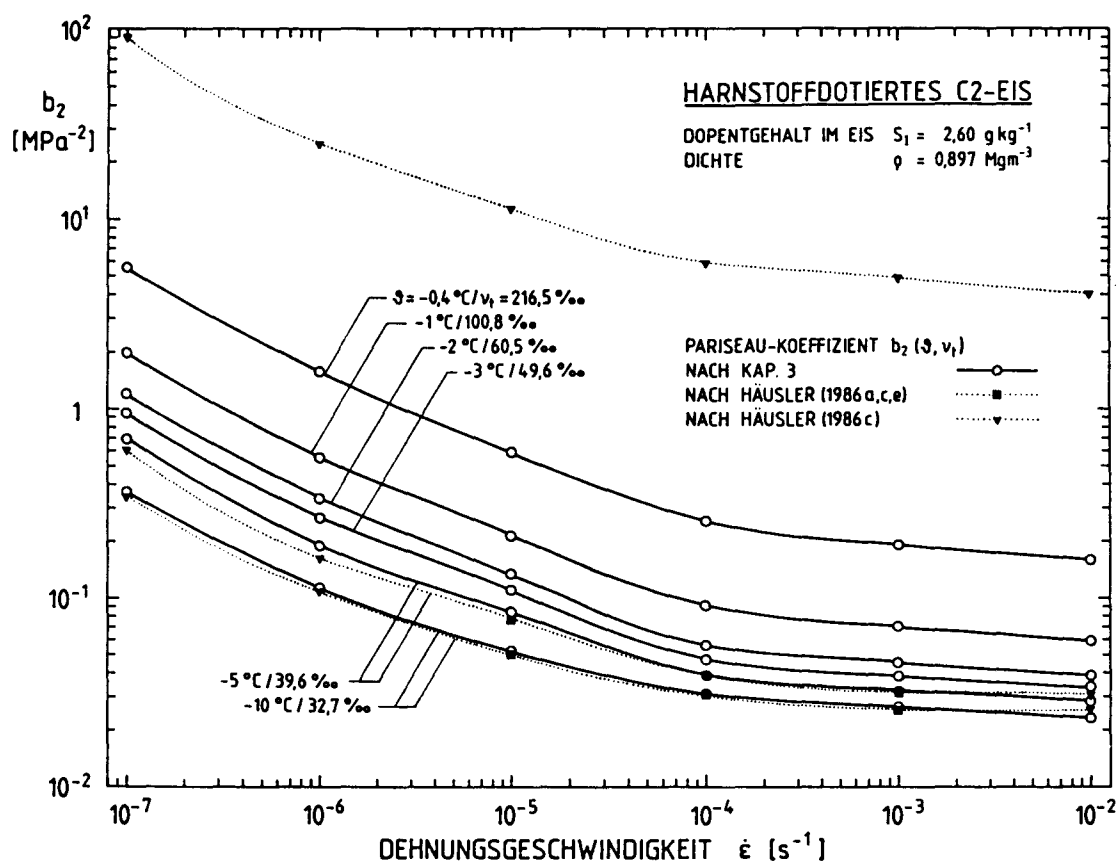


Abbildung 5.7: Koeffizient  $b_2$  des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums für harnstoffdotiertes C2-Eis

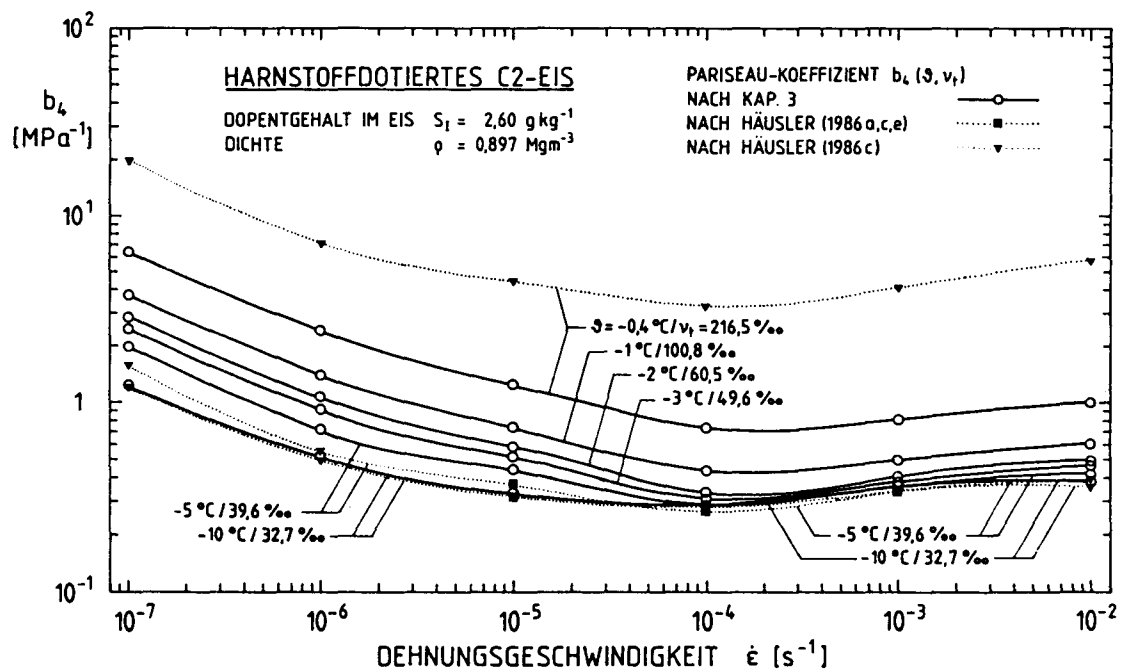


Abbildung 5.8: Koeffizient  $b_4$  des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums für harnstoffdotiertes C2-Eis

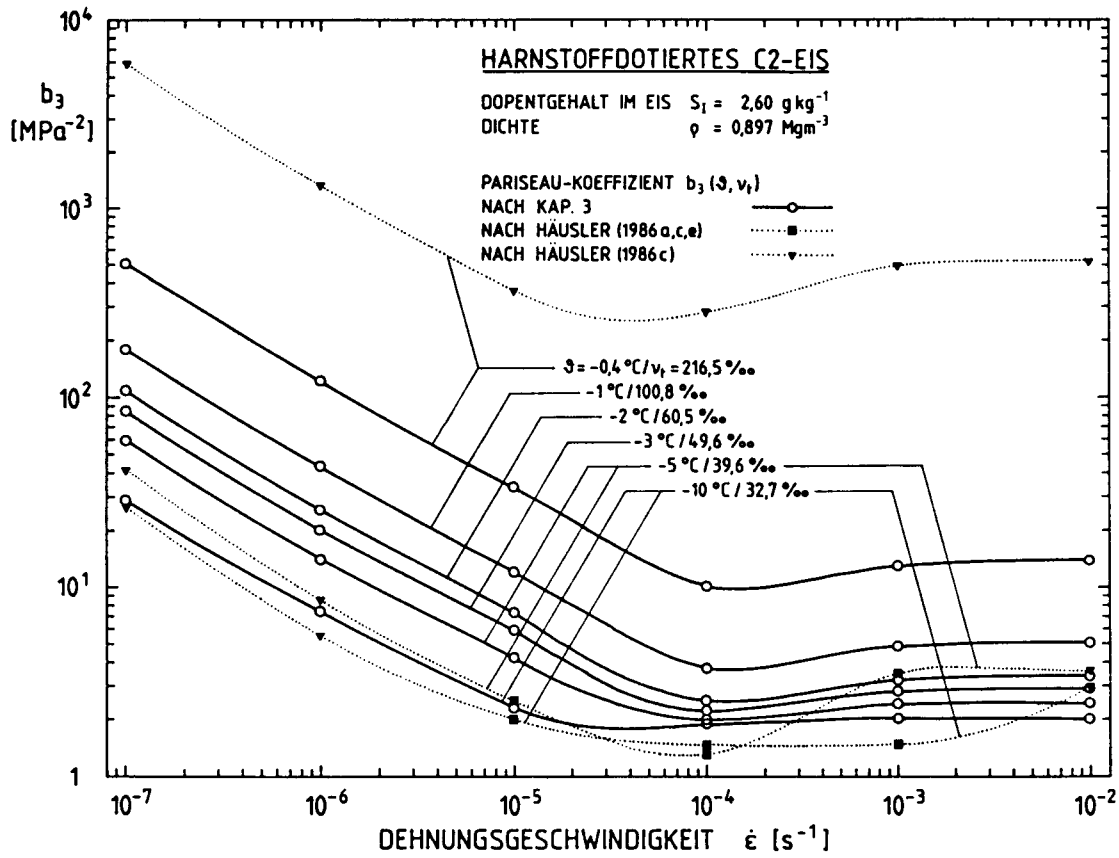


Abbildung 5.9: Koeffizient  $b_3$  des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums für harnstoffdotiertes C2-Eis

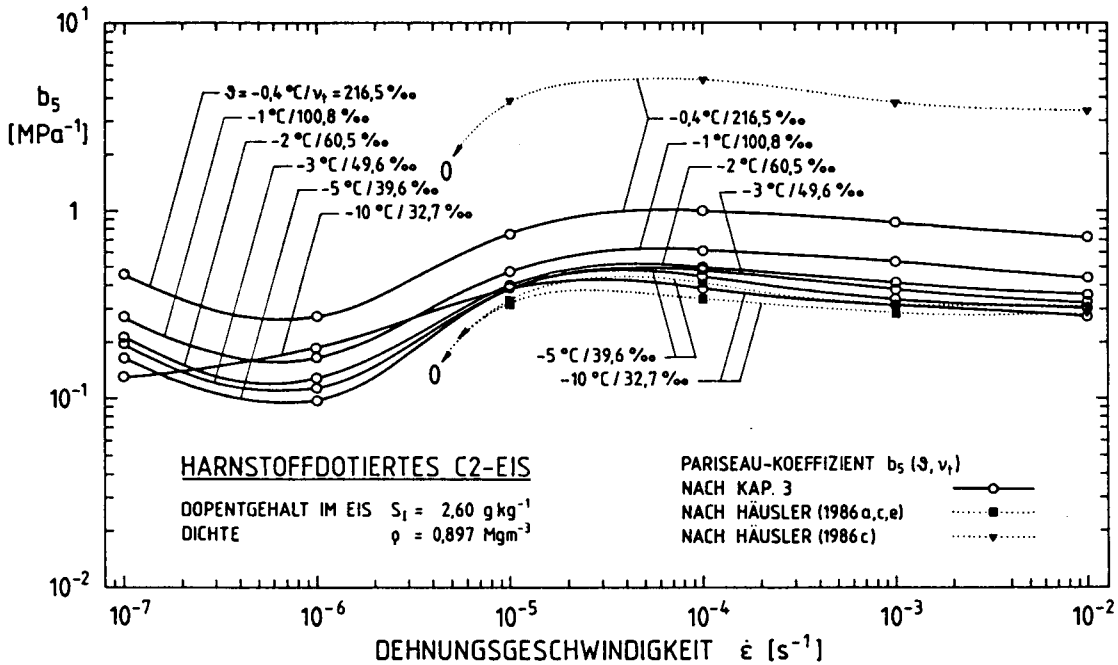


Abbildung 5.10: Koeffizient  $b_5$  des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums für harnstoffdotiertes C2-Eis

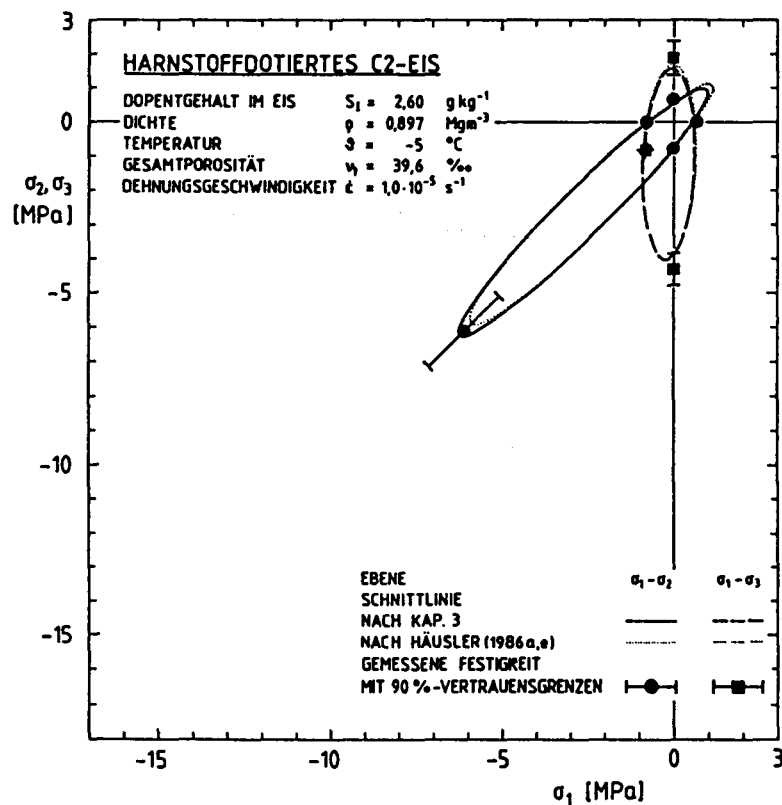
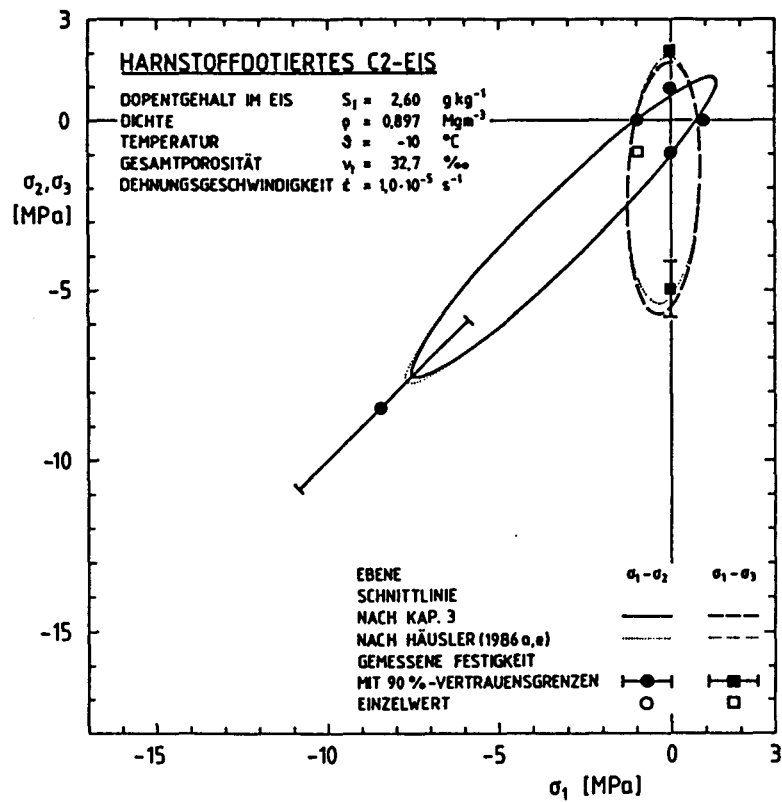


Abbildung 5.11: Versagensellipsen und gemessene Festigkeiten bei einer Dehnungsgeschwindigkeit von  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$  und bei Temperaturen von  $-10 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $-5 \text{ }^\circ\text{C}$  für harnstoffdotiertes C2-Modelleis

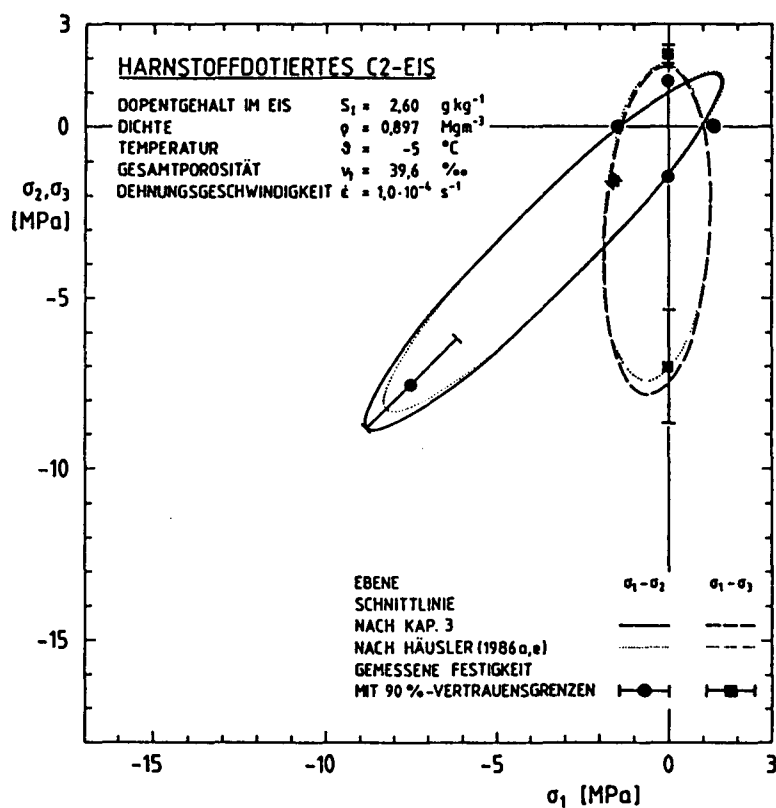
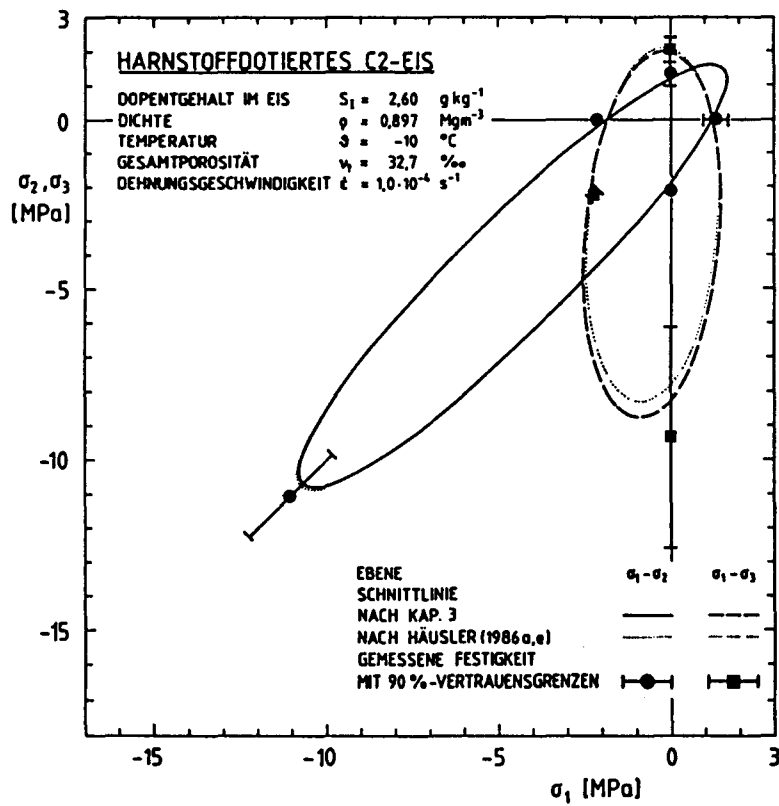


Abbildung 5.12: Versagensellipsen und gemessene Festigkeiten bei einer Dehnungsgeschwindigkeit von  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  und bei Temperaturen von  $-10 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $-5 \text{ }^\circ\text{C}$  für harnstoffdotiertes C2-Modelleis

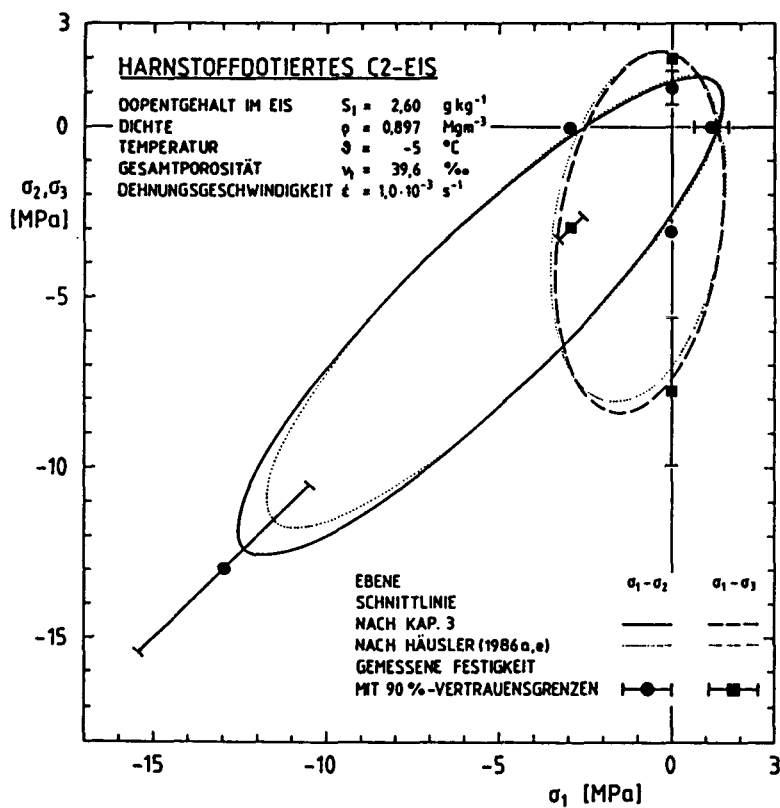
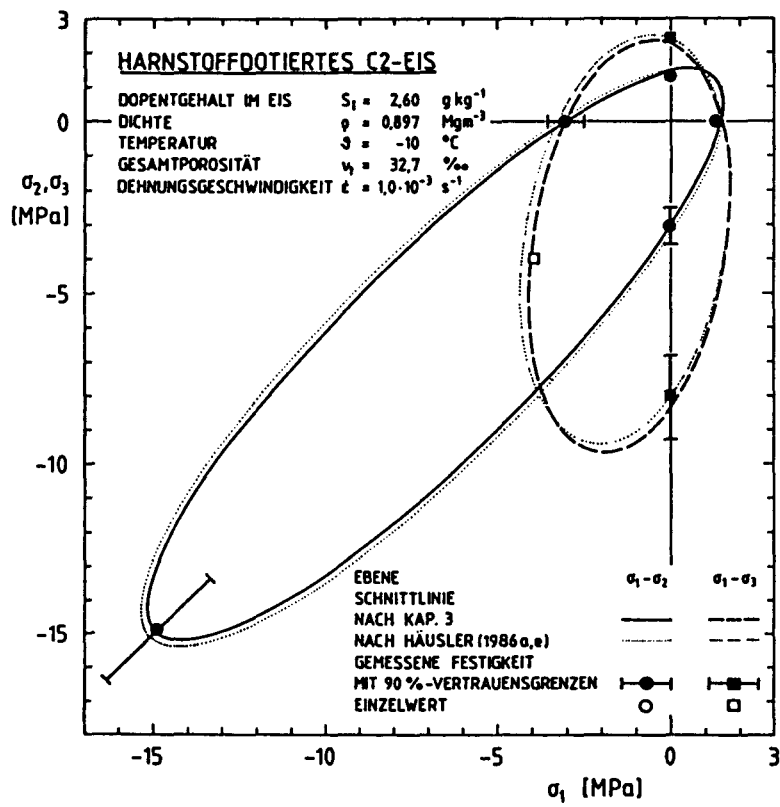


Abbildung 5.13: Versagensellipsen und gemessene Festigkeiten bei einer Dehnungsgeschwindigkeit von  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$  und bei Temperaturen von  $-10 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $-5 \text{ }^\circ\text{C}$  für harnstoffdotiertes C2-Modelleis

Einen zusätzlichen Vergleich ermöglichen die vier zweiachsigen *off-axis* Druckfestigkeitsversuche bei  $-10^\circ\text{C}$ , die zum Zwecke der Ermittlung des  $G_{31}$ -Gleitmoduls durchgeführt worden sind. Dies insbesondere, weil sie in die Ermittlung der Versagenflächenkoeffizienten  $b_k$  nicht eingegangen sind. Die Proben sind in diesen Versuchen im Verhältnis  $\sigma_x : \sigma_y : \sigma_z = 3 : 1 : 0$  belastet worden. Die maschinenfesten Koordinaten  $x$  und  $y$  waren dabei unter  $45^\circ$  zur Eismwachstumsrichtung orientiert. Der bei einer Dehnungsgeschwindigkeit von  $\dot{\epsilon}_x = 1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  gemessenen Festigkeit in  $x$ -Richtung  $\sigma_x^y = -2.81 \pm 0.03 \text{ MPa}$  ( $n = 3$ ) steht eine theoretische Festigkeit von  $\sigma_x^y = -2.23 \text{ MPa}$  gegenüber. Bei  $\dot{\epsilon}_x = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  zeigt der Vergleich eine gemessene Festigkeit von  $\sigma_x^y = -4.91 \text{ MPa}$  ( $n = 1$ ) gegenüber theoretisch  $\sigma_x^y = -2.57 \text{ MPa}$ . Die mit den Versagenflächenkoeffizienten nach Häusler (1986 a, e) ermittelten Festigkeiten von  $-2.32 \text{ MPa}$  bzw.  $-4.78 \text{ MPa}$  stimmen hier besser mit den gemessenen Festigkeiten überein. Dies hängt möglicherweise damit zusammen, daß bei Häusler (1986 a, e) bei den einachsigen *off-axis* Druckfestigkeiten  $S_{13}$  kein Ausgleich bezüglich Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit vorgenommen worden ist (vgl. Kap. 5.5.5). Es ist nicht auszuschließen, daß die nicht abgeglichenen, „rohen“ Festigkeitswerte in diesem Fall die Abhängigkeit der Festigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit besser beschreiben als das zweifellos grobe Zweibereichsmodell (duktil-spröde; vgl. Kap. 3.3). Die Klärung der damit verbundenen Fragen soll aber nicht Gegenstand der vorliegenden Untersuchung sein.

## 5.6 Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix

Die Ermittlung der Komponenten der Nachgiebigkeitsmatrix (vgl. Gl. 3.2) basiert mit Ausnahme der Ermittlung des  $G_{31}$ -Gleitmoduls nur auf den einachsigen Zugfestigkeitsversuchen bei  $\dot{\epsilon}_x = 1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  und bei  $\dot{\epsilon}_x = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . Die Zugversuche bei  $\dot{\epsilon}_x = 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$  sind unberücksichtigt geblieben, weil hier die Zeitfunktionen von Spannung und Dehnungen bereits zu Belastungsbeginn einen nicht mehr unerheblichen Anteil an nichtelastischer Verformung erkennen lassen.

Bei den Druckfestigkeitsergebnissen macht sich im Hinblick auf die Ermittlung der Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix ein Nachteil der bürstenförmigen Lastplatten bemerkbar: Durch die systembedingten Spalte zwischen den einzelnen Borsten dringen die Borsten zu Belastungsbeginn prägestempelartig in den Prüfling ein. Dadurch ist die Verschiebungsgeschwindigkeit der Lastplatten gegeneinander größer, als es der Dehnungsgeschwindigkeit im Prüfling entspricht. Wird nun die zur Dehnungsbestimmung benutzte Verschiebungsmessung von Lastplatte zu Lastplatte vorgenommen, ergeben sich daraus in Verbindung mit der gleichzeitig gemessenen Spannung nach unten verfälschte Werte für den Anfangstangentenmodul und die Querdehnungszahlen. Bei den im Rahmen der vorliegenden Untersuchung durchgeführten Druckfestigkeitsversuchen ist aus regelungstechnischen Gründen die Verschiebung in Primärachsenrichtung von Lastplatte zu Lastplatte gemessen worden. Für die Ermittlung der Elastizitätsmoduln und der Querdehnungszahlen sind deshalb die Ergebnisse der Druckfestigkeitsversuche außer acht geblieben. Ausgenommen hiervon sind die bereits oben erwähnten zweiachsigen *off-axis* Druckfestigkeitsversuche (Kap. 5.5.6), die zur Bestimmung des  $G_{31}$ -Gleitmoduls durchgeführt worden sind.

Die Elastizitätsmoduln in Eisdeckenebene  $E_{11} = E_{22}$  und parallel zur Eismwachstumsrichtung  $E_{33}$  lassen sich in einfacher Weise als Anfangstangentenmoduln  $E_{xx}(t = 0)$  aus den gemessenen Zeitfunktionen von Spannung und Dehnungen bestimmen. Entsprechendes gilt für die Querdehnungszahlen  $\nu_{12} = \nu_{21}$ ,  $\nu_{23} = \nu_{13}$  und  $\nu_{32} = \nu_{31}$  (1. Index: Spannungsrichtung, 2. Index: Dehnungsrichtung). Es hat sich dabei bewährt, von der An-

fangsspannungsrate und den Anfangsdehnungsgeschwindigkeiten auszugehen

$$E_{xx} = \frac{\dot{\sigma}_{xx}}{\dot{\epsilon}_{xx}} \Big|_{t=0} \quad (5.13)$$

$$\nu_{xy} = -\frac{\dot{\epsilon}_{yy}}{\dot{\epsilon}_{xx}} \Big|_{t=0} \quad (5.14)$$

$$\nu_{xz} = -\frac{\dot{\epsilon}_{zz}}{\dot{\epsilon}_{xx}} \Big|_{t=0} \quad (5.15)$$

Der Anfangstantentenmodul  $E_{xx}$  und die Querdehnungszahlen  $\nu_{xy}$  und  $\nu_{xz}$  können anschließend bequem durch geeignetes Umindizieren in eisfeste Koordinaten (vgl. Abb. 3.1) transformiert werden.

Beim  $G_{31}$ -Gleitmodul hingegen erscheint es bequemer, zunächst die Tensoren der Anfangsspannungsrate  $\dot{\sigma}_{ij}(t=0)$  und der Anfangsdehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_{ij}(t=0)$  des jeweiligen *off-axis* Festigkeitsversuchs auf eisfeste Koordinaten zu transformieren. Durch Ableitung der Matrizenbeziehung Gl. 3.2 nach der Zeit

$$\{\dot{\epsilon}^e\} = [S] \{\dot{\sigma}\} \quad (5.16)$$

läßt sich, weil die Schubglieder der Nachgiebigkeitsmatrix entkoppelt vorliegen, dann der  $G_{31}$ -Gleitmodul leicht bestimmen

$$G_{31} = \frac{\dot{\sigma}_{31}}{2\dot{\epsilon}_{31}} \quad (5.17)$$

Durch Umkehrung der Gl. 3.20 lassen sich nun über die jeweilige Gesamtporosität  $\nu_t$  und die Temperatur  $\vartheta = T - T_0$  die auf porenfreies Eis bei 0 °C bezogenen Vergleichsmoduln bestimmen. Die so gewonnenen Vergleichselastizitätsmoduln parallel zur Wachstumsrichtung  $E_{033}$  und in Eisdeckenebene  $E_{011} = E_{022}$  sind mit in Tab. 5.4 aufgeführt. Der Vergleichsgleitmodul in Eisdeckenebene  $G_{012}$  ist wegen der angenommenen Planisotropie durch den Vergleichsmodul  $E_{011}$  und die Querdehnungszahl in Eisdeckenebene  $\nu_{12} = \nu_{21}$  gegeben (Gl. 3.9 b). Die Querdehnungszahlen werden als unabhängig von Temperatur und Gesamtporosität betrachtet (vgl. Kap. 3.6).

Bei der Ermittlung der Elemente der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix  $[S_0]$  (Gln. 3.2 und 3.22) können, da diese symmetrisch ist, die symmetrisch zur Hauptdiagonale liegenden Elemente zusammengefaßt werden. In Tab. 5.8 sind die ermittelten Vergleichsmoduln, die Querdehnungszahlen und die signifikanten Elemente der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix zusammengestellt. Daneben sind aufgeführt die entsprechenden Werte, die sich nach Gl. 3.20 bzw. Gln. 3.22 und 3.23 für Modelleis mit  $2.60 \text{ g kg}^{-1}$  Harnstoff und einer Dichte von  $0.897 \text{ Mg m}^{-3}$  bei  $-10 \text{ °C}$  und bei  $-5 \text{ °C}$  ergeben und die zugehörigen gemessenen Werte (in eckigen Klammern), sowie die Werte nach Häusler (1986 a, c, e). Im Gegensatz zur vorliegenden Studie sind bei Häusler (1986 a, c, e) die Moduln als konstant betrachtet worden, weil sich bei den Moduln die Versuchsergebnisse für  $-10 \text{ °C}$  und für  $-5 \text{ °C}$  nicht wesentlich unterscheiden. Weiterhin sind dort die Querdehnungszahlen so korrigiert, daß mit den als gegeben betrachteten Elastizitätsmoduln die Symmetrie der Nachgiebigkeitsmatrix erhalten bleibt. In den Finite Elemente Analysen (Kap. 6) liegt das Materialgesetz in der Form nach Häusler (1986 a, c, e) zugrunde, d.h. die Moduln werden dort als temperaturunabhängig betrachtet.

