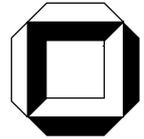


Jahresbericht 2001

W. Wagner

Mitteilung 4(2001)



Jahresbericht 2001

W. Wagner

Mitteilung 4(2001)

Vorwort

Die hier vorliegende Zusammenstellung zeigt die Aktivitäten des Institutes für Baustatik im Jahre 2001 in der Lehre, der Forschung und bei den sonstigen Aktivitäten. Die erbrachten Leistungen wurden nur durch die gemeinsame Teamleistung möglich. Es ist mir daher zum Ausklang dieses Jahres ein großes Anliegen, allen Mitarbeitern und Mitarbeiterinnen des Institutes sowie unseren Studenten und Studentinnen für Ihren engagierten Einsatz in Lehre, Forschung und Verwaltung recht herzlich zu danken.

Karlsruhe, im Dezember 2001

Werner Wagner

Ohne Genehmigung des Autors ist es nicht gestattet, dieses Heft ganz oder teilweise auf fotomechanischem Wege (Fotokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.

© Prof. Dr.–Ing. W. Wagner
Institut für Baustatik
Universität Karlsruhe
Postfach 6980
76128 Karlsruhe

Telefon: (0721) 608–2280
Telefax: (0721) 608–6015
E–mail: bs@uni-karlsruhe.de
Internet: <http://www.uni-karlsruhe.de/~baustatik>

Karlsruhe, 2001

1 Organisation und Personal

1.1 Gliederung des Instituts

Institutsleitung: o.Prof. Dr.-Ing. habil. Werner Wagner

Abteilung Baustatik und Numerische Methoden

Abteilung Versuchswesen und Meßtechnik

CIP-Pool der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen

1.2 Mitarbeiter des Instituts

Hochschullehrer:

Prof. Dr.-Ing. habil. Wagner, Werner

Prof. Dr.-Ing. N.N.

Dr.-Ing. habil. Sansour, Carlo

entpflichtete Professoren:

Prof. Dr.-Ing. Vogel, Udo

Wiss. Assistenten/Mitarbeiter:

Dipl.-Ing. Harich, Jens (ab 4/2001)

Dr.-Ing. Klinkel, Sven (bis 3/2001)

Dr.-Ing. habil. Yuri Lapusta

Dipl.-Ing. Münch, Ingo (ab 12/2001)

Dipl.-Ing. Schütt, Jan

Dipl.-Ing. Wenzel, Michael

Dipl.-Ing. Wüst, Jochen

Dr.-Ing. Ziegler, René (bis 6/2001)

Dipl.-Ing. Karius, Guido

Technische und Verwaltungsangestellte

Hauck-Trautmann, Ute (bis 8/2001)

Kasper, Dieter (bis 9/2001)

Dipl.-Ing. Klenk, Gerhard

Köllner, Solveigh

Ruf, Andreas

Schroth, Ingeborg

1.3 Stipendiaten und Gastwissenschaftler

Dipl.-Ing. Rajab, Attia

Gonzales Saiz, Ricardo

Vrech, Sonia

1.4 freie Mitarbeiter

Elicker, Annemarie (bis 7/2001)

Dipl.-Ing. Waldhauer, Gerhard (bis 9/2001)

1.5 Studentische Hilfskräfte

Adams, Gunnar

Bernhard, Daniela

Blüm, Thomas

Ehrlich, Florian

Gonzales, Saiz Ricardo

Hambrecht, Thomas

Lähr, André

Müller, Matthias

Niklasch, Christoph

Raisig, Gesine

Skatulla, Sebastian

Streubel, Rainer

Wenig, Stephan

Wolf, Rüdiger

Zembrot, Marcel

1.6 Ehemalige Mitarbeiter

Baumann, Markus, Prof. Dr.-Ing. , Fachbereich Bauingenieurwesen FH Karlsruhe,
email: Markus.Baumann@fh-karlsruhe.de

Bletzinger, Kai-Uwe, Prof. Dr.-Ing. , Lehrstuhl für Statik TU München,
email: kub@bv.tum.de

Gruttmann, Friedrich, Prof. Dr.-Ing. habil. , Institut für Statik TH Darmstadt,
email: gruttmann@statik.tu-darmstadt.de

Gschwind (geb. Kugler), Joachim, Dr.-Ing. , Mero GmbH & Co KG Würzburg,
email: Joachim.Gschwind@mero.de

Heil, Wolfgang, Prof. Dr.-Ing. , Fachbereich Baubetrieb FH Karlsruhe,
email: Wolfgang.Heil@fh-karlsruhe.de

Höß, Petra, Dr.-Ing. , Harrer Ingenieure Karlsruhe,
email: mail@harrer-ing.de

Klinkel, Sven, Dr.-Ing. , Civil and Environmental Engineering Berkeley, University of California,
email: klinkel@ce.Berkeley.EDU

Knebel, Klaus, Dr.-Ing. , Mero GmbH & Co KG Würzburg,
email: Klaus.Knebel@mero.de

Sauer, Roland, Dr.-Ing. , RIB Bausoftware, Stuttgart
email: sar@rib.de

Sprenger, Wolfgang, Dr.-Ing. , Ingenieurbüro für Baustatik Kevelaer/ Niederrhein,
email: sprenger@mystatik.de

Vogel, Udo, Prof. Dr.-Ing.,
email: vogel-cuxhaven@t-online.de

Ziegler, René, Dr.-Ing. , Waagner Biro Stahl-Glas-Technik AG Wien,
email: rziegler@wbag.co.at

1.7 Adresse

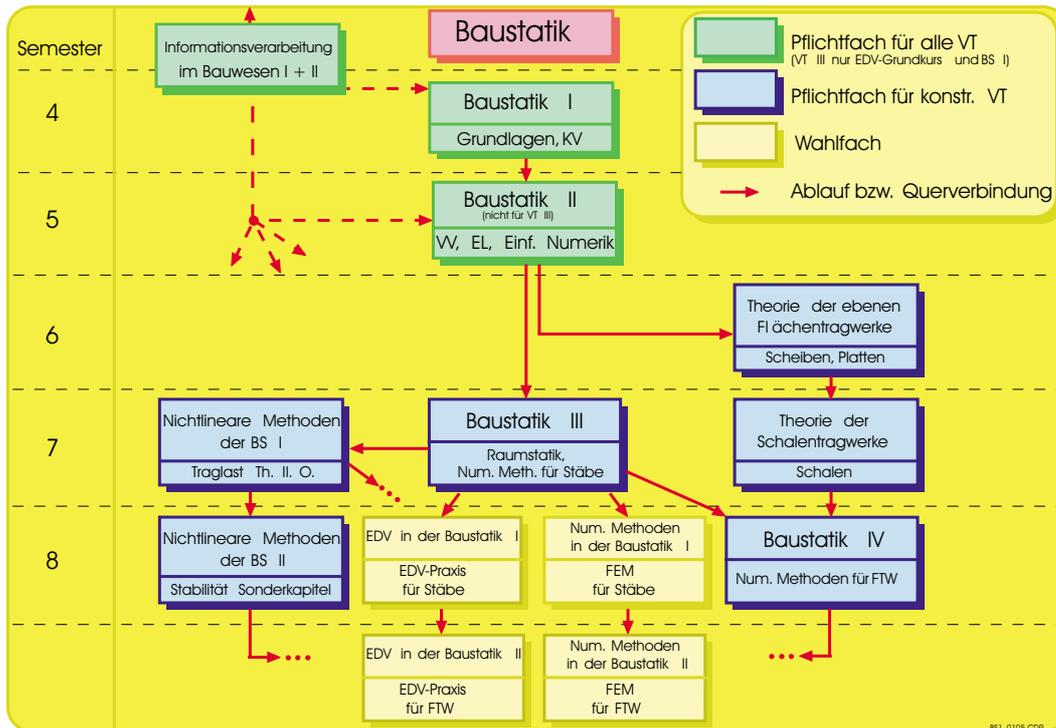
Institut für Baustatik	Tel.:	+49(0)721-608-2280
Universität Karlsruhe	Fax :	+49(0)721-608-6015
Kaiserstr.12	E-mail:	bs@uni-karlsruhe.de
76131 Karlsruhe	WWW:	http://www.uni-karlsruhe.de/~baustatik

2 Lehre und Studium

2.1 Vorbemerkungen

Das Studium der Baustatik ist im Bereich zwischen Grundstudium und Vertieferstudium angelegt. Während die Grundvorlesungen BSI + II für alle Vertieferrichtungen gehalten werden, sind die darüberhinaus gehenden Veranstaltungen im wesentlichen für die konstruktiven Vertiefer gedacht.

2.2 Übersicht



2.3 Liste der Lehrveranstaltungen

Wintersemester:

Lehrveranstaltung	Dozent
Baustatik II	Wagner
Baustatik III	Wagner
Theorie der Schalentragwerke	Sansour
Nichtlineare Probleme der Baustatik I	Sansour
EDV in der Baustatik II	Wagner/Harich
Numerische Methoden in der Baustatik II	Schütt
Nichtlineare Probleme der Baustatik IV	Sansour
Theorie und Numerik dünnwandiger Faserverbundstrukturen	Wagner
Informationsverarbeitung im Bauwesen I	Harich
Seminar für Baustatik	Wagner

Sommersemester:

Lehrveranstaltung	Dozent
Baustatik I	Wagner
Baustatik IV	Wagner
Theorie der ebenen Flächentragwerke	Sansour
Nichtlineare Probleme der Baustatik II	Sansour
EDV in der Baustatik I	Wagner/Harich
Numerische Methoden in der Baustatik I	Schütt
Nichtlineare Probleme der Baustatik III	Sansour
Informationsverarbeitung im Bauwesen II	Harich
Seminar für Baustatik	Wagner

2.4 Liste der Manuskripte

Baustatik I
Baustatik II
Baustatik III
Nichtlineare Probleme der Baustatik I
Flächentragwerke
Theorie der Schalentragwerke
Prüfungsaufgaben Baustatik
Programm FEAP (Finite Element Program Analysis)
Program MAP (Matrix Analysis Program) mit Diskette

2.5 Lehrprogramme

MAP
STAB2D
ROTASS
FEAP
diverse im CIP-Pool installierte Bau-Programme

2.6 Betrieb des CIP-Pools der Fakultät für Bauingenieurwesen

Das Institut für Baustatik betreibt für die Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen den studentischen Rechnerpool mit nachfolgender Ausstattung.

Hardware

33 vernetzte Pentium-PC's mit folgenden technische Daten:

Pentium III-Prozessoren, 500 MHz, 100 Mbyte Speicher je Benutzer, 256KByte RAM, 3 1/2 Zoll Diskettenlaufwerk, DVD-Laufwerk, (1 PC zusätzlich mit Zip-Laufwerk), 19 Zoll Farbmonitore, Maus.

HP-Laserjet s/w-Drucker, DIN A1-Plotter

Software

Als Betriebssystem dient Windows NT. Zum Arbeiten im CIP-Pool sind folgende Programme installiert:

Microsoft Office97, LATEX, Netscape, ANSYS Rev.5.2, Ribtec (Tripla, Trimas, Zeicon, u.v.m.), Rstab, Platte, Stahl, Pldim, Abacus, D.I.E., Friedrich+Lochner, Stab2D, Rotass, FEAP, MAP, Nemetschek (Allplan / Allplot), Power Project, Arriba, Visum - IV, ArcView, ArcCAD, AutoCAD R13, ACAD2000, Maple V Release 5, Hecras, Unifels.

2.7 Prüfungsmodalitäten

Klausuren und Diplomprüfung in BAUSTATIK

1. Klausuren

Entsprechend der gültigen Diplomprüfungsordnung können studienbegleitende Klausuren als Teilprüfungsleistungen nur nach einem Semester über dessen Lehrstoff abgehalten werden.

Teilgebiet 1: **Baustatik I** (für alle VT-Richtungen)
Termin: Herbst, Dauer : 165 Minuten

Teilgebiet 2: **Baustatik II** (für die VT-Richtung I, II, IV und V)
Termin: Frühjahr, Dauer : 165 Minuten

Teilgebiet 3: **Vertiefungsvorlesungen in Baustatik** (für VT-Richtung I)
Teilklausur 3.1: Theorie der ebenen Flächentragwerke
Termin: Herbst, Dauer : 35 Minuten

Teilklausur 3.2: Baustatik III + IV , Theorie der Schalentragwerke
Nichtlineare Probleme der Baustatik I + II
Termin: Frühjahr, Dauer : 130 Minuten

2. Diplomprüfung

2.1 Anerkennung der Klausuren

Eine erfolgreich bestandene Klausur kann als Prüfungsleistung anerkannt werden.

2.2 Grundfachprüfung

2.2.1 Schriftliche Grundfachprüfung

Die Diplomprüfung kann auch als schriftliche Grundfachprüfung innerhalb eines Prüfungstermins abgelegt werden.

Die Grundfachprüfung wird getrennt nach den drei o.g. Teilgebieten durchgeführt, wobei auf jedes Teilgebiet 100 Minuten Prüfungszeit entfallen.

2.2.2 Mündliche Zusatzprüfung

Eine planmäßige mündliche Prüfung findet nur statt, wenn eine schriftliche Wiederholungsprüfung nicht bestanden wurde.

2.3 Notenbildung

Die Teilgebiete 1, 2 und 3 müssen je für sich bestanden werden. Die Gesamtnote ergibt sich aus dem arithmetischen Mittel der Noten in den einzelnen bestandenen Teilgebieten.

2.8 Prüfungen

	Fach	Teilnehmer	bestanden	nicht bestanden	unentschuldigt gefehlt
Frühjahr 2001	Klausur BS II	85	63.5 %	35.3 %	1.2 %
	Klausur BS III.2	44	59.1 %	40.9 %	0.0 %
	Prüfung BS I	41	97.7 %	2.3 %	0.0 %
	Prüfung BS II	42	69.1 %	21.4 %	9.5 %
	Prüfung BS III.1	24	70.8 %	25.0 %	4.2 %
	Prüfung BS III.2	29	79.3 %	17.3 %	3.4 %

	Fach	Teilnehmer	bestanden	nicht bestanden	unentschuldigt gefehlt
Herbst 2001	Klausur BS I	68	44.1 %	50.0 %	5.9 %
	Klausur BS III.1	32	84.4 %	15.6 %	0.0 %
	Prüfung BS I	53	96.2 %	0.0 %	3.8 %
	Prüfung BS II	43	76.7 %	18.6 %	4.7 %
	Prüfung BS III	32	84.4 %	6.2 %	9.4 %

2.9 Vertieferarbeiten

- **Gottschang, Markus**
Trag- und Verformungsverhalten von Rocco-Drahtringnetzen
- **Butz, Alexander** Ein Weggrößenverfahren zur Berechnung von Querkraftschubspannungen in dünnwandigen Querschnitten
- **Hoffmann, Alexandra**
Darstellung von Falten in Membranen mit der Finite Element Methode
- **Adams, Gunnar**
Formfindung von Seilnetzen mit der Methode der finiten Elemente

2.10 Diplomarbeiten

- **Wolters, Martin**
Modellierung und Finite-Element-Berechnung eines längsversteiften Zylindersegments aus Faserverbundmaterial unter Berücksichtigung von Schädigung

- **Goltz, Matthias**
Simulation of Temperature and Stress during and after RCC Dams Construction
- **Abdisatar, Abdi**
Computations of non-linear dynamics of shells using energy-momentum methods
- **César, Joao**
Erstellung und Programmierung eines Algorithmus zur Auffindung von Fließlinien
- **Gonzales, Ricardo**
Modelling and Computation of a Stringer Stiffened Composite Shell Panel
- **Schaumann, Erika**
Numerical Simulation of the Development of Thermally Induced Stresses in Young Concrete
- **Münch, Ingo**
Optimierte Dimensionierung und Kalkulation zweiachsig beanspruchter Balken als Anwendung Mathematischer Programmierung
- **Niklasch, Christoph**
Berechnung der dynamischen Beanspruchung von Stabtragwerken mit der modalen Analyse
- **Jurecka, Florian**
Behandlung von Vouten bei FE-Untersuchungen von ebenen Stabtragwerken
- **Wolf, Rüdiger**
Numerische Untersuchung anisotroper Werkstoffe mit der Methode der Finiten Elemente
- **Vrech, Sonia**
Erweiterung eines elastoplastischen Stoffgesetzes auf ein gemischtes Verfestigungsverhalten
- **Harich, Jens**
Theorie und Implementierung hybrider Verzerrungsansätze in ein 8-Knoten Volumenelement

2.11 Promotionen

- R. Ziegler: Theorie und Numerik für den Entwurf von vorgespannten Membrantragwerken (Karlsruhe, Januar 2001). (H) (Mitberichter Prof. K.-U. Bletzinger, TU München)
- A. Plotzitz: Ein Verfahren zur numerischen Simulation von Betonstrukturen beim Abbruch durch Sprengen (Karlsruhe, Dezember 2001). (M) (Hauptberichter Prof. J. Eibl)

2.12 Sonstige Lehraktivitäten

- Informationsveranstaltung zur Wahl der Vertiefungsrichtung Konstruktiver Ingenieurbau, W. Wagner, K. Knebel, K. Dickerhof, R. Sauer, 17.7.2001
- Schülerinnentechniktag: Workshop 'Numerische Simulation von Bauwerken', J. Harich, 16.11.2001

3 Forschung

3.1 Arbeiten

- Berechnung von Stabtragwerken bei Verwendung unterschiedlicher mathematisch-mechanischer Modelle, DFG
- Untersuchung der Mikroinstabilitätsprobleme von Faserverbundwerkstoffen mit einigen typischen Schädigungsarten, DFG
- Postbuckling and Collapse Analysis of shell structures, GARTEUR Activity Group 25
- Graduiertenkolleg 786 der Deutschen Forschungsgemeinschaft 'Mischfelder und nichtlineare Wechselwirkungen (GKMF)'

3.2 Industrieaufträge

- Diverse Dichtheitsuntersuchungen an Behältern, z.B. Stade, Grohnde, Gösgen,...

3.3 Veröffentlichungen

- **Wagner, W., Gruttmann, F.:** FE-Modeling of Fiber Reinforced Polymer Structures, 5th World Congress on Computational Mechanics, 7.-12.7.2002, Vienna, Austria.
- **Lapusta, Y.:** A numerical study of the boundary effects and some micro-interactions during fiber-matrix instabilities in composites. 5th World Congress on Computational Mechanics, 7.-12.7.2002, Vienna, Austria.
- **Lapusta, Y., Wagner, W.:** Zur Berechnung einiger Instabilitätsprobleme von Faserverbundwerkstoffen mit Grenzeffekten. GAMM'2002, 25.03.2002, Augsburg.
- **Sansour, C.:** On the formulation of elastic anisotropy within multiplicative finite strain inelasticity, in: Plasticity, Damage and Fracture at Macro, Micro and Nano scales, A.S. Khan and O. Lopez-Pamies (eds.), Neat Press Fulton, Maryland, (2002), 337-339.
- Sansour, C., Kollmann, F.G. Inelastic generalized continua: From the Cosserat continuum to dislocation theory. Theoretical and numerical issues, in: Plasticity, Damage and Fracture at Macro, micro and Nano Scales, A.S. Khan and O. Lopez-Pamies (eds.), Neat Press Fulton, Maryland, (2002), 340-342.
- **Wagner, W., Gruttmann, F.:** Berechnung der Schubspannungen aus Querkraft in dünnwandigen Querschnitten mit einem programmiergerechten Verfahren, Baustatik-Baupraxis-8, Braunschweig, 21-22.3.2002.
- **Gruttmann, F., Wagner, W.:** Finite-Element-Berechnungen von räumlichen Stabtragwerken mit elastoplastischem Materialverhalten, Baustatik-Baupraxis-8, Braunschweig, 21-22.3.2002.

- **Wagner, W., Klinkel, S., Gruttmann, F.:** Elastic and plastic analysis of thin-walled structures using hexahedral elements, submitted to Computers and Structures, 2002.
- **Ziegler, R., Wagner, W., Bletzinger, K.-U.:** Ein Finite-Elemente-Modell zur Berechnung von vorgespannten Membrantragwerken, zur Veröffentlichung angenommen in Der Bauingenieur, 2002.
- **Ziegler, R., Wagner, W., Bletzinger, K.-U.:** A Finite-Element-Model for the Analysis of Wrinkled Membrane Structures, accepted for publication in Int. J. of Space Structures, 2002.
- **Wagner, W., Gruttmann, F.:** A displacement method for the analysis of flexural shear stresses in thin-walled composite beams, submitted to Computers and Structures, 2002.
- **Wagner, W., Gruttmann, F.:** Modeling of Shell-Beam Transitions in the Presence of Finite Rotations, accepted for publication in Computer Assisted Mechanics and Engineering Sciences, (2002).
- **Georgiou, I., Sansour, J., Sansour, C.:** POD-analysis of the finite element dynamics of nonlinear in-plane rods, Acta Mechanica, 2002, to appear.
- **Lapusta, Y.:** On a formulation and solutions for doubly periodic cracking in $[\alpha_{1m}, \alpha_{2n}]_s$ laminates, International Journal of Fracture, 107(2) (2001), L29-L32.
- **Lapusta, Y. Wagner W.:** On elastic stability analysis of a fiber-reinforced semi-infinite compressible material, GAMM ' 2001 Annual Scientific Conference, 12-15.02.2001, Zürich, Book of Abstracts, 78-79 (2001).
- **Lapusta, Y. Samborska A.N.:** On mathematical modeling of stability loss of a fibre series in an incompressible matrix, ZAMM - Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 81(2), Teil Suppl., S399-400 (2001).
- **Lapusta, Y.N., Wagner, W.:** On a simple representation of a fiber-matrix interface with initially closed cracks in 3D stability analysis, International Journal of Fracture, 109(4) (2001), L31-L34.
- **Lapusta, Y., Wagner, W.:** On evaluation of the influence of a cavity and a damaged fiber-matrix interface on fiber stability. International Journal of Fracture, 111 (2) (2001), L35-L38.
- **Wagner, W., Gruttmann, F.:** Delamination Growth Analysis of Composite Panels, Euro-mech Colloquium 424 Buckling Predictions of Imperfection Sensitive Structures, 5.09.2001, Kerkrade, Niederlande.
- **Wagner, W., Ziegler, R.:** Aspects of Formfinding and Numerical Analysis of Membrane Structures, CD-Proceedings of the Second European Conference on Computational Mechanics, June 26.-29.2001 Cracow University of Technology, Cracow, Poland, 477, 1-24.
- **Lapusta Y.:** A model for surface effects and fibre interaction in 3D stability analysis of composites, Papers CD-ROM, European Conference on Computational Mechanics (ECCM-2001), 26 - 29 June 2001, Cracow (2001).

- **Lapusta Y., Wagner W.:** An estimation of the influence of a matrix cavity and a damaged fibre-matrix interface on stability of composites, ZAMM - Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, accepted for publication, 2001.
- **Gruttmann, F., Wagner, W.:** Ein Weggrößenverfahren zur Berechnung von Querkraftschubspannungen in dünnwandigen Querschnitten, Der Bauingenieur 76 (2001), 474-480.
- **Wagner, W., Klinkel, S., Gruttmann, F.:** On the Computation of Finite Strain Plasticity Problems with a 3D-Shell Element, K.J. Bathe (ed.) Proc. First MIT Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics, 12.-15.06.2001 Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA 02139, USA, Elsevier Amsterdam 2001, 536-537(Vol.I).
- **Lapusta Y.:** 3D models of fiber-matrix instabilities in composites and possible micro-interactions, First M.I.T. Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics, June 12 - 15, 2001, Cambridge MA, Compilation of Abstracts, p. 83 (2001).
- **Gruttmann, F., Wagner, W.:** A Finite Element Model for the Analysis of Delaminations in FRP-Shells, in W.A. Wall, K.-U. Bletzinger, K. Schweizerhof (eds.) Trends in Computational Structural Mechanics, (20.-23.05.2001, Schloss Hofen, Lake Constance, Austria) CIMNE, Barcelona 2001, 307-316.
- **Sansour, C., Wagner, W.:** Anisotropic Formulations for Finite Strain Viscoplasticity. Applications to Shells, in W.A. Wall, K.-U. Bletzinger, K. Schweizerhof (eds.) Trends in Computational Structural Mechanics, (20.-23.05.2001, Schloss Hofen, Lake Constance, Austria), CIMNE, Barcelona 2001, 198-207.
- **Sansour, C., Wagner, W.:** A Model of Finite Strain Viscoplasticity Based on Unified Constitutive Equations. Theoretical and Computational Considerations with Applications to Shells, Comp. Meth. in Appl. Mech. Engng., 191(2001), 423-450.
- **Wagner, W., Gruttmann, F., Sprenger, W.:** A Finite Element Formulation for the Simulation of Propagating Delaminations in Layered Composite Structures, Int. J. Num. Meth. Engng., 51 (2001), 1337-1359.
- **Gruttmann, F., Wagner, W.:** Shear correction factors in Timoshenko's beam theory for arbitrary shaped cross-sections, Computational Mechanics, 27 (2001), 199-207.
- **Lapusta, Y.N., Wagner, W.:** A Numerical Estimation of the Effects of a Cylindrical Hole and Imperfect Bonding on Stability of a Fiber in an Elastic Matrix, Int. J. Num. Meth. Engng., 51 (2001), 631-646.
- **Wagner, W., Gruttmann, F.:** Finite Element Analysis of Saint-Venant Torsion Problem with Exact Integration of the Elastic-Plastic Constitutive Equations, Comp. Meth. Appl. Mech. Eng., 190 (2001), 3831-3848.
- **Lapusta, Y.N., Wagner, W.:** On Various Material and Fibre-Matrix Interface Models in the Near-Surface Instability Problems of Fibrous Composites, Composites Part A: Applied science and manufacturing, 32 (2001), 415-425
- **Ziegler, R., Wagner, W.:** Von der Formfindung zum Membrantragwerk, Bauen mit Textilien, 4 (2001), 7-17.

- **Sansour, C.:** On the dual variable of the logarithmic strain tensor, the dual variable of the Cauchy stress tensor, and related issues, *Int. J. Solids Structures* 38 (2001), 9221-9232.

3.4 Vorträge

- **Lapusta, Y.,** Wagner W.: On elastic stability analysis of a fiber-reinforced semi-infinite compressible material, GAMM ' 2001 Annual Scientific Conference, 12-15.02.2001, Zürich.
- **Wagner, W.:** Shell-Modeling for an Axially Compressed Stiffened CRFP-Panel, EU-Meeting GARTEUR Action Group 25 on Postbuckling and Collapse Analysis, 19-20.04.2001, FFA, Stockholm.
- **Gruttmann, F.,** Wagner, W.: A Finite Element Model for the Analysis of Delaminations in FRP-Shells, Trends in Computational Structural Mechanics, 20.-23.5.2001, Schloss Hofen, Lake Constance, Austria), 2001.
- **Sansour, C.,** Wagner, W.: Anisotropic Formulations for Finite Strain Viscoplasticity. Applications to Shells, Trends in Computational Structural Mechanics, 20.-23.5.2001, Schloss Hofen, Lake Constance, Austria), 2001.
- **Wagner, W.,** Klinkel, S., Gruttmann, F.: On the Computation of Finite Strain Plasticity Problems with a 3D-Shell Element, First MIT Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics, 12.-14.6.2001 Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA 02139, USA.
- **Lapusta Y.:** 3D models of fiber-matrix instabilities in composites and possible micro-interactions, First M.I.T. Conference on Computational Fluid and Solid Mechanics, June 12 - 15, 2001, Cambridge MA, USA.
- **Lapusta Y.:** A model for surface effects and fibre interaction in 3D stability analysis of composites, European Conference on Computational Mechanics (ECCM-2001), 26 - 29 June 2001, Cracow.
- **Wagner, W.,** Ziegler, R.: Aspects of Formfinding and Numerical Analysis of Membrane Structures, European Conference on Computational Mechanics, 26.-29.6.2001 Cracow University of Technology, Cracow, Poland.
- **Wagner, W.,** Gruttmann, F : Delamination Growth Analysis of Composite Panels, Euro-mech Colloquium 424 Buckling Predictions of Imperfection Sensitive Structures, 3.-5-9.2001, Kerkrade, Niederlande.
- **Wagner, W.:** On Elastic Foundations for Axially Compressed Stiffened CRFP-Panels, EU-Meeting GARTEUR Action Group 25 on Postbuckling and Collapse Analysis, 3-5.10.2001, DERA, Farnborough, UK.
- **Sansour, C.:** Nonlinear dynamics of shells and rods and energy-momentum methods including $SO(3)$ -valued configuration spaces, Euromech Colloquium 427 on Computational Techniques and Applications in Nonlinear Dynamics of Structures and Multibody Systems. Paris, 24-27 September, 2001.

- **Sansour, C.:** On theoretical and computational issues of modelling and simulation of finite strain deformations, University of Adelaide, Faculty of Engineering, 19. Dezember 2001.
- **Sansour, C.:** Zur Formulierung anisotroper finiter Elastoplastizität, Institut für Baustatik, Technische Universität Darmstadt, 10. Dezember 2001.
- **Sansour, C.:** On theories of continua with micro structure, University of Calgary, Department of Mechanical Engineering, 30. Oktober 2001.
- **Sansour, C.:** Betrachtungen zur Modellierung und Simulation von Strukturen und Kontinua, Mechanikseminar der Fakultät für Werkstoffwissenschaften der Universität des Saarlandes, 9. Juni 2001.
- **Sansour, C.:** Some theoretical and computational aspects in structural mechanics, University of Cambridge, Engineering Department, 30. Mai 2001.
- **Sansour, C.:** Integration schemes and reduction methods in the nonlinear dynamics of solids, GAMM-annual meeting, Zürich, 12-15. April, 2001.
- **Sansour, C.:** Zum logarithmischen Verzerrungstensor mit Anwendung auf der finiten Plastizität, Mechanikseminar des Instituts für Mechanik der Universität Magdeburg, 6. Februar 2001.

3.5 Institutsberichte

- **Bericht 8 (2001)**
Theorie und Numerik für den Entwurf von vorgespannten Membrantragwerken, Dissertation, René Ziegler, 2001, ISBN 3-935322-07-0.

3.6 Institutsmitteilungen

- **Mitteilung 04/2001**
W. Wagner Jahresbericht 2001
- **Mitteilung 03/2001**
W. Wagner, S. Klinkel, F. Gruttmann Elastic and plastic analysis of thin-walled structures using hexahedral elements.
- **Mitteilung 02/2001**
W. Wagner, F. Gruttmann, W. Sprenger Problemorientierte Modellierung von Faserverbund-Strukturen.
- **Mitteilung 01/2001**
F. Gruttmann, W. Wagner Ein Weggrößenverfahren zur Berechnung von Querkraftschubspannungen in dünnwandigen Querschnitten.

3.7 Gutachtertätigkeiten

Prof. Wagner

- Gutachter für International Journal for Numerical Methods in Engineering
- Gutachter für Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering
- Gutachter für Computational Mechanics
- Gutachter für Computers & Structures

Dr.–Ing. habil. Sansour

- Gutachter für International Journal for Numerical Methods in Engineering
- Gutachter für Communications in Numerical Methods in Engineering
- Gutachter für Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering
- Gutachter für Computational Mechanics
- Gutachter für Computers & Structures
- Gutachter für ASCE Journal for Engineering Mechanics
- Gutachter für Nonlinear Dynamics

Orthotrope Plastizität mit skalarer Verfestigung

Besitzen die Eigenschaften eines anisotropen Werkstoffes drei orthogonale Symmetrieebenen, so spricht man von einem orthotropen Materialverhalten.

Liegt eine skalare Verfestigung vor, dann verändern sich die Fließspannungen y_{ij} der Materialhaupttrichtungen bei plastischen Verzerrungen so, daß deren Verhältnisse konstant bleiben.

Grundlegende Zusammenhänge

Fließbedingung für orthotropes Materialverhalten:

$$\Phi(\alpha) = \sqrt{\alpha} - y(\alpha) \leq 0 \quad \begin{cases} \Phi < 0 & \text{elast.} \\ \Phi = 0 & \text{plast.} \end{cases}$$

mit Projektionstensor :

$$= \begin{pmatrix} 2a_1 & -a_{12} & -a_{13} & 0 & 0 & 0 \\ -a_{12} & 2a_2 & -a_{23} & 0 & 0 & 0 \\ -a_{13} & -a_{23} & 2a_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2a_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2a_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2a_6 \end{pmatrix}$$

wobei zum Beispiel gilt: $a_1 = \frac{y^2}{y_{11}^2}$, $a_4 = \frac{y^2}{y_{12}^2}$

und der Verfestigungsfunktion:

$$y(\alpha) = y_0 + K\alpha + (y_\infty - y_0)(1 - e^{-\delta\alpha})$$

Zur Ermittlung des aktuellen Spannungs-Verzerrungs-Zustandes wird ein elastischer Prädiktorschritt angenommen.

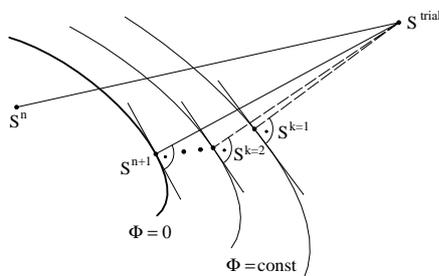


Abb. 1: Prädiktor-Korrektor-Verfahren

Bei der Rückskalierung muß die komplementäre Energie I zwischen dem *trial* und dem tatsächlichem Zustand minimal werden.

Finite-Element-Implementierung

Implementierung in ein konvektiv formuliertes geom. nichtlineares 3D-Volumenelement

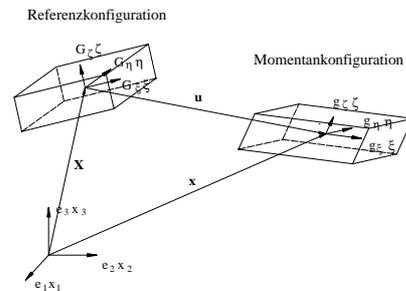


Abb. 2: Basissystem in isoparametrischer Darstellung

Die Reduzierung der *locking*-Effekte erfolgt mit:

- ANS Interpolation der Querschubverzerrungen
- ANS Interpolation in Dickenrichtung
- 5 EAS Parameter

Numerische Beispiele

Untersucht wird eine allseitig gezogene Quadratscheibe mit Kreisloch, eine Materialrichtung ist um den Faktor zwei verstärkt. In Abb. 3 sind die Last-Verschiebungskurven für verschiedene Verfestigungsarten dargestellt, Abb. 4 zeigt die plast. Vergleichsdehnungen bei unterschiedlicher Materialorientierung.

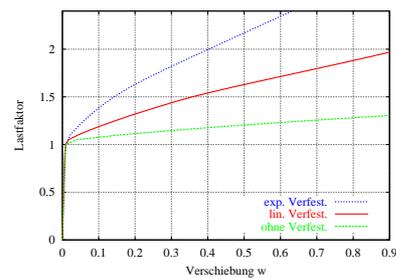


Abb. 3: Verschiebung von Punkt A

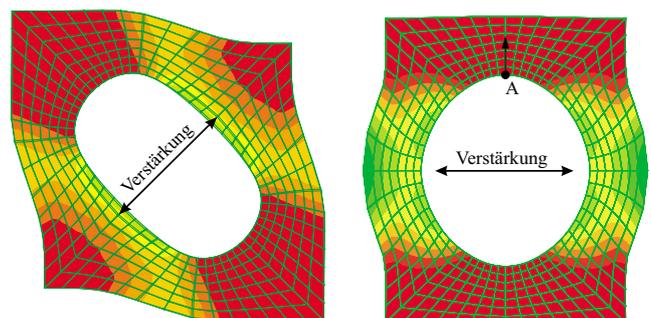


Abb. 4: plast. Vergleichsdehnungen bei gedrehtem Material

Das Bauen mit textilen Membranen ist die Suche nach der optimalen Form. Das Konstruktionsmaterial ist ausgesprochen zweidimensional und verfügt über eine vernachlässigbare Biegesteifigkeit, dadurch ist die Lastabtragung ausschließlich über Zugkräfte möglich. Erst durch das Zusammenfügen der Membrane zu einer vollständig dreidimensionalen Struktur und das Vorspannen entsteht ein Tragwerk.

Unter Lasteinwirkung erfahren Membrane typischerweise große Verformungen und erfordern deshalb eine geometrisch nichtlineare Strukturanalyse. Druckspannungen werden durch das Ausweichen der Membrane aus der Strukturebene vermieden und es treten Falten auf. Durch das druckschlaffe Verhalten der Membrane ist die Proportionalität zwischen den Spannungen σ und den Verzerrungen ε nicht mehr gegeben.

Grundlegende Zusammenhänge

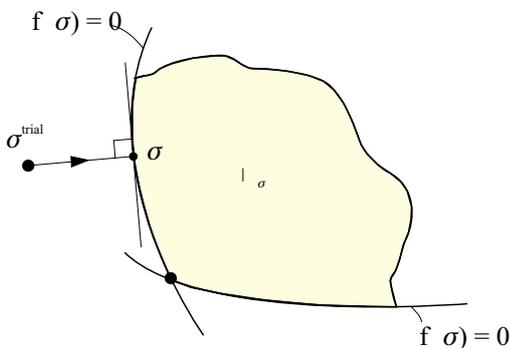
Das faltenfreie, straffe Gebiet kann durch Auswertung der Hauptspannungen beschrieben werden.

$$f_1 := -\sigma_1 \leq 0 \quad \text{und} \quad f_2 := -\sigma_2 \leq 0$$

Die Kinematik der Struktur wird durch eine Zerlegung der Verzerrungstensors ε mit

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^w$$

in einen elastischen Anteil ε^e und einen gefalteten Anteil ε^w erfasst.



Ausgehend von einer ersten Annahme für den Spannungszustand σ^{trial} wird über eine Minimalbedingung eine zulässige Spannung ermittelt.

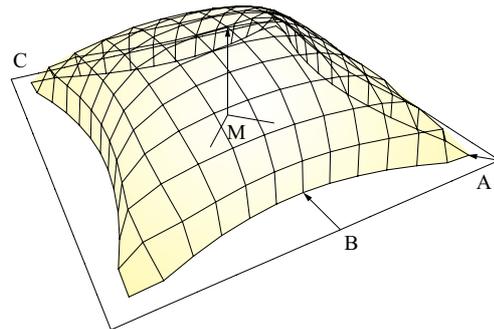
Darstellung der Nebenbedingungen

Um eine konsistente Linearisierung zu ermöglichen, muss die Ableitung der Nebenbedingungen nach dem Spannungstensor σ möglich sein.

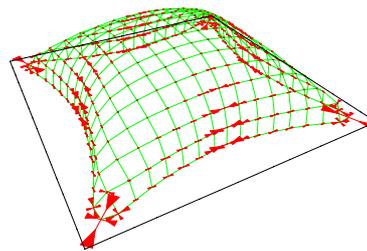
$$f_{\alpha} := - \left[\frac{1}{2} \pi^T \sigma \pm \left(\frac{1}{2} \sigma^T P \sigma \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad \text{für} \quad \alpha \in \{1, 2\}$$

Numerisches Beispiel

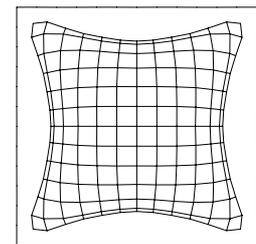
Die Zuverlässigkeit der vorgeschlagenen Elementformulierung wird an Modellsystemen überprüft, bei denen es auf Grund ihrer Abmessungen und Belastungen zu bereichsweiser Faltung der Membrane kommen wird. Die sehr gute Konvergenz in der Energienorm bestätigt die zuverlässige Berechnung der numerischen Lösung.



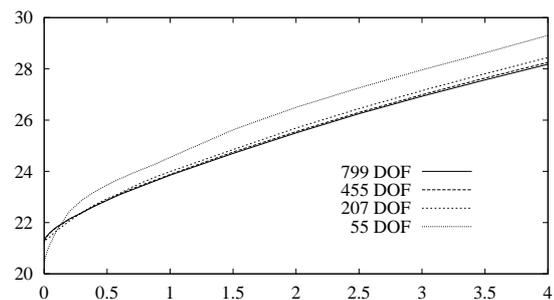
gefaltete Bereiche (rot)



Draufsicht



Last-Verschiebungskurve von Punkt M



Traglastermittlung für Platten

Erreicht eine Platte den Grenzbereich ihrer Tragfähigkeit, dann beginnt sie bereichsweise zu plastizieren. Vereinfachend kann man die so entstehenden Fließzonen in Linien zusammenfassen, an denen sich eben bleibende Plattenbruchstücke scharnierartig gegeneinander verdrehen können.

In Anlehnung an die Fließgelenktheorie der Stabtragwerke, bei der Fließgelenke punktuell eintreten, leitet sich daher auch der Begriff der Fließgelenklinientheorie ab. Dementsprechend dient diese Methode zur Ermittlung einer oberen Traglastgrenze für Plattentragwerke.

Geometrie von Bruchlinienfiguren

Damit ein Plattenversagen eintreten kann, müssen Bruchlinienfiguren kinematisch möglich sein. Aus dieser Bedingung ergeben sich die wichtigsten Merkmale von Versagensfiguren:

- Die Bruchlinie zwischen zwei Plattenteilen verläuft durch den Schnittpunkt ihrer Drehachsen.
- Linienlager sind Drehachsen des kinematischen Systems.
- Die Drehlinie eines Plattenteils auf einer punktförmigen Stützung verläuft über diese Stützung.
- Bruchlinien verlaufen gerade; Knicke treten nur an Verzweigungen auf.

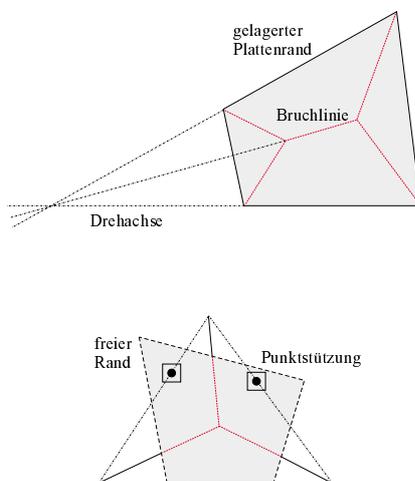


Abb. 1: Verlauf von Bruchlinien und Drehachsen

Iterative Traglastberechnung

Nachdem eine kinematisch brauchbare Versagensfigur gefunden wurde, kann für sie mit Hilfe des Arbeitssatzes

$$|W_a| - |W_i| = 0$$

unter Vorgabe eines plastischen Moments m_{pl} eine obere Traglast q_u ermittelt werden:

$$W_a = q_u \cdot A \cdot w = q_u \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot l \cdot h\right) \cdot \left(\frac{1}{3} \cdot h \cdot \theta\right)$$

$$W_i = M_{pl} \cdot \theta = m_{pl} \cdot l \cdot \theta$$

Dabei wird der Verdrehwinkel θ der Plattenbruchstücke vektoriell in die Koordinatenrichtungen zerlegt.

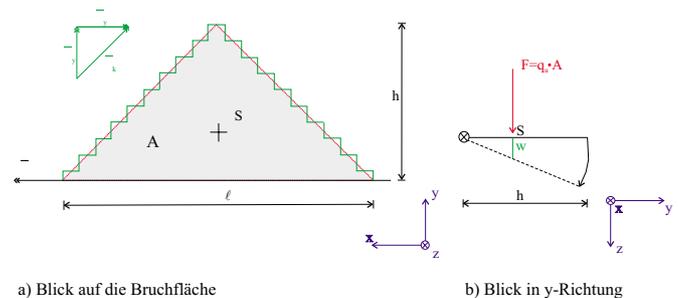


Abb. 2: Zur äußeren und inneren Arbeit

Ein erster Verzweigungspunkt wird nun um die Schrittweite $\pm \Delta x$ in x- und y-Richtung ausgelenkt, wobei die Kinematik der Bruchlinienfigur gewahrt bleiben muss. Durch Vergleichen der einzelnen Traglastwerte findet der Punkt zu einem Minimum, das so lange von den nachfolgenden Punkten unterboten werden kann, bis die obere Traglastgrenze q_u und die zugehörige Versagensfigur gefunden ist.

Vergleich mit Fließzonen aus FE-Berechnung

Der visuelle Vergleich mit Fließbereichen, die sich aus einer plastischen FE-Berechnung ergeben, ermöglicht eine qualitative Einschätzung der Bruchlinienfigur.

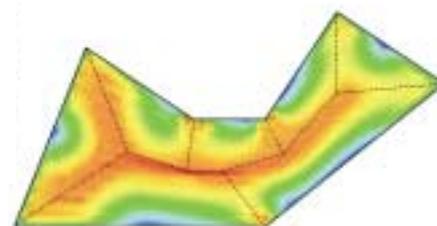


Abb. 3: Siebeneckplatte: Fließbereiche und Bruchlinien

Einführung

Große Deformationen treten oft bei der Formgebung von metallischen Werkstoffen auf, wobei die bearbeiteten metallischen Körper sehr dünn sind. Im Bauwesen spielen solche Verformungen in Grenzfällen (z.B. Erdbeben) eine Rolle. Das elasto-viskoplastische Materialverhalten von metallischen Werkstoffen kann mit Hilfe eines sogenannten *vereinheitlichten Stoffmodelles* beschrieben werden. Die gesamte Deformationsbreite wird mit einem einzigen Satz von Gleichungen beschrieben, so daß keine Unterscheidung zwischen elastischem und inelastischem Bereich erfolgt. Auch werden zeitabhängige Phänomene (z.B. Kriechen) und zeitunabhängige Phänomene (z.B. Plastizität) gleichermaßen erfasst.

Kontinuumsmechanische Grundlagen

Die Bewegung des Körpers wird durch die momentane Lage seiner Punkte beschrieben. Letztere sind durch den Ortsvektor \mathbf{x} gegeben.

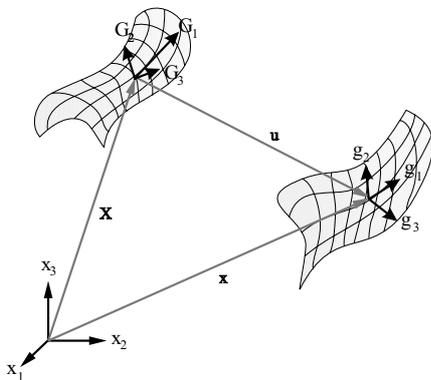


Abb. 1: Referenz- und Momentankonfiguration

Eine zentrale Größe zur Beschreibung der Deformation eines Körpers spielt der Deformationsgradient \mathbf{F} . Im Rahmen der Theorie der finiten Viskoplastizität wird der Deformationsgradient multiplikativ in elastische und inelastische Anteile zerlegt:

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_e \mathbf{F}_p$$

Für die Durchführung von Berechnungen muß das Materialverhalten charakterisiert werden. Sowohl ein Gesetz für den Spannungstensor als auch Evolutionsgleichungen für die der Inelastizität beschreibenden Größen muss angegeben werden.

Finite Element Berechnung einer Zylinderschale

Es wird der in Abb. 1 dargestellte Zylinder betrachtet. Ein Achtel des Zylinders wird mit Hilfe von 964 Vierknotenelementen diskretisiert.

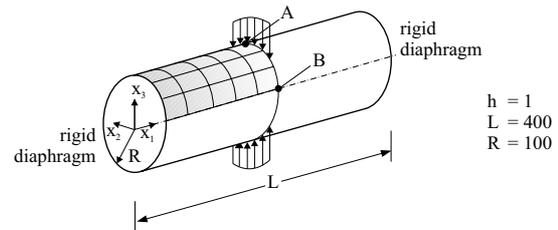


Abb. 2: Problemdefinition

In Abb. 2 werden für die Punkte A und B jeweils die Lastverschiebungskurven für einen vollen Belastungszyklus dargestellt, wobei die Belastung als Zug beginnt.

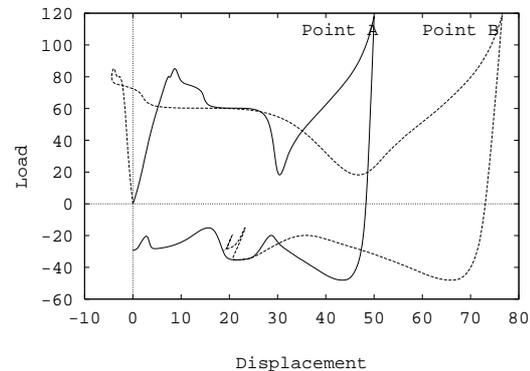


Abb. 3: Lastverschiebungskurven

Die nachfolgend dargestellten deformierten Konfigurationen - nach der maximalen Belastung Abb. 3 und nach Zyklusende Abb. 4 - entsprechen den in Abb. 2 gezeigten Lastverschiebungskurven.

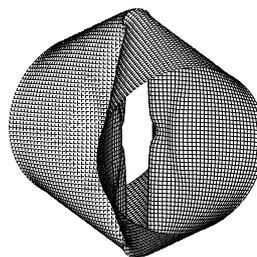


Abb. 4: max. deform. Konfig.

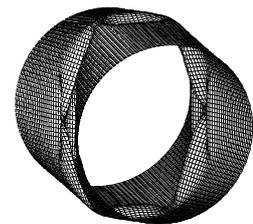


Abb. 5: deform. Konfig. nach Zyklusende

Einleitung

Versagens- bzw. Schädigungsprozesse in Faserverbundwerkstoffen auf der Mikroebene (Ebene Fasern-Matrix) bei Druckbelastung beginnen oft mit der Instabilität von Fasern in der Matrix neben einer Oberfläche oder einem Defekt. Die Anzahl der vereinfachten Modelle zur Untersuchung der Mikroinstabilitätsprobleme von Faserverbundwerkstoffen (einschliesslich geometrisch sehr idealisierte Finite-Element-Modelle) ist enorm. Die Arbeiten, die sich mit den o. g. Problemen unter Einbeziehung von dreidimensionalen Gleichungen zur Beschreibung der Fasern und der Matrix beschäftigen, sind wegen der Komplexität der Probleme deutlich knapper bemessen. Ziel: in den vorgestellten analytischen und numerischen Untersuchungen sollen die dreidimensionalen linearisierten Gleichungen für die Fasern und die Matrix angewendet und die entsprechenden Methoden weiterentwickelt werden, um einige typische Instabilitätsszenarios in Faserverbundwerkstoffen mit einigen Defekten auf der Mikroebene modellieren zu können.

Allgemeine Problemstellung

Man betrachtet die folgenden linearisierten Gleichgewichtsgleichungen in der Form

$$L_{kj}u_j = 0, \quad L_{kj} = \omega_{\alpha k j \beta} \frac{\partial^2}{\partial x_\alpha \partial x_\beta}. \quad (1)$$

Diese Gleichungen sollen zu jeder einzigen Komponente des Verbundwerkstoffes angewendet werden, das heisst zur Matrix und jeder Faser. An den Grenzen S_i ($i = 1, 2, \dots, N$) zwischen Fasern und Matrix sollen bestimmte Kontaktbedingungen erfüllt werden. Im Falle eines vollkommenen Verbundes an den Interfaces müssen z. B. die sechs folgenden Bedingungen

$$N_j t_{kj}^1|_{S_i} = N_j t_{kj}^2|_{S_i}, \quad u_k^1|_{S_i} = u_k^2|_{S_i}. \quad (2)$$

verlangt werden. Betrachtet man eine Grenze der Matrix, so müssen auch hier drei notwendige Randbedingungen formuliert und erfüllt werden. Für den Fall der freien Oberfläche gilt z. B. folgendes

$$N_j t_{kj}|_{S_M} = 0. \quad (3)$$

Es muss die minimale Druckbelastung ermittelt werden, die zu einer nichttrivialen Lösung des Problems führt.

Einfachere Beispiele

Beispiel 1

Abb. 2 zeigt die Ergebnisse einer parametrischen Untersuchung [1] der Stabilität einer Faser in einer umgebenden elastischen Matrix neben einem Hohlraum (Abb. 1). Kurve 1 entspricht $R_2/R_1 = 8$, $|O_1O_2| = 1.5R_1$, 2 - $R_2/R_1 = 1$, $|O_1O_2| = 1.5R_1$ und 3 - $R_2/R_1 = 1$, $|O_1O_2| = 17R_1$.

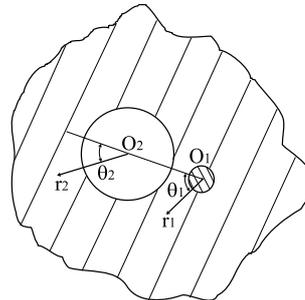


Abb. 1: Eine Faser neben einem Hohlraum (Querschnitt).

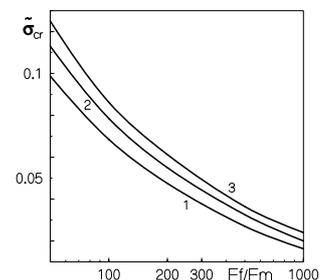


Abb. 2. Normalisierte kritische Spannung über E_f/E_m

Beispiel 2

Wird zusätzlich zu den Effekten eines Hohlräumtes der Einfluss eines nicht vollkommenen Kontaktes zwischen Fasern und Matrix auf die kritischen Belastungswerte, also die Einzel- oder Gesamtwirkung dieser Effekte, abgeschätzt [2], so müssen unabhängig mehrere dem Beispiel 1 ähnliche Modellprobleme formuliert, gelöst und verglichen werden. In Abb. 3 stellen die Kurven 1-3 Ergebnisse solcher Vergleiche dar.

Für Kurve 1 entspricht die kritische Deformation ε^1 dem Fall (2) ohne Hohlraum und ε^2 dem Fall (2) mit einem Hohlraum. Kurve 2 vergleicht die Fälle eines vollkommenen und eines gleitenden Kontaktes, beide mit einem Hohlraum. Kurve 3 schätzt die Gesamtwirkung der o. g. Effekte ein.

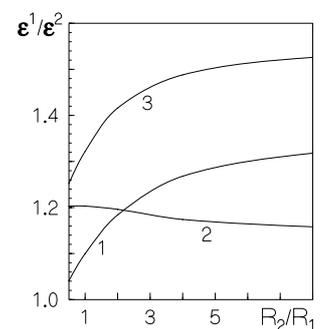


Abb. 3: $\varepsilon^1/\varepsilon^2$ über R_2/R_1 .

Literatur

1. LAPUSTA YU.N., Modelling of the fibre-matrix instability near a cavity in a composite under compression, ECCM' 99 Proceedings, München, 31.08-3.09.99, CD-ROM, Paper 309.
2. LAPUSTA YU.N. AND W. WAGNER, An estimation of the influence of a matrix cavity and a damaged fibre-matrix interface on stability of composites, submitted to ZAMM.

Einleitung

Schubspannungen aus Biegung in prismatischen Stäben können aus den Gleichgewichtsbedingungen berechnet werden. Diese liefern eine DGL 2.Ordnung mit konstanten Koeffizienten. Die Lösung führt zu einer Steifigkeitsmatrix und einem Lastvektor für ein Zweiknotenelement im Rahmen der Verschiebungsmethode.

Torsionsfreie Biegung prismatischer Stäbe

Wir betrachten prismatische Stäbe, unter den Annahmen der technischen Biegetheorie. Mit x soll die Stabachse und mit y und z die Querschnittskordinaten bezeichnet werden.

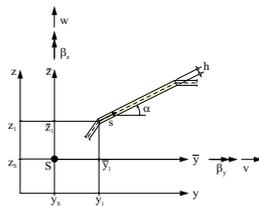


Abb. 1: Koordinatensysteme

Der Ursprung des parallelen Koordinatensystems $\bar{y} = y - y_s$ und $\bar{z} = z - z_s$ liegt in S . Der Querschnitt besteht aus m Scheiben und kann einfach oder mehrfach zusammenhängen. Jede Scheibe hat eine konstante Dicke h . Mit α sei der Winkel zwischen der Scheibe und der y -Achse bezeichnet. Mit $\beta_y(x)$ und $\beta_z(x)$ werden nun Drehungen um die y - und z -Achsen eingeführt, während $v(x)$ und $w(x)$ die Querverschiebungen darstellen. Weiterhin wird die bekannte Stabkinematik um eine Wölbfunktion $\tilde{\varphi}(y, z)$ infolge Querschubverformungen erweitert:

$$u_x = \beta_y(x) \bar{z} - \beta_z(x) \bar{y} + \tilde{\varphi}(y, z).$$

Hieraus ergeben sich Verzerrungen bzw. Spannungen zu $\tau_{xy} = G_i \gamma_{xy} = G_i (-\beta_z + v' + \tilde{\varphi}_{,y})$.

Die Einführung einer Wölbfunktion φ in Verbindung mit den Substitutionen $\varphi_{,y} = -\beta_z + v' + \tilde{\varphi}_{,y}$ liefert nach Anwendung der Kettenregel

$$\tau_{xy} = G_i \varphi_{,y} = G_i \varphi_{,s} s_{,y} = \tau \cos \alpha.$$

Hierin stellt $\tau(s)$ die über den Querschnitt konstante Schubspannung dar. Aus den Gleichgewichtsbedingungen und den Randbedingungen kann das Randwertproblem definiert werden:

$$\tau_{,s} + \sigma'_x = G_i \varphi_{,ss} + \sigma'_x = 0 \quad \tau(s_a) = 0$$

mit $\sigma'_x = E_i (\beta_y'' \bar{z} - \beta_z'' \bar{y}) := n_i (a_y \bar{y} + a_z \bar{z})$, wobei $n_i = E_i/E$ gilt und E ein Bezugsmodul ist.

a_y und a_z folgen mit der Definition der Querkräfte sowie der ideellen Flächenträgheitsmomente zu

$$a_y = \frac{Q_y I_{\bar{y}\bar{y}}^n - Q_z I_{\bar{y}\bar{z}}^n}{I_{\bar{y}\bar{z}}^n I_{\bar{z}\bar{z}}^n - I_{\bar{y}\bar{y}}^n I_{\bar{z}\bar{z}}^n}, \quad a_z = \frac{Q_z I_{\bar{z}\bar{z}}^n - Q_y I_{\bar{y}\bar{z}}^n}{I_{\bar{y}\bar{z}}^n I_{\bar{z}\bar{z}}^n - I_{\bar{y}\bar{y}}^n I_{\bar{z}\bar{z}}^n}.$$

Finite Element Formulierung

Der Querschnitt wird mit m Zwei-Knoten Elementen (Länge l , Dicke h , Koordinate $0 \leq \xi = s/l \leq 1$) diskretisiert. Die exakte Lösung der DGL ist

$$\varphi = \varphi_h + \varphi_p = c_1 + c_2 \xi + c_3 \xi^2 + c_4 \xi^3.$$

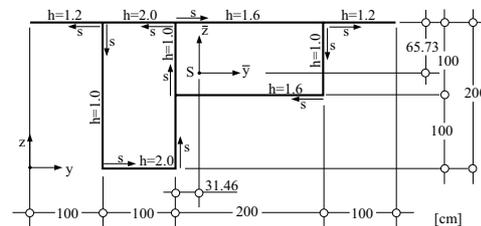
Die Konst. c_3 und c_4 der Partikularlösung werden zu $c_3 = -\frac{l^2}{2G_i} n_i (a_y \bar{y}_1 + a_z \bar{z}_1)$, $c_4 = -\frac{l^2}{6G_i} n_i (a_y \Delta y + a_z \Delta z)$ berechnet. Die Konstanten c_1 und c_2 folgen aus den Knotenfreiheitsgraden $c_1 = \varphi_1$, $c_2 = \varphi_2 - \varphi_1 - c_3 - c_4$. Anschließend kann der Schubfluss aus $t(\xi) = G_i h \varphi_{,s}$ bestimmt werden. Die Auswertung an den Stellen $\xi = 0$ und $\xi = 1$ liefert die Knotenwerte:

$$\begin{bmatrix} t_1 \\ t_2 \end{bmatrix} = \frac{G_i h}{l} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varphi_1 \\ \varphi_2 \end{bmatrix} - \frac{G_i h}{l} \begin{bmatrix} -c_3 - c_4 \\ -c_3 - 2c_4 \end{bmatrix}$$

Damit kann ein FE-Verfahren entwickelt werden.

Beispiel Zweizelliger Querschnitt

Das Beispiel ist Petersen: Stahlbau 1988 entnommen. Das unsymmetrische Profil hat offene und zwei geschlossene Bereiche. Die Berechnung erfolgt für $Q_z = -1000$ kN und $G = 1$ kN/cm². Die exakten Ergebnisse sind in Abb. 3 und 4 dargestellt.



A	$= 1780.0$	cm^2	$I_{\bar{y}\bar{y}}$	$= 9176217.2$	cm^4
\bar{y}_M	$= -35.144$	cm	$I_{\bar{z}\bar{z}}$	$= 24504869$	cm^4
\bar{z}_M	$= 19.614$	cm	$I_{\bar{y}\bar{z}}$	$= 3480898.9$	cm^4

Abb. 2: System und Querschnittswerte

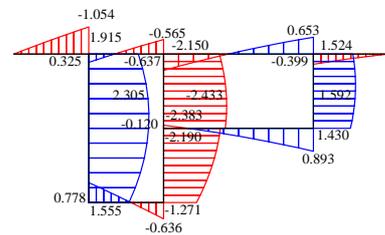


Abb. 3: Schubspannungen $\tau(s)$ in kN/cm²

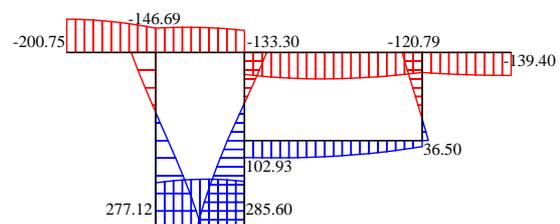


Abb. 4: Wölbfunktion $\tilde{\varphi}$ in cm

Scope of Research

The GARTEUR (Groupe Aeronautical and Technical Research in Europe) has established the activity group 25 on the above mentioned topic. Members are

- Aerospatiale-Matra (Airbus, EADS), Toulouse, F
- Bae Military Aircraft, Farnborough, UK
- CIRA (Italian Aerospace Center), Capua, I
- DERA (Defence Evaluation and Research Agency), Farnborough, UK
- DLR (Deutsche Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt, Institut für Strukturmechanik), Braunschweig, D
- FFA (The Aeronautical Research Institute of Sweden), Bromma, S
- KTH (Royal Institute of Technology), Stockholm, S
- MECALOG, Sophia Antipolis, F
- NLR (National Aerospace Laboratory, Structures Technology Department), Amsterdam, NL
- SAAB Military Aircraft AB, Linköping, S
- Samtech S.A., Liege, B
- University of Karlsruhe (Institut für Baustatik), Karlsruhe, D

The objectives of the collaboration are the establishment of recommendations for buckling, postbuckling and collapse analysis of aerospace structures. A round-robin investigation of the buckling, postbuckling and collapse behaviour will be performed for a number of benchmarks. The benchmarks are already performed tests with well documented test setups and test results, provided by some members of the activity group. The results from the investigation will delineate the need to improve existing strategies for testing and modelling and to refine used methodologies.

Benchmark 1

This benchmark is a flat stiffened aluminium panel under compression. The structure is a part of the fuselage of an Airbus A340. The tests are performed at Aerospatiale.



Fig. 1: Experiment: initial panel

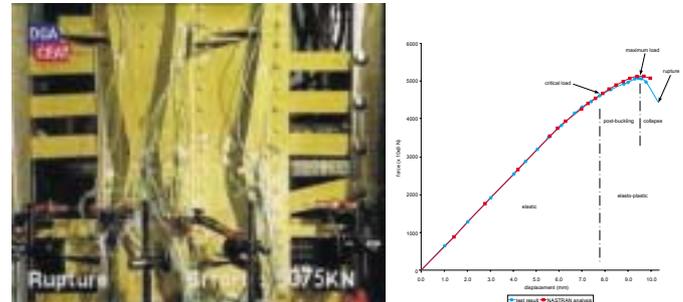


Fig. 2: Experiment: collapsed panel, Calculations

Benchmark 2

This benchmark is a shear loaded thin integral web beam. It may be a part of a Saab Aircraft. The experiments are performed at Saab, Linköping.



Fig. 4: Experiment

Benchmark 3

Here, we discuss the behaviour of a compressed curved stiffened composite shell. This structure is a part of a satellite. The experiments were carried out at DLR, Braunschweig.

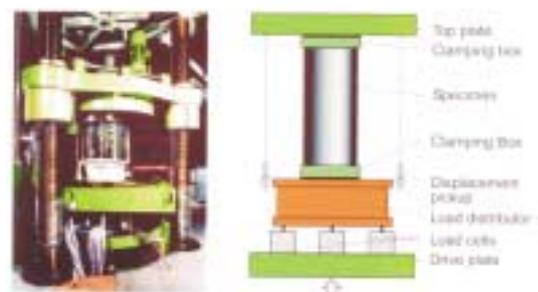


Fig. 4: Experiment

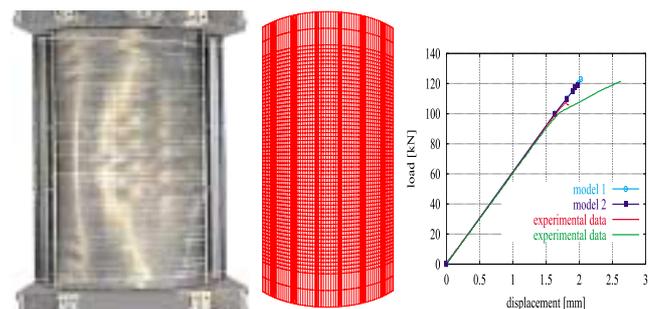


Fig. 5: Buckled panel, FE-mesh and Calculations

Einführung

Die Methode der Finiten Elemente gewinnt immer mehr an Popularität, da mathematisch geschlossene Lösungen nur für geometrisch einfache Problemstellungen möglich sind. Auch komplexe stukturmechanische Probleme können mit der FEM komfortabel und schnell gelöst werden. Jedoch sprechen nicht zuletzt auch strenger werdende Bauvorschriften und bauökonomische Vorgaben für diese Berechnungsart.

Problemstellung

Stand der Technik ist es, ein Problem stark zu vereinfachen um eine erste grobe Lösung für ein Problem zu erhalten. In einem zweiten Schritt werden dann Teile der Struktur genauer betrachtet. Hierzu wird ein genaueres Modell gewählt.

So wird zum Beispiel für eine erste Berechnung ein Balkenmodell und anschließend für eine zweite genauere Berechnungsstufe bestimmter Teilbereiche ein Schalenmodell verwendet.

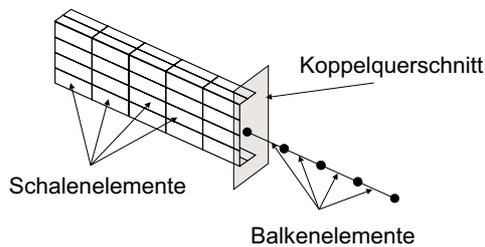


Abb. 1: Elementübergang

Für eine solche einstufige Berechnung soll ein Elementübergang gefunden werden, damit eine Diskretisierung direkt am Ausgangssystem durchgeführt werden kann.

Inkompatibilitäten

Bei einem Übergang von einem einfachen Modell zu einem Modell höherer Ordnung, sind verschiedene Probleme zu beachten. So müssen vor allem die Anzahl der Knotenfreiheitsgrade beider Modelle übereinstimmen.

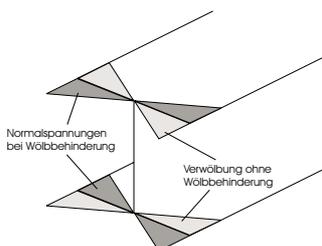


Abb. 2: Inkompatibilitäten

Aber auch belastungsbedingte Inkompatibilitäten rufen Probleme hervor. Vor allem bei Torsionsbelastung treten für gewöhnlich starke Verwölbungen der Querschnitte auf. Werden diese behindert, so entstehen starke Störspannungen, die sogenannten Wölbnormalspannungen. Diese Bewegungen des Querschnittes sollten also möglichst nicht behindert werden.

Ansys 5.4

Bei der Verwendung von Ansys muss der Anwender besonders auf die Kompatibilität der gewählten Elemente achten. Es existiert hier eine Sammlung von über 100 verschiedenen Elementen.

Für einen Übergang von einem Modell zu einem der nächst höheren Ordnung kommen die folgenden Varianten in Frage:

Ansys ©	Wirkung
CERIG	<ul style="list-style-type: none"> Definiert eine Starrkörperumgebung alle Querschnittsverformungen werden unterdrückt
CP	<ul style="list-style-type: none"> Kopplung einzelner Freiheitsgrade Wirkung wie CERIG Anwendung z.B. bei Momentengelenken
CE	<ul style="list-style-type: none"> Definition linearer Gleichungen zwischen verschiedenen Freiheitsgraden Übergang z.B. im 2D-Raum zwischen verschiedenen Modellvarianten

Bei allen durchgeführten Versuchen, war CERIG die sinnvollste Lösungsmöglichkeit. Es treten jedoch starke Störspannungen, v.a. bei Torsionsbelastung auf, welche die Ergebnisse verfälschen.

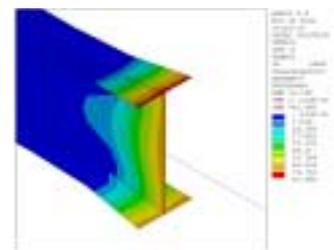


Abb. 3: Zugversuch

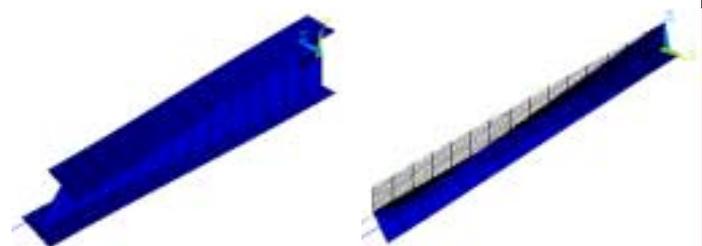


Abb. 4: Torsionsversuch

Variationsformulierung

Die Natur verrichtet Vorgänge stets mit geringstem Energieaufwand. Dieses Wissen macht man sich in der Variationsrechnung zu Nutze. Das Gesamtpotential eines Systems setzt sich aus den von außen auf das System aufgetragenen Einwirkungen und den aus den Verformungen resultierenden inneren Kräften zusammen. Daraus folgt die Bilanzgleichung

$$\Pi(\mathbf{u}, \mathbf{E}, \mathbf{S}) = \Pi_{int}(\mathbf{u}, \mathbf{E}, \mathbf{S}) + \Pi_{ext}(\mathbf{u}) .$$

Für den Ansatz des Potentials der inneren Kräfte kommt das sog. Dreifeld-HU-WASHIZU-Funktional zum Einsatz.

$$\Pi_{int}(\mathbf{u}, \mathbf{E}, \mathbf{S}) = \int_{B_0} W_{0S} - \mathbf{S} : (\mathbf{E}^* - \mathbf{E}) \, dV$$

mit der Formänderungsenergie

$$W_{0S} = W_{0S}(\mathbf{E}^*) = \frac{1}{2} \mathbf{E}^* : \mathbf{C} : \mathbf{E}^*$$

und den HYBRIDEN Verzerrungen

$$\mathbf{E}^* = \frac{det \mathbf{J}^0}{det \mathbf{J}} \mathbf{T}_E^0 \mathbf{M} \alpha .$$

Das Potential der äußeren Kräfte ist bekannt unter der Beziehung

$$\Pi_{ext}(\mathbf{u}) = - \int_{B_0} \rho_0 \mathbf{b}_0 \cdot \mathbf{u} \, dV - \int_{\partial B_0} \mathbf{t}_0 \cdot \mathbf{u} \, dA .$$

Finite Element Approximation

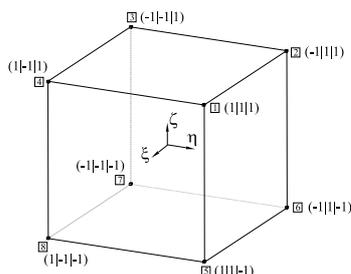
Mit Hilfe der trilinearen Ansatzfunktionen

$$N_I = \frac{1}{8} (1 + \xi_I \xi) (1 + \eta_I \eta) (1 + \zeta_I \zeta)$$

werden die Verschiebungen

$$\mathbf{u}^h = \sum_{I=1}^{nel} N_I \mathbf{v}_I$$

approximiert. Dabei beziehen sich die Ansatzfunktionen auf ein normiertes Element der Länge 2.



Anforderung an den HYBRIDEN Verzerrungsansatz

Zur Unterdrückung von Null-Energieformen wird die LADYSHENSKAJA-BABUSKA-BREZZI-Bedingung eingehalten

$$\sup_{\delta \mathbf{x} \in \delta \mathbf{x}^h} \frac{\int_{B_0} \mathbf{S} : \delta \mathbf{E} \, dV}{\|\delta \mathbf{x}\| \|\delta \mathbf{E}\|^*} \geq 0$$

und die Interpolationsmatrix wie folgt eingeführt:

$$\mathbf{M} = \begin{pmatrix} 1 & \eta & \zeta & \eta \zeta & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \xi & \zeta & \xi \zeta & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \xi & \eta & \xi \eta & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \zeta & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \eta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & \xi \end{pmatrix} .$$

Aufstellen der Gesamtsteifigkeitsmatrix

Für die konsistente Linearisierung ergibt sich das nicht-lineare Gleichungssystem, welches iterativ mittels dem NEWTON-RAPHSON-Verfahren gelöst wird.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}_{IK}^e & \mathbf{L}^e \\ \mathbf{L}^{eT} & \mathbf{H}^e \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{v}^e \\ \Delta \alpha \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}^{e,ext} - \mathbf{f}^{e,int} \\ \mathbf{h}^e \end{bmatrix} .$$

Numerisches Beispiel

Untersucht wird die Cook's Membran für das linear-elastische ST. VENANT-KIRCHHOFF-Material. In Abb. 1 ist die deformierte Konfiguration für $F = \pm 1$ dargestellt.

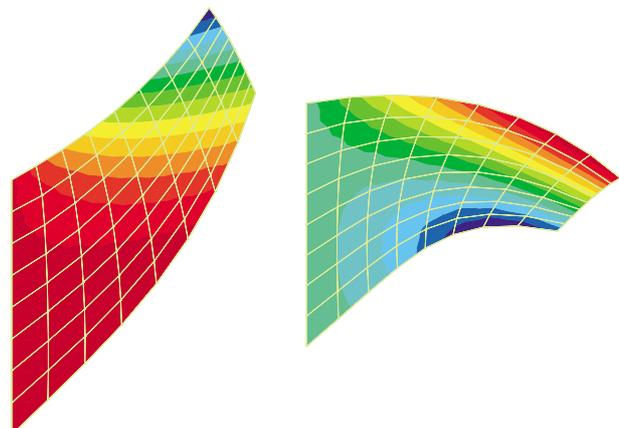
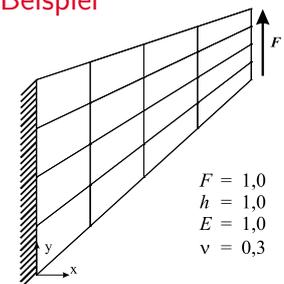


Abb. 1: deformierte Cook's Membran für $F = \pm 1$

Formulierung des Optimierungsproblems

Die optimierte Dimensionierung wird als allgemeine Optimierungsaufgabe formuliert:

$$\min \{Z(\mathbf{x})\} = A_{min} \quad \text{mit} \quad G_j^{ru} \leq G_j(\mathbf{x}) \leq G_j^o$$

Die Nebenbedingungen (NB) $G_j(\mathbf{x})$ gewährleisten:

- Die Tragfähigkeit unter Einfluss der Stabilität (Biegedrillknicken, Kippen, Beulen)
- Die Durchbiegungsbeschränkung nach zwei Richtungen unter Einfluss des Kriechens beim Holz

Es werden genormte Querschnitte, Rechteckprofile aus Holz und Rechteckhohlprofile aus Stahl untersucht:

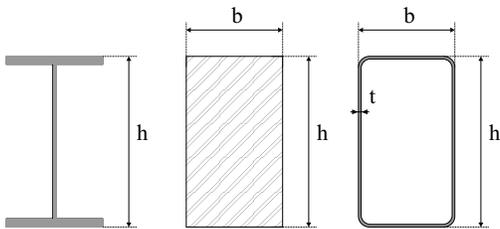


Abb. 1: Variablen \mathbf{x} der zu dimensionierenden Querschnitte

Der Optimierungsprozess als Math. Programmierung

Zur Berücksichtigung der NB werden Straffunktionen S eingeführt und ein Ersatzproblem formuliert:

$$\min_r \left\{ \min_{\mathbf{x}} \left\{ Z_i^*(\mathbf{x}, r = r_i) \equiv Z(\mathbf{x}) + r_i \sum_{j=1}^m S(G_j(\mathbf{x})) \right\} \right\}$$

Der Strafparameter r_i ist eine Folge für die gilt:

$$\lim_{i \rightarrow \infty} r_i = 0$$

Das Ersatzproblem Z_i^* wird über die *Schrittweite* α in einer Gradientenrichtung \mathbf{g}^j minimiert:

$$\min_{\alpha} \{ Z_i^*(\alpha) \equiv Z_i^*(\mathbf{x}^0 + \alpha \mathbf{g}^j) \}$$

Die Gradientenrichtung \mathbf{g}^j nach Fletcher und Reeves lautet:

$$\mathbf{g}^j = -\nabla Z^*(\mathbf{x}^j) + \frac{(\nabla Z^*(\mathbf{x}^j))^T \nabla Z^*(\mathbf{x}^j)}{(\nabla Z^*(\mathbf{x}^{j-1}))^T \nabla Z^*(\mathbf{x}^{j-1})} \mathbf{g}^{j-1}$$

Mit der Fibonacci-Suche wird ein Intervall für α solange verkleinert, bis ausreichende Genauigkeit erreicht ist.

Implementierung der optimierten Dimensionierung

Implementierung in ein Programm zur automatischen Bemessung und *Kalkulation* von Dachpfetten.

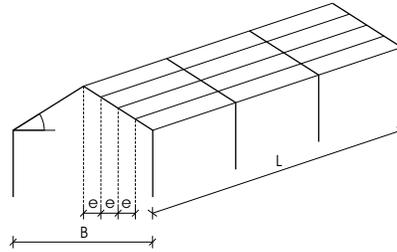


Abb. 2: Anwendungsobjekt: Dachpfetten einer Halle

Das Programm ermittelt automatisch:

- Die Lasten und berücksichtigt dabei das Pfetteneigengewicht
- Die maßgebenden Schnittgrößen
- Die Drehbettung aus Dacheindeckung
- Die erforderlichen Querschnitte
- Den Ausnutzungsgrad der Querschnitte
- Das Gewicht und die Materialkosten für das Anwendungsobjekt

Beispiel

Untersucht wird eine Halle mit 60m Länge, 20m Breite, 5m Binderabstand und 6 Grad Dachneigung.

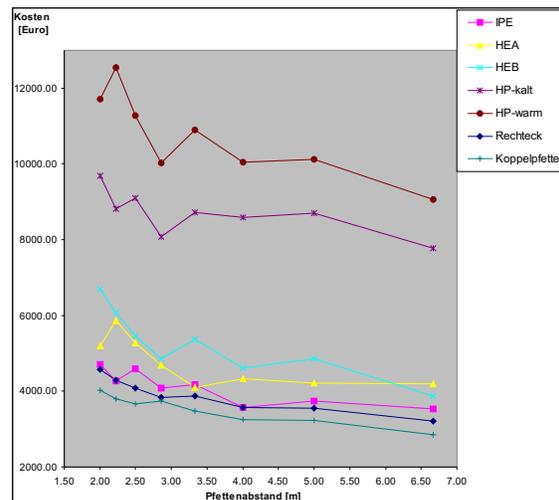


Abb. 3: Vergleich der Materialkosten

In einer zusätzlichen Iterationsschleife kann der Pfettenabstand für äquidistante Anordnung diskret variiert werden. Der Anwender kann dadurch einen *optimalen* Pfettenabstand ersehen.

Motivation

Cervera *et al.* (1999) from the International Center for Numerical Methods in Engineering (CIMNE) in Barcelona have developed a numerical model for coupled thermo-chemo-mechanical process, considering many of the relevant features of the hydration and aging of concrete. This model is able to accurately predict the evolution in the hydration heat production and the main mechanical properties of concrete. Until now the prediction of stresses by the model could not be verified precisely enough due to the difficulties of measuring the stresses in young concrete.

Mangold (1994) simulated experimentally the stress development during the first week in different parts of a wall. A numerical simulation of this experiments gives now the possibility to verify the stress prediction by the constitutive model.

Thermo-Chemo-Mechanical Model

The rheological model which is used to represent the mechanical behaviour of concrete consists of a viscoelastic chain, with the elastic moduli, E^i , and the relaxation times of the dashpots, defined as $\tau^i = \eta^i / E^i$, of the $i = 1, \dots, N$ Maxwell elements as material parameters.

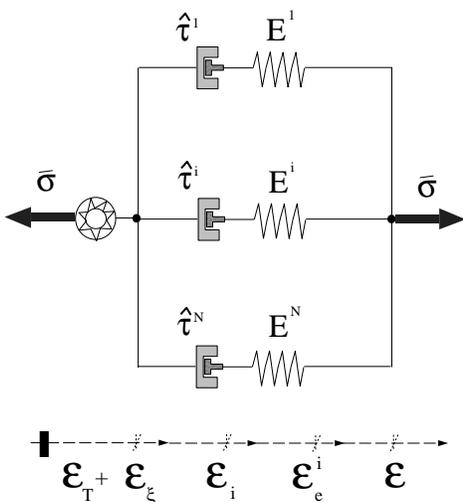


Fig. 1: Rheological model for long term behaviour.

Note that the thermal, $\epsilon_T = \alpha_T (T - T_{ref}) \mathbf{1}$, and the chemical, $\epsilon_\xi = \alpha_\xi \xi \mathbf{1}$, volumetric strains affect all the elements in the same way, but the viscous strain tensor, ϵ_i , is different for each Maxwell element.

Numerical Simulation

Figure 2 shows the temperature development due to the hydration heat in different sections of an one meter thick wall.

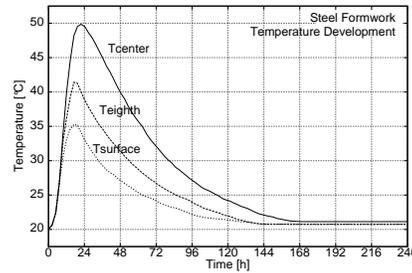


Fig. 2: Development of Temperature in the Wall.

Figure 3 represents the development of stresses during the first seven days in the center and at the surface of the wall (+: experimental results by Mangold; line: numerical simulation). Note that the higher the temperature the higher the viscous behaviour of concrete, which is defined by the retardation time of the dashpot RETA and the Young modulus constant ELAS.

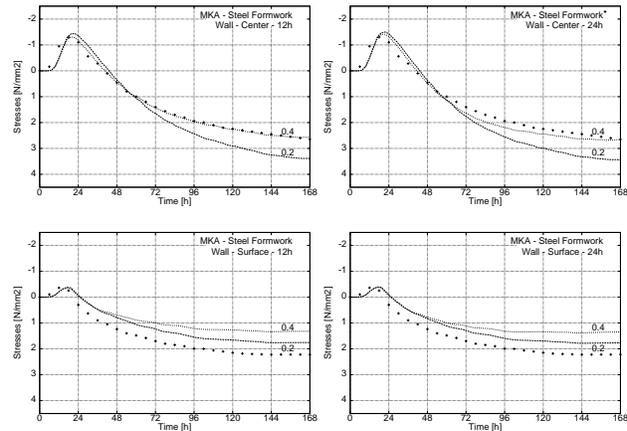


Fig. 3: Numerical Simulation of the Stress Development in the center and at the surface of the wall with RETA:12h and RETA:24h.

Conclusion

In order to achieve an exact prediction of the stress development after the first day an additional viscous effect to the aging effect (which is essential and occurs as long as the elastic modulus varies) is introduced. It is defined by the dashpot viscosity of the Maxwell chain in the model. It is found that the smaller the temperature development due to the hydration heat the less the viscous behaviour of concrete.

Anisotropie und Plastizität

Die Anisotropie und Plastizität von Werkstoffen lässt sich aus ihrem atomaren Aufbau herleiten. Kristalline Werkstoffe (z.B. Metalle) sind aufgrund ihrer streng orientierten mikroskopischen Struktur anisotrop.

Die plastischen Eigenschaften entstehen aus Defekten in der Gitterstruktur, sog. strukturellen Fehlern.

Allgemeine Grundlagen

Im Gegensatz zum eindimensionalen Fall (z.B. Zugversuch) mit nur einer, elastisches oder plastisches Verhalten, charakterisierenden Fließspannung, entscheidet im dreidimensionalen Fall die Kombination aller Fließspannungen über das Werkstoffverhalten.

Das entscheidende Kriterium für dieses Verhalten wird Fließbedingung F genannt: $F = f(\mathbf{S}) - 1 \leq 0$.

Weitere wichtige Beziehungen sind die Fließregel, die den nicht eindeutig umkehrbaren Zusammenhang zwischen Verzerrungen und Spannungen herstellt und die Konsistenzbedingung.

Das TSAI-WU-Kriterium

Ein sehr allgemeingültiges Kriterium für anisotropes plastisches Werkstoffverhalten stellt das TSAI-WU-Kriterium dar :

$$\Phi(\mathbf{S}) = \frac{1}{2} (\mathbf{S} : \mathbb{P} : \mathbf{S}) + \mathbf{Q} \mathbf{S} - 1 \leq 0. \quad \begin{cases} < 0 & \text{elast.} \\ = 0 & \text{plast.} \end{cases}$$

Für die Projektionstensoren \mathbb{P} und \mathbf{Q} gilt:

$$\mathbb{P} = \begin{pmatrix} 2a_1 & -a_{12} & -a_{13} & 0 & 0 & 0 \\ -a_{12} & 2a_2 & -a_{23} & 0 & 0 & 0 \\ -a_{13} & -a_{23} & 2a_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2a_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2a_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2a_6 \end{pmatrix},$$

$$\mathbf{Q}^T = (q_1 \quad q_2 \quad q_3 \quad q_4 \quad q_5 \quad q_6).$$

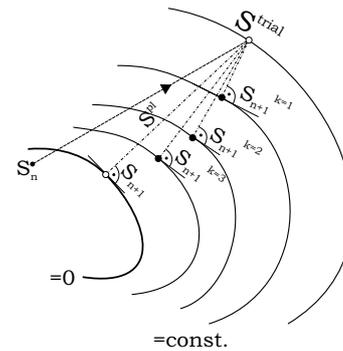
Beispielhafte Komponenten von \mathbf{Q} und \mathbb{P} sind:

$$q_1 = \frac{1}{X_{11}} - \frac{1}{Y_{11}}, \quad a_1 = \frac{1}{X_{11}Y_{11}},$$

$$a_{12} = \frac{2}{Z_{12}^2} \left[1 - \frac{Z_{12}}{2} \left(\frac{1}{X_{11}} - \frac{1}{Y_{11}} + \frac{1}{X_{22}} - \frac{1}{Y_{22}} \right) + \right. \\ \left. - \frac{Z_{12}^2}{4} \left(\frac{1}{X_{11}Y_{11}} + \frac{1}{X_{22}Y_{22}} + \frac{1}{X_{12}^2} \right) \right].$$

Iterativer Spannungsalgorithmus

Mit der Hilfe einer impliziten EULER-Rückwärts-Integration der Fließregel werden die Evolutionsgleichungen der plastischen Verzerrungsraten ermittelt.



Das Prädiktor – Korrektor – Verfahren geht von einer gesicherten Gleichgewichtslage aus. Ein elastischer Prädiktorschritt S^{trial} wird anhand der Fließbedingung überprüft.

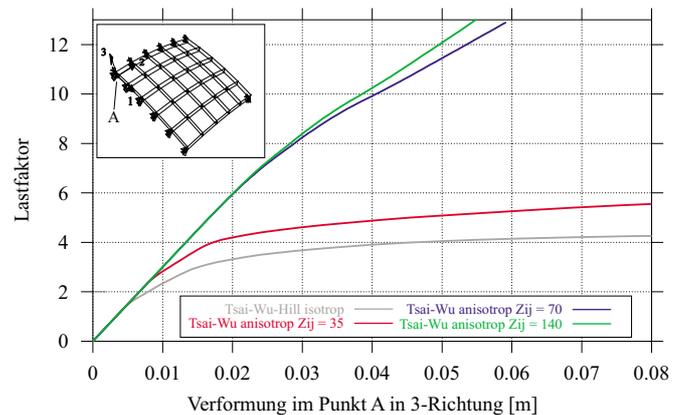
Bei Nichterfüllung wird mit einer NEWTON-RAPHSON – Iteration der Spannungszustand auf den Fließflächenrand $\Phi = 0$ zurückskaliert.

Bei Nichterfüllung wird mit einer NEWTON-RAPHSON – Iteration der Spannungszustand auf den Fließflächenrand $\Phi = 0$ zurückskaliert.

Numerische Beispiele

Die Finite-Element-Implementierung des anisotropen Werkstoffgesetzes erfolgt in ein isoparametrisches 8-Knoten-Volumenelement. Die Untersuchung einer quadratischen sphärischen Schale für verschiedene Anisotropien ergibt:

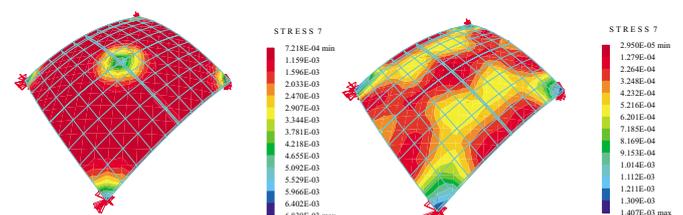
1/4 sphärische Schale, Einzellast, 5x5x1 Elemente



Plastische Vergleichsdehnung für $\Delta v_A^{pl} = 0,035 \text{ m}$:

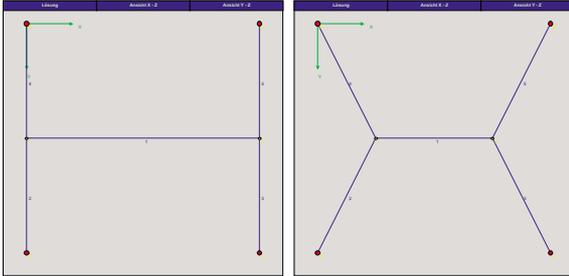
isotrop

anisotrop
 $Z_{ij} = 140$



Formfindung

Seilnetze werden durch variable Knoten, Festpunkte, Knotenlasten und Elemente, die jeweils zu zwei Knoten zugeordnet sind, beschrieben.



Ziel der Formfindung ist es, die Koordinaten der variablen Knoten zu finden bei der das Seilnetz im Gleichgewicht ist.

Kraftdichtemethode

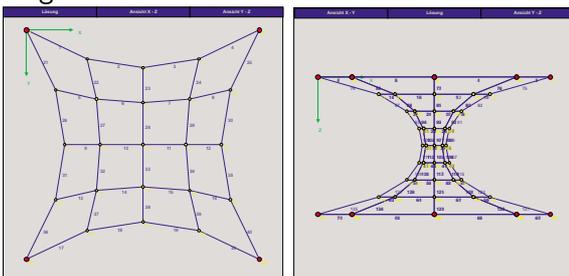
Eine Methode zur Formfindung von Seilnetzstrukturen wird durch die Kraftdichtemethode repräsentiert. Dieses Konzept basiert auf dem Verhältnis von Kraft zu Länge, der sogenannten Kraftdichte Q , die für jedes Seilstück definiert wird. Die gesuchten Koordinaten der variablen Knoten erhält man durch Lösen dreier entkoppelter linearer Gleichungssysteme

$$\begin{aligned} D * x &= (p_x - D_f * x_f) \\ D * y &= (p_y - D_f * y_f) \\ D * z &= (p_z - D_f * z_f) \end{aligned}$$

mit positiv definiten und symmetrischer Koeffizientenmatrix D und D_f

$$\begin{aligned} D &= C^T * Q * C \\ D_f &= C_f^T * Q * C_f \end{aligned}$$

Die Besonderheit dieser Methode ist, dass digitale Modelle im Computer erstellt werden können. Dem Anwender wird damit die Möglichkeit gegeben sich einen Überblick über eine große Anzahl von Gleichgewichtsfiguren zu verschaffen.

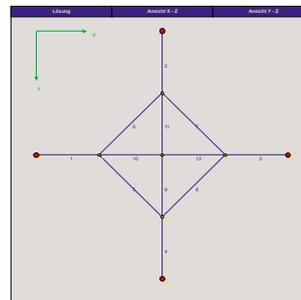


Zuordnungsmatrix

Die Form einer Struktur hängt stark von der gegebenen Netzkonfiguration ab, d.h. welcher Knoten mit welchem Seilstück verbunden ist. Zu diesem Zweck wird die Zuordnungsmatrix C_s mit folgender Vorschrift definiert

$$C_s(j, i) = \begin{cases} +1 & \text{für } i(j)=1 \\ -1 & \text{für } k(j)=1 \\ 0 & \text{sonst.} \end{cases}$$

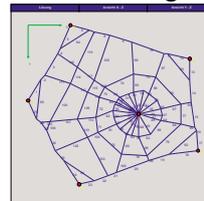
Teilt man diese Matrix in freie und feste Knoten auf, entstehen die beiden Matrizen C und C_f .



		Zuordnungsmatrix								
		1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	1						-1			
2		1						-1		
3			1						-1	
4				1						-1
5	1				-1					
6	1	-1								
7		1	-1							
8				1	-1					
9					1	-1				
10	1					-1				
11		1				-1				
12			1			-1				
		C						C _f		

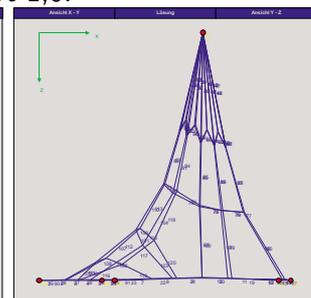
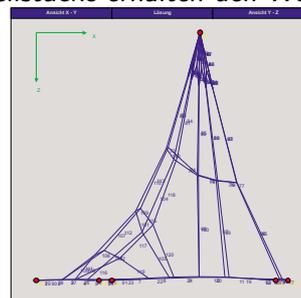
Anwendung: Hochpunkt aus ebenem Seilnetz

In diesem Beispiel wird der Einfluss der Kraftdichte auf die Form von Seilnetzen verdeutlicht. In der unteren Abbildung ist ein ebenes Seilnetz dargestellt, aus dem man alle notwendigen Daten ablesen kann.



Als einziger Knoten liegt Punkt 67 nicht in der Ebene. Dieser Hochpunkt soll das Seilnetz aus der Ebene herausziehen.

Die Seilstücke am Rand (Knotenpaare (62-63), (63-64), ..., (66-62)) erhalten die Kraftdichte 100. Um einen Eindruck zu erhalten, was für einen Einfluss die Kraftdichte auf die Form eines Seilnetzes hat, verändert man den Wert der Kraftdichte in den radialen Seilstücken, die von der Spitze (Punkt 67) wegführen. Man verringert den Wert von 1,0 auf 0,3. Alle anderen Seilstücke erhalten den Wert 1,0.



Steinschlagverbauungen

Steinschlag stellt im Gebirge eine ständige Bedrohung für die Menschen, ihre Siedlungsräume und Verkehrswege dar. In der Schweiz werden jährlich rund sieben Millionen Franken in neue Schutzbauwerke investiert. Die Hauptverwendung gilt dem Schutz von Eisenbahnlinien und Strassen, bei der Steine mit hohen Fallgeschwindigkeiten auf oft sehr kurzen Strecken gestoppt werden müssen.



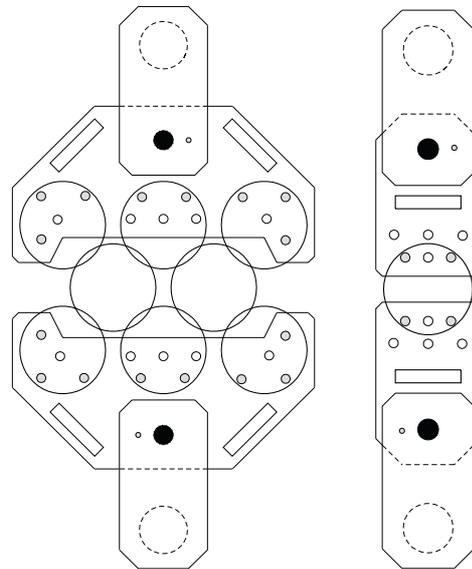
ROCCO-Steinschlagverbauung

Allgemeine Grundlagen

Steinschlagversuche werden durchgeführt, um neues Material zu testen und bestehende Schutzsysteme zu verbessern. Ziel der Forschung ist es, das Energieaufnahmevermögen der Schutzsysteme zu erhöhen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde das Trag- und Verformungsverhalten einzelner Drahringe und Ringgruppen untersucht. Dafür wurden quasistatische Zugversuche durchgeführt. Das experimentell ermittelte Trag- und Verformungsverhalten der Drahringe dient zur Überprüfung theoretischer Ansätze für ein Stoffgesetz. Um die Genauigkeit der Berechnungsmodelle zu überprüfen, werden 1:1 Feldversuche durchgeführt. Der einzelne Ring besteht aus einem durchgehenden 3 mm starken Federstahldraht (St1770), der zu einem Bündel von 5, 7, 12 oder 19 Windungen zusammengerollt ist. Die beiden Drahtenden sind lose. Das Bündel wird mit drei Klemmen zusammengehalten. Im Netzverbund greifen in den Ring jeweils vier Nachbarringe.

Apparatur

Es wurden zwei Apparaturen entworfen, die eine variable Lagerung der Ringgruppen zulassen. Die beiden Apparaturen wurden jeweils auf die rechnerische, maximale Bruchlast der Drahringe bemessen. Die rechnerische Bruchlast für die 19-er Ringe im Netz beträgt 951kN (95 t).



Apparatur A und B

Auswertung

Es wurden sechs verschiedene Versuchsreihen durchgeführt, um das Trag- und Verformungsverhalten der Ringe zu ermitteln. Dabei wurden die Arbeitslinien der einzelnen Versuche aufgezeichnet und die dazugehörigen Verformungsbilder analysiert. Desweiteren wurden das Energieaufnahmevermögen der Ringe untersucht und die Materialkennwerte eines Ringes bestimmt.



Verformungsfigur Reihe 5

4 Aktivitäten in Organisation von Lehre und Forschung

4.1 Mitwirkung in Universitätsgremien

Prof. Wagner:

- Mitglied des Fakultätsrates und des erweiterten Fakultätsrates
- Mitglied in der Studienkommission
- Mitglied in der Hauptprüfungskommission
- Vorsitzender der Hauptprüfungskommission seit 12.12.01
- EDV–Beauftragter der Fakultät und Ansprechpartner für das Rechenzentrum (CIP-WAP)
- Mitglied im Ausschuss für Datenverarbeitung (Verwaltungsrat des Rechenzentrums)
- Mitglied in Berufungskommission Informatik

4.2 Mitgliedschaft und Aktivitäten in Organisationen

Prof. Wagner:

- Mitglied der Vereinigung der Prüfengeure für Baustatik in Baden-Württemberg e.V.
- Mitglied der Bundesvereinigung der Prüfengeure für Bautechnik e.V.
- Mitglied der Ingenieurkammer des Landes Baden-Württemberg
- Mitglied im Ausschuss für die Anerkennung von Prüfengeuren im Wirtschaftsministerium des Landes Baden-Württemberg
- Gutachter für die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG)
- Gutachter für den Deutschen Akademischen Austauschdienst (DAAD)
- Gutachter für die Alexander von Humboldt Stiftung (AvH)

4.3 Mitgliedschaften in wissenschaftlichen Vereinigungen

Prof. Wagner:

- Vorstandsmitglied der GACM (German Association for Computational Mechanics)
- Mitglied der GAMM (Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik)
- Mitglied in der GARTEUR (Groupe Aeronautical and Technical Research in Europe)

Dr.–Ing. habil. Sansour

- Mitglied der GAMM (Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik)
- Mitglied der GACM (German Association for Computational Mechanics)
- Mitglied der EUROMECH (European Mechanics Society)

Dr.–Ing. habil. Lapusta:

- Mitglied der GAMM (Gesellschaft für Angewandte Mathematik und Mechanik)
- Mitglied im National Committee of Ukraine for Theoretical and Applied Mechanics

5 Kontakte

5.1 Auslandsbeziehungen

unter anderem:

- Departament de Resistència de Materials I Estructures a l'Enginyeria, Universitat at Polytècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals I Ports, Barcelona
- Royal Institute of Technology, Structural Mechanics, KTH, Stockholm
- Department of Civil Engineering, University of Calgary, Calgary
- Ecole Normale Supérieure de Cachan, LMT, Cachan
- L'Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Poitiers
- S. Timoshenko Institut für Mechanik, Kiew
- Institut für Leichtbau und Flugzeugbau (ILFB), Technische Universität Wien, Wien
- Institute of Applied Mechanics, University of Zagreb, Zagreb
- Department of Civil and Environmental Engineering, University of California at Berkeley, Berkeley
- Department of Mathematics of the University of California at Irvine
- Department of Mechanical Engineering of the University of Calgary
- Département Génie des Systèmes Mécaniques, LASMIS Université de Technologie de Troyes
- Institut für Strukturmechanik DLR, Braunschweig
- NLR, Nationaal Lucht- en Ruimtevaartlaboratorium (National Aerospace Laboratory), Amsterdam
- FOI, Swedish Defence Research Agency, Aeronautics Division, Bromma, Stockholm
- QinetiQ, Farnborough