

KfK 4757  
EUR 11399 DE  
Juli 1990

**Berechnung der  
elektromagnetischen Kräfte  
im Blanket eines  
Tokamakreaktors beim  
Plasmastromabbruch und  
Bestimmung der dadurch  
hervorgerufenen mechanischen  
Spannungen**

L. V. Boccaccini  
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik  
Projekt Kernfusion

**Kernforschungszentrum Karlsruhe**



KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE  
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik  
Projekt Kernfusion

KfK 4757  
EUR 11399 DE

**Berechnung der elektromagnetischen Kräfte im Blanket eines  
Tokamakreaktors beim Plasmastromabbruch und Bestimmung  
der dadurch hervorgerufenen mechanischen Spannungen**

L.V. Boccaccini

Dissertation genehmigt von der Fakultät für Maschinenbau  
der Universität Karlsruhe

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

Als Manuskript gedruckt  
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

# Kurzfassung

**BOCCACCINI, Lorenzo Virgilio:**

**„Berechnung der elektromagnetischen Kräfte im Blanket eines Tokamakreaktors beim Plasmastromabbruch und Bestimmung der dadurch hervorgerufenen mechanischen Spannungen“**

Zur Berechnung der mechanischen Effekte beim Plasmastromabbruch in Tokamakreaktoren wurde ein Programmsystem entwickelt. Dieses Programmsystem verwendet eine in geeigneter Weise modifizierte Version des dreidimensionalen Rechenprogramms CARIDDI - ursprünglich entwickelt an der Universität von Neapel - zur Berechnung von Wirbelströmen und Lorentzkräften. Die dadurch hervorgerufenen mechanischen Spannungen werden mit dem Programm ABAQUS berechnet.

Zuerst wird ein Vergleich mit experimentellen Daten, die von einem maßstabsgetreuen Modell ( Maßstab 1:10 ) des Vakuumgefäßes im ASDEX-Tokamak stammen, vorgestellt. Dieser Vergleich zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Ergebnissen.

Danach wurden einige Rechnungen zum Karlsruher Keramikbrutblanket mit Helium-Kühlung für NET/ITER (durchschnittlicher Neutronenfluß durch die erste Wand von  $1 \frac{MW}{m^2}$ ) durchgeführt. Zwei Plasmastromabbrüche wurden betrachtet. Beim ersten Abbruch wird ein Absinken des Plasmastroms vom  $11 MA$  zu Null in  $20 ms$  angenommen. Im zweiten Fall wird zunächst eine Plasmabewegung in vertikaler Richtung von  $1,5 m$  in  $40 ms$  und anschließend ein Stromabfall zu Null in  $20 ms$  betrachtet. Soweit notwendig wurden sowohl die magnetische Dämpfung als auch die Anwesenheit des Saddle Loop's berücksichtigt. Verschiedene Befestigungsarten des Blankets an den umgebenden Strukturen wurden betrachtet. Außerdem wurde eine statische und dynamische Festigkeitsanalyse durchgeführt.

In vielen der oben betrachteten Fälle, besonders in denen mit Plasmabewegung, liegen die mechanischen Spannungen im Blanketsegmentgehäuse über dem Maximum der nach den ASME-Normen zulässigen Spannungen. Die berechneten Spannungen in den Kanistern sind jedoch akzeptabel.

## Abstract

**BOCCACCINI, Lorenzo Virgilio:**

**"Calculation of the electromagnetical forces in Tokamak reactors caused by plasma disruptions and determination of the consequent mechanical stresses"**

A programme system has been developed for the calculation of mechanical effects caused by disruptions in Tokamak reactors. This system uses a properly modified version of the three dimensional computer code CARIDDI , originally developed at the Neaple University, to calculate eddy currents and Lorentz forces. The derived stresses are calculated with the programme ABAQUS.

At first, a comparison with experimental data, taken from a scale model ( 1:10 ) of the ASDEX Tokamak Vacuum Vessel, is presented. This comparison shows a good agreement between the measured and calculated results.

Then, several calculations have been performed for the Karlsruhe helium cooled Ceramic Breeder Blanket for NET/ITER (average neutron flux on the first wall  $1 \frac{MW}{m^2}$ ). Two disruptions have been considered. The first assumes a decrease of the plasma current from 11 MA to zero in 20 ms, while the second assumes first a plasma displacement in vertical direction of 1.5 m in 40 ms and subsequently a decrease of the plasma current to zero in 20 ms. Where appropriated, the magnetical damping has been taken into account as well as the presence of a "saddle loop". Various kinds of blanket supports to the surrounding structures have been considered. Actually, static and dynamical stress analyses have been performed.

In many of the cases considered above, especially in the ones with plasma displacement, the stresses in the blanket box are over the maximum stresses allowed by the ASME norms. The calculated stresses in the canisters are, however, acceptable.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1. Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2. Das Programmsystem</b> .....	<b>5</b>
2.1 Aufbau des Programmsystems .....	5
2.2 Das Programm CARIDDI .....	7
2.2.1 Physikalisch-mathematisches Modell in CARIDDI .....	7
2.2.2 Struktur des Programms .....	9
2.3 Das modifizierte Programm CARIDDI/KfK .....	9
2.3.1 Physikalisch-mathematisches Modell in CARIDDI/KfK .....	9
2.3.2 Struktur des Programms CARIDDI/KfK .....	10
<b>3. Prüfung des Rechenprogramms</b> .....	<b>11</b>
3.1 Das ASDEX-Vakuumgefäß .....	11
3.2 Das ASDEX-Vakuumgefäßmodell .....	12
<b>4. Untersuchungen zum Festoff-Blankettkonzept der KfK</b> .....	<b>15</b>
4.1 Untersuchungen zum Segmentgehäuse .....	16
4.1.1 Elektromagnetische Analyse .....	17
4.1.1.1 Plasmamodelle .....	17
4.1.1.2 Effekt der Anisotropie der Wände .....	18
4.1.1.3 Effekt des "Saddle Loop's" .....	19
4.1.1.4 Geometriedarstellung .....	20
4.1.1.5 Ergebnisse der Rechnungen .....	20
4.1.1.6 Die Referenzfälle .....	22
4.1.2 Festigkeitsanalyse .....	23
4.1.2.1 Symmetrie .....	23
4.1.2.2 Lagerung .....	23
4.1.2.3 Anisotropie der Wände .....	24
4.1.2.4 Materialdaten und Elemententeilung .....	25
4.1.2.5 Auswertungsmethode zur Festigkeitsanalyse .....	25
4.1.3 Ergebnisse der Festigkeitsanalyse .....	26
4.1.3.1 Statische Analyse des Referenzfalls SBX012 (ohne Plasmabewegung) .....	26
4.1.3.2 Statische Analyse des Referenzfalls SBX112 (mit Plasmabewegung) .....	27

4.1.3.3	Dynamische Analyse des Referenzfalls SBX012 (ohne Plasmabewegung)	27
4.1.3.4	Magnetische Dämpfung im Referenzfall SBX012 (ohne Plasmabewegung)	28
4.2	Untersuchungen zu den Kanistern	29
<b>5.</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>31</b>
<b>Literatur</b>		<b>35</b>
<b>Tabellen</b>		<b>41</b>
<b>Abbildungen.</b>		<b>61</b>
<b>Anhang A.</b>	<b>Mathematische Grundlagen des Programms CARIDDI</b>	<b>131</b>
<b>Anhang B.</b>	<b>Plasmamodell</b>	<b>133</b>
B.1	Integrationsverfahren	134
B.2	Rechenalgorithmus	134
<b>Anhang C.</b>	<b>Magnetische Dämpfung</b>	<b>137</b>
C.1	Gleichungssystem für die magnetische Dämpfung	137
C.2	Modifizierte EM-Gleichung in CARIDDI	138
C.3	Die Bewegungsgleichung	139
C.4	Numerische Integration des Gleichungssystem	140
C.5	Testfall	141
C.6	Dämpfungsmodell zur Analyse des Segmentgehäuses	143
<b>Anhang D.</b>	<b>Abschätzung des Effekts der Seitenwände zur Entstehung der Wirbelströme</b>	<b>147</b>
<b>Anhang E.</b>	<b>Modellierung der versteiften Wände</b>	<b>149</b>
E.1	Biegesteifigkeit in Hauptrichtung x	149
E.2	Biegesteifigkeit in Hauptrichtung y	150
E.3	Torsionssteifigkeit	151
E.4	Schubsteifigkeit	152
E.5	Berechnung der Elastizitätskonstanten der orthotropen Platte	154



**Anhang F. Auswertung der Ergebnisse der Festigkeitsanalyse ..... 157**



# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.	Tokamak	61
Abbildung 2.	Blanket	62
Abbildung 3.	Festoff-Blanketkonzept der KfK	63
Abbildung 4.	Saddle loop	64
Abbildung 5.	Aufbau des Programmsystems	65
Abbildung 6.	Zeichnung des ASDEX	66
Abbildung 7.	Schematische Darstellung des Vakuumgefäßes in ASDEX	67
Abbildung 8.	Abschnitt des ASDEX	68
Abbildung 9.	Elementeinteilung des ASDEX-Vakuumgefäßes	69
Abbildung 10.	Koordinatensystem in ASDEX	70
Abbildung 11.	Zeitverlauf des Plasmastroms	71
Abbildung 12.	Räumliche Verteilung der Wirbelströme in ASDEX	72
Abbildung 13.	Zeitliche Verlauf des Gefäßstroms in ASDEX	73
Abbildung 14.	Räumliche Verteilung des Spaltstroms	74
Abbildung 15.	Analyse der Ergebnisse zum Spaltstrom	75
Abbildung 16.	Vertikalschnitt des NETs	76
Abbildung 17.	Vertikalschnitt des Segmentgehäuses	77
Abbildung 18.	Wände des Segmentgehäuses	78
Abbildung 19.	Saddle Loop des Segmentgehäuses	79
Abbildung 20.	Kanister	80
Abbildung 21.	Wirbelströme in einer isolierten dünnen Wand	81
Abbildung 22.	Wirbelströme in den Seitenwänden	82
Abbildung 23.	Plasmamodelle	83
Abbildung 24.	Modelle des Saddle Loop's	84
Abbildung 25.	Geometrie des Segmentgehäuses	85
Abbildung 26.	Symmetrie des Segmentgehäuses	86
Abbildung 27.	Elementeinteilung auf dem Segmentgehäuse	87
Abbildung 28.	Effekt der Anisotropie der Wände	88
Abbildung 29.	Effekt des Saddle Loop's ohne Plasmabewegung	89
Abbildung 30.	Stromverteilung ohne Plasmabewegung	90
Abbildung 31.	Effekt des Saddle Loop's mit Plasmabewegung	91
Abbildung 32.	Stromverteilung mit Plasmabewegung	92
Abbildung 33.	Biege- und Torsionsmomente	93
Abbildung 34.	Momente im Referenzfall SBX012	94
Abbildung 35.	Momente im Referenzfall SBX112 ( $t = 0.04$ s)	95

Abbildung 36. Momente im Referenzfall SBX112 ( $t=0.06$ s) .....	96
Abbildung 37. Übergang vom Gehäuse zum Abschirmkasten .....	97
Abbildung 38. Befestigungsarten des Segmentgehäuses .....	98
Abbildung 39. Elementeteilung auf dem Segmentgehäuse .....	99
Abbildung 40. Verformungen im Fall SBFS20 .....	100
Abbildung 41. Ergebnisse des Falls SBFS20 nach ASME-Normen .....	101
Abbildung 42. Schubspannungen im Fall SBFS20 .....	102
Abbildung 43. Ergebnisse des Falls SBFS21 nach ASME-Normen .....	103
Abbildung 44. Ergebnisse des Falls SBFS22 nach ASME-Normen .....	104
Abbildung 45. Ergebnisse des Falls SBFS23 nach ASME-Normen .....	105
Abbildung 46. Ergebnisse des Falls SBFS43 nach ASME-Normen .....	106
Abbildung 47. Ergebnisse des Falls SBFS63 nach ASME-Normen .....	107
Abbildung 48. Verformungen im dynamischen Fall .....	108
Abbildung 49. Verformungen im Fall SBXD00 .....	109
Abbildung 50. Effekt der magnetischen Dämpfung auf die Verschiebung ...	110
Abbildung 51. Effekt der magnetischen Dämpfung auf die Drehung .....	111
Abbildung 52. Geometrie des Kanisters .....	112
Abbildung 53. Elementeteilung des Kanisters .....	113
Abbildung 54. EM-Kräfte in dem Kanister .....	114
Abbildung 55. Ergebnisse des Falls KAN011 nach ASME-Normen .....	115
Abbildung 56. Maximalspannungen in der Kanisterbefestigung .....	116
Abbildung 57. Plasmagitter .....	117
Abbildung 58. Testproblem .....	118
Abbildung 59. Verschiebungen für das Testproblem (Fall 0) .....	119
Abbildung 60. Balkenstrom für das Testproblem (Fall 0) .....	120
Abbildung 61. Verschiebungen für das Testproblem (Fall 1) .....	121
Abbildung 62. Balkenstrom für das Testproblem (Fall 1) .....	122
Abbildung 63. Ergebnisse des Testproblems nach .....	123
Abbildung 64. Geometrie des Dämpfungsmodells des Segmentgehäuses .....	124
Abbildung 65. Diskretisierung des Segmentgehäuses zur Dämpfungsanalyse .	125
Abbildung 66. Abschätzung des Effekts der Seitenwände .....	126
Abbildung 67. Wandkomponenten .....	127
Abbildung 68. Ersatzschnitt .....	128
Abbildung 69. Auswertung der Ergebnisse .....	129

# Tabellenverzeichnis

Tabelle 1.	Rechenparameter für das ASDEX-Vakuumgefäß	43
Tabelle 2.	Spezifische Widerstände der Wandstruktur	44
Tabelle 3.	Rechenparameter für das Segmentgehäuse	47
Tabelle 4.	EM-Rechnungen des Segmentgehäuses	48
Tabelle 5.	NET-Eigenschaften	49
Tabelle 6.	Kräfte im Referenzfall SBX012	50
Tabelle 7.	Kräfte im Referenzfall SBX112 ( $t=0.04$ s)	51
Tabelle 8.	Kräfte im Referenzfall SBX112 ( $t=0.06$ s)	52
Tabelle 9.	Materialdaten von AISI 316L	53
Tabelle 10.	Rechnungen zur Festigkeitsanalyse des Segmentgehäuses	54
Tabelle 11.	Rechenparameter der Kanisteruntersuchung	55
Tabelle 12.	Kräfte im Kanister	56
Tabelle 13.	Analytische Funktionen zur Beschreibung des Plasmas	57
Tabelle 14.	Testproblem	58
Tabelle 15.	Koeffizienten der Einflußfunktion	59
Tabelle 16.	Elastizitätskonstanten der Wandkomponenten	61



# Zeichenerklärung

## Allgemeine Symbolik

$\vec{v}$	beliebiger Vektor
$v_i$	Komponente eines Vektors
$\tilde{A}$	beliebige Matrix
$A_{ij}$	Komponente einer Matrix
$\bar{a}$	Mittelwert einer Größe
$\epsilon$	Element einer Menge

## Lateinische Buchstaben

$A$	Vektorpotential [ $Wb\ m^{-1}$ ]
$B$	magnetische Induktion [ $T$ (Tesla) = $Wb\ m^{-2}$ ]
$b$	Breite [ $m$ ]
$D$	Plattensteifigkeit [ $N\ m$ ]
$E$	elektrische Feldstärke [ $V\ m^{-1}$ ], Elastizitätsmodul [ $Pa$ ]
$\tilde{E}$	Einheitsmatrix
$\vec{e}$	Einheitsvektor
$e$	Eulersche Zahl
$F$	Fläche [ $m^2$ ]
$f$	Kraftdichte [ $N\ m^{-3}$ ]
$G$	Schubmodul [ $Pa$ ]
$h$	Dicke [ $m$ ]
$I$	elektrischer Strom [ $A$ ], Trägheitsmoment [ $m^4$ ]
$j$	elektrische Stromdichte [ $A\ m^{-2}$ ]
$K$	Festigkeit [ $N\ m^{-1}$ ]
$L$	Induktivität [ $H$ (Henry) = $Wb\ A^{-1}$ ]
$M$	Masse [ $Kg$ ], Schnittmoment [ $N$ ]
$N$	Schnittkraft [ $N\ m^{-1}$ ]
$n$	Normale
$R$	elektrischer Widerstand [ $\Omega$ ]
$T$	Periode [ $s$ ]
$t$	Zeit [ $s$ ]

$u, v, w$	Verschiebungskomponenten in Richtung der Koordinatenachsen [ $m$ ]
$V$	elektromotorische Kraft [ $V$ ]
$w$	Geschwindigkeit [ $m s^{-1}$ ]

## ***Griechische Buchstaben***

$\delta_{ij}$	Kronecker Symbole
$\eta$	spezifischer elektrischer Widerstand [ $\Omega m$ ]
$\theta$	poloidaler Winkel
$\mu_0$	magnetische Permeabilitätskonstante des Vakuums [ $\mu_0 = 4\pi 10^{-7} Wb m^{-1} A^{-1}$ ]
$\nu$	Frequenz [ $Hz$ ], Querdehnungszahl
$\xi, \eta, \zeta$	lokales Koordinatensystem
$\rho$	Dichte [ $Kg m^{-3}$ ]
$\sigma$	mechanische Normalspannung [ $Pa$ ]
$\tau$	mechanische Schubspannung [ $Pa$ ]
$\Phi$	elektrisches Potential [ $V$ ], magnetischer Fluß [ $Wb$ ( <i>Weber</i> )]
$\Psi$	Einflußfunktion
$\omega$	Krank-Nicholson-Parameter

## ***Indizes***

$G$	Schwerpunkt
$K$	stationär
$P$	poloidale Richtung, Plasma
$T$	toroidale Richtung
$V$	vertikale Richtung
$W$	Wirbelströme

## ***Abkürzungen***

<b>ASDEX</b>	Axial Symmetric Divertor Experiment
<b>EM</b>	elektromagnetische Kräfte



**FEM** finite Elemente Methode  
**ITER** International Thermonuclear Experimental Reactor  
**KfK** Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH  
**NET** Next European Torus  
**SI** Système International d'Unités (Internationales Einheitensystem).

# 1. Einleitung

Man geht heute davon aus, daß ein circa  $10^8$  K heißes Deuterium-Tritium-Plasma, das in einem ringförmigen Magnetfeld nach dem Tokamakverfahren thermisch isoliert wird, erstmalig gezündet werden kann. Zündung soll heißen, das Plasma brennt selbständig - ohne äußere Energiezufuhr -; ergänzt werden muß nur das verbrannte Deuterium und Tritium.

Es werden deshalb seit mehr als zehn Jahren Konzepte eines ersten Deuterium-Tritium Tokamakreaktors entworfen (z.B. NET = "Next European Torus" /1/ und ITER = "International Thermonuclear Experimental Reactor." /2/ ).

Das Prinzip des Tokamaks ist in Abbildung 1 dargestellt. In dem heißen Plasma fließt ein elektrischer Strom  $I_p$  (in NET circa 10 - 20 MA). Das mit diesem Strom verknüpfte Magnetfeld - das sogenannte poloidale Feld  $B_p$  - hat am Plasmarand (kleiner Radius des Plasmas in NET circa 1.4 m) eine Flußdichte von der Größenordnung 1 Tesla. Da sich ein solcher stromdurchflossener Ring (großer Plasmaradius in NET circa 5.8 m) unter dem Einfluß der Lorentzkraft aufweiten würde, wird von ringförmigen stromdurchflossenen Spulen ("Vertikalfeldspulen"), die in Ebenen parallel zum Plasmaring liegen, noch ein vertikales Feld angelegt (vertikales Feld  $B_v$ , etwa eine Größenordnung kleiner als  $B_p$ ). Die durch  $B_p$  und  $B_v$  erzeugte Gleichgewichtslage des Plasmas ist jedoch nicht stabil. Die Stabilität wird mit einem dritten von äußeren stromdurchflossenen Spulen ("Toroidalfeldspulen") erzeugten toroidalen Feld  $B_T$  bewirkt.  $B_T$  liegt parallel zum Plasmastrom und muß einen von der Stärke des poloidalen Feldes  $B_p$  abhängigen Mindestwert haben (bei NET etwa 5,5 Tesla auf der Plasmaachse).

Die Erfahrung zeigt jedoch, daß der Strom in einem Tokamakplasma in nicht vorhersehbarer Weise abreißen kann. Man ist bis heute noch nicht in der Lage, die statistisch auftretenden Stromabbrüche (Disruptions) zuverlässig zu verhindern. Auch die physikalische Erklärung des Vorgangs steht noch aus. Für die Konstruktion der plasmanahen Bauteile eines Tokamakreaktors entstehen infolge eines Stromabbruchs zwei Probleme. Erstens bricht mit dem Plasmastrom auch das poloidale Feld zusammen. Weil das poloidale Feld auch die das Plasma umgebende Struktur durchsetzt, werden dort während des Stromabbruchs elektrische Felder induziert und in den metallischen Bereichen elektrische Wirbelströme angeworfen. Zusammen mit den

von den äußeren Spulen erzeugten stationären Magnetfeldern entstehen deshalb Kräfte auf die Struktur.

Zweitens trifft das Plasma selbst auf die Wand des Plasmabehälters, weil der magnetische Einschluß beim Stromabbruch zerstört wird. Außer dem Stromabbruch kann grundsätzlich auch die Stabilisierung der Lage des Plasmarings außer Kontrolle geraten. In diesem Falle bewegt sich das Plasma zur Wand. Ähnlich wie beim Stromabbruch treten auch dann in der Struktur ein sich änderndes poloidales Magnetfeld, Wirbelströme und damit Kräfte auf.

In der vorliegenden Arbeit werden die Kräfte, ihre räumliche Verteilung und die in der Struktur erzeugten Spannungen bei Stromabbrüchen und bei Plasmabewegungen berechnet.

Die folgenden Angaben sollen einen Eindruck über die Größenordnung der zu erwartenden Kräfte vermitteln. Entscheidend für die Größe der Kräfte sind die Stromstärke des im Plasma fließenden Stromes und die Dauer der Zeit, während der der Stromabbruch erfolgt. Die Erfahrung zeigt, daß diese Zeit streut und circa 20 ms für eine Maschine wie NET als typisch angenommen werden kann. Das bedeutet für die zeitliche Änderung des Stromes  $I_p$  einen Wert von  $\frac{dI_p}{dt} \approx 10^9 \text{ A/s}$ . Die Größenordnung der Stromdichten der in der metallischen Struktur erzeugten Wirbelströme liegt damit für Edelstahl bei einigen  $\text{MA/m}^2$ . Zusammen mit den anliegenden stationären Magnetfeldern kann man schließlich abschätzen, daß bei einer Disruption schockartig Kraftdichten von einigen  $\text{MN/m}^3$  auftreten. Sie stellen ein ernstes konstruktives Problem dar.

Ziel dieser Arbeit ist nun die Berechnung der mechanischen Belastung, unter der das vom Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK) für NET entwickelte Festoff-Blanket die infolge eines Stromabbruchs steht.

Unter einem "Blanket" versteht man eine Struktur (siehe Abbildung 2), die sich in direkter Nachbarschaft zum Plasma befindet und die die folgenden Aufgaben erfüllen soll:

1. Produktion von Tritium,
2. Abfuhr der Reaktionswärme.

Die Produktion von Tritium erfolgt durch Neutroneneinfang in Lithium. Das so produzierte Tritium wird aus dem Blanket zurückgewonnen und steht für eine erneute Fusionsreaktion zur Verfügung.

Ionen, Neutronen und Röntgenstrahlungen aus dem Plasma erzeugen Wärme in den sie umgebenden Strukturen. Diese Wärme muß mit einem Kühlmittel - Helium, Wasser oder flüssiges Lithium - abgeführt werden. In einem zukünftigen kommerziellen Fusionsreaktor soll elektrische Energie aus diese Wärme gewonnen werden.

Im Feststoff-Blanketkonzept der KfK (siehe Abbildung 3) ist der Brutstoff in Form einer Kugelschüttung aus Lithium-Orthosilikat ( $Li_4 Si O_4$ ) in Kanistern aus Stahl enthalten. Als Kühlmittel wird Helium verwendet. Die Kanister befinden sich ihrerseits ebenfalls in einem geschlossenen Gehäuse ("Segmentgehäuse") aus Stahl.

In derselben Abbildung ist auch die Struktur des Saddle Loop's dargestellt. Mit dem Begriff "Saddle Loop" bezeichnet man einen Stromkreis mit hoher elektrischer Leitfähigkeit, der zur Bremsung von Plasmabewegungen dient, die aus der Äquatorialebene herausführen. Die Funktionsweise des Saddle Loop's wird in Abbildung 4 schematisch dargestellt. Aufgrund einer zur Äquatorialebene unsymmetrischen Bewegung des Plasmas  $w$  werden im Saddle Loop durch die Änderung der magnetischen Durchflutung Wirbelströme  $I_w$  erzeugt. Die Wirbelströme haben ihrerseits ein Magnetfeld  $B_w$ , das so gerichtet ist, daß über die Lorentzkraft  $F$  die Plasmabewegung gebremst wird. Zur Lagestabilisierung des Plasmas ist dieser Stromkreis notwendig. Andererseits vergrößert die Anwesenheit einer Struktur mit hoher elektrischer Leitfähigkeit die Wirbelströme im Fall eines Stromabbruchs.

Zu Beginn dieser Arbeit waren schon einige Berichte über das Problem der Wirbelströme im Blanket verfaßt. In /3/, /4/, /5/, /6/, /7/, /8/ wurden die Wirbelströme und die durch sie erzeugten EM-Kräfte (elektromagnetischen Kräfte) für einen Stromabbruch ohne Plasmabewegung berechnet. In diesen Arbeiten wurden mathematische Modelle verwendet, die die Struktur des Gehäuses nicht vollständig beschreiben konnten. Vor allem die Seitenwände wurden bei den Berechnungen vernachlässigt, sodaß nur die erste Wand, die Rückwand und die obere und untere Stirnwand berücksichtigt wurden.

Für die Durchführung dieser Arbeit ergaben sich damit sechs Schwerpunkte, die noch genauere Untersuchungen erforderlich machten:

1. Die Einbeziehung der gesamten Struktur des Segmentgehäuses in die Berechnungen.
2. Die Effekte des Saddle Loop's auf die Entstehung von Wirbelströmen.
3. Die Effekte einer Plasmabewegung auf die Entstehung von Wirbelströmen.
4. Die dynamische Analyse der Struktur.
5. Die Kopplung zwischen der Bewegung der Struktur und der Erzeugung von Wirbelströmen (Wirbelstrombremsung).
6. Die komplette Analyse der Struktur unter Berücksichtigung auch der inneren Teile des Segmentgehäuses, vor allem der Kanister.

Während der Fertigstellung dieser Arbeit wurden zur gleichen Zeit von anderen Autoren Untersuchungen zu Wirbelströmen für andere Blanketkonzepte innerhalb des NET- und des ITER-Projectes durchgeführt. In /9/ und /10/ wurden die Wirbelströme am Beispiel eines 20 ms-Stromabbruchs ohne Plasmabewegung für die komplette Struktur des Blankets untersucht. In /10/ wurde auch eine dynamische Analyse vorgestellt.

In der vorliegenden Arbeit werden die Methoden und die Hilfsmittel, die bei der Durchführung der Untersuchungen verwendet werden, dargestellt, die erhaltenen Ergebnisse erläutert und schließlich bewertet. Im Kapitel 2 dieser Arbeit wird ein Programmsystem vorgestellt, das für die Durchführung dieser Analyse entwickelt wurde. Neue Modelle und mathematische Verfahren werden ebenfalls diskutiert. Im Kapitel 3 werden die Ergebnisse einiger Rechnungen mit experimentellen Daten verglichen und bewertet. Schließlich wird in Kapitel 4 das KfK-Blanketkonzept genauer untersucht und sowohl eine qualitative als auch eine quantitative Bewertung abgegeben.

In dieser Arbeit wird das Internationale Maßeinheitensystem (SI) verwendet.

## 2. Das Programmsystem

In diesem Kapitel wird das Programmsystem zur Berechnung der mechanischen Effekte auf eine leitende nicht ferromagnetische Struktur bei einem Stromabbruch bzw. einer Plasmabewegung vorgestellt.

### 2.1 *Aufbau des Programmsystems*

Das in Abbildung 5 auf Seite 65 dargestellte Programmsystem, mit dem die mechanischen Effekte eines Stromabbruchs berechnet werden, besteht prinzipiell aus Programmmoduln dreier verschiedener Typen:

- kommerzielle Software-Pakete (FEMGEN, FEMVIEW und ABAQUS),
- für dieses System modifizierte wissenschaftliche Software-Produkte (CARIDDI),
- eigene im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Programme (CARABQ und CARPLO).

Die einzelnen Programmmoduln sind:

- **FEMGEN** : ein interaktiver graphischer Präprozessor zur FEM-Analyse (Finite Elemente Methode) /11/ .
- **CARIDDI** : ein FEM-Programm zur Berechnung der Wirbelströme , erzeugt auf einer leitenden **nicht-ferromagnetischen** Struktur durch die Veränderung eines achsensymmetrischen Magnetfelds. Dieses Programm wurde von G.Rubinacci und R.Albanese (Istituto di Ingegneria Elettronica, Facolta' di Ingegneria , Universita' di Salerno, Italien) im Auftrag des NET-Teams entwickelt /12/. In dem hier vorgestellten Programmsystem wird eine modifizierte Version dieses Programms verwendet. Eine weitergehende Beschreibung dieses Programms und der Veränderungen wird an einer späteren Stelle dieses Kapitels (Abschnitt 2.2) erfolgen.
- **CARABQ** : ein Programm, das speziell für dieses System entwickelt wurde. Es überträgt die Kräfte, die in CARIDDI berechnet werden, auf das Modell, das in ABAQUS verwendet wird /13/.

- **CARPLO** : ein graphisches Programmsystem zur Darstellung der Ergebnisse aus CARIDDI, das speziell zu diesem Zweck entwickelt wurde /14/, /15/.
- **ABAQUS** : ein FEM-Programm für die Festigkeitsanalyse /16/.
- **FEMVIEW** : ein interaktiver graphischer Postprozessor zur FEM-Analyse /17/.

FEMGEN erzeugt zwei Finite-Elemente-Modelle derselben Struktur. Das eine Modell wird zur elektromagnetischen Analyse in CARIDDI, das andere zur mechanischen Festigkeitsanalyse in ABAQUS benutzt (Abbildung 5 auf Seite 65). Obwohl beide Modelle dieselbe Struktur beschreiben, können sie aus den nachfolgenden Gründen voneinander verschieden sein:

**1. Benutzung verschiedener Elemente.**

Während CARIDDI ausschließlich dreidimensionale 8-Knoten-Elemente benutzen kann, kann ABAQUS verschiedene Typen von Elementen, z.B. Schalen oder dreidimensionale Elemente, mit unterschiedlicher Anzahl von Knoten verarbeiten.

**2. Benutzung verschiedener Struktursymmetrie.**

Die Auswahl einer geeigneten Symmetrie unterliegt in CARIDDI den besonderen Eigenschaften des elektrischen Stroms, in ABAQUS dagegen müssen die besonderen Eigenschaften der mechanischen Spannungen in der Symmetrie berücksichtigt werden.

**3. Benutzung unterschiedlicher Größenordnungen des räumlichen Gitters.**

Die Kapazität an Speicherplatz und die benötigte Rechenzeit des Programms CARIDDI erlauben nur eine relativ grobe Strukturauflösung. Verglichen damit kann ABAQUS bei einer geeigneten Auswahl der FEM-Elemente deutlich mehr Feinheiten der Struktur beschreiben.

**4. Berücksichtigung verschiedener Strukturkomponenten.**

In beiden Programmen werden jeweils nur diejenigen Teile der Struktur berücksichtigt, die für die Betrachtung entweder der elektromagnetischen oder der mechanischen Analyse relevant sind.

Im Programm CARIDDI werden die Wirbelströme und die magnetischen Kräfte berechnet. Die Ergebnisse kann man mit Hilfe des Programms FEMVIEW oder CARPLO darstellen.

Der Modul CARABQ überträgt die Kräfte zu ABAQUS, wo die Festigkeitsanalyse durchgeführt wird. Die Ergebnisse, Spannungen und Verformungen, werden mit Hilfe des Programms FEMVIEW dargestellt.

## 2.2 Das Programm CARIDDI

Die größte Schwierigkeit des gesamten Programmsystems liegt in der Berechnung der EM-Kräfte. Die dabei verwendete Methode, die für Rechnungen auf wissenschaftlichen Großrechnern konzipiert wurde, wurde erst in den letzten Jahren entwickelt. Die wichtigsten Arbeiten, die hierzu bekannt sind, sind im folgenden aufgelistet: /18/, /19/, /20/, /21/, /22/, /23/, /24/ und /25/. Aus diesen Arbeiten wurde schließlich CARIDDI ausgewählt, da es die Benutzung dreidimensionaler Finiter Elemente erlaubt und im Auftrag des NET-Teams speziell für die Berechnung von Wirbelströmen in einem Tokamak-Reaktor entwickelt wurde.

### 2.2.1 Physikalisch-mathematisches Modell in CARIDDI

In diesem Programm wird die Berechnung der Wirbelströme mit Hilfe der folgenden Integralgleichung, die direkt aus der quasistatischen Näherung der Maxwell'schen Gleichungen für nicht-ferromagnetische Materialien hergeleitet werden kann, durchgeführt.

$$\begin{aligned} \tilde{\eta}(\vec{r}) \cdot \vec{j}(\vec{r}, t) + \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{\Omega} \frac{1}{|\vec{r} - \vec{r}'|} \frac{\partial \vec{j}(\vec{r}', t)}{\partial t} d\tau' = \\ = - \frac{\partial \vec{A}_e(\vec{r}, t)}{\partial t} - \nabla \phi(\vec{r}, t) \end{aligned} \quad (2.1)$$

wobei

$\tilde{\eta}$  : spezifischer Widerstandstensor

$\vec{j}$  : Stromdichte

$\phi$  : skalares elektrisches Potential



$\vec{A}$  : Vektorpotential des externen Magnetfeldes

Das Vektorpotential  $\vec{A}$  wird wie folgt definiert:

$$\nabla \times \vec{A} = \vec{B}$$

$$\nabla \cdot \vec{A} = 0$$

wobei  $\vec{B}$  das magnetische Induktionsfeld ist.

$\vec{j}$  muß zusätzlich folgende Bedingungen erfüllen :

$$\nabla \cdot \vec{j} = 0 \quad \text{für } \vec{j} \in \Omega \quad (2.2)$$

$$\vec{j} \cdot \vec{n} = 0 \quad \text{für } \vec{j} \in \partial\Omega \quad (2.3)$$

- wobei  $\vec{n}$  die Normale zur Oberfläche von  $\Omega$  ist - und auch die Anfangsbedingungen

$$\vec{j}(\vec{r}, t=0) = \vec{j}_0(\vec{r}) \quad (2.4)$$

Eine vollständige Beschreibung des physikalisch-mathematischen Modells in CARIDDI findet sich in den folgenden Veröffentlichungen der Autoren des Programms: /23/ , /24/ und /25/ . In Anhang A werden nur die Gleichungen aufgeführt, die zum Verständnis der späteren Ausführungen notwendig sind.

Mit den schon berechneten Wirbelströmen  $\vec{j}$  können die elektromagnetischen Kräfte (Lorentzkraft) wie folgt berechnet werden:

$$\vec{f} = \vec{j} \times \vec{B} \quad (2.5)$$

wobei  $\vec{f}$  die Kraft pro Volumen ist.

Das Programm rechnet  $\vec{B}$  wie eine Summe aus drei verschiedenen Komponenten:

$$\vec{B}(\vec{r}, t) = \vec{B}_P(\vec{r}, t) + \vec{B}_W(\vec{r}, t) + \vec{B}_K(\vec{r}) \quad (2.6)$$

wobei

$\vec{B}_P$  vom Plasma erzeugt wird

$\vec{B}_W$  von den Wirbelströmen selbst erzeugt wird

$\vec{B}_K$  ein stationäres Magnetfeld ist.

## 2.2.2 Struktur des Programms

Das Programm CARIDDI besteht aus zwei Teilen:

- **CARIDDI-1** berechnet mit Gl. 2.1 den Strom  $\vec{j}$
- **CARIDDI-2** berechnet die magnetischen Felder und EM-Kräfte.

Weitere Hinweise zu Benutzung von CARIDDI findet man in /12/ .

## 2.3 *Das modifizierte Programm CARIDDI/KfK*

Wie schon erwähnt, wurde für das Programmsystem eine im Rahmen dieser Arbeit modifizierte Version des Programms CARIDDI benutzt.

Die Änderungen entstanden dadurch, daß die ursprüngliche Version an eine neue Hardware und Software der KfK angepaßt werden mußte. Das Programm wurde umstrukturiert und erweitert, um die Anpassung an das gesamte Programmsystem zu realisieren. Außerdem wurden neue Modelle und Verfahren hinzugefügt.

Im folgenden werden die wichtigsten Änderungen beschrieben.

### 2.3.1 Physikalisch-mathematisches Modell in CARIDDI/KfK

Dem ursprünglichen Programm wurden zwei neue Modelle hinzugefügt:

1. ein Plasmastrommodell,
2. ein magnetisches Dämpfungsmodell.

Das veränderte Plasmamodell gestattet es, den Plasmaquerschnitt und seine räumliche Lage beliebig, aber axialsymmetrisch zu ändern. In Anhang B ist das mathematische Verfahren des Modells beschrieben. Mit diesem neuen Modell wurde eine genauere Modellierung der Plasmabewegung in der vorliegenden Arbeit ermöglicht.

Während eines Stromabbruchs bewirken die EM-Kräfte Schwingungen in den elastischen Strukturen. Diese Bewegungen finden in magnetischen Feldern statt, das heißt, es werden daher Wirbelströme erzeugt. Die EM-Kräfte, die aufgrund dieser Wirbelströme entstehen, wirken wiederum der Bewegung der Struktur entgegen. Die Bewegung der Struktur und die Entstehung von Wirbelströmen sind daher gekoppelt. Vom mechanischen Gesichtspunkt wirkt der genannte Effekt wie eine magnetische Dämpfung. Die Berücksichtigung dieser Dämpfung kann die Ergebnisse aus einer dynamischen Festigkeitsanalyse einer Struktur in starkem Maße modifizieren.

Um diese Effekte abzuschätzen, wurde ein Dämpfungsmodell in CARIDDI eingeführt. In Gl. 2.1, die in CARIDDI benutzt wird, wurde ein neuer Term angefügt, der die Auswirkung der Bewegung auf die Entstehung von Wirbelströmen berücksichtigt. Außerdem wurde eine zusätzliche Bewegungsgleichung in CARIDDI aufgenommen, um das gekoppelte System zu berechnen. In Anhang C wird das verwendete Modell genauer erläutert. Ebenso wird dort eine Vergleichsrechnung mit Ergebnissen verschiedener Autoren vorgestellt, die diese mit anderen Verfahren für ein einfaches Testproblem gewonnen haben /27/.

### **2.3.2 Struktur des Programms CARIDDI/KfK**

In der KfK-Version von CARIDDI wurde die gesamte Struktur des Programms verändert. Das neue Programm besteht jetzt aus vier Modulen. Die Module CARIDDI-1 und CARIDDI-2 haben trotz Modifikation noch dieselbe Funktion wie in der ursprünglichen Version (Abschnitt 2.2.2). Die folgenden zwei neuen Module wurden eingeführt:

1. **CARIDDI-0** ein Präprozessor mit den Aufgaben:
  - Verarbeitung des Plasmamodellinputs (siehe Anhang B),
  - Verarbeitung des FEM-Modellinputs.
2. **CARIDDI-3** ein Postprozessor, der die Daten für die Ausführung weiterer Programme (Auswertungsprogramm, usw.) vorbereitet.

Eine komplette Beschreibung dieser Programmversion findet man in /28/.

### 3. Prüfung des Rechenprogramms

Die Quantifizierung der Zuverlässigkeit eines solchen Programmsystems bleibt eine zentrale Frage. Die kritischen Punkte des gesamten Systems liegen in der EM-Analyse, wobei das mathematische Verfahren noch nicht ausreichend geprüft ist und es noch an Erfahrung bei der Benutzung verschiedener Geometrien mangelt.

Für CARIDDI existieren bereits Prüfprogramme aufgrund von Vergleichsrechnungen mit Fällen, die eine analytische Lösung besitzen, oder einfacher Experimente, von denen Meßdaten zur Verfügung stehen. /29/ und /30/ sind Beispiele solcher Prüfprogramme.

Es fehlt jedoch noch der wichtige Vergleich zwischen Rechnung und Messung in einer Tokamak-Maschine. Das Problem besteht darin, daß verwendbare experimentelle Daten über Wirbelströme in einer Tokamak-Maschine völlig fehlen.

Die Rechnungen, die in diesem Kapitel vorgestellt werden, sind einige der wenigen Vergleichsrechnungen mit experimentellen Daten einer Tokamak-Maschine, wenngleich sie nur von einem maßstabsgetreuen Modell (Maßstab 1:10) des Vakuumgefäßes stammen.

#### 3.1 *Das ASDEX-Vakuumgefäß*

ASDEX ("Axial Symmetric Divertor Experiment") ist eine große Tokamak-Maschine (großer Plasmaradius 1,64 m und kleiner Plasmaradius 0.4 m), die im Jahre 1978 am Max-Planck-Institut für Plasma-Physik in Garching erstmals in Betrieb ging. Gebaut wurde die Maschine zu Forschungszwecken in der Plasma-Physik. Für eine vollständige Beschreibung des ASDEX-Tokamaks sei auf /31/ verwiesen. Abbildung 6 auf Seite 66 stellt eine Zeichnung des ASDEX-Vakuumgefäßes dar.

Aus elektromagnetischer Sicht kann man das Vakuumgefäß mit Hilfe zweier toroidaler Segmente schematisieren (siehe Abbildung 7 auf Seite 67). Beide Hälften sind voneinander durch einen Spalt von 2 cm Breite elektrisch isoliert. In derselben Abbildung ist auch die Struktur des Saddle Loop's dargestellt (siehe Abschnitt 1). In ASDEX besteht diese Struktur aus 4 (2 pro Segment) geschlossenen Kupferleitungen,

die durch Stahlbleche getragen werden. In Abbildung 7 sind die Kupferleitungen des äußeren und inneren Saddle Loop's erkennbar. Ebenfalls in Abbildung 7 wird die Position des Plasmas in ASDEX dargestellt.

In Abbildung 8 auf Seite 68 wird der Vertikalschnitt eines Segments mit seinen Abmessungen dargestellt. Ein Segment besteht aus Stahlwänden von 20 bzw. 30 mm Dicke.

### ***3.2 Das ASDEX-Vakuumgefäßmodell***

Eine Abschätzung der mechanischen Spannungen, verursacht durch die Kräfte, die bei einem Stromabbruch entstehen, wurde für das Vakuumgefäß des ASDEX-Tokamaks schon im Jahre 1978 durchgeführt /32/.

Damals wurde die Größe der Wirbelströme, die für die Kräfte verantwortlich sind, sowohl durch Messungen an einem maßstabgerechten Modell erfaßt<sup>1</sup>, als auch mit einem theoretischen Ansatz abgeschätzt.<sup>2</sup>

Das Vakuumgefäßmodell von Schneider stellt einen Nachbau von ASDEX im Maßstab 1:10 dar. Das Plasma wird durch einen elektrischen Leiter in Ringform simuliert. Die elektrischen Ströme werden mit einer Rogowski-Spule /35/ gemessen und maßstabsgetreu auf das ASDEX-Vakuumgefäß übertragen. Der theoretische Ansatz geht von einem elektrischen Schaltkreis aus, in dem das Vakuumgefäß modellmäßig aus parallelgeschalteten Drähten, in denen der Strom in toroidaler Richtung fließt, zusammengesetzt ist.

Mit dieser Methode wurden die Wirbelströme bei einem schnellen Stromabbruch (circa 3 ms) abgeschätzt.

---

<sup>1</sup> Die Messungen wurden von Herrn Schneider der ASDEX-Gruppe in Garching durchgeführt, siehe auch /33/.

<sup>2</sup> Mehrere Informationen über die Rechnung von Herrn Preis ebenfalls der ASDEX-Gruppe findet man in /34/.

Die Berechnung der Wirbelströme wird im Rahmen dieser Arbeit mit dem Programm CARIDDI wiederholt. In Abbildung 9 auf Seite 69 wird die Elementverteilung gezeigt, die für die FEM-Analyse benutzt wird.

Die Symmetrie des Vakuumgefäßes erlaubt es, die Rechnung auf ein Viertel eines Segmentes zu beschränken. Daher werden folgende Randbedingungen für die Wirbelströme angesetzt (siehe Abbildung 10 auf Seite 70):

- Symmetrie zur  $z=0$ -Ebene (Äquatorialebene);
- Antisymmetrie zur  $y=0$ -Ebene (vertikale Mittelebene);
- Periodische Symmetrie bezüglich der  $z$ -Achse.

Der Zeitverlauf des Plasmastroms wird in Abbildung 11 auf Seite 71 gezeigt, Tabelle 1 auf Seite 41 zeigt die Parameter, die in der Rechnung benutzt werden.

In Abbildung 12 auf Seite 72 wird die berechnete Stromverteilung schematisch dargestellt. Die Wirbelströme fließen im wesentlichen in toroidaler Richtung und schließen sich nur in den Spaltzonen.

Mit dem Begriff Spaltstrom bezeichnet man die Komponenten der Wirbelströme, die in der Spaltzone in poloidaler Richtung fließen. Wenn man die Spaltzone durch einen Vertikalabschnitt A-A begrenzt und auf diesem Schnitt die Koordinate der Mittelwand mit  $s$  bezeichnet, kann man mit Hilfe der folgenden Gleichung den Spaltstrom  $I_S$  in Beziehung zur toroidalen Stromdichte  $J_T$  setzen:

$$\frac{d}{ds} I_S(s) = \bar{J}_T(s) h(s) \quad (3.1)$$

wobei

$I_S$  : Spaltstrom

$\bar{J}_T$  : mittlere Stromdichte in der Wanddicke

$h$  : Wanddicke

Mit Gefäßstrom bezeichnet man die Summe aller parallel zum Plasmastrom fließenden Leiterströme.

In Abbildung 13 auf Seite 73 ist der zeitliche Verlauf des Gefäßstromes  $I_G$  dargestellt. Die Ergebnisse von CARIDDI werden den in Garching berechneten Ergebnissen gegenübergestellt.

Das Maximum des induzierten Gefäßstroms ist zum Zeitpunkt  $t_m$  erreicht. Die relative Abweichung der CARIDDI- von den ASDEX-Ergebnissen ist beim Maximalstrom  $I_{gm}$  kleiner als 9%, bei der zu  $I_{gm}$  gehörenden Zeit  $t_m$  kleiner als 13%.  $t_d$  ist die Zeit in der der Strom auf  $\frac{1}{e}$  von  $I_{gm}$  abgesunken ist. Für  $t_d$  ist die relative Abweichung kleiner als 4%.

In Abbildung 14 auf Seite 74 wird der im Vakuumgefäß-Modell gemessene Spaltstrom den Ergebnissen der Rechnungen mit CARIDDI gegenübergestellt. Der Vergleich erfolgt zum Zeitpunkt  $t_m$ , wo der Strom maximal ist. Der Spaltstrom ist als Funktion von der Spaltkoordinate  $s$  dargestellt. Sie verläuft auf der Vakuumgefäßwand (Linie A-B-C-D-E-F-G), auf dem inneren Saddle Loop (Linie B-H) und auf dem äußeren Saddle Loop (Linie F-I). Die Ergebnisse von CARIDDI werden auf diskreten Punkten angegeben und beziehen sich auf verschiedene Vertikalschnitte des Gefäßes. Die mit 1 bezeichneten Punkte geben den im Schnitt 0-1 berechneten, die mit 2 bezeichneten Punkte den im Schnitt 0-2 berechneten Spaltstrom an, usw.. Der Unterschied zwischen den verschiedenen Schnitten entspricht der räumlichen Verteilung der Wirbelströme in der Spaltzone.

In Abbildung 15 auf Seite 75 ist ein Vergleich zwischen den Messwerten und mit CARIDDI berechnete Werten gezeigt. Die durchgezogene Linie zeigt die Messwerte, wobei der von den zwei unterbrochenen Linien eingegrenzte Bereich die Abweichung von  $\pm 10 kA$  darstellt. Die kleinen Quadrate dagegen kennzeichnen die mit CARIDDI berechneten Werte. Es werden hierbei die Ergebnisse des Schnittes 4 dargestellt, die am ehesten den Bedingungen der Spaltstrommessung entsprechen.

Die qualitative Analyse des Vergleichs zeigt befriedigende Ergebnisse. Eine genauere quantitative Analyse konnte aber nicht durchgeführt werden, da die Experimentatoren eine dafür notwendige Fehlerabschätzung nicht angeben konnten.

## 4. Untersuchungen zum Festoff-Blanketkonzept der KfK

Für eine vollständige Beschreibung des KfK-Blanketkonzepts mit kanisterförmigen Elementen für NET sei auf /36/ verwiesen. An dieser Stelle soll nur eine kurze Beschreibung gegeben werden.

In Tabelle 5 auf Seite 47 sind die geometrischen Randbedingungen und Plasmadaten von NET zusammengefaßt. In Abbildung 16 auf Seite 76 wird ein Vertikalschnitt des NET-Reaktors gezeigt. Innerhalb des Vakuumgefäßes befinden sich die Blanketsegmente in direkten Kontakt mit dem Plasma. Die Blanketsegmente bestehen aus einem inneren ("Inner Blanket Segment") und einem äußerem Teil ("Outer Blanket Segment").

In Abbildung 17 auf Seite 77 wird ein vertikaler Schnitt des äußeren Blanketsegments gezeigt. Der keramische Brutstoff (Lithium-Orthosilikat :  $Li_4SiO_4$ ) und der "Multiplifier"<sup>3</sup> (Beryllium) sind in 21 getrennten Kanistern ("Canister") enthalten, die an einer Rückwand ("Back Wall") befestigt sind.

Der gesamte Aufbau der Kanister ist in einem geschlossenen Gehäuse, das Segmentgehäuse genannt wird, enthalten. Die Wände dieses Gehäuses, die dem Plasma gegenüberliegen, werden durch angeschweißte, von Helium durchströmte Rohre, gekühlt. Die dem Plasma zugewandte sogenannte erste Wand wird durch Ziegel aus Graphit ("Graphite Tile") vor dem Plasma geschützt (siehe Abbildung 18 auf Seite 78). Die Verbindung zwischen Segmentgehäuse und Vakuumgefäß wird durch einen Abschirmkasten ("Shield Casing") gebildet (Abbildung 17 auf Seite 77). Diese Struktur enthält die Zu- und Ablaufrohre des Kühlmittels Helium und eine Abschirmung.

In Abbildung 17 ist auch der Saddle Loop erkennbar. Er besteht aus 13 mm dicken Kupferplatten ("Copper Plates"), die an die Seitenwände geschweißt sind, und aus einer Verdickung der ersten Wand in zwei 500-mm-breiten Regionen (siehe auch Abbildung 19 auf Seite 79).

---

<sup>3</sup> Mit "Multiplifier" bezeichnet man Materialien, die durch eine (n,2n)-Kernreaktion die Neutronen im Fusionsreaktor-Blanket vermehren. Typische "Multiplifier" sind Beryllium und Blei.



In Abbildung 20 auf Seite 80 wird die innere Struktur eines Kanisters gezeigt. Berylliumplatte und Kugelschüttung aus Lithium-Orthosilicat wechseln einander in einem Stahl-Gehäuse ab. Erkennbar sind auch die versteiften Platten ("Stiffening Plate"), die die Kanister gegen den Druck des Heliums verstärken.

Im folgenden werden zuerst die Untersuchungen zum Segmentgehäuse, danach die zu den Kanistern vorgestellt.

#### ***4.1 Untersuchungen zum Segmentgehäuse***

Eine Festigkeitsuntersuchung für die EM-Kräfte wurde schon von INTERATOM im Rahmen der "Untersuchungen zu einem Blanketkonzept mit kanisterförmigen Elementen für NET" durchgeführt /37/. Die bei dieser Analyse berechneten maximalen Spannungen erreichten etwa 30% der zulässigen Spannungen und bleiben demzufolge vernachlässigbar klein gegenüber den thermischen Spannungen. Die Verteilung der EM-Kräfte ergab sich aus der Benutzung mathematischer Modelle, die die Struktur des Gehäuses nicht vollständig beschreiben konnten /3/, /5/, /6/, /4/, /7/, /8/. Vor allem die Seitenwände wurden bei den Berechnungen vernachlässigt, sodaß nur die erste Wand, die Rückwand und die obere und untere Stirnwand berücksichtigt wurden.

Der Unterschied, den die Berücksichtigung der Seitenwände in der Rechnung der Wirbelströme ausmacht, kann man aus Abbildung 21 auf Seite 81 und Abbildung 22 auf Seite 82 erkennen. Abbildung 21 auf Seite 81 zeigt eine isolierte dünne Wand (z.B. erste Wand oder Rückwand) im vom Plasma erzeugten magnetischen Feld. Die Wirbelströme, die von der Änderung des magnetischen Feldes erzeugt werden, sind in derselben Abbildung dargestellt. Berücksichtigt man die Anwesenheit der Seitenwände, entsteht zusammen mit der ersten Wand und der Rückwand eine kreisförmige leitende Struktur senkrecht zum magnetischen Feld. Die dadurch entstehenden Wirbelströme haben dieselbe Größenordnung wie die oben beschriebenen. In Abbildung 22 ist der so erzeugte Strom in Höhe der äquatorialen Ebene gezeigt.

Um den Einfluß der Seitenwände abzuschätzen, genügt zunächst eine einfache Handrechnung wie in in Anhang D gezeigt wird. Unter den nach dortigen Voraus-

setzungen durchgeführten Rechnungen ergeben sich eine Stromdichte von  $8,1 \frac{MA}{m^2}$  und Kräfte pro Volumen auf die Seitenwände von  $33,3 \frac{MN}{m^3}$ .

#### 4.1.1 Elektromagnetische Analyse

Im Rahmen dieser Arbeit wurde mit dem Programm CARIDDI eine neue Analyse des Segmentgehäuses durchgeführt, die der jetzigen besseren Abschätzung der EM-Kräfte bei einem Stromabbruch entsprechen sollte. Das Programm CARIDDI hat sich nämlich wie erwartet wegen seiner Dreidimensionalität als besonders geeignet für die Berechnung von EM-Kräften in geschlossenen Strukturen wie das Segmentgehäuse herausgestellt.

Die Rechnung wird für alle 48 äußeren Blanketsegmente gemeinsam durchgeführt. Alle Segmentgehäuse sind voneinander elektrisch isoliert, aber magnetisch gekoppelt. Die Abschirmkästen werden in den Rechnungen nicht simuliert, ebenso wird die magnetische Kopplung mit dem Vakuumgefäß und mit den anderen Teilen im Vakuumgefäß vernachlässigt.

##### 4.1.1.1 Plasmamodelle

Das Programm CARIDDI benötigt die Zeitabhängigkeit des Plasmastromes beim Abbruch als Eingabe. Das bedeutet, daß für eine Rechnung mit CARIDDI ein Modell über das Verhalten des Plasmas während eines Stromabbruchs bereits existieren muß.

In der Analyse, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wird, werden zwei Modelle verwendet (Abbildung 23 auf Seite 83), die vom NET-Team (Garching) angegeben wurden /38/.

Im ersten Modell (PL-0) wird ein Stromabbruch mit einem Anfangsstrom von 11 MA modelliert, der innerhalb 20 ms linear auf Null fällt. Die Lage des Plasmas und damit des Stromquerschnitts bleibt während des Stromabbruchs symmetrisch bezüglich der äquatorialen Ebene.

Im zweiten Modell (PL-1) bewegt sich das Plasma in 40 ms bis zu einer Höhe von 1,5 m ohne Änderung des gesamten Plasmastrombetrags. Dann beginnt ein Plasmaabriß mit dem gleichen zeitlichen Verlauf wie im Fall PL-0.

In der Wirklichkeit entstehen im Fall der Plasmapbewegung Wirbelströme in der das Plasma umgebenden Struktur, besonders in den Saddle Loops, und damit Magnetfelder, die der Bewegung des Plasmas entgegenwirken. Das heißt, die Plasmapbewegung wird verlangsamt und die induzierten Wirbelströme werden verkleinert. In der vorliegenden Arbeit wird dieser Effekt nicht behandelt, er ist in den NET-Angaben schon pauschal berücksichtigt.

Die Modellierung von Fall PL-0 entspricht weitgehend den experimentellen Erfahrungen. Für Fall PL-1 gibt es keine experimentell gesicherten Angaben. Wie gut das NET-Modell der Realität entspricht, bleibt offen. Das gleiche gilt für die berechneten Kräfte dieses Falls.

#### **4.1.1.2 Effekt der Anisotropie der Wände**

Die Seitenwände und die Erste Wand besitzen eine Anisotropie bezüglich des elektrischen Widerstandes. Die Anwesenheit der Kühlsystemrohre, die an den genannten Wänden befestigt sind, bewirken einen geringeren Widerstand in radialer bzw. toroidaler Richtung als in poloidaler Richtung.

In Tabelle 2 auf Seite 42 sind für die verschiedenen Wandstrukturen jeweils eine maßstabgetreue Zeichnung und die entsprechenden effektiven spezifischen Widerstände angegeben. Für jede Wandstruktur wurde eine Referenzdicke angegeben und der zugehörige effektive spezifische Widerstand für jede Hauptrichtung der Wand ausgerechnet. Ebenso wird auch ein effektiver spezifischer Widerstand angegeben, der als linearer Mittelwert der beiden Wandrichtungen angenommen wurde. In der Berechnung der effektiven spezifischen Widerstände wird eine Referenztemperatur von 300° benutzt, d.h., für den Stahl AISI 316L wird ein spezifischer elektrischer Widerstand von  $0,95 \cdot 10^{-6} \Omega m$  und für Kupfer der Wert  $0,035 \cdot 10^{-6} \Omega m$  verwendet.

Um die Effekte der Anisotropie auf die Wirbelströme und Kräfte zu untersuchen, wurden mit CARIDDI zwei Modelle benutzt:

- Fall WW-0 : isotroper Widerstand der Wände,

- Fall WW-1 : anisotroper Widerstand der Wände.

#### 4.1.1.3 Effekt des "Saddle Loop's"

Es wurde der Einfluß des Saddle Loop auf die Entstehung von Wirbelströmen bei einem Stromabbruch untersucht.

Wie in Abbildung 24 auf Seite 84 gezeigt wird, hat jedes Segment von NET einen Saddle Loop, indem an den Seitenwänden zwei Kupferplatten befestigt werden und mit einer Verdickung der ersten Wand ein geschlossener Stromkreis mit genügend niedrigem elektrischem Widerstand hergestellt wird. Die Wirkung dieses Stromkreises auf die Entstehung der Wirbelströme wurde für drei verschiedene Ausführungsformen der Kombination Segmentgehäuse-Saddle Loop untersucht:

- Fall SL-0 : Segmentgehäuse ohne Saddle Loop,
- Fall SL-1 : Segmentgehäuse mit Saddle Loop.
- Fall SL-2 : Segmentgehäuse mit partieller elektrischer Isolation des Saddle Loop's.

Im letzten Fall wird die partielle elektrische Isolierung des Saddle Loop's /39/ eingeführt, um die Entstehung höherer Wirbelströme in der Struktur zu verhindern. Die Anwesenheit der Kupferplatten des Saddle Loop's verkleinert<sup>4</sup> den elektrischen Widerstand der Seitenwände in der Tat circa um den Faktor 64. Diese elektrische Isolierung wird durch eine 1 mm dicke Isolationsschicht zwischen dem Saddle Loop und den Seitenwänden des Segmentgehäuses erreicht. Sie behindert nicht die Funktion des Saddle Loop's, das heißt der Stromkreis wird nicht unterbrochen, verhindert aber, daß die Wirbelströme von den Seitenwänden auf den Saddle Loop übergreifen.

Es bleibt die Frage wie man diese Maßnahme praktisch verwirklichen kann. Das hierfür notwendige Material muß ein guter elektrischer Isolator sein und gleichzeitig eine hohe Wärmeleitfähigkeit aufweisen, damit es nicht zu einer Überhitzung der

---

<sup>4</sup> Eine einfache Rechnung von zwei parallelen Platten, eine aus Stahl (Stärke  $h_{St} \approx 5,6 \text{ mm}$ , spezifischer elektrischer Widerstand  $\rho_{St} \approx 0,94 \cdot 10^{-6} \Omega m$ ) und eine aus Kupfer ( $h_{Cu} \approx 13 \text{ mm}$ ,  $\rho_{Cu} \approx 0,35 \cdot 10^{-7} \Omega m$ ) führt auf diesen Reduktionsfaktor.

Kupferplatten kommen kann. Mögliche Materialien könnten Beryllium-Oxyd oder Silizium-Karbid sein. Aber ihre Verwendung verursacht weitere technische Probleme, z.B. die Befestigung der keramischen Isolatorschicht auf dem Metall, die im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht werden.

#### **4.1.1.4 Geometriedarstellung**

Abbildung 25 auf Seite 85 zeigt eine schematische Darstellung der Geometrie mit allen Abmessungen des Segmentgehäuses, welche für die elektromagnetischen Rechnungen mit CARIDDI verwendet wurden.

Da das Segmentgehäuse eine geometrische Symmetrie zur Mittelebene (siehe Abbildung 26 auf Seite 86) aufweist und das Plasma achsensymmetrisch ist, haben die beim Stromabbruch entstehenden Wirbelströme folgende Eigenschaften:

- Antisymmetrie zur  $y=0$ -Ebene
- Periodische Symmetrie bezüglich der  $z$ -Achse.

Entsprechend diesen Voraussetzungen braucht man mit CARIDDI nur die Hälfte eines Segmentgehäuses berechnen.

Die Elemententeilung, die zur Analyse benutzt wird, ist in Abbildung 27 auf Seite 87 dargestellt.

In Tabelle 3 auf Seite 45 sind alle für die Rechnung benutzten Parameter zusammengefaßt. Die Bedeutung der einzelnen Parameter ist ausführlich in /12/ beschrieben.

#### **4.1.1.5 Ergebnisse der Rechnungen**

In Tabelle 4 auf Seite 46 sind alle Rechnungen für das Segmentgehäuse zusammengestellt. Für jede Rechnung sind die dafür verwendeten Modelle angegeben.

In Abbildung 28 auf Seite 88 wird der zeitliche Verlauf des Betrags und der x-,y- und z-Komponenten der resultierenden Kraft in einem Viertel der Struktur gezeigt. Dargestellt wird, welcher Unterschied entsteht, wenn man den elektrischen Widerstand als isotrop bzw. anisotrop betrachtet. Verglichen werden die Fälle SBX002 und SBX012, beide entsprechend dem Plasmamodell PL-0 (nicht bewegliches Plasma) und mit isoliertem Saddle Loop (SL-2). Die Berücksichtigung der Anisotropie führt zu einer nur geringen Reduktion der gesamten Kräfte. Wegen der dennoch unterschiedlichen räumlichen Verteilung wird im folgenden immer das Modell des anisotropen Widerstands der Wände in der Analyse benutzt.

In der Abbildung 29 auf Seite 89 ist wieder die resultierende Kraft dargestellt. Verglichen werden die EM-Kräfte, die von verschiedenen Modellen des Saddle Loop's im Fall PL-0 bewirkt werden. Zwei Punkte sind auffällig:

1. die Anwesenheit des Saddle Loop's verdoppelt fast die Kräfte während eines Stromabbruchs,
2. eine Isolierung des Saddle Loop's verhindert das Anwachsen dieser EM-Kräfte fast vollständig, d.h., das Niveau der Kräfte entspricht ungefähr demjenigen des Falls ohne Saddle Loop.

In Abbildung 30 auf Seite 90 ist die Stromverteilung schematisch dargestellt. Im Fall SL-1 (ohne elektrische Isolierung des Saddle Loop's) fließen die Wirbelströme meistens auf dem Saddle Loop wegen der höheren elektrischen Leitfähigkeit der Kupferplatten.

Im Fall SL-2 (mit elektrischer Isolierung des Saddle Loop's) können die Wirbelströme nicht mehr von den Seitenwänden auf den Saddle Loop übergreifen. Die Kupferplatten bleiben praktisch ohne Strom.

Der Effekt des Saddle Loop's im Fall eines Stromabbruchs mit Plasmabewegung wird in Abbildung 31 auf Seite 91 gezeigt. Dort sind die Ergebnisse der Fälle SBX110 (ohne Saddle Loop), SBX111 (mit Saddle Loop) und SBX112 (mit partieller Isolation des Saddle Loops) zusammengestellt. Zum Vergleich ist der Fall SBX012 ohne Plasmabewegung hinzugefügt worden. Dieses Mal zeigt die partielle Isolation des Saddle Loop's nur eine geringe Wirkung auf die Reduktion der Wirbelströme. Das überrascht nicht, da der Saddle Loop auch mit partieller Isolierung gegen eine Plasmabewegung in vertikaler Richtung wirken muß, d.h., es müssen Wirbelströme

entstehen, die die Plasmabewegung behindern. Bemerkenswert jedoch ist, daß es auch keine merkliche Reduktion der Wirbelströme während des Plasmaabbrisses gibt.

In Abbildung 32 auf Seite 92 ist die Verteilung der Wirbelströme am Ende der Plasmabewegung ( $t=0,04$  s) und am Ende des Plasmaabbrisses ( $t=0,060$  s) für den partiell isolierten Saddle Loop dargestellt. Man sieht wie trotz der Isolierung in beiden Fällen Wirbelströme auf den Kupferplatten fließen können.

Der in der Plasmaabrisßphase auftretende Unterschied zwischen diesem Fall und dem in Abbildung 30 auf Seite 90 gezeigten Fall ist, daß sich das Plasma jetzt nicht mehr auf der äquatorialen Ebene, sondern 1,5 m höher befindet.

Der Strom auf den Kupferplatten beträgt 418 kA zum Zeitpunkt  $t=0,04$  s, 341 kA zum Zeitpunkt  $t=0,06$  s. Die veränderte Richtung des Stroms bewirkt die Verringerung der Kräfte nach 0,04 s, wie man auf Abbildung 31 auf Seite 91 sehen kann.

#### **4.1.1.6 Die Referenzfälle**

Nach den EM-Untersuchungen werden zwei Fälle als Referenzfälle zur Festigkeitsanalyse ausgewählt: SBX012 und SBX112. In beiden Fällen wird die partielle Isolation des Saddle Loop's und die Anisotropie der Wände berücksichtigt ohne bzw. mit Plasmabewegung. In Tabelle 6 auf Seite 48 sind die resultierenden Kräfte - im Fall SBX012 - zum Zeitpunkt 20 ms für jeweils ein Viertel der Struktur und jede Koordinatenrichtung aller vier Wände dargestellt. Die größten Kräfte findet man auf den Seitenwänden in x- und z-Richtung und auf der Rückwand.

Da die EM-Kräfte in alle Richtungen wirken, ist es schwer auf Grund der Tabelle 6 auf Seite 48 zu verstehen, wie die Auswirkungen auf die Struktur sind. Um diese Auswirkungen zu verdeutlichen, ist das Segmentgehäuse auf Abbildung 33 auf Seite 93 als eine Art Balken dargestellt und es sind die resultierenden Momente eingetragen. Als Funktion des poloidalen Winkels  $\theta$  wurden die resultierenden Momente für den unteren Teil auf der Basis des dargestellten Koordinatensystems berechnet. Das Moment in  $\zeta$ -Richtung stellt ein Torsionsmoment dar, die Momente in  $\xi$ - und  $\eta$ -Richtung Biegemomente für den Balken. In Abbildung 34 auf Seite 94 werden diese Momente als Funktion des Winkels  $\theta$  dargestellt. Es wird deutlich, daß die größte Belastung für die Struktur von dem Torsionsmoment kommt. Auffallend ist auch das Biegemoment in  $\xi$ -Richtung.

Eine Zusammenfassung der EM-Kräfte für den Referenzfall SBX112 wird zum Zeitpunkt  $t=0.04$  s in Tabelle 7 auf Seite 49 und zum Zeitpunkt  $t=0.06$  s in Tabelle 8 auf Seite 50 präsentiert. Die Momente werden in Abbildung 35 auf Seite 95 und in Abbildung 36 auf Seite 96 dargestellt. Wie man sieht, sind die Momente bei Plasmabewegung erheblich höher als im Fall ohne Plasmabewegung (vergleiche dazu Abbildung 34 auf Seite 94).

## **4.1.2 Festigkeitsanalyse**

Die Festigkeitsanalyse für die Referenzfälle wurde mit dem Programm ABAQUS durchgeführt. Es wurden Schalenelemente in der Analyse verwendet.

### **4.1.2.1 Symmetrie**

Das Segmentgehäuse ist symmetrisch zur  $y=0$ -Ebene (siehe Abbildung 26 auf Seite 86). Die EM-Kräfte besitzen diese Symmetrie nicht, können aber immer in zwei Komponenten aufgespalten werden, so daß die gesamten Kräfte als Summe einer symmetrischen und einer antisymmetrischen Komponente zur  $y=0$ -Ebene dargestellt werden können.

Daher wird nur eine Hälfte des Gehäuses berechnet. Für jeden dieser zwei Lastfälle wird mit den passenden Randbedingungen auf der symmetrischen Ebene jeweils eine Rechnung durchgeführt.

Die Ergebnisse werden nach dem Superpositionsprinzip kombiniert, um die Spannungen und Verformungen zu berechnen.

### **4.1.2.2 Lagerung**

In den Rechnungen wurde das Segmentgehäuse allein betrachtet, das heißt, der Abschirmkasten wurde nicht nachgebildet. Er konnte aber wegen seiner hohen Steifigkeit mit Hilfe von Randbedingungen hinreichend genau berücksichtigt werden. Entsprechend der Belastungsart, die in CARIDDI berechnet wurde, wurde die Befesti-



gung entlang des gedachten Übergangs von Gehäuse zum Abschirmkasten ( Linie ABCDA in Abbildung 37 auf Seite 97 ) so angesetzt, daß jeder Punkt als fest eingespannt angenommen wurde. Dieses Modell (ST-0) wird in Abbildung 38 auf Seite 98 schematisch dargestellt. Es entspricht ähnlichen Annahmen in der obengenannten INTERATOM-Untersuchung (Abschnitt 4).

Es wurden auch andere Befestigungen überprüft, die ebenfalls in Abbildung 38 dargestellt werden. Da das Hauptproblem der Struktur das Torsionsmoment ist, hat man versucht durch eine Befestigung des unteren Teils der Struktur eine Reduktion dieses Moments zu bewirken. In Modell ST-1 wurde der untere Teil des Segmentgehäuses auf einem Gleitlager befestigt. Letzteres verhindert die Verformung in toroidaler Richtung und die Drehung bezüglich der z- und y-Richtung der Struktur.

Im Modell ST-2 wurde die Unterstützung durch Nachbarsegmente untersucht. Befestigungen an den Seitenwänden verhindern eine Bewegung in toroidaler Richtung.

Im Modell ST-3 wurde die Rückwand komplett fest eingespannt. Diese Situation entsteht entweder durch eine Form des Abschirmkastens, der auch am unteren Teil des Segmentgehäuses befestigt wird, oder eine neue Bauart der Rückwand, die einen höheren Widerstand gegen das Torsionsmoment bieten kann.

Es ist an dieser Stelle notwendig, zwei Punkte klarzustellen. Zum ersten ist es nicht Ziel dieser Arbeit, auf die konstruktive Lösungen des Problems einzugehen. Zum zweiten ist die Analyse auf die EM-Kräfte beschränkt. Weitere Spannungen wie z.B. termische Spannungen, die durch diese neuen Befestigungsarten entstehen könnten, werden hier nicht berücksichtigt.

#### ***4.1.2.3 Anisotropie der Wände***

Die Erste Wand und die Seitenwände werden durch die angeschweißten Kühlrohre erheblich versteift. Um diesem Zustand Rechnung zu tragen, wurden die Steifigkeiten dieser Wände mit Hilfe anisotroper Strukturen simuliert. In Anhang E werden die verwendeten Modelle dargestellt.

#### 4.1.2.4 *Materialdaten und Elemententeilung*

Die Materialdaten stammen aus /40/. Tabelle 9 auf Seite 51 enthält die wichtigsten Eigenschaften von Stahl AISI 316L. Für jede Wand wird von Daten aus /36/ und /41/ eine Referenztemperatur, die der mittleren Wandtemperatur entspricht, abgeschätzt. Auf der Basis dieser Referenztemperaturen werden die Materialdaten der Wände berechnet.

Für das vorliegende Problem wurde das 8-Knoten-Schalenelement gewählt. Die Elemententeilung des Segmentgehäuses wird in Abbildung 39 auf Seite 99 dargestellt.

#### 4.1.2.5 *Auswertungsmethode zur Festigkeitsanalyse*

Die Ergebnisse, die man aus der Festigkeitsanalyse erhält, sind die Spannungen  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  und  $\tau_{xy}$ , wobei  $\sigma_x$  und  $\sigma_y$  die Normalspannungen entlang der Hauptrichtungen des Schalenelements und  $\tau_{xy}$  die entsprechenden Schubspannungen sind.

Für die "versteiften" Wände ist eine Korrektur notwendig, um die richtige Verteilung der Spannungen zu rechnen. In Anhang E werden Korrekturfaktoren berechnet.

Die Spannungen werden nach ASME-Normen /42/ überprüft. Den Normen entsprechend wird die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  mit der folgenden Formel in Funktion der berechneten Spannungen gegeben:

$$\sigma_v = \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4 \tau_{xy}^2} \quad (4.1)$$

Die zwei Kriterien der ASME-Normen lauten:

1. Die primären Membranspannungen müssen kleiner als die maximal zulässige Spannung  $S_M$  sein.
2. Die gesamten Primärspannungen müssen kleiner als das 1,5 fache von  $S_M$  sein.

Die maximal zulässigen Spannungen sind in Tabelle 9 auf Seite 51 angegeben.

### 4.1.3 Ergebnisse der Festigkeitsanalyse

In Tabelle 10 auf Seite 52 sind alle Rechnungen, die in den Untersuchungen zum Segmentgehäuse durchgeführt werden, aufgelistet. Für jede Rechnung werden die verwendeten Annahmen gezeigt.

#### 4.1.3.1 Statische Analyse des Referenzfalls SBX012 (ohne Plasmabewegung)

Zuerst werden die Ergebnisse des Falls SBX012 vorgestellt. In Abbildung 40 auf Seite 100 werden die berechneten Verformungen an der Struktur dargestellt. Der untere Teil der Struktur weist eine Bewegung in toroidaler Richtung von 12 mm auf und eine Drehung bezüglich zur z-Achse von 0,5 Grad. Auffällig ist auch die Verformung der Ersten Wand durch den magnetischen Druck.

Die Ergebnisse der Überprüfung nach ASME-Normen werden in Abbildung 41 auf Seite 101 vorgestellt. Angegeben wird der Prozentanteil der Segmentfläche, deren Primärspannungen - primäre Membranspannungen bzw. gesamte Primärspannungen - im angegebenen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen. Die gestrichelte Linie gibt die Grenze zwischen dem sicheren und dem kritischen Bereich an. Im angegebenen Fall überschreiten fast 55% der Struktur das erste ASME-Kriterium, und circa 50% das zweite.

In der Abbildung 42 auf Seite 102 wird die Verteilung der Schubspannungen gezeigt. Die Maximalwerte befinden sich in der Äquatorialzone und schon allein sie überschreiten die maximal zulässige Spannung. Diese Schubspannungen entstehen durch das Torsionsmoment, wie es in Abbildung 34 auf Seite 94 gezeigt wurde. Das Torsionsmoment stellt also die Hauptursache für die Überschreitung der ASME-Normen in der Struktur dar.

Im Fall ST-1 wird durch die untere Befestigung ein Teil der EM-Kräfte vom Gleitlager getragen. Diese Maßnahme reduziert das Torsionsmoment im Äquatorialschnitt von 500 kNm auf 310 kNm und damit die Schubspannungen. Trotzdem erfüllen circa 20% der Struktur (siehe Abbildung 43 auf Seite 103) die ASME-Normen nicht. Die maximale Verformung beträgt in diesem Fall nur 3 mm in toroidaler Richtung und die Drehung 0.1 Grad bezüglich der z-Richtung.

Im Fall ST-2 ist die Situation ähnlich. Man hat eine ausgeglichene Verteilung der Spannungen (siehe Abbildung 44 auf Seite 104) aber auch in diesem Fall überschreiten noch etwa 20% der Struktur die ASME-Normen.

Der günstigste Fall ist der Fall ST-3 (komplett fest eingespannte Rückwand), wo die ASME-Normen zu 100% erfüllt werden (siehe Abbildung 45 auf Seite 105).

#### **4.1.3.2 Statische Analyse des Referenzfalls SBX112 (mit Plasmabewegung)**

Eine statische Festigkeitsanalyse zum Zeitpunkt 40 ms und 60 ms für den Fall ST-3 hat die folgenden Ergebnisse gebracht. In Abbildung 46 auf Seite 106 und in Abbildung 47 auf Seite 107 werden die Ergebnisse der ASME-Überprüfung dargestellt. In beiden Fällen genügt die Struktur den Normen nicht.

#### **4.1.3.3 Dynamische Analyse des Referenzfalls SBX012 (ohne Plasmabewegung)**

Da die Kräfte bei einem Stromabbruch sehr schnell ansteigen und nur eine kurze Zeit wirken, bevor sie rapide abfallen, ist es wichtig, auch eine dynamische Festigkeitsanalyse durchzuführen. In der Theorie geht man davon aus, daß die Spannungen und die Verformungen in diesem speziellen dynamischen Fall eines elastischen Systems das Doppelte des im statischen Fall auftretenden Wertes annehmen können. Wirkt z.B. auf ein elastisches System mit einem Freiheitsgrad (siehe Abbildung 48 auf Seite 108) eine statische Kraft, entsteht eine Verformung  $f_{sta}$ . In dem auf der Abbildung gezeigten dynamischen Fall ist die Verformung  $f_{dyn}$  eine Funktion vom Verhältnis  $\tau$  zu  $T$ , wobei  $\tau$  die Wirkungskdauer der Kraft, und  $T$  die Periode der freien Oszillation des Systems ist. In diesem Fall ist für ein Verhältnis kleiner als circa 0.2 die dynamische Verformung kleiner als die statische. Für ein Verhältnis größer als 0.5 ist  $f_{dyn}$  doppel so groß wie  $f_{sta}$ . Dasselbe gilt für die Spannungen.

Für das Segmentgehäuse wurde mit ABAQUS eine Frequenzanalyse gemacht. Die niedrigste Eigenfrequenz der Struktur  $\nu_1$  beträgt 38 Hz, damit liegt das Verhältnis  $\tau$  zu  $T$  mit 1,3 schon im asymptotischen Bereich ( $f_{dyn}/f_{sta} = 2$ ). Für ein System mit mehreren Freiheitsgraden ist die Betrachtung weitaus komplexer, trotzdem können

die erhaltenen Ergebnisse einen Hinweis darauf geben, daß keine Reduktion des Spannungen zu erwarten ist, sondern das Gegenteil.

Eine genauere dynamische Analyse wurde im Rahmen dieser Arbeit mit dem Programm ABAQUS durchgeführt. In diese Berechnung wurde das FEM-Modell des statischen Falls mit der Annahme ST-0 (siehe Abbildung 38 auf Seite 98) über die Art der Befestigung verwendet.

In Abbildung 49 auf Seite 109 wird der zeitliche Verlauf der Verformung der Struktur gezeigt. Dargestellt wird der Betrag der Verformung in toroidaler Richtung für den unteren Teil der Struktur. Zum Vergleich wird auch die entsprechende Verformung, die in der statischen Analyse berechnet wurde, auf der Abbildung gezeigt. Die berechnete dynamischen Verformung der Struktur hat einen maximalen Wert von 20 mm. Das entspricht einem Verstärkungsfaktor von circa 1,8 im Vergleich zum statischen Fall. Die Analyse ergibt maximale Spannungen von der Größe des 1,8-fachen des statischen Falls

#### ***4.1.3.4 Magnetische Dämpfung im Referenzfall SBX012 (ohne Plasmabewegung)***

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Analyse über die Effekte der magnetischen Dämpfung (siehe Abschnitt 2.3.1) durchgeführt. Das verwendete Modell wird in Anhang C ausführlich diskutiert. Hier werden nur die Ergebnisse vorgestellt.

Um die Dämpfungseffekte zu verdeutlichen, wurden zwei Rechnungen durchgeführt:

1. **ungekoppeltes System** : in diesem Fall wurde nur die Bewegung der Struktur durch die EM-Kräfte ohne Dämpfungseffekt berechnet
2. **gekoppeltes System** : in diesem Fall wurde die Bewegung der Struktur mit Dämpfungseffekt untersucht.

In Abbildung 50 auf Seite 110 und in Abbildung 51 auf Seite 111 werden die Verformungen in toroidaler Richtung  $\vec{v}$  bzw. die Drehungen der Achse des Segmentgehäuses  $\phi$  für den unteren Teil der Struktur in beiden Fällen gezeigt. Der Dämpfungseffekt ist relativ klein, eine Berechnung mit ABAQUS ergibt, daß die maximalen Spannungen in beiden Fällen praktisch gleich sind.

## 4.2 Untersuchungen zu den Kanistern

Eine ähnliche Analyse wurde auch für die Kanister durchgeführt. In Abbildung 52 auf Seite 112 ist die Struktur der Kanister dargestellt. Sie weisen ebenso wie das Segmentgehäuse eine geschlossene Struktur aus Stahl (AISI 316L) auf. Mit vier Bolzen, jeder ist 195 mm lang und hat einen Durchmesser von 2 cm, werden die Kanister an der Rückwand des Segmentgehäuses befestigt /36/.

Die Analyse wurde für den Fall eines Stromabbruchs ohne Plasmabewegung, wie in Modell PL-0 schematisiert, am Beispiel des Kanisters 11 (Abbildung 17 auf Seite 77) durchgeführt. Dieser Kanister wurde isoliert betrachtet, d.h. die magnetische Kopplung mit den anderen Kanistern und dem Segmentgehäuse wird vernachlässigt. Man kann diese Annahme machen, wenn man nur an einer stationären Lösung interessiert ist. Die magnetische Zeitkonstante des Segmentgehäuses ist in der Tat kleiner als die Dauer des Plasmaabbrisses, sodaß der magnetische Abschirmeffekt des Segmentgehäuses nur in der ersten Phase der Transiente wirkt.

Wie das Segmentgehäuse, so weist auch der Kanister eine geometrische Symmetrie in toroidaler Richtung auf. Entsprechend dieser Voraussetzung braucht man mit CA-RIDDI nur die Hälfte eines Kanisters zu berechnen. Die Elemententeilung, die bei der Analyse benutzt wird, ist in Abbildung 53 auf Seite 113 dargestellt. In Tabelle 11 auf Seite 53 sind alle für die Rechnung benutzten Parameter zusammengefaßt. Das Material ist AISI 316L bei der Temperatur von 300°.

In Abbildung 54 auf Seite 114 wird der zeitliche Verlauf des Betrags der resultierenden Kraft in einer Hälfte der Struktur gezeigt. Die verschiedenen Kurven zeigen auch die Verteilung der Kräfte auf die verschiedenen Wände des Kanisters. In Tabelle 12 auf Seite 54 sind die resultierenden Kräfte zum Zeitpunkt 20 ms für jeweils eine Hälfte des Kanisters und jede Koordinatenrichtung aller vier Wände dargestellt. Die größten Kräfte findet man auf den Seitenwänden in z-Richtung.

Eine statische Festigkeitsanalyse wurde mit dem Programm ABAQUS durchgeführt. Es wurden 8-Knoten-Schalenelemente verwendet. Im FEM-Modell wurden die vier Bolzen durch Träger-Elemente nachgebildet. Die Befestigung der Bolzen an der Rückwand wird als feste Einspannung betrachtet. Die Auswertung der Ergebnisse wurde nach ASME-Normen durchgeführt.

In Abbildung 55 auf Seite 115 werden die Ergebnisse der Überprüfung nach diesen Normen vorgestellt. Die Struktur der Kanister hält den EM-Kräften sehr gut stand. Die innere Verstärkung durch die Versteifungsplatten wirkt sehr gut gegen die auftretenden Kräfte. Da man von einem Sicherheitsfaktor von 4 bezüglich der maximal zulässigen Spannung ausgeht, kann man darauf vertrauen, daß auch im Fall der Plasmabewegung oder der dynamischen Analyse der Kanister den EM-Kräfte standhalten kann.

Die Befestigung der Kanister an der Rückwand wurde ebenfalls geprüft . Schon allein die Biegespannungen, hervorgerufen durch die z-Komponenten aller Kräfte, die auf den Kanister wirken, reichen aus, die maximal erlaubten Spannungen bei weitem zu überschreiten. Diese Rechnung für das einfache Schema eines eingespannten Balkens wird in Abbildung 56 auf Seite 116 dargestellt. Eine Verstärkung der Befestigung ist daher notwendig.

## 5. Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Programmsystem entwickelt, um damit die mechanischen Effekte wie Verformungen und Spannungen eines Plasmastromabbruchs analysieren zu können. Einen Teil dieses Programmsystems stellt das Programm CARIDDI /13/ dar, das im Auftrag des NET-Teams (Garching) entwickelt wurde und zur Berechnung des elektromagnetischen Teils (Wirbelstromberechnung) dient. Dieses Programm mußte modifiziert werden, da die ursprüngliche Version an die Hardware und Software der KfK angepaßt werden mußte. Dabei wurde das Programm umstrukturiert und erweitert. Außerdem wurden neue Modelle und Verfahren hinzugefügt. Diese waren:

1. ein Plasmastrommodell
2. ein magnetisches Dämpfungsmodell.

Das veränderte Plasmamodell gestattet es nun, den Plasmaquerschnitt und seine räumliche Lage beliebig aber axialsymmetrisch zu ändern. Mit diesem Modell wird eine wesentlich genauere Modellierung der Plasmabewegung ermöglicht.

Während eines Stromabbruchs bewirken die EM-Kräfte Schwingungen in den elastischen Strukturen. Diese Bewegungen finden in magnetischen Feldern statt, was zu Wirbelströmen und in deren Folge zu einer Wirbelstromdämpfung führt. Um diese Effekte abzuschätzen, wurde ein Dämpfungsmodell entwickelt und in CARIDDI eingebaut.

Zur Prüfung des Programms wurde ein Experiment nachgerechnet, das den Stromabbruch in einem Tokamak vereinfachter Geometrie simuliert. Die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung war gut. Wegen der unbekanntenen Meßgenauigkeit kann das Maß der Übereinstimmung jedoch nicht quantifiziert werden. Weitere Messungen zu diesem Problem sind wünschenswert.

Anschließend wurde das Programm zur Berechnung der EM-Kräfte und der daraus resultierenden mechanischen Spannungen beim KfK-Feststoffblanket für NET eingesetzt. Dabei wurden zwei Plasmamodelle für einen Stromabbruch verwendet, die auf Informationen des NET-Teams basieren. Die beiden Modelle betrachten einen



Stromabbruch innerhalb von 20 ms, im zweiten Modell wird zusätzlich jedoch eine vertikale Plasmabewegung vor dem Plasmaabbruch angenommen.

Die Rechnungen lieferten unter anderem folgende Ergebnisse:

1. Nur echt dreidimensionale Rechnungen liefern belastbare Ergebnisse, da die um das Segmentgehäuse zirkulierenden Wirbelströme von zentraler Bedeutung sind. Zweidimensionale Rechnungen unterschätzen die Effekte und führen zu falschen Schlußfolgerungen.
2. Die Wirkungen der EM-Kräfte auf das Segmentgehäuse sind vergleichsweise groß, die daraus resultierenden mechanischen Spannungen überschreiten in vielen Fällen die ASME-Normen und die Machbarkeit solcher Segmentgehäuse für Anordnungen wie NET ist daher fraglich. Erschwerend wirkt hier der passive Plasmastabilisator (Saddle Loop). Jedoch im Fall ohne Plasmabewegung wird dieser Effekt durch eine partielle elektrische Isolation des Saddle Loop's vom Segmentgehäuse erheblich reduziert.
3. Eine vertikale Bewegung des Plasmas beim Stromabbruch führt zu wesentlich größeren Kräften und Spannungen als ein Fall mit unveränderter Lage der Stromachse in der Äquatorialebene. Dabei hilft auch die elektrische Isolierung des Saddle Loops vom Segmentgehäuse nicht nennenswert.
4. Die größten Spannungen entstehen durch Torsionsmomente. Die in der Literatur /43/ gelegentlich angegebenen Drücke auf die Erste Wand sind zur Charakterisierung der beim Stromabbruch entstehenden mechanischen Spannungen völlig ungeeignet.
5. Eine dynamische Analyse ist notwendig und wurde hier durchgeführt. Sie führt beim vorliegenden Fall zu größeren Spannungen als eine statische Rechnung.
6. Die Effekte der magnetischen Dämpfung sind in allen Fällen relativ gering.
7. Kräfte und Spannungen wachsen mit den Abmessungen der Komponenten. Die Struktur der Kanister hält daher sehr gut den EM-Kräften stand, nur die Befestigung der Kanister an der Rückwand ist kritisch.

Im Modell mit Plasmabewegung wird der in der Realität auftretende Effekt einer Kopplung von Plasmabewegung und Wirbelströmen, der zu einer Verlangsamung der Plasmabewegung und einer Reduktion der EM-Kräfte führt, nur pauschal berücksich-

sichtigt. Eine genauere Abschätzung dieses Effektes wäre wünschenswert, macht jedoch die Benutzung speziell dafür entwickelter Plasma-Programme notwendig.

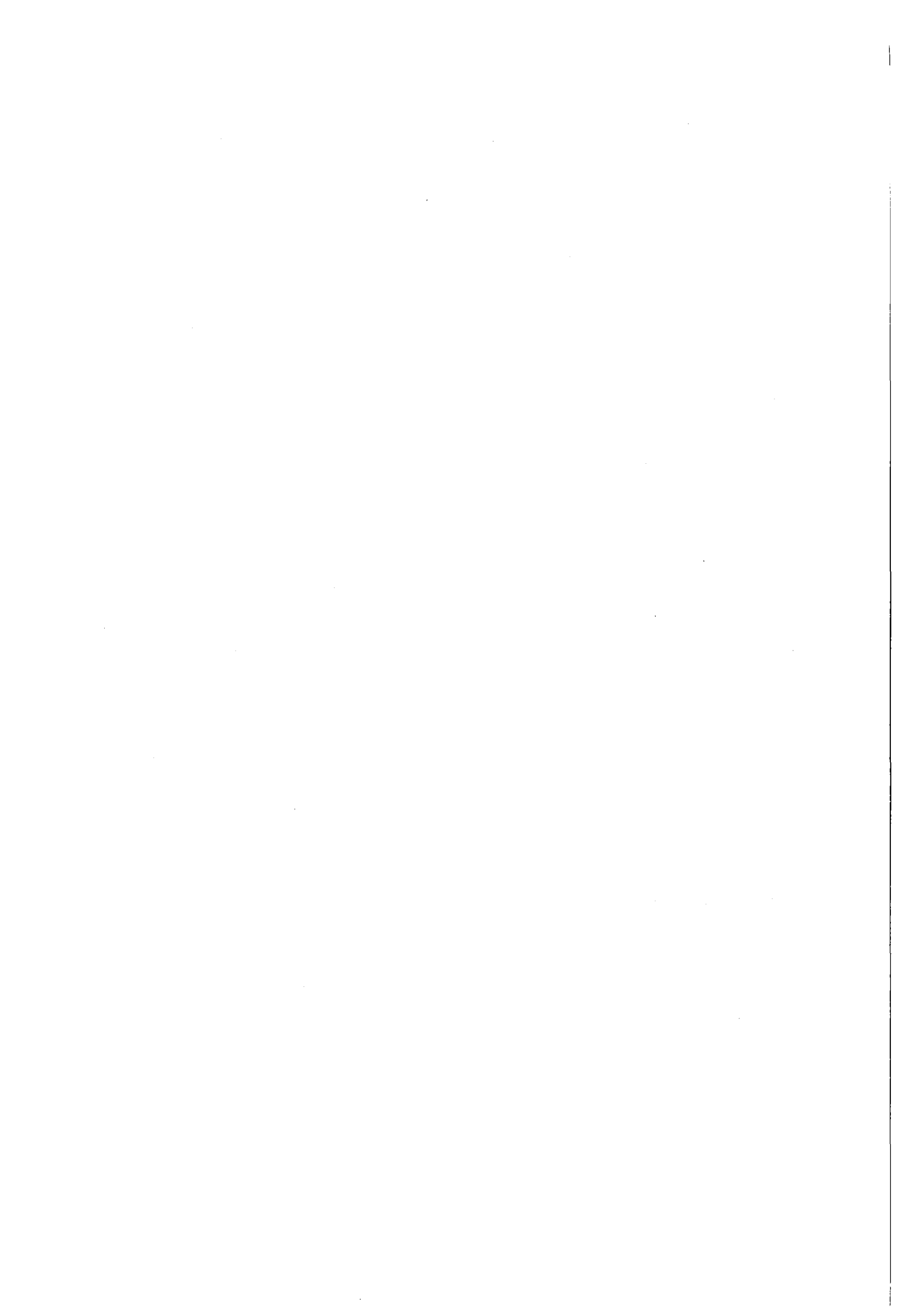
Ziel dieser Arbeit war es nicht, alternative konstruktive Lösungen vorzustellen. Die Untersuchungen zeigen deutlich, daß der derzeitige Segmentgehäuseentwurf in Bezug auf die EM-Kräfte nicht befriedigend ist. Man kann natürlich Verbesserungen vorschlagen wie eine komplette mechanische und elektrische Isolierung des Saddle Loop's vom Segmentgehäuse. Eine unabhängige Befestigung des Saddle Loop's könnte eine Entlastung des Segmentgehäuses bewirken.

Ein anderer Vorschlag wäre ein verbesserter Entwurf der Rückwand, z.B. ein Baukastensystem zu verwenden, sodaß sie allein dem Torsionsmoment standhalten kann. Man könnte außerdem an elektrisch isolierte Teile denken, die die Wirbelstromkreise, aber nicht die mechanische Kontinuität der Struktur des Segmentgehäuses unterbrechen.

Der praktischen Ausführung dieser Lösungen stehen unter anderem folgende Probleme entgegen. Die Teilung der Segmentgehäuse würde das Problem der Kühlung der verschiedenen Teile erschweren und erheblich komplizieren. Durch die Erhöhung der Festigkeit der Struktur könnte außerdem das Problem der Beherrschung der thermischen Spannung schwieriger werden.

Eine besser realisierbare Lösung könnte die Aufgabe des Konzepts eines einzigen Segmentgehäuses zugunsten einer Unterteilung in mehrere kleinere Strukturen sein, in denen kleinere EM-Kräfte entstünden, und die einen höheren mechanischen Widerstand bieten könnten.

Für jede Änderung der Struktur muß erneut eine genaue elektromagnetische Analyse durchgeführt werden. Mit dem hier vorgestellten Programmsystem steht dafür eine geeignete Methode zur Verfügung.



## Literatur

- /1/ "Next European Torus (NET)",  
Fusion Technology, Vol. 14, No. 1, July 1988, pp. 1-246
- /2/ J.R.Gilleland:  
"ITER Design Status",  
IAEA, Vienna, Austria, 12 July 1989  
unveröffentlicht.
- /3/ E.Coccorese, M.Biggio, L.Deleanu, A.Inzaghi, R.Martone, G.Rubinacci,  
M.Turri:  
"Electromagnetic forces distribution and mechanical analysis in the first wall  
structure for INTOR/NET",  
Fusion Technology, Vol. 1 (1984), pp. 319-324.
- /4/ L.Deleanu, M.Biggio, A.Inzaghi:  
"Structural analysis of the outboard first wall of INTOR/NET subject to elec-  
tromagnetic forces during a plasma disruption",  
JRC-Ispra (1984), unveröffentlicht.
- /5/ R.A.Bond:  
"An analysis of the effects of electromagnetic transient on the tritium breeding  
blanket and vacuum containment structure of the INTOR fusion reactor",  
UKAEA, CLM-R247 (1985).
- /6/ R.Martone:  
"Preliminary forces calculation for the NET 22B vacuum vessel and first wall  
during a plasma disruption",  
The NET Team, NET/IN/85-74.
- /7/ Y.R.Crutzen:  
"Electromagnetic loads on first wall component of NET fusion reactor caused  
by plasma disruption",  
JRC-Ispra (1985), unveröffentlicht.

- /8/ Y.R.Crutzen, M.Biggio, F.Farfaletti-Casali:  
"Electromagnetic effects on the NET first wall caused by a plasma disruption",  
14th Symposium on Fusion Technology, EUR 10936 EN (pergamon Press),  
Avignon , September 1986, pp. 493-498.
- /9/ A.Bossavit, P.Chassecourte, YCrutzen, J.C.Verite:  
"3D eddy currents distribution in a tokamak first wall during a plasma dis-  
ruption using TRIFOU code (EdF)",  
Fusion Engineering and Design, Vol. 9 (1989), pp. 101-105.
- /10/ Y.R.Crutzen, G.Rubinacci:  
"Evaluation of the electromagnetic effects on a tokamak first wall caused by a  
plasma disruption using a thin shell formulation",  
Fusion Engineering and Design, Vol. 11, No. 3, October 1989, pp. 293-303.
- /11/ "FEMGEN Version 8.5 - User Manual",  
Copyright 1984 FECS Ltd, Oakington Cambridge CB4 5BA.
- /12/ R. Albanese, G. Rubinacci:  
"CARIDDI Reference Manual",  
University of Salerno (Italy), 1988, unveröffentlicht.
- /13/ L.V.Boccaccini:  
"CARABQ User Manual",  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, noch nicht veröffentlicht.
- /14/ G.Schmidt:  
"Bericht über das große Praktikum",  
von 1. August 1988 bis 7. April 1989 im Institut für Neutronenphysik und  
Reaktortechnik, Kernforschungszentrum Karlsruhe.
- /15/ L.V.Boccaccini:  
"CARPLO User Manual",  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, noch nicht veröffentlicht.

- /16/ "ABAQUS Version 4.8 - User Manual",  
Copyright 1988 Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.
- /17/ "FEMVIEW Version 4 - User Manual",  
Copyright 1984 FECS Ltd, Oakington Cambridge CB4 5BA.
- /18/ C.S.Biddlecombe, C.J.Collie, J.Simkin, C.W.Trowbridge:  
"The integral equation method applied to eddy currents",  
Compumag 76, Oxford, 1976, pp. 363-372.
- /19/ C.J.Carpenter:  
"Comparison of alternative formulations of 3-dimensional magnetic-field and  
eddy-current problems at power frequencies",  
IEE Proceedings, Vol. 124 , No. 11, November 1977, pp. 1026-1034.
- /20/ M.L.Brown:  
"Calculation of 3-dimensional eddy currents at power frequencies",  
IEE Proceedings, Vol. 129, Pt. A, No.1, January 1982, pp. 46-53.
- /21/ H.Preis:  
"Die Finite-Element-Netzwerkmethode für dreidimensionale Wirbelstrombe-  
rechnungen in Experimenten zur kontrollierten Kernfusion",  
Archiv für Elektrotechnik, Vol.65 (1982), pp. 233-239.
- /22/ J.Benner:  
"ERATO - Ein Programm zur Berechnung induzierter Wirbelströme in dreidi-  
mensionalen leitenden Strukturen",  
KfK 3958, Oktober 1985.
- /23/ R.Albanese, R.Martone, G.Miano, G.Rubinacci:  
"A T formulation for 3D finite element eddy current computation",  
IEEE Transactions of Magnetics, Vol. MAG-21, No. 6, November 1985, pp.  
2299-2302.
- /24/ R.Albanese, G.Rubinacci:  
"Solution of three dimensional eddy current problems by integral and diffe-  
rential methods",  
IEEE Transactions of Magnetics, Vol. MAG-24, No. 1, January 1988, pp. 98-  
101.

- /25/ R.Albanese, G.Rubinacci:  
"Integral formulation for 3D eddy-current computation using edge elements",  
IEE Proceedings, Vol. 135, Part A, No. 7, September 1988, pp. 457-462.
- /26/ O.C.Zienkiewicz:  
"The finite element method in engineering science",  
McGraw-Hill (1971), London, 3rd Edition 1978.
- /27/ J.M.Bialek, D.W.Weissenburger:  
"The coupling of mechanical dynamics and induced currents in a cantilever  
beam",  
Computational Electromagnetics, Z.J.Cendes (editor), Elsevier Science Publis-  
hers B.V. (North-Holland), IMACS, 1986, pp.193-203.
- /28/ L.V.Boccaccini:  
"CARIDDI/KfK - User Manual",  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, noch nicht veröffentlicht.
- /29/ G.Rubinacci:  
"Benchmark computations for the electromagnetic workshop",  
Electromagnetic Workshop, Rutherford Appleton Laboratory, Chilton, Did-  
cot, OXON, UK, 27 March 1986.
- /30/ R.Albanese, G.Rubinacci:  
"Solution of TEAM workshop problem 11 (hollow sphere in a step field) using  
CARIDDI, CARDIFF and PROTEUS",  
Proceedings of Electromagnetic Workshop and Meeting on the Industrial Ap-  
plications of the Eddy Current Codes, Capri, Italy 5 - 7 october 1988, pp. 35-  
44.
- /31/ The ASDEX Group:  
"Divertor Tokamak ASDEX",  
IPP Report III/27.
- /32/ H.Kotzlowski, O.Jandl:  
"Stress analysis of the vacuum vessel of ASDEX",  
Proceeding of the 10th Symposium on Fusion Technology (1978), Vol. 2, pp.  
865-870.

- /33/ H.Preis, F.Schneider:  
"Bestimmung von Wirbelströmen im Vakuumgefäß einer Apparatur zur Erforschung der kontrollierten Kernfusion",  
Archiv für Elektrotechnik 62 (1980), pp.181-186.
- /34/ H.Preis:  
"Calculation of voltages and currents induced in the vacuum vessel of ASDEX by plasma disruption",  
Proceeding of the 10th Symposium on Fusion Technology (1978), Vol. 2, pp.993-998.
- /35/ W.Rogowski:  
"Die Messung der magnetischen Spannung (Messung des Linienintegrals der magnetischen Feldstärke).",  
Archiv für Elektrotechnik, 1. Band, 4. Heft, 1912, S. 141-150.
- /36/ M.Dalle Donne, U.Fischer, M.Küchle, G.Schumaker, G.Sordon, E.Bojarsky, P.Norajitra, H.Reiser, H.D.Bascheck, E.Bogusch:  
"Pebble-bed canister: the Karlsruhe ceramic breeder blanket design for the Next European Torus",  
Fusion Technology, Vol.14, November 1988, pp. 1357-1388.
- /37/ INTERATOM:  
"Untersuchungen zu einem Blanketkonzept mit kanisterförmigen Elementen für NET",  
Ergebnisbericht, April 1988, Ident-Nr. 71.03210.5.
- /38/ Y.R.Crutzen  
"3D computer simulations of the electromagnetic/mechanical transient induced in a tokamak first wall by plasma disruptions",  
Rindberg Meeting 1988, The NET Team  
unveröffentlicht.
- /39/ E.Salpietro  
NET Team (Garching)  
persönliche Mitteilung.
- /40/ NET-Notiz  
NET/IN/86-35.

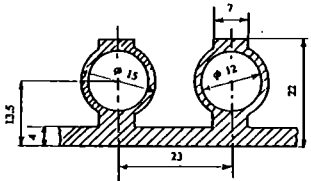
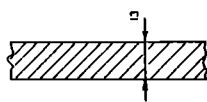
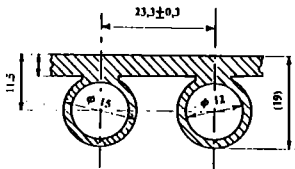
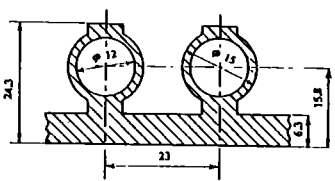
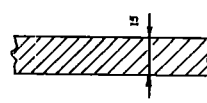


- /41/ G.Sordon:  
"Thermomechanical analysis of different first wall design for the helium cooled pebble bed canister blanket for NET",  
KfK 4287, EUR 10537 e, August 1987.
- /42/ ASME-Code  
Section III, Division 1, NB-3200, "Design Conditions".
- /43/ "Blanket/shield work session",  
Report on ITER,  
July 7 - August 10 (1989),  
held at the Iter Work Site Garching, FRG, unveröffentlicht.
- /44/ L.F.Donato:  
"Scienza delle costruzioni",  
Editore Colombo Corsi, Pisa (1968), Band 2, S. 71.
- /45/ O.Belluzzi:  
"Scienza delle costruzioni",  
Zanichelli, Bologna (1980), Band 3, S. 506-517.
- /46/ K.Girkmann:  
"Flächentragwerke",  
Springer-Verlag, Wien (1954), S. 292-309.
- /47/ S.P.Timoshenko, S.Woinowsky-Krieger:  
"Theory of plates and shell",  
McGraw-Hill, 1959, S. 364-377.

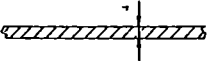
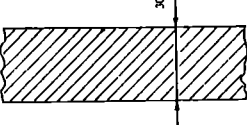
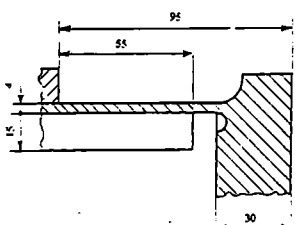
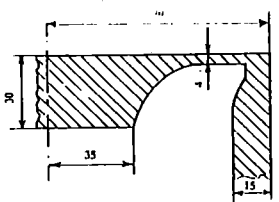
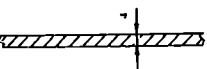
## Tabellen

Anzahl der Knoten	780
Anzahl der Elemente	345
Anzahl der aktiven Kanten	337
Zeitschritt	$0,5 \cdot 10^{-5} s$

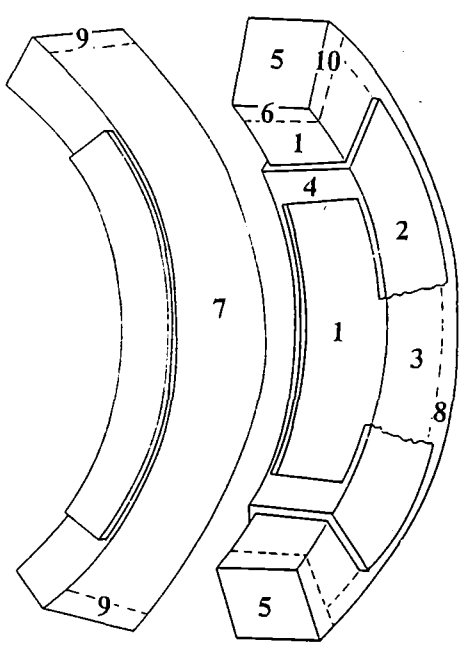
**Tabelle 1.** Rechenparameter für das ASDEX-Vakuumgefäß: Modellparameter in der EM-Analyse des ASDEX-Vakuumgefäßes.

N.	Bild	Referenzdicke (mm)	anisotroper spezifischer Widerstand ( $\Omega m \times 10^6$ )			isotroper spezifischer Widerstand ( $\Omega m \times 10^6$ )
			P	T	R	
1		22	4,48	2,07	-	3,51
2		13	0,035	-	0,035	0,035
3		19	4,14	-	2,64	3,29
4		22	2,96	2,07	-	2,51
5		15	-	0,95	0,95	0,95

**Tabelle 2:** Blatt 1 von 3.

N.	Bild	Referenzdicke (mm)	anisotroper spezifischer Widerstand ( $\Omega m \times 10^6$ )			isotroper spezifischer Widerstand ( $\Omega m \times 10^6$ )
			P	T	R	
6		22	5,23	5,23	-	5,23
7		30	0,95	0,95	-	0,95
8		19	4,24	-	3,23	3,74
9		30	4,94	1,43	-	3,23
10		19	4,52	-	4,52	4,52

**Tabelle 2:** Blatt 2 von 3.

N.	Bild	Referenzdicke (mm)	anisotroper spezifischer Widerstand ( $\Omega m \times 10^6$ )			isotroper spezifischer Widerstand ( $\Omega m \times 10^6$ )
			P	T	R	
		<p><b>LEGENDE</b></p> <p>P - poloidale Richtung  T - toroidale Richtung  R - radiale Richtung</p> <p><b>Bemerkung:</b> Im Fall ohne Saddle Loop wird die Wandstruktur 4 durch 1 ersetzt.</p>				
<p><b>Tabelle 2:</b> Blatt 3 von 3.</p>						

**Tabelle 2. Spezifische Widerstände der Wandstruktur:** Angegeben sind Referenzdicke, anisotroper und isotroper spezifischer Widerstand der verschiedenen Wandstrukturen des Segmentgehäuses, wie sie in den EM-Rechnungen in CARIDDI benutzt werden.

Anzahl der Knoten	717 - 782
Anzahl der Elemente	348 - 364
Anzahl der aktiven Kanten	393 - 405
Zeitschritt	$1 \cdot 10^{-5} s$

**Tabelle 3. Rechenparameter für das Segmentgehäuse: Modellparameter in der EM-Analyse des Segmentgehäuses.**

Kennziffer der Rechnung	Plasmodell	Anisotropie der Wände	Saddle Loop
SBX002	PL-0	WW-0	SL-2
SBX010	PL-0	WW-1	SL-0
SBX011	PL-0	WW-1	SL-1
SBX012	PL-0	WW-1	SL-2
SBX110	PL-1	WW-1	SL-0
SBX111	PL-1	WW-1	SL-1
SBX112	PL-1	WW-1	SL-2

**LEGENDE für "SBXl<sub>m</sub>n"**

**l:** 0 - ohne Plasmabewegung  
1 - mit Plasmabewegung

**m:** 0 - isotroper elektrischer Widerstand  
1 - anisotroper elektrischer Widerstand

**n:** 0 - ohne Saddle Loop  
1 - mit Saddle Loop  
2 - mit isoliertem Saddle Loop

**Tabelle 4. EM-Rechnungen des Segmentgehäuses:** Zusammenstellung der verwendeten Modellannahmen für die EM-Analyse des Segmentgehäuses.

Plasmastrom	10,8 Ma
kleiner Plasmaradius	1,35 m
großer Plasmaradius	5,2 m
toroidales Magnetfeld auf der Plasmaachse	5,5 T
Elongation	2,2
äußerer Radius des Tokamak	11,5 m
Höhe des Tokamaks	25 m

**Tabelle 5. NET-Eigenschaften:** Zusammenstellung der wichtigsten Parameter des Plasmas und der Geometrie des NET-Reaktors.



Fall SBX012		Kräfte zum Zeitpunkt 20 ms (in KN)			
		unteres rechtes Viertel	unteres linkes Viertel	oberes rechtes Viertel	oberes linkes Viertel
Erste Wand	x	34.1	-115.4	-123.2	37.9
	y	-7.5	13.4	-15.1	8.8
	z	-48.6	39.5	-47.0	57.8
Seitenwand	x	320.3	-321.7	-361.5	360.7
	y	33.3	5.5	-12.9	-30.6
	z	134.7	-134.5	118.4	-118.6
Rückwand	x	424.1	-342.2	-374.5	458.6
	y	-40.3	71.0	-82.6	49.5
	z	-220.0	236.8	-288.3	264.5
Deckplatte	x	19.6	-8.8	-10.3	19.9
	y	1.3	-0.2	-0.3	-0.9
	z	12.8	-8.0	6.8	-11.6
Saddle Loop	x	72.2	-72.7	-52.7	52.0
	y	9.1	5.7	2.4	-9.0
	z	38.8	-38.8	43.1	-43.1

**Tabelle 6. Kräfte im Referenzfall SBX012:** x-, y- und z-Komponenten der resultierenden Kräfte, angegeben für jeweils ein Viertel des Segmentgehäuses.

Fall SBX112		Kräfte zum Zeitpunkt 40 ms (in KN)			
		unteres rechtes Viertel	unteres linkes Viertel	oberes rechtes Viertel	oberes linkes Viertel
Erste Wand	x	-57.3	-111.2	-50.0	411.5
	y	-2.6	4.7	-51.8	33.5
	z	23.4	46.7	-9.9	235.1
Seitenwand	x	82.2	-91.7	-298.2	336.3
	y	26.3	-22.5	-203.0	164.2
	z	96.8	-95.7	-416.9	416.8
Rückwand	x	-51.9	-62.9	-832.2	1050.5
	y	-7.6	8.5	-177.3	1002.0
	z	-10.3	38.2	-491.98	487.0
Deckplatte	x	14.2	-10.7	63.2	-64.0
	y	1.4	-0.4	-9.6	14.7
	z	9.1	-9.1	-38.3	38.3
Saddle Loop	x	-2975.8	3000.5	-3090.1	3186.8
	y	-397.3	19.8	-830.9	434.4
	z	794.2	-792.4	-824.0	823.6

**Tabelle 7.** Kräfte im Referenzfall SBX112 ( $t = 0.04$  s): x-, y- und z-Komponenten der resultierenden Kräfte, angegeben für jeweils ein Viertel des Segmentgehäuses, im Fall SBX112 zum Zeitpunkt 40 ms.

Fall SBX112		Kräfte zum Zeitpunkt 60 ms (in KN)			
		unteres rechtes Viertel	unteres linkes Viertel	oberes rechtes Viertel	oberes linkes Viertel
Erste Wand	x	-42.8	109.3	-73.4	-141.4
	y	11.5	-5.5	-1.1	3.8
	z	48.5	-37.8	28.5	33.3
Seitenwand	x	-314.1	320.3	-199.9	189.4
	y	24.2	14.1	24.0	-47.1
	z	-54.2	55.3	314.1	-313.1
Rückwand	x	-353.5	536.3	129.6	-160.5
	y	71.6	-36.0	3.4	8.4
	z	242.4	-209.8	-39.2	36.1
Deckplatte	x	-1.3	9.9	-41.0	53.7
	y	-0.1	0.6	-0.9	-2.9
	z	-2.0	6.1	25.8	-31.5
Saddle Loop	x	-2485.9	2521.8	2421.7	-2435.4
	y	382.7	-66.4	252.3	54.5
	z	609.5	-608.6	724.2	-723.3

**Tabelle 8.** Kräfte im Referenzfall SBX112 ( $t = 0.06$  s): x-, y- und z-Komponenten der resultierenden Kräfte, angegeben für jeweils ein Viertel des Segmentgehäuses, im Fall SBX112 zum Zeitpunkt 60 ms.

AISI 316L		300° C	400° C	500° C
$\eta$ ( $\Omega m$ )	spezif. elektr. Widerstand	$0.95 \cdot 10^{-6}$	$1.00 \cdot 10^{-6}$	$1.08 \cdot 10^{-6}$
$E$ (Pa)	Elastizitätsmodul	$170 \cdot 10^9$	$161 \cdot 10^9$	$153 \cdot 10^9$
$\nu$	Querdehnungszahl	0.3	0.3	0.3
$S_M$ (Pa)	maximal zulässige Spannung nach den ASME-Normen	$90 \cdot 10^6$	$81 \cdot 10^6$	$77 \cdot 10^6$

**Tabelle 9. Materialdaten von AISI 316L:** Zusammenstellung der Materialeigenschaften von AISI 316L.

Kennziffer der Rechnung	EM-Fall	Festigkeitsanalyse	Befestigungsart
SBFS20	SBX012	Statische (t = 0.02 s)	ST-0
SBFS21	SBX012	Statische (t = 0.02 s)	ST-1
SBFS22	SBX012	Statische (t = 0.02 s)	ST-2
SBFS23	SBX012	Statische (t = 0.02 s)	ST-3
SBFD00	SBX012	Dynamische	ST-0
SBFS43	SBX112	Statische (t = 0.04 s)	ST-3
SBFS63	SBX112	Statische (t = 0.06 s)	ST-3

**LEGENDE für "SBFalm"**

**a:** S - statische Festigkeitsanalyse  
D - dynamische Festigkeitsanalyse

**l:** 0 - keine Eingabe  
2 - Zeitpunkt 20 ms  
4 - Zeitpunkt 40 ms  
6 - Zeitpunkt 60 ms

**m:** 0 - Befestigungsart ST-0  
1 - Befestigungsart ST-1  
2 - Befestigungsart ST-2  
3 - Befestigungsart ST-3

**Tabelle 10. Rechnungen zur Festigkeitsanalyse des Segmentgehäuses:** Zusammenstellung der verwendeten Modellannahmen für die Festigkeitsanalyse des Segmentgehäuses.

Anzahl der Knoten	178
Anzahl der Elemente	80
Anzahl der aktiven Kanten	88
Zeitschritt	$1 \cdot 10^{-5} s$

**Tabelle 11. Rechenparameter der Kanisteruntersuchung:** Modellparameter in der EM-Analyse des Kanisters.

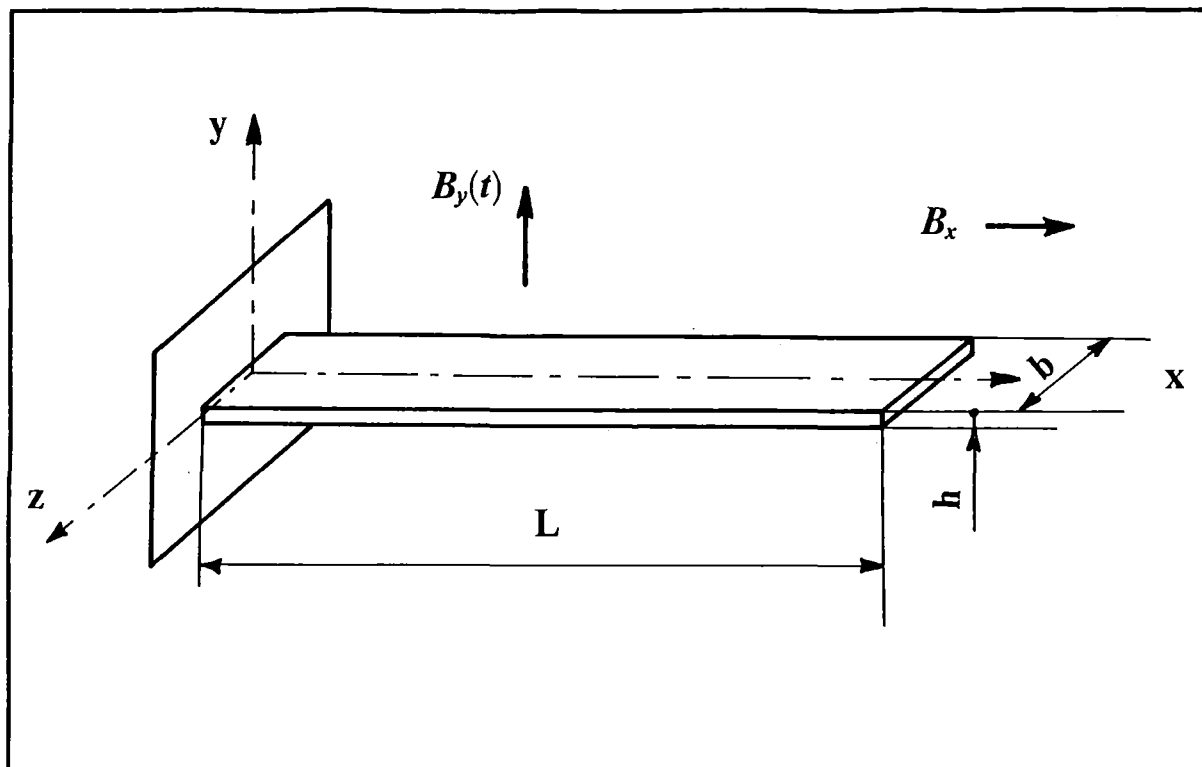
Kanister		Kräfte zum Zeitpunkt 20 ms (in KN)	
		rechte Hälfte	linke Hälfte
1. Wand	x	-3.2	-2.6
	y	-0.1	0.1
	z	0.0	0.1
2. Wand	x	-1.8	1.4
	y	2.5	-2.7
	z	13.9	-13.9
3. Wand	x	3.3	4.2
	y	0.1	-0.1
	z	0.0	0.0
4. Wand	x	-0.5	-0.5
	y	1.2	-1.2
	z	6.43	-6.4
5. Wand	x	-0.6	0.6
	y	1.2	-1.2
	z	6.3	-6.3

**Tabelle 12.** Kräfte im Kanister: x-, y- und z-Komponenten der resultierenden Kräfte, angegeben für jeweils eine Hälfte des Kanisters (siehe Abbildung 52 auf Seite 112).

1	linear	$I_P = I_{P1}$ wenn $t \leq t_1$ $I_P = I_{P1} + (t - t_1) \frac{I_{P2} - I_{P1}}{(t_2 - t_1)}$ wenn $t_1 < t < t_2$ $I_P = I_{P2}$ wenn $t \geq t_2$
2	negative Exponentialfunktion	$I_P = I_{P1}$ wenn $t \leq t_1$ $I_P = I_{P2} + (I_{P1} - I_{P2}) e^{-\frac{t_1 - t}{t_2}}$ wenn $t > t_1$
3	positive Exponentialfunktion	$I_P = I_{P1}$ wenn $t \leq t_1$ $I_P = I_{P1} + \frac{I_{P2} - I_{P1}}{e^{\frac{t_2 - t_1}{t_3}} - 1} \left[ e^{\frac{t_1 - t}{t_2}} - 1 \right]$ wenn $t > t_1$

**Tabelle 13. Analytische Funktionen zur Beschreibung des Plasmas:** die angegebenen Parameter ( $t_1$ ,  $t_2$ ,  $t_3$ ,  $I_{P1}$  und  $I_{P2}$ ) sind Eingabe für das Programm CARIDDI.





$h$	Stärke	0,001 m
$b$	Breite	0,02 m
$L$	Länge	0,12 m
$\rho$	Dichte	8000 Kg/m <sup>3</sup>
$\eta$	spezifischer elektrischer Widerstand	1,7 10 <sup>-8</sup> $\Omega$ m
$E$	Elastizitätsmodul	1,1 10 <sup>11</sup> Pa
$B_x$	Induktionsfeld in x-Richtung	4 T
$B_y$	Induktionsfeld in y-Richtung	0,24 T linear zu Null in 3.2 ms

**Tabelle 14. Testproblem:** Darstellung der Geometrie des Testfalls und Zusammenstellung aller Parameter, die in der Rechnung benutzt werden.

<p>Einflußfunktion <math>\Psi_{vv}</math></p> $a_1 = -\frac{R^3}{GI_p} \sin \theta'$ $a_2 = -\frac{R^3}{GI_p} - \frac{R^3}{2K} \cos \theta'$ $a_3 = \frac{R^3}{GI_p} \sin \theta'$ $a_4 = \frac{R^3}{2K} \sin \theta'$ $a_5 = \frac{R^3}{2K} \cos \theta'$ $a_6 = \frac{R^3}{GI_p}$	<p>Einflußfunktion <math>\Psi_{\phi v}</math></p> $a_1 = 0$ $a_2 = \frac{R^2}{GI_p} (1 - \cos \theta') - \frac{R^2}{2K} \cos \theta'$ $a_3 = 0$ $a_4 = -\frac{R^2}{2K} \sin \theta'$ $a_5 = -\frac{R^2}{2K} \cos \theta'$ $a_6 = 0$
<p>Einflußfunktion <math>\Psi_{v\phi}</math></p> $a_1 = -\frac{R^2}{GI_p} \sin \theta'$ $a_2 = \frac{R^2}{2K} \cos \theta'$ $a_3 = -\frac{R^2}{GI_p} \sin \theta'$ $a_4 = -\frac{R^2}{2K} \sin \theta'$ $a_5 = -\frac{R^2}{2K} \cos \theta'$ $a_6 = 0$	<p>Einflußfunktion <math>\Psi_{\phi\phi}</math></p> $a_1 = 0$ $a_2 = \frac{R}{GI_p} \cos \theta' - \frac{R}{2K} \cos \theta'$ $a_3 = 0$ $a_4 = \frac{R}{2K} \sin \theta'$ $a_5 = \frac{R}{2K} \cos \theta'$ $a_6 = 0$
<p><b>Tabelle 15:</b> Blatt 1 von 2.</p>	

Einflußfunktion $\Psi_v$	Einflußfunktion $\Psi_{\phi, \gamma}$
$a_1 = -\frac{R^2}{GI_p} \cos \theta'$	$a_1 = 0$
$a_2 = -\frac{R^2}{2K} \sin \theta'$	$a_2 = -\frac{R}{GI_p} \sin \theta' + \frac{R}{2K} \sin \theta'$
$a_3 = \frac{R^2}{GI_p} \cos \theta'$	$a_3 = 0$
$a_4 = -\frac{R^2}{2K} \cos \theta'$	$a_4 = \frac{R}{2K} \cos \theta'$
$a_5 = \frac{R^2}{2K} \sin \theta'$	$a_5 = -\frac{R}{2K} \sin \theta'$
$a_6 = 0$	$a_6 = 0$
mit:	
$\frac{1}{K} = \frac{1}{GI_p} + \frac{1}{EI_\xi}$	
$I_p$ : polares Flächenträgheitsmoment	
$I_\xi$ : Trägheitsmoment in $\xi$ -Richtung	
<b>Tabelle 15:</b> Blatt 2 von 2.	

**Tabelle 15. Koeffizienten der Einflußfunktion:** Zusammenstellung der Koeffizienten  $a_i$  der Einflußfunktion  $\Psi$  bezüglich der Verschiebungs- und Drehungskomponenten  $v$ ,  $\phi$  und  $\gamma$ .

Elastizitätskonstante	1. Wandkomponente	2. Wandkomponente	3. Wandkomponente
$E_x (Pa)$	69,0 E	40,2 E	23,7 E
$E_y (Pa)$	1,4 E	1,4 E	1,4 E
$\nu_{xy}$	0,006	0,010	0,018
$G_{xy} (Pa)$	12,8 G	12,6 G	4,0 G
$G_{xz} (Pa)$	1,64 G	1,47 G	1,40 G
$G_{yz} (Pa)$	1,33 G	1,30 G	1,29 G

**Tabelle 16.** Elastizitätskonstanten der Wandkomponenten: Anisotrope Elastizitätskonstanten der Wandkomponenten ( $E_x$ ,  $E_y$ ,  $\nu_{xy}$ ,  $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$  und  $G_{yz}$ ) als Funktion der isotropen Elastizitätskonstanten ( $E$ ,  $\nu$  und  $G$ ).



# Abbildungen.

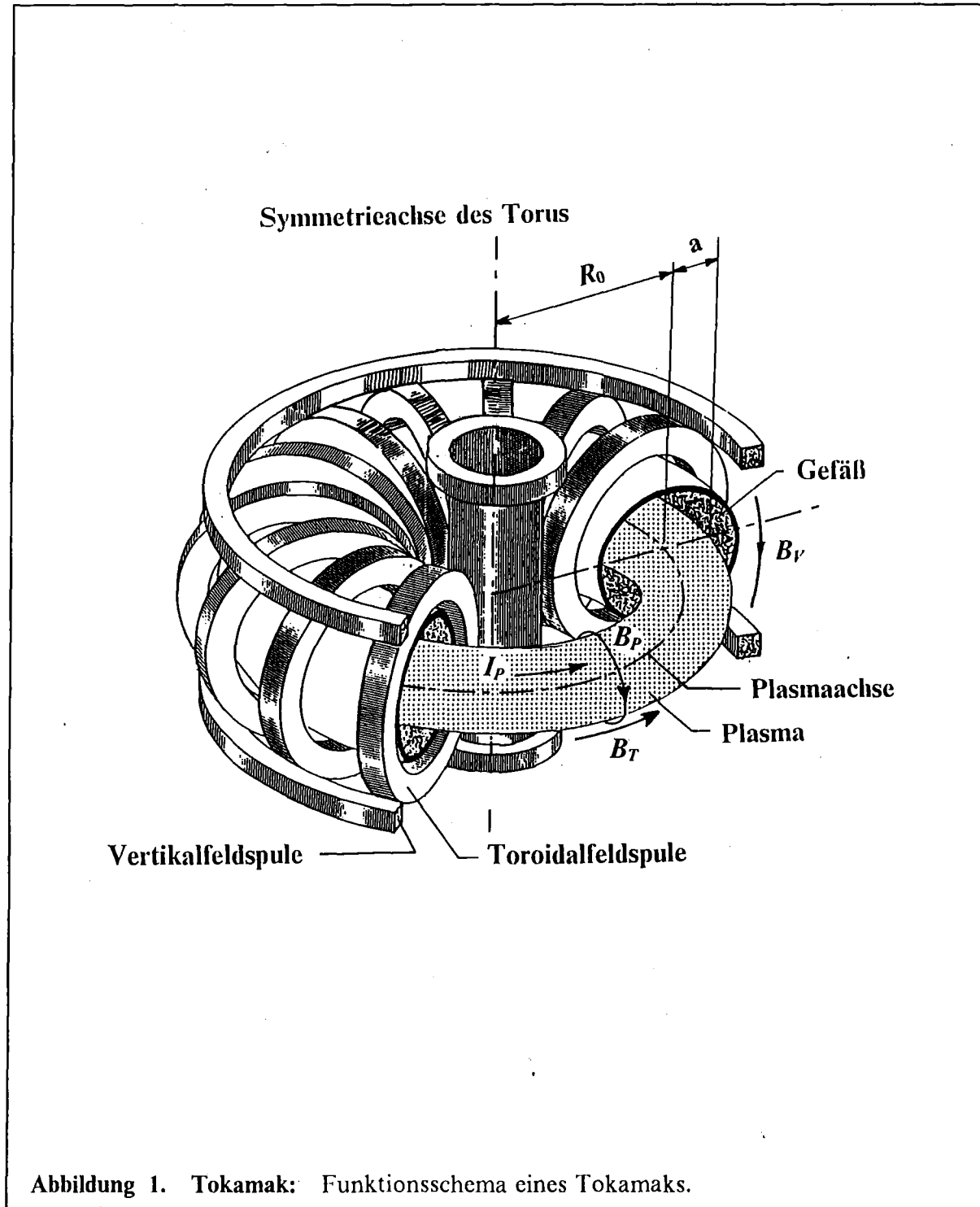
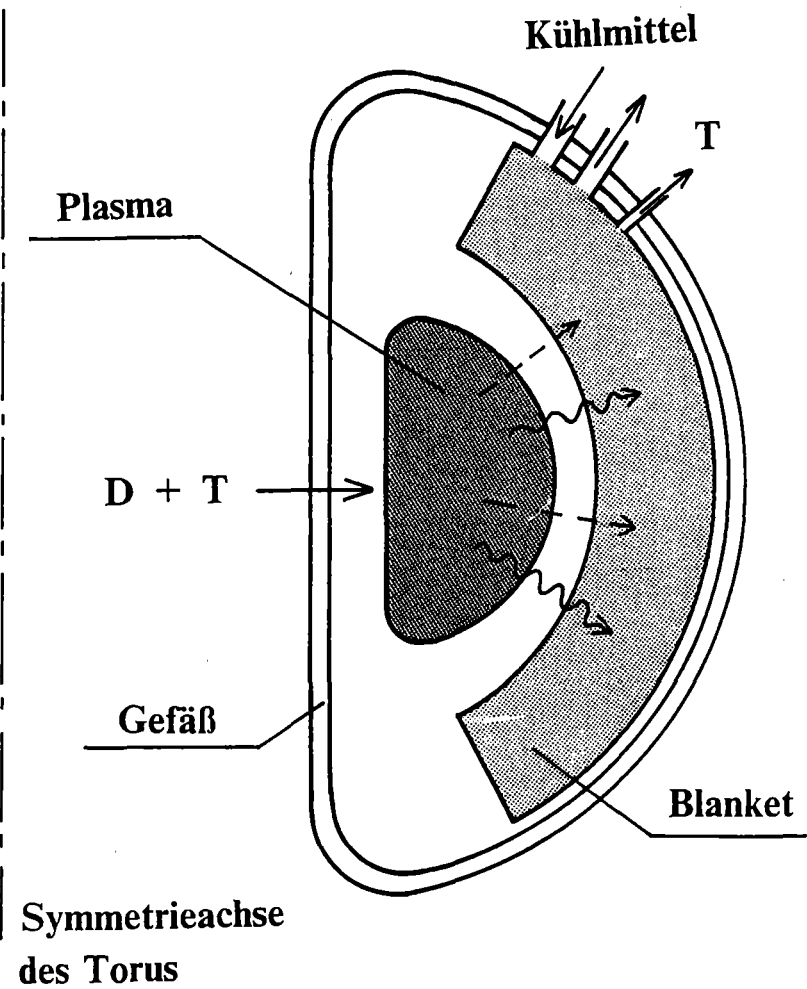


Abbildung 1. Tokamak: Funktionsschema eines Tokamaks.



**Abbildung 2. Blanket:** Tritiumproduktion und Wärmeabfuhr in einem Blanket.

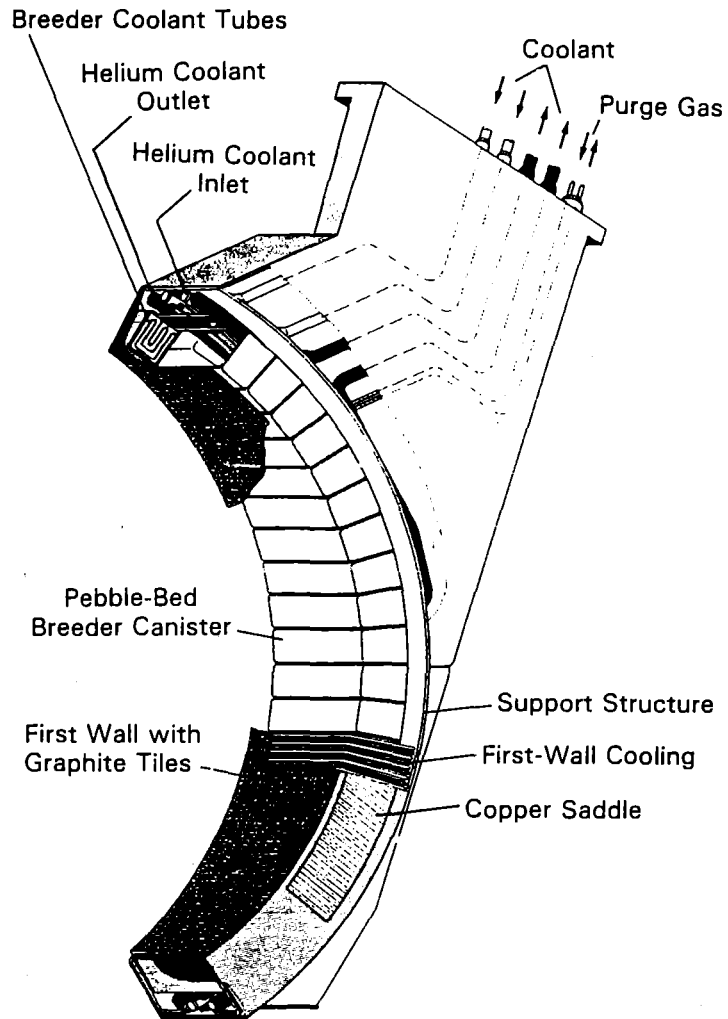


Abbildung 3. Festoff-Blankettkonzept der KfK: Räumlicher Aufbau des Festoff-Blankets der KfK /36/.



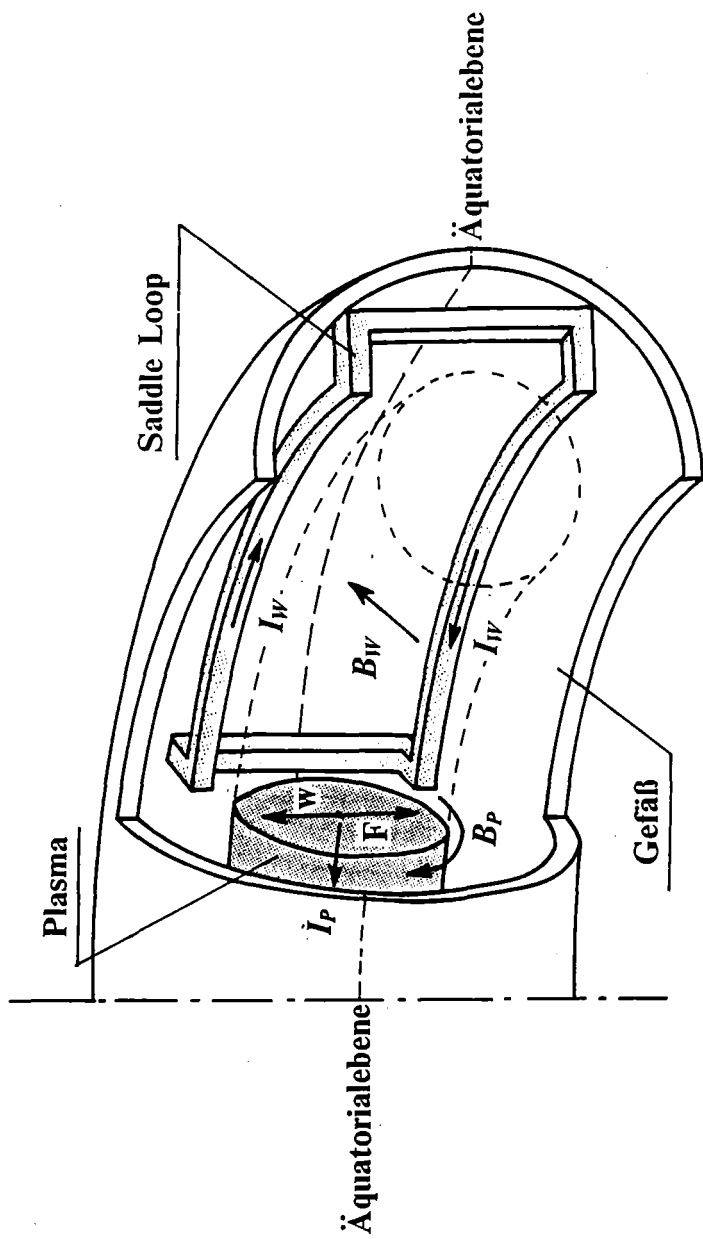


Abbildung 4. Saddle loop: Wirkungsweise eines Saddle Loop's während eines Stromabbruchs.

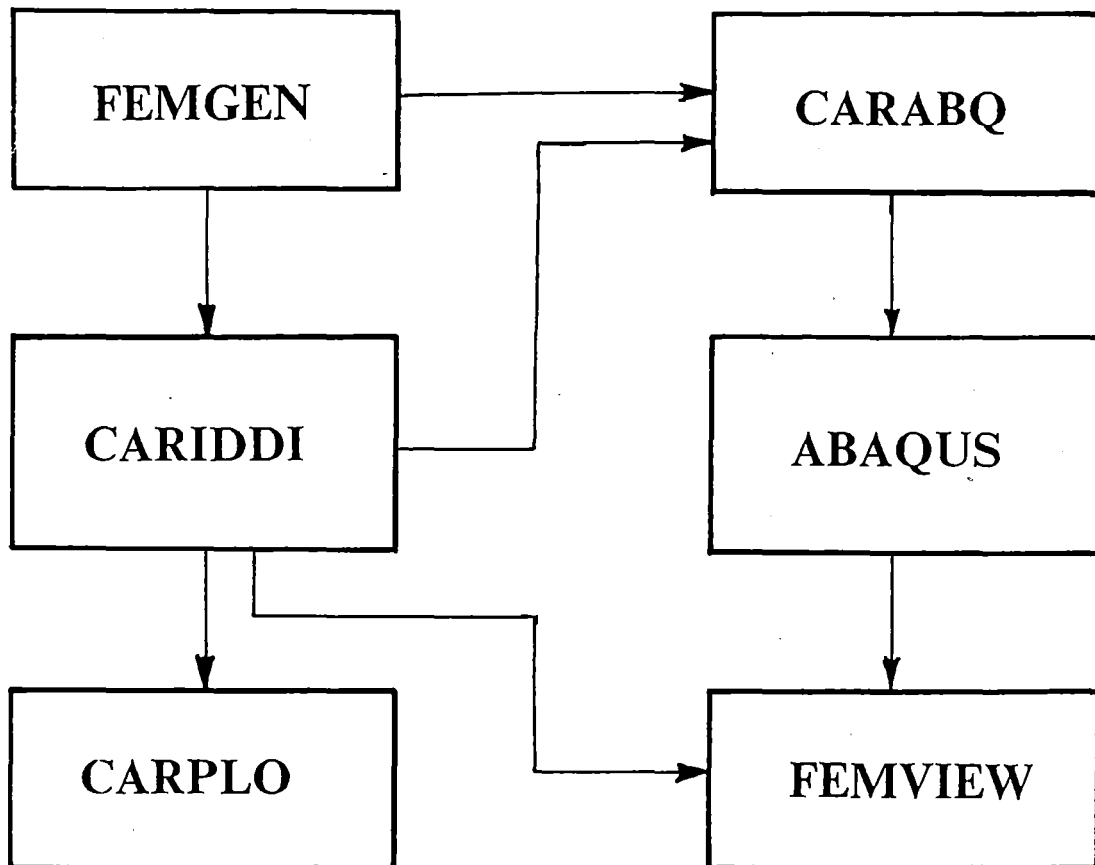
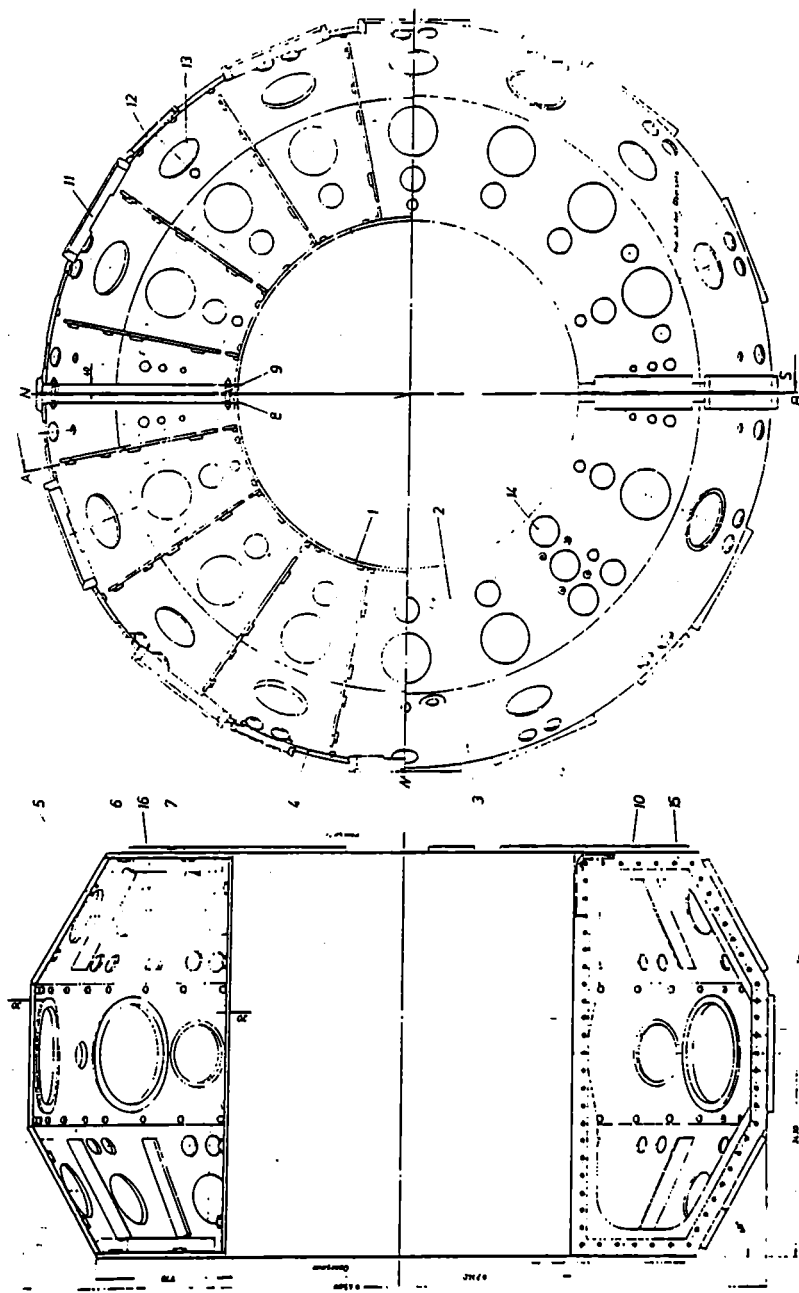


Abbildung 5. Aufbau des Programmsystems: Ablaufdiagramm des Programmsystems zur Berechnung der mechanischen Effekte eines magnetischen Transients.



- 1 Inner cylinder
- 2 Top plate
- 3 Top cone
- 4 Outer cylinder
- 5 Bottom cone
- 6 Bottom plate
- 7 Supporting plates
- 8 Parting flange
- 9 Screw joint
- 10 Reinforcing plates
- 11 MW-600 port (manhole)
- 12 MW-350 port (diagnostics)
- 13 MW-300 port (pumping)
- 14 MW-180 port (multipole coils)
- 15 Electrical insulation
- 16 Fixing fillets for divertor components

Abbildung 6. Zeichnung des ASDEX: Grundriß und vertikaler Querschnitt des AS-DEX-Vakuumgefäßes /32/.

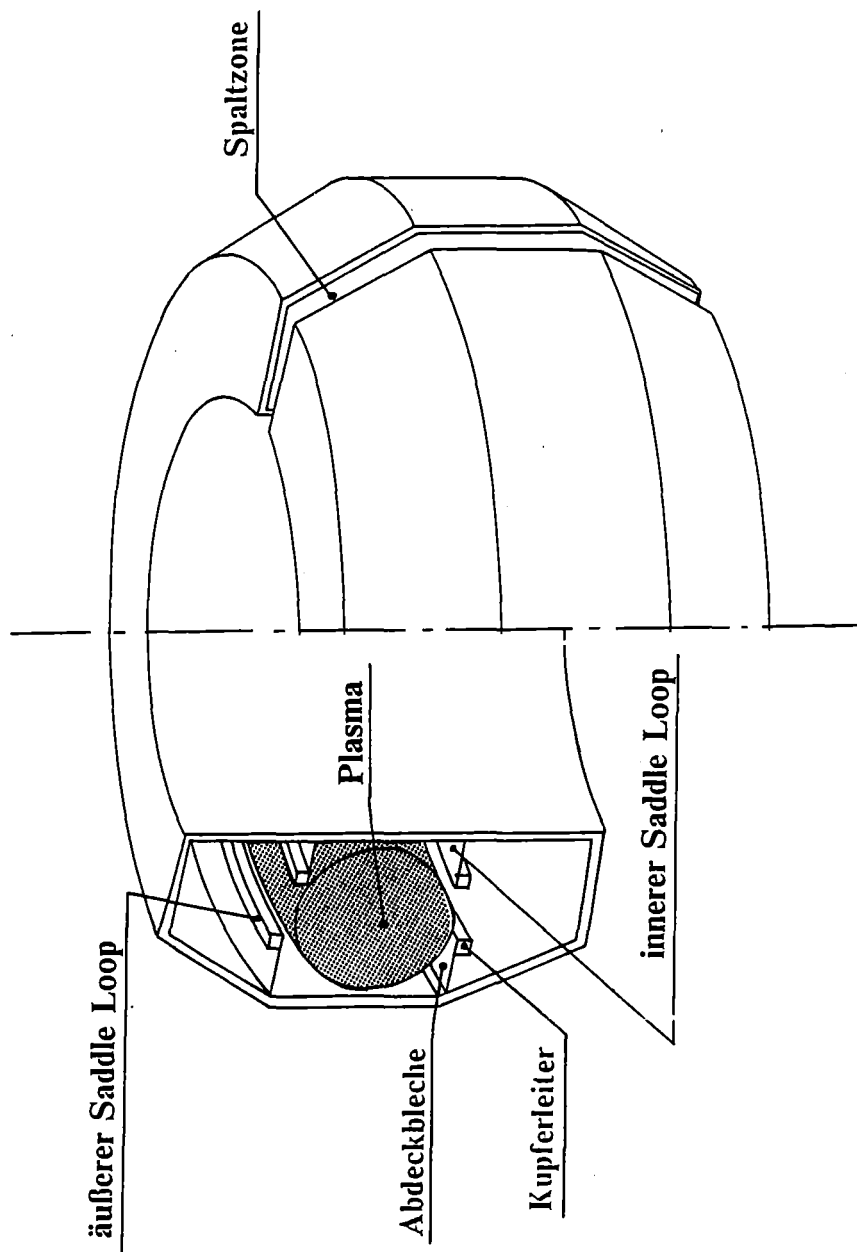


Abbildung 7. Schematische Darstellung des Vakuumpfäßes in ASDEX: Schnitt durch den Gefäßkörper mit Darstellung des Saddle Loop's und der Plasmaposition.

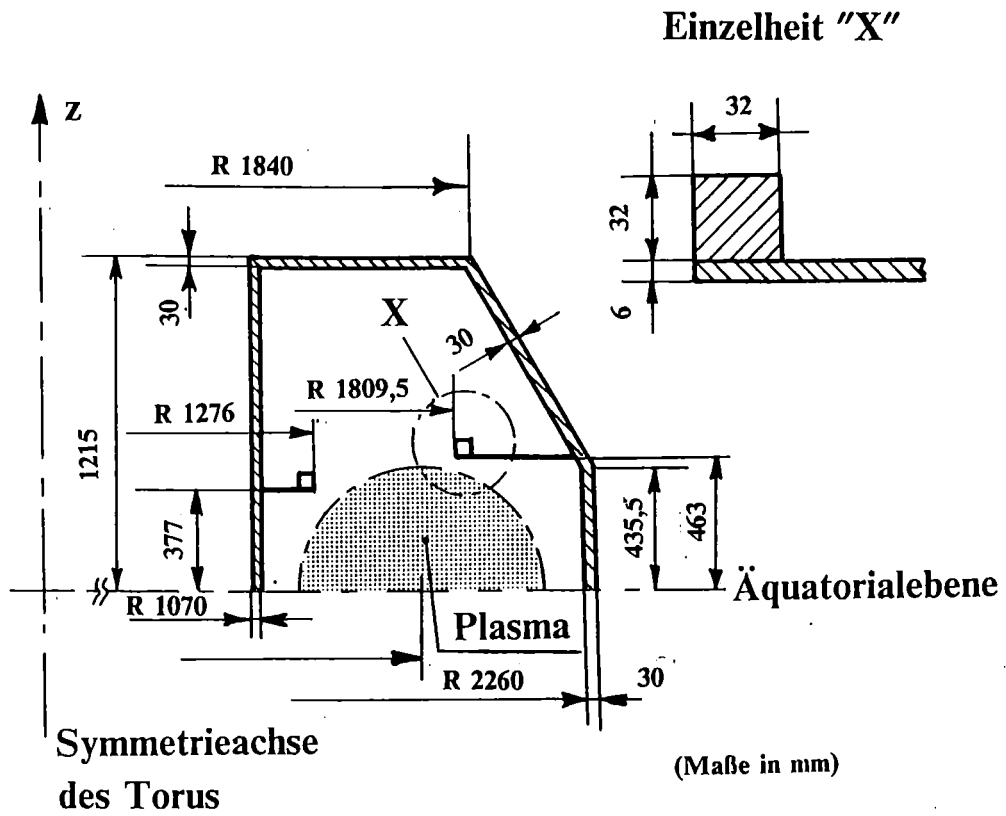


Abbildung 8. Abschnitt des ASDEX: Vertikalschnitt durch die Mittelebene des Vakuumgefäßes.

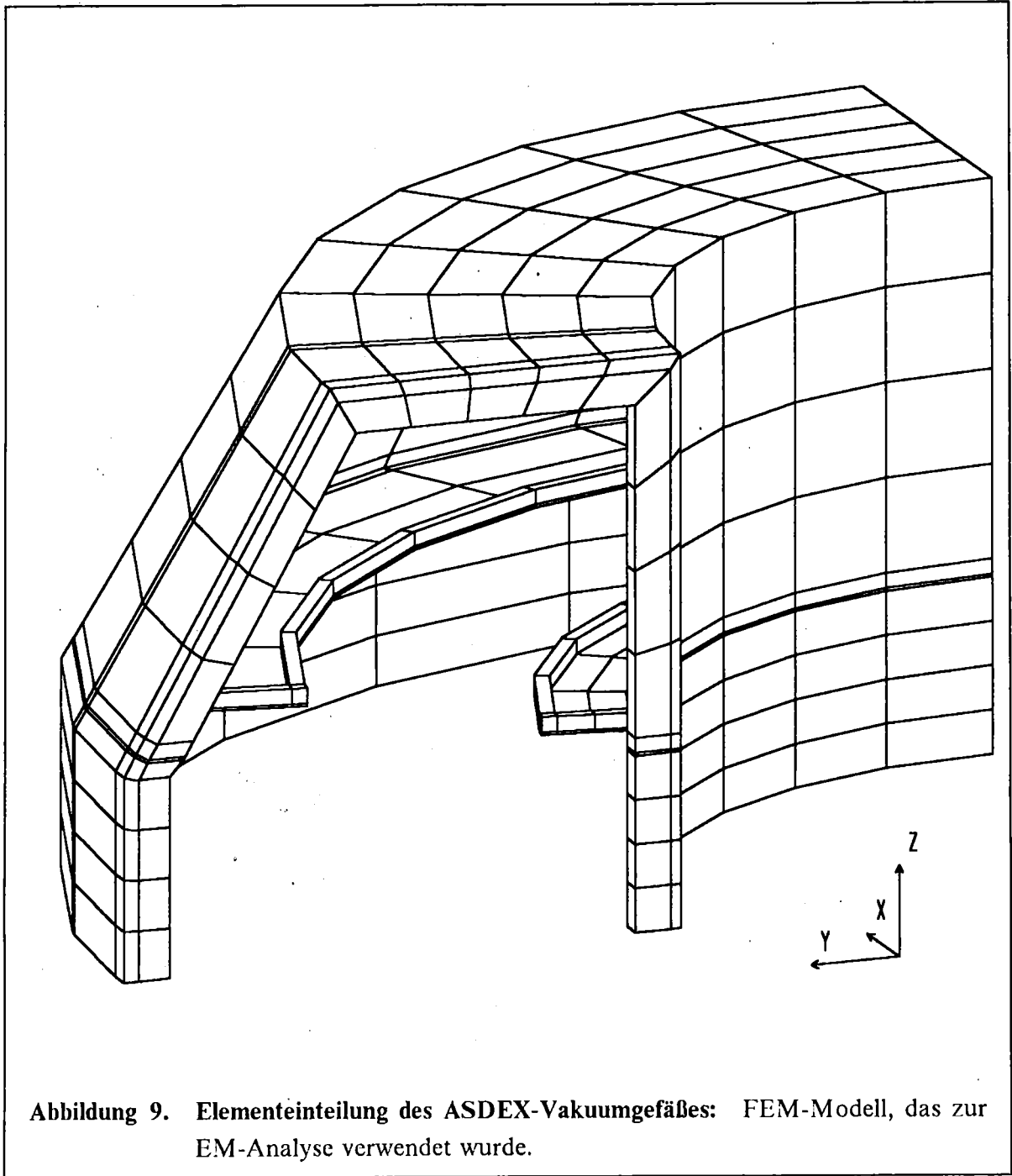


Abbildung 9. Elementeinteilung des ASDEX-Vakuumgefäßes: FEM-Modell, das zur EM-Analyse verwendet wurde.

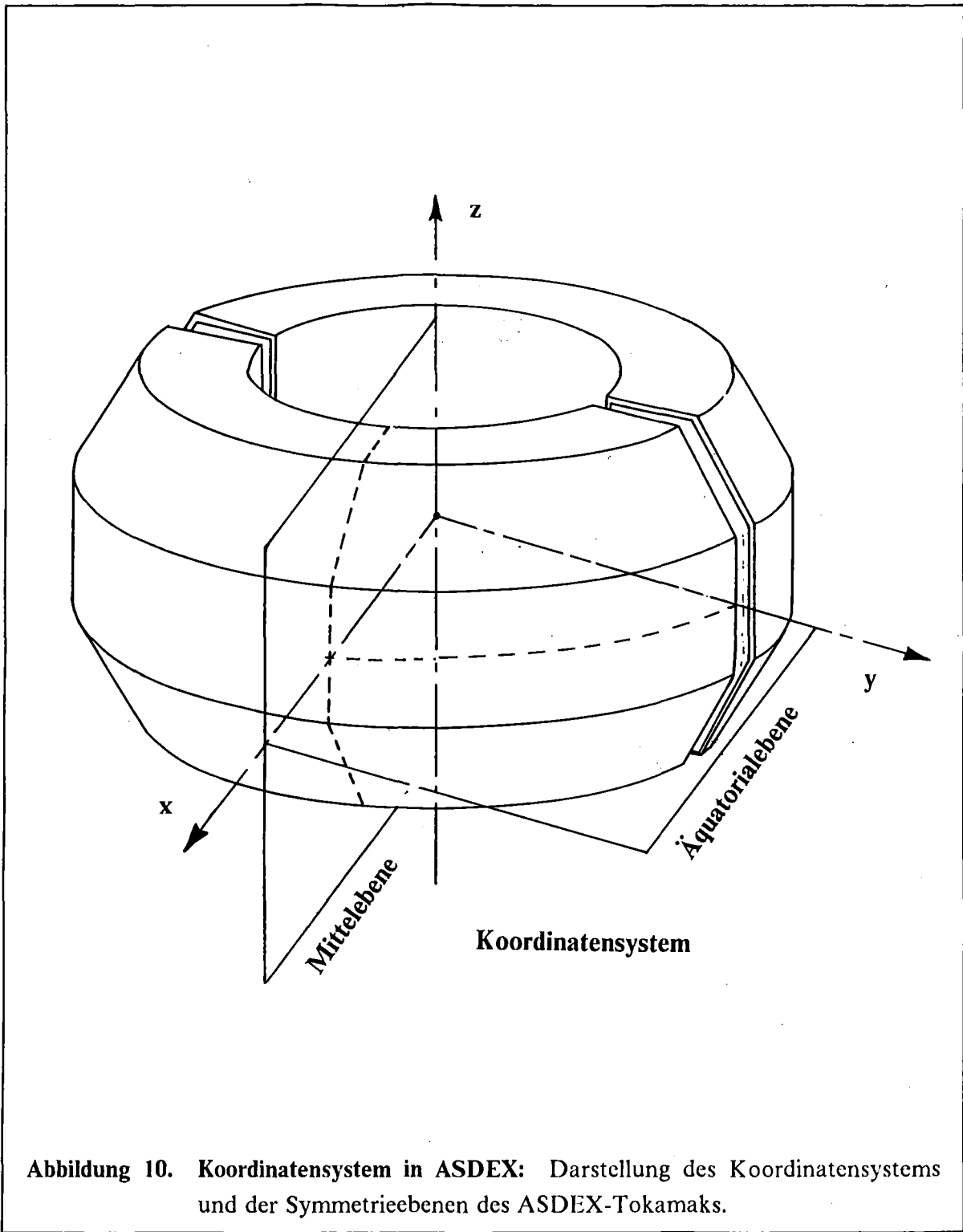
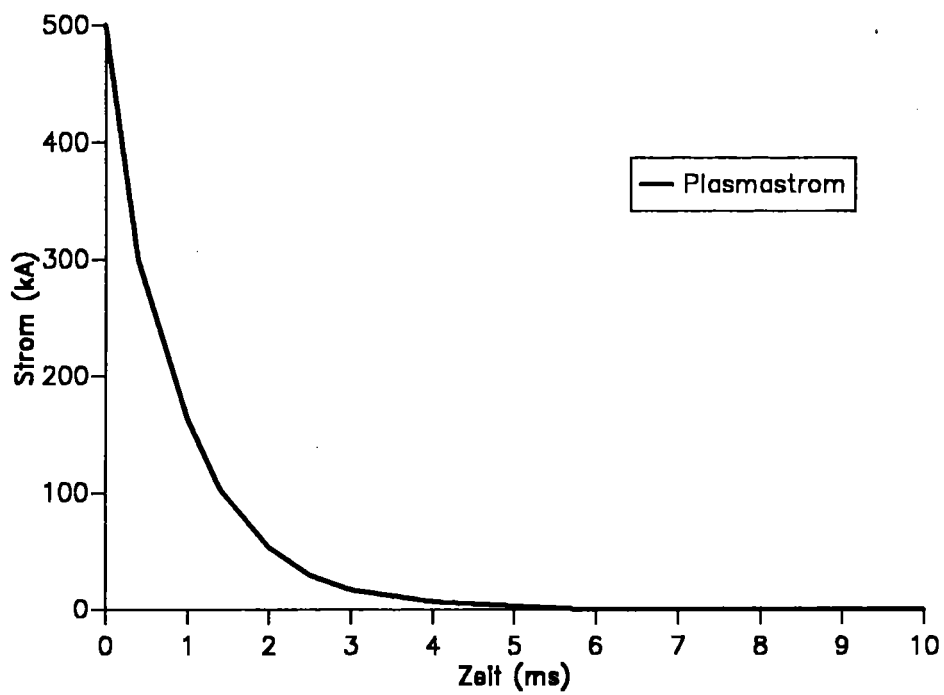


Abbildung 10. Koordinatensystem in ASDEX: Darstellung des Koordinatensystems und der Symmetrieebenen des ASDEX-Tokamaks.



**Abbildung 11. Zeitverlauf des Plasmastroms:** Annahme über das zeitliche Verhalten des Plasmastroms bei Stromabbruch, die bei der Abschätzung der Wirbelströme verwendet wurde.



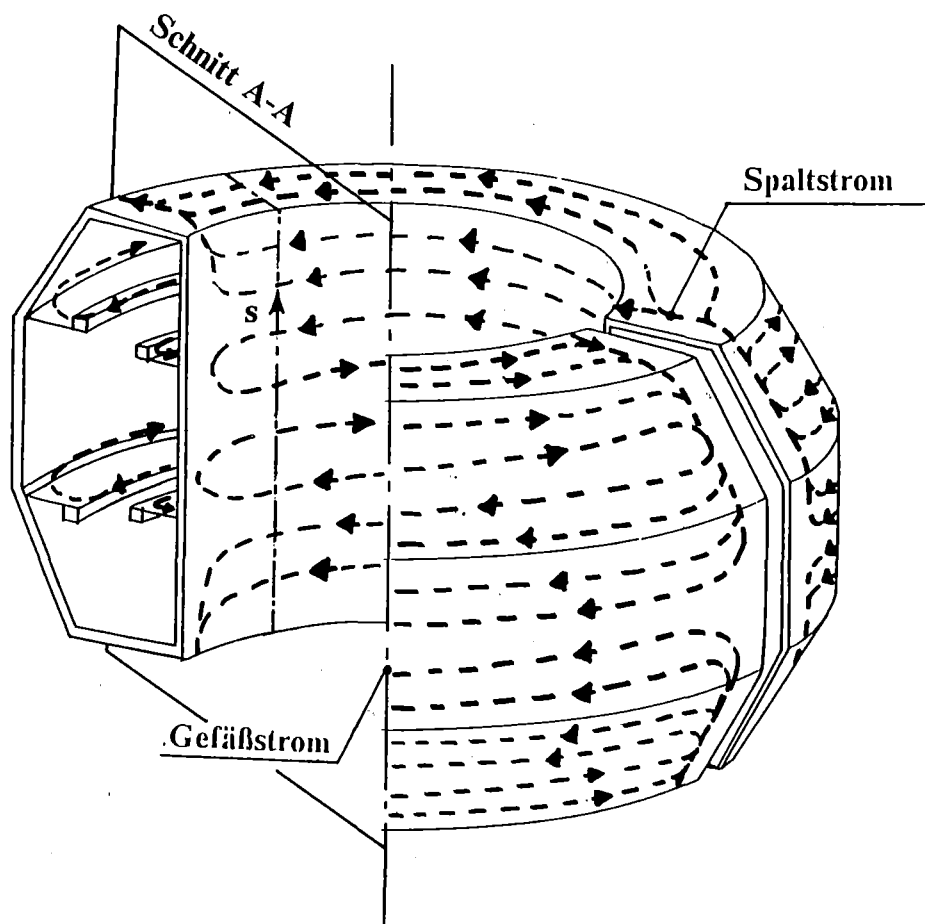


Abbildung 12. Räumliche Verteilung der Wirbelströme in ASDEX: Schematische Darstellung des berechneten Gefäß- und Spaltstroms.

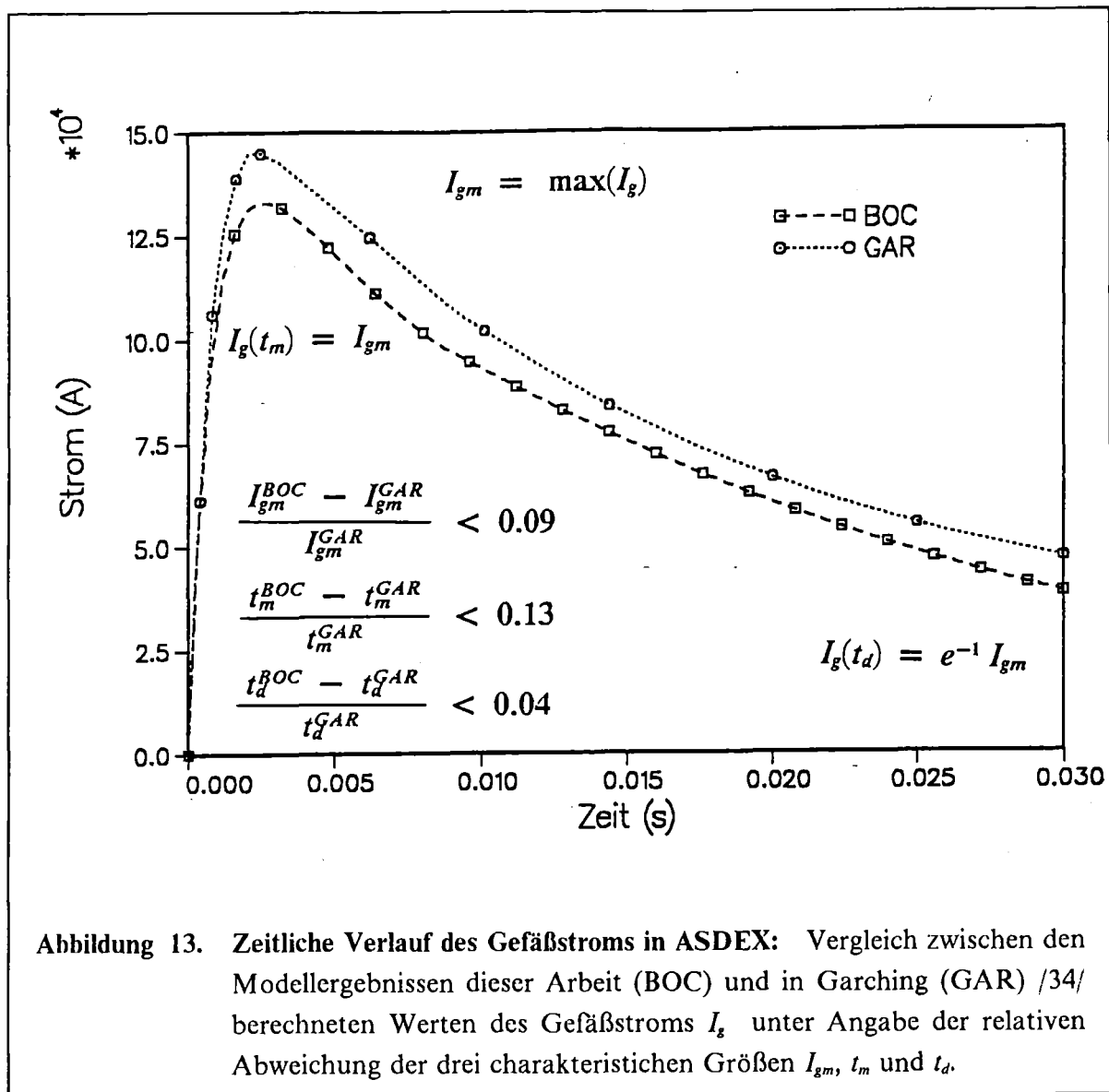


Abbildung 13. Zeitliche Verlauf des Gefäßstroms in ASDEX: Vergleich zwischen den Modellergebnissen dieser Arbeit (BOC) und in Garching (GAR) /34/ berechneten Werten des Gefäßstroms  $I_g$  unter Angabe der relativen Abweichung der drei charakteristischen Größen  $I_{gm}$ ,  $t_m$  und  $t_d$ .

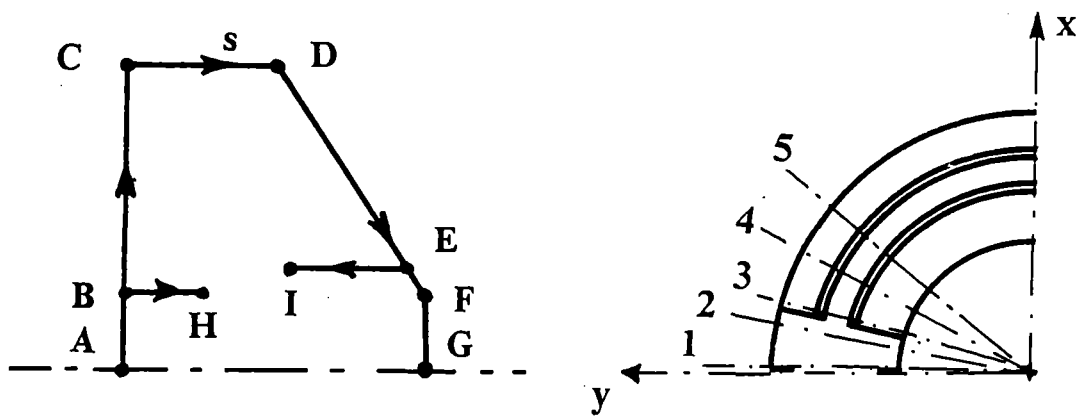
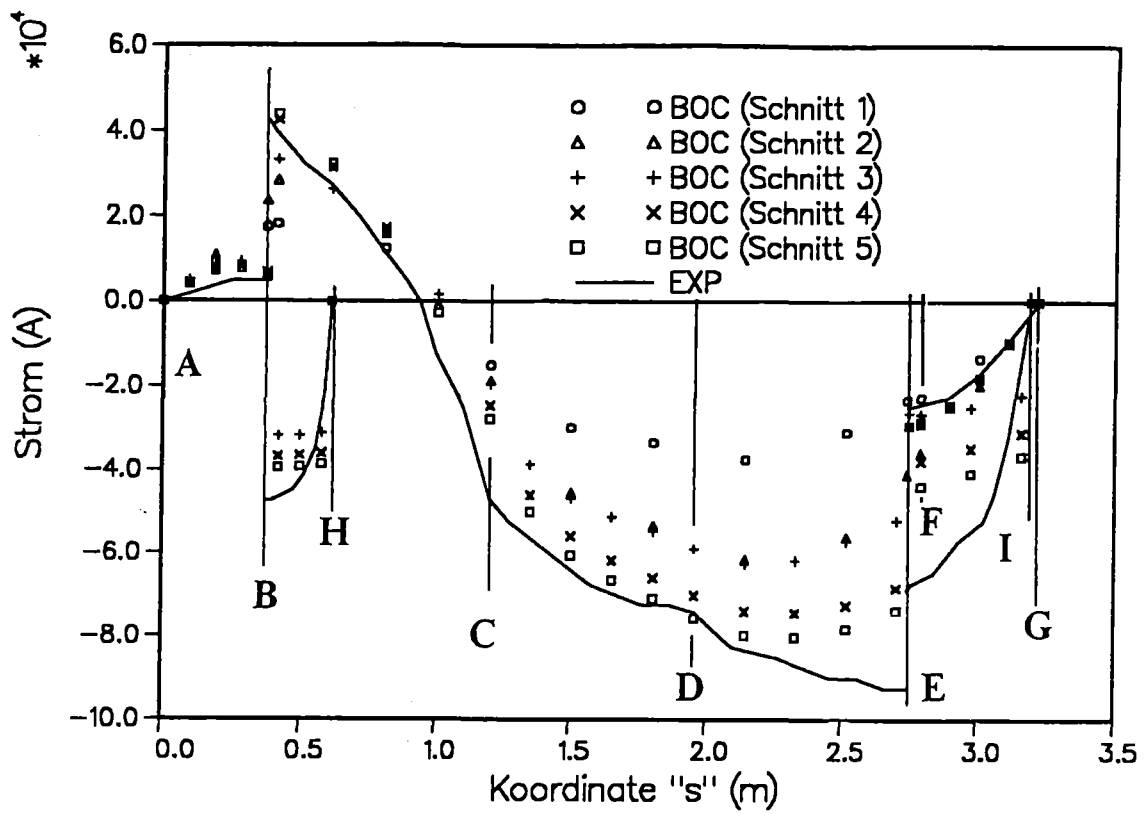


Abbildung 14. Räumliche Verteilung des Spaltstroms: Darstellung des in dieser Arbeit (BOC) berechneten Spaltstroms als Funktion der Spaltkoordinate  $s$  für verschiedene Vertikalschnitte des Asdex-Vakuumgefäßes im Vergleich zu Meßwerten (EXP) /33/.

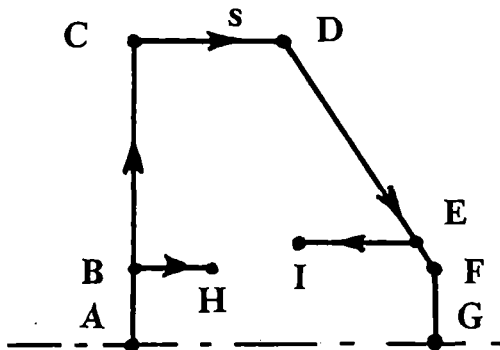
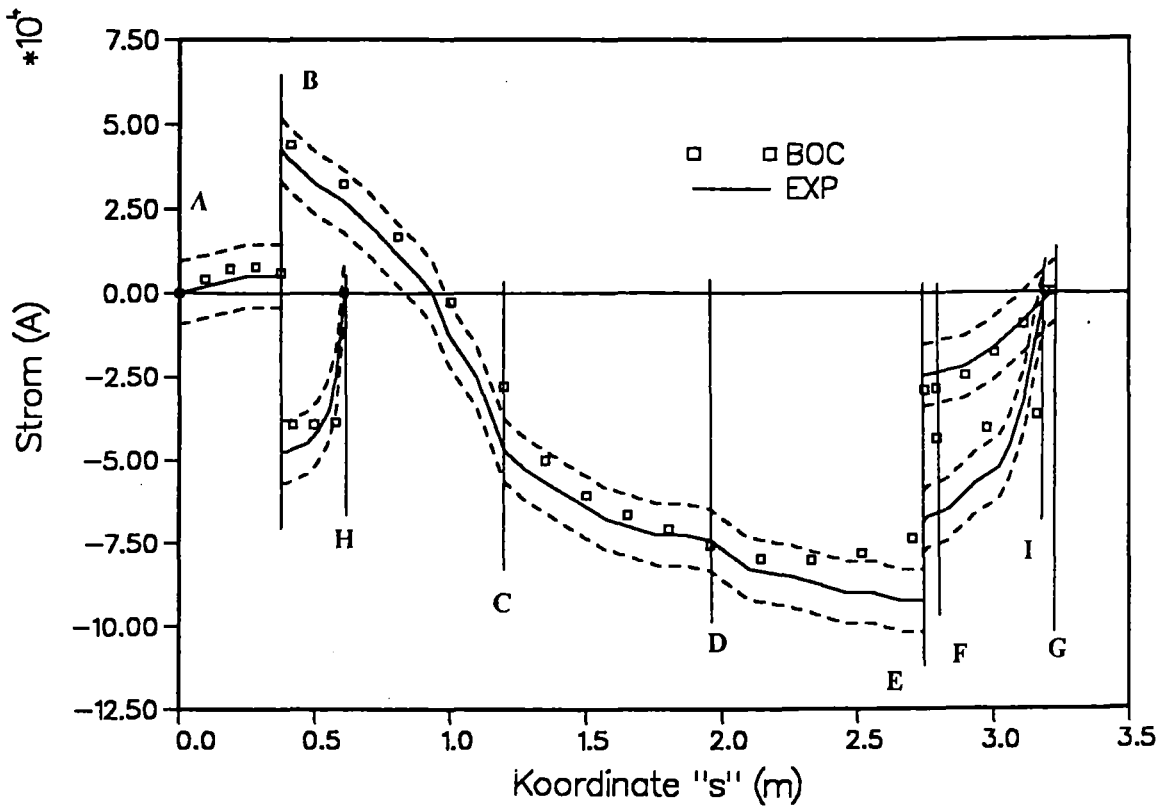
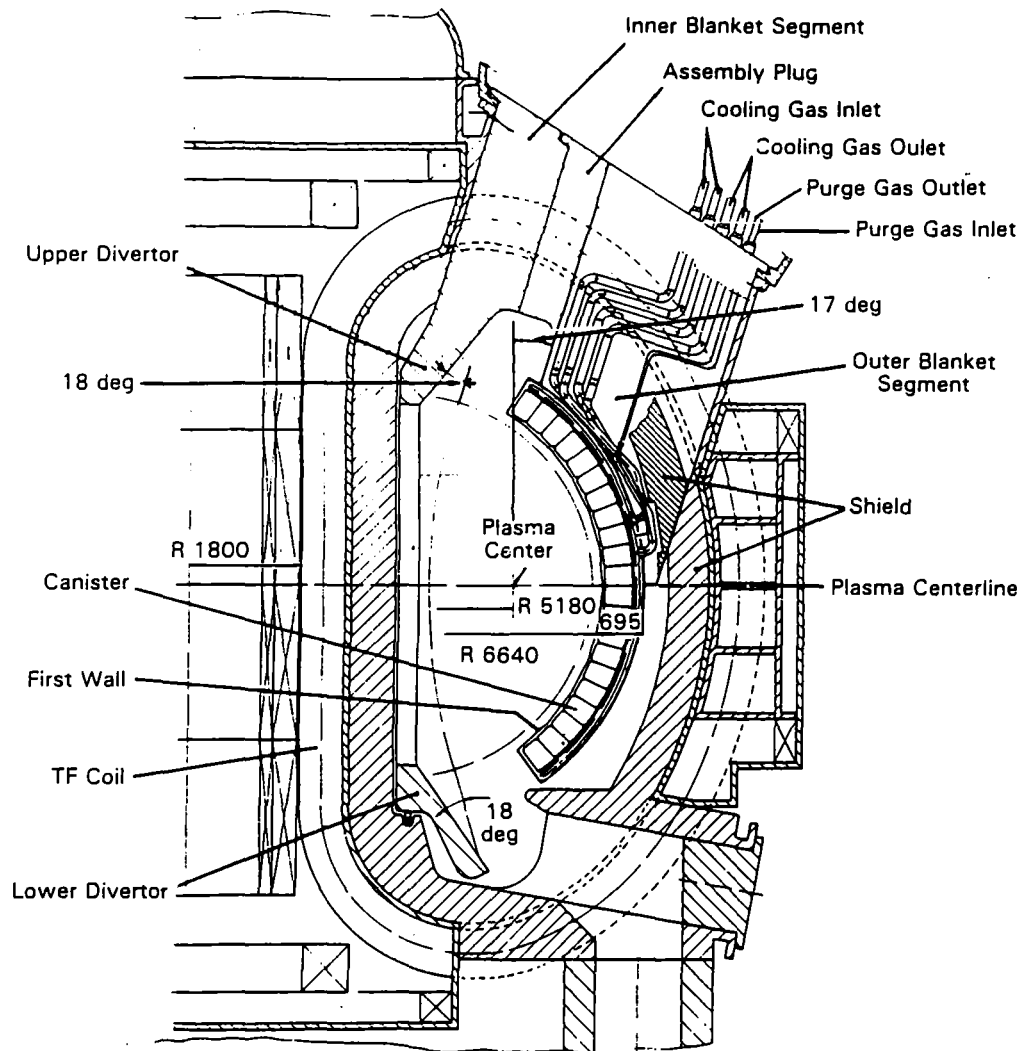


Abbildung 15. Analyse der Ergebnisse zum Spaltstrom: Ausschnitt des Vergleichs zwischen Meßwerten (EXP) /33/ und in dieser Arbeit (BOC) berechneten Werten unter gleichzeitiger Darstellung eines Bereiches von  $\pm 10kA$  Abweichung zum Meßwert.



**Abbildung 16. Vertikalschnitt des NETs:** Vertikaler Schnitt durch den NET-Reaktor  
 (Maßangaben in mm) /36/.

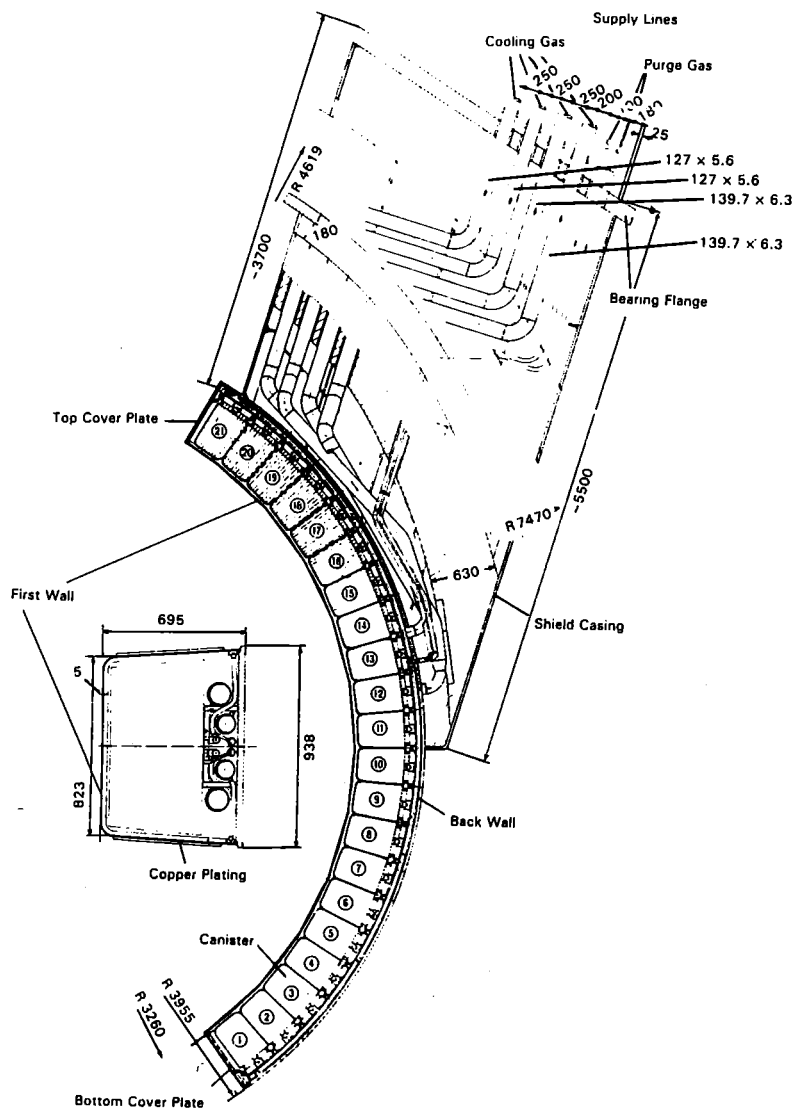


Abbildung 17. Vertikalschnitt des Segmentgehäuses: Vertikaler Schnitt durch das äußere Blanketsegment (Maßangaben in mm) /36/.

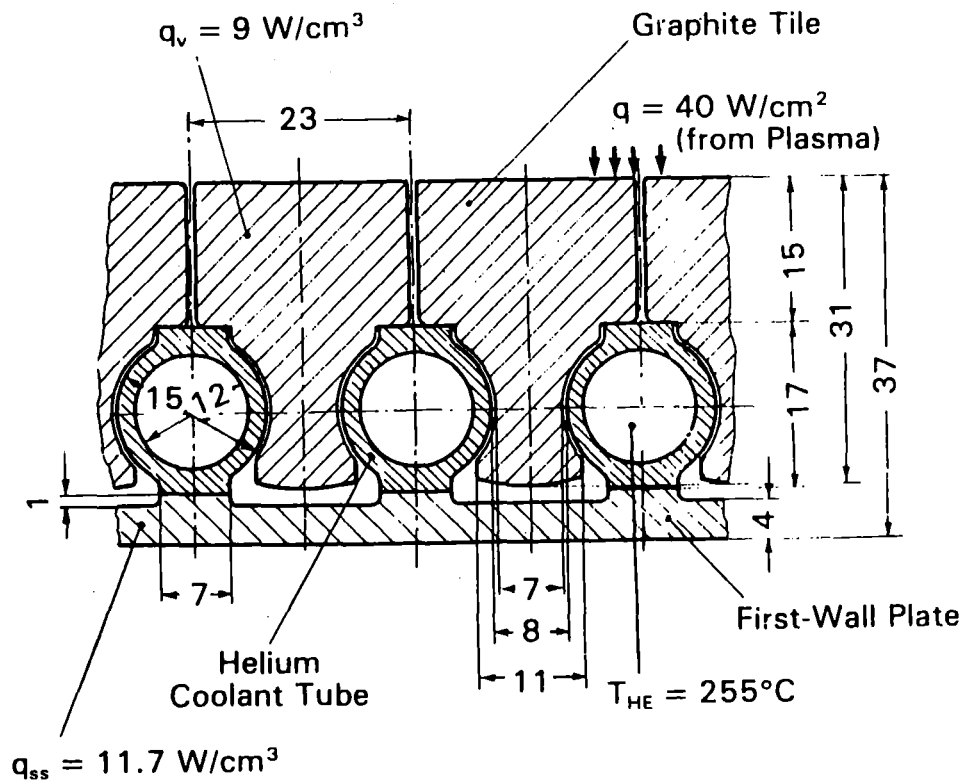
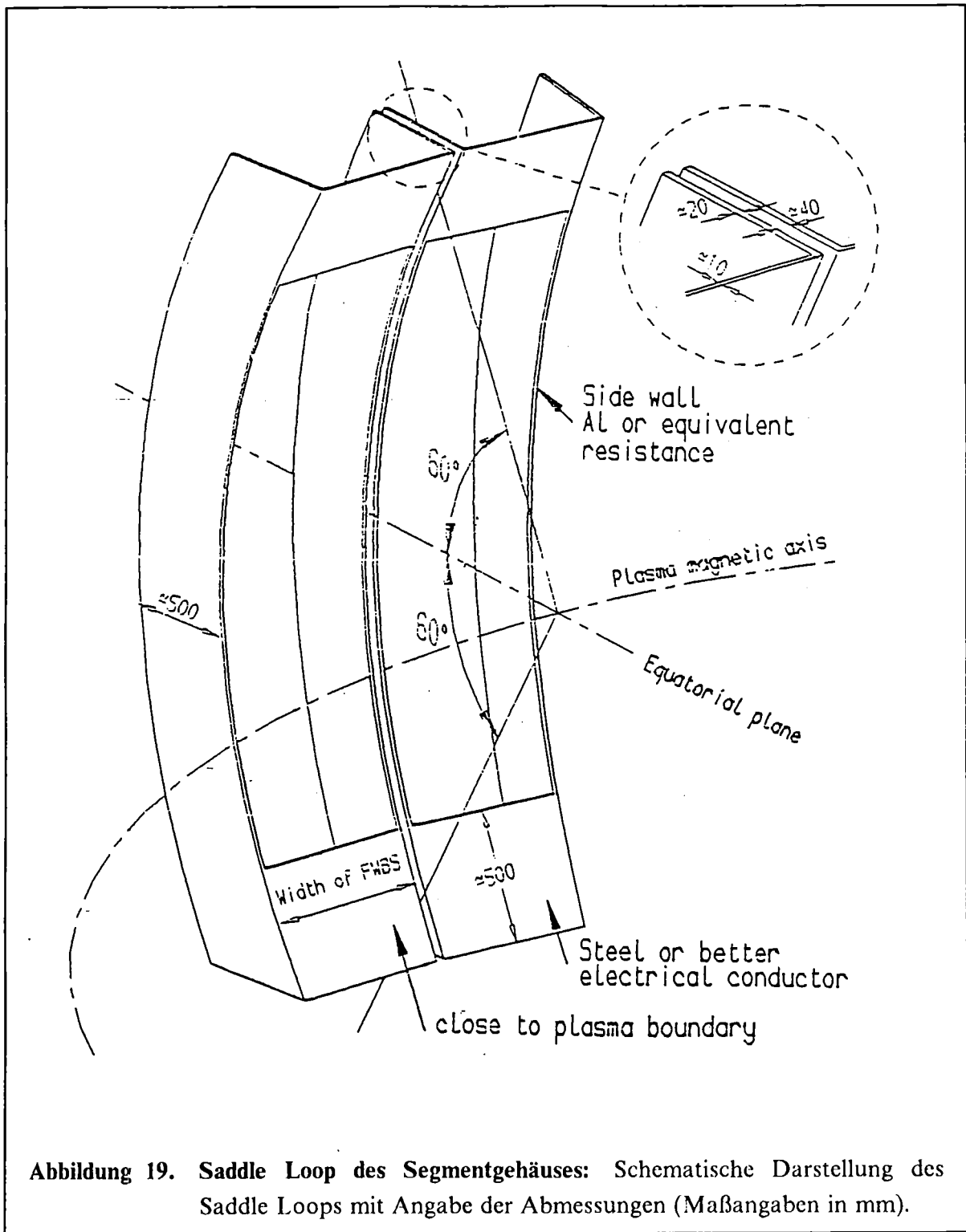


Abbildung 18. Wände des Segmentgehäuses: Schnitt durch die erste Wand des Segmentgehäuses (Maßangaben in mm) /36/.





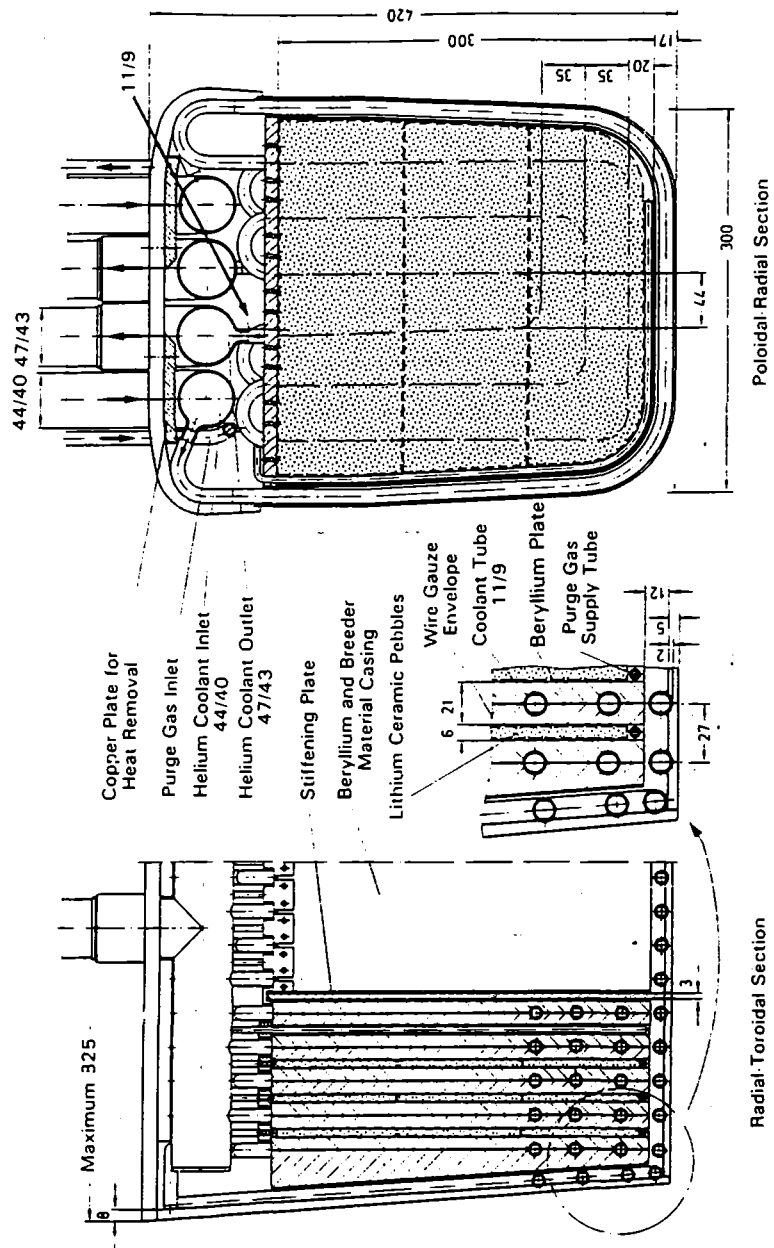


Abbildung 20. Kanister: Radial-toroidaler und poloidal-radialer Schnitt durch die Kanister (Maßangaben in mm) /36/.

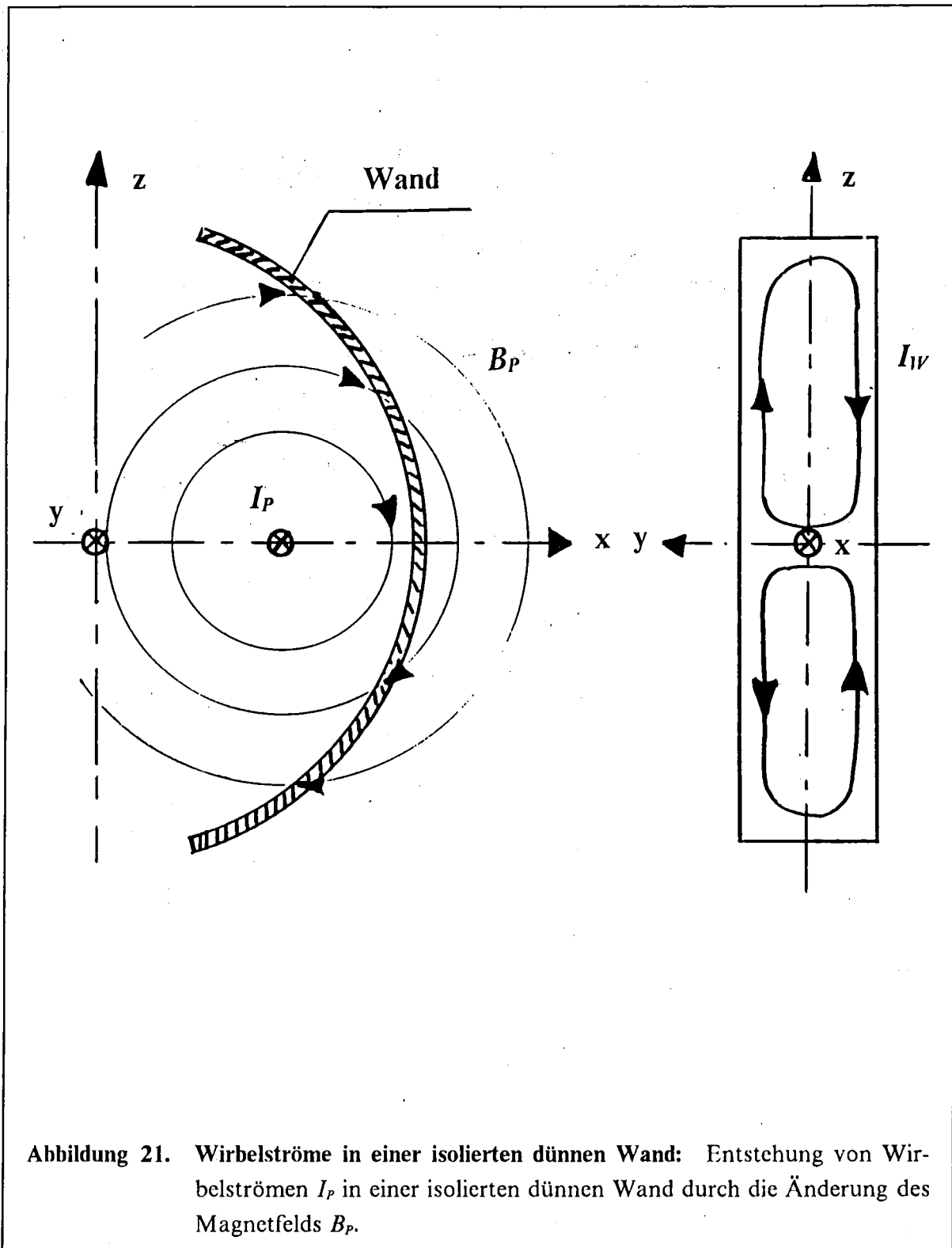


Abbildung 21. Wirbelströme in einer isolierten dünnen Wand: Entstehung von Wirbelströmen  $I_p$  in einer isolierten dünnen Wand durch die Änderung des Magnetfelds  $B_p$ .

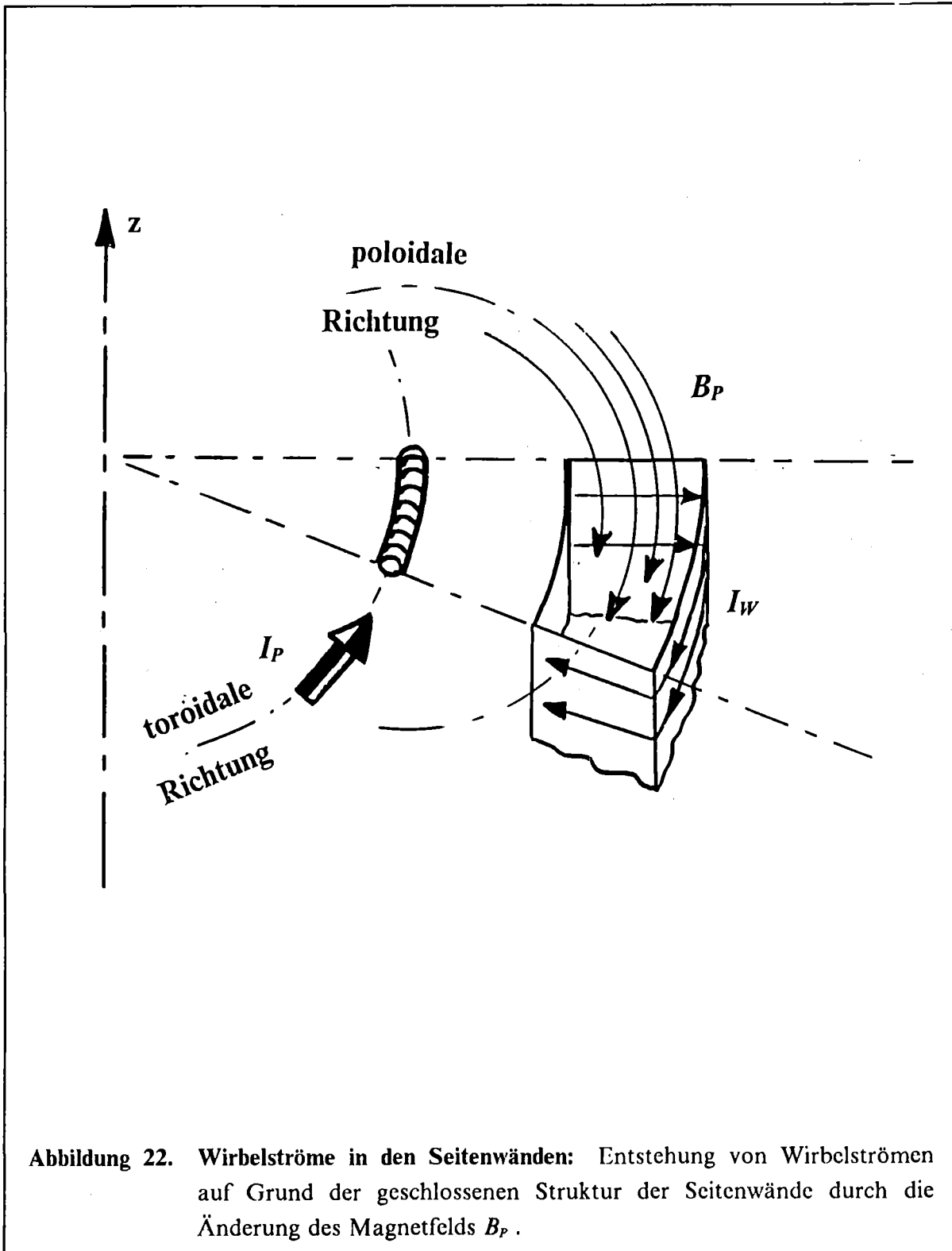


Abbildung 22. Wirbelströme in den Seitenwänden: Entstehung von Wirbelströmen auf Grund der geschlossenen Struktur der Seitenwände durch die Änderung des Magnetfelds  $B_p$ .

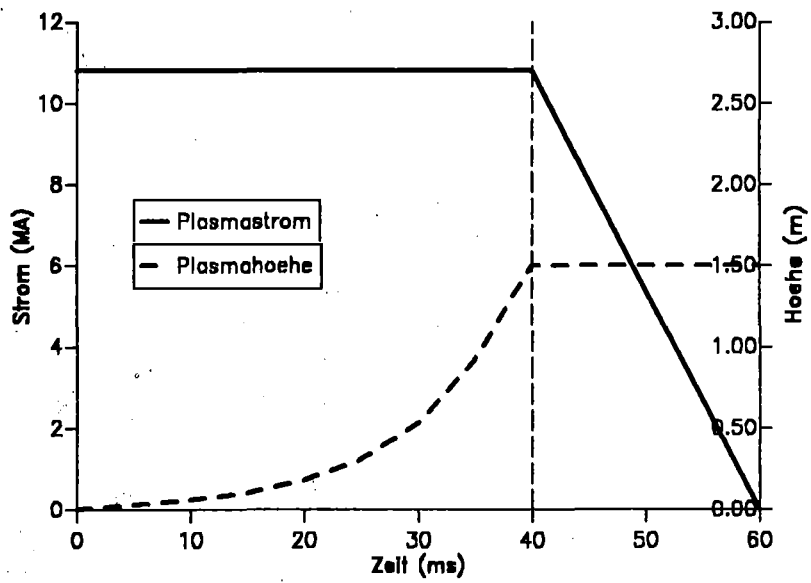
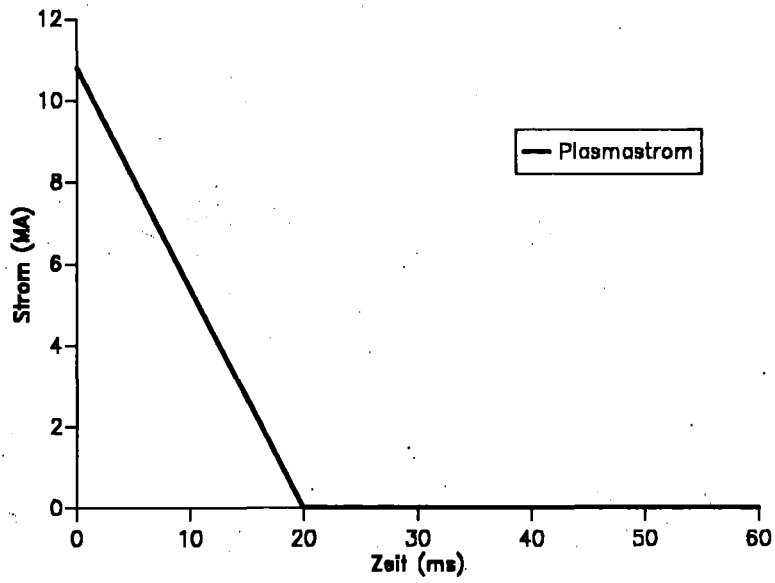
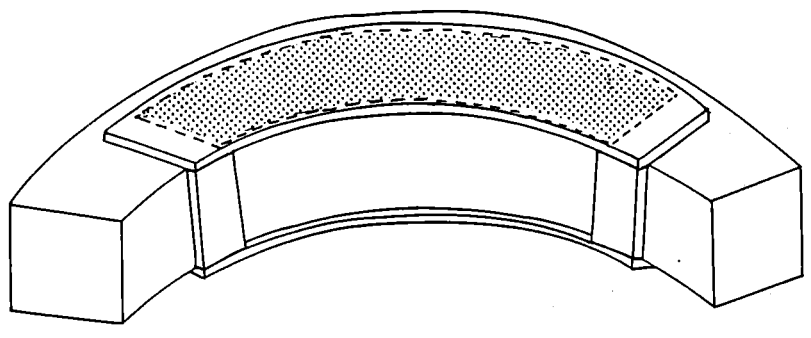
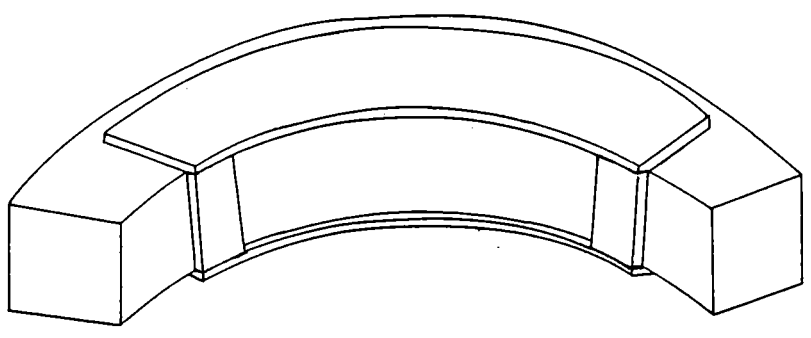


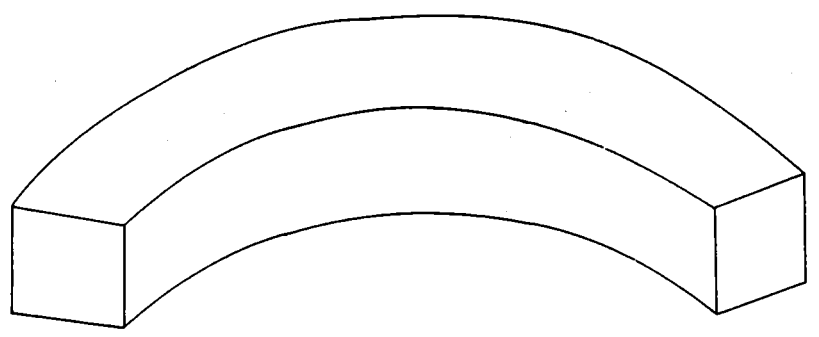
Abbildung 23. Plasmamodelle: PL-0: Stromverlauf ohne Plasmabewegung; PL-1: Stromverlauf und Höhe der Plasmaachse als Funktion der Zeit bei Plasmabewegung.



(SL-2)



(SL-1)



(SL-0)

Abbildung 24. Modelle des Saddle Loop's: SL-0: ohne Saddle Loop; SL-1: mit Saddle Loop; SL-2: mit partiell isolierte Saddle Loop.

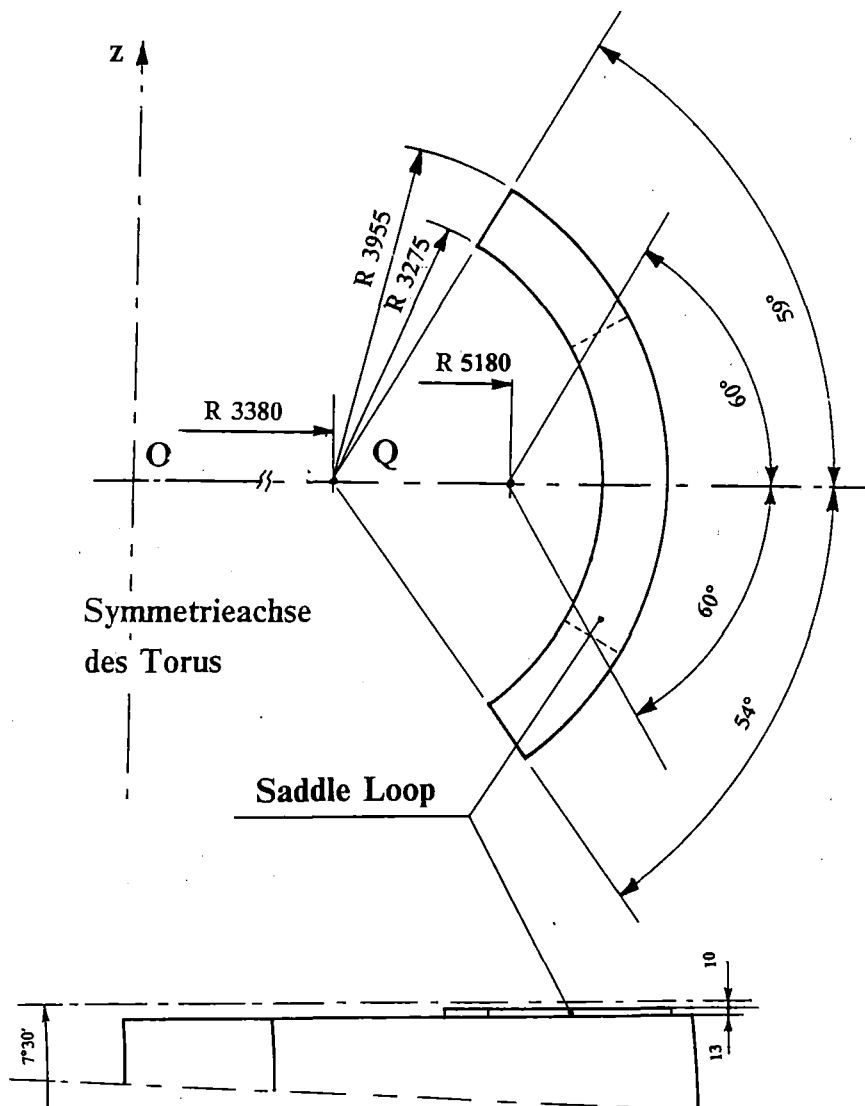


Abbildung 25. Geometrie des Segmentgehäuses: Vertikaler Querschnitt und Grundriß des Segmentgehäuses mit den Abmessungen.

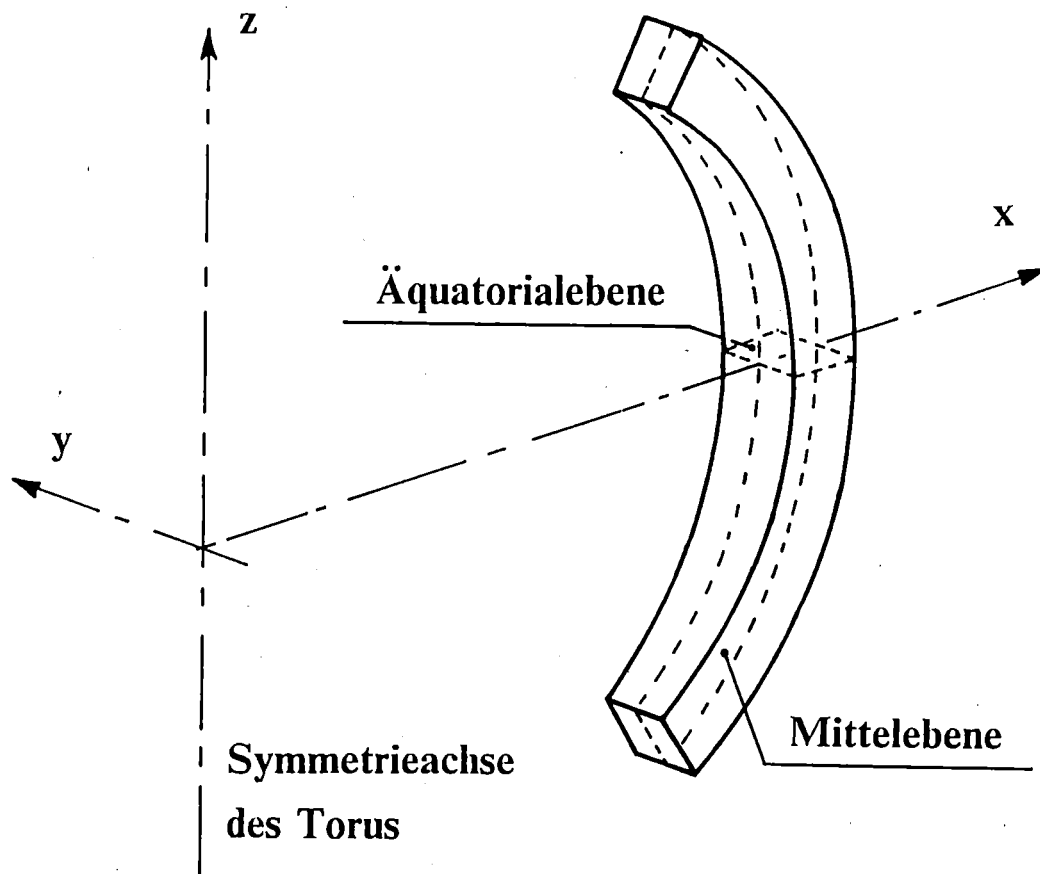


Abbildung 26. Symmetrie des Segmentgehäuses: Darstellung des Koordinatensystems und der charakteristischen Ebenen des Segmentgehäuses.

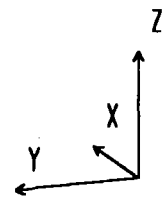
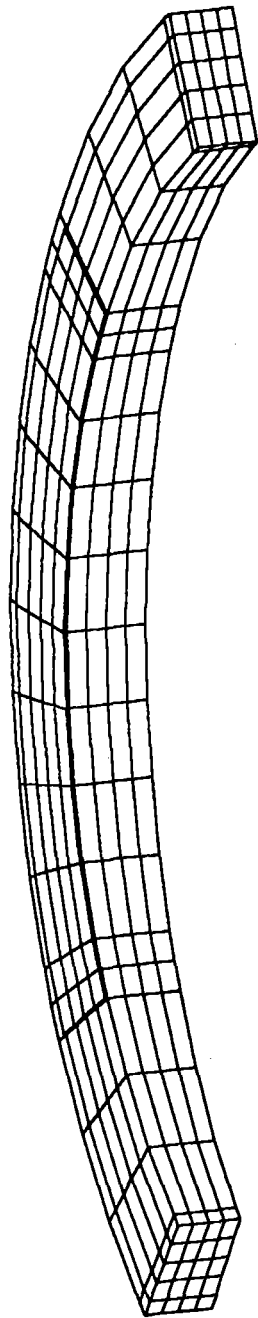


Abbildung 27. Elementeinteilung auf dem Segmentgehäuse: FEM-Modell, das zur EM-Analyse verwendet wurde.



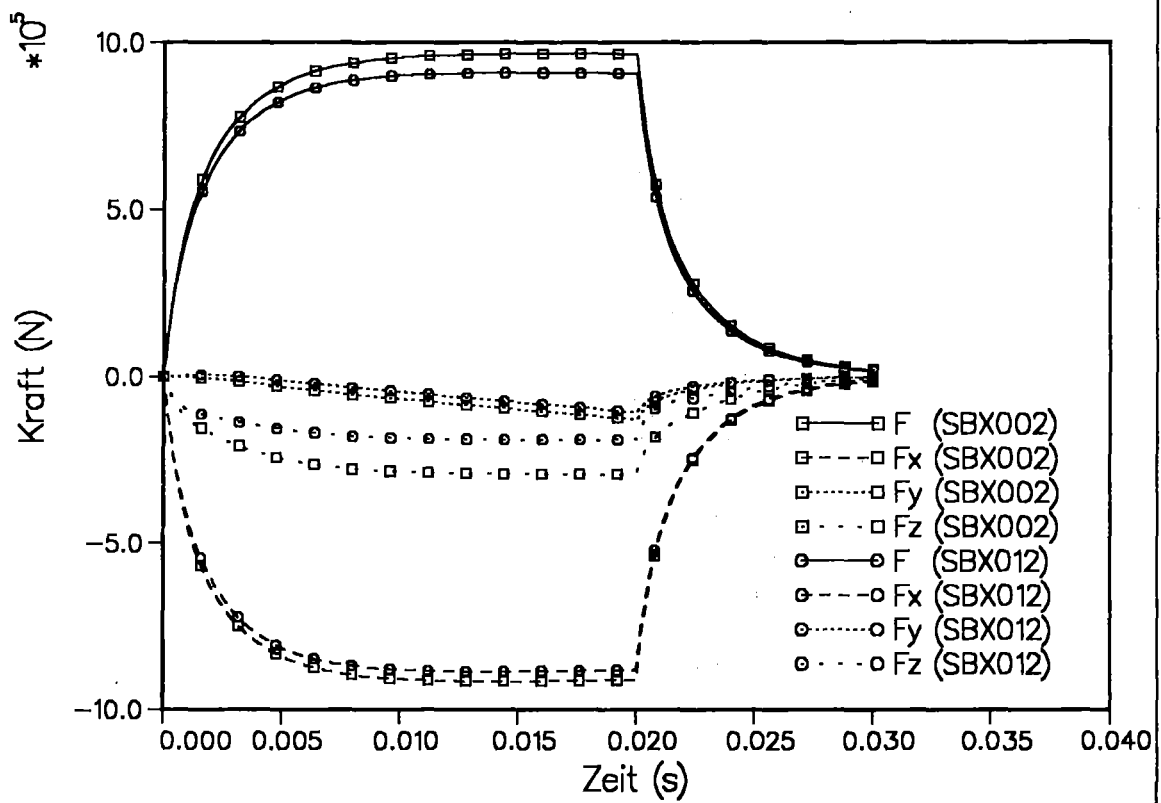


Abbildung 28. Effekt der Anisotropie der Wände: zeitlicher Verlauf des Betrags und der x-,y- und z-Komponenten der resultierenden Kraft im isotropen (SBX002) und anisotropen (SBX012) Fall.

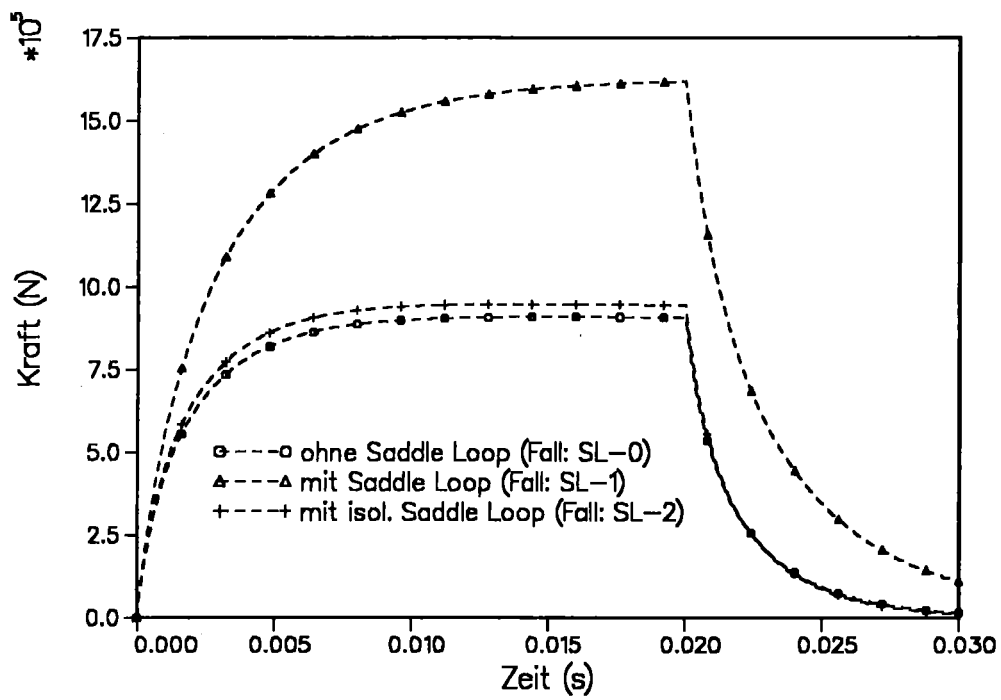
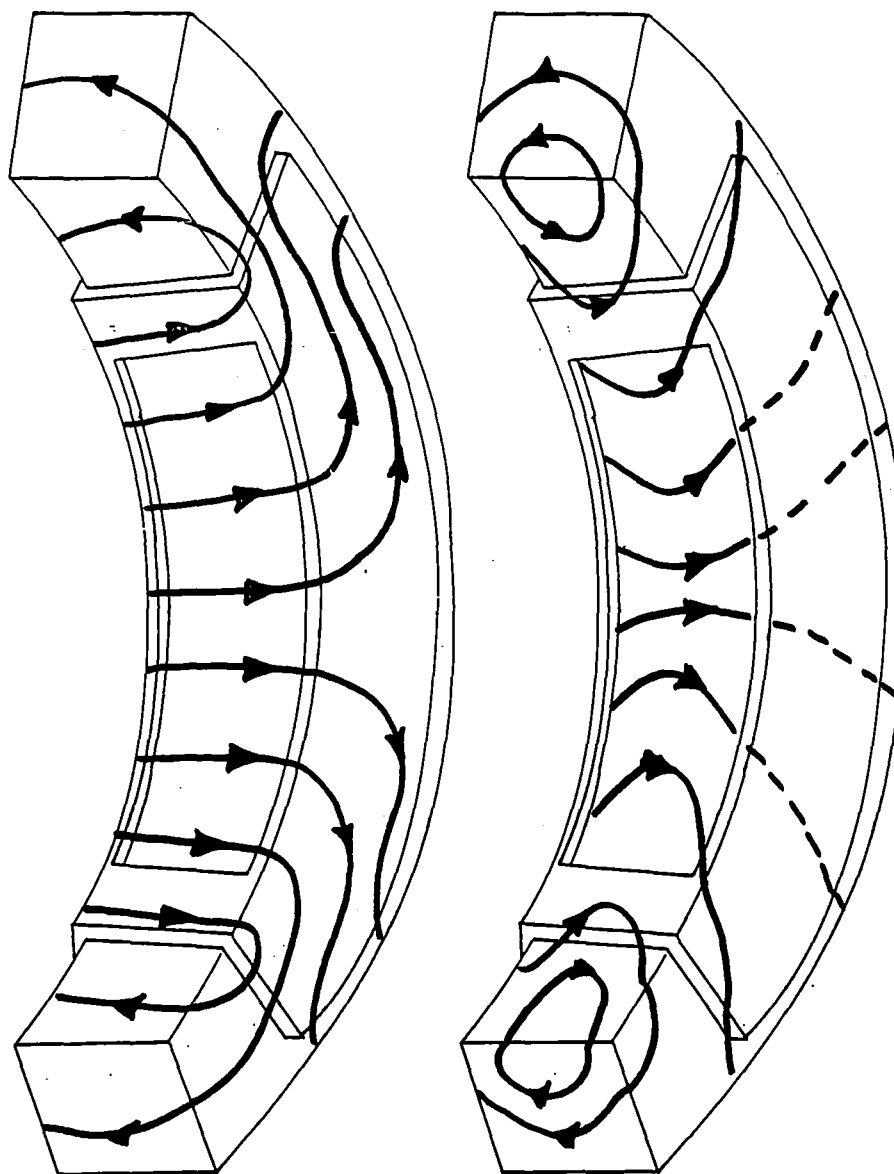


Abbildung 29. Effekt des Saddle Loop's ohne Plasmabewegung: zeitlicher Verlauf des Betrags der resultierenden Kraft für die angegebenen Modelle des Saddle Loop's.



mit Saddle Loop  
SL-1

mit isol. Saddle Loop  
SL-2

Abbildung 30. Stromverteilung ohne Plasmabewegung: Schematische Darstellung der Wirbelströme auf dem Segmentgehäuse mit Saddle Loop (SL-1) und mit partiell isoliertem Saddle Loop (SL-2).

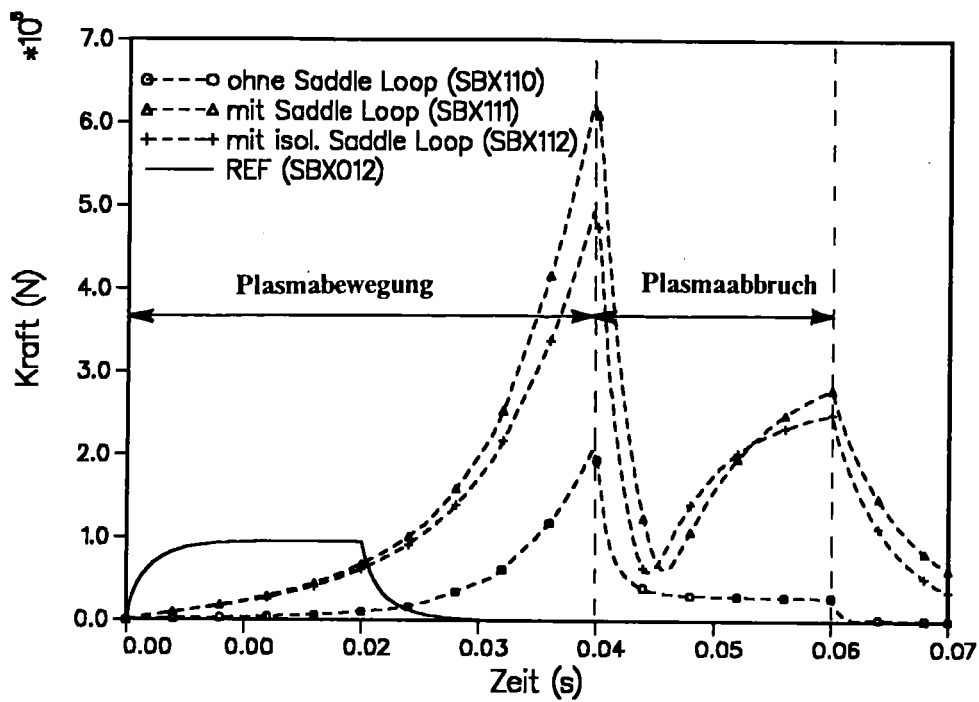
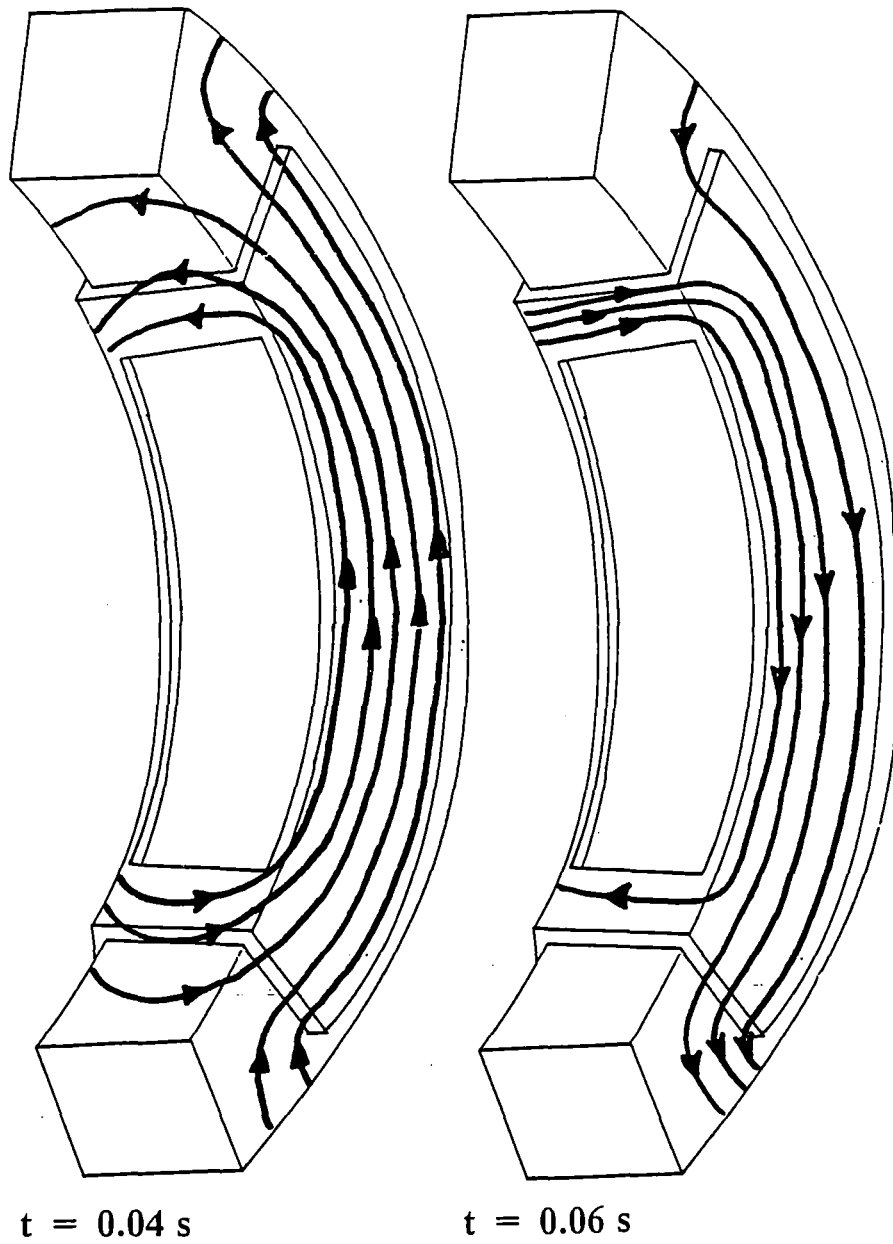


Abbildung 31. Effekt des Saddle Loop's mit Plasmabewegung: zeitlicher Verlauf des Betrags der resultierenden Kraft für die angegebenen Modelle des Saddle Loop's. Der Referenzfall (REF) bezieht sich auf den Fall ohne Plasmabewegung mit isoliertem Saddle Loop.



**Abbildung 32. Stromverteilung mit Plasmabewegung:** Schematische Darstellung der Wirbelströme auf dem Segmentgehäuse mit partiell isoliertem Saddle Loop am Ende der Plasmabewegung ( $t=0.04 \text{ s}$ ) und am Ende des Plasmaabbrisses ( $t=0.06 \text{ s}$ ).

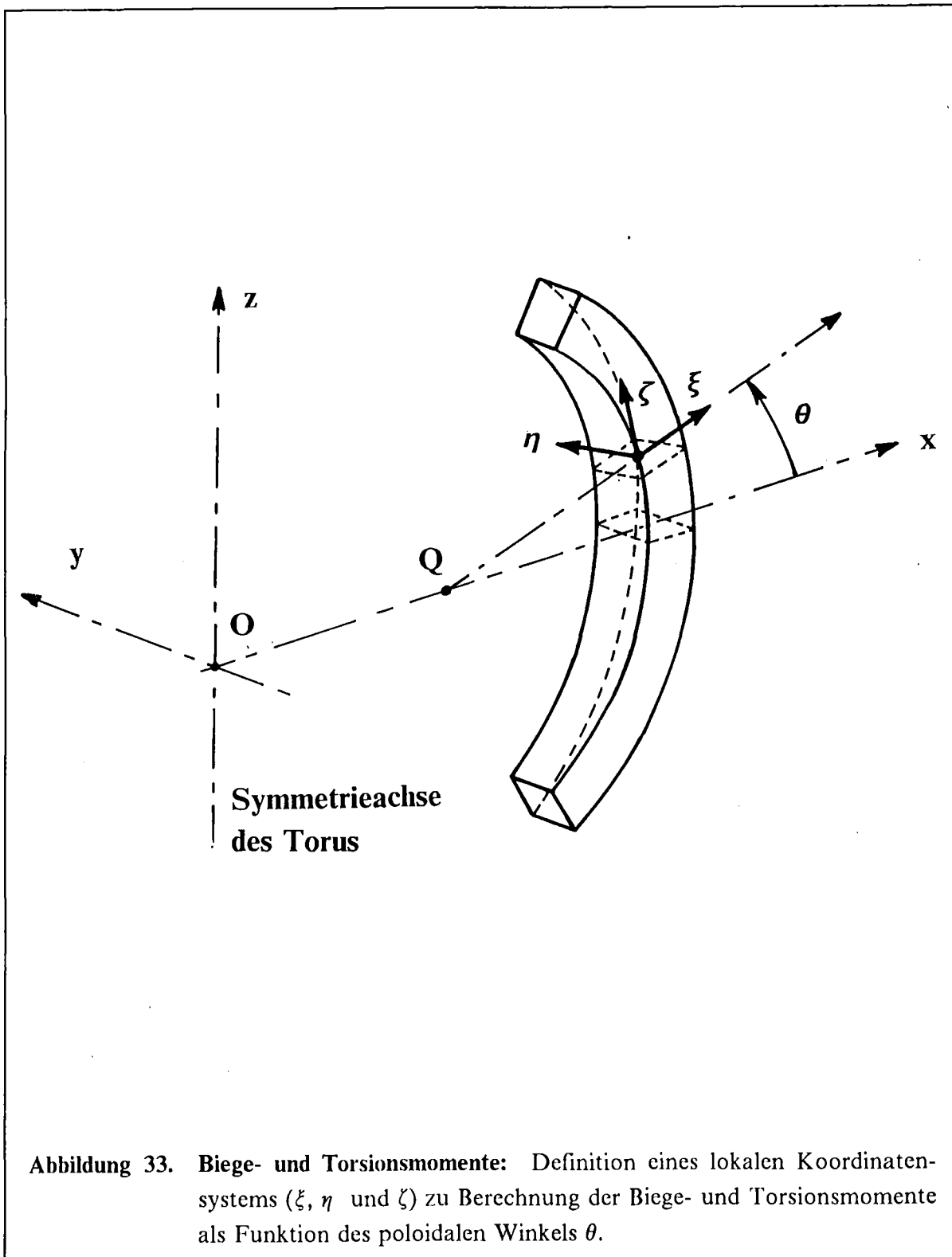


Abbildung 33. Biege- und Torsionsmomente: Definition eines lokalen Koordinatensystems  $(\xi, \eta$  und  $\zeta)$  zu Berechnung der Biege- und Torsionsmomente als Funktion des poloidalen Winkels  $\theta$ .

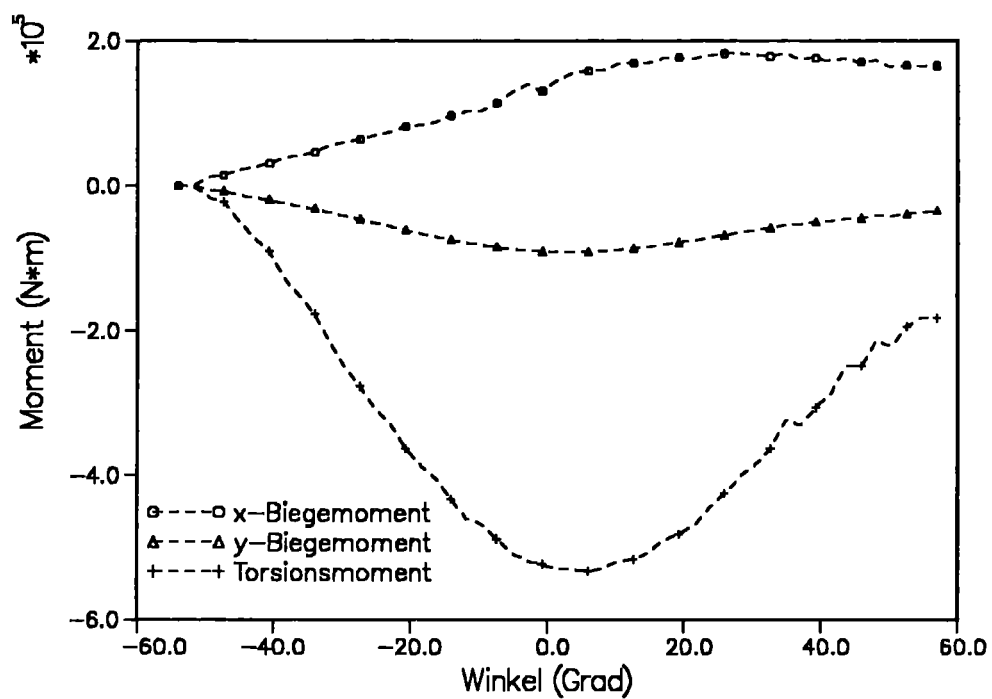


Abbildung 34. Momente im Referenzfall SBX012: Biege- und Torsionsmomente als Funktion des poloidalen Winkel  $\theta$  im Referenzfall SBX012 ohne Plas-mabewegung und mit partiell isoliertem Saddle Loop zum Zeitpunkt 20 ms.

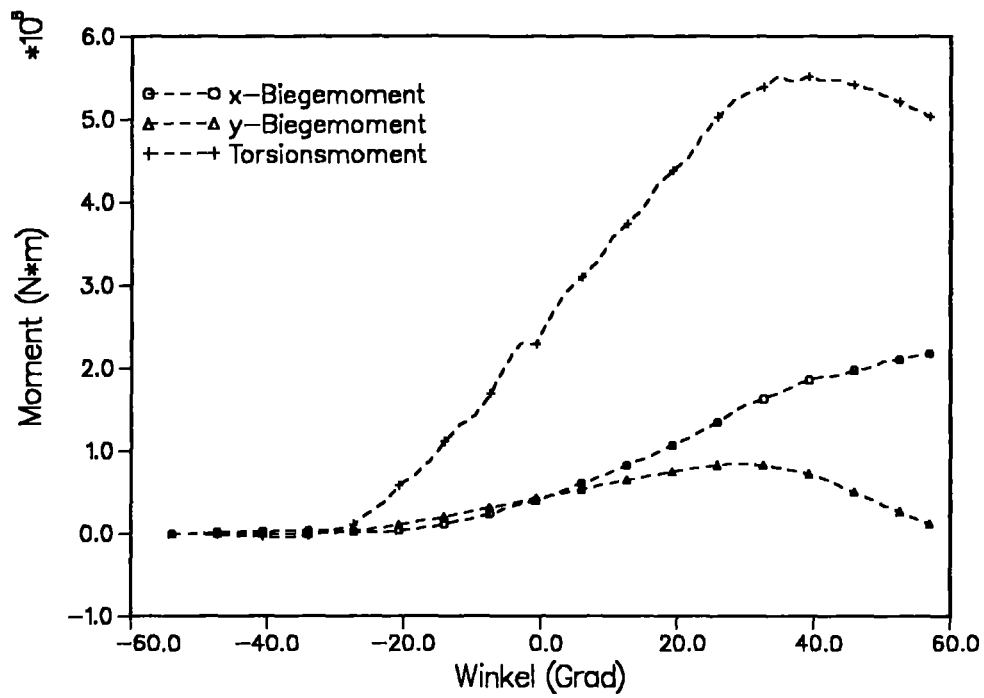


Abbildung 35. Momente im Referenzfall SBX112 ( $t=0.04$  s): Biege- und Torsionsmomente als Funktion des poloidalen Winkel  $\theta$  im Referenzfall SBX112 mit Plasmabewegung und mit partiell isoliertem Saddle Loop zum Zeitpunkt 40 ms.



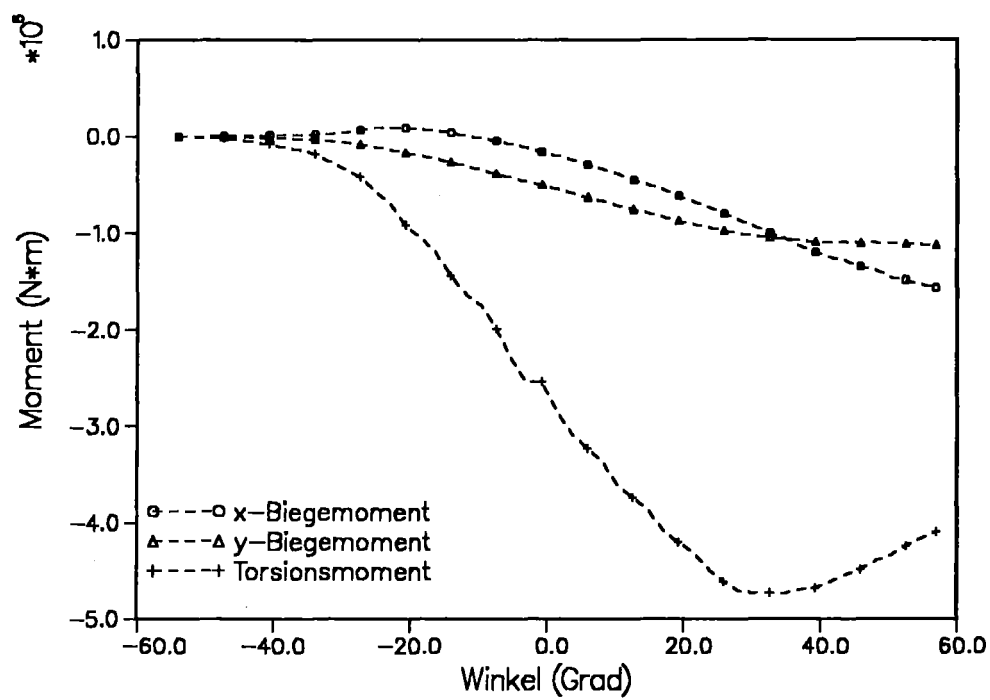


Abbildung 36. Momente im Referenzfall SBX112 ( $t = 0.06 \text{ s}$ ): Biege- und Torsionsmomente als Funktion des poloidalen Winkel  $\theta$  im Referenzfall SBX112 mit Plasmabewegung und mit partiell isoliertem Saddle Loop zum Zeitpunkt 60 ms.

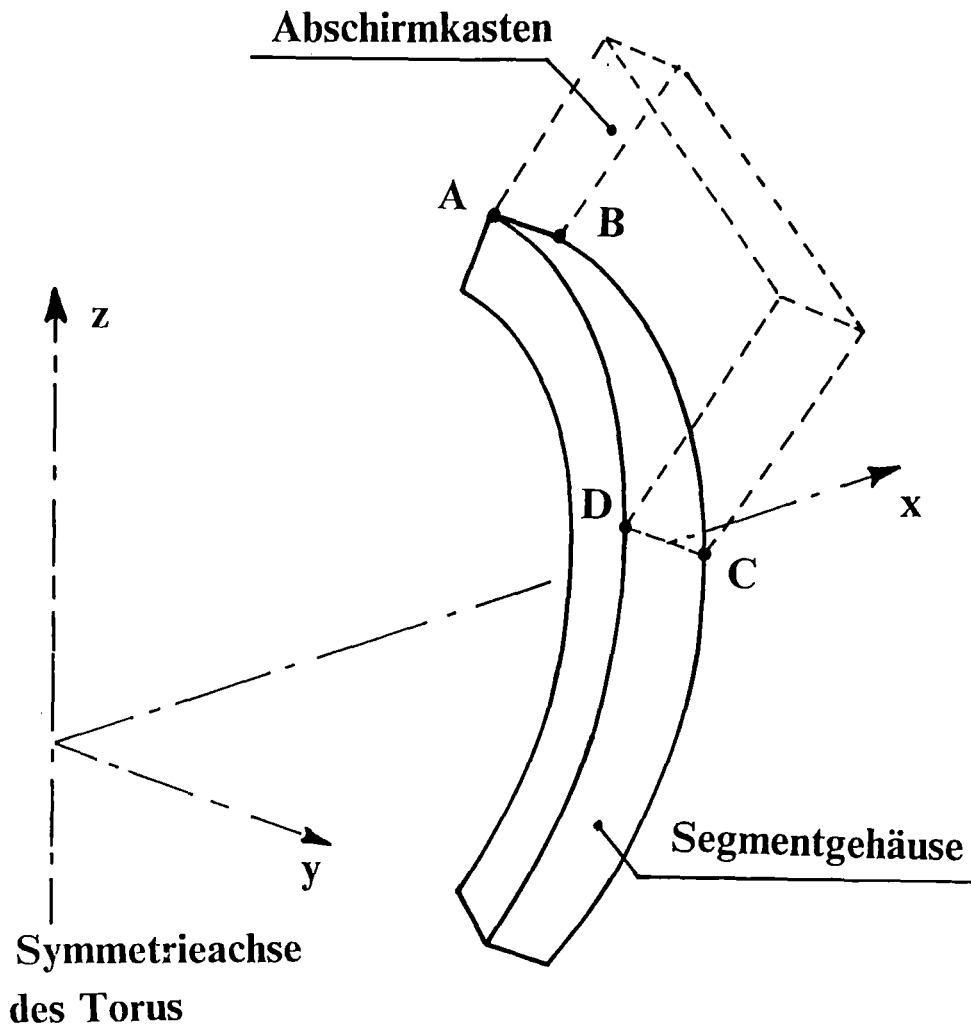
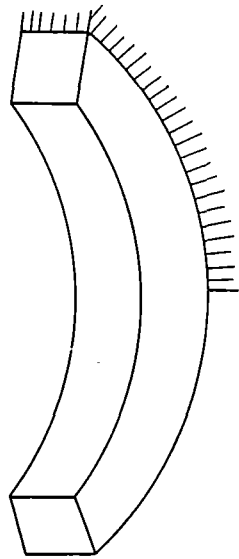
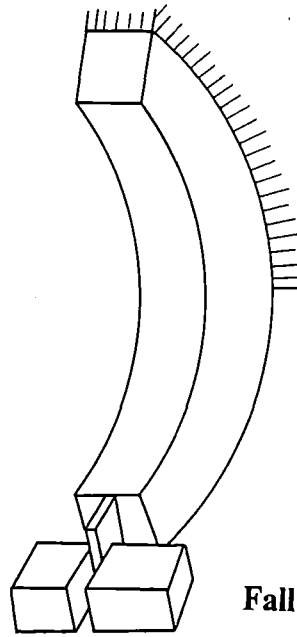


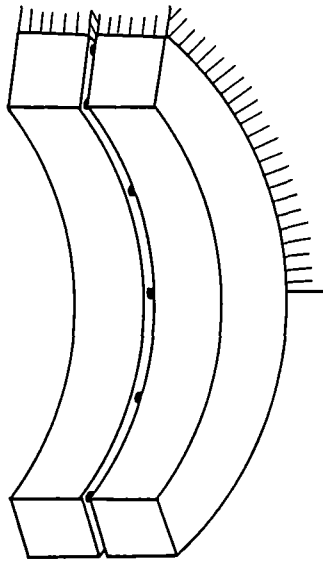
Abbildung 37. Übergang vom Gehäuse zum Abschirmkasten: Darstellung der Übergangszone (Linie A-B-C-D) zwischen Segmentgehäuse und Abschirmkasten



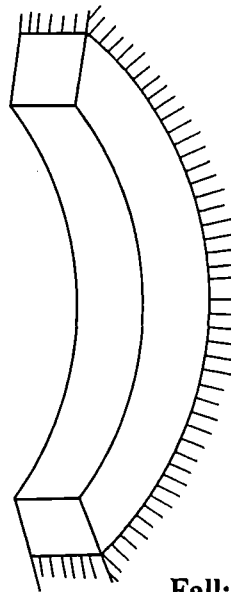
Fall: ST-0



Fall: ST-1



Fall: ST-2



Fall: ST-3

Abbildung 38. Befestigungsarten des Segmentgehäuses: Schematische Darstellung der in der Festigkeitsanalyse untersuchten Befestigungsarten des Segmentgehäuses.

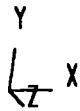
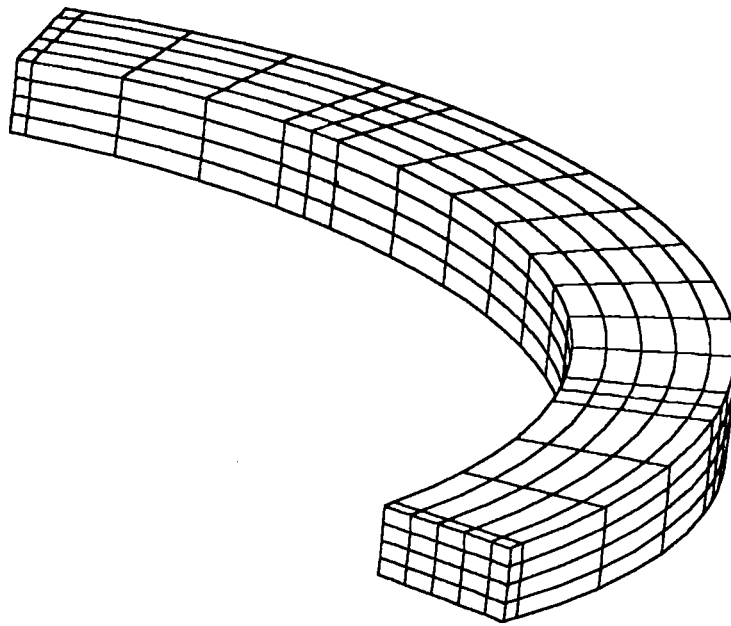
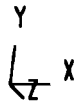
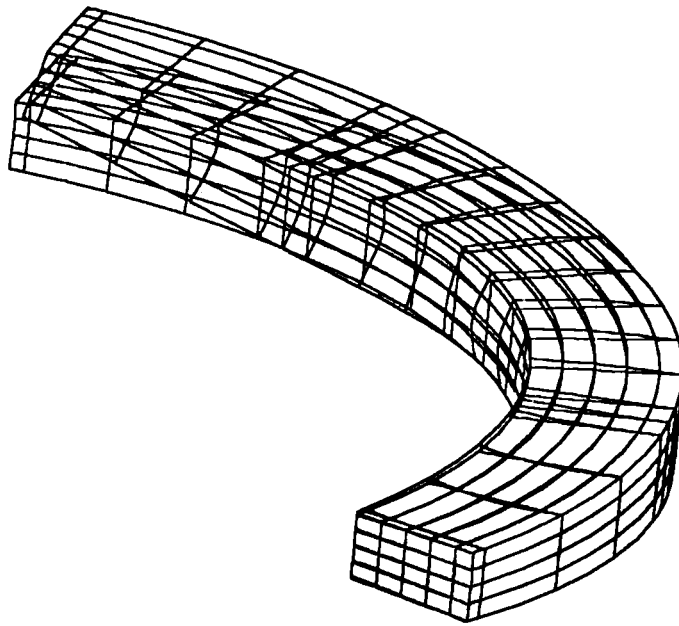


Abbildung 39. Elementeileilung auf dem Segmentgehäuse: FEM-Modell des Segmentgehäuses, das zur Festigkeitsanalyse verwendet wurde.



**Abbildung 40. Verformungen im Fall SBFS20:** Veformungen gemäß der statischen Analyse für die Befestigungsart ST-0 mit den im Referenzfall SBX012 berechneten Kräften (die Verformungen werden mit einem Vergrößerungsfaktor von 22 dargestellt).

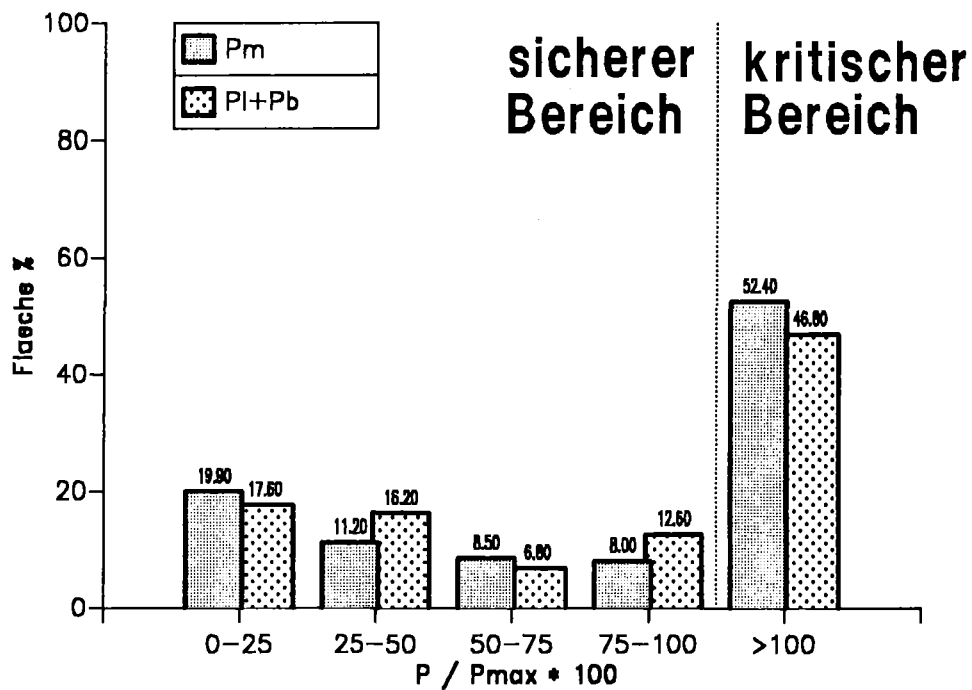
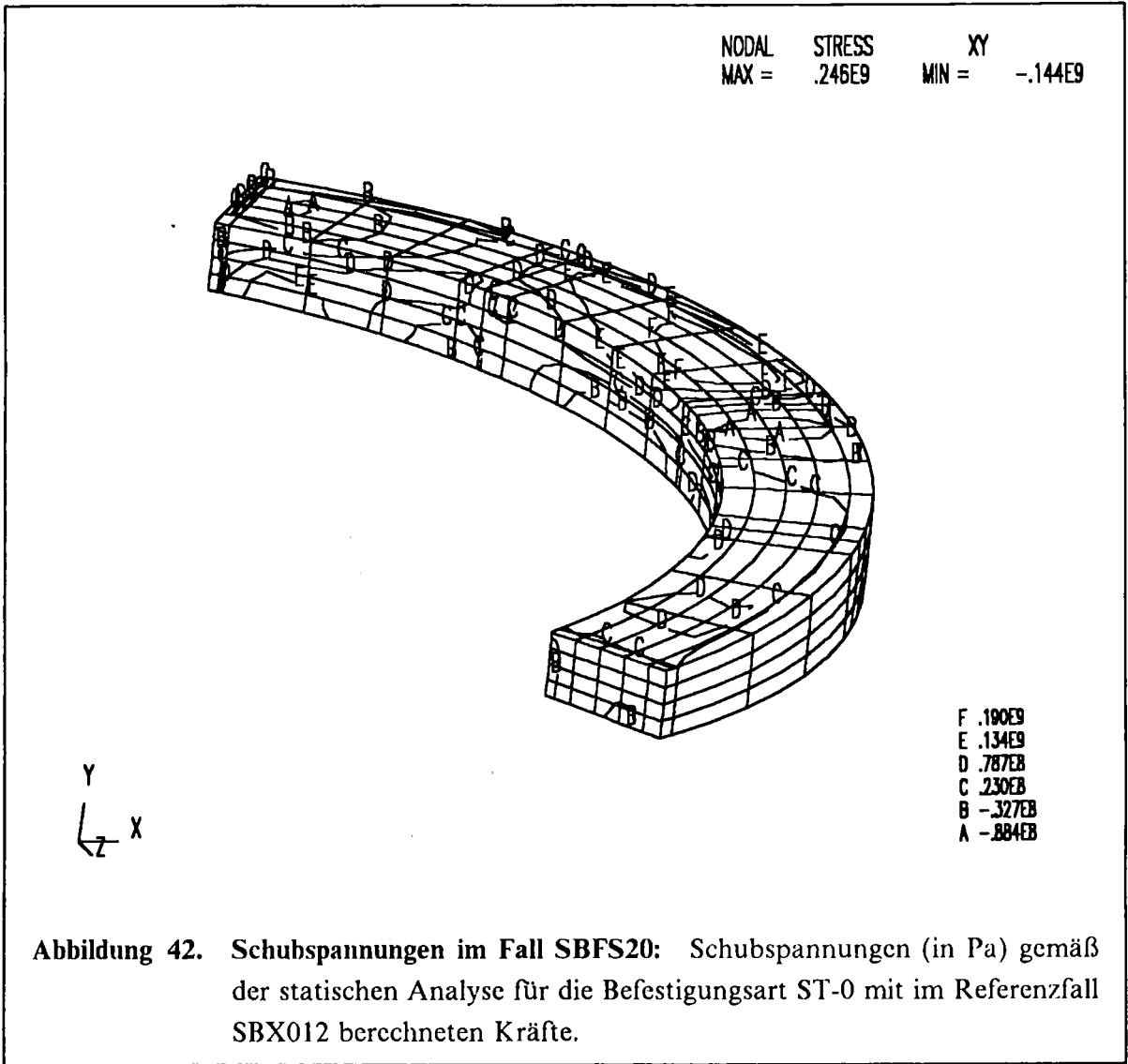


Abbildung 41. Ergebnisse des Falls SBFS20 nach ASME-Normen: prozentualer Anteil der Segmentfläche, deren Primärspannungen - primäre Membran- spannungen  $P_m$  bzw. gesamte Primärspannungen  $P_1 + P_b$  - im angegebenen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen, im Fall SBFS20 (siehe Tabelle 10 auf Seite 52).



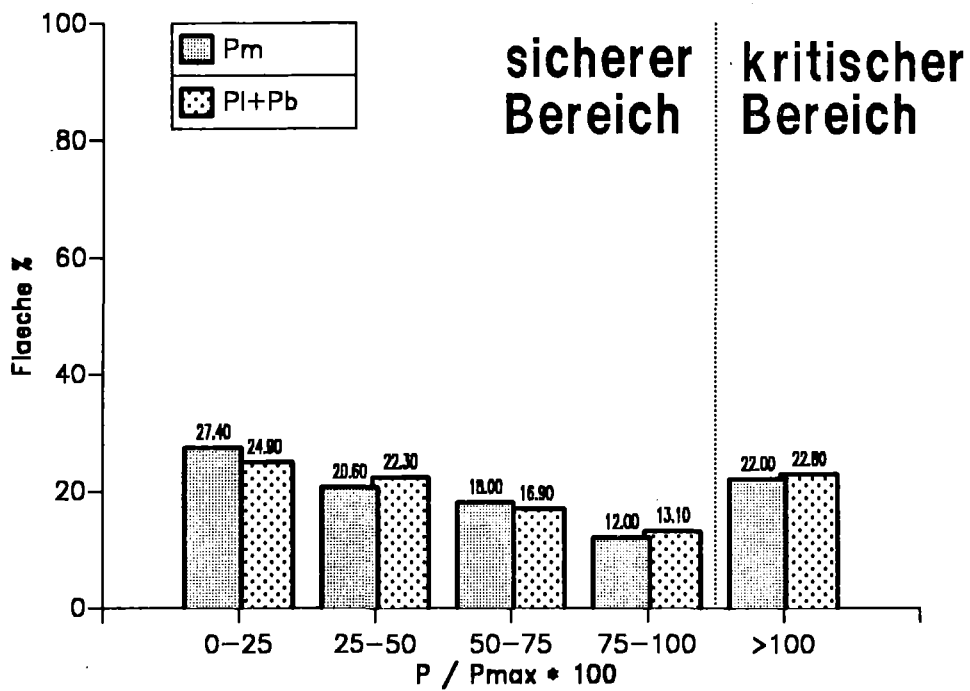


Abbildung 43. Ergebnisse des Falls SBFS21 nach ASME-Normen: prozentualer Anteil der Segmentfläche, deren Primärspannungen - primäre Membranspannungen  $P_m$  bzw. gesamte Primärspannungen  $P_i + P_b$  - im angegebenen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen, im Fall SBFS21 (siehe Tabelle 10 auf Seite 52).



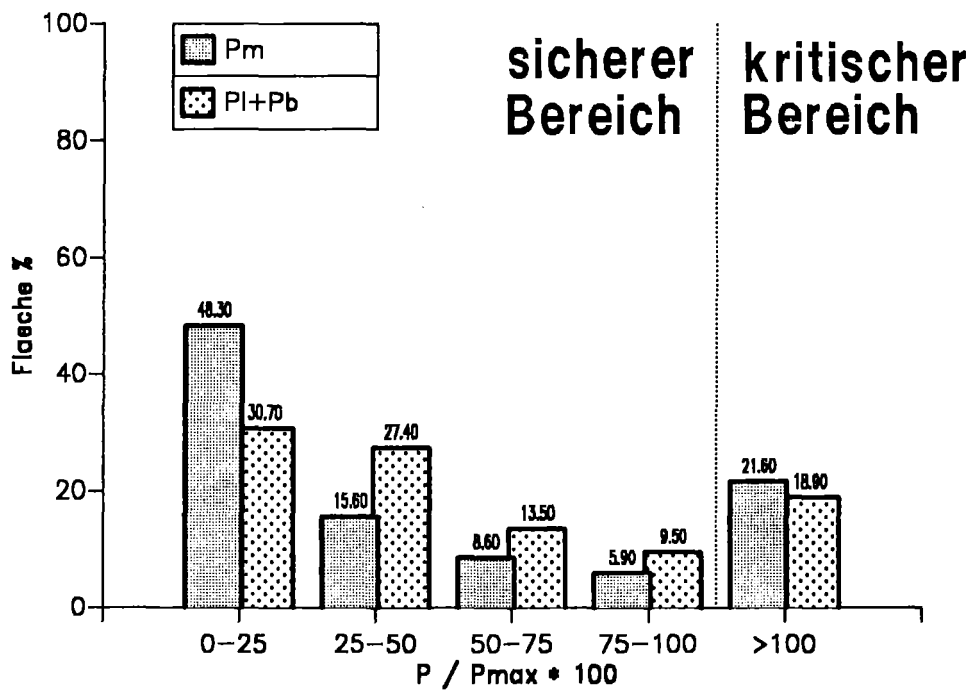


Abbildung 44. Ergebnisse des Falls SBFS22 nach ASME-Normen: prozentualer Anteil der Segmentfläche, deren Primärspannungen - primäre Membran-  
spannungen  $P_m$  bzw. gesamte Primärspannungen  $P_i + P_b$  - im angege-  
benen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen, im Fall  
SBFS22 (siehe Tabelle 10 auf Seite 52).

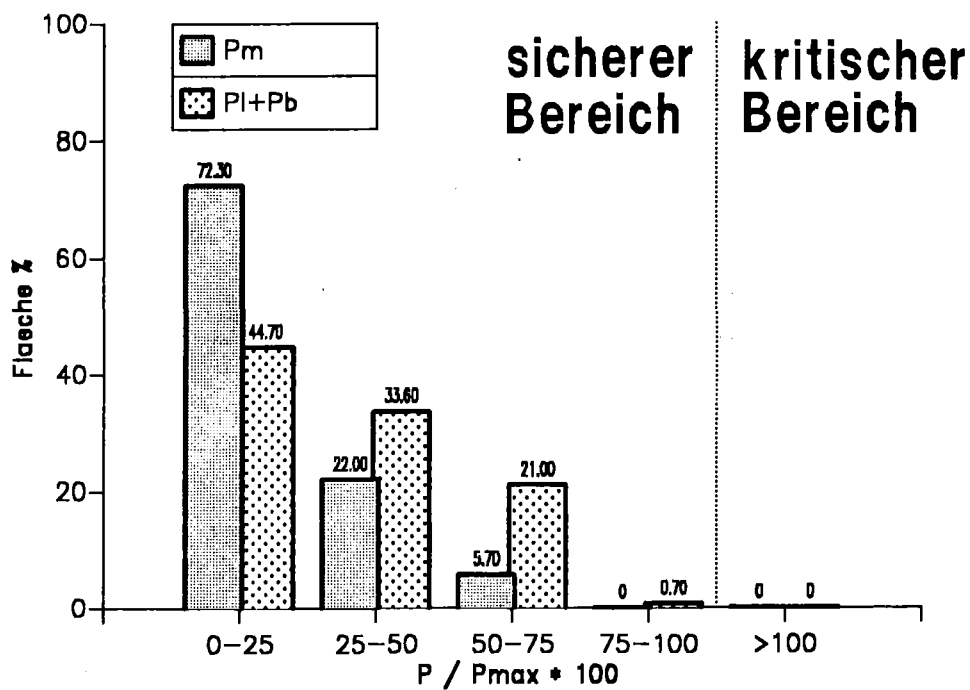


Abbildung 45. Ergebnisse des Falls SBFS23 nach ASME-Normen: prozentualer Anteil der Segmentfläche, deren Primärspannungen - primäre Membranspannungen  $P_m$  bzw. gesamte Primärspannungen  $P_1 + P_b$  - im angegebenen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen, im Fall SBI'S23 (siehe Tabelle 10 auf Seite 52).

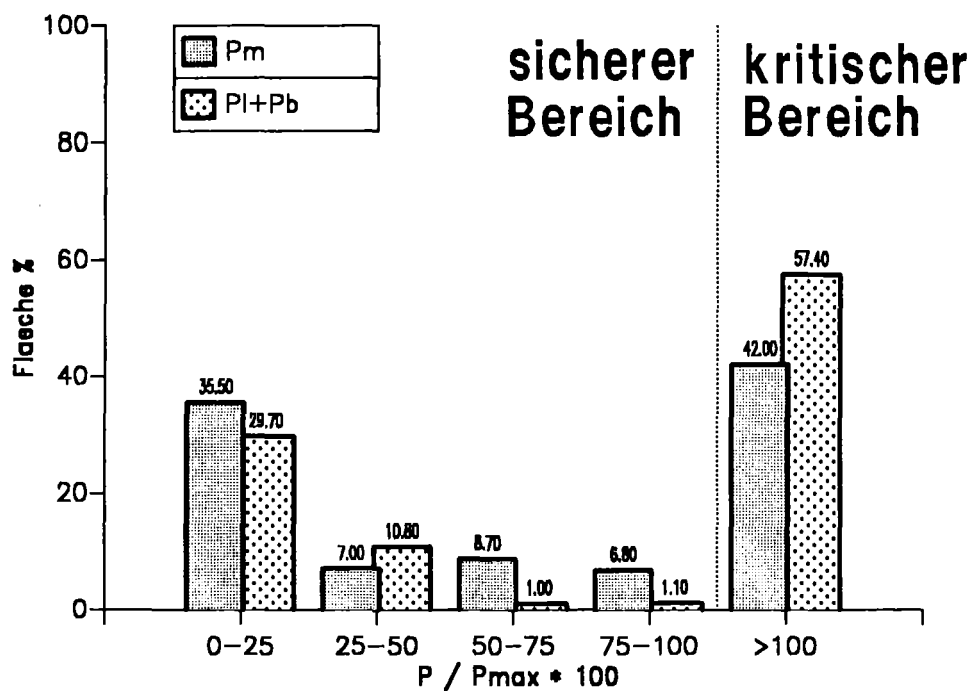


Abbildung 46. Ergebnisse des Falls SBFS43 nach ASME-Normen: prozentualer Anteil der Segmentfläche, deren Primärspannungen - primäre Membranspannungen  $P_m$  bzw. gesamte Primärspannungen  $P_1 + P_b$  - im angegebenen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen, im Fall SBFS43 (siehe Tabelle 10 auf Seite 52).

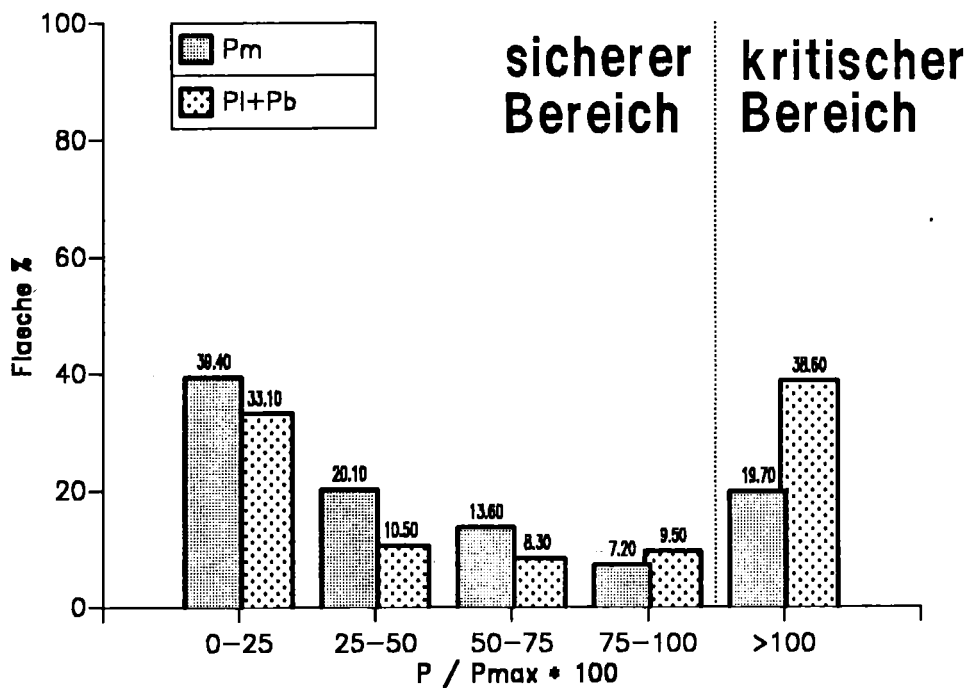


Abbildung 47. Ergebnisse des Falls SBFS63 nach ASME-Normen: prozentualer Anteil der Segmentfläche, deren Primärspannungen - primäre Membranspannungen  $P_m$  bzw. gesamte Primärspannungen  $P_1 + P_b$  - im angegebenen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen, im Fall SBFS63 (siehe Tabelle 10 auf Seite 52).

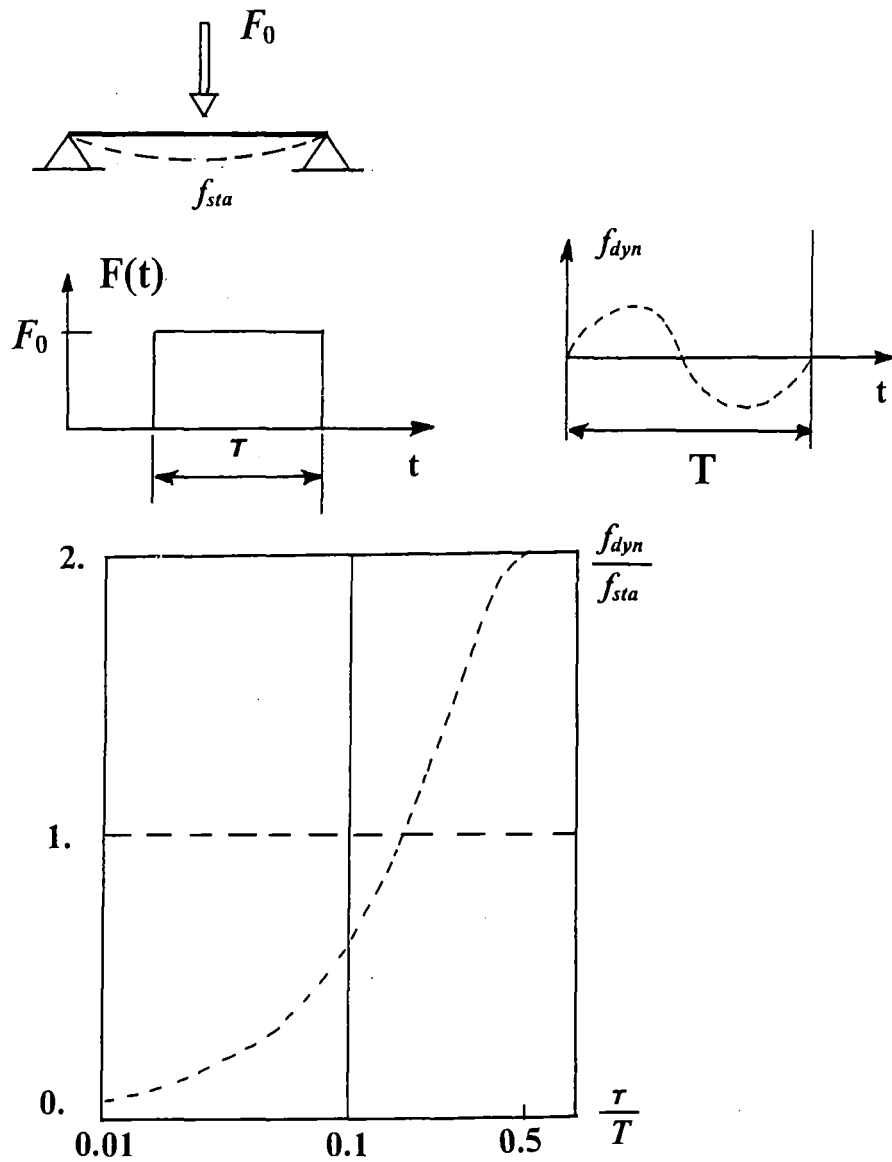


Abbildung 48. Verformungen im dynamischen Fall: Verhältnis zwischen der dynamischen Verformung  $f_{dyn}$  und der statischen Verformung  $f_{sta}$  als Funktion des Verhältnisses von der Wirkungsdauer der Kraft  $\tau$  zur Periode der freien Oszillation  $T$  in einem elastischen System mit einem Freiheitsgrad.

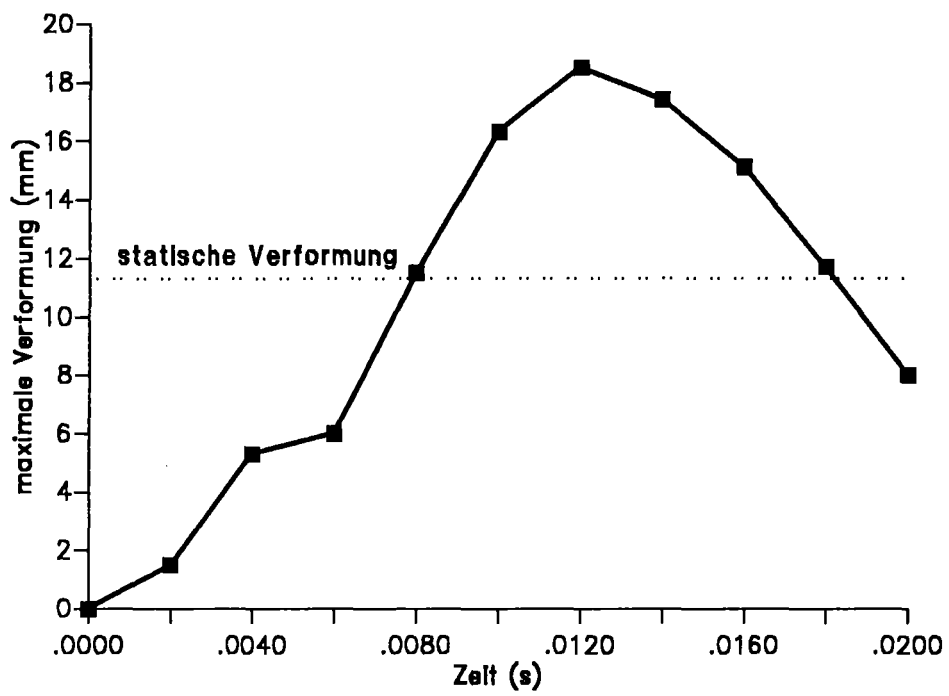


Abbildung 49. Verformungen im Fall SBXD00: Verformungen gemäß der dynamischen Analyse für die Befestigungsart ST-0 mit den im Referenzfall SBX012 berechneten Kräften.

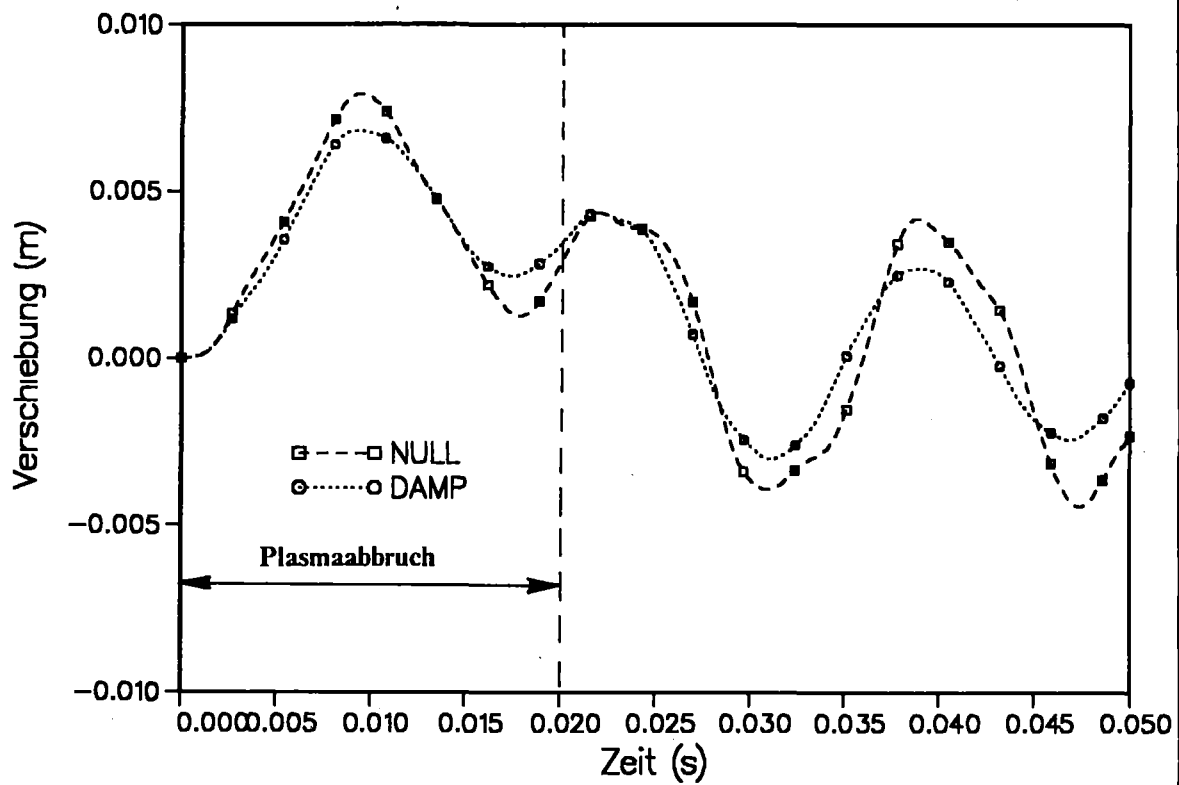


Abbildung 50. Effekt der magnetischen Dämpfung auf die Verschiebung  $v$ : Vergleich zwischen Rechnungen zur Verschiebung in toroidaler Richtung  $v$  des unteren Teils des Segmentgehäuses im Fall ohne magnetische Wirbelstromdämpfung (NULL) und im Fall mit magnetischer Wirbelstromdämpfung (DAMP).

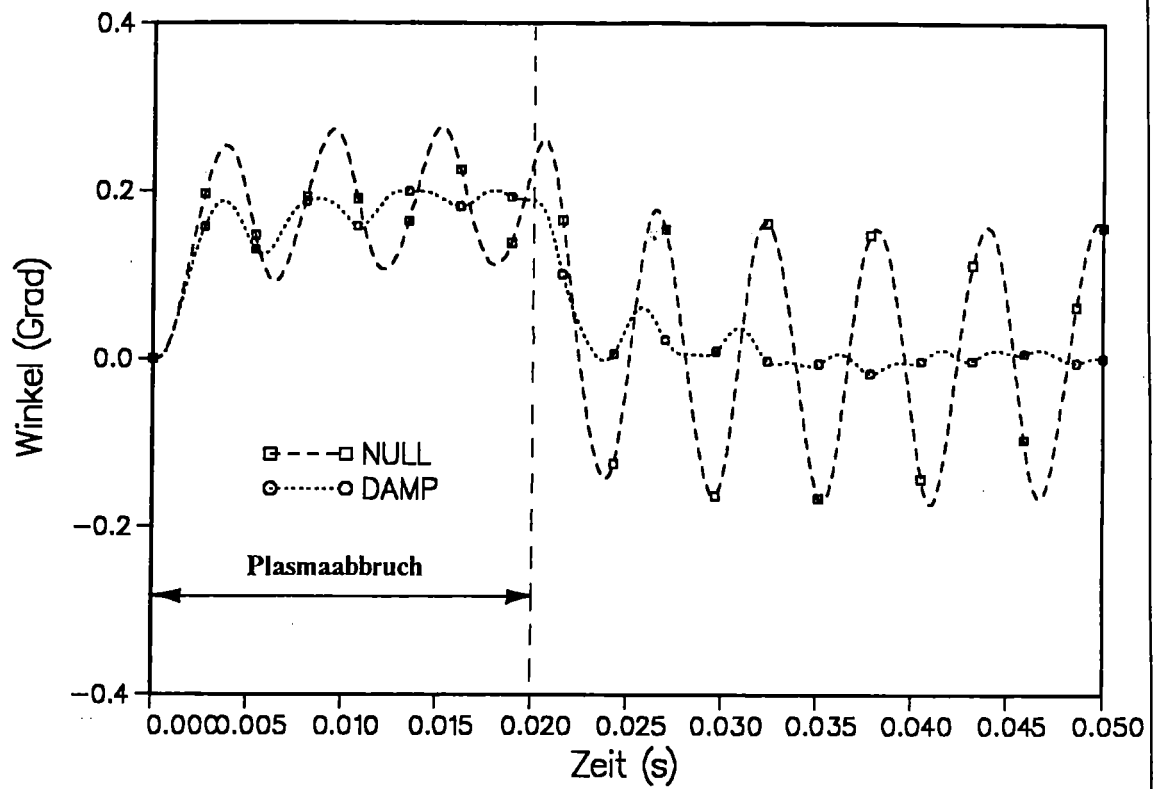


Abbildung 51. Effekt der magnetischen Dämpfung auf die Drehung  $\phi$ : Vergleich zwischen Rechnungen zur Drehung  $\phi$  des unteren Teils des Segmentgehäuses im Fall ohne magnetische Wirbelstromdämpfung (NULL) und im Fall mit magnetischer Wirbelstromdämpfung (DAMP).



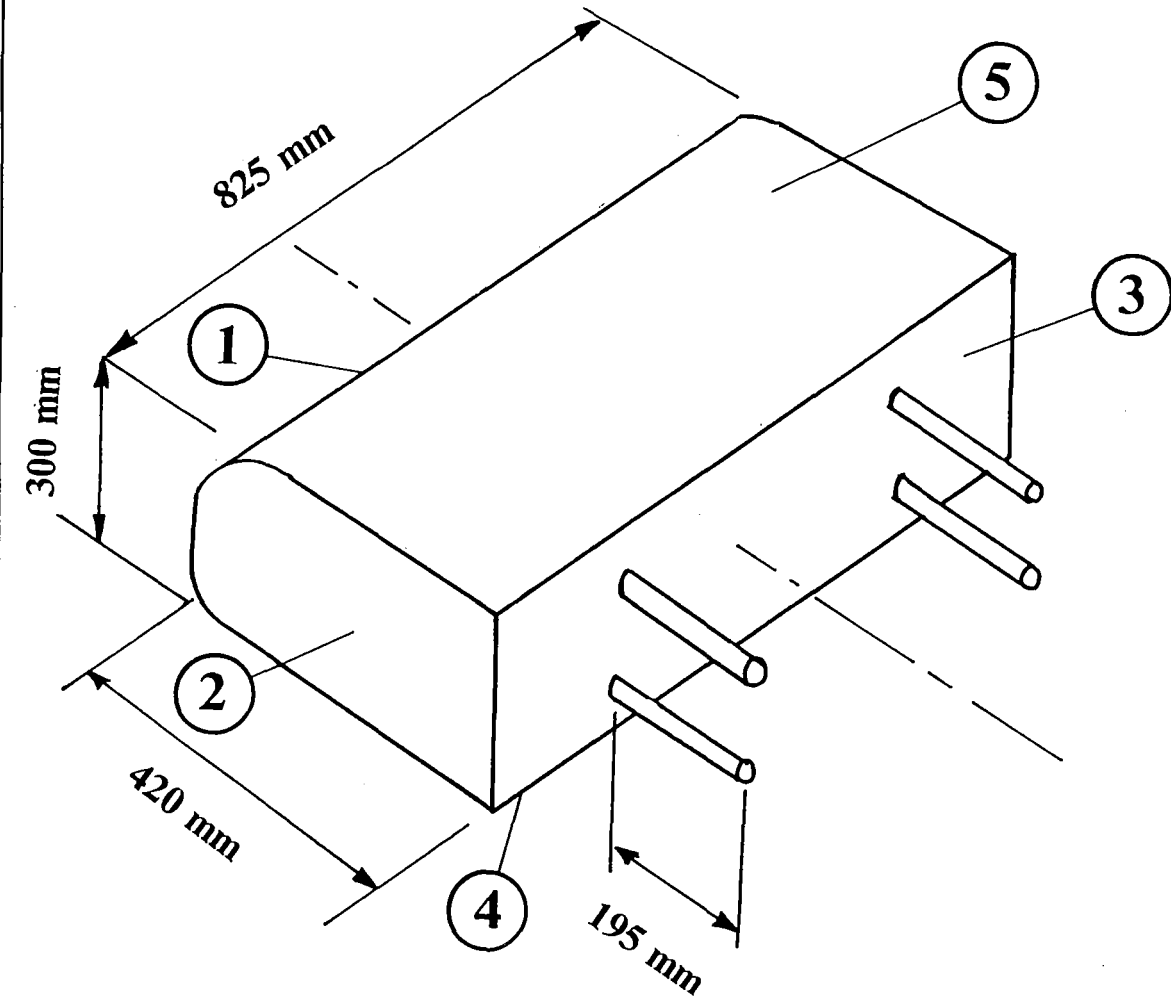


Abbildung 52. Geometrie des Kanisters: Schematische Darstellung des Kanisters mit Angabe der Abmessungen.

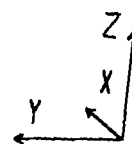
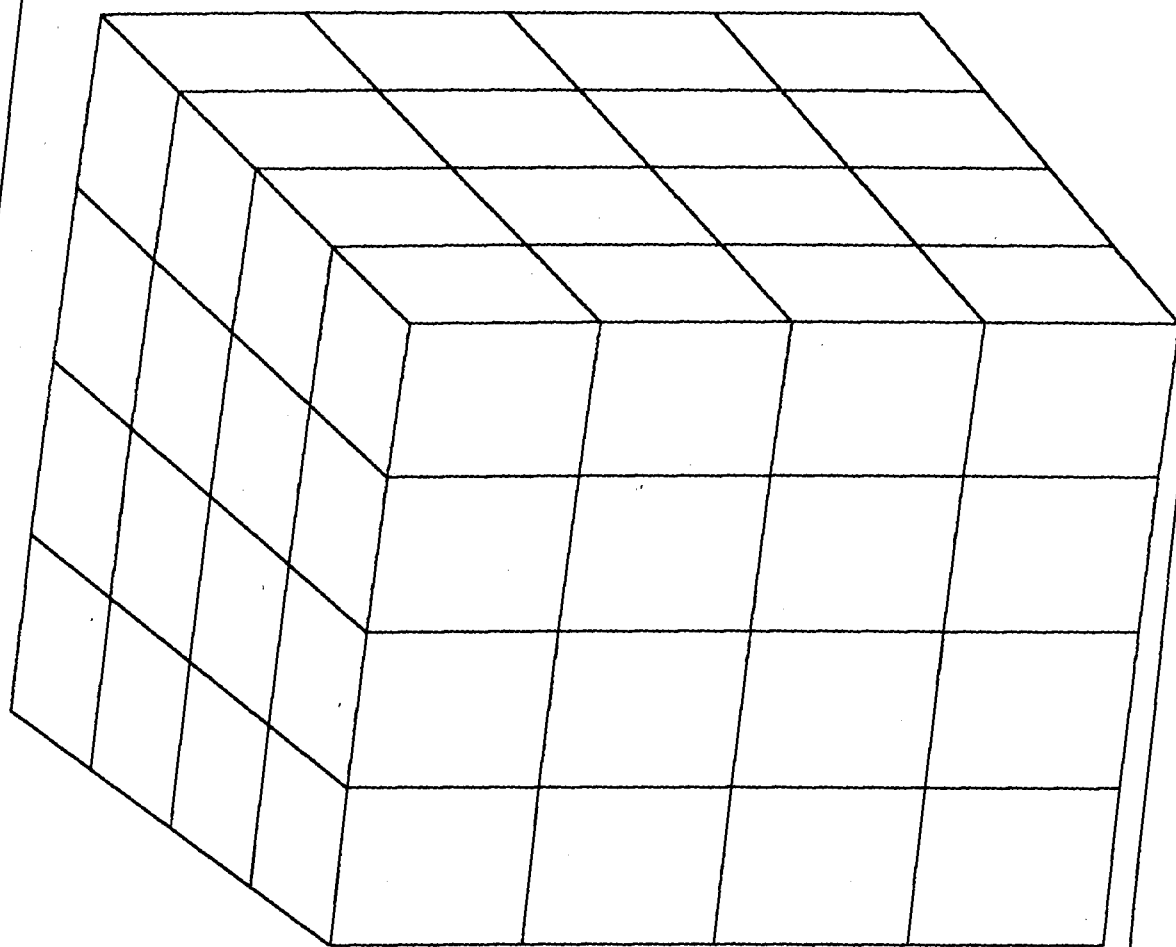


Abbildung 53. Elementeinteilung des Kanisters: FEM-Modell des Kanisters, das zur Festigkeitsanalyse verwendet wurde.

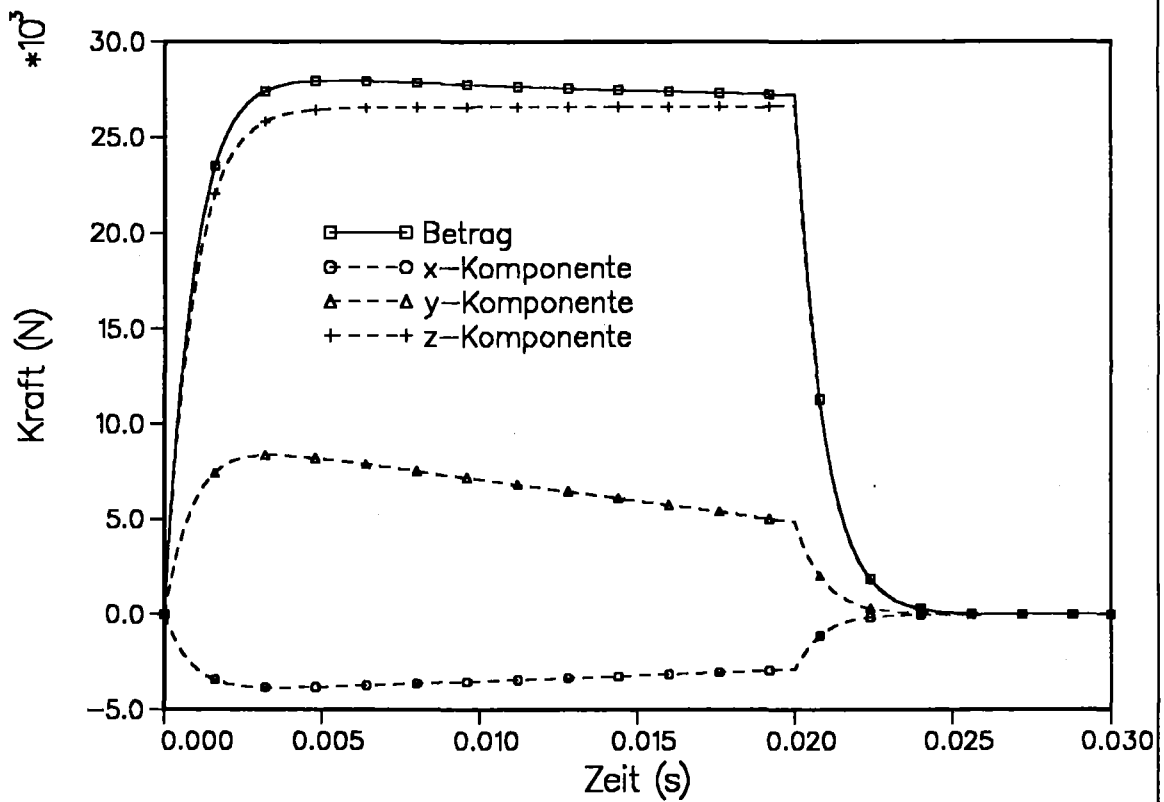


Abbildung 54. EM-Kräfte in dem Kanister: zeitlicher Verlauf des Betrags der resultierenden Kraft und der x-, y- und z-Komponente.

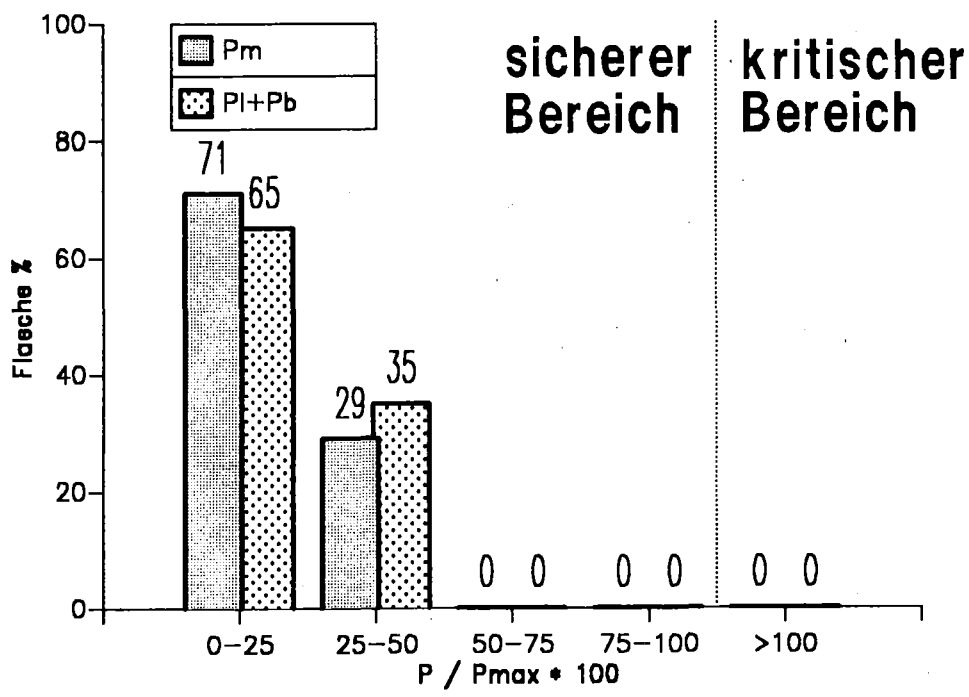
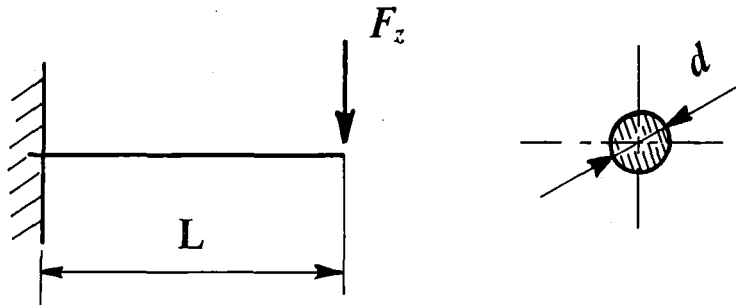


Abbildung 55. Ergebnisse des Falls KAN011 nach ASME-Normen: prozentualer Anteil der Kanisterfläche, deren Primärspannungen - primäre Membran-  
spannungen  $P_m$  bzw. gesamte Primärspannungen  $P_i + P_b$  - im angegebenen Bereich bezüglich der zwei ASME-Kriterien liegen.



$$F_z = 13300 \text{ N}$$

$$L = 0.195 \text{ m}$$

$$d = 0.02 \text{ m}$$

$$\sigma_{\max} = \frac{32}{\pi} \frac{F_z L}{d^3}$$

$$\sigma_{\max} = 3302 \text{ MPa}$$

Abbildung 56. Maximalspannungen in der Kanisterbefestigung: Berechnung des Maximalwertes von  $\sigma$  in einem Bolzen, verursacht durch die z-Komponente der resultierenden EM-Kräfte, mit Hilfe eines Biegemodells eines eingespannten Balkens.

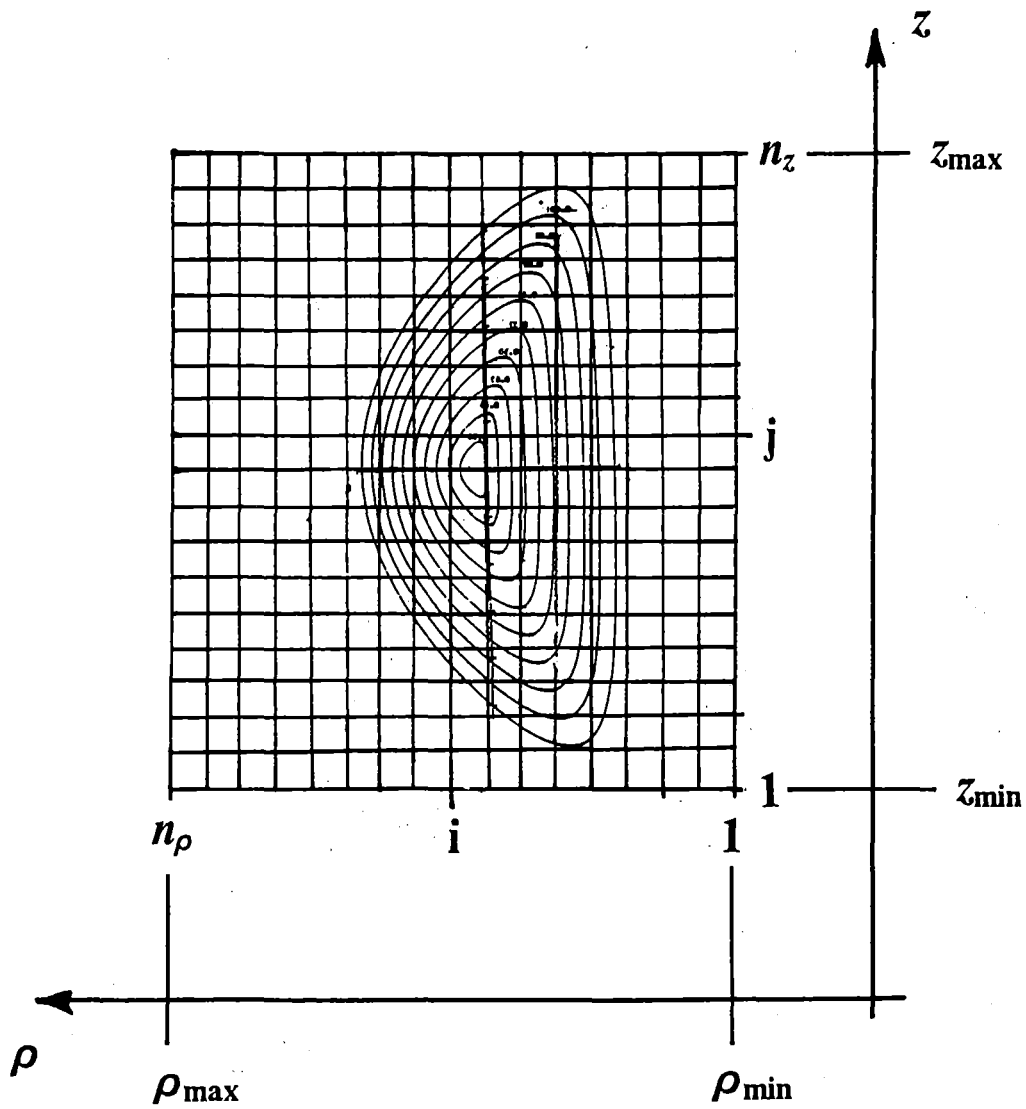


Abbildung 57. Plasmagitter: Definition des Plasmagitters, das im Plasmamodell verwendet wird ( $\rho$ : radiale Koordinate,  $\zeta$ : vertikale Koordinate).

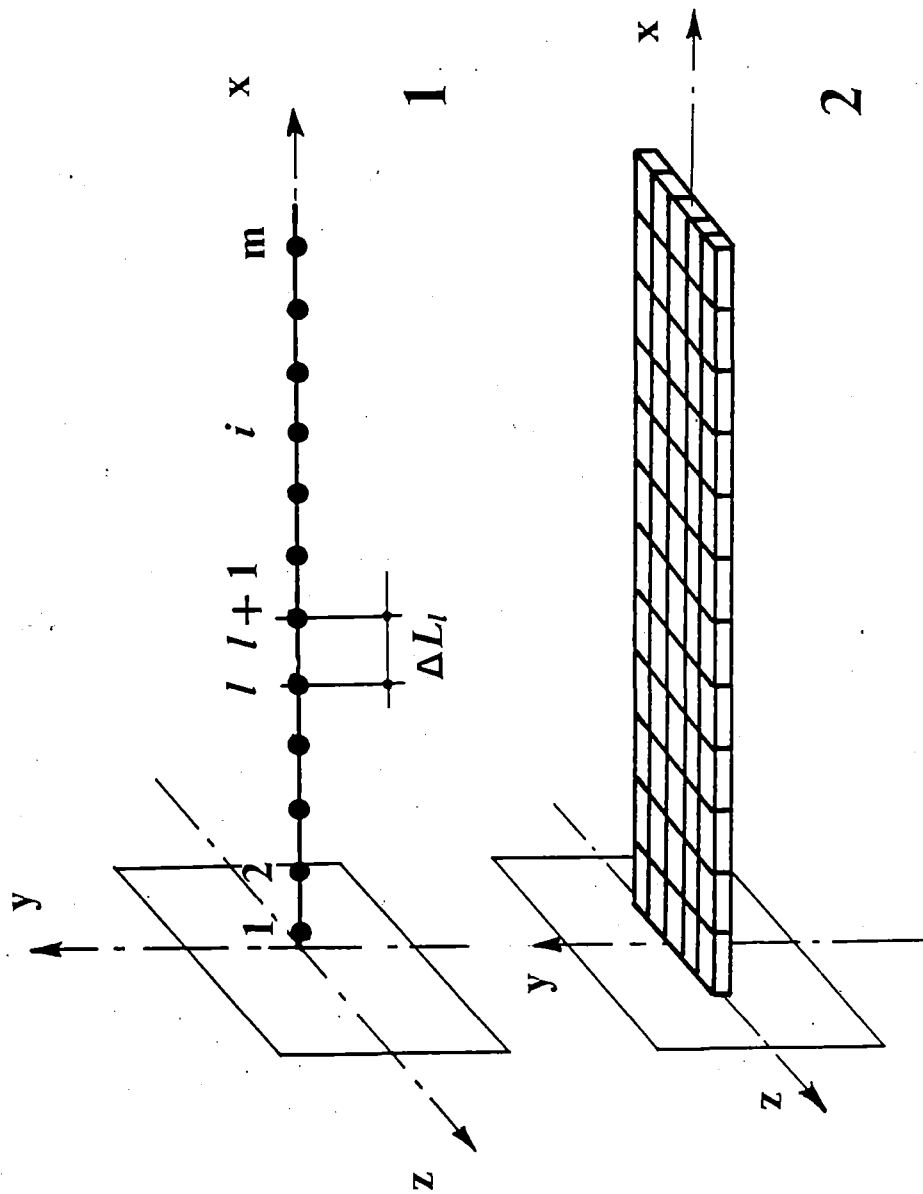


Abbildung 58. Testproblem: 1) Schema des Modells "konzentrierter Massen", 2) FEM-Modell für die EM-Analyse.

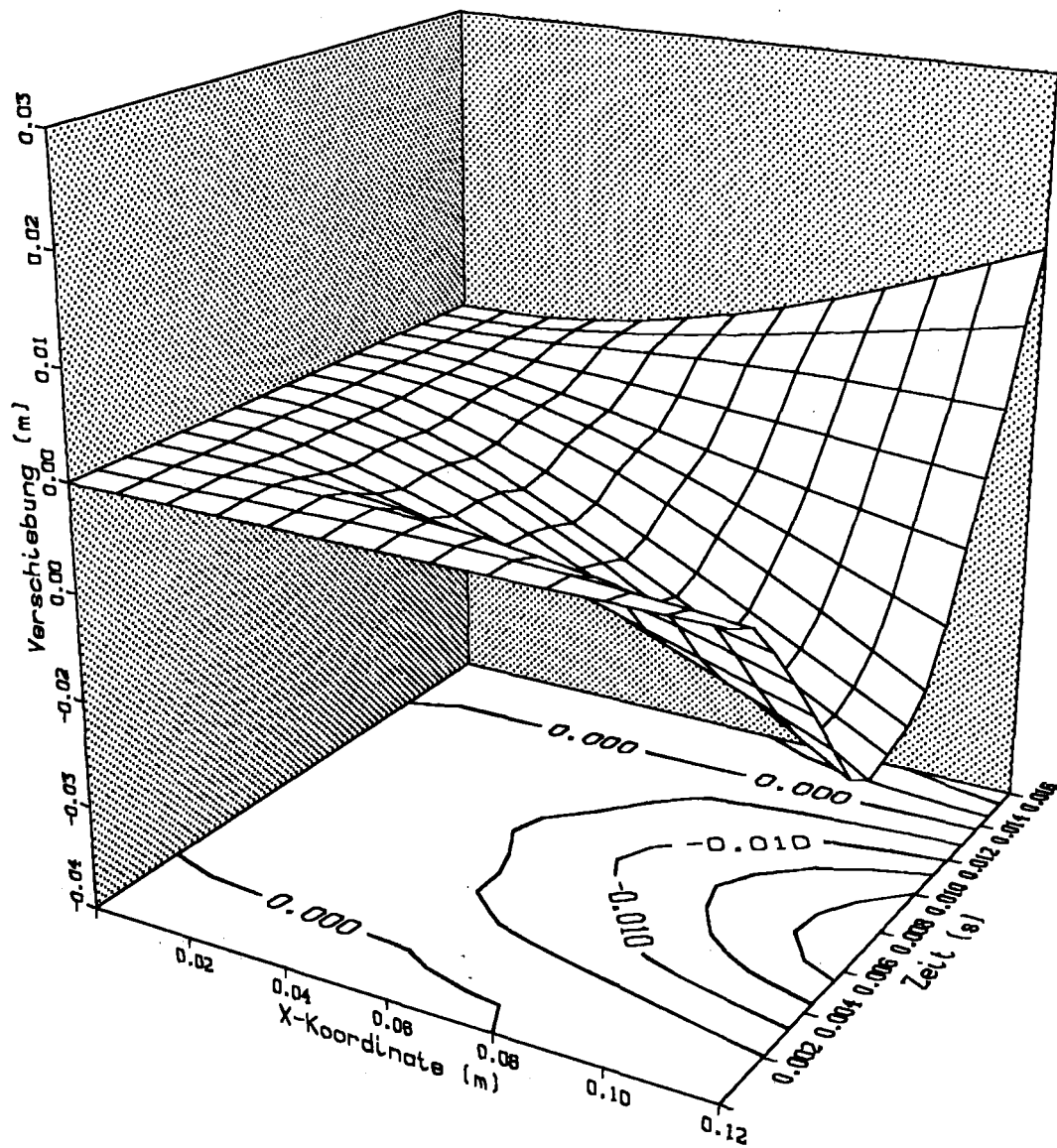


Abbildung 59. Verschiebungen für das Testproblem (Fall 0): Dreidimensionale Darstellung der mit dem Dämpfungsmodell berechneten Verschiebungen als Funktion der x-Koordinate und der Zeit für den "ungekoppelten Fall" (Fall 0) des Testproblems.



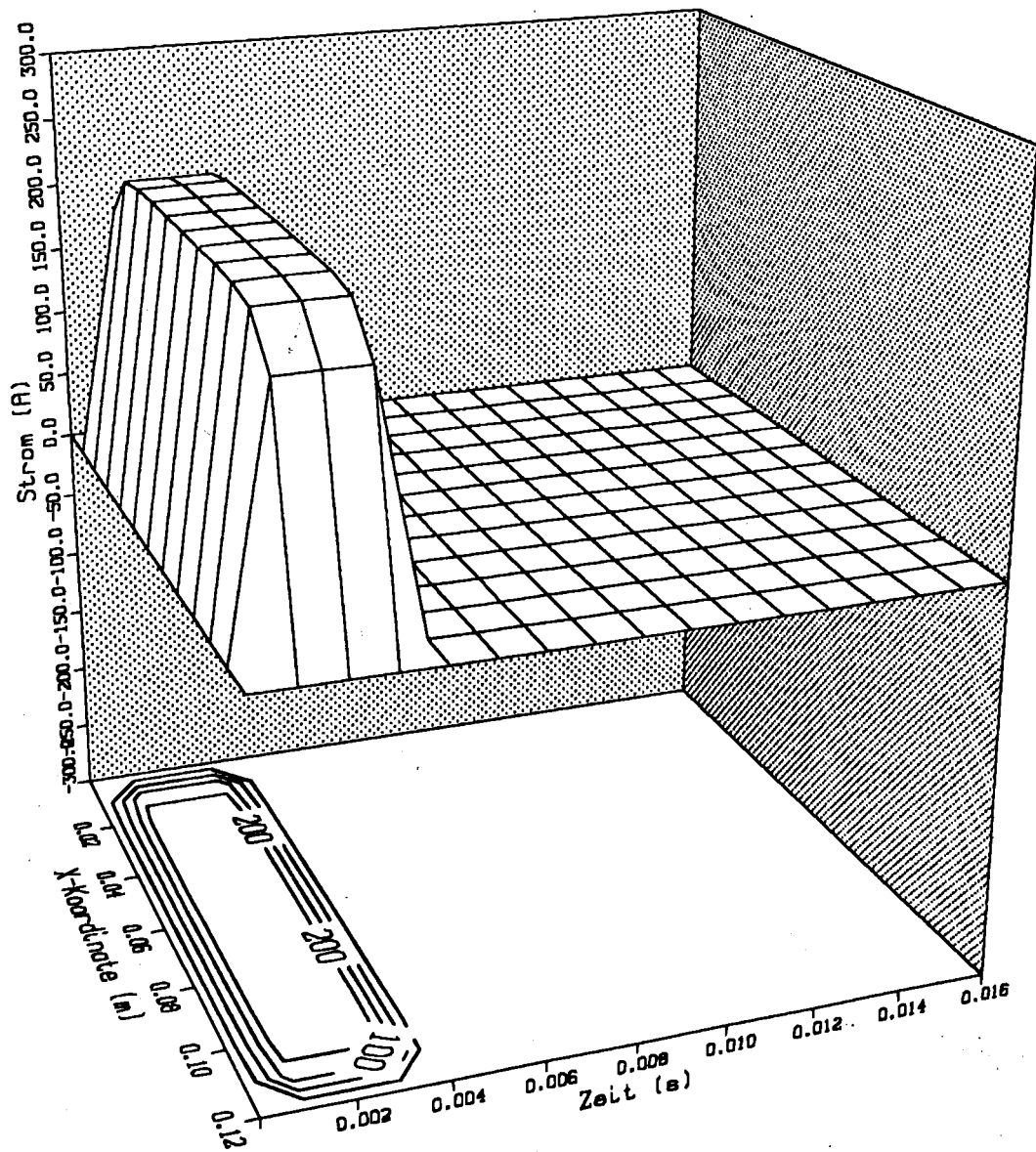


Abbildung 60. Balkenstrom für das Testproblem (Fall 0): Dreidimensionale Darstellung des mit dem Dämpfungsmodell berechneten Balkenstroms als Funktion der x-Koordinate und der Zeit für den "ungekoppelten Fall" (Fall 0) des Testproblems.

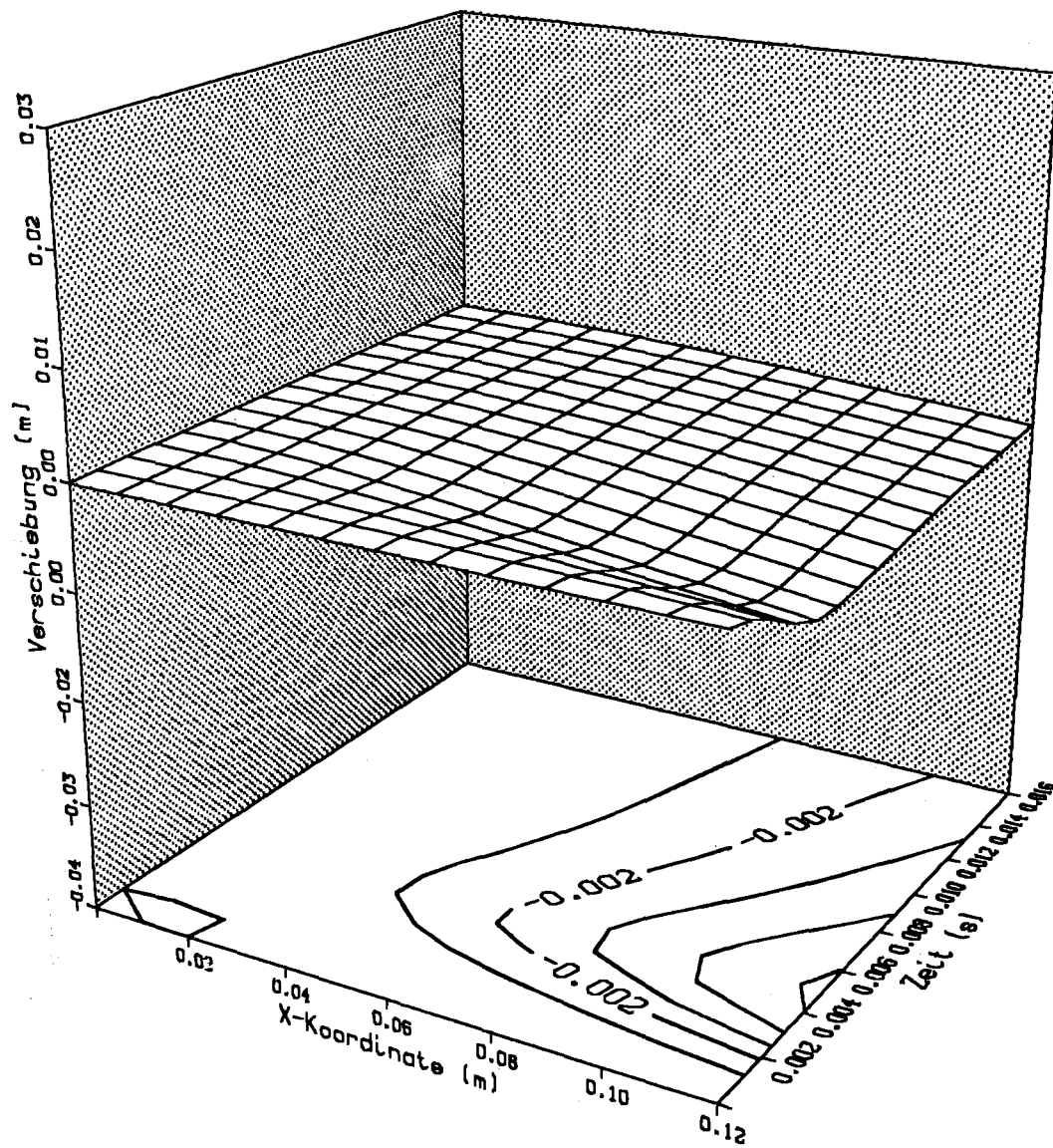


Abbildung 61. Verschiebungen für das Testproblem (Fall 1): Dreidimensionale Darstellung der mit dem Dämpfungsmodell berechneten Verschiebungen als Funktion der x-Koordinate und der Zeit für den "gekoppelten Fall" (Fall 1) des Testproblems.

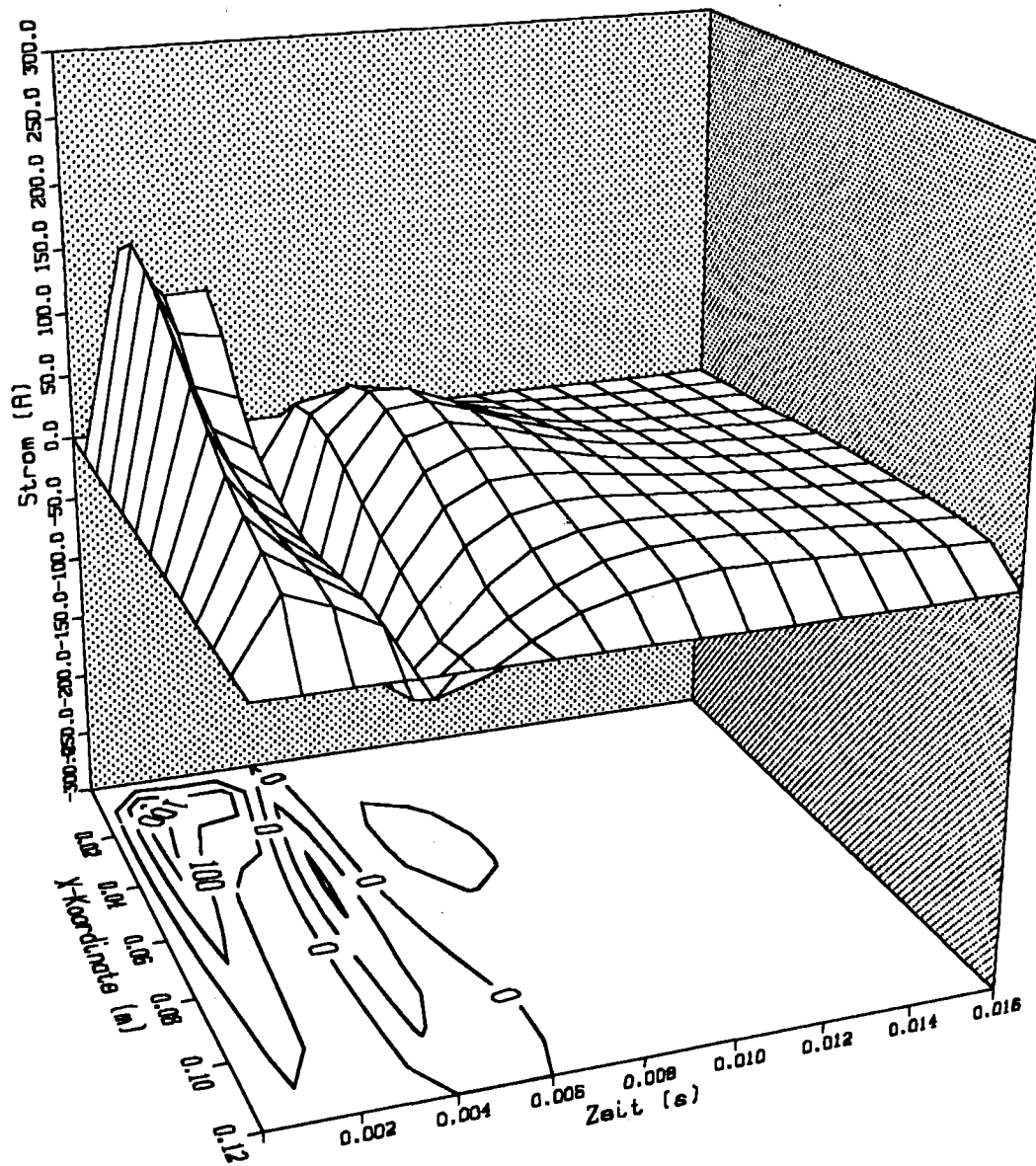
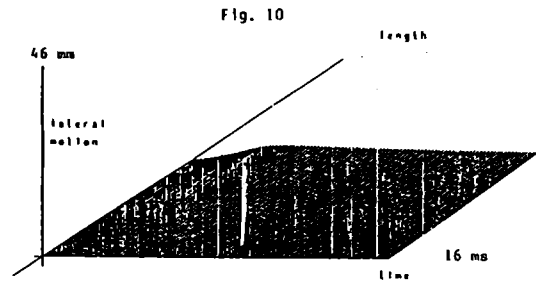


Abbildung 62. Balkenstrom für das Testproblem (Fall 1): Dreidimensionale Darstellung des mit dem Dämpfungsmodell berechneten Balkenstroms als Funktion der x-Koordinate und der Zeit für den "gekoppelten Fall" (Fall 1) des Testproblems.

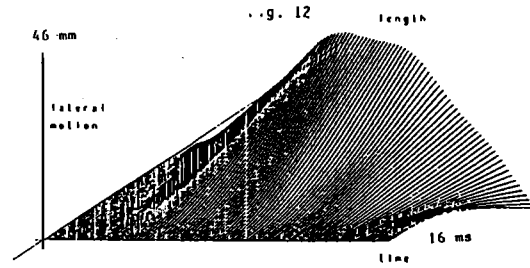
Abbildung 63. Ergebnisse des Testproblems nach /27/: 1) Verschiebung im Fall 0; 2) Balkenstrom im Fall 0; 3) Verschiebung im Fall 1; 4) Balkenstrom im Fall 1.



$n1 = 15$   
 $\Delta t = 0.0150$   
 $b = 0.0200$   
 $h = 0.0010$   
 $\rho_{beam} = 1.70 \times 10^{-08}$   
 $\rho_{beam} = 0.00 \times 10^{-03}$   
 $E = 1.10 \times 10^{11}$   
 $B_0 = 4.0000$

Coupled equation solution of sample problem for lateral displacement versus time along cantilever. Total beam length is 12 cm.

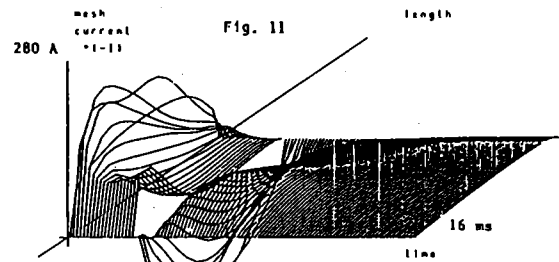
3



$n1 = 15$   
 $\Delta t = 0.0150$   
 $b = 0.0200$   
 $h = 0.0010$   
 $\rho_{beam} = 1.70 \times 10^{-08}$   
 $\rho_{beam} = 0.00 \times 10^{-03}$   
 $E = 1.10 \times 10^{11}$   
 $B_0 = 4.0000$

Uncoupled equation solution of sample problem for lateral displacement versus time along cantilever. Total beam length is 12 cm.

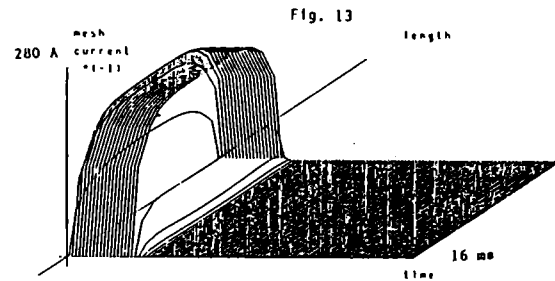
1



$n1 = 15$   
 $\Delta t = 0.0150$   
 $b = 0.0200$   
 $h = 0.0010$   
 $\rho_{beam} = 1.70 \times 10^{-08}$   
 $\rho_{beam} = 0.00 \times 10^{-03}$   
 $E = 1.10 \times 10^{11}$   
 $B_0 = 4.0000$

Coupled equation solution of sample problem for negative mesh current versus time along cantilever. Total beam length is 12 cm.

4



$n1 = 15$   
 $\Delta t = 0.0150$   
 $b = 0.0200$   
 $h = 0.0010$   
 $\rho_{beam} = 1.70 \times 10^{-08}$   
 $\rho_{beam} = 0.00 \times 10^{-03}$   
 $E = 1.10 \times 10^{11}$   
 $B_0 = 4.0000$

Uncoupled equation solution of sample problem for negative mesh current versus time along cantilever. Total beam length is 12 cm.

2

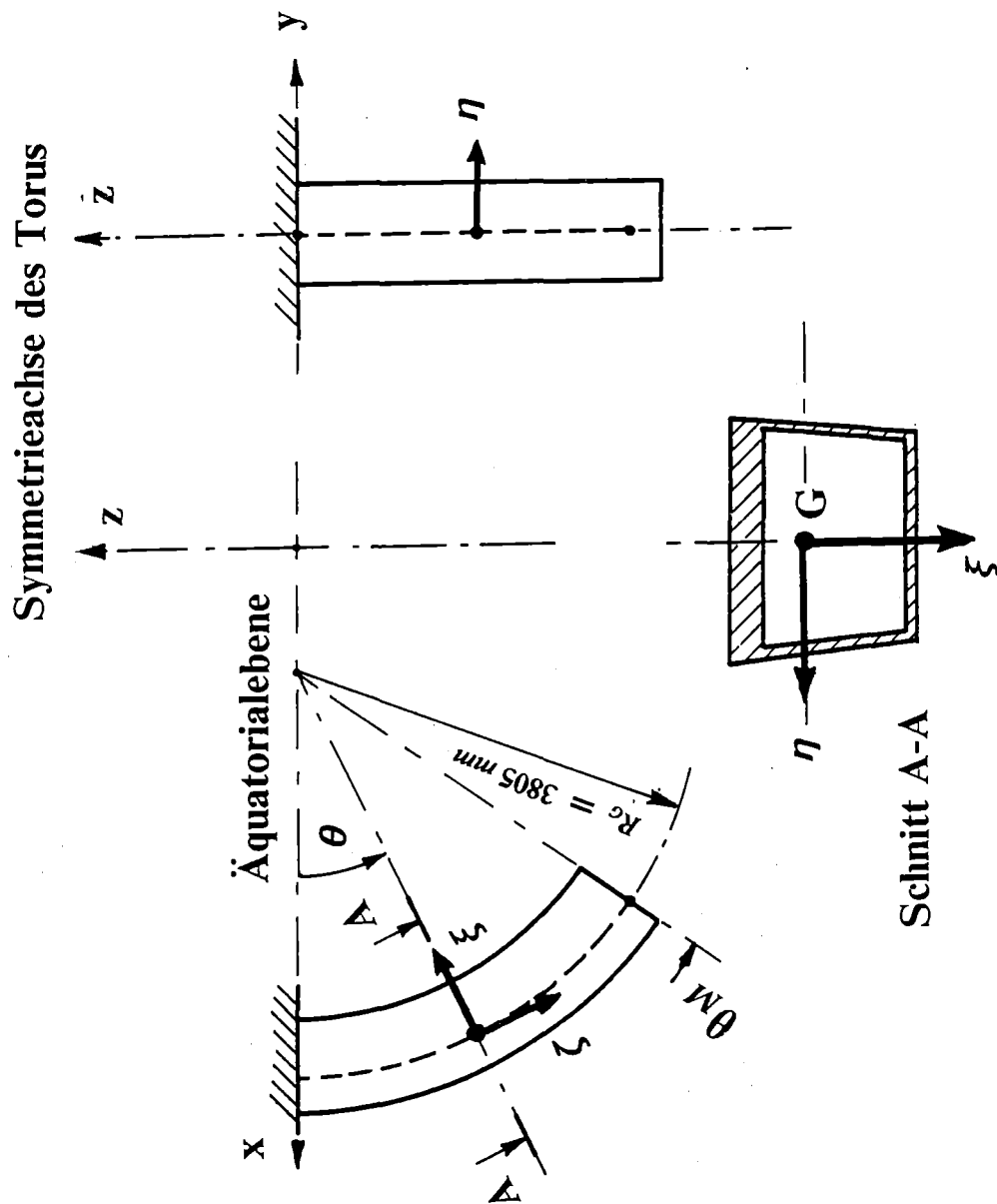


Abbildung 64. Geometrie des Dämpfungsmodells des Segmentgehäuses: Geometrie des Modells, das zur Analyse des Wirbelstromdämpfungseffekts im Segmentgehäuse verwendet wird.

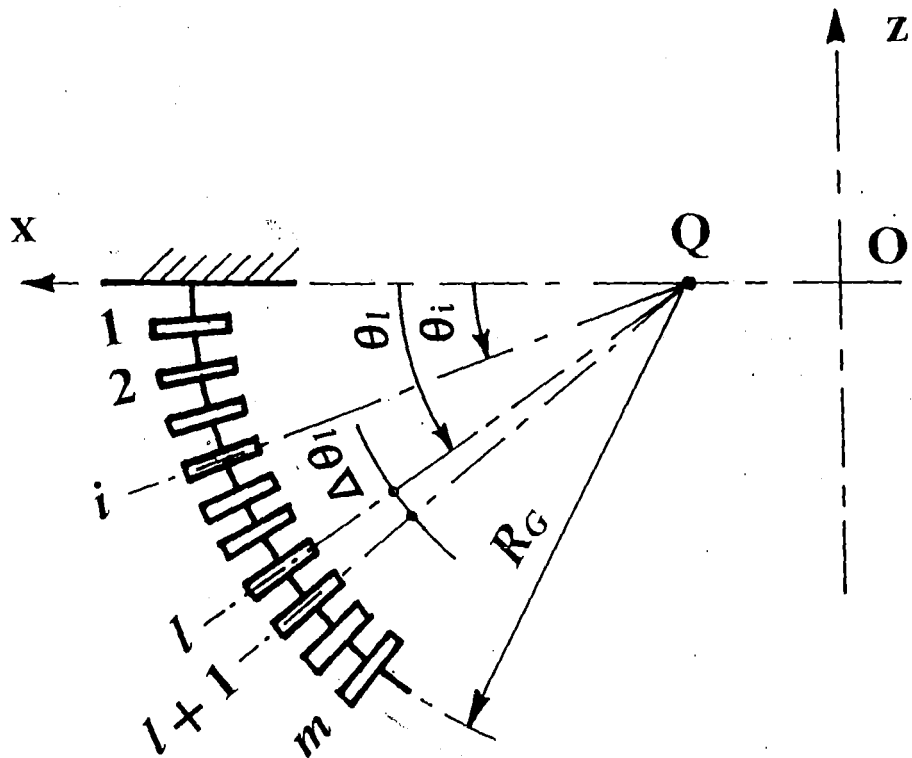


Abbildung 65. Diskretisierung des Segmentgehäuses zur Dämpfungsanalyse: Schema des Modells "konzentrierter Massen", das zur Analyse des Wirbelstromdämpfungseffekts im Segmentgehäuse verwendet wird.

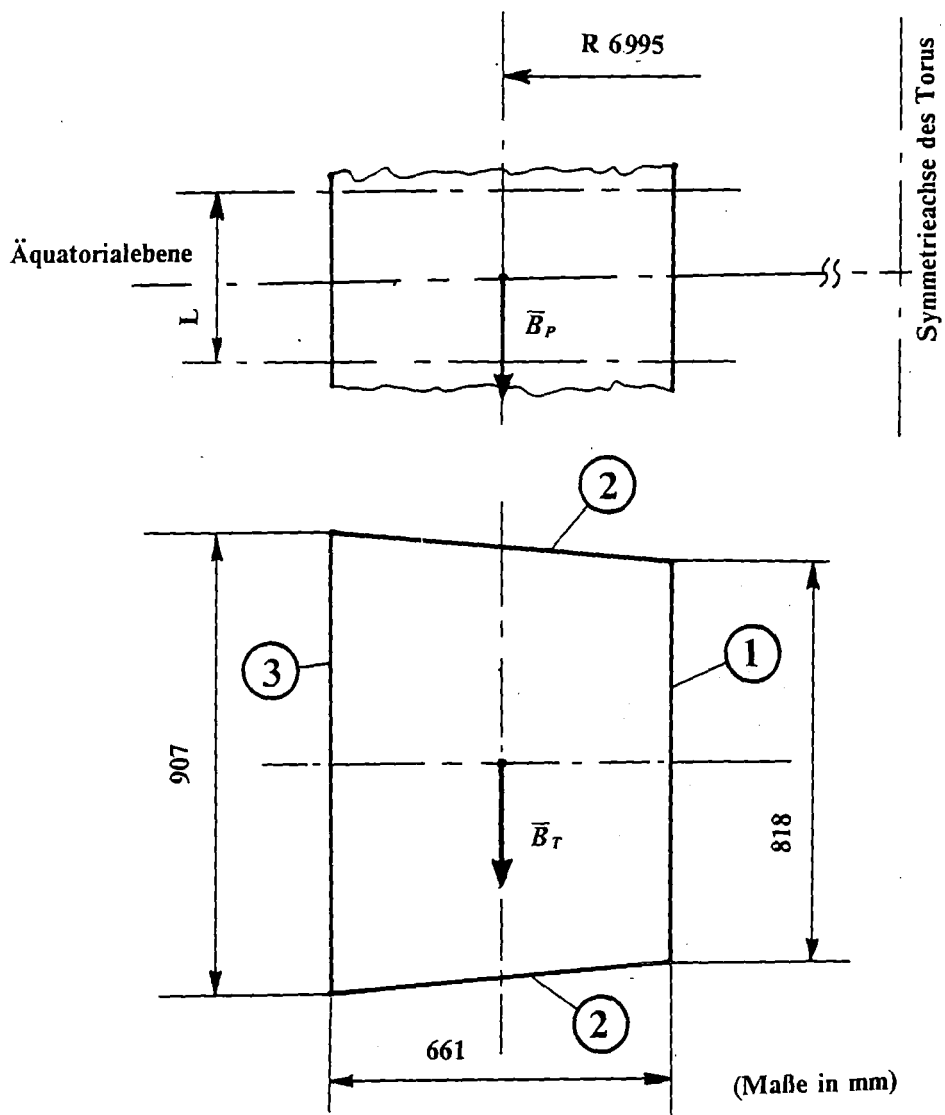