Die hier ermittelten Moduln und Querdehnungszahlen zeigen deutlich die Anisotropie des untersuchten, harnstoffdotierten C2-Modelleises. Insbesondere verdient Beachtung der niedrige Wert für den  $G_{31}$ -Gleitmodul, der nur wenig mehr als ein Viertel des

*) siehe Text	Vergleichswerte für $\nu_t = 0 \text{ ‰}$ $\vartheta = 0 \text{ °C}$	Harnstoffdotiertes C2-Eis $S_I = 2.60 \text{ g kg}^{-1}$ Harnstoff $\rho = 0.897 \text{ Mg m}^{-3}$ $\vartheta = -10 \text{ °C}$   $\vartheta = -5 \text{ °C}$		Häusler (1986 a, c, e)
$E_{11}$ [GPa]	$5.13 \pm 0.32$ (12)	4.55 [ $4.68 \pm 0.23$ (6)]	4.39 [ $4.54 \pm 0.28$ (6)]	$4.61 \pm 0.26$ (12)
$E_{33}$ [GPa]	$6.04 \pm 0.74$ (12)	5.36 [ $5.54 \pm 0.43$ (6)]	5.17 [ $5.66 \pm 0.52$ (6)]	$5.60 \pm 0.46$ (12)
$G_{12}$ [GPa]	$1.93 \pm 0.16$ (10)	1.71 [ $1.73 \pm 0.11$ (5)]	1.65 [ $1.73 \pm 0.18$ (5)]	$1.73 \pm 0.14$ (10)
$G_{31}$ [GPa] *	$0.54 \pm 0.03$ (4)	0.48 [ $0.47 \pm 0.03$ (4)]	0.46 [ - ]	$0.47 \pm 0.03$ (4)
$\nu_{12} = \nu_{21}$	$0.33 \pm 0.05$ (10)	0.33 [ $0.35 \pm 0.02$ (5)]	0.33 [ $0.32 \pm 0.06$ (5)]	0.34
$\nu_{23} = \nu_{13}$	$0.15 \pm 0.03$ (12)	0.15 [ $0.14 \pm 0.03$ (6)]	0.15 [ $0.15 \pm 0.02$ (6)]	0.16
$\nu_{32} = \nu_{31}$	$0.20 \pm 0.04$ (24)	0.20 [ $0.20 \pm 0.03$ (12)]	0.20 [ $0.20 \pm 0.05$ (12)]	0.19
$S_{11} = S_{22}$ [MPa <sup>-1</sup> ]	194.6E-6	219.5E-6	227.3E-6	-
$S_{33}$ [MPa <sup>-1</sup> ]	165.6E-6	186.8E-6	193.4E-6	-
$S_{12} = S_{21}$ [MPa <sup>-1</sup> ]	-65.6E-6	-74.0E-6	-76.6E-6	-
$S_{23} = S_{13} =$ $S_{32} = S_{21}$ [MPa <sup>-1</sup> ]	-32.1E-6	-36.2E-6	-37.5E-6	-
$S_{44} = S_{55}$ [MPa <sup>-1</sup> ]	518.5E-6	584.8E-6	605.6E-6	-
$S_{66}$ * [MPa <sup>-1</sup> ]	1841.6E-6	2077.0E-6	2150.9E-6	-

Tabelle 5.8: Elastizitätsmoduln, Gleitmoduln, Querdehnungszahlen und Elemente der elastischen Nachgiebigkeitsmatrix von harnstoffdotiertem C2-Modelleis für Vergleichsbedingungen bei  $-10 \text{ °C}$  und  $-5 \text{ °C}$  (Versuchsergebnisse in eckigen Klammern) und nach Häusler (1986 a, c, e).

Gleitmodul eines entsprechenden isotropen Materials beträgt. Inwieweit dieser Wert durch die oben geschilderten Probleme bei der Dehnungsmessung in Druckfestigkeitsversuchen verfälscht ist, kann nicht mit Sicherheit festgestellt werden. Einen Anhalt geben hier allerdings die in Tab. 5.4 auch für die einachsigen Druckfestigkeitsversuche angegebenen, auf Vergleichsbedingungen (porenfrees Eis, 0 °C) umgerechneten Anfangstangentenmoduln  $E_0$ . Werden nur die Versuche in Eisdeckenebene und parallel zur Wachstumsrichtung berücksichtigt, in denen sprödes Versagen beobachtet werden konnte, sind die  $E_0$ -Werte in den Druckfestigkeitsversuchen mit einer Dehnungsgeschwindigkeit von  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  im Mittel um den Faktor 0.47 kleiner als der entsprechende, in Zugfestigkeitsversuchen ermittelte Vergleichselastizitätsmodul, bei  $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$  um den Faktor 0.57 kleiner. Umgekehrt bedeutet dies, daß in erster Näherung die in den Druckfestigkeitsversuchen in Primärachsenrichtung zwischen den Lastplatten gemessene Anfangsverschiebungsgeschwindigkeit um denselben Faktor größer ist als die, die der Dehnungsgeschwindigkeit im Prüfling entspräche. Wird nun bei den zweiachsigen *off-axis* Druckfestigkeitsversuchen, die zur  $G_{31}$ -Bestimmung herangezogen wurden, die gemessene Anfangsdehnungsgeschwindigkeit in Primärachsenrichtung um den entsprechenden Faktor reduziert, ergibt sich damit ein um 86% höherer Wert für den  $G_{31}$ -Vergleichsgleitmodul, nämlich  $G_{031} = 1.01 \pm 0.18 \text{ GPa}$  ( $n = 4$ ). Das entsprechende Element der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix lautet damit  $S_{066} = 988.8\text{E}-6 \text{ MPa}^{-1}$ .

In gleicher Weise korrigiert liefern die diesbezüglich auswertbaren einachsigen *off-axis* Druckfestigkeitsversuche ( $\dot{\epsilon} = 1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ ) einen  $G_{31}$ -Vergleichsgleitmodul von  $G_{031} = 1.00 \pm 0.77 \text{ GPa}$  ( $n = 4$ ). Angesichts der erheblichen Streuung dieses Ergebnisses muß allerdings dessen *de facto* Gleichheit mit dem oben angegebenen, korrigierten  $G_{31}$ -Vergleichsmodul als möglicherweise zufällig betrachtet werden.

Bemerkenswert ist an dieser Stelle noch, daß die in Tab. 5.8 aufgeführten Vergleichsmoduln recht niedrig ausfallen. Da die Vergleichsmoduln porenfrees Eis bei Schmelztemperatur beschreiben, wären hier ungefähr die entsprechenden Werte für C2-Frischwassereis zu erwarten gewesen, die Michel (1978) mit  $E_{11} = 9.27 \text{ GPa}$  und  $E_{33} = 9.62 \text{ GPa}$  angibt. Wenngleich die Vermutung nahe liegt, daß die Ursache für diese Diskrepanz in der gewählten Beschreibung der Abhängigkeit der Moduln von Temperatur und Porosität zu suchen ist (Gl. 3.20), läßt das hier verfügbare Datenmaterial eine abschließende Klärung dieses Problems nicht zu.



## Kapitel 6

# Finite Elemente Berechnungen zum Verformungs- und Versagensverhalten von Eisdecken aus harnstoffdotiertem Eis

### 6.1 Implementierung des Materialmodells in ein nichtlineares Finite Elemente Programm

Der wesentliche Zweck der Formulierung des im vorstehenden beschriebenen Materialmodells ist es, die rechnerische Vorhersage des Verformungs- und Versagensverhaltens von Eisdecken unter Last zu ermöglichen. Dazu ist es erforderlich, das Materialmodell in einen geeigneten numerischen Algorithmus zu implementieren. Als geeignet erscheinen zum Beispiel die plastische Grenzwertanalyse oder die Methode der finiten Elemente. Letztere hat dabei den Vorzug, daß sie ohne wesentliche Probleme auf geometrisch komplexe, auch räumliche Probleme anwendbar ist. Ein weiterer Vorzug der Finite Elemente Methode ist, daß hier auf weitgehend ausgereifte Rechenprogramme zurückgegriffen werden kann, die im Prinzip allgemein verfügbar sind. Um das hier vorgestellte Materialmodell für Eis auf seine Anwendbarkeit hin überprüfen zu können, ist es daher in das nichtlineare Finite Elemente Programm ADINA (Adina Engineering, 1984 in: Matthies, 1986 a) implementiert worden.

Bei ADINA ist, wie bei anderen vergleichbaren Finite Elemente Programmen auch, der Einbau anderer als der standardmäßigen Materialmodelle bereits vorgesehen. Im vorliegenden Fall erforderte daher lediglich die Berücksichtigung der Abhängigkeit von der Dehnungsgeschwindigkeit Änderungen am Programm (Matthies, 1986 a). In diesem Zusammenhang sei nochmals erwähnt, daß ein linear elastisches – ideal plastisches Materialmodell prinzipiell unabhängig von der Dehnungsgeschwindigkeit ist. Die zur näherungsweise Beschreibung des viskoelastisch-viskoplastischen Verhaltens von Eis angenommene Veränderlichkeit des Versagenskriteriums mit der Dehnungsgeschwindigkeit kann daher grundsätzlich nicht mehr sein als ein Behelf. Der Behelfscharakter wird deutlich, wenn man in einer nichtlinearen numerischen Analyse das Verhalten eines materiellen Punktes in einem belasteten Kontinuum betrachtet, dessen Materialverhalten durch das vorgenannte Materialmodell beschrieben wird. Wird nun, was sinn-

voll erscheint, das Versagenskriterium in jedem Iterationsschritt und für jeden betrachteten Punkt an die momentan dort herrschende Dehnungsgeschwindigkeit angepaßt, kann es bei beginnendem Versagen zu Instabilitäten kommen: Ist an einem Punkt Versagen aufgetreten, erhöht sich dort dadurch die Dehnungsgeschwindigkeit. Wird nun das Versagenskriterium für den nächsten Iterationsschritt an die erhöhte Dehnungsgeschwindigkeit angepaßt, spricht im duktilen Bereich eine höhere Festigkeit angesetzt, kann es geschehen, daß nun an demselben Punkt das Versagenskriterium nicht mehr erfüllt ist, der Punkt also wieder elastisch wird. In Folge dessen ergibt sich, wie Testrechnungen an dem Finite Elemente Modell eines mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit *in-situ* belasteten, schwimmenden Kragbalkens aus C2-Eis mit isotroper Oberschicht gezeigt haben, erstens ein zu steifes Verhalten und zweitens das Wandern von völlig unrealistischen „plastischen Wellen“ durch das Modell (Matthies, 1986 a).

Wenn von der Art der Belastung her annähernd gleichbleibende Verzerrungsgeschwindigkeiten erwartet werden können, kann dieses Problem behelfsweise folgendermaßen umgangen werden: Die Dehnungsgeschwindigkeit, die zur Ermittlung des Versagenskriteriums, das an jedem betrachteten Punkt im Modell jeweils gilt, benutzt wird, wird an diesem Punkt im Verlauf einer nichtlinearen Analyse nur einmal bestimmt und zwar zu Beginn in einem rein elastischen Belastungsschritt. Im weiteren Verlauf der Analyse wird dann an diesem Versagenskriterium festgehalten, unabhängig von der momentan dort herrschenden Dehnungsgeschwindigkeit. Im vorliegenden Fall konnte dieser Weg bei den im Rahmen der Fallstudie durchgeführten Berechnungen beschränkt werden (Matthies, 1986 a; Häusler und Matthies, 1987).

Das Versagen wird hier wie plastisches Fließen behandelt und in diesem Sinne wird die Annahme der normalen Dissipation getroffen, die besagt, daß der Tensor der plastischen Verzerrungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}^p$  im verallgemeinerten Sinne senkrecht auf der Fläche steht, die als Versagensfläche  $f(\sigma)$  den elastischen Bereich  $B$  im Spannungsraum umschließt. Im Innern des Bereichs  $B$  gilt definitionsgemäß  $\dot{\epsilon}^p = 0$ . Alles dies gilt auch für Versagen unter Zugbelastung. Insbesondere wird auch die lokale Zugspannung nicht zu Null gesetzt, wenn Versagen eingetreten ist (d.h.: kein sog. *tension cut-off*). Im übrigen soll aber die Behandlung der mathematischen und numerischen Probleme, die im Zusammenhang mit der Finiten Elemente Analyse stehen (s. hierzu: Matthies, 1986 a, Häusler und Matthies, 1987 und dort zitierte Literatur), nicht Gegenstand der vorliegenden Untersuchung sein. Insofern wird hier darauf nicht weiter eingegangen.

## 6.2 Koeffizientensatz für Materialmodell

Die im nachstehenden beschriebenen Berechnungen zum Verformungs- und Versagensverhalten schwimmender Eisdecken basieren noch auf dem von Häusler (1986 c) für harnstoffdotiertes Modelleis angegebenen Koeffizientensatz für die Versagensflächen und die Nachgiebigkeitsmatrix. Es sei in Erinnerung gerufen, daß die Nachgiebigkeitsmatrix dort als temperaturunabhängig angenommen wird. Für die säulenförmige Unterschicht aus C2-Eis sind die Koeffizienten für die Versagensflächen in Abb. 5.6 bis 5.10 mit dargestellt. Die elastischen Kennwerte, aus denen die Nachgiebigkeitsmatrix entwickelt werden kann, sind in Tab. 5.8 aufgeführt. Für die feinkörnige, isotrope Eisoberfläche wird mangels experimenteller Daten angenommen, daß sie sich hinsichtlich ihrer elastischen Eigenschaften und hinsichtlich ihrer Festigkeit verhält, wie das C2-Eis der Eisunterseite in Wachstumsrichtung. Für die isotrope Querdehnungszahl wird in Anlehnung an Frederking (1976)  $\nu = 0.33 = \text{const}$  angenommen. Zur Ermittlung der Versagensflächenkoeffizienten wird in gleicher Weise vorgegangen, wie in Kap. 3 beschrieben, nur vereinfacht

	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]	EO-Eis, gefroren aus 1% -harnstoffdotiertem Wasser		
		$\vartheta = -10\text{ °C}$	$\vartheta = -5\text{ °C}$	$\vartheta = -0.4\text{ °C}$
$a_1$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$1 \times 10^{-2}$	0.02697	0.03280	5.019
	$1 \times 10^{-3}$	0.02697	0.03280	5.019
	$1 \times 10^{-4}$	0.02697	0.03280	5.019
	$1 \times 10^{-5}$	0.03969	0.05793	8.859
	$1 \times 10^{-6}$	0.07923	0.1178	18.14
	$1 \times 10^{-7}$	0.2703	0.4713	72.58
$a_2$ [MPa <sup>-1</sup> ]	$1 \times 10^{-2}$	0.3059	0.3384	4.176
	$1 \times 10^{-3}$	0.3059	0.3384	4.176
	$1 \times 10^{-4}$	0.3059	0.3384	4.176
	$1 \times 10^{-5}$	0.2469	0.2329	2.870
	$1 \times 10^{-6}$	0.06339	0	0
	$1 \times 10^{-7}$	0	0	0
$E$ [GPa]		5.60		
$\nu$		0.33		

Tabelle 6.1: Materialkennwerte für die isotrope Oberschicht von aus 1% harnstoffdotiertem Wasser gefrorenem Modelleis (aus: Häusler, 1986 c)

sich Gl. 3.27 der Isotropie wegen zu

$$F = \sum_l \left\{ \sum_{k=1}^2 \left[ a_k(\nu_l, T) g_k(\sigma_{ij}^l) \right] - 1 \right\}^2 \quad (6.1)$$

mit

$$\begin{aligned} g_1 &= (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2) \\ &= 6J_2'(\sigma_{ij}) \\ g_2 &= \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} = \sigma_{kk} = J_1(\sigma_{ij}) \end{aligned} \quad (6.2)$$

oder in der häufig benutzten Invariantenschreibweise (vgl. Gl. 2.30) zu

$$F = \sum_l \left[ \alpha J_2'(\sigma_{ij}^l) + \beta J_1(\sigma_{ij}^l) - 1 \right]^2 = \min \quad (6.3)$$

mit

$$\alpha = 6a_1 \quad \beta = a_2. \quad (6.4)$$

Die für die isotrope Oberschicht verwendeten Materialkennwerte sind in Tab. 6.1 zusammengefaßt. Die Versagensflächenkoeffizienten  $a_k$  basieren hierbei auf einem Festigkeitsdatensatz, der nur die einachsige Zug- und die einachsige Druckfestigkeit enthält. Gl. 6.1 beschreibt daher in diesem Fall eine Koeffizientenbestimmung ohne Ausgleichsrechnung.

Da die Versagensflächenkoeffizienten  $a_k$  und  $b_k$  nur an einer begrenzten Zahl von Stützstellen gegeben sind müssen Zwischenwerte durch Interpolation gewonnen werden. Im vorliegenden Fall wird zwischen den Stützstellen linear interpoliert und zwar hinsichtlich der Temperatur direkt und hinsichtlich der Dehnungsgeschwindigkeit über den Logarithmus.

	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]	E0-Eis, gefroren aus 1% -harnstoffdotiertem Wasser		
		$\vartheta = -10\text{ °C}$	$\vartheta = -5\text{ °C}$	$\vartheta = -0.4\text{ °C}$
$a_1$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$1 \times 10^{-2}$	0.02697	0.03280	5.019
	$1 \times 10^{-3}$	0.02697	0.03280	5.019
	$1 \times 10^{-4}$	0.02697	0.03280	5.019
	$1 \times 10^{-5}$	0.03969	0.05793	8.859
	$1 \times 10^{-6}$	0.07923	0.1178	18.14
	$1 \times 10^{-7}$	0.2703	0.4713	72.58
$a_2$ [MPa <sup>-1</sup> ]	$1 \times 10^{-2}$	0.3059	0.3384	4.176
	$1 \times 10^{-3}$	0.3059	0.3384	4.176
	$1 \times 10^{-4}$	0.3059	0.3384	4.176
	$1 \times 10^{-5}$	0.2469	0.2329	2.870
	$1 \times 10^{-6}$	0.06339	0	0
	$1 \times 10^{-7}$	0	0	0
$E$ [GPa]		5.60		
$\nu$		0.33		

Tabelle 6.1: Materialkennwerte für die isotrope Oberschicht von aus 1% harnstoffdotiertem Wasser gefrorenem Modelleis (aus: Häusler, 1986 c)

sich Gl. 3.27 der Isotropie wegen zu

$$F = \sum_l \left\{ \sum_{k=1}^2 \left[ a_k(\nu_l, T) g_k(\sigma_{ij}^l) \right] - 1 \right\}^2 \quad (6.1)$$

mit

$$\begin{aligned} g_1 &= (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2) \\ &= 6J_2^l(\sigma_{ij}) \\ g_2 &= \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} = \sigma_{kk} = J_1(\sigma_{ij}) \end{aligned} \quad (6.2)$$

oder in der häufig benutzten Invariantenschreibweise (vgl. Gl. 2.30) zu

$$F = \sum_l \left[ \alpha J_2^l(\sigma_{ij}^l) + \beta J_1(\sigma_{ij}^l) - 1 \right]^2 = \min \quad (6.3)$$

mit

$$\alpha = 6a_1 \quad \beta = a_2. \quad (6.4)$$

Die für die isotrope Oberschicht verwendeten Materialkennwerte sind in Tab. 6.1 zusammengefaßt. Die Versagensflächenkoeffizienten  $a_k$  basieren hierbei auf einem Festigkeitsdatensatz, der nur die einachsige Zug- und die einachsige Druckfestigkeit enthält. Gl. 6.1 beschreibt daher in diesem Fall eine Koeffizientenbestimmung ohne Ausgleichsrechnung.

Da die Versagensflächenkoeffizienten  $a_k$  und  $b_k$  nur an einer begrenzten Zahl von Stützstellen gegeben sind müssen Zwischenwerte durch Interpolation gewonnen werden. Im vorliegenden Fall wird zwischen den Stützstellen linear interpoliert und zwar hinsichtlich der Temperatur direkt und hinsichtlich der Dehnungsgeschwindigkeit über den Logarithmus.

Lastfall	$C_1, T_1$	$C_3, T_3$	$B_{12}$	$B_{13}$	$S_{13}$
$\dot{\epsilon}_v / \dot{\epsilon}_x$	0.872	0.845	1.218	1.146	1.519

Tabelle 6.2: Verhältnis zwischen der Vergleichsverzerrungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_v$  und der als Versuchsparameter benutzten Dehnungsgeschwindigkeit in Hauptbelastungsrichtung  $\dot{\epsilon}_x$  im elastischen Bereich für verschiedene Lastfälle.

Als Maß für die Dehnungsgeschwindigkeit wird dabei die Vergleichsverzerrungsrate

$$\dot{\epsilon}_v = \sqrt{\frac{2}{3}} (\dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}) \quad (6.5)$$

benutzt, die auf dem von Mises-Fließkriterium fußt und eigentlich Volumenkonstanz voraussetzt (vgl. Ismar und Mahrenholtz, 1979). Die Dehnungsgeschwindigkeit, die bei der Ermittlung der Versagensflächenkoeffizienten als Parameter zugrunde gelegt worden ist, ist hingegen die Dehnungsgeschwindigkeit in Richtung der Hauptbelastungsachse  $\dot{\epsilon}_x$  in den Festigkeitsversuchen, auf denen diese Ermittlung fußt. In Tab. 6.2 ist für die verschiedenen untersuchten Belastungsfälle das Verhältnis zwischen Vergleichsdehnungsgeschwindigkeit  $\dot{\epsilon}_v$  nach Gl. 6.2 und der Dehnungsgeschwindigkeit in Hauptbelastungsrichtung  $\dot{\epsilon}_x$  angegeben, das sich bei rein elastischer Verformung ergibt. Zugrunde gelegt sind dabei die Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix, wie sie sich aus den elastischen Kennwerten nach Häusler (1986 c) ergeben (vgl. Tab. 5.8).

Da die Festigkeiten im spröden Versagensbereich als von der Dehnungsgeschwindigkeit unabhängig behandelt werden und sie im duktilen Bereich nur mit dem Potenzgesetzexponenten 0.30 bzw. 0.15 der Dehnungsgeschwindigkeit folgen, hält sich der Fehler, der mit der unterschiedlichen Definition der Dehnungsgeschwindigkeit verbunden ist, in vertretbaren Grenzen.

### 6.3 Beschreibung der untersuchten Finite Elemente Modelle

Die im Rahmen der Fallstudie untersuchten Finite Elemente Modelle beschreiben zwei geometrisch unterschiedliche Modelleisdecken (Abb. 6.1), wie sie in einem Eistank gefroren werden können. Die hier gewählten Abmessungen entsprechen denen des kleinen Eistanks der HSVA. Die Eisdicke  $h_I$  (s.u. Kap. 6.4 und Tab. 6.4) stimmt der Vergleichbarkeit wegen mit der jeweils mittleren Eisdicke überein, die in den Verifikationsversuchen im kleinen Eistank (s.u. Kap. 6.4 und 7) gemessen worden ist.

Der mit „Einpunktbelastung“ bezeichnete Fall ist gedacht als extreme Idealisierung einer Eisdecke, durch die ein Eisbrecher mit konventionellen V-Spanten im Bugbereich und sehr flachem Steven fährt: Die Eisdecke ist auf Tankmitte über ihre halbe Länge geschlitzt und wird am Ende des Schlitzes durch eine konzentriert eingeleitete Einzellast normal zur Eisoberfläche belastet. Der Schlitz ist im vorliegenden Fall 5 mm breit und entspricht einem Sägeschnitt.

Der mit „Zweipunktbelastung“ bezeichnete Fall dient als Idealisierung einer Eisdecke, die von einem modernen Eisbrecher mit pontonförmigem Bug wie z.B. nach dem Thyssen-Waas Konzept (vgl. z.B. Freitas und Schwarz, 1978; Freitas und Wilckens, 1980) durchfahren wird: In der Eisdecke ist auf Tankmitte, ebenfalls über die halbe

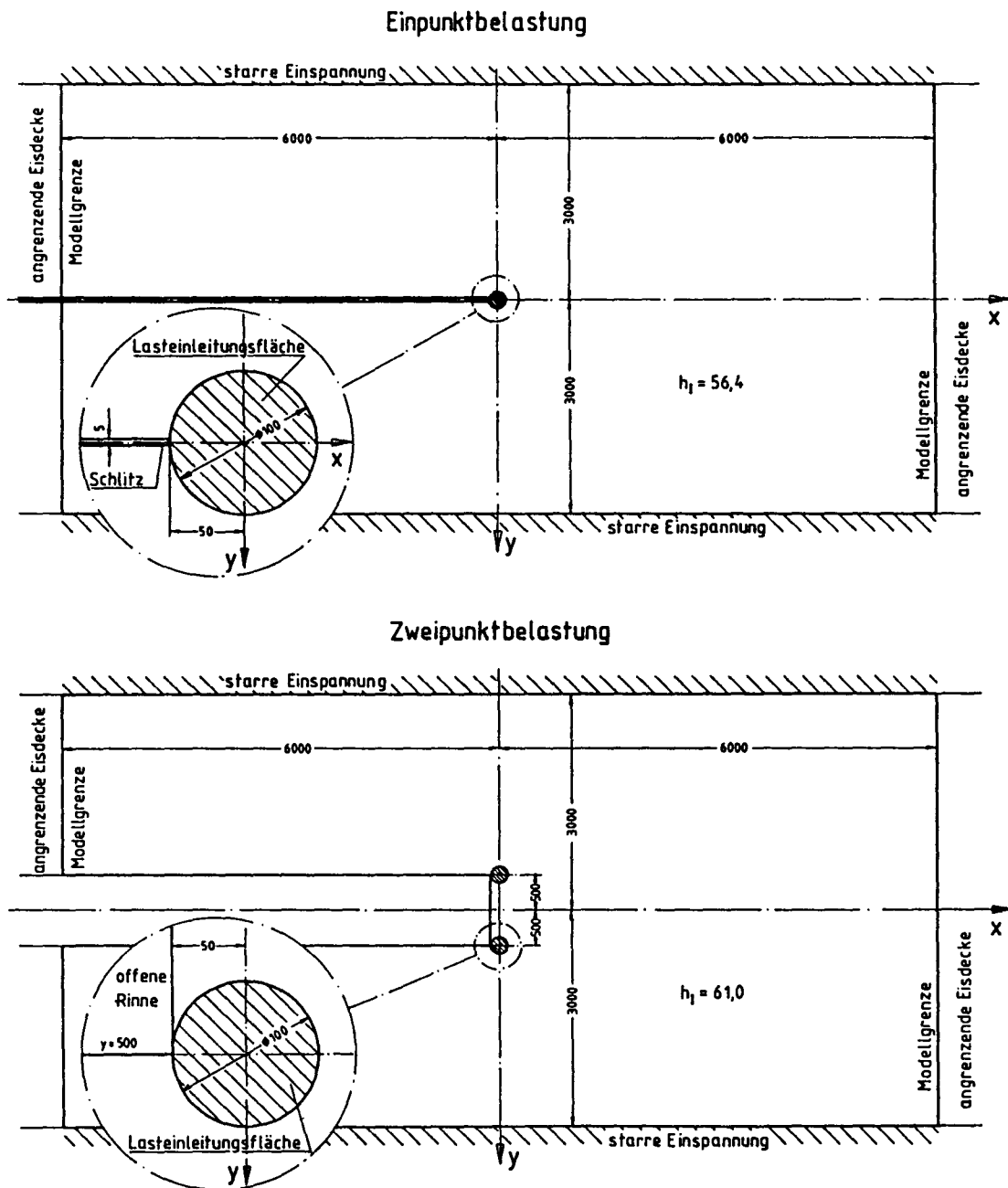


Abbildung 6.1: Geometrie der punktförmig belasteten Modelleisdecken, Abmessungen in mm (Häusler, 1986 c).

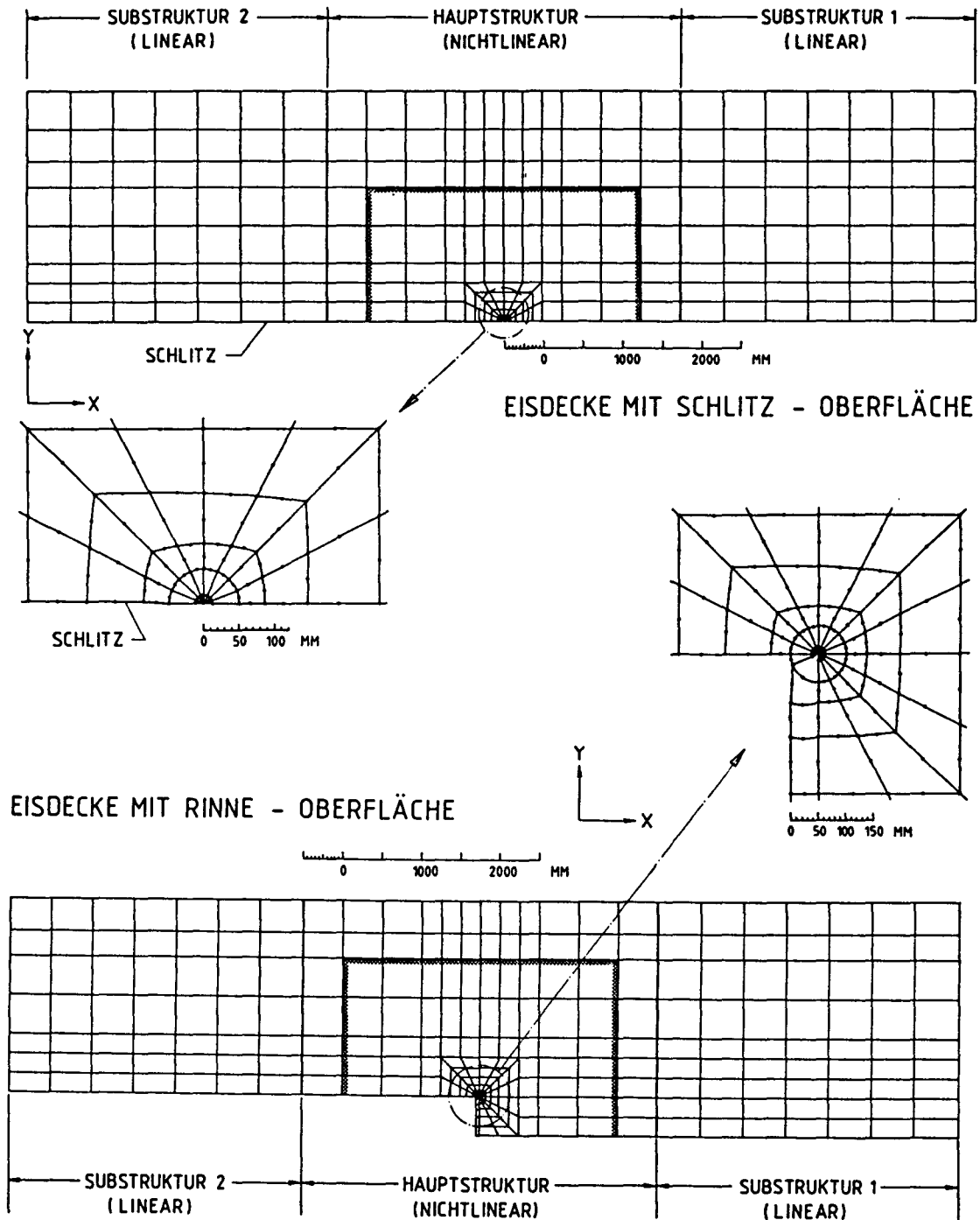


Abbildung 6.2: Finite Elemente Modelle der Modelleisdecken für Ein- und Zweipunktbelastung, Netzeinteilung der Modelloberfläche (nach: Matthies, 1986 b).

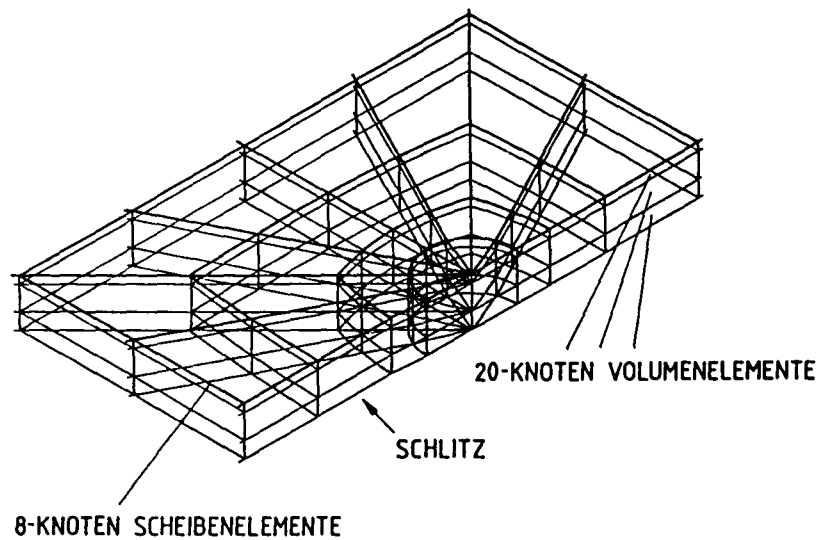


Abbildung 6.3: Isometrische Darstellung des Finite Elemente Netzes für den Fall Einpunktbelastung (Eisdecke mit Schlitz) in unmittelbarer Umgebung der Lasteinleitung (nach: Häusler und Matthies, 1987).

Länge, eine rechteckig berandete, eisfreie Rinne freigeschnitten. An den beiden Ecken in Verlängerung der Rinnenlängsränder wird die Eisdecke durch je eine konzentriert eingeleitete Einzellast, die normal zur Eisoberfläche wirkt, belastet. Die Rinne ist im vorliegenden Fall 1.00 m breit. Das Verhältnis zwischen Rinnenbreite und Eisdicke, hier  $h_I \approx 0.06$  m, entspricht ungefähr dem zwischen der Breite eines derartigen Eisbrechers und der von diesem maximal in kontinuierlicher Fahrt brechbaren Eisdicke (s. z.B. Varges, 1987).

Für beide Modelle gilt, daß sie, da schwimmend, als elastisch gebettet betrachtet werden. Die Bettung ist dabei in der Weise nichtlinear, daß ab dem Eintauchen der Eisoberseite bzw. dem Austauchen der Eisunterseite die Auftriebskräfte nicht mehr zu- bzw. abnehmen.

Da Eisdecken in einem Eistank üblicherweise an der Tankwand festfrieren, werden beide Rechenmodelle als am Außenlängsrand ( $y = \pm 3.00$  m) starr eingespannt betrachtet. Um die Eisdecke im Umfeld der Lasteinleitung hinreichend abzubilden, beträgt die Ausdehnung in Tanklängsrichtung das Zweifache der Tankbreite. Die an den beiden Enden des Modells quer zum Tank liegenden Ränder ( $x = \pm 6.00$  m) werden in Näherung der anschließenden Eisdecke als frei drehbar gelagert angenommen.

Die folgenden Einzelheiten zu den Finite Elemente Modellen der beiden Eisdecken sind im wesentlichen Matthies (1986 b) entnommen:

- Um keine die Verformung einschränkenden Annahmen treffen zu müssen, ist die C2-Unterschicht der Eisdecken im Modell als räumliches Kontinuum idealisiert. Es sind somit auch im Modell Schubverformungen möglich. Die Diskretisierung erfolgt dabei mit isoparametrischen 20-Knoten Volumenelementen mit quadratischem Verschiebungsansatz. Nur für die dünne isotrope Eisoberseite wird ein ebener Spannungszustand angenommen, so daß hier isoparametrische 8-Knoten Scheibenelemente, die mit dem 20-Knoten-Volumenelementen verträglich sind, Verwendung

finden können. Auch die eingesetzten, ebenfalls isoparametrischen 8-Knoten Bettungselemente weisen einen quadratischen, mit dem 20-Knoten Volumenelement verträglichen Verschiebungsansatz auf.

- Die Finite Elemente Modelle der beiden Eisdecken sind in drei Teilstrukturen unterteilt (s. Abb. 6.2). Die nichtlineare Analyse beschränkt sich dabei auf die weitere Umgebung der Lasteinleitung. Dieser als „Hauptstruktur“ bezeichnete Bereich reicht in Tankquerrichtung bis zur Tankwand, in Tanklängsrichtung bis  $x = \pm 2.25$  m. Die daran anschließenden „Substrukturen“ 1 und 2 (s. Abb. 6.2) werden, auch was die Bettung betrifft, als linear behandelt. Sie dienen dazu, der nichtlinearen Hauptstruktur in Tanklängsrichtung Randbedingungen zu schaffen, die denen einer angrenzenden Eisdecke hinreichend entsprechen.
- Geometrische Nichtlinearitäten bleiben unberücksichtigt.
- In der näheren Umgebung der Lasteinleitung innerhalb der Hauptstruktur ( $|x| \leq 1.75$  m,  $|y| \leq 1.75$  m (Einpunktbelastung) bzw.  $|y| \leq 2.25$  m (Zweipunktbelastung), in Abb. 6.2 am Rand schattiert) ist die Unterschicht aus C2-Eis durch drei übereinander angeordnete Volumenelemente dargestellt. Dadurch stehen einschließlich der membranartigen Oberschicht über die Eisdicke insgesamt sieben Integrationspunkte zur Verfügung, an denen in Abhängigkeit von Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit unterschiedliche mechanische Eigenschaften der Rechnung zugrunde gelegt werden können.
- Im äußeren Bereich der Hauptstruktur und in den beiden Substrukturen wird die C2-Eis-Unterschicht über die Dicke durch ein Volumenelement dargestellt.
- Auf Tankmitte wird Symmetrie angenommen. Die Modelle können dadurch auf eine Tankhälfte beschränkt werden.
- In den Verifikationsversuchen ist die Lasteinleitung erfolgt über den Rand einer steifen, kreisrunden, im Zentrum drehbar gelagerten Platte von 100 mm Durchmesser. In den Finite Elemente Modellen wird dies dadurch simuliert, daß die Knotenpunkte, die auf der Peripherie des Lasteinleitungskreises liegen, durch eine Nebenbedingung in einer Ebene gehalten werden. Nur die mittlere Verschiebung aller Umfangspunkte ist festgelegt. Dies ist gleichzeitig die vorzugebende Verschiebung des Lastangriffspunktes.
- Um die Singularität an der Rißspitze besser erfassen zu können, ist abweichend von der vorgegebenen Geometrie (Abb. 6.1) im Modell bereits ein Riß dargestellt, der im Fall der Einpunktbelastung ausgehend vom Ende des „gesägten“ Schlitzes, im Fall der Zweipunktbelastung ausgehend von der Ecke der „offenen Rinne“ bis in das Zentrum des Lasteinleitungskreises reicht. Es kann erwartet werden, daß sich im Versuch ohnehin hier frühzeitig ein Riß bildet. Dieser wäre aber mit dem elastisch-plastischen Materialmodell nicht darstellbar (s.o. Kap. 6.1). Durch die Anordnung des Risses kann die Singularität, die sich sonst am Ende des Schlitzes bzw. in der Ecke der Rinne ausgebildet hätte, auf vergleichsweise einfache Art mit Hilfe von speziellen, zu Keilen degenerierten Elementen erfaßt und mit der Darstellung der Lasteinleitung verknüpft werden.

In Tab. 6.3 ist die Anzahl der Knoten, der Elemente und der Freiheitsgrade für die Hauptstruktur und die zwei Substrukturen der beiden untersuchten Finite Elemente Modelle zusammengestellt.

Modell	Einpunktbelastung Eisdecke mit Schlitz	Zweipunktbelastung Eisdecke mit Rinne
<b>Hauptstruktur:</b>		
Knoten	1980	2544
Elemente (Gruppen)	695 (6)	1003 (7)
Freiheitsgrade	5634	7333
<b>Substruktur 1:</b>		
Knoten	470	524
Elemente (Gruppen)	168 (3)	189 (3)
Freiheitsgrade	1258	1420
<b>Substruktur 2:</b>		
Knoten	470	416
Elemente (Gruppen)	168 (3)	147 (3)
Freiheitsgrade	1296	1134

Tabelle 6.3: Kennzahlen der untersuchten Finite Elemente Modelle (Matthies, 1986 b)

## 6.4 Eingangsdaten aus Verifikationsversuchen

In Hinblick auf die gewünschte Anwendbarkeitsüberprüfung ist es erforderlich, in den Finite Elemente Analysen so weit als möglich die Bedingungen nachzubilden, die während der Verifikationsversuche als gegeben festgestellt werden konnten. Das betrifft insbesondere die potentiell veränderlichen Parameter wie die Temperatur und die eingangs erwähnte Eisdicke.

Eisdicke und Temperaturen sind insofern als variable Größen anzusprechen, als hier kalte, das heißt nicht durch Wärmeeinwirkung auf eine Modellfestigkeit konditionierte Modelleisdecken untersucht werden. Die hier behandelten Eisdecken weisen den typischen Temperaturverlauf auf, der nach einer langen Frostperiode an natürlichen (Meer-)Eisdecken beobachtet werden kann: an der Eisunterseite warm (Schmelztemperatur), an der Eisoberseite kalt (zur Lufttemperatur hin tendierend), dazwischen annähernd linearer Temperaturverlauf (vgl. Abb. 2.10). Das Ergebnis der Fallstudie läßt sich u.a. dadurch auch auf die Frage der Anwendbarkeit des hier vorgestellten Materialmodells auf Meereis übertragen. Auf die Eisdicke hat die Auswahl kalten Eises als Untersuchungsgegenstand insofern Einfluß, als dabei im Verlauf der Verifikationsversuche ständig gekühlt werden muß und das Eis kontinuierlich weiter wächst. Bei den Finite Elemente Berechnungen ist es im Hinblick auf die Vergleichbarkeit zweckmäßig, in jedem der beiden Testfälle mit der jeweils im Versuch beobachteten mittleren Eisdicke zu arbeiten. Das gleiche gilt für die Temperaturen an Eisober- und Eisunterseite. Für den Temperaturverlauf hingegen erscheint es sinnvoller, den aus allen Versuchen gemittelten, mit der Eisdicke  $h_I$  normierten, leicht parabolischen Verlauf (vgl. Abb. 7.1; Häusler, 1986 b, c)

$$\vartheta(z) = (\vartheta_O - \vartheta_W) \left[ 1 - 1.236 \left( \frac{z}{h_I} \right) + 0.236 \left( \frac{z}{h_I} \right)^2 \right] + \vartheta_W \quad (6.6)$$

zugrunde zu legen. Darin ist  $\vartheta(z)$  die örtliche Temperatur im Horizont  $z$ ,  $z$  gemessen von der Eisoberseite.  $\vartheta_O$  ist die Temperatur an der Eisoberfläche, und  $\vartheta_W$  die Wassertem-

Modell/Lastfall			Einpunktbelastung Eisdecke mit Schlitz	Zweipunktbelastung Eisdecke mit Rinne
Eisdicke	$h_I$	[mm]	56.4	61.0
anteilige Dicke der isotropen Eisober- schicht		[mm]	3.0	3.0
Temperatur				
Eisoberseite	$\vartheta_O$	[°C]	-5.3	-5.5
Eisunterseite	$\vartheta_W$	[°C]	-0.6	-0.6
Dichte				
Eisdecke	$\rho_I$	[Mg m <sup>-3</sup> ]		0.950
Tankwasser	$\rho_W$	[Mg m <sup>-3</sup> ]		1.004

Tabelle 6.4: Randbedingungen aus Verifikationsversuchen für Finite Elemente Analyse (Häusler, 1986 c)

peratur unmittelbar unter dem Eis.  $\vartheta_W$  ist praktisch gleich der Temperatur an der Eisunterseite und ist theoretisch gleich der Schmelztemperatur des Wasserkörpers bei der gegebenen Dopotkonzentration.

Zur Ermittlung der Bettungsziffer wird außerdem noch die Dichte des Tankwassers und die des Eises benötigt. Die Dichte des Tankwassers  $\rho_W = 1.004 \text{ Mg m}^{-3}$  beruht auf Messungen und weicht geringfügig von der theoretischen Dichte einer Lösung von 1% Harnstoff in Wasser von  $\rho_b = 1.0007 \text{ Mg m}^{-3}$  (bei 4 °C) ab (vgl. Tab. 5.1). Der Unterschied spiegelt neben möglichen Meßfehlern auch die Tatsache wider, daß die Harnstofflösung im Eistank mit natürlich verunreinigtem Leitungswasser angesetzt worden ist. Entsprechendes gilt für die Wassertemperatur, bei der einer gemessenen von  $\vartheta_W = -0.6 \text{ °C}$  eine theoretische von  $-0.31 \text{ °C}$  gegenübersteht (vgl. Tab. 5.1). Gearbeitet wird hier mit den gemessenen Werten. Der Eisdichte liegen grobe Messungen an harnstoffdotiertem Eis zugrunde, das wärmeconditioniert war. Der benutzte Wert ist als Mittel über die Gesamtdicke des hier untersuchten kalten Eises möglicherweise etwas zu hoch und dementsprechend die in den Berechnungen verwendete Grenze, ab der die Auftriebskräfte wegen Eintauchens der Eisoberseite nicht mehr steigen, u.U. etwas zu niedrig.

In Tab. 6.4 sind die Randbedingungen aus den Verifikationsversuchen, so wie sie in der Finite Elemente Analyse verwendet worden sind, zusammengefaßt.

## 6.5 Ergebnisse der Finite Elemente Analyse

Die hier dargestellten Ergebnisse der Finite Elemente Analyse betreffen das Verhalten der beiden Eisdecken-Modelle bei zwei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten des Lastangriffspunkts  $\dot{w}_1$  (bzw. bei Zweipunktbelastung auch  $\dot{w}_3$ ):  $0.5 \text{ mm s}^{-1}$  und  $25 \text{ mm s}^{-1}$ . Sie konzentrieren sich auf die Entwicklung der Last und der Verschiebungen im Verlauf der Belastung, weil dies die Größen sind, die auch in den Verifikationsversuchen meßtechnisch einwandfrei und ohne große Schwierigkeiten erfaßt werden können.

Auf diese Weise ist ein direkter Vergleich zwischen Versuch und numerischer Analyse möglich (s.u. Kap. 8). Abb. 6.4 zeigt die Lage der Vergleichsmeßpunkte, die so gewählt ist, daß an diesen Stellen auch jeweils Knotenpunkte des entsprechenden Finite Elemente Netzes liegen. Bei der Anordnung der Vergleichsmeßpunkte wird in Ausnutzung der Symmetrie ebenfalls nur eine Eisdeckenhälfte erfaßt (s.o. Kap. 6.3).

Die berechneten Kraft-Verschiebungs-Verläufe sind in Abb. 6.5 und 6.6 dargestellt. Da die Vorschubgeschwindigkeit am Lastangriffspunkt  $\dot{w}_1$ , bei Zweipunktbelastung theoretisch gleich  $\dot{w}_3$ , als konstant vorausgesetzt wird, könnte an die Stelle der Wegskala auch die der Vorschubgeschwindigkeit entsprechende Zeitskala treten. Die dargestellte Kraft  $F_1$  ist die für das Modell, sprich für eine Eisdeckenhälfte berechnete. Im Falle der Einpunktbelastung ist die an der Einleitungsstelle aufgebrachte, meßbare Gesamtlast daher doppelt so hoch. Bei Zweipunktbelastung gilt entsprechend  $F_3 = F_1$ . In den Abbn. 6.7 bis 6.10 finden sich die zum jeweiligen Kraft-Verschiebungs-Verlauf gehörigen Verschiebungen an den Vergleichsmeßpunkten, ebenfalls aufgetragen über der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1$ . Die Indizes entsprechen der Meßpunktnumerierung in Abb. 6.4. Eine Bewertung der berechneten Kräfte und Verschiebungen wird im Rahmen des Vergleichs zwischen Messung und Rechnung vorgenommen (s.u. Kap. 8).

Abb. 6.11 bis 6.13 zeigt für beide Belastungsfälle errechnete Hauptspannungen nach Betrag und Richtung. Dargestellt sind die Hauptspannungen an der Eisoberseite bzw. im Fall der Eisdecke mit Rinne (Zweipunktbelastung) auch die an der Eisunterseite für den Fall der hohen Vorschubgeschwindigkeit  $\dot{w}_1 = 25 \text{ mm s}^{-1}$ . Aufgrund der Spannungsverteilung ist in beiden Fällen zu erwarten, daß sich der erste Riß nicht in Fortsetzung des Risses ausbreitet, der als „sich frühzeitig bildend“ zwischen Ende des Schlitzes bzw. Ecke der offenen Rinne und Zentrum des Lasteinleitungskreises, parallel zur  $x$ -Achse (Tanklängsachse) ausgerichtet, im Modell bereits realisiert worden ist. Im Falle der Einpunktbelastung liegen die größten Hauptspannungen vielmehr von der Rißspitze aus gesehen in  $y$ -Richtung zur Tankwand hin, während sie bei Zweipunktbelastung ungefähr unter  $45^\circ$  zur  $x$ -Achse liegen. In beiden Fällen ist aber das Hauptspannungsmaximum entlang eines gedachten Kreisbogens um das Zentrum der Lasteinleitung nur schwach ausgeprägt. Durch das Vorhandensein des Schlitzes bzw. der freien Ränder der offenen Rinne sind in deren Nähe die Hauptspannungsrichtungen gegen die vom Zentrum der Lasteinleitung ausgehenden Radien bzw. die entsprechende Umfangsrichtung um bis zu  $45^\circ$  verdreht. Auf jeden Fall aber wird die Rißausbreitung von der Eisunterseite ausgehen, weil dort Zugspannungen herrschen und weil dort das Festigkeitsniveau am niedrigsten ist (vgl. Matthies, 1986 b; auch: Matthies, pers. Mitteilung). Durch den sich ausbreitenden ersten Riß sind allerdings Spannungsumlagerungen zu erwarten, die mit dem hier beschriebenen Modell nicht mehr darstellbar sind. Gesicherte Aussagen über den weiteren Verlauf des ersten Risses, ob und in welche Richtung er abgelenkt wird und ggf. den Verlauf weiterer, zusätzlich entstehender Risse, sind daher nicht möglich.

Bemerkenswert ist im übrigen, daß ein Versagen der isotropen Eisoberschicht im Rahmen der Finite Elemente Analyse nur in unmittelbarer Nähe der Lasteinleitung beobachtet worden ist. An der Eisunterseite hingegen kann Versagen bis an die Grenzen der nichtlinearen Hauptstruktur festgestellt werden. Diese Beobachtung spiegelt vor allem die geringe Festigkeit des Eises an der Eisdeckenunterseite wider. Auch im Bereich der als linear angenommenen Substrukturen wäre demnach Versagen an der Eisunterseite eingetreten. Die Linearitätsannahme, d.h. die Vernachlässigung dieses Versagens im Rechenmodell, hat aber nur zur Folge, daß die Randeinspannung der Hauptstruktur in Tanklängsrichtung etwas zu steif ist. Dies hat aber wahrscheinlich keinen bemerkbaren Einfluß auf die berechneten Kräfte und Durchsenkungen (Matthies, 1986 b).

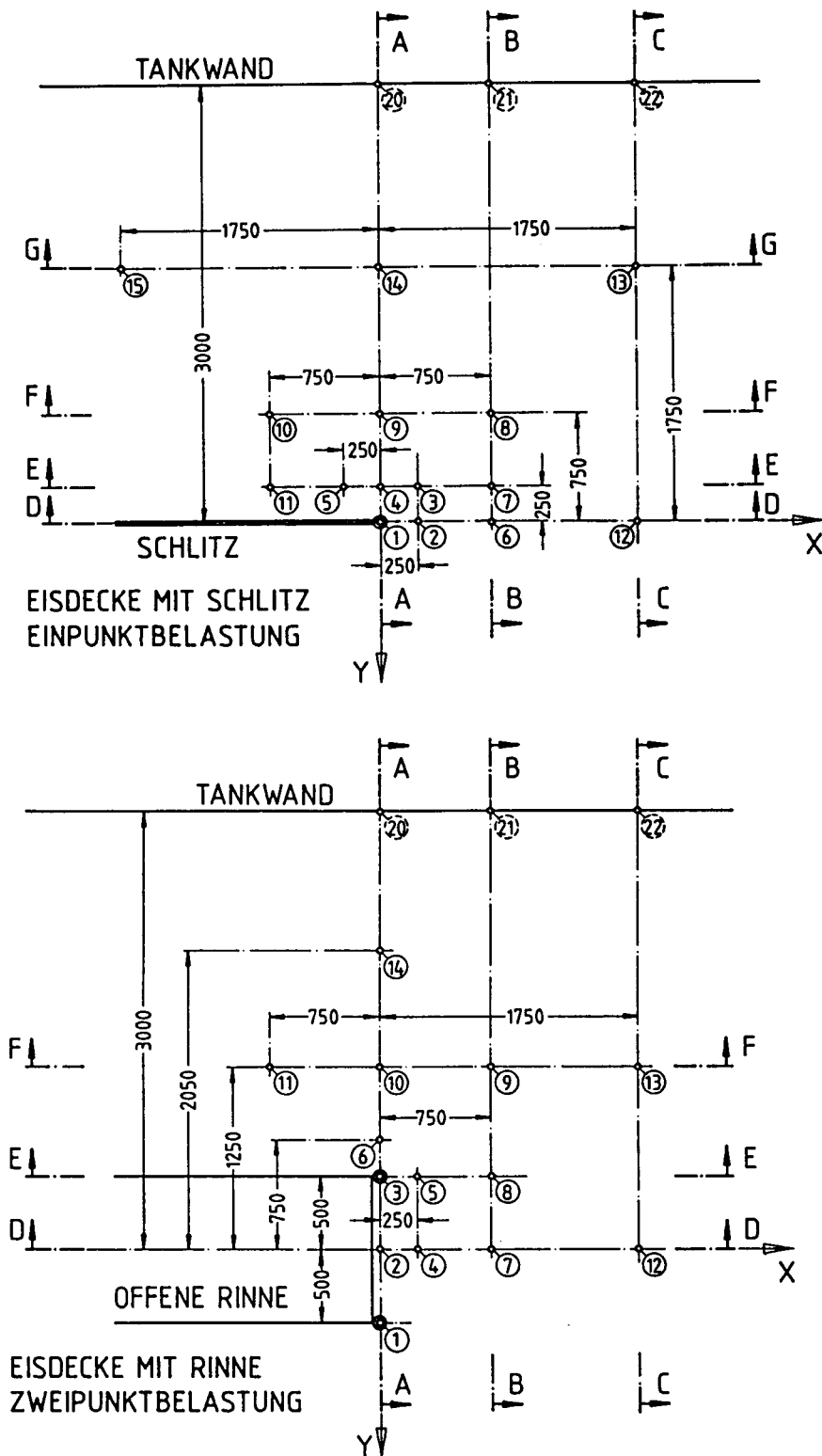


Abbildung 6.4: Anordnung der Verschiebungs- und Kraftmeßpunkte

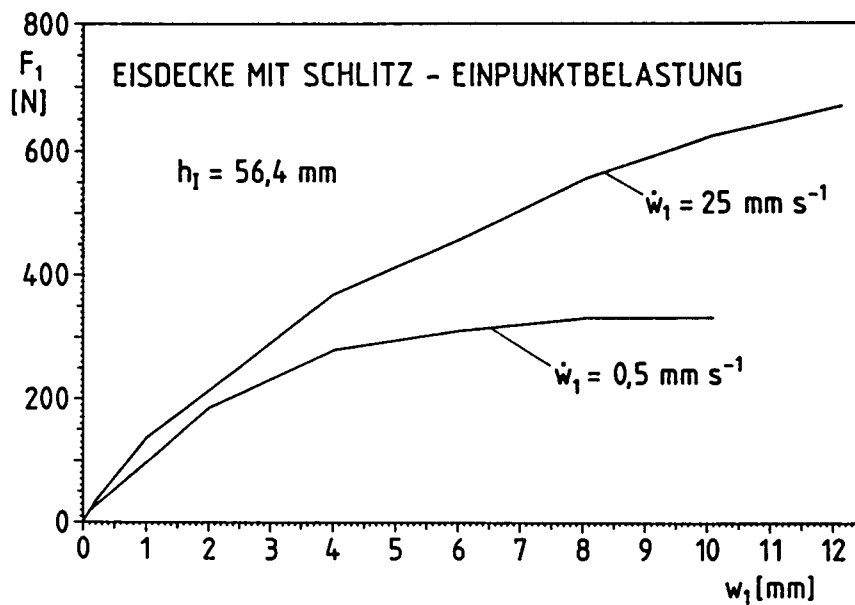


Abbildung 6.5: Verlauf der Last  $F_1$  über der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1$ , Finite Elemente Berechnung für halbe Eisdecke bei Einpunktbelastung (nach: Matthies, 1986 b).

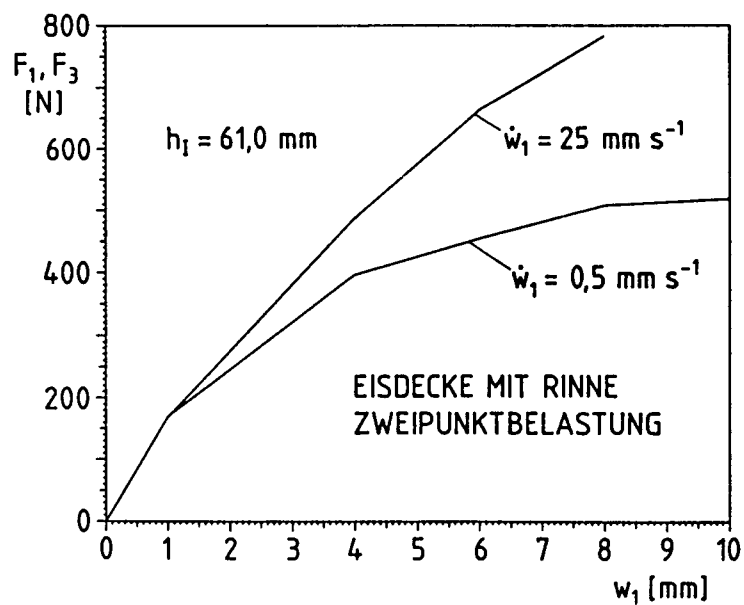


Abbildung 6.6: Verlauf der Last  $F_1$  bzw.  $F_3$  über der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1 = w_3$ , Finite Elemente Berechnung für halbe Eisdecke bei Zweipunktbelastung (nach: Matthies, 1986 b).

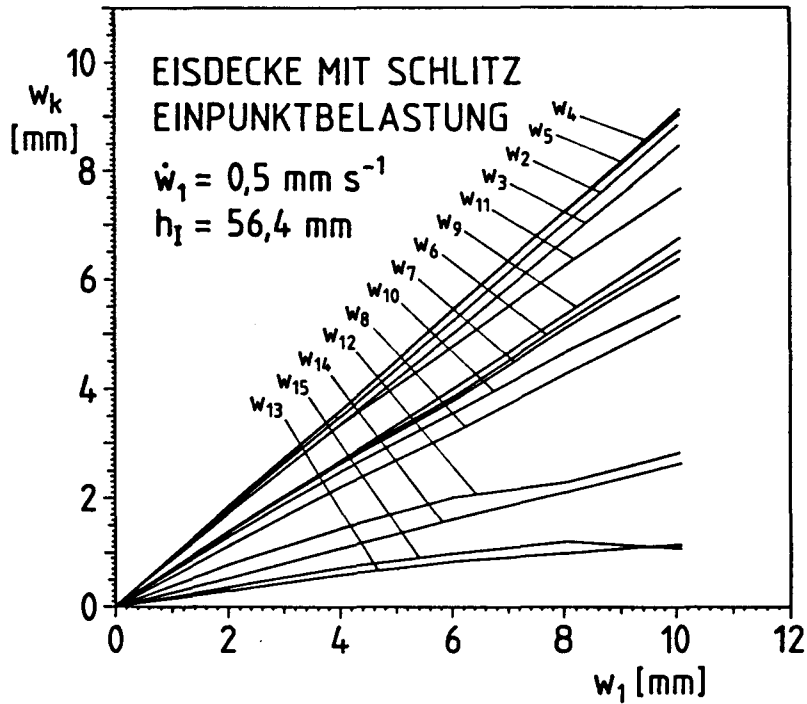


Abbildung 6.7: Verschiebungen an den Vergleichsmeßpunkten  $w_k$  über der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1$  bei Einpunktbelastung für  $\dot{w}_1 = 0,5 \text{ mm s}^{-1}$  (nach: Matthies, 1986 b).

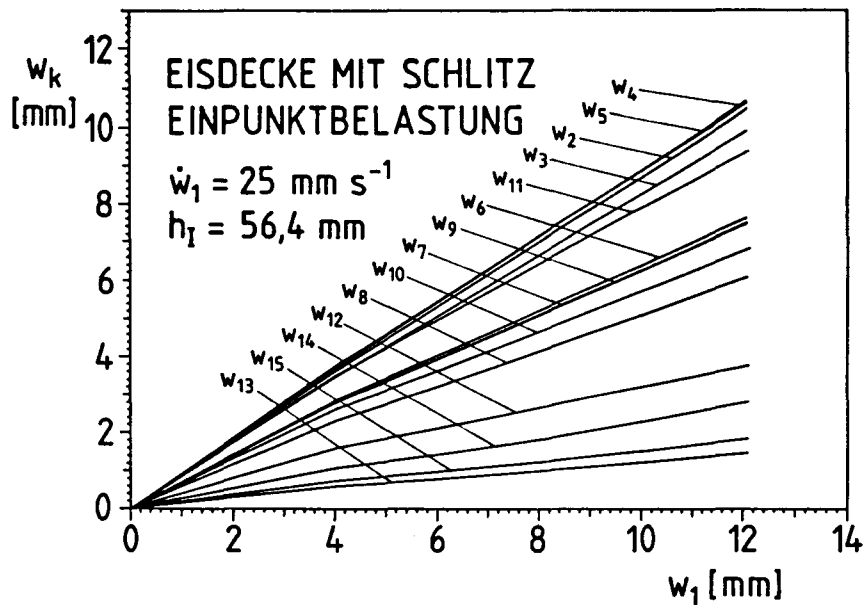


Abbildung 6.8: Verschiebungen an den Vergleichsmeßpunkten  $w_k$  über der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1$  bei Einpunktbelastung für  $\dot{w}_1 = 25 \text{ mm s}^{-1}$  (nach: Matthies, 1986 b).

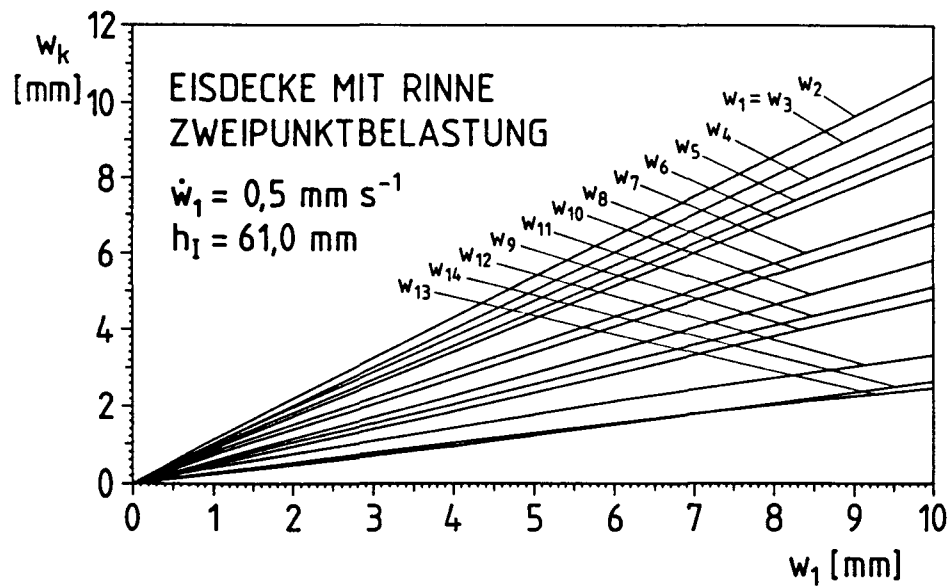


Abbildung 6.9: Verschiebungen an den Vergleichsmeßpunkten  $w_k$  über der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1 = w_3$  bei Zweipunktbelastung für  $\dot{w}_1 = \dot{w}_3 = 0.5 \text{ mm s}^{-1}$  (nach: Matthies, 1986 b).

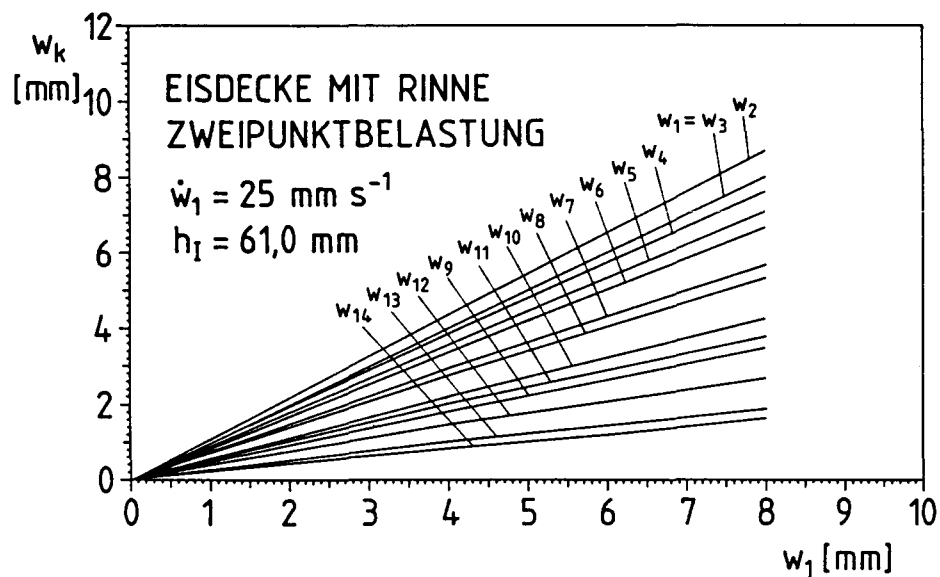


Abbildung 6.10: Verschiebungen an den Vergleichsmeßpunkten  $w_k$  über der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1 = w_3$  bei Zweipunktbelastung für  $\dot{w}_1 = \dot{w}_3 = 25 \text{ mm s}^{-1}$  (nach: Matthies, 1986 b).

## EISDECKE MIT SCHLITZ - EINPUNKTBELASTUNG

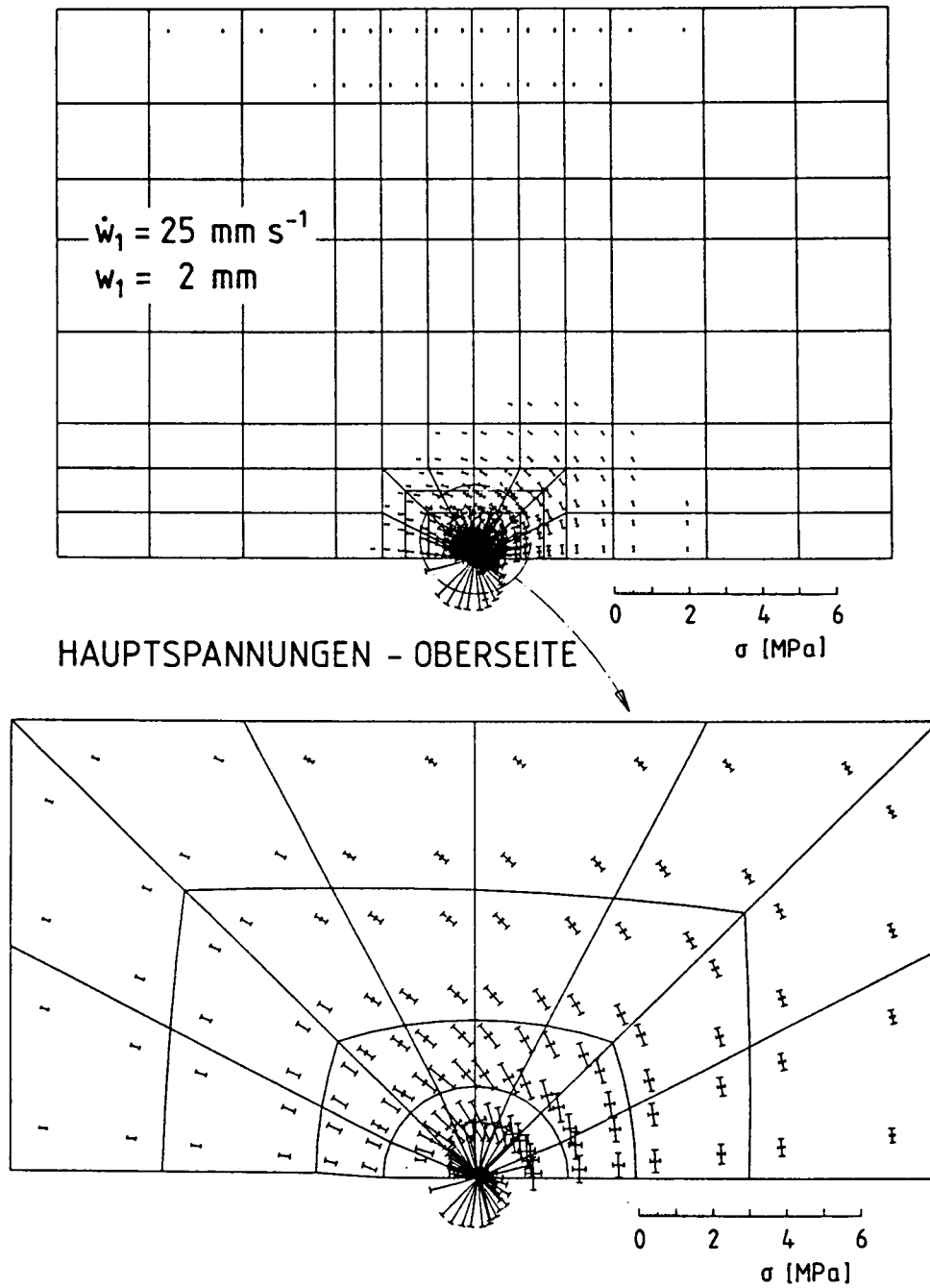


Abbildung 6.11: Hauptspannungen an der Eisoberseite, Einpunktbelastung (nach: Matthies, 1986 b).

## EISDECKE MIT RINNE - ZWEIPUNKTBELASTUNG

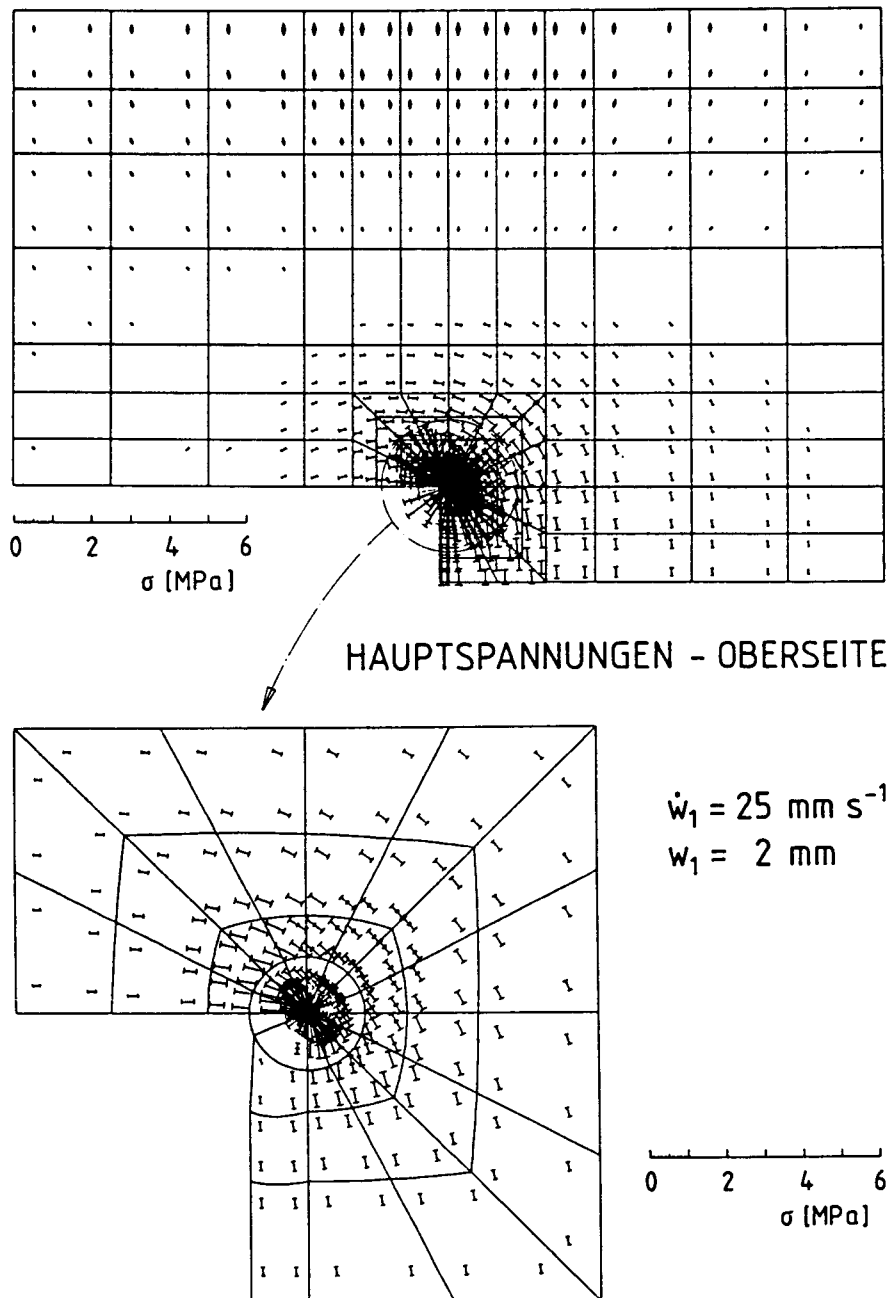


Abbildung 6.12: Hauptspannungen an der Eisoberseite, Zweipunktbelastung (nach: Matthies, 1986 b).

## EISDECKE MIT RINNE - ZWEIPUNKTBELASTUNG

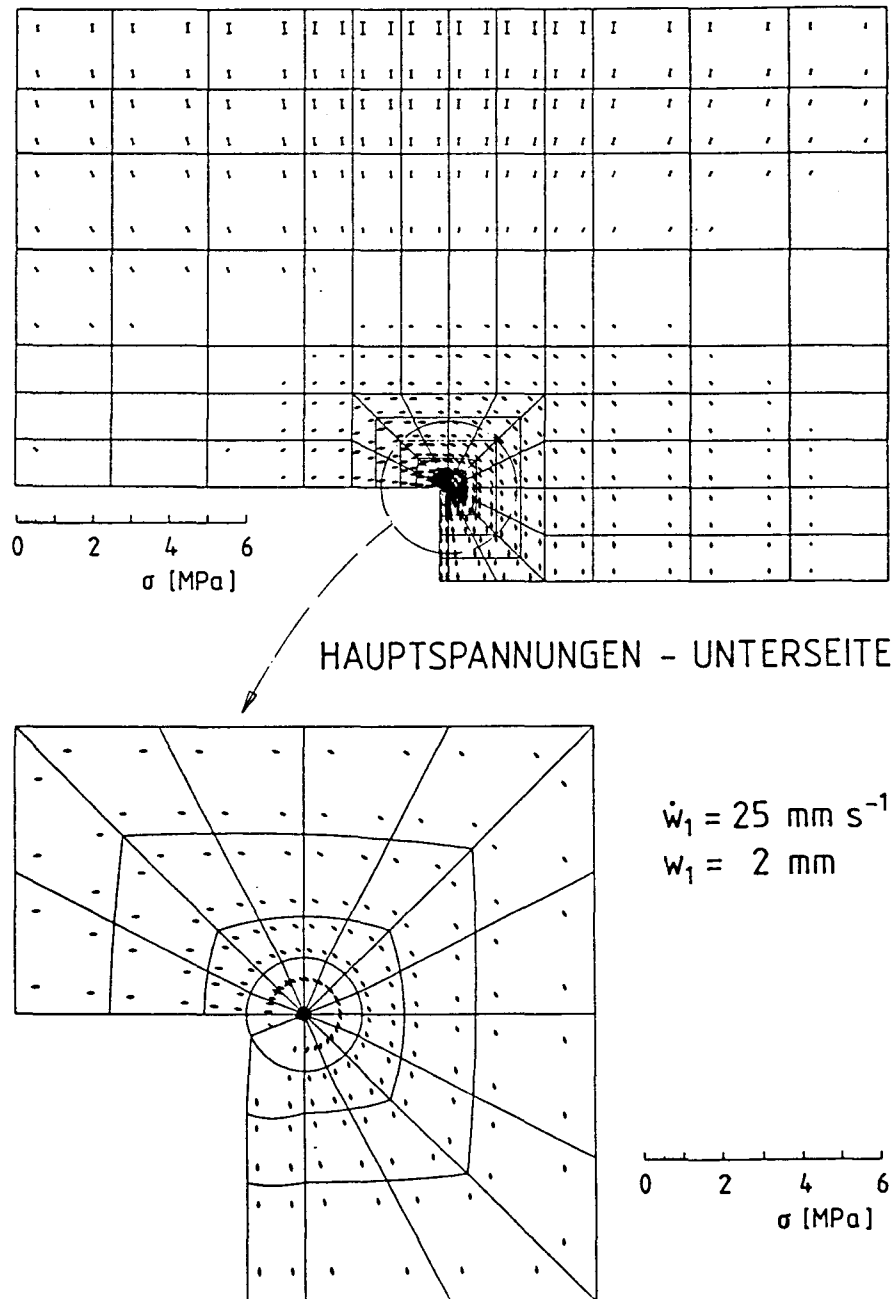


Abbildung 6.13: Hauptspannungen an der Eisunterseite, Zweipunktbelastung (nach: Matthies, 1986 b).

# Kapitel 7

## In-situ Belastungsversuche mit Eisdecken aus harnstoffdotiertem Modelleis

### 7.1 Versuchsbedingungen

Die oben (Kap. 6) bereits angesprochenen Verifikationsversuche zu den Finite Elemente Analysen sind im kleinen Eistank der HSVA durchgeführt worden (vgl. Kap. 4.6). Die dabei untersuchten zwei Modelleisdecken sind aus demselben, mit 1% Harnstoff dotierten Tankwasser und derselben Vorgehensweise folgend (ebd.) gefroren worden, wie die Eisdecke, aus der die Proben entnommen worden sind, die zur Ermittlung des Materialmodells für harnstoffdotiertes Eis gedient haben (s.o. Kap. 5). Pro Belastungsfall (Ein- bzw. Zweipunktbelastung) ist je eine Eisdecke untersucht worden.

Wie bereits erwähnt (Kap. 6.4), sind die Verifikationsversuche an kaltem Modelleis durchgeführt worden. Neben der dort genannten Ähnlichkeit der Temperaturverläufe in den untersuchten Modelleisdecken und in natürlichen Eisdecken, die einer längeren Frostperiode ausgesetzt waren, verbunden mit der entsprechenden Möglichkeit der Übertragung von Ergebnissen, haben hier vor allem zwei technische Gründe zu dieser Wahl geführt:

1. Die mechanischen Eigenschaften des Eises bleiben so im Verlauf eines Meßtages annähernd konstant. Meßergebnisse müssen daher, soweit erforderlich, nur bezüglich der sich verändernden Eisdicke korrigiert werden.
2. Das in den Finite Elemente Analysen verwendete Materialmodell fußt auf Festigkeitsversuchen an kaltem Eis ( $\vartheta = -10\text{ °C}$  bzw.  $-5\text{ °C}$ ). Je kälter nun das in der Finite Elemente Analyse und in den Verifikationsversuchen zu untersuchende Eis ist, desto weniger braucht bei den Berechnungen in den experimentell nicht abgesicherten Temperaturbereich oberhalb von  $\vartheta = -5\text{ °C}$  extrapoliert zu werden.

Die in Abb. 7.1 über dem mit der Eisdicke  $h_I$  normierten Horizont  $z$  aufgetragenen Temperaturen zeigen, daß die Temperaturbedingungen im Eis im Verlauf der jeweiligen Versuchsreihe (Ein- bzw. Zweipunktbelastung) annähernd konstant geblieben sind. Die hier gezeigten Temperaturen bilden auch die Datenbasis für die Näherungsparabeln nach Gl. 6.3, die ebenfalls in Abb. 7.1 dargestellt sind.

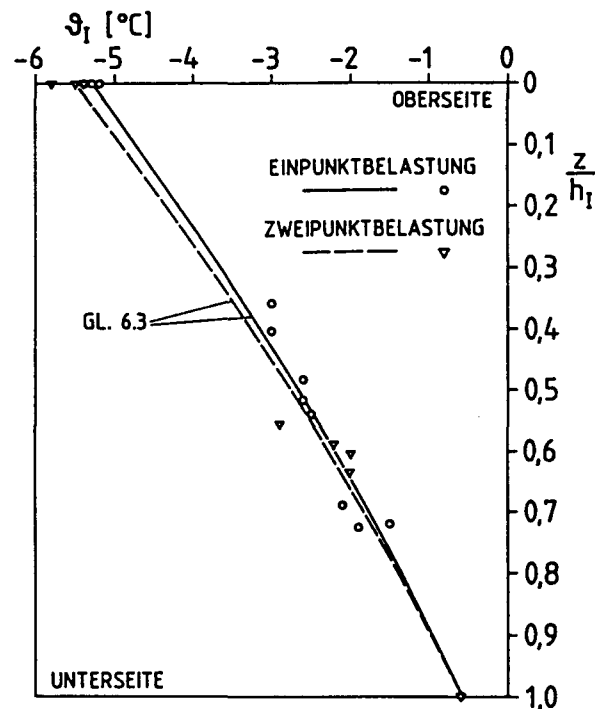


Abbildung 7.1: Temperaturen im Eis, Meßwerte und Näherungsparabel.

Ein weiteres Indiz für die Konstanz der Versuchsbedingungen sind die parallel zu den Verifikationsversuchen gemessenen Biegefestigkeiten (s. hierzu auch Tab.7.1):

- Einpunktbelastung  $\sigma_f = 150 \pm 22 \text{ kPa}$  ( $n = 17$ ),
- Zweipunktbelastung  $\sigma_f = 179 \pm 24 \text{ kPa}$  ( $n = 21$ ).

Diese Biegefestigkeiten sind mittels mit Federwaage von Hand abgedrückter *in-situ* Kragbalken über die einfache Kragbalkenformel (elastische Bettung vernachlässigt) ermittelt worden.

## 7.2 Versuchsaufbau und Versuchsanordnung

Die beiden im Rahmen der Verifikationsversuche punktförmig belasteten Modelleisdecken stimmen bis auf die Eisdicke geometrisch überein mit den oben (Kap. 6.3, insbesondere Abb. 6.1) im Zusammenhang mit der Finite Elemente Analyse beschriebenen. Jede der beiden Eisdecken ist im Verlauf einer Versuchsreihe an vier Positionen belastet worden. Der Abstand zwischen den Belastungspositionen war mit 5 m (vgl. Tab.7.1) entsprechend 83% der Tankbreite so gewählt, daß die Einflüsse aus einem vorangegangenen Versuch für einen jeweils betrachteten als vernachlässigbar gelten können. Dies gilt insbesondere, als die Belastungspositionen vorangegangener Versuche in Richtung des Schlitzes bzw. der offenen Rinne von der jeweiligen Lasteinleitungsstelle angeordnet waren.

Der zur Aufbringung der erforderlichen Last eingesetzte 10 kN-Servohydraulikzylinder war während der Versuche am Schleppwagen des Eistanks aufgehängt. Die Vorschubgeschwindigkeit des Kolbens im Hydraulikzylinder kann über eine elektronische Wegregelung im Bereich von  $\dot{w} = 0.5 \text{ mm s}^{-1}$  bis ca.  $40 \text{ mm s}^{-1}$  auch bei wechselnder Last nahezu konstant gehalten werden. Abb. 7.2 zeigt die Lasteintragungskonstruktion. Der Servohydraulikzylinder überträgt dabei die Last auf einen steifen Rahmen.

Unter den beiden ausladenden Enden des Rahmens sind in der dargestellten Zweipunktanordnung Kraftmeßglieder befestigt. Bei Einpunktanordnung sitzt das Kraftmeßglied in der Mitte des Rahmens coaxial mit der Längsachse des Hydraulikzylinders. Die Kraftmeßglieder wirken jeweils zentral auf die eigentliche Lastplatte, eine steife, kreisrunde Aluminiumplatte von 100 mm Durchmesser, deren Unterseite zur Minderung von Spannungskonzentrationen mit einer 3 mm starken, am Rand leicht gerundeten Balsaholzaufgabe versehen ist. Die Lastplatte kann um das ballige Ende des aus dem Kraftmeßglied vorstehenden Gewindeendes frei drehen.

Abb. 7.3 zeigt die Wegmeßeinrichtung in der Anordnung für Einpunktbelastung. Der Trägerrahmen der Wegmeßeinrichtung ist an einer vom Schleppwagen des Eistanks getrennten Meßbühne aufgehängt. Dadurch werden die Verschiebungen der Eisdecke relativ zu einem eistankfesten Koordinatensystem gemessen. Mögliche Verformungen des Schleppwagens durch die aufzubringende Last bleiben so ohne Einfluß auf die Messung der Durchsenkungen der Eisdecke. Eine einzige Ausnahme von diesem Trennungsprinzip bilden die Verschiebungen im Zentrum der Lasteinleitung. Da hier die Eisoberfläche nicht zugänglich ist, wird stattdessen die Verschiebung der Rückenfläche des Kraftmeßgliedes gemessen. Die Eigenverformung des Kraftmeßgliedes unter Last (ca. 0.1 mm bei Nennlast = 10 kN) und die der Lastplatte werden vernachlässigt. Die Wegaufnehmer sind entsprechend Abb. 6.4 an den 14 bzw. 15 Vergleichsmeßpunkten über die Eisdecke verteilt angeordnet.

### 7.3 Ergebnisse aus in-situ Belastungsversuchen

In den vier Belastungsversuchen je Eisdecke, d.h. je Belastungsfall, sind entsprechend den Finite Elemente Analysen zwei unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten untersucht worden, nämlich nominell  $0.5 \text{ mm s}^{-1}$  und  $25 \text{ mm s}^{-1}$ . Die Versuchsabfolge ist dabei so gewählt, daß die mittlere Eisdicke der beiden Versuchspaare annähernd gleich blieb: 1. und 4. Versuch  $0.5 \text{ mm s}^{-1}$ , 2. und 3. Versuch  $25 \text{ mm s}^{-1}$ . Eisdickenkorrekturen konnten so kleinstmöglich gehalten werden. Die in den einzelnen Versuchen festgestellten Eisdicken und Vorschubgeschwindigkeiten sind in Tab.7.1 zusammengestellt.

Die Eisdickenkorrekturen sind zum Zwecke des Vergleichs erforderlich. Die bei verschiedenen Eisdicken bei der jeweiligen Last gemessenen Verschiebungen werden dabei auf eine Referenzeisdicke umgerechnet. Diese Referenzeisdicke ist gleichzeitig die Eisdicke, die den Finite Elemente Analysen zugrunde liegt. Die Durchsenkung einer unendlichen Platte auf elastischer Bettung mit punktförmig eingeleiteter Einzellast ist umgekehrt proportional  $h^{1.5}$  (Grim, 1955). Dasselbe gilt für eine halbumendliche, elastisch gebettete Platte mit einer Randeinzellast (Nevel, 1965). Die Durchsenkung einer endlichen Platte ohne Bettung ist hingegen umgekehrt proportional  $h^3$ . Die Eisdecke im Eistank ist zwar elastisch gebettet, aber endlich und an der Tankwand praktisch starr eingespannt, so daß hier der Eisdickenexponent zwischen 1.5 und 3 liegt. Als Referenzeisdicke wird daher

$$h_I^* = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n h_{Ii}^2} \quad (7.1)$$

gewählt. Hierin ist  $n$  die Anzahl der Versuche (4) und  $h_{Ii}$  die Eisdicke zum Zeitpunkt des jeweiligen ( $i$ -ten) Versuchs. Als Referenzeisdicke ergibt sich für die Versuche mit Einpunktbelastung  $h_I^* = 56.4 \text{ mm}$  und für die Versuche mit Zweipunktbelastung  $h_I^* = 61.0 \text{ mm}$  (vgl. Tab.6.4). Die auf die Referenzeisdicke korrigierten Verschiebungen

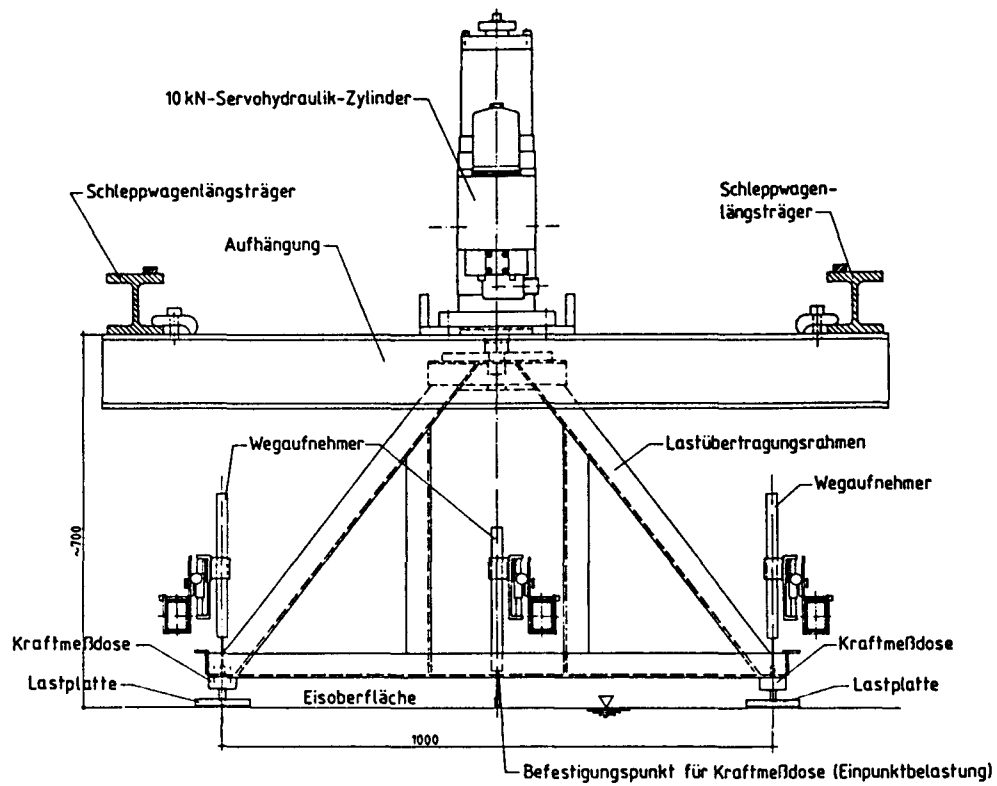


Abbildung 7.2: Belastungseinrichtung, Anordnung für Zweipunktbelastung (Häusler, 1986 c).

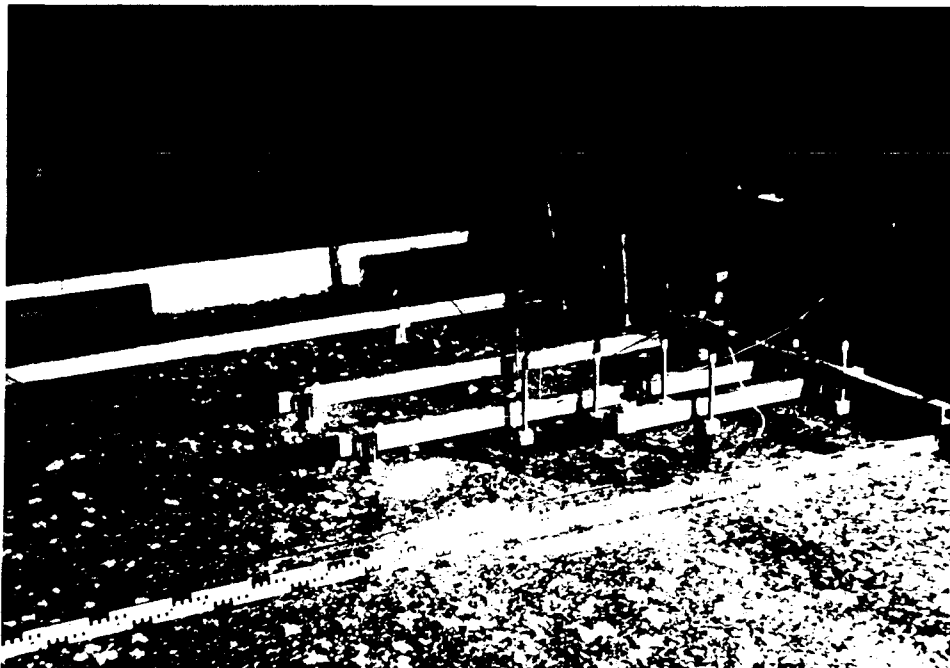


Abbildung 7.3: Wegmeßeinrichtung, Anordnung für Einpunktbelastung (Häusler und Matthies, 1987).

Lastfall	Position im Eistank $x$ [m]	Temperatur an Eisober- fläche $\vartheta_O$ [°C]	Eisdicke $h_I$ [mm]	Vorschubge- schwindig- keit $\dot{w}_1$ [mm s <sup>-1</sup> ]	mittlere Biegefe- stigkeit $\sigma_f$ [kPa]
Einpunkt- belastung Eisdecke m. Schlitz	6.5	-5.4	49.5	0.60	142
	11.5	-5.2	55.5	22.1	152
	16.5	-5.3	58.0	23.1	138
	21.5	-5.2	62.0	0.59	164
Zweipunkt- belastung Eisdecke m. Rinne	6.5	-5.5	54.0	0.70	159
	11.5	-5.8	58.0	23.6	180
	16.5	-5.4	63.0	23.4	198
	21.5	-5.5	68.0	0.72	179
Wassertemperatur = Temperatur an Eisunterseite $\vartheta_W$ [°C]				0.6	
Dicke der isotropen Eisober-schicht [mm]			2 bis 3		

Tabelle 7.1: Versuchsbedingungen bei Belastungsversuchen.

$w_{ij}^*$  ergeben sich dann zu

$$w_{ij}^* = w_{ij} \left( \frac{h_I^*}{h_{Ii}} \right)^2. \quad (7.2)$$

Hierin ist  $w_{ij}$  die Verschiebung am  $j$ -ten Vergleichsmeßpunkt, gemessen im  $i$ -ten Versuch. Würde als Bezug die halbbunendliche oder unendliche, elastisch gebettete Platte mit konzentrierter Randeinzellast gewählt, müßte die Reduktion mit  $h_I^{1.5}$  vorgenommen werden. Wie in Abb. 7.4 beispielhaft für den Fall Einpunktbelastung mit niedriger Vorschubgeschwindigkeit am Verlauf der Kraft  $F_1$  über der korrigierten Verschiebung am Lastangriffspunkt  $w_1^*$  gezeigt, ist der Unterschied zwischen der Reduktion mit  $h^2$  und der mit  $h^{1.5}$  hier gering. Das liegt vor allem daran, daß die zu berücksichtigenden Eisdickenunterschiede gering sind. Die Darstellung sämtlicher gemessener und auf Referenzeisdicke reduzierter Kraft-Verschiebungs Verläufe findet sich in Kap. 8 in Zusammenhang mit dem Vergleich Messung-Rechnung. Dort finden sich auch einige typische Biegelinienverläufe längs der in Abb. 6.4 gekennzeichneten Schnitte.

## 7.4 Rißbildung

Das Rißbildungsverhalten der untersuchten Eisdecken kann wie folgt charakterisiert werden:

- Bei Einpunktbelastung (Abb. 7.5) bilden sich zunächst 5 bis 6 Radialrisse aus.
- Mit zunehmender Ausbreitung der Radialrisse entstehen polygonzugähnliche, leicht gekrümmte Umfangsrisse.
- Bei der niedrigen Vorschubgeschwindigkeit beträgt der Abstand des äußersten Umfangsrisse von der Lasteinleitungsstelle mit ca. 0.6 m nur etwas mehr als die Hälfte

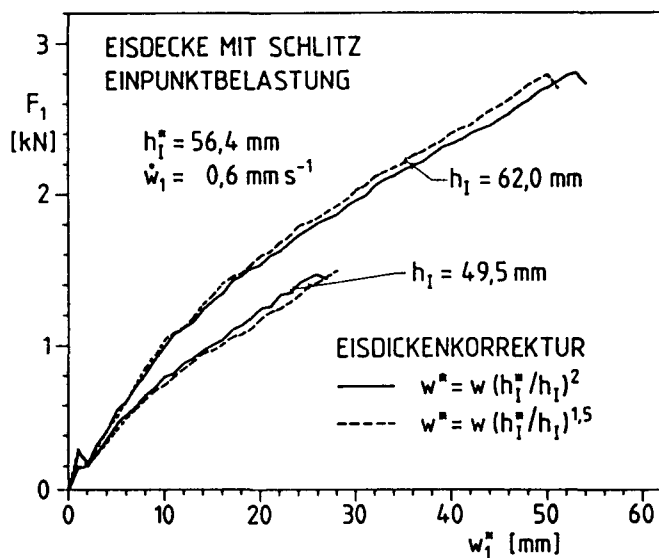


Abbildung 7.4: Kraft–Verschiebungs Verlauf bei Einpunktbelastung mit niedriger Vorschubgeschwindigkeit: Vergleich der Eisdickenkorrektur für die Verschiebung  $w_1$  mit  $h^2$  und mit  $h^{1.5}$  (nach: Häusler, 1986 b)

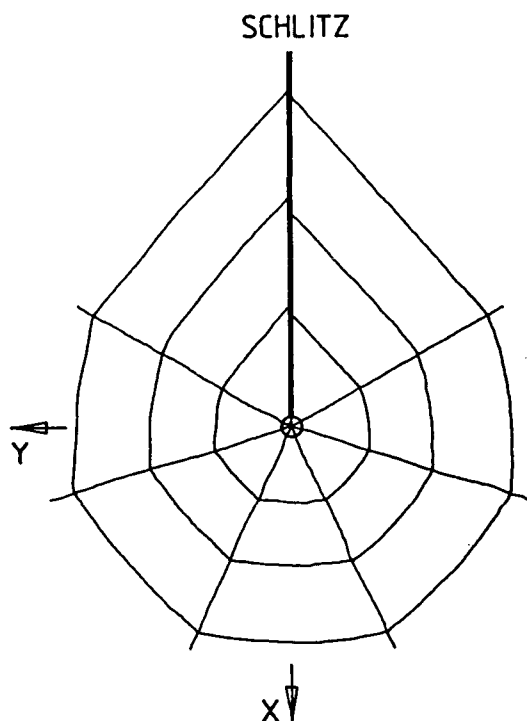


Abbildung 7.5: Typisches Rißmuster bei Einpunktbelastung.

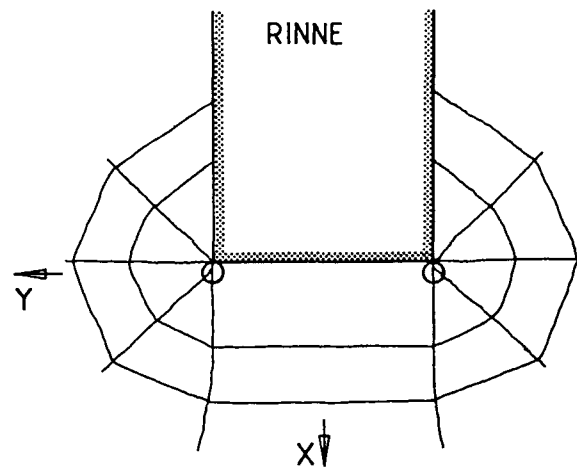


Abbildung 7.6: Typisches Rißmuster bei Zweipunktbelastung.

des Abstandes, der bei der hohen Vorschubgeschwindigkeit beobachtet werden kann (1.0 m bis 1.15 m).

- Bei Zweipunktbelastung (Abb. 7.6) ist das Rißbildungsverhalten ähnlich dem bei Einpunktbelastung beschriebenen. Der wesentliche Unterschied ist der, daß sich hier in Verlängerung der Längsränder der offenen, rechteckigen Rinne zwei zueinander parallele Radialrisse ausbilden.
- Die zwischen dem Längs-Radialrißpaar entstehenden Umfangsrisse liegen parallel zum quer zur Tanklängsrichtung ausgerichteten Ende der offenen Rinne, so daß hier rechteckige Riegel abgeteilt werden.



# Kapitel 8

## Vergleich von Versuch und Rechnung

### 8.1 Kraft-Verschiebungs-Verlauf

In Abb. 8.1 sind die in der Finite Elemente Analyse berechneten und die in den Verifikationsversuchen im kleinen Eistank gemessenen Verläufe der Kraft über der Verschiebung am Lastangriffspunkt für die vier Lastfall-Vorschubgeschwindigkeit Kombinationen dargestellt. Die Verschiebung ist dabei nach Gl. 7.2 auf die jeweilige Referenzeisdicke  $h_j^*$  reduziert. Bei Einpunktbelastung bezieht sich die dargestellte Kraft  $F$  auf die Gesamteisdecke, nicht wie in der Finite Elemente Analyse selbst (Kap. 6), nur auf das Halbmodell. Bei Zweipunktbelastung gilt hingegen die Kraft  $F$  für jede der beiden Einzellasten, so daß hier die Gesamtlast auf die Eisdecke doppelt so hoch ist. Da sich in den Verifikationsversuchen bei Zweipunktbelastung Asymmetrien bei den beiden Kräften  $F_1$  und  $F_3$  gezeigt hatten, insbesondere zu Belastungsbeginn, ist hier, der besseren Vergleichbarkeit wegen, die mittlere Kraft aufgetragen.

Die Kraft-Verschiebungs-Kurven aus den Verifikationsversuchen sind dargestellt bis zu dem Punkt, an dem das Lastmaximum im Versuchverlauf überschritten worden war. Die numerisch in den Finite Elemente Analysen gewonnenen Kurven hingegen enden dort, wo aus Gründen der Rechenzeiterparnis ein Abbruch des jeweiligen Rechnerlaufs erfolgt ist (Matthies, pers. Mitteilung). Der Vergleich der Kurven zeigt folgendes (vgl. Häusler, 1986 d; Häusler und Matthies, 1987):

1. Bei der niedrigen Vorschubgeschwindigkeit ( $0.5 \text{ mm s}^{-1}$ ) ist die Anfangssteifigkeit des Finite Elemente Modells wesentlich höher als die der im Eistank untersuchten Modelleisdecken. Bei den zweipunktbelasteten Modelleisdecken ist dabei zu beachten, daß der Verlauf der Kraft durch die Asymmetrien in der Lasteinleitung vor allem zu Belastungsbeginn etwas gedrückt ist. Bei der hohen Vorschubgeschwindigkeit ( $25 \text{ mm s}^{-1}$ ) hingegen ist die Anfangssteifigkeit in beiden Fällen (Versuch und Rechnung) annähernd gleich (Zweipunktbelastung) bzw. weisen die Modelleisdecken die höheren Werte auf (Einpunktbelastung).
2. Bei der niedrigen Vorschubgeschwindigkeit wird in den Finite Elemente Analysen die Maximallast wesentlich früher und bei deutlich niedrigeren Kraftwerten erreicht, als im Versuch. Bei der hohen Vorschubgeschwindigkeit dagegen passen sich die gerechneten Verläufe recht gut in die gemessenen ein, insbesondere bei Zweipunktbelastung. Es ist jedoch auch hier davon auszugehen, daß in den Finite Elemente Analysen die Maximallast eher und bei niedrigeren Werten erreicht wird, als

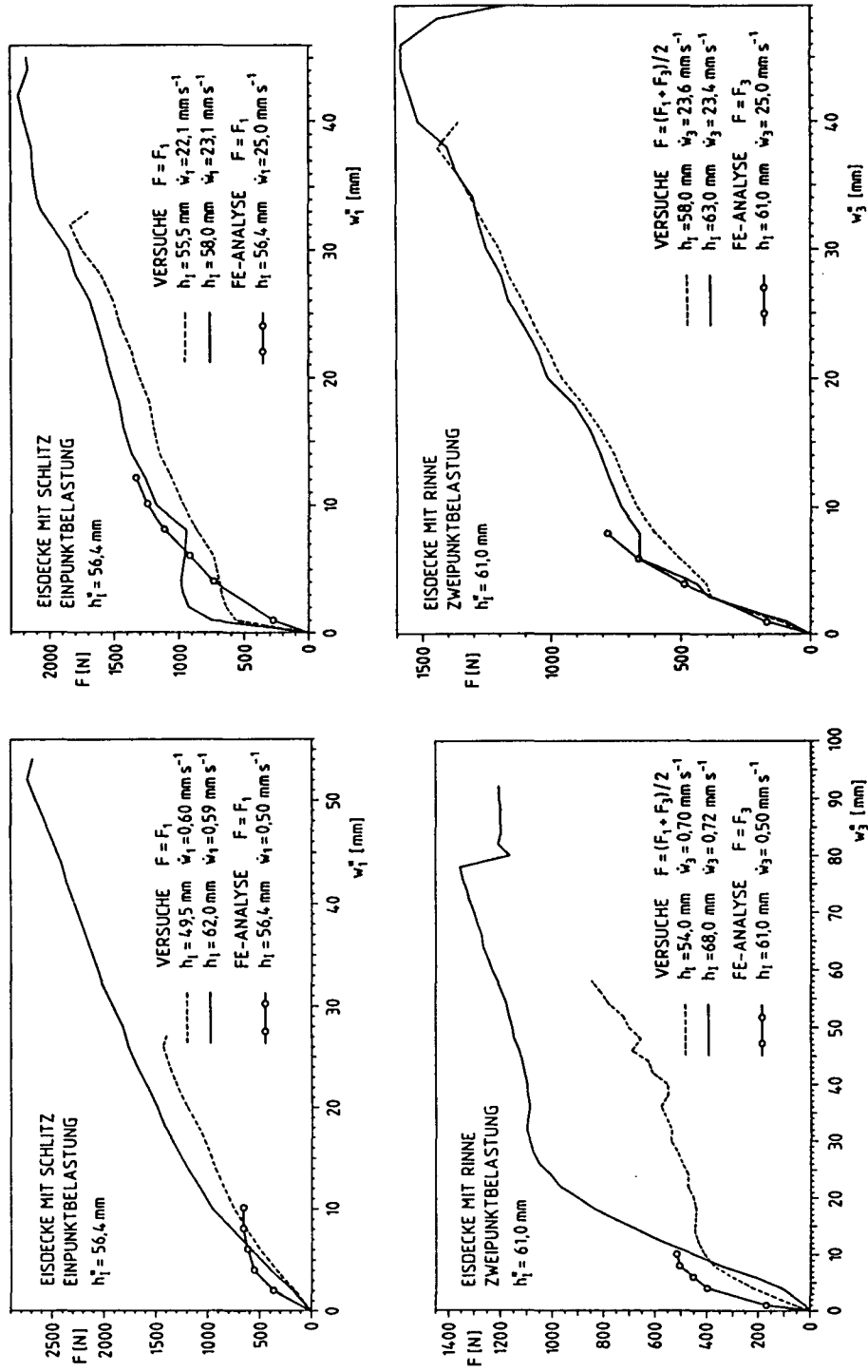


Abbildung 8.1: Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Verläufe für Ein- und Zweipunktbelastung bei  $0,5 \text{ mm s}^{-1}$  und  $25 \text{ mm s}^{-1}$  Vorschubgeschwindigkeit (nach: Häusler, 1986 d)

bei den Modelleisdecken (Matthies, pers. Mitteilung). Der Unterschied dürfte aber prozentual wesentlich knapper ausfallen, als bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit.

## 8.2 Biegelinien

In Abb. 8.2 sind für die vier Lastfall–Vorschubgeschwindigkeit Kombinationen Biegelinien längs je vier verschiedener Schnitte entsprechend Abb. 6.4 gegenübergestellt. Gezeigt ist der Zustand bei einer Verschiebung von 8 mm am Lastangriffspunkt  $w_1$  (Einpunktbelastung) bzw.  $w_3$  (Zweipunktbelastung). Die Verschiebungen sind hier nicht bezüglich der Eisdicke korrigiert. Bei den Modelleisdecken sind die Biegelinien als Polygonzüge dargestellt und zusätzlich, entsprechend der Tatsache, daß die Eisdecken stets an der Tankwand festgefroren waren, auf  $y = -3000$  mm Stützpunkte mit  $w = 0$  angenommen.

Der Vergleich der Biegelinien zeigt die gemessenen Modelleisdecken als durchweg stärker gekrümmt, als die gerechneten Finite Elemente Modelle. Dies führt vor allem auch dazu, daß bei den Modelleisdecken die Durchsenkung mit zunehmendem Abstand von der Lastangriffsstelle wesentlich schneller abnimmt, als bei den Finite Elemente Modellen.

Vielleicht mit Ausnahme der Eisdecke mit Zweipunktbelastung bei  $h_I = 54.0$  mm und  $\dot{w}_3 = 0.70$  mm s<sup>-1</sup> lassen die für die Modelleisdecken gezeigten Biegelinien den Schluß zu, daß die jeweilige Eisdecke im Zentrum der Lasteinleitungsstelle einen rißbedingten Knick aufweist. Ein derartiger Knick ist, der getroffenen Annahmen wegen, von den Finite Elemente Modellen nicht darstellbar.

Bemerkenswert ist weiterhin, daß im Fall der hohen Vorschubgeschwindigkeit, im Gegensatz zu den Finite Elemente Modellen, an den Modelleisdecken in einiger Entfernung von der Lasteinleitung negative Verschiebungen beobachtet werden können, d.h. die Eisdecke führt dort eine Austauschbewegung aus.

## 8.3 Hauptspannungen und Rißbildung

Da in den Finite Elemente Analysen Rißbildung nicht implementiert war, können aus den ermittelten Hauptspannungen Schlüsse streng genommen nur für die Bildung des ersten Risses gezogen werden, denn durch die Ausbreitung des ersten Risses (und jedes weiteren) treten unweigerlich Spannungsumlagerungen ein. Trotzdem kann aus der recht gleichmäßigen Verteilung der Zugspannungen in Umfangsrichtung an der Eisunterseite um die Lasteinleitungsstelle herum (s. Abb. 6.13) auf die Bildung von mehreren, annähernd gleichmäßig verteilten Radialrissen geschlossen werden, die von der Eisunterseite ausgehen. Die Beobachtung sternförmig, bzw. bei Zweipunktbelastung halbsterneförmig von der Lasteinleitungsstelle sich ausbreitender Radialrisse (Abbn. 7.5 und 7.6) deckt sich damit recht gut.

Auch die Beobachtung, daß die beiden bei Zweipunktbelastung parallel zur  $x$ -Richtung, in Verlängerung der Rinnenlängskanten anlaufenden Radialrisse nach einer gewissen Laufstrecke nach außen abgelenkt werden, findet eine Erklärung in den gegen die  $y$ -Richtung leicht geneigten Hauptzugspannungen an der Eisunterseite in diesem Bereich der Eisdecke.

Weiterhin läßt die Neigung der Hauptspannungsrichtungen gegen die  $x$ - bzw.  $y$ -Richtung im Bereich des Schlitzes bzw. des Rinnenlängsrandes erwarten, daß die sich als Sekundärrisse bildenden Umfangsrisse, hervorgerufen durch radiale Zugspannungen an der Eisoberfläche, hier unter einem Winkel von weniger als 90° auf den Eisrand treffen

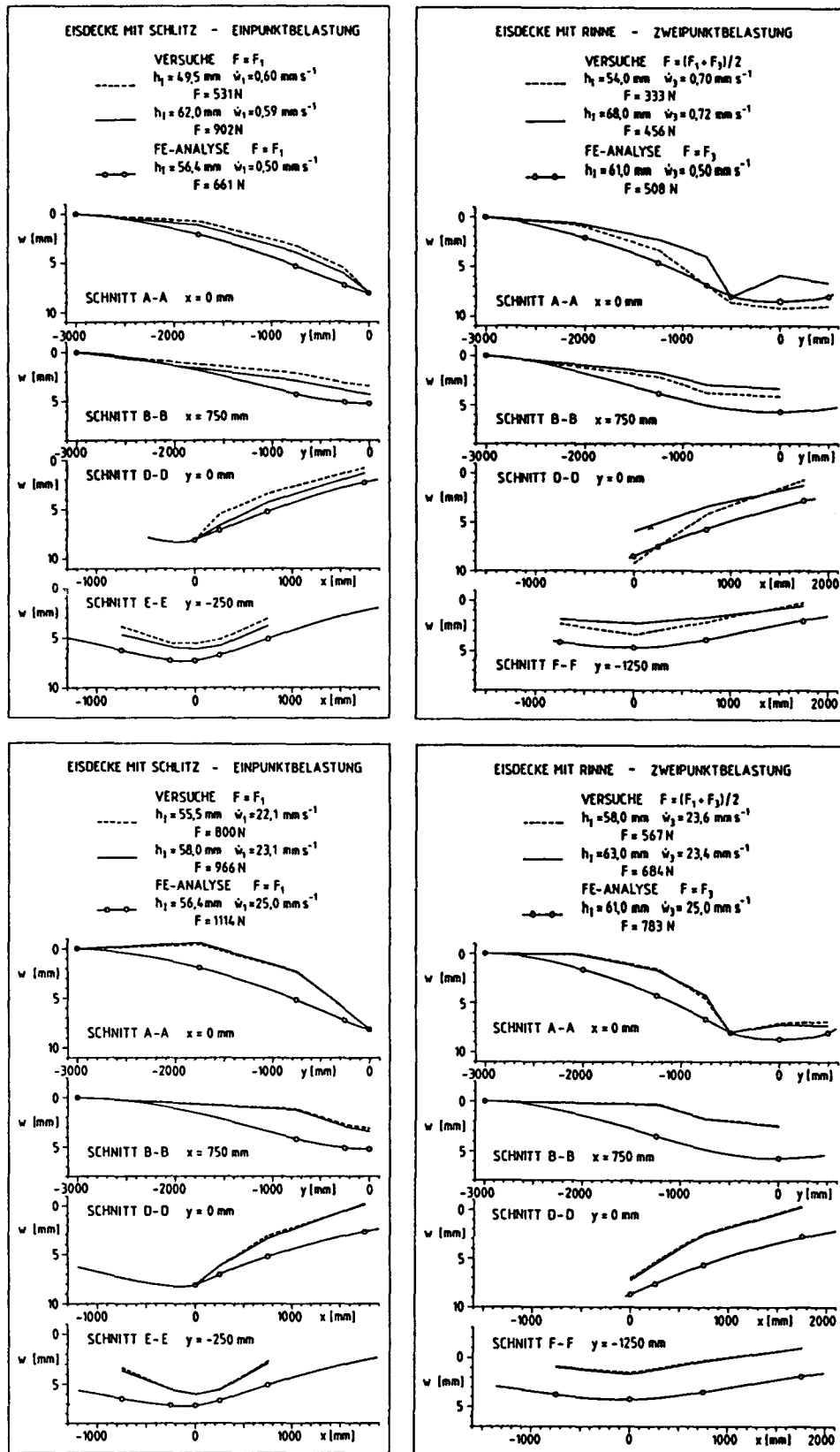


Abbildung 8.2: Biegelinienverläufe längs verschiedener Schnitte bei Ein- und Zweipunktbelastung und  $0,5 \text{ mm s}^{-1}$  bzw.  $25 \text{ mm s}^{-1}$  Vorschubgeschwindigkeit. Durchsenkung am Lastangriff  $8 \text{ mm}$  (nach: Häusler 1986 d)

(Matthies, 1986 b). Auch dies steht im Einklang mit der Beobachtung.

In entsprechender Weise läßt bei Zweipunktbelastung die Orientierung der Hauptspannungen im Streifen zwischen den Lasteinleitungsstellen, d.h. in Verlängerung der offenen Rinne, erwarten, daß sich hier die sekundären Umfangsrisse parallel zum geraden Rinnenende bilden werden. Dies kann ebenfalls im Versuch beobachtet werden (Abb. 7.6).

Es sei an dieser Stelle erwähnt, daß das Rißmuster bei Zweipunktbelastung zwischen den beiden parallelen Längs-Radialrissen stark dem ähnelt, das von einem Eisbrecher mit Thyssen-Waas-Bug (s.u.a. Schwarz und Freitas, 1978; Freitas und Wilckens, 1980) erzeugt wird. Es ist daher anzunehmen, daß, abgesehen vom Druckversagen, das beim Thyssen-Waas-Bug unter dessen scharfen, sogenannten Schneidkanten auftritt, dort wie hier die wesentlichen Rißbildungsvorgänge gleich sind. Das heißt insbesondere, daß die beiden in Verlängerung der offenen Rinne sich bildenden Längsradialrisse in beiden Fällen vor allem durch Biegezugspannungen an der Eisunterseite hervorgerufen werden.

## 8.4 Analyse des Vergleichs

Die im vorstehenden dargestellte Gegenüberstellung der Ergebnisse aus den Finite Elemente Analysen und aus den Verifikationsversuchen hat zum Teil deutliche Unterschiede gezeigt. Da die Festigkeitsversuche, die dem in den Berechnungen verwendeten Materialmodell zugrunde liegen, an Eis durchgeführt worden sind, das in der gleichen Weise, im selbem Eistank und aus demselbem Tankwasser gefroren worden ist, wie das Eis der Verifikationsversuche, sind die Ursachen für die Diskrepanzen vor allem im Materialmodell zu suchen.

Da sind zunächst die Unterschiede in der Anfangssteifigkeit. Bei den Finite Elemente Analysen lag das Materialmodell noch in der Fassung mit temperaturunabhängiger Nachgiebigkeitsmatrix zugrunde. Vor allem durch die mit steigender Temperatur zunehmende Porosität nimmt aber die Nachgiebigkeit des dotierten Eises mit Annäherung an die Schmelztemperatur und somit an die Eisunterseite zu. Eine Vernachlässigung dessen führt zu einer zu hohen Anfangssteifigkeit des Rechenmodells. Möglicherweise spielen aber bei der niedrigen Vorschubgeschwindigkeit auch bereits viskose Effekte eine Rolle, die vom elastisch-plastischen Materialmodell nicht abgebildet werden können.

Die im Versuch beobachtete stärkere Krümmung der Biegelinien ist zum Teil ebenfalls darauf zurückzuführen, daß in den Berechnungen die Temperaturabhängigkeit der Nachgiebigkeitsmatrix vernachlässigt worden ist. Eine weitere Ursache für die Unterschiede in den Biegelinienverläufen ist aber darin zu sehen, das in den Finite Elemente Modellen Rißbildung nicht dargestellt worden ist. Während die im Rechenmodell unter der Lasteinleitung übertragenen Biegemomente der gerechneten Eisdecke dort eine flache Tangente aufzwingen, erlaubt die (theoretische) Momentenfreiheit am Riß den Modelleisdecken, dort mit einer wesentlich steileren Tangente einzulaufen. Die Biegelinien der Modelleisdecken brauchen dadurch in einiger Entfernung von der Lasteinleitung keinen Wendepunkt zu durchlaufen. Über die bereits genannte allgemeine Temperaturabhängigkeit der Nachgiebigkeiten hinaus ist aber nicht auszuschließen, daß der  $G_{31}$ -Schubmodul (parallel zur Wachstumsrichtung) bedingt durch die Konzentration der laugengefüllten Poren des dotierten C2-Eises in basalen Ebenen noch stärker temperaturabhängig ist als die übrigen Moduln. (Dies stellt übrigens die den Gln. 3.20 bis 3.23 zugrunde liegende Annahme einheitlicher Temperaturabhängigkeit aller Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix in Frage). Ein über die gesamte Eisdicke gesehen niedrigerer  $G_{31}$ -Schubmodul würde im Bereich der Lasteinleitung durch die mit  $1/r$  zunehmenden Schubspannungen für

zusätzliche Durchsenkung sorgen. Andererseits deuten die angestellten Überlegungen zur Dehnungsmessung bei den zur Bestimmung des  $G_{31}$ -Schubmoduls durchgeführten Festigkeitsversuchen (s. Kap. 5.6) eher darauf hin, daß der in den Finite Elemente Analysen benutzte  $G_{31}$ -Wert nach Häusler (1986 a, c, e) eher zu niedrig denn zu hoch ist. Schließlich mag bei den Biegelinien noch eine Rolle spielen, daß die Festigkeitswerte an der warmen Eisunterseite durch Extrapolation gewonnen worden sind und somit einer gewissen Unsicherheit unterliegen (s. hierzu Kap. 3.9). Es ist daher nicht absolut sicher, wie dick die stark nachgiebige, versagende Schicht an der Eisunterseite ist. Auch dies ist eine mögliche Ursache für Diskrepanzen. Eine eindeutige Bewertung, welche dieser möglichen Ursachen wie stark verantwortlich für die an den Biegelinien festgestellten Unterschiede ist, erscheint beim derzeitigen Kenntnisstand als nicht möglich.

Das bei hoher Vorschubgeschwindigkeit im Versuch beobachtete Anheben der Eisdecke in einiger Entfernung von der Lasteinleitung kann wahrscheinlich auf hydrodynamische Effekte zurückgeführt werden. Derartige Effekte sind in den Finite Elemente Analysen nicht berücksichtigt worden. Hydrodynamische Effekte sind möglicherweise auch mitverantwortlich für den steilen Lastanstieg bei Einpunktbelastung mit hoher Vorschubgeschwindigkeit im Versuch. Der offenen Rinne wegen können diese Effekte bei Zweipunktbelastung nicht so stark sein.

Für die Unterschiede in den Kraft-Verschiebungs-Kurven können, insbesondere bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit, als Ursachen alle bereits genannten Schwachpunkte des in den Finite Elemente Berechnungen benutzten Materialmodells vermutet werden, jeweils mit mehr oder minder großem Einfluß. Besondere Bedeutung kommt aber hier wahrscheinlich der Vernachlässigung viskoser Effekte zu. Durch die zu Beginn der Berechnungen auf Basis der Anfangsdehnungsgeschwindigkeit festgelegte Verteilung der Festigkeiten, ist es bei den Finite Elemente Analysen in der hier untersuchten Form nicht möglich, die im duktilen Versagensbereich mit einer Steigerung der Dehnungsgeschwindigkeit verbundene Anhebung der Festigkeiten abzubilden. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit verlieren aber die viskosen Effekte an Bedeutung, insbesondere auch, weil bei höheren Dehnungsgeschwindigkeiten im Eis Sprödversagen eintritt. Dies liegt daran, daß im Sprödversagensbereich die Festigkeit des Eises (in erster Näherung) unabhängig von der Dehnungsgeschwindigkeit ist. Das erklärt, zumindest zum großen Teil, die gegenüber der niedrigen Vorschubgeschwindigkeit deutlich bessere Übereinstimmung der Kraft-Verschiebungs-Kurven von Versuch und Rechnung bei der hohen Vorschubgeschwindigkeit.

Eine weitere, wenn auch im vorliegenden Fall recht unbedeutende Ursache für Diskrepanzen bei den Kraft-Verschiebungs-Verläufen liegt in der relativ hohen Dichte des Eises, die in den Berechnungen zugrunde gelegt worden ist. Wenn die Dichte des Eises der in den Verifikationsversuchen belasteten Modelleisdecken deutlich niedriger liegt, was nicht überprüft worden ist, sind hier im Bereich der untergetauchten Eisoberfläche die hydrostatischen Auftriebskräfte höher gewesen. Hierzu ein Rechenbeispiel: Eine  $1 \text{ m}^2$  große, voll getauchte Eisscholle von  $h_I = 0.06 \text{ m}$  Dicke liefert in Wasser mit einer Dichte von  $\rho_W = 1.004 \text{ Mg m}^{-3}$  bei einer Eisdichte von  $\rho_I = 0.950 \text{ Mg m}^{-3}$ , wie in den Berechnungen angenommen, einen Auftrieb von  $32 \text{ N}$ , bei  $\rho_I = 0.920 \text{ Mg m}^{-3}$  hingegen einen von  $49 \text{ N}$ , d.h.  $17 \text{ N}$  mehr je  $1 \text{ m}^2$  untergetauchte Eisoberfläche. Wenn auch bei den geringen Verschiebungen an dem Punkt, an dem die Finite Elemente Berechnungen abgebrochen worden sind, nur ein kleiner Teil der Eisoberfläche überflutet ist (vgl. Abb. 8.2), so sind in den Versuchen bei Erreichen der Maximallast doch ca.  $1 \text{ m}^2$  bis  $3 \text{ m}^2$  Eisfläche untergetaucht gewesen. Die Auftriebskräfte liefern also hier einen wohl bereits meßbaren, relativ zur Gesamtlast aber unbedeutenden Beitrag. In den Finite Elemente Analysen

wird allerdings durch die dort schwächer gekrümmte Biegelinie der Anteil der Auftriebskräfte an der Gesamtlast überbewertet (vgl. Abb. 8.2).

Die Übereinstimmung zwischen den berechneten Hauptspannungen und den im Versuch beobachteten Rißmustern ist bereits so gut, daß in diesem Zusammenhang als Mangel des Materialmodells bzw. dessen Implementierung im Finite Elemente Programm nur die fehlende Darstellung der Rißbildung festgestellt werden kann.

## 8.5 Bewertung

Aufgrund der im vorstehenden gezogenen Vergleiche zwischen Finite Elemente Analyse und Verifikationsversuchen läßt sich folgendes feststellen (vgl. Häusler, 1986 d; Häusler und Matthies, 1987):

1. Die aufgetretenen Diskrepanzen können zu einem erheblichen Teil mit Unzulänglichkeiten des Materialmodells erklärt werden, die ohne weitere Forschungsarbeit behoben werden können. Dies sind:
  - die in den Berechnungen noch fehlende, im Materialmodell nach Kap. 3 aber bereits enthaltene Temperaturabhängigkeit der Nachgiebigkeitsmatrix,
  - die fehlende Implementierung der Rißbildung,
  - die Annahme einer zutreffenden Dichte des Eises und auch
  - die Berücksichtigung hydrodynamischer Effekte.
2. Die Finite Elemente Analysen liefern bereits mit dem benutzten, durchaus noch mangelbehafteten Materialmodell brauchbare Ergebnisse, insbesondere was die Kraft-Verschiebungs-Verläufe bei hoher Vorschubgeschwindigkeit betrifft und die Prognose von Rissen aus den berechneten Hauptspannungen. Durch das Abstellen allein der unter 1. genannten, einfach und ohne Änderung des in Kap. 3 beschriebenen Materialmodells behebbaren Unzulänglichkeiten kann wahrscheinlich bereits eine erhebliche Qualitätsverbesserung erzielt werden. Die Finite Elemente Analyse in Verbindung mit dem in Kap. 3 vorgestellten Materialmodell kann daher als Werkzeug angesehen werden, das in brauchbarer, wenn auch nicht voll befriedigender Weise geeignet ist, Probleme, wie die hier exemplarisch untersuchten, zu behandeln. Inwieweit dabei in zukünftigen Analysen auf einfachere Elementtypen als das hier benutzte 20-Knoten-Volumenelement zurückgegriffen werden kann, kann aufgrund der vorliegenden Ergebnisse nicht mit Sicherheit festgestellt werden. Unzweifelhaft ist jedoch, daß, der Anisotropie des C2-Eises wegen, die Schubkomponenten parallel zur Wachstumsrichtung berücksichtigt werden müssen (vgl. auch: Tinawi und Gagnon, 1984).
3. Das Materialmodell bedarf der Absicherung im Temperaturbereich oberhalb von  $-5\text{ °C}$ . Dies ist allerdings mit erheblichem experimentellem Aufwand verbunden.
4. Alle übrigen erkannten Schwächen lassen sich nicht beheben, ohne das Materialmodell selbst zu ändern. Das gilt vor allem hinsichtlich der Berücksichtigung viskoser Effekte, aber auch in Bezug auf die möglicherweise nicht-einheitliche Temperaturabhängigkeit der Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix. Von der Einbeziehung viskoser Effekte in das Materialmodell kann eine entscheidend verbesserte Beschreibung des Verhaltens des Eises im duktilen Versagensbereich (niedrige Dehnungsgeschwindigkeit, hohe Temperaturen) erwartet werden. Ohne diese sind voll

befriedigende Ergebnisse nicht zu erzielen. Auch durch eine Einbeziehung der thermomechanischen Kopplung ist wahrscheinlich in diesem Bereich eine verbesserte Beschreibung des Verformungs- und Versagensverhalten zu erzielen.

5. Aus dem vorliegenden Vergleich nicht erkennbar, gleichwohl aber offensichtlich ist, daß mit dem hier vorgestellten elastisch-plastischen Materialmodell eine zunehmende Schwächung des Eises im Belastungsverlauf z.B. durch Bildung von Mikrorissen nicht darstellbar ist. (Günstigstensfalls kann eine z.B. schädigungsbedingte Änderung des Festigkeitsverhaltens implizit in der Abhängigkeit der Festigkeiten von der Dehnungsgeschwindigkeit enthalten sein). Insbesondere aber kann mit dem elastisch-plastischen Materialmodell eine Entfestigung des Eises im Nachversagensbereich nicht dargestellt werden. Eine solche Entfestigung kann z.B. beim sogenannten tertiären Kriechen eintreten, verursacht durch Rekristallisationsprozesse (vgl. Michel, 1978), aber auch bei hohen Dehnungsgeschwindigkeiten durch Akkumulation von Schädigungen bis hin zur Pulverisierung (Jordaan, 1986). Letzteres ist vor allem dort von Bedeutung, wo Eis mit relativ hoher Geschwindigkeit auf eine Struktur trifft, sei es der Steven eines Eisbrechers oder die Wand eines Meeresbauwerks, und dort unter Druckbelastung gerät. Das hier vorgestellte Materialmodell ist daher nur geeignet zur (näherungsweise) Beschreibung des Verhaltens von Eis bis hin zum Eintritt des Versagens. Die Einbeziehung des Nachversagensbereichs in das Materialmodell verlangt aber ebenfalls dessen Änderung, ganz abgesehen von dem wahrscheinlich erheblichen, aber erforderlichen experimentellen Aufwand in diesem Zusammenhang.

Auf eine Kurzform gebracht, kann also das Ergebnis der vorstehenden Bewertung wie folgt lauten: Das hier vorgestellte Materialmodell für dotiertes, anisotropes Eis ist in Verbindung mit der Finite Elemente Methode brauchbar. Es kann und muß aber noch weiter verbessert werden.

## Kapitel 9

# Ermittlung eines anisotropen Materialmodells für natriumchloriddotiertes Eis

### 9.1 Auswahl von natriumchloriddotiertem Eis zum Nachweis der Unabhängigkeit der Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln vom Dopentyp

In den vorangegangenen Kapiteln (Kap. 5 bis 8) konnte an säulenförmigem, harnstoffdotiertem Modelleis gezeigt werden, daß sich auf der Grundlage von Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln, wie sie durch die Gln. 3.17 bis 3.19 bzw. 3.20 bis 3.23 definiert werden, ein Materialmodell entwickeln läßt, das in brauchbarer Weise das Verformungs- und Versagensverhalten von meereisähnlichem Eis beschreibt. Im Hinblick auf die Übertragbarkeit dieses Materialmodells auf Meereis gilt es nun, die in Kap. 3.6 aufgestellte Hypothese zu überprüfen, daß die Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln, gleichartige Eisstruktur vorausgesetzt, unabhängig sind vom Dopentyp. Dazu muß nachgewiesen werden, daß sich bei Verwendung anderer Dopents als Harnstoff die gleichen Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln einstellen, wie die an harnstoffdotiertem Eis ermittelten (s. Tab. 5.5). Um eine hohe Reproduzierbarkeit zu gewährleisten, ist es zweckmäßig, diesen Nachweis an Eis zu führen, das im Labor unter kontrollierbaren Bedingungen gefroren worden ist. Da weiterhin Natriumchlorid mit einem Anteil von über zwei Dritteln den Hauptbestandteil der Salze im Meerwasser bildet, liegt es nahe, hierzu natriumchloriddotiertes Eis zu verwenden. Die im folgenden ermittelten Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln basieren daher auf ein- und mehrachsigen Festigkeitsversuchen an Eis, das im Gefrierbecken des Eislabors der HSVA aus einer Natriumchloridlösung gefroren worden war (Häusler und Schwarz, 1979; Häusler, 1980, 1981 und 1982).

### 9.2 Das System Natriumchlorid–Wasser

Natriumchlorid ( $\text{NaCl}$ , Kochsalz) ist ein gut wasserlösliches Salz. Im System Natriumchlorid–Wasser existiert  $\text{NaCl}\cdot 2\text{H}_2\text{O}$  als einziges Hydrat. Oberhalb von  $+0.15\text{ }^\circ\text{C}$  zersetzt sich dieses Hydrat in festes Natriumchlorid und gesättigte Lösung, während es unterhalb dieser Temperatur stabiler ist als reines Natriumchlorid. Das System Na-

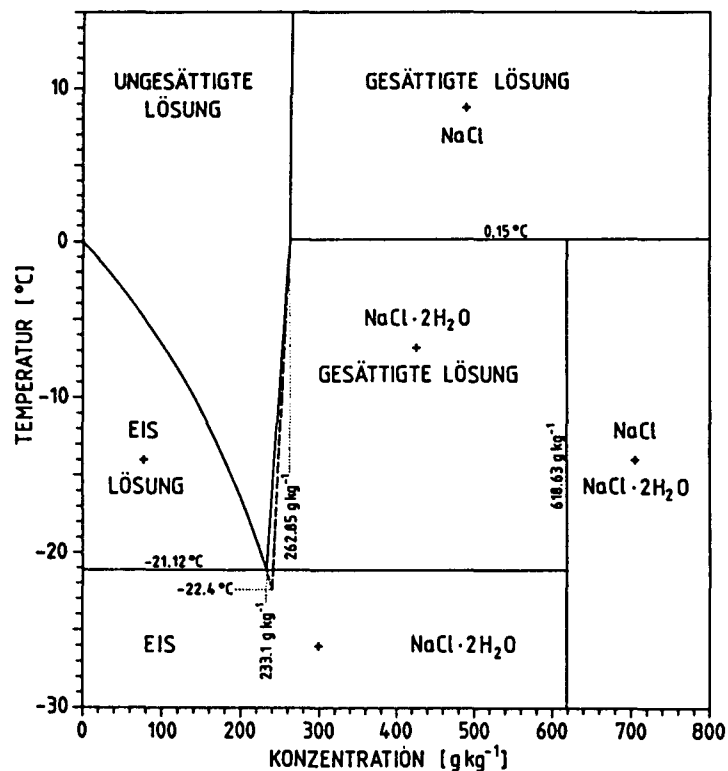


Abbildung 9.1: Phasendiagramm des Systems Natriumchlorid–Wasser (Ausschnitt) nach Gmelin (1928), Gülpen et al., (1979) und CRC–Handbook of Chemistry and Physics (Weast ed., 1971)

triumchlorid–Wasser weist bei einer Temperatur von  $-21.12\text{ °C}$  und einem Natriumchloridgehalt von  $233.1\text{ g kg}^{-1}$ , entsprechend 304 g Natriumchlorid auf 1000 g Wasser, ein Eutektikum auf (kryohydratischer Punkt). Da aber das Hydrat  $\text{NaCl} \cdot 2\text{H}_2\text{O}$  recht langsam auskristallisiert, verläuft die Zustandsänderung bei schneller Abkühlung nach den gestrichelten Kurven (metastabiles System) im Phasendiagramm (Abb. 9.1). Der metastabile eutektische Punkt liegt bei einer Temperatur von  $-22.4\text{ °C}$  (Gmelin, 1928; Gülpen et al., 1979).

In Meerwasser fällt Natriumchlorid durch das Zusammenwirken der darin enthaltenen Vielzahl von Salzen erst bei einer Temperatur von  $-22.9\text{ °C}$  in größeren Mengen aus (u.a. Gmelin, 1964; Weeks und Ackley, 1982).

### 9.3 Ermittlung der Gesamtporosität von natriumchloriddotiertem Eis

Die Vorgehensweise zur Bestimmung der Gesamtporosität von natriumchloriddotiertem Eis folgt hier dem in Kap. 2.4.3 für Meereis (Cox und Weeks, 1982) und in Kap. 5.3 für harnstoffdotiertes Eis beschriebenen Verfahren. Wie beim harnstoffdotierten Eis werden auch hier nur übereutektische Temperaturen und nur untereutektische Dopentkonzentrationen behandelt, so daß feste Salze nicht berücksichtigt zu werden brauchen. Tab. 9.1 zeigt dementsprechend in Abhängigkeit von der Temperatur  $\vartheta$  die Konzentration  $S_b(\vartheta)$  und die Dichte  $\rho_b(\vartheta)$  der gesättigten Natriumchloridlösung entlang der Liquidus-Linie (Weast ed., 1971) und die daraus entwickelten Funktionswerte  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$ .

$\vartheta$ [°C]	$S_b$ [g kg <sup>-1</sup> ]	$\rho_b$ [Mg m <sup>-3</sup> ]	$F_1$ [Mg m <sup>-3</sup> ]	$F_2$ [1]
0.000	0.0	0.9982	0.00	0.0885
-1.974	33.0	1.0218	33.72	0.1139
-3.972	64.0	1.0442	66.83	0.1380
-5.956	92.0	1.0647	97.95	0.1600
-8.176	120.0	1.0857	130.28	0.1825
-9.940	140.0	1.1008	154.11	0.1986
-11.885	160.0	1.1162	178.59	0.2150
-14.044	180.0	1.1319	203.74	0.2317
-16.458	200.0	1.1478	229.56	0.2485
-17.776	210.0	1.1558	242.72	0.2570
-20.667	230.0	1.1721	269.58	0.2742

Tabelle 9.1: Sättigungskonzentration  $S_b$  und -dichte  $\rho_b$  nach CRC-Handbook of Chemistry and Physics (Weast ed., 1971) und Funktionen  $F_1$  und  $F_2$  nach Gln. 2.12 und 2.13 für wässrige Natriumchloridlösung in Abhängigkeit von der Temperatur.

	$F_1(\vartheta)$	$F_2(\vartheta)$
$a_0$	0 Mg m <sup>-3</sup>	8.85 E-2
$a_1$	-1.7914E+1 Mg m <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup>	-1.3548E-2 K <sup>-1</sup>
$a_2$	-2.543 E-1 Mg m <sup>-3</sup> K <sup>-2</sup>	-2.758 E-4 K <sup>-2</sup>
$a_3$	-8.7 E-4 Mg m <sup>-3</sup> K <sup>-3</sup>	-2.65 E-6 K <sup>-3</sup>

Tabelle 9.2: Koeffizienten der Näherungspolynome für die Temperaturfunktionen  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  für natriumchloriddotiertes Eis.

Die Funktionen  $F_1(\vartheta)$  und  $F_2(\vartheta)$  werden hier zweckmäßigerweise durch kubische Polynome angenähert ( $n = 3$  in Gl. 5.1). Die Polynomkoeffizienten finden sich in Tab. 9.2.

## 9.4 Beschreibung des untersuchten natriumchloriddotierten Eises

Das Eis, an dem die hier analysierten Festigkeitsuntersuchungen durchgeführt worden sind, entstammt fünf verschiedenen, ca. 0.2 m dicken Eisdecken, die im Gefrierbecken des Eislabors der HSVA nach dem in Kap. 4.6 beschriebenen Verfahren bei Lufttemperaturen um -22 °C gefroren worden waren. Das Gefrierwasser hatte dabei eine Natriumchloridkonzentration von 30 g kg<sup>-1</sup>. Das Eis selbst wies bei Entnahme einen Salzgehalt von 10.6 g kg<sup>-1</sup> auf. Im Verlauf der Lagerung und Bearbeitung des Eises müssen Salzlau- genverluste eingetreten sein, denn der Salzgehalt der untersuchten Proben, gemessen in der Schmelze der Probenreste nach dem jeweiligen Versuch, betrug nur  $7.5 \pm 0.8$  g kg<sup>-1</sup> ( $n = 114$ ). Die Dichte der Proben ist zu  $0.907 \pm 0.004$  Mg m<sup>-3</sup> ( $n = 114$ ) bestimmt wor-

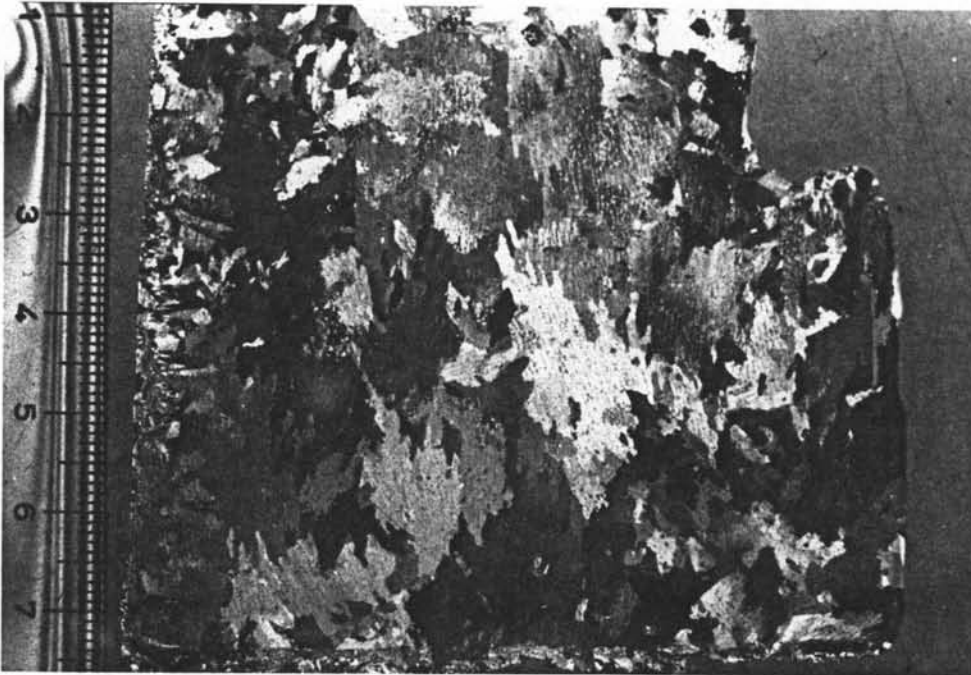


Abbildung 9.2: Horizontaler Dünnschnitt von natriumchloriddotiertem C2-Eis unter polarisiertem Durchlicht, Horizont  $z = 0.07$  m gemessen von Eisoberfläche (Häusler, 1981)

den. Das Eis hatte eine säulenförmige Struktur, wobei es allerdings im Abstand von jeweils einigen cm von horizontalen Schichten kleinerer Kristalle durchzogen war. Diese Störzonen haben ihre Ursache vermutlich darin, daß bei gelegentlichen Bohrungen, die zum Zwecke der Eisdickenmessung während der Wachstumsphase vorgenommen worden waren, ungewollt feine Bohrgutpartikel unter der Eisdecke verteilt worden sind, die sich dann als neue kleine Kristallisationskeime zwischen die bereits großen, säulenförmigen Kristalle eingelagert haben. Eine weitere mögliche Ursache für die Wachstumsstörungen sind die periodischen Abtauzyklen des Kühlsystems. Während dieser Abtauzyklen, die im Abstand von 4 bis 6 Stunden angefallen sind, ist die Kühlung für ca. 20 min unterbrochen worden. Das war mit einem Lufttemperaturanstieg um 10 bis 12 °C verbunden.

Die untersuchten Eisproben sind den mittleren Horizonten der jeweiligen Eisdecken entnommen worden. Der in Abb. 9.2 dargestellte horizontale Dünnschnitt aus dem Horizont  $z = 0.07$  m, das entspricht ungefähr der Oberseite der Proben, zeigt die typische Struktur von C2-Eis und auch die porenbedingte Substruktur, wie sie von natürlichem Meereis bekannt ist (vgl. auch Abb. 5.1 und 5.2). Die Korngröße in diesem Horizont beträgt, wie erkennbar, ca. 5 bis 10 mm. Mit der Tiefe nimmt die Korngröße zu und erreicht im Horizont  $z = 0.15$  m, entsprechend ungefähr Probenunterseite, ca. 10 bis 20 mm. Beide Angaben beziehen sich auf den in horizontaler Ebene gemessenen Korn-durchmesser. Die Länge der säulenförmigen Kristalle parallel zur Wachstumsrichtung ist hier nicht bestimmt worden. Es kann davon ausgegangen werden, das sie in der Größenordnung der Probenabmessungen liegt, in den Fällen eng beieinander liegender Störzonen aber auch nur einige cm, entsprechend dem Abstand der Störzonen.

## 9.5 Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln für natriumchloriddotiertes Eis

### 9.5.1 Experimentelle Grundlage

Die vorliegende Analyse stützt sich auf insgesamt 108 einachsige Druckfestigkeitsversuche, die an würfelförmigen Eisproben von  $a = 100.2$  mm Kantenlänge bei verschiedenen Temperaturen und Dehnungsgeschwindigkeiten unter Dehnungsregelung durchgeführt worden sind (Häusler und Schwarz, 1979; Häusler, 1980 und 1981). Weiterhin einbezogen sind die Ergebnisse aus 6 einachsigen und 5 zweiachsigen ( $\sigma_I = \sigma_{II}$ ,  $\sigma_{III} = 0$ ) Druckfestigkeitsversuchen bei  $\vartheta = -10$  °C und einer Dehnungsgeschwindigkeit in Primärachsenrichtung von  $\dot{\epsilon} = 2 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  an würfelförmigen Eisproben von  $a = 69.8$  mm Kantenlänge (Häusler, 1981 und 1982). Die dort außerdem aufgeführten Druckfestigkeiten, die bei gleicher Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit, aber anderen zwei- und dreiachsigen Spannungszuständen ermittelt worden sind (s.u. Tab. 9.11), werden hier nicht herangezogen, weil bei diesen Werten mangels einer Variation der Dehnungsgeschwindigkeit keine experimentell abgesicherte Aussage über den Potenzgesetzexponenten  $n$  (vgl. Kap. 3.3 und 5.5.2) möglich ist. Alle hier angesprochenen Festigkeitsversuche sind auf der in Kap. 4 beschriebenen Anlage unter Benutzung von bürstenförmigen Lastplatten durchgeführt worden. Die einachsigen Versuche liefern Druckfestigkeiten

- in Eisdeckenebene ( $C_1$ ),
- parallel zur Wachstumsrichtung ( $C_3$ ) und
- unter  $45^\circ$  zur Wachstumsrichtung ( $S_{13}$ , *off-axis*).

Die zweiachsigen Druckfestigkeiten beziehen sich auf

- Belastung in Eisdeckenebene mit  $\sigma_1 = \sigma_2$ ,  $\sigma_3 = 0$  ( $B_{12}$ ) und auf
- Belastung in einer Ebene parallel zur Wachstumsrichtung mit  $\sigma_1 = \sigma_3$ ,  $\sigma_2 = 0$  ( $B_{13}$ ).

Die Primärachse ( $x$ -Achse) ist mit Ausnahme des *off-axis* Versuchs ( $S_{13}$ ) und der Belastung parallel zur Wachstumsrichtung ( $C_3$ ) stets parallel zur 1-Achse des eisdeckenfesten Koordinatensystems (Abb. 3.1), d.h. in Eisdeckenebene ausgerichtet gewesen. Die für die vorliegende Analyse relevanten Einzelversuchsergebnisse sind in Häusler (1981) zusammengestellt. Zugfestigkeiten stehen aus dieser Versuchsreihe nicht zur Verfügung.

### 9.5.2 Ermittlung der Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln

In Tab. 9.3 sind neben den Versuchsrandbedingungen die Vergleichsfestigkeiten  $\sigma_0^d$  und  $\sigma_0^s$  und, soweit verfügbar, die Vergleichsmoduln aufgeführt, die sich für die verschiedenen Kombinationen von Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit bei dem hier behandelten natriumchloriddotierten C2-Eis ergeben haben. Der Ermittlung dieser Vergleichskennzahlen liegen dabei die Gln. 3.17, 3.18 und 3.20 zugrunde. Bei den eisspezifischen Konstanten ist angenommen worden, daß sie identisch seien mit denen, die an harnstoffdotiertem Eis ermittelt worden sind (Kap. 5.5):

- Aktivierungsenergie für duktilen Versagen  $Q = 115700 \text{ J mol}^{-1}$ ,

- Potenzgesetzexponent  $1/n = 0.30$ , mit Ausnahme bei der zweiachsigen Druckfestigkeit in Eisdeckenebene  $B_{12}$ , dort  $1/n = 0.15$ ,
- Temperaturkoeffizient für sprödes Versagen  $c_{TS} = 0.01222 \text{ K}^{-1}$  und
- Temperaturkoeffizient für Elastizitäts- und Gleitmoduln  $c_{TE} = 0.00128 \text{ K}^{-1}$ .

Die mittleren Vergleichsfestigkeiten sind in Tab. 9.4 zusammengestellt.

Bei den Vergleichsmoduln ist anzumerken, daß hier im Gegensatz zu den Versuchen mit harnstoffdotiertem Eis (vgl. Kap. 5.6) die Verschiebung in Primärachsenrichtung, die auch den Istwert für die Dehnungsregelung bildet, unmittelbar an der Probe gemessen worden ist. Die dort gemachten Feststellungen in bezug auf das Eindringen der Borsten der bürstenförmigen Lastplatten in die Probenoberfläche und dessen Auswirkungen auf die Bestimmung des Anfangstangentenmoduls sind daher hier ohne Bedeutung. Die in Tab. 9.5 aufgeführten mittleren Vergleichselastizitätsmoduln parallel zur Wachstumsrichtung  $E_{033}$  und in Eisdeckenebene  $E_{011}$  entstammen Tab. 9.3. Einbezogen sind nur die Ergebnisse aus Versuchen mit einer Dehnungsgeschwindigkeit von  $\dot{\epsilon} \geq 1 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ .

Bei der Ermittlung des  $G_{31}$ -Vergleichsgleitmoduls und auch der Querdehnungszahlen ist von Belang, daß in der hier behandelten Versuchsreihe Querdehnungsmessungen ausschließlich durch Verschiebungsmessung an den Borsten der bürstenförmigen Lastplatten vorgenommen worden sind. Dieses Meßverfahren hat aber, wie die Erfahrung gezeigt hat, einen mehr qualitativen Charakter, zumindest bei Eis. Die damit gewonnenen Querdehnungen können daher weder zur Ermittlung zuverlässiger Querdehnungszahlen, noch zur Bestimmung des  $G_{31}$ -Gleitmoduls aus *off-axis* Festigkeitsversuchen herangezogen werden. Eine Abschätzung des  $G_{31}$ -Vergleichsgleitmoduls ist aber trotzdem möglich, wenn die Anfangstangentenmoduln aus den *off-axis* Druckfestigkeitsversuchen an natriumchloriddotiertem Eis (Tab. 9.3) mit denen von harnstoffdotiertem Eis ins Verhältnis gesetzt werden. An letzteren ist dabei wegen des Eindringens der Borsten in die Probenoberfläche eine entsprechende Korrektur vorzunehmen (vgl. Kap. 5.6). Dieser Abschätzung liegt als Näherungsansatz die Annahme zugrunde, daß die Querdehnungseigenschaften beider Eissorten gleich seien. Die Abschätzung basiert weiterhin auf dem Wert  $G_{031} = 0.54 \text{ GPa}$  für den  $G_{31}$ -Vergleichsmodul von harnstoffdotiertem C2-Eis (ebd.).

Zur Abschätzung des Vergleichsgleitmoduls in Eisdeckenebene  $G_{012}$  wird die Annahme getroffen, daß in dieser Ebene die Querdehnungszahl bei natriumchloriddotiertem und bei harnstoffdotiertem C2-Eis gleich ist, nämlich  $\nu_{12} = \nu_{21} = 0.33$ . Der Wert für  $G_{012}$  ergibt sich dann nach Gl. 3.9 zu  $G_{012} = 2.12 \text{ GPa}$ .

Zur vollständigen Beschreibung der elastischen Eigenschaften des betrachteten Eises werden noch die Querdehnungszahlen  $\nu_{13} = \nu_{23}$  und  $\nu_{31} = \nu_{32}$  benötigt. Hierbei wird mangels zuverlässiger Querdehnungsergebnisse angenommen, daß bei natriumchloriddotiertem und bei harnstoffdotiertem C2-Eis die Summe der jeweils komplementären Querdehnungszahlen  $\nu_{13}$  und  $\nu_{31}$  bzw.  $\nu_{23}$  und  $\nu_{32}$  konstant sei

$$\nu_{13}^U + \nu_{31}^U = \nu_{23}^U + \nu_{32}^U = \nu_{13}^N + \nu_{31}^N = \nu_{23}^N + \nu_{32}^N \quad (9.1)$$

Der Index  $N$  steht darin für Natriumchlorid, der Index  $U$  für Harnstoff (*urea*). Wegen der Symmetrie der Nachgiebigkeitsmatrix stehen die komplementären Querdehnungszahlen zueinander im gleichen Verhältnis wie die entsprechenden Elastizitätsmoduln.

$$\frac{\nu_{13}^N}{\nu_{31}^N} = \frac{\nu_{23}^N}{\nu_{32}^N} = \frac{E_{011}^N}{E_{033}^N} \quad (9.2)$$

Lastfall	$\varphi_{x3}$ [°]	$\varphi_{y3}$ [°]	$\vartheta$ [°C]	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]	$\nu_t$ [‰]	$\sigma_0^d$ [MPa]	$\sigma_0^s$ [MPa]	$E_0$ [GPa]	n
C <sub>1</sub>	90	0	-14.5	.147E-3	55.4	-25.60	-	8.00	1
			-10.1±0.2	.993E-5	59.6± 5.8	-22.12± 9.06	-	4.70±1.72	9
			-9.9	.302E-4	65.3	-17.94	-	4.41	1
			-9.9±0.2	.991E-4	62.2± 4.9	-22.52± 7.96	-	6.16±2.87	13
			-10.0±0.1	.201E-3	65.8± 1.5	-26.90± 3.26	-	5.63±1.78	3
			-9.8	.219E-3	64.6	-	-4.35	8.80	1
			-9.9	.303E-3	63.5	-13.02	-	4.80	1
			-9.7±0.6	.863E-3	76.2± 0.5	-	-4.53±0.64	7.15±1.01	2
			-9.9±0.5	.100E-2	63.7±10.7	-25.30± 8.46	-	5.17±1.55	7
			-9.7±0.4	.106E-2	75.1±13.0	-	-5.39±0.73	6.65±0.42	6
			-9.9±0.1	.138E-2	65.5± 5.1	-	-4.19±2.35	5.55±1.40	3
			-10.0±0.0	.388E-2	61.4± 2.5	-	-4.88±0.16	5.13±0.67	2
			-4.5±0.7	.102E-4	114.5± 9.4	-25.91± 4.09	-	5.90±3.62	4
			-5.1	.505E-4	102.7	-18.74	-	1.96	1
			-5.1±1.0	.100E-3	104.7±20.6	-20.01± 1.37	-	4.05±0.84	4
			-5.5±0.2	.101E-2	98.3± 3.5	-21.97± 2.14	-	5.08±0.54	3
-5.0	.285E-2	110.0	-	-2.13	3.94	1			
-5.6±0.2	.716E-2	94.6± 1.3	-	-3.73±0.21	2.84±0.12	2			
C <sub>3</sub>	0	90	-15.0±0.2	.102E-3	62.5± 9.9	-107.38± 6.08	-	-	3
			-14.5	.115E-2	58.1	-	-15.48	-	1
			-10.0±0.1	.100E-4	63.7± 1.2	-119.53±32.89	-	-	4
			-9.8±0.1	.295E-4	65.0± 4.9	-139.35±63.65	-	-	3
			-10.1	.988E-4	73.7	-	-16.55	-	1
			-10.0±0.1	.101E-3	62.7± 4.6	-91.15±42.80	-	-	7
			-9.9	.159E-3	67.8	-49.91	-	5.83	1
			-9.9±0.1	.200E-3	66.3± 2.8	-139.44±12.47	-	-	3
			-9.9	.305E-3	70.0	-	-4.16	-	1
			-9.9	.158E-2	61.9	-	-2.86	8.93	1
			-5.0	.207E-5	105.8	-91.30	-	2.84	1
			-4.9±0.1	.997E-5	106.8± 3.6	-112.33±47.64	-	-	4
			-4.9±0.1	.987E-4	107.2± 6.7	-90.19±47.85	-	-	6
			-4.9	.493E-3	106.9	-	-10.25	-	1
-4.8	.126E-2	111.2	-	-10.99	-	1			
S <sub>13</sub>	45	90	-9.7±0.5	.110E-4	63.8± 3.5	-19.91± 0.06	-	3.26±0.79	2
			-9.9±0.4	.101E-3	65.4± 1.9	-21.86± 4.76	-	6.49±4.00	5
			-9.7±0.3	.104E-2	63.9± 1.4	-17.98± 1.23	-	4.18±1.23	3
			-10.0±0.2	.981E-3	63.4± 2.0	-	-3.10±0.22	5.14±0.65	3
			-9.9	.165E-2	60.7	-	-3.16	5.76	1
B <sub>12</sub>	90	90	-9.9±0.1	.200E-3	61.2± 0.1	-44.46±10.88	-	-	2
B <sub>13</sub>	90	0	-10.2±0.3	.200E-3	65.6± 6.3	-31.80± 6.38	-	-	3

Tabelle 9.3: Vergleichsfestigkeiten und Vergleichselastizitätsmoduln von natriumchlorid-dotiertem Eis, Versuchsbedingungen, Anzahl der Versuche.

duktil		spröde	
$C_1^d$	= $-24.45 \pm 5.51$ MPa (38)	$C_1^s$	= $-4.76 \pm 1.04$ MPa (16)
$C_3^d$	= $-106.45 \pm 42.11$ MPa (32)	$C_3^s$	= $-10.05 \pm 5.64$ MPa (6)
$S_{13}^d$	= $-20.31 \pm 3.69$ MPa (10)	$S_{13}^s$	= $-3.11 \pm 0.18$ MPa (4)
$B_{12}^d$	= $-44.46 \pm 10.88$ MPa (2)	$B_{12}^s$	= -
$B_{13}^d$	= $-31.80 \pm 6.83$ MPa (3)	$B_{13}^s$	= -

Tabelle 9.4: Vergleichsfestigkeiten für natriumchloriddotiertes C2-Eis, Wert in Klammern gibt Stichprobenumfang.

$E_{011}$	=	$5.64 \pm 1.61$ GPa	( $n = 14$ )
$E_{033}$	=	$7.38 \pm 2.19$ GPa	( $n = 2$ )
$G_{012}$	=	2.12 GPa	(geschätzt)
$G_{031}$	=	0.77 GPa	(geschätzt)
$\nu_{12}$	=	$\nu_{21} = 0.33$	(geschätzt)
$\nu_{13}$	=	$\nu_{23} = 0.15$	(geschätzt)
$\nu_{31}$	=	$\nu_{32} = 0.20$	(geschätzt)

Tabelle 9.5: Vergleichsmoduln und Querdehnungszahlen für natriumchloriddotiertes C2-Eis.

Die sich daraus für natriumchloriddotiertes C2-Eis ergebenden Querdehnungszahlen unterscheiden sich im Rahmen der vertretbaren Genauigkeit nicht von denen für harnstoffdotiertes C2-Eis. In Tab. 9.5 sind die als gültig angenommenen Querdehnungszahlen zusammen mit den Vergleichsmoduln aufgeführt.

## 9.6 Vergleich der Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln für natriumchloriddotiertes C2-Eis mit denen für harnstoffdotiertes C2-Eis

In Abb. 9.3 sind die Vergleichsfestigkeiten für das hier untersuchte natriumchloriddotierte C2-Eis nach Tab. 9.3 und zum Vergleich die entsprechenden Werte für das oben behandelte harnstoffdotierte C2-Eis (Tab. 5.4) über der Dehnungsgeschwindigkeit aufgetragen.

Es zeigt sich, daß die auf der Basis von natriumchloriddotiertem Eis bestimmten Vergleichsfestigkeiten sich nicht wesentlich von denen unterscheiden, die an harnstoffdotiertem Eis ermittelt worden sind. Den einzelnen, nach unten herausfallenden Punkten in den Diagrammen für die  $C_3$ -Vergleichsfestigkeiten und die spröde  $C_1$ -Vergleichsfestigkeit braucht nur ein geringes Gewicht beigemessen zu werden, weil es sich dabei durchweg um Einzelwerte handelt und nicht, wie bei den meisten der übrigen Punkte, um Mittelwerte aus Stichproben mit einem Umfang von 2 bis 13 Werten (vgl. Tab. 5.4 und 9.3). Bei den einachsigen Vergleichsfestigkeiten für duktilen Versagen zeigt sich zwar eine mehr ( $S_{13}$ ) oder minder ( $C_1, C_3$ ) ausgeprägte Tendenz dahin, daß die Werte für Natriumchloriddotierung etwas niedriger liegen als die für Harnstoffdotierung. Dies ist aber

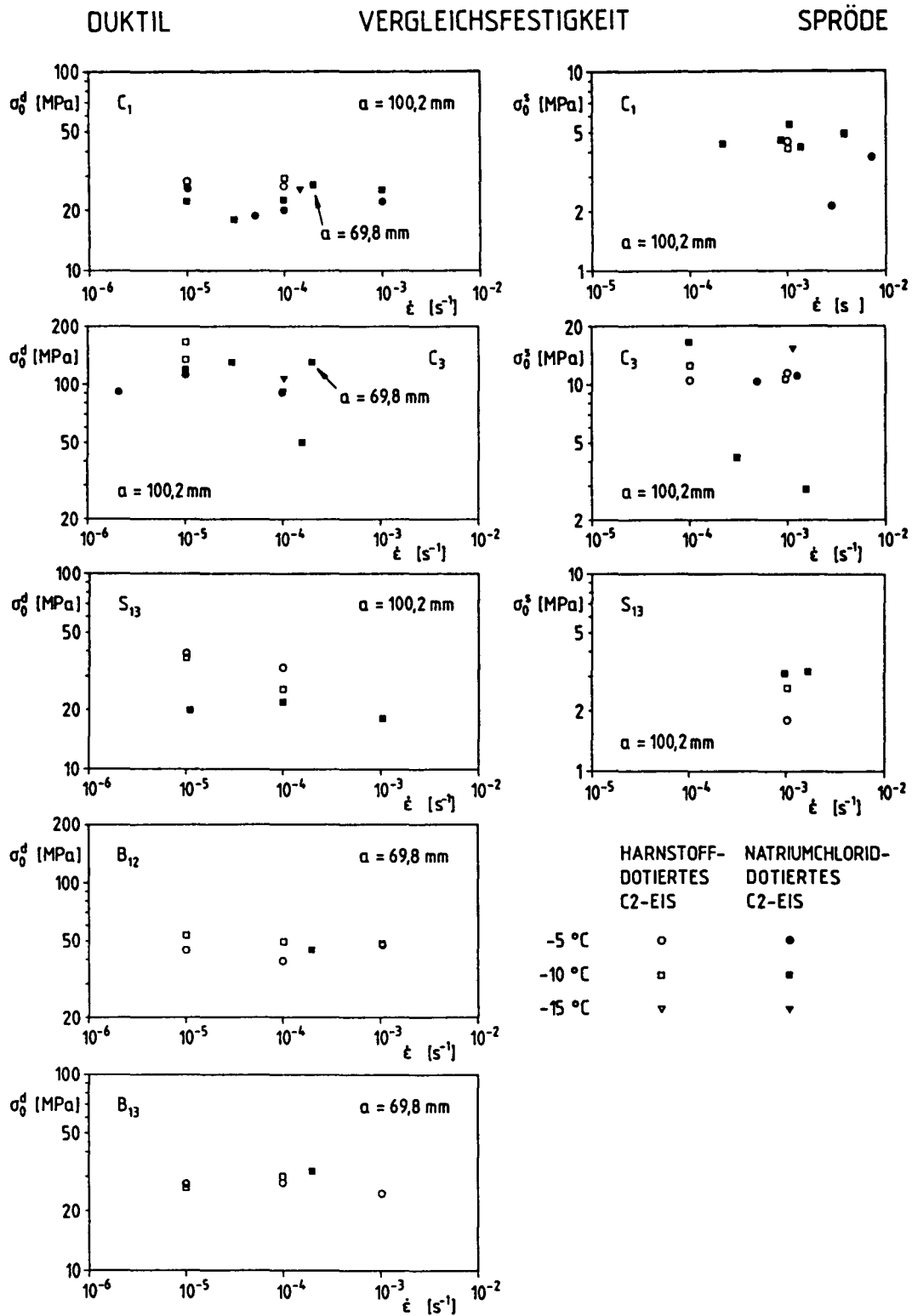


Abbildung 9.3: Vergleichsfestigkeiten von harnstoffdotiertem und natriumchlorid-dotiertem C2-Eis

Lastfall	Harnstoffdotiertes C2-Eis	Natriumchloriddotiertes C2-Eis
$C_1^d$	-23.86 ... -31.08 MPa	-21.99 ... -26.91 MPa
$C_1^s$	-3.60 ... -4.94 MPa	-3.99 ... -5.53 MPa
$C_3^d$	-119.77 ... -182.25 MPa	-85.98 ... -126.92 MPa
$C_3^s$	-9.75 ... -12.65 MPa	-0.77 ... -19.33 MPa
$S_{13}^d$	-28.11 ... -39.23 MPa	-16.52 ... -24.10 MPa
$S_{13}^s$	-1.37 ... -3.05 MPa	-2.58 ... -3.64 MPa
$B_{12}^d$	-42.71 ... -51.13 MPa	... -534.19 MPa
$B_{13}^d$	-25.56 ... -29.54 MPa	... -70.94 MPa

Tabelle 9.6: 99%-Vertrauensintervalle der Vergleichsfestigkeiten für harnstoff- und natriumchloriddotiertes C2-Eis

aller Wahrscheinlichkeit nach nicht dem Unterschied im Dopent zuzuschreiben, sondern der etwas unterschiedlichen Kristallstruktur: die beim natriumchloriddotierten Eis festgestellten horizontalen Störzonen waren beim harnstoffdotierten Eis nicht gegeben. Es ist daher davon auszugehen, daß einerseits bei dem Probenkollektiv aus harnstoffdotiertem Eis die Anisotropieeigenschaften etwas stärker ausgeprägt sind als beim natriumchloriddotierten Eis, andererseits durch die eingelagerten Störzonen das Festigkeitsniveau beim natriumchloriddotierten Probenkollektiv möglicherweise etwas gesenkt ist. Einen Einfluß auf die Ergebnisse haben wahrscheinlich auch allgemeine Ungleichmäßigkeiten in der Struktur des Eises, die dadurch bedingt sind, daß die natriumchloriddotierten Eisproben aus fünf verschiedenen Eisdecken stammen, die harnstoffdotierten Proben hingegen alle derselben Eisdecke entnommen worden sind. Schließlich ist hier von Bedeutung, daß die Festigkeitsversuche mit dem natriumchloriddotierten Eis zeitlich vor denen mit harnstoffdotiertem Eis durchgeführt worden sind und zwar in einem Zeitraum, in dem noch Verbesserungen an der Versuchseinrichtung und am Versuchsablauf vorgenommen worden sind. Insbesondere sind sämtliche einachsige belasteten Proben mit einer Kantenlänge von  $a = 100.2$  mm noch nicht mit dem oben erwähnten Stirn-Walzen-Fräser (Abb. 4.11) bearbeitet, sondern noch auf Maß geschliffen worden (vgl. Kap. 4.6). Es ist nicht auszuschließen, daß bei diesen Proben das Festigkeitsniveau dadurch abgemindert war, daß bedingt durch Oberflächenunebenheiten die Last etwas ungleichmäßig eingetragen worden ist. Dafür spricht, daß die Vergleichsfestigkeiten, die auf Versuchen mit den kleineren Würfelproben ( $a = 69.8$  mm) aus natriumchloriddotiertem Eis beruhen, gut mit denen für harnstoffdotiertes Eis übereinstimmen. Die kleineren Würfelproben sind bereits wie die harnstoffdotierten Eisproben durch Fräsen bearbeitet worden. Es handelt sich dabei um die Versuchsergebnisse, aus denen die beiden zweiachsigen Vergleichsfestigkeiten ( $B_{12}$ ,  $B_{13}$ ) und die beiden Punkte gewonnen worden sind, die in den Diagrammen für die einachsige duktile Vergleichsfestigkeit parallel zur Wachstumsrichtung ( $C_3$ ) und in Eisdeckenebene ( $C_1$ ) mit einem Pfeil gekennzeichnet sind (s. Abb. 9.3).

Als weiterer Vergleich sind in Tab. 9.6 die 99%-Vertrauensintervalle für beide Eisarten gegenübergestellt, die sich aus den mittleren Vergleichsfestigkeiten und den Streuungen nach Tab. 5.4 bzw. 9.4 ergeben. Es zeigt sich, daß bis auf die duktile Vergleichsfestigkeit für einachsige *off-axis* Druckbelastung  $S_{13}$  die jeweiligen Intervallpaare sich

stets mehr oder minder weit überlappen. M.a.W.: alle diese Fälle stehen bei Anlegen des gewählten Maßstabs nicht im Widerspruch zu der Hypothese, die es zu überprüfen gilt. Inwieweit die mäßige Diskrepanz bei der duktilen  $S_{13}$ -Vergleichsfestigkeit statistisch relevant ist, darf angesichts der oben geschilderten möglichen Störquellen als fraglich erscheinen.

Die Gegenüberstellung der Vergleichsmoduln, soweit sie auch für das natriumchloriddotierte Eis zur Verfügung stehen, liefert ebenfalls keinen Widerspruch. Die Hypothese, daß die durch die Gln. 3.17 und 3.18 definierten Vergleichsfestigkeiten unabhängig sind vom Dopentyp, kann insofern durch die gezeigten Vergleiche an harnstoff- und natriumchloriddotiertem C2-Eis als bestätigt gelten. Einschränkend sei hier festgestellt, daß diese Unabhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung des Dopents nur gilt, soweit dieses im festen Zustand mit Eis unmischbar ist, also beim Gefrierprozeß ausgeschieden wird.

## 9.7 Materialmodell für natriumchloriddotiertes C2-Eis

### 9.7.1 Auswahl

Im vorstehenden konnte gezeigt werden, daß die mechanischen Eigenschaften von natriumchloriddotiertem C2-Eis denen von harnstoffdotiertem C2-Eis so weit gleichen, daß es bei Verwendung geeigneter Parameter (Porosität, Temperatur, Dehnungsgeschwindigkeit) möglich ist, Eigenschaften wie z.B. Festigkeiten von einem auf den anderen Eistyp zu übertragen. Es erscheint daher als zweckmäßig, das angestrebte Materialmodell für natriumchloriddotiertes C2-Eis auf derselben Basis zu entwickeln, die sich bei harnstoffdotiertem C2-Eis als brauchbar, wenn auch verbesserungsfähig, erwiesen hat. Im folgenden wird daher das in Kap. 3 beschriebene Materialmodell auch für natriumchloriddotiertes Eis zugrunde gelegt.

### 9.7.2 Koeffizienten des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums

Entsprechend der Vorgehensweise bei harnstoffdotiertem C2-Eis (Kap. 5) werden hier die Koeffizienten  $b_k$  des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums nach der Methode der kleinsten Fehlerquadratsumme (Gl. 3.27) für verschiedene Kombinationen von Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit bei vorgegebenem Salzgehalt und vorgegebener Eisdichte bestimmt. Die Basis bilden dabei ebenfalls Festigkeitsdatensätze mit

- drei einachsigen Druckfestigkeiten ( $C_1, C_3, S_{13}$ ),
- zwei einachsigen Zugfestigkeiten ( $T_1, T_3$ ),
- zwei zweiachsigen Druckfestigkeiten ( $B_{12}, B_{13}$ ) und
- einer zweiachsigen Zugfestigkeit ( $Z_{12}$ , vierfach gewichtet).

Diese Festigkeitsdatensätze werden auch hier für die verschiedenen ausgewählten Kombinationen von Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit über die Gln. 3.17 bis 3.19 aus einem entsprechenden Satz von Vergleichsfestigkeiten abgeleitet. In Tab. 9.7 sind für die gewählten Temperaturen die zu dieser Ableitung erforderlichen Porositäten bei einem Natriumchloridgehalt von  $7.5 \text{ g kg}^{-1}$  und einer Dichte von  $0.907 \text{ Mg m}^{-3}$  zusammengestellt. Salzgehalt und Dichte sind dabei die Mittelwerte für das Probenkollektiv, das der Bestimmung der Vergleichsfestigkeiten zugrunde gelegen hat.

Temperatur	$\vartheta$	[°C]	-2	-5	-10	-15
Gasvolumen	$\nu_a$	[‰]	33.6	23.9	21.2	20.7
Laugenvolumen	$\nu_b$	[‰]	195.4	81.6	44.0	31.7
Gesamtporosität	$\nu_t$	[‰]	229.0	105.5	65.2	52.5

Tabelle 9.7: Porositäten von dotiertem Eis mit  $7.5 \text{ g kg}^{-1}$  Natriumchlorid und einer Dichte von  $0.907 \text{ Mg m}^{-3}$  für verschiedene Temperaturen

duktil		spröde	
$C_1^d$	= -24.45 MPa	$C_1^s$	= -4.76 MPa
$C_3^d$	= -106.45 MPa	$C_3^s$	= -10.05 MPa
$S_{13}^d$	= -20.31 MPa	$S_{13}^s$	= -3.11 MPa
$T_1^d$	= +24.25 MPa *	$T_1^s$	= +1.70 MPa *
$T_3^d$	= +106.45 MPa *	$T_3^s$	= +2.81 MPa *
$B_{12}^d$	= -44.46 MPa	$B_{12}^s$	= -23.52 MPa *
$B_{13}^d$	= -31.80 MPa	$B_{13}^s$	= -5.25 MPa *
$Z_{12}^d$	= +24.25 MPa *	$Z_{12}^s$	= +1.70 MPa *

Tabelle 9.8: Vergleichsfestigkeiten für natriumchloriddotiertes C2-Eis, Datensatz für Bestimmung der Koefizienten der Parisseau-Versagensfläche (mit Stern gekennzeichnete Werte sind geschätzt bzw. von harnstoffdotiertem C2-Eis übernommen)

Da der in Tab. 9.4 aufgelistete Satz Vergleichsfestigkeiten für diesen Zweck alleine nicht ausreicht, werden die fehlenden Vergleichsfestigkeiten vom harnstoffdotierten C2-Eis übernommen (Tab. 5.5), allerdings mit Ausnahme des Wertes für duktilen Zugversagen parallel zur Wachstumsrichtung  $T_3^d$ . Der  $T_3^d$ -Wert für harnstoffdotiertes Eis übersteigt nämlich den entsprechenden Wert bei natriumchloriddotiertem Eis für duktilen Druckversagen  $C_3^d$ . Da davon ausgegangen werden kann, daß die einachsige Zugfestigkeit von Eis in einer bestimmten Richtung stets kleiner oder, im Bereich duktilen Versagens, höchstens gleich der entsprechenden einachsigen Druckfestigkeit ist (vgl. Abb. 2.6), wird hier stattdessen angenommen  $T_3^d = -C_3^d = 106.45 \text{ MPa}$ . Bei allen übrigen Vergleichsfestigkeiten wird für die Zwecke der Ermittlung der Festigkeitsdatensätze von den Mittelwerten gemäß Tab. 5.4 bzw. 9.4 ausgegangen. Die Übernahme von Vergleichsfestigkeiten für harnstoffdotiertes C2-Eis in den Datensatz für natriumchloriddotiertes Eis ist zulässig, da oben nachgewiesen werden konnte, daß die Vergleichsfestigkeiten, gleiche Eisstruktur vorausgesetzt, nicht an einen bestimmten Dopentyp gebunden sind. Im Prinzip könnte sogar, der These der Dopentunabhängigkeit folgend, der vollständige Satz Vergleichsfestigkeiten von harnstoffdotiertem C2-Eis für natriumchloriddotiertes C2-Eis übernommen werden. Beim derzeitigen Kenntnisstand können jedoch weder die Vergleichsfestigkeiten für harnstoffdotiertes, noch die für natriumchloriddotiertes Eis als eindeutig und wesentlich zuverlässiger als die jeweils anderen angesehen werden, auch wenn oben an der Qualität einiger Ergebnisse für natriumchloriddotiertes Eis gewisse Zweifel erhoben worden sind. Es erscheint daher hier noch angebracht, so weit als möglich auf Ergebnisse aus Versuchen an Eis mit dem Dopentyp zurückzugreifen, für den die

$\nu_t$ [‰]	$\vartheta$ [°C]	$\dot{\epsilon}$ [s <sup>-1</sup> ]	$b_1$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_2$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_3$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_4$ [MPa <sup>-2</sup> ]	$b_5$ [MPa <sup>-2</sup> ]
229.0	-2.0	10 <sup>-2</sup>	1.310E+0	1.711E-1	7.582E+0	1.019E+0	5.962E-1
		10 <sup>-3</sup>	1.969E+0	2.320E-1	9.244E+0	9.440E-1	9.374E-1
		10 <sup>-4</sup>	4.673E+0	3.049E-1	2.937E+1	8.221E-1	7.468E-1
		10 <sup>-5</sup>	1.675E+1	7.591E-1	1.062E+2	1.515E+0	4.002E-1
		10 <sup>-6</sup>	6.544E+1	2.201E+0	4.155E+2	3.242E+0	2.423E-2
		10 <sup>-7</sup>	2.682E+2	6.995E+0	1.627E+3	7.532E+0	2.879E-2
105.5	-5.0	10 <sup>-2</sup>	4.370E-1	5.594E-2	2.512E+0	5.925E-1	3.376E-1
		10 <sup>-3</sup>	5.338E-1	7.450E-2	2.588E+0	5.576E-1	5.161E-1
		10 <sup>-4</sup>	1.346E+0	9.437E-2	7.698E+0	4.697E-1	5.143E-1
		10 <sup>-5</sup>	4.311E+0	2.133E-1	2.734E+1	7.729E-1	3.130E-1
		10 <sup>-6</sup>	1.624E+1	5.816E-1	1.032E+2	1.548E+0	1.433E-2
		10 <sup>-7</sup>	6.743E+1	1.884E+0	4.226E+2	3.678E+0	1.663E-2
65.2	-10.0	10 <sup>-2</sup>	2.635E-1	3.374E-2	1.515E+0	4.596E-1	2.616E-1
		10 <sup>-3</sup>	2.581E-1	3.991E-2	1.544E+0	4.251E-1	3.250E-1
		10 <sup>-4</sup>	6.184E-1	5.198E-2	3.142E+0	3.720E-1	4.805E-1
		10 <sup>-5</sup>	1.676E+0	9.630E-2	1.056E+1	4.816E-1	3.178E-1
		10 <sup>-6</sup>	5.950E+0	2.308E-1	3.824E+1	8.472E-1	1.043E-2
		10 <sup>-7</sup>	2.477E+1	7.759E-1	1.573E+2	2.113E+0	1.347E-2
52.5	-15.0	10 <sup>-2</sup>	2.066E-1	2.637E-2	1.193E+0	4.059E-1	2.315E-1
		10 <sup>-3</sup>	2.046E-1	2.903E-2	1.207E+0	3.905E-1	2.623E-1
		10 <sup>-4</sup>	3.362E-1	3.883E-2	1.608E+0	3.546E-1	4.014E-1
		10 <sup>-5</sup>	8.205E-1	5.445E-2	5.164E+0	3.319E-1	3.148E-1
		10 <sup>-6</sup>	2.891E+0	1.312E-1	1.854E+1	5.925E-1	1.386E-1
		10 <sup>-7</sup>	1.148E+1	3.988E-1	7.266E+1	1.332E+0	1.124E-2

Tabelle 9.9: Koeffizienten des planisotropen Pariseau-Versagenskriteriums für natriumchloriddotiertes C2-Eis mit einem Salzgehalt von 7.50 g kg<sup>-1</sup> und einer Dichte von 0.907 Mg m<sup>-3</sup>.

jeweiligen Vergleichsfestigkeiten angegeben werden sollen.

Der vollständige Satz Vergleichsfestigkeiten, so wie er hier, als die Versagenseigenschaften von natriumchloriddotiertem C2-Eis näherungsweise beschreibend, verwendet worden ist, um die Koeffizienten der Pariseau-Versagensfläche für das gewünschte Materialmodell zu ermitteln, ist in Tab. 9.8 zusammengestellt. Die daraus entwickelten Koeffizienten  $b_k$  der Versagensfläche sind in Tab. 9.9 aufgelistet.

### 9.7.3 Nachgiebigkeitsmatrix

Die Elemente der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix  $[S_0]$  für natriumchloriddotiertes C2-Eis lassen sich über Gl. 3.2 aus den in Tab. 9.5 aufgeführten Vergleichsmoduln und Querdehnungszahlen bestimmen. Die so gewonnen Werte sind in Tab. 9.10 zusammengestellt.

$S_{011}$	=	$S_{022}$	=		177.3E-6 MPa <sup>-1</sup>			
$S_{033}$	=				135.5E-6 MPa <sup>-1</sup>			
$S_{012}$	=	$S_{021}$	=		-58.5E-6 MPa <sup>-1</sup>			
$S_{013}$	=	$S_{023}$	=	$S_{031}$	=	$S_{032}$	=	-26.8E-6 MPa <sup>-1</sup>
$S_{044}$	=	$S_{055}$	=					471.7E-6 MPa <sup>-1</sup>
$S_{066}$	=							1298.7E-6 MPa <sup>-1</sup>

Tabelle 9.10: Elemente der Vergleichsnachgiebigkeitsmatrix  $[S_0]$  für natriumchlorid-dotiertes C2-Eis.

Die für jede beliebige Kombination von Porosität und Temperatur jeweils gültige Nachgiebigkeitsmatrix  $[S]$  läßt sich über die Gln. 3.22 und 3.23 in einfacher Weise aus den Werten in Tab. 9.10 gewinnen.

## 9.8 Vergleich des Materialmodells mit Versuchsergebnissen

Wie bereits oben (Kap. 9.5.1) erwähnt, stehen für das hier betrachtete natriumchlorid-dotierte C2-Eis eine Reihe von ein-, zwei und dreiachsigen Druckfestigkeitswerten zur Verfügung (Häusler, 1981 und 1982). Darin enthalten sind die zwei einachsigen Druckfestigkeiten  $C_1$  und  $C_3$  und die beiden zweiachsigen Druckfestigkeiten  $B_{12}$  und  $B_{13}$  bei  $\dot{\epsilon}_x = 2 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$  und  $\vartheta = -10 \text{ °C}$ , die zur Ermittlung der Vergleichsfestigkeiten mit herangezogen worden sind (s. Kap. 9.5.1). Die Versuche zur Bestimmung dieser Druckfestigkeiten sind an Eis durchgeführt worden, das bei Entnahme aus der Eisdecke einen Salzgehalt von  $10.6 \text{ g kg}^{-1}$  aufwies. Die gültigen Versuchsrandbedingungen sind in Tab. 9.11 aufgeführt. Dort finden sich auch die gemessenen Druckfestigkeiten für die 22 untersuchten Spannungszustände. Von drei Ausnahmen abgesehen repräsentiert jede Festigkeit den Mittelwert aus 3 Messungen. Die Ausnahmen sind die beiden zweiachsigen Druckfestigkeiten in Eisdeckenbene ( $\sigma_3 = 0$ ) mit  $\sigma_2 = \sigma_1$  ( $n = 2$ ) und  $\sigma_2 = 0.67\sigma_1$  ( $n = 1$ ), sowie die dreiachsige Druckfestigkeit mit  $\sigma_2 = 0.33\sigma_1$ ,  $\sigma_3 = \sigma_1$  ( $n = 2$ ). Die angegebene Dehnungsgeschwindigkeit ist die in der jeweiligen Primärachsenrichtung  $\dot{\epsilon}_x$ . Diese Dehnungsgeschwindigkeit ist im Versuch konstant gehalten worden. In Tab. 9.11 ist in der Rubrik „Spannungsverhältnis“ die jeweilige Primärachsenrichtung durch einen Stern gekennzeichnet.

Da diese Druckfestigkeiten, bis auf die bereits genannten vier ( $C_1$ ,  $C_3$ ,  $B_{12}$  und  $B_{13}$ ) nicht in die Ermittlung des oben beschriebenen Materialmodells für natriumchlorid-dotiertes C2-Eis eingegangen sind, bietet es sich an, sie zu dessen Überprüfung zu benutzen. Auf der Basis der Vergleichsfestigkeiten in Tab. 9.8 sind daher die Koeffizienten  $b_k$  der planisotropen Pariseau-Versagensfläche für die Parameterkombination ermittelt worden, die im Mittel bei diesen Versuchen gegeben war (Tab. 9.11). Mit Hilfe dieser Koeffizienten sind für die 22 verschiedenen, experimentell untersuchten Spannungszustände die theoretischen Druckfestigkeiten ermittelt worden. Diese theoretischen Versagensspannungszustände repräsentieren das oben beschriebene Materialmodell. Sie sind ebenfalls in Tab. 9.11 aufgeführt. Schließlich findet sich dort noch die prozentuale Abweichung der theoretischen Festigkeiten von den gemessenen.

Der Vergleich der vom Materialmodell beschriebenen Druckfestigkeiten mit den ge-

Festigkeitsversuche (Häusler, 1981, 1982):							Materialmodell:			
Salzgehalt	$S_I = 7.1 \pm 0.9 \text{ g kg}^{-1}$ ( $n = 51$ )						Koeffizienten der			
Dichte	$\rho_I = 0.909 \pm 0.002 \text{ Mg m}^{-3}$ ( $n = 50$ )						Pariseau-Versagensfläche			
Temperatur	$\vartheta_I = -10.0 \text{ °C}$						$b_1 = 4.379\text{E-}1 \text{ MPa}^{-2}$			
Dehnungsgeschw.	$\dot{\epsilon}_z = 2.00 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$						$b_2 = 4.691\text{E-}2 \text{ MPa}^{-2}$			
Gasgehalt	$\nu_a = 18.5 \text{ ‰}$						$b_3 = 2.101\text{E+}0 \text{ MPa}^{-2}$			
Laugenvolumen	$\nu_b = 41.8 \text{ ‰}$						$b_4 = 3.903\text{E-}1 \text{ MPa}^{-1}$			
Gesamtporosität	$\nu_t = 60.3 \text{ ‰}$						$b_5 = 4.408\text{E-}1 \text{ MPa}^{-1}$			
Belastungsart	Spannungsverhältnis			gemessene Druckfestigkeiten nach Häusler (1981, 1982)			theoretische Druckfestigkeiten nach Pariseau-Kriterium			Abweichung gegenüber Messung [%]
	$\sigma_1$	$\sigma_2$	$\sigma_3$	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_3$ [MPa]	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_3$ [MPa]	
einachsig	1*	0	0	-2.06	0	0	-1.89	0	0	-8.1
	0	0	1*	0	0	-10.05	0	0	-6.37	-36.6
zweiachsig	1*	0	0.33	-2.10	0	-0.73	-2.16	0	-0.72	+2.7
	1*	0	0.67	-2.73	0	-1.84	-2.38	0	-1.59	-12.8
	1*	0	1	-2.47	0	-2.48	-2.53	0	-2.53	+2.4
	1*	0.33	0	-3.46	-1.19	0	-3.33	-1.11	0	-3.8
	1*	0.67	0	-6.98	-4.72	0	-6.84	-4.56	0	-2.0
	1*	1	0	-9.36	-9.40	0	-9.45	-9.45	0	+0.9
	0.33	0	1*	-3.72	0	-12.44	-2.09	0	-6.27	-49.6
0.67	0	1*	-3.46	0	-6.30	-2.59	0	-3.88	-38.3	
dreiachsig	1*	0.33	0.33	-3.74	-1.26	-1.28	-4.20	-1.40	-1.40	+12.3
	1*	0.67	0.33	-8.23	-5.50	-2.78	-11.81	-7.87	-3.94	+43.5
	1*	1	0.33	-17.12	-17.07	-5.79	-23.28	-23.28	-7.76	+36.0
	1*	0.33	0.67	-5.45	-1.86	-3.65	-4.96	-1.65	-3.30	-9.1
	1*	0.67	0.67	-8.15	-5.51	-5.44	-18.56	-12.35	-12.35	+127.4
	1*	1	0.67	-11.62	-11.63	-7.73	-104.00	-104.00	-69.33	+795.0
	1*	0.33	1	-4.49	-1.54	-4.49	-5.33	-1.78	-5.33	+18.7
	1*	0.67	1	-8.65	-5.83	-8.65	-21.14	-14.09	-21.14	+144.3
	1*	1	1	-14.20	-14.25	-14.18	$-\infty$	$-\infty$	$-\infty$	$+\infty$
	0.33	0.33	1*	-5.77	-5.85	-17.33	-6.04	-6.04	-18.13	+4.6
	0.67	0.33	1*	-10.36	-5.39	-15.73	-8.15	-4.07	-12.22	-22.3
0.67	0.67	1*	-13.20	-12.50	-18.54	-62.16	-62.16	-93.23	+402.9	

Tabelle 9.11: Vergleich der theoretischen Druckfestigkeiten von natriumchloriddotiertem C2-Eis mit gemessenen für verschiedene ein- und mehrachsige Spannungszustände (Stern kennzeichnet Primärachsenrichtung)

messenen zeigt bei den für die Belange des Eisbrechens interessanten Spannungszuständen sehr gute Übereinstimmung. Es sind dies die Spannungszustände mit niedrigem hydrostatischem Spannungsanteil, insbesondere die mit Hauptbelastungsrichtung in Eisdekenebene. Weniger gut ist die Übereinstimmung in all jenen Fällen ein- und zweiachsiger Beanspruchung, in denen die größte Hauptnormalspannung parallel zur Wachstumsrichtung orientiert ist. Das sind gleichzeitig die Versuche, in denen die Primärachse der Prüfeinrichtung parallel zur Wachstumsrichtung ausgerichtet war. In diesen Fällen beschreibt das Materialmodell Festigkeiten, die um bis zu 40% unter den gemessen liegen. Da diese Beanspruchungsfälle für das Eisbrechen von untergeordneter Bedeutung sind, erscheint diese Fehlermarge als akzeptabel. Erwartungsgemäß groß sind die Abweichungen in den Fällen mit hohem hydrostatischem Spannungsanteil. Diese starken Abweichungen sind in der Form der gewählten Versagensfläche begründet. Mit den hier gegebenen Koeffizienten beschreibt das Pariseau-Versagenskriterium im eisdeckenfesten Hauptspannungsraum ein Paraboloid, dessen Scheitel in der Nähe des Ursprungs im Oktanten dreiachsiger Zugspannung liegt. Die hydrostatische Druckfestigkeit wird als unendlich groß beschrieben. Da Eis, insbesondere poröses Eis, aber eine endliche hydrostatische Druckfestigkeit aufweist (vgl. Kap. 2.5), sind bei allen Spannungszuständen, bei denen der hydrostatische Druckspannungsanteil dominiert, erhebliche Differenzen zwischen Modell und Experiment unvermeidlich. Setzt man den für praktische Anwendung tolerierbaren Fehler bei 50% der gemessenen Festigkeiten an, dann liegt die Grenze, bis zu der das Materialmodell, zumindest im vorliegenden Fall, annehmbare Festigkeiten beschreibt, ungefähr dort, wo die hydrostatische Druckspannung die größte Hauptspannung des Spannungsdeviators betragsmäßig um das Doppelte oder mehr übersteigt. Beim Eisbrechen treten aber Spannungszustände mit derart hohen hydrostatischen Druckspannungsanteilen höchstens im unmittelbaren Kontaktbereich zwischen Eis und Schiff bzw. Eis und Struktur auf (vgl. Kap. 3.2). Die These, daß mit der Verwendung des ziemlich einfachen Pariseau-Versagenskriteriums bei der Behandlung von Eisbrechproblemen keine wesentlichen Einschränkungen verbunden sind, erfährt insofern eine deutliche Bestätigung.

## 9.9 Ausblick auf die Verwendbarkeit des Materialmodells für natürliches Meereis

Der oben (mit den genannten Einschränkungen) geführte Nachweis der Unabhängigkeit der Vergleichsfestigkeiten nach Gl. 3.17 und 3.18 und der Vergleichsmoduln nach Gl. 3.20 vom Dopentyp läßt den Schluß zu, daß das in Kap. 3 beschriebene Materialmodell, das wesentlich auf diesen Vergleichskennzahlen aufbaut, auch für natürliches C2-Meereis verwendbar ist. Der einzige Unterschied zu harnstoff- oder natriumchloriddotiertem C2-Eis ist dabei der, daß hier der Parameter „Gesamtporosität“ auf der Basis der Phasenbeziehung für Meereis aus Temperatur, Salzgehalt und Eisdichte bestimmt werden muß (vgl. Cox und Weeks, 1982 und Kap. 2.4.3).

Einen Hinweis auf die auf die Richtigkeit dieser Schlußfolgerung liefern Vergleichsfestigkeiten, die auf der Grundlage der einachsigen Druckfestigkeiten von einjährigem C3-Meereis in Richter-Menge et al. (1986) entwickelt worden sind (Abb. 9.4). Es wird hier auf Daten von C3-Meereis zurückgegriffen, weil die in der Literatur verfügbaren Daten für C2-Meereis die Ermittlung von Vergleichsfestigkeiten im Sinne der Gln 3.17 und 3.18 nicht zulassen, zumeist mangels Einzelangaben über die Dichte des jeweils untersuchten Eises. Bei C3-Eis sind die *c*-Achsen der säulenförmigen Kristallkörner nicht nur hori-

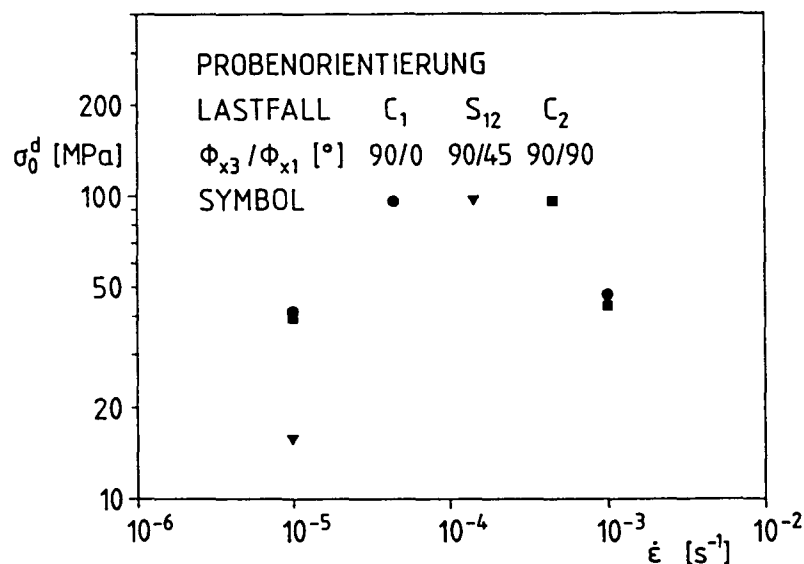


Abbildung 9.4: Vergleichsfestigkeiten für natürliches, einjähriges C3-Meereis; einachsiges, duktils Druckversagen in Eisdeckenebene (1-Achse parallel zur  $c$ -Achse, 3-Achse in Wachstumsrichtung) nach Ergebnissen von Richter-Menge et al. (1986).

zontal, sondern außerdem noch weitgehend parallel zueinander ausgerichtet. Die hierfür ermittelten Vergleichsdruckfestigkeiten in Eisdeckenebene sind daher nicht ohne weiteres mit denen von C2-Eis zu vergleichen. Für die Festigkeit von C3-Eis ist nämlich neben der Orientierung der Last relativ zur Wachstumsrichtung  $\varphi_{z3}$  (bei Richter-Menge et al., 1986:  $\sigma$ - $z$ ) auch noch die relativ zur Orientierung der  $c$ -Achsen  $\varphi_{z1}$  ( $\sigma$ - $c$ ; eisfeste 1-Achse parallel zu  $c$ -Achsen, vgl. Abb. 3.1) wesentlich (vgl. u.a. Peyton, 1966; Wang, 1979). Auch die in Abb. 9.4 für C3-Eis dargestellten Vergleichsfestigkeiten für duktils, einachsiges Druckversagen zeigen dies deutlich. Im übrigen stellen sich aber auch diese Vergleichsfestigkeiten als unabhängig von der Dehnungsgeschwindigkeit dar. Ein Vergleich der in Abb. 9.4 gezeigten Vergleichsfestigkeiten von natürlichem C3-Meereis mit denen für meereisähnliches, harnstoff- oder natriumchloriddotiertes C2-Eis wird möglich, wenn aus ersteren durch Verschmieren eine Pseudo-Vergleichsfestigkeit für planisotropes C2-Eis bestimmt wird. Diese Pseudo-Vergleichsfestigkeit kann als Mittelwert der drei Vergleichsfestigkeiten für C3-Eis in Eisdeckenebene, parallel, senkrecht und unter 45° zur Orientierung der  $c$ -Achsen ( $\varphi_{z1} = 0^\circ, 90^\circ$  und  $45^\circ$ ) angegeben werden. Die Vergleichsfestigkeit unter 45° zur den  $c$ -Achsen ( $\varphi_{z1} = 45^\circ$ ) ist in dieser Mittelwertbildung doppelt zu wichten (Integration über 180°). Es zeigt sich, daß die so gewonnene Pseudo-Vergleichsfestigkeit für duktils, einachsiges Druckversagen in Eisdeckenebene mit einem Wert von  $C_1^d = 29.26 \pm 15.32$  MPa ( $n = 20$ ) recht gut mit dem jeweils entsprechenden Wert für harnstoffdotiertes (Tab. 5.5) bzw. natriumchloriddotiertes (Tab. 9.4) C2-Eis übereinstimmt.

Diese Übereinstimmung wird als klarer Hinweis darauf gewertet, daß das in Kap. 3 beschriebene Materialmodell mit den bereits genannten Einschränkungen auch auf natürliches Meereis anwendbar ist. Insbesondere erscheint es auch bei natürlichem C2-Meereis als zulässig, zur Ermittlung der Versagensflächenkoeffizienten, soweit erforderlich, auf Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln zurückzugreifen, die an C2-Eis ermittelt worden sind, das mit Harnstoff, Natriumchlorid oder einem anderen vergleichbaren Stoff dotiert war.



# Kapitel 10

## Schlußfolgerungen

Die vorliegende Untersuchung soll dazu beitragen, Eiskräfte, wie sie beim Eisbrechen durch ein Schiff oder beim Auftreffen von Eis auf meeres-technische Bauwerke auftreten, einer detaillierten numerischen Analyse zugänglich zu machen. Zu diesem Zweck ist ein möglichst einfaches, elastisch-plastisches Materialmodell beschrieben worden, das gleichwohl die wesentlichen Eigenschaften des typischen, einjährigen Meereises beinhaltet. Eine Fallstudie, in der dieses Materialmodell auf meereisähnliches Modelleis angewendet wurde, sollte die Frage klären, ob und inwieweit mit diesem Materialmodell zuverlässige oder zumindest brauchbare Prognosen für Eiskräfte ermittelt werden können. Weiterhin galt es zu überprüfen, ob das Ergebnis der Fallstudie auch auf natürliches Meereis übertragbar ist. Letzteres kann ohne Einschränkungen bejaht werden. Das Ergebnis der Fallstudie selbst ist nicht ganz so positiv. Zwar kann erwartungsgemäß bestätigt werden, daß die Finite Elemente Methode in Verbindung mit einem geeigneten Materialmodell ohne erkennbare Beschränkungen für die Zwecke der Eislastbestimmung geeignet ist. Das untersuchte Materialmodell jedoch hat deutliche Schwächen gezeigt, die es für die genannten Zwecke als nur bedingt geeignet, durch entsprechende Änderungen aber als hinreichend verbesserungsfähig erscheinen lassen. Welches diese Änderungen sind und welche weiteren Erkenntnisse und Schlußfolgerungen für zukünftige Forschung aus der vorliegenden Untersuchung gezogen werden können, soll im folgenden kurz und abschließend skizziert werden.

Eine der wesentlichen Erkenntnisse der vorliegenden Untersuchung ist die folgende: Die Einflüsse der Parameter Temperatur, Dopenttyp, Dopentgehalt und Dichte auf die mechanischen Eigenschaften von säulenförmigem Meereis bzw. diesem ähnlichem, dotiertem Modelleis lassen sich in dem einen übergreifenden Parameter „Gesamtporosität“ zusammenfassen. Voraussetzung dafür ist nur, daß der Einfluß der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften der Eismatrix selbst gesondert berücksichtigt wird. Die Gesamtporosität wirkt dabei nur als Schädigung der tragenden Eismatrix. Es ist dabei, von möglichen Wirkungen im molekularen Bereich einmal abgesehen, unerheblich, ob die Poren mit Gas oder Lauge gefüllt sind und wenn mit Lauge, dann in welcher chemischen Zusammensetzung. Wegen ihrer entscheidenden Bedeutung für die mechanischen Eigenschaften von Eis ist es daher bei diesbezüglichen Untersuchungen unerlässlich, die Gesamtporosität, die sich aus Gasgehalt und Laugenvolumen zusammensetzt, zu bestimmen. Neben Temperatur und Salzgehalt (bei Meereis) bzw. Dopentkonzentration (bei dotiertem Modelleis) ist deshalb stets auch die Dichte des Eises zu ermitteln. Temperatur und Salzgehalt bzw. Dopentkonzentration alleine liefern über die Phasenbeziehung des jeweiligen Systems Dopent-Wasser nur das Laugenvolumen.

Mit Hilfe der Temperatur, der Gesamtporosität und der Dehnungsgeschwindigkeit (der viskosen Eigenschaften von Eis wegen) lassen sich Vergleichsfestigkeiten entwickeln, die für Eis einer bestimmten Struktur, wie z.B. säulenförmiges, meereisartiges C2-Eis, die Festigkeitseigenschaften für einen bestimmten Lastfall und einen bestimmten Versagensstyp kennzeichnen. Die Kennzeichnung erfolgt dabei in der Art, daß die Vergleichsfestigkeiten die dem Lastfall und dem Versagensstyp entsprechende Festigkeit für ein imaginäres, poren- und damit auch dopentfreies Eis bei einer Referenztemperatur und bei einer Referenzdehnungsgeschwindigkeit beschreiben. Die im Rahmen der vorliegenden Untersuchung beim Versagensstyp gewählte Unterscheidung in exklusiv duktil oder spröde kann nicht mehr sein als eine grobe erste Näherung. Eine verbesserte Darstellung erscheint hier möglich, wenn Kennzahlen für die verschiedenen am Verformungs- und Versagensprozeß beteiligten Mechanismen, einschließlich der Rißbildung, entwickelt werden. Die Wirkungen der einzelnen Mechanismen wären dann zweckmäßigerweise ähnlich der Vorgehensweise von Frost und Ashby (1982) zu überlagern. Für die elastischen Eigenschaften des Eises lassen sich Vergleichsmoduln in entsprechender Weise entwickeln. Die Vergleichsfestigkeiten und Vergleichsmoduln sind geeignet, als Basis für die Entwicklung von Materialmodellen für Eis zu dienen.

Zu dem hier untersuchten elastisch-plastischen Materialmodell läßt sich folgendes feststellen:

1. Über den Behelf, die viskosen Eigenschaften von Eis durch Anpassung des Versagenskriteriums an Temperatur und Dehnungsgeschwindigkeit zu beschreiben, lassen sich unter bestimmten Bedingungen, die insbesondere bei monoton wachsender, zügiger Belastung gegeben sind, auch mit einem nur elastisch-plastischen Materialmodell für Eis brauchbare Ergebnisse erzielen. Um jedoch eine voll befriedigende Darstellung des Materialverhaltens von Eis zu erhalten, ist es erforderlich, ein Materialmodell zu verwenden, das, anders als das elastisch-plastische, Viskositätsterme enthält. Um weiterhin im Zugbereich zu einer realistischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung zu gelangen, sollte ein verbessertes Materialmodell unbedingt eine geeignete Darstellung der Ausbildung von Rissen ermöglichen, z.B. durch einen sog. *tension cut-off*. Erforderlich erscheint darüberhinaus die Einbeziehung eines Schädigungsterms, durch den bei Druckbelastung und höheren Dehnungsgeschwindigkeiten die Bildung und Akkumulation von Mikrorissen wiedergegeben werden kann. Ohne diese beiden Erweiterungen ist es nicht möglich, das Verhalten des Eises, z.B. in einer Eisdecke, bis in den Nachversagensbereich hinein zu analysieren.
2. Das 5-parametrische, planisotrope Pariseau-Versagenskriterium liefert im Rahmen des elastisch-plastischen Materialmodells und im Hinblick auf die Analyse von Eisbrechvorgängen ein gutes Abbild sowohl der Abhängigkeit der Festigkeiten vom hydrostatischen Spannungsanteil, als auch der Anisotropie der Festigkeitseigenschaften des säulenförmigen Eises. Insbesondere wird gut wiedergegeben die Eigenschaft von derartigem Eis, bei zweiachsiger Druckbeanspruchung in Eisdeckenebene eine Festigkeit aufzuweisen, die, anders als bei isotropem Material, um ein Vielfaches über der einachsigen Druckfestigkeit liegt. Von wesentlicher Bedeutung ist dies für die Ermittlung von Eislasten auf eine senkrechte Wand.

Der Vergleich der Ergebnisse einer nichtlinearen Finite Elemente Analyse zum Verformungs- und Versagensverhalten von schwimmenden Eisdecken auf der Basis des hier untersuchten Materialmodells mit den Ergebnissen aus Verifikationsversuchen im Eistank hat einiges weitere deutlich gemacht:

1. Die elastischen Eigenschaften des Eises, d.h. die Elemente der Nachgiebigkeitsmatrix, müssen unbedingt als abhängig von Temperatur und Gesamtporosität behandelt werden. In der in Kap. 3 beschriebenen Form des Materialmodells ist diese Forderung bereits näherungsweise berücksichtigt. Diese Näherung läßt aber noch Fragen offen. Insbesondere erscheinen die Vergleichsmoduln, die sich aufgrund dieser Näherung ergeben, als unerwartet niedrig. Weiterhin ist es recht wahrscheinlich, daß die Temperatur- und Porositätsabhängigkeit bei den einzelnen Moduln unterschiedlich ist. Um diese Fragen zu klären, sind entsprechende experimentelle Untersuchungen erforderlich.
2. Im Temperaturbereich nahe der Schmelztemperatur fehlt die experimentelle Absicherung der vom Materialmodell beschriebenen Festigkeiten und elastischen Eigenschaften des Eises.
3. Sowohl der Schubmodul in Ebenen parallel zur Wachstumsrichtung  $G_{31} = G_{23}$ , als auch die entsprechende Schubfestigkeit  $\sigma_{31}^y$  sind nur unzureichend experimentell abgesichert. Auch hier erscheinen zusätzliche Versuche erforderlich.

Aufgrund der speziellen Gegebenheiten bei Eis, hier insbesondere der extrem hohen homologen Temperatur, stoßen die oben geforderten Experimente durchweg an die Grenzen der derzeit verfügbaren Versuchstechnik. Zur Durchführung dieser Experimente bedarf es daher wohl auch einiger versuchstechnischer Weiterentwicklungen.

Unter Berücksichtigung der wohl berechtigten Erwartung, daß auch in Zukunft die Leistungsfähigkeit der verfügbaren elektronischen Rechenanlagen weiter steigt, erscheinen die derzeit noch extrem rechenzeitintensiven nichtlinearen Finite Elemente Analysen als das richtige Werkzeug zur Ermittlung von Eislasten auf meerestechnische Bauwerke und Schiffe. Der Weg, an dessen Ziel ein Materialmodell steht, das in derartigen numerischen Analysen die Eigenschaften des Eises in einer für den Ingenieur voll befriedigenden Weise beschreibt, ist noch nicht zu Ende gegangen. Mit der vorliegenden Untersuchung konnte ein Schritt auf diesem Weg getan werden.



# Quellenverzeichnis

Adina Engineering, 1984. ADINA – User's Manual. Report AE 84-1, Adina Engineering, Watertown.

American Petroleum Institute (API), 1982. API Bulletin on planning, designing and constructing fixed offshore structures in ice environment. American Petroleum Institute, Production Department, Dallas, TX, Bul 2N, 1st Ed., January 1982, 49 p.

Argon, A.S., 1970. Scripta Metallurgica, Vol. 4 (1970), p. 1001 ff.

Aschl, H., persönliche Mitteilung.

Ashby, M.F., 1972. A first report on deformation-mechanism maps. Acta Metallurgica, Vol. 20, July 1972, pp. 887-897.

Ashby, M.F. und Duval, P., 1985. The creep of polycrystalline ice. Cold Regions Science and Technology, Vol. 11, No. 3 (1985), pp. 285-300.

Assur, A., 1958. Composition of sea ice and its tensile strength. In: Arctic sea ice. U.S. National Academy of Sciences – National Research Council, Washington, D.C., Publication 598, pp. 106-138.

Bergdahl, L., 1977. Physics of ice and snow as affects thermal pressure. Department of Hydraulics, Chalmers University of Technology, Report Series A:1, Göteborg, 1977, 158 p.

Blanchet, D. et al., 1986. IAHR – Recommendations on testing methods of ice – 5th report of working group on testing methods in ice – A proposal for an ice classification. Von: D. Blanchet, R. Frederking, V.P. Gavrilov, D.J. Goodman, F.U. Häusler, M. Mellor, J.-P. Nadreau, K.D. Vaudrey. Proc., IAHR – Symposium on Ice 1986, Iowa City, Iowa, August 18-22, 1986, Vol. III, pp. 595-599.

Carter, D. und Michel, B., 1971. Lois et mécanismes de l'apparente fracture fragile de la glace de rivière et de lac. Université Laval, Faculté des Sciences, Département de Génie Civil, Section Mécanique des Glaces, Rapport S-22, Juin 1971, 393 p.

Cox, G.F.N. und Weeks, W.F., 1982. Equations for determining the gas and brine volume in sea ice sample. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL Report 82-30, October 1982, 13 p.

Cox, G.F.N. und Richter-Menge, J.A., 1985, Triaxial compression testing of ice. Proc., Civil Engineering in the Arctic Offshore (Arctic '85), ASCE, San Francisco, CA, March 25-27, 1985, pp. 476-488.

Cox, G.F.N. et al., 1984, Mechanical properties of multi-year sea ice – Phase I: Test results. Von: G.F.N. Cox, J.A. Richter-Menge, W.F. Weeks, M. Mellor und H. Bosworth. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL-Report 84-9, April 1984, 107 p.

# Quellenverzeichnis

Adina Engineering, 1984. ADINA – User’s Manual. Report AE 84–1, Adina Engineering, Watertown.

American Petroleum Institute (API), 1982. API Bulletin on planning, designing and constructing fixed offshore structures in ice environment. American Petroleum Institute, Production Department, Dallas, TX, Bul 2N, 1st Ed., January 1982, 49 p.

Argon, A.S., 1970. Scripta Metallurgica, Vol. 4 (1970), p. 1001 ff.

Aschl, H., persönliche Mitteilung.

Ashby, M.F., 1972. A first report on deformation-mechanism maps. Acta Metallurgica, Vol. 20, July 1972, pp. 887–897.

Ashby, M.F. und Duval, P., 1985. The creep of polycrystalline ice. Cold Regions Science and Technology, Vol. 11, No. 3 (1985), pp. 285–300.

Assur, A., 1958. Composition of sea ice and its tensile strength. In: Arctic sea ice. U.S. National Academy of Sciences – National Research Council, Washington, D.C., Publication 598, pp. 106–138.

Bergdahl, L., 1977. Physics of ice and snow as affects thermal pressure. Department of Hydraulics, Chalmers University of Technology, Report Series A:1, Göteborg, 1977, 158 p.

Blanchet, D. et al., 1986. IAHR – Recommendations on testing methods of ice – 5th report of working group on testing methods in ice – A proposal for an ice classification. Von: D. Blanchet, R. Frederking, V.P. Gavrilov, D.J. Goodman, F.U. Häusler, M. Mellor, J.-P. Nadreau, K.D. Vaudrey. Proc., IAHR – Symposium on Ice 1986, Iowa City, Iowa, August 18–22, 1986, Vol. III, pp. 595–599.

Carter, D. und Michel, B., 1971. Lois et mécanismes de l’apparente fracture fragile de la glace de rivière et de lac. Université Laval, Faculté des Sciences, Département de Génie Civil, Section Mécanique des Glaces, Rapport S-22, Juin 1971, 393 p.

Cox, G.F.N. und Weeks, W.F., 1982. Equations for determining the gas and brine volume in sea ice sample. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL Report 82-30, October 1982, 13 p.

Cox, G.F.N. und Richter-Menge, J.A., 1985, Triaxial compression testing of ice. Proc., Civil Engineering in the Arctic Offshore (Arctic ’85), ASCE, San Francisco, CA, March 25–27, 1985, pp. 476–488.

Cox, G.F.N. et al., 1984, Mechanical properties of multi-year sea ice – Phase I: Test results. Von: G.F.N. Cox, J.A. Richter-Menge, W.F. Weeks, M. Mellor und H. Bosworth. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL-Report 84-9, April 1984, 107 p.

- Cox, G.F.N. et al., 1985. Mechanical properties of multi-year sea ice – Phase II: Test results. Von: G.F.N. Cox, J.A. Richter-Menge, W.F. Weeks, H. Bosworth, N. Perron, M. Mellor und G. Durell. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL-Report 85-16, October 1985, 89 p.
- Croasdale, K.R., 1980. Ice forces on fixed, rigid structures. In: T. Carstens, ed., Working Group on Ice Forces on Structures, IAHR, A state-of-the-art-report., Part II. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL, Special Report 80-26, June 1980, pp. 34–106.
- Croasdale, K.R., Morgenstern, N.R. und Nuttal, J.B., 1977. Indentation tests to investigate ice pressures on vertical piers. *Journal of Glaciology*, Vol. 19, No. 81 (1977), pp. 301–312.
- Currier, J.H. und Schulson, E.M., 1982. The tensile strength of ice as a function of grain size. *Acta Metallurgica*, Vol. 30, 1982, pp. 1511–1514.
- Dantl, G., 1968. Die elastischen Moduln von Eis-Einkristallen. *Physik der kondensierten Materie*, Vol. 7, No. 5 (1968), pp. 390–397.
- Dobert, J., 1983. Seeamtsverhandlung „Gotland II“. *Schiff und Hafen*, Vol. 35, No. 10 (1983), pp. 99–103.
- Föppl, A., 1900. Die Abhängigkeit der Bruchgefahr von der Art des Spannungszustandes. *Mitteilungen aus dem Mechanisch-Technischen Laboratorium der TH München*, Heft 27.
- Fokeyev, N.V., 1976. Determination of the compressive strength of artificial ice specimens of different salinities under conditions of combined stress. *Proc. of the Arctic and Antarctic Research Institute*, Vol. 331, 1976, pp. 189–202 (Orig. in russ., engl. transl. Ottawa 1980).
- Frankenstein, G.E. und Garner, R., 1967. Equations for determining the brine volume of sea ice from  $-0.5$  to  $-22.9$  °C. *Journal of Glaciology*, Vol. 6, No. 48 (1967), pp. 943–944.
- Frederking, R., 1972. Preliminary results of plane strain compression tests on columnar-grained ice. *Proc., IAHR Symposium on Ice (Ice and its Action on Hydraulic Structures)*, Leningrad, USSR, 26–29 September 1972, pp. 23–27.
- Frederking, R., 1976. Mechanical properties of ice and their application to Arctic platforms. *Ice Tech 75, Symposium on Icebreaking and Related Technologies*, Montréal, April 1975, Publ. Society of Naval Architects and Marine Engineers (SNAME), New York, N.Y., 1976, pp. K-1–K-18.
- Frederking, R.M.W., 1977. Plane strain compressive strength of columnar-grained and granular-snow ice. *Journal of Glaciology*, Vol. 18, No. 80, (1977), pp. 505–516.
- Frederking, R.M.W., 1984. Exploration and production concepts and projects for the Arctic offshore. *Proc., Vol. IV, IAHR Ice Symposium 1984*, Hamburg, August 27–31, 1984, pp. 387–414.
- Freitas, A. und Schwarz, J., 1978. A new icebreaking concept. *Proc., IAHR Symposium on Ice Problems*, Luleå, Sweden, August 7–9, 1978, Vol. 1, pp. 293–317.
- Freitas, A. und Wilckens, H., 1980. A novel icebreaker concept. *Intermaritec '80*, September 24/25, 1980, Hamburg, Conference Report, IMT 80-210, pp. 484–494.
- Fréjacques, M., 1948. Bases théoriques de la synthèse industrielle de l'urée. *Chimie et Industrie*, Vol. 60, No. 1, Juillet 1948, pp. 22–35.

Frost, H.J. und Ashby, M.F., 1982. Deformation-mechanism maps – The plasticity and creep of metals and ceramics. Pergamon Press, Oxford, 1982.

Germanischer Lloyd, 1986. Vorschriften für Klassifikation und Bau von stählernen Seeschiffen, Kapitel 2: Schiffskörper – Abschnitt 15: Eisverstärkung. Germanischer Lloyd, Hamburg.

Gerstle, K.H. et al., 1976. Strength of concrete under multiaxial stress states. Von: K.H. Gerstle, H. Linse, M.D. Kotsivos, H.Y. Ko, J.B. Newman, P. Rossi, G. Schickert, M.A. Taylor, L.A. Traina und R.M. Zimmermann. McHenry Symposium, Mexico City, October 1976, pp. 103–131.

Glen, J.W., 1974. The physics of ice. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL Monograph II-C2a, 86 p.

Gmelin, L., Hsg., 1928. Gmelins Handbuch der anorganischen Chemie – 21 – Natrium, 8. Aufl., Verlag Chemie GmbH., Berlin.

Gmelin, L., Hsg., 1964. Gmelins Handbuch der anorganischen Chemie – 21 – Natrium – Ergbd. 1, 8. Aufl., Verlag Chemie GmbH., Weinheim.

Goodman, D.J., Frost, H.R. und Ashby, M.F., 1981. The plasticity of polycrystalline ice. Philosophical Magazine, Vol. 43, No. 3 (1981), pp. 665–695.

Gow, A.J. et al., 1982. Physical and structural characteristics of Antarctic sea ice. Von: A.J. Gow, S.F. Ackley, W.F. Weeks und J.W. Govoni. Annals of Glaciology, Vol. 3 (1982), pp. 113–117.

Gow, A.J., 1984. Crystalline structure of urea ice sheets used in modelling experiments in the CRREL test basin. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL Report 84-24, September 1984, 55 p.

Grim, O., 1955. Über das Eisbrechen. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH., Hamburg, HSVA-Bericht Nr. 1089, unveröff. Ber.

Gülpen, E. et al., 1979. Natriumchlorid. Von: E. Gülpen, C. Thieme, H. Url, W. Herde, W. Demel, P. Ambatiello, O. Lopau, P. Gallone und K. Seebode. In: E. Bartholomé, E. Biekert, H. Hellmann, H. Ley, W.M. Weigert und E. Weise, Hsg.: Ullmanns Encyclopädie der technischen Chemie, 4. Aufl., Bd. 17, Verlag Chemie, Weinheim – New York, pp. 179–199.

Häusler, F.-U., 1977. Druckfestigkeitsversuche mit Salzwasser-Eis. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, Bericht Nr. 358, November 1977.

Häusler, F.U., 1980. Druckfestigkeitsversuche mit Salzwasser-Eis. Intermaritec '80, September 24/25, 1980, Hamburg, IMT 80-204, Conference Report, pp. 403–413.

Häusler, F.U., 1981. Dreidimensionales Bruchkriterium für Meer-Eis. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH, Hamburg, HSVA-Bericht E-113/81, September 1981, unveröff. Ber.

Häusler, F.U., 1982. Multiaxial compressive strength tests on saline ice with brush-type loading platens. Proc., IAHR International Symposium on Ice, July 27–31, 1981, Québec, Canada, Vol. II, pp. 526–539.

Häusler, F.U., 1983. Comparison between different yield functions for saline ice. Annals of Glaciology, Vol. 4 (1983), pp. 105–109.

Häusler, F.U., 1986 a. Verformung und Versagen begrenzter schwimmender Eisdecken – Mechanische Eigenschaften von harnstoffdotiertem Modelleis, Schlußbericht Teil 1. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH., Hamburg, HSVA-Bericht E-155/86, Februar 1986, 84 p., Anhänge 175 p., unveröff. Ber.

Häusler, F.U., 1986 b. Verformung und Versagen begrenzter schwimmender Eisdecken – Belastungsversuche an Eisdecken aus kaltem harnstoffdotiertem Modelleis, Schlußbericht Teil 2. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH., Hamburg, HSVA-Bericht E-161/86, Mai 1986, 62 p., Anhänge 73 p., unveröff. Ber.

Häusler, F.U., 1986 c. Verformung und Versagen begrenzter schwimmender Eisdecken – Finite Element Berechnungen, Schlußbericht Teil 3. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH., Hamburg, HSVA-Bericht E-162/86, Juni 1986, 20 p., Anhänge mit Beiträgen von H.G. Matthies und E. Stein, F.U. Gadiel, K.H. Lambertz und L. Plank, 282 p., unveröff. Ber.

Häusler, F.U., 1986 d. Verformung und Versagen begrenzter schwimmender Eisdecken – Vergleich von Versuch und Rechnung, Schlußbericht Teil 4. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH., Hamburg, HSVA-Bericht E-163/86, Juni 1986, 38 p., unveröff. Ber.

Häusler, F.U., 1986 e. Multiaxial mechanical properties of urea doped ice. Proc., IAHR Symposium on Ice 1986, Iowa City, Iowa, August 18–22, 1986, Vol. 1, 349–363.

Häusler, F.U. und Schwarz, J., 1979. Dreidimensionales Bruchkriterium für Meer-Eis. In: Bundesministerium für Forschung und Technologie (BMFT) – Entwicklungen in der Schiffstechnik – Statusseminar 1979, 26. September 1979, Hamburg, 13 p.

Häusler, F.U. und Matthies, H.G., 1987. Elastic-plastic deformation of floating columnar grained ice – computer implementation and ice tank test results. Proc., Computational Plasticity, D.R.J. Owen, E. Hinton, E. Oñate ed., Barcelona, 6–10 April 1987, Vol. II, pp. 1621–1633, Pineridge Press, Swansea, U.K.

Häusler, F.U., Earle, E.N. und Gerchow, P., 1987. Uniaxial und biaxial compressive strength of ice sampled from Arctic multiyear pressure ridges. Proc., 9th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '87), 16–21 August 1987, Fairbanks, Alaska (im Druck).

Hawkes, I. und Mellor, M., 1972. Deformation and fracture of ice under uniaxial stress. Journal of Glaciology, Vol. 11, No. 61 (1972), pp. 103–131.

Haynes, F.D., 1973. Tensile strength of ice under triaxial stresses. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H., December 1973, 19 p.

Hilsdorf, H., 1965. Bestimmung der zweiachsigen Festigkeit des Betons. Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 173, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin 1965.

Hollomon, M.E. und Klatt, H.-J., 1984. Design and construction of two offshore drilling and production platforms for the Schwedeneck Oilfield in the Baltic Sea. Meerestechnik, Bd. 15, No. 1, (1984), pp. 3–6.

Hütte I, 1955. Des Ingenieurs Taschenbuch – I: Theoretische Grundlagen. Hsg.: Akademischer Verein Hütte, e.V., Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin.

Hutter, K., 1983. Theoretical glaciology. D. Reidel, Dordrecht – Boston – Lancaster and Terra, Tokyo.

Ismar, H. und Mahrenholtz, O., 1979. Technische Plastomechanik. Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig/Wiesbaden, 153 p.

- Jones, S.J., 1978. Triaxial testing of polycrystalline ice. Third International Conference on Permafrost, Edmonton, Alberta, 10–13 July, 1978, Vol. I, pp. 670–674.
- Jones, S.J., 1982. The confined compressive strength of polycrystalline ice. *Journal of Glaciology*, Vol. 28, No. 98 (1982), pp. 171–177.
- Jordaan, I.J., 1986. Numerical and finite element techniques in calculation of ice-structure interaction. Proc., IAHR Symposium on Ice 1986, Iowa City, Iowa, August 18–22, 1986, Vol. II, pp. 405–441.
- Kovacs, A., 1976. Grounded ice in the fast ice zone along the Beaufort Sea coast of Alaska. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL-Report 76-32, September 1976, 27 p.
- Kovacs, A., 1983. Characteristics of multi-year pressure ridges. Proc., The Seventh International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '83), Helsinki, Finland, 5–9. April 1983, pp. 173–182.
- Kármán, Th. v., 1911. Festigkeitsversuche unter allseitigem Druck. VDI-Heft 42 (1911), pp. 37–68.
- Karr, D.G., Law, F.P. und Cox, G.F.N., (in Vorbereitung). An asymptotic failure criterion for anisotropic materials.
- Kupfer, H. und Zelger, C., 1973. Bau und Erprobung einer Versuchseinrichtung für zweiachsige Belastung. Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 229, Berlin 1973, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin – München – Düsseldorf 1973, pp. 107–131.
- Lange, M.A. und Ahrens, T.J., 1983. The dynamic tensile strength of ice and ice-silicate mixtures. *Journal of Geophysical Research*, Vol. 88, No. B2, (1983), pp. 1197–1208.
- Lee, R.W. et al., 1984. A procedure for testing polycrystalline ice in uniaxial tension. Von: R.W. Lee, J.H. Currier, P.N. Lim und E.M. Schulson. *Journal of Glaciology*, Vol. 30, No. 105 (1984), pp. 246–247.
- Linse, D., 1975. Lösung versuchstechnischer Fragen bei der Ermittlung des Festigkeits- und Verformungsverhaltens von Beton unter dreiachsiger Beanspruchung mit ersten Versuchen. TU München, Inst. f. Bauingenieurwesen III, Lehrst. f. Massivbau, Juli 1975.
- Linse, D. und Aschl, H., 1976. Versuche zum Verhalten von Beton unter mehrachsiger Beanspruchung. TU München, Inst. f. Bauingenieurwesen III, Lehrst. f. Massivbau, Mai 1976.
- Lützwow, D. und Reuss, G., 1976. Harnstoff. In: E. Bartholomé, E. Biekert, H. Hellmann, H. Ley und W.M. Weigert (Hsg.): *Ullmanns Encyclopädie der technischen Chemie*, 4. Aufl., Bd. 12, Verlag Chemie, Weinheim – New York, pp. 497–514.
- Matthies, H.G., 1986 a. Bericht über die numerische Implementierung eines plastischen Materialgesetzes zur Berechnung von Eis. Germanischer Lloyd, Hamburg, Bericht STB-1171/A-86. In: F.U. Häusler, *Verformung und Versagen begrenzter schwimmender Eisdecken – Finite Element Berechnungen – Schlußbericht Teil 3*. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH., Hamburg, HSVA-Bericht E-162/86, Anh. B, Juni 1986.
- Matthies, H.G., 1986 b. Bericht über die Berechnungen des Verformungs- und Versagensverhaltens punktförmig belasteter Modelleisdecken. Germanischer Lloyd, Hamburg, Bericht STB-1171B-86. In: F.U. Häusler, *Verformung und Versagen begrenzter schwimmender Eisdecken – Finite Element Berechnungen, Schlußbericht Teil 3*. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH., Hamburg, HSVA-Bericht E-162/86, Anh. C, Juni 1986.

Matthies, H.G., pers. Mitteilung.

Mellor, M., 1980. Mechanical properties of polycrystalline ice. In: P. Tryde ed., *Physics and Mechanics of Ice*, IUTAM Symposium Copenhagen, August 6–10, 1979, Springer-Verlag, Berlin – Heidelberg – New York, 1980, pp. 217–245.

Mellor, M., 1983. Mechanical behavior of sea ice. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H., CRREL Monograph 83-1, June 1983.

Mellor, M. und Cole, D.M., 1982. Deformation and failure of ice under constant stress or constant strain. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 5, No. 3 (1982), pp. 201–219.

Mellor, M., Cox, G.F.N. und Bosworth, H., 1984. Mechanical properties of multi-year sea ice – Testing techniques. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL Report 84-8, April 1984, 43 p.

Michel, B., 1978. *Ice Mechanics*. Les Presses de l'Université Laval, Québec, 1978.

Michel, B., 1980. Mechanical model of creep of polycrystalline ice with cracking activity. In: P. Tryde ed., *Physics and Mechanics of Ice*, IUTAM Symposium Copenhagen, August 6–10, 1979, Springer-Verlag, Berlin – Heidelberg – New York, 1980, pp. 246–264.

Michel, B. und Ramseier, R., 1971. Classification of river and lake ice. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 8, No. 1 (1971), pp. 38–45.

Nadreau, J.-P. und Michel, B., 1986. Yield and failure envelope for ice under multiaxial compressive stresses. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 13, No. 1, October 1986, pp. 75–82.

Nakawo, M. und Sinha, N.K., 1981. Growth rate and salinity profile of first-year sea ice in the High Arctic. *Journal of Glaciology*, Vol. 27, No. 96 (1981), pp. 315–330.

Nakawo, M. und Sinha, N.K., 1984. A note on brine layer spacing of first-year sea ice. *Atmosphere–Ocean*, Vol. 22, No. 2 (1984), pp. 193–206.

Nawwar, A.M., Nadreau, J.P. und Wang, Y.S., 1983. Triaxial compressive strength of saline ice. Proc. The Seventh International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '83), Helsinki, Finland, 5–9 April 1983, Espoo 1983, Vol. 3, pp. 193–202.

Nevel, D.E., 1965. A semi-infinite plate on an elastic foundation. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H., Research Report 136, März, 1965.

Nevel, D.E. und Haynes, F.D., 1976. Interpretation of the tensile strength of ice under triaxial stresses. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H., CRREL Report 76-5, April 1976, 11 p.

Pariseau, W.G., 1972. Plasticity theory for anisotropic rocks and soils. In: K.E. Gray ed., *10th Annual Symposium on Rock Mechanics*, Baltimore, Port City Press, 1972, pp. 267–295.

Pauling, L., 1935. Structure and entropy of ice and of other crystals with randomness of atomic arrangements. *Journal of the American Chemical Society*, Vol. 57, pp. 2608–2684.

Peyton, H.R., 1966. Sea ice strength. University of Alaska, Geophysical Institute, Report No. UAG-R 182, 285 p.

Pounder, E.R., 1965. *The physics of ice*. Pergamon Press, Oxford – London, 1965.

- Reinicke, K.M., 1977. Plasticity analysis with an isotropic three-parameter yield function. Gewerkschaften Brigitta und Elwerath Betriebsführungsgesellschaft mbH (BEB), Hannover, October 1977, unveröff. Ber.
- Reinicke, K.M. und Ralston, T.D., 1977. Plastic limit analysis with an anisotropic, parabolic yield function. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences (and Geomechanics Abstracts)*, Vol. 14 (1977), pp. 147–154.
- Richter-Menge, J.A., 1987. Confined compressive strength of horizontal first-year sea ice samples. Proc., ASME – Sixth (1987) International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium (OMAE), Houston, TX, March 1–6, 1987, Vol. IV, pp. 197–207.
- Richter-Menge, J.A. und Cox, G.F.N., 1985. The effect of sample orientation on the compressive strength of multi-year pressure ridge ice samples. Proc., Civil Engineering in the Arctic Offshore (Arctic '85), ASCE, San Francisco, CA, March 25–27, 1985, pp. 465–475.
- Richter-Menge, J.A. et al., 1986. Triaxial testing of first-year sea ice. Von: J.A. Richter-Menge, G.F.N. Cox, N. Perron, G. Durell und H. Bosworth. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL-Report 86-16, December 1986, 47 p.
- Richter-Menge, J.A., Cox, G.F.N. und Perron, N.M., 1987. Mechanical properties of multi-year sea ice – Phase I: Ice structure analysis. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755-1290, CRREL-Report 87-3, March 1987, 36 p.
- Rigsby, G.P., 1958. Effect of hydrostatic pressure on velocity of shear deformation of single ice crystals. *Journal of Glaciology*, Vol. 3, No. 24 (1958), pp. 273–278.
- Riska, K., 1980. On the role of failure criterion of ice in determining ice loads. Technical Research Centre of Finland VTT, Ship Laboratory, Report No. 7, Espoo, March 1980, 36 p.
- Schatt, W. ed., 1987. Einführung in die Werkstoffwissenschaft. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 6. Aufl., 1987.
- Schulson, E.M., 1979. An analysis of the brittle to ductile transition in polycrystalline ice under tension. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 1, No. 2 (1979), pp. 87–91.
- Schulson, E.M., 1986. The fracture of ice Ih. VII International Conference on the Physics and Chemistry of Ice, Grenoble, France, September 1–5, 1986. Ice Research Laboratory, Thayer School of Engineering, Dartmouth College, Hanover, N.H. 03755, Report No. IRL 86/87-019, 33 p.
- Schulson, E.M. und Cannon, N.P., 1984. The effect of grain size on the compressive strength of ice. Proc., IAHR Ice Symposium 1984, Hamburg, August 27–31, 1984, Vol. I, pp. 29–38.
- Schulson, E.M., Lim, P.N. und Lee, R.W., 1984. A brittle to ductile transition in ice under tension. *Philosophical Magazine A*, Vol. 49, No. 3 (1984), pp. 353–363.
- Schwarz, J. et al., 1981. Standardized testing methods for measuring mechanical properties of ice. Von: The Working Group on Standardizing Testing Methods in Ice, IAHR Section on Ice Problems, J. Schwarz, R. Frederking, V. Gavrilov, I.G. Petrov, K.-I. Hirayama, M. Mellor, P. Tryde und K.D. Vaudrey. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 4 (1981), pp. 245–253.

- Schwarz, J. et al., 1987. Determination of mechanical properties of ice by quantum statistical approach and experiments. Von: J. Schwarz, A. Hayd, F.U. Häusler, M. Maurer, K.-U. Evers und W. Satzger. Proc., ASME – Sixth (1987) International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium (OMAE), Houston, TX, March 1–6, 1987, Vol. IV, pp. 245–252.
- Shumskii, P.A., 1964. Principles of structural glaciology. Dover Publications Inc., New York, 1964.
- Sinha, N.K., 1978. Rheology of columnar-grained ice. *Experimental Mechanics*, Vol. 18, No. 12 (1978), pp. 464–470.
- Sinha, N.K., 1981. Comparative study of ice strength data. Proc., IAHR International Symposium on Ice, July 27–31, 1981, Québec, Canada, Vol. II, pp. 581–595.
- Sinha, N.K., 1982. Delayed elastic strain criterion for first cracks in ice. Proc., IUTAM, Symposium on Deformation and Failure of Granular Materials, Delft, 31 August – 3 September 1982; A.A. Balkema, Rotterdam, 1982, pp. 323–330.
- Sinha, N.K., 1983. Field tests on rate sensitivity of vertical strength and deformation of first-year columnar-grained sea ice. Proc., The Seventh International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '83). Helsinki, Finland, 5–9 April 1983, Espoo 1983, Vol. 1, pp. 231–242.
- Sinha, N.K. und Frederking, R., 1979. Effect of Test System Stiffness on Strength of Ice. Proc., 5th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '79), August 13–18, 1979, Trondheim, Norway, Vol. 1, pp. 708–718.
- Smith, M.B., 1974. A parabolic yield condition for anisotropic rocks and soils. PhD Thesis, Rice University, Houston, TX, May 1974, 190 p.
- Szabó, I., 1972. Höhere Technische Mechanik. 5. Aufl., Springer-Verlag, Berlin – Heidelberg – New York, 1972.
- Szyszkowski, W. und Glockner, P.G., 1987. Modelling the mechanical properties of ice. Proc., ASME – Sixth (1987) International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium (OMAE), Houston, TX, March 1–6, 1987, Vol. IV, pp. 159–165.
- Timco, G.W., 1979. The mechanical and morphological properties of doped ice: A search for a better structurally simulated ice for model test basins. Proc., The 5th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '79), Trondheim, Norway, August 13–18, 1979, Vol. I, pp. 719–739.
- Timco, G.W., 1980. The mechanical properties of saline-doped and carbamide (urea)-doped model ice. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 3, No. 1 (1980), pp. 45–56.
- Timco, G.W., 1981. Flexural strength of ice grown from chemically impure melts. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 4, No. 2 (1981), pp. 81–92.
- Timco, G.W. und Martin, R.A., 1979. Mechanical strength of ice grown from an impure melt. National Research Council of Canada, Division of Mechanical Engineering, Report LTR-LT-103, Ottawa, Canada, August 1979, 22 p.
- Timco, G.W. und Frederking, R., 1983. Confined compressive strength of sea ice. Proc., The Seventh International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '83), Helsinki, Finland, 5–9 April 1983, Espoo 1983, Vol. I, pp. 243–253.

- Timco, G.W. und Frederking, R.M.W., 1984. An investigation of the failure envelope of granular discontinuous-columnar sea ice. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 9, No. 1 (1984), pp. 17–27.
- Timco, G.W. und Frederking, R.M.W., 1986. Confined compression tests: Outlining the failure envelope of columnar sea ice. *Cold Regions Science and Technology*, Vol. 12 (1986), pp. 13–28.
- Tinawi, R. und Gagnon, L., 1984. Behaviour of sea ice plates under long term loading. Proc., IAHR Ice Symposium 1984, Hamburg, August 27–31, 1984, Vol. 1, pp. 103–112.
- Tsai, S.W. und Wu, E.M., 1971. A general theory of strength for anisotropic materials. *Journal of Composite Materials*, Vol. 5, January 1971, pp. 58–80.
- Varges, G., 1987. Advances in icebreaker design – The conversion of the Soviet Polar icebreaker MUDYUG into a THYSSEN/WAAS ship. Proc., 6th WEMT (West European Conference on Marine Technology) Symposium, STG-Sommertagung, Travemünde, 2.–5. Juni 1987, pp. A-47–A-71.
- Varsta, P., 1983. On the mechanics of ice load on ships in level ice in the Baltic Sea. PhD thesis, Helsinki University of Technology, Espoo, 1983, Technical Research Centre of Finland, Publications 11, 91 p.
- Vinogradov, A.M., 1985. Creep properties of ice: Theory and experiment. Proc., Civil Engineering in the Arctic Offshore (Arctic '85), ASCE, San Francisco, CA, March 25–27, 1985, pp. 447–455.
- Vinogradov, A.M., 1987. Constitutive modeling of ice. Proc., ASME – Sixth (1987) International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium (OMAE), Houston, TX, March 1–6, 1987, Vol. IV, pp. 181–188.
- Waas, H. und Prölb, C., 1972. Der neue Eistank der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt. *Schiff und Hafen*, Jg. 24, Heft 8, August 1972, pp. 549–554.
- Wang, Y.S., 1979. Crystallographic studies and strength tests of field ice in the Alaskan Beaufort Sea. Proc., 5th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '79), August 13–18, 1979, Trondheim, Norway, Vol. 1, pp. 651–666.
- Weast, R.C. ed., 1971. CRC-Handbook of Chemistry and Physics. 52nd. Edition, 1971–1972. The Chemical Rubber Co., Cleveland, Ohio.
- Weeks, W.F. und Assur A., 1967. The mechanical properties of sea ice. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H., Cold Regions Science and Engineering, Pt. II, Sect. C3, CRREL-Monograph II-C3.
- Weeks, W.F. und Assur, A., 1968. The mechanical properties of sea ice. National Research Council of Canada, Associate Committee on Geotechnical Research, Technical Memorandum No. 92, Ottawa, March 1968 (Proc. of the Conference on “Ice Pressures against Structures”, Laval University, Québec, 10–11 November 1966), pp. 25–78.
- Weeks, W.F. und Assur A., 1969. Fracture of lake and sea ice. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H., Research Report RR 269., 86 p.
- Weeks, W.F. und Ackley, S.F., 1982. The growth, structure and properties of sea ice. U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, N.H. 03755, CRREL Monograph 82-1, November 1982, 136 p.

Weeks, W.F. und Ackley S.F., 1983. Recent advances in understanding the structure, properties, and behavior of sea ice in the coastal zones of the Polar Oceans. Proc., The Seventh International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC '83), Helsinki, Finland, 5–9 April 1983, Espoo 1983, Vol. 1, pp. 25–41.

Weeks, W.F. und Mellor, M., 1984. Mechanical properties of ice in the Arctic seas. In: Arctic technology and policy, I. Dyer und C. Chrysostomidis ed., Hemisphere Publishing Co., Washinton, D.C., 1984, pp. 235–259.

Whalley, E., Heath, J.B.R. und Davidson, D.W., 1968. Ice IX. An anti-ferroelectric phase related to ice III, Journal of Chemical Physics, Vol. 48, No. 7 (1968). pp. 2362–2370.

## Lebenslauf

### Allgemeine Angaben zur Person

Name: Franz Ulrich Häusler  
geboren: 26. 8. 1949 in Köln-Lindenthal  
Eltern: Georg H.E. Häusler, Amtsgerichtsrat  
Anneliese W. Häusler, geb. Marschner  
Staatsangehörigkeit: deutsch  
Stand: seit dem 8. 9. 1978 verheiratet mit  
Judith H.C. Häusler, geb. Arp,  
2 Kinder: Ole (\*1980) und Erik (\*1982)

### Schulbildung

Ostern 1956 – Ostern 1960 Kath. Volksschule Genter Straße in Köln,  
Montessori Zweig  
2. 2. 1960 Aufnahmeprüfung fürs Gymnasium  
Ostern 1960 – 28. 5. 1968 Städtisches Gymnasium Kreuzgasse in Köln,  
neusprachlicher Zweig  
28. 5. 1968 Reifeprüfung

### Hochschulbildung

WS 1968/69 – SS 1972 Technische Universität Hannover,  
Fachrichtung Schiffbau  
26. 11.1970 Diplomvorprüfung, Gesamturteil: befriedigend  
nach WS 1969/70 und im WS 1970/71 Seefahrtzeit als Ing.-Assistent, insges. 5 Monate  
WS 1972/73 – WS 1976/77 Universität Hamburg, Institut für Schiffbau  
6. 1. 1977 Diplom-Hauptprüfung, Fachrichtung Schiffbau,  
Gesamturteil: mit Auszeichnung bestanden  
Industrie- und Werftpraktika bei: Klöckner-Humboldt-Deutz AG, Köln-Deutz  
Schlichting Werft, Lübeck-Travemünde  
Blohm + Voss AG, Hamburg

### Beschäftigung nach Abschluß des Studiums

1. 12. 1976 – 30. 11. 1977 wissenschaftlicher Mitarbeiter bei Professor  
Dr.-Ing. O. Grim am Institut für Schiffbau  
der Universität Hamburg  
seit 1. 12. 1977 wissenschaftlicher Angestellter bei der  
Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt  
GmbH., Abteilung Eistechnik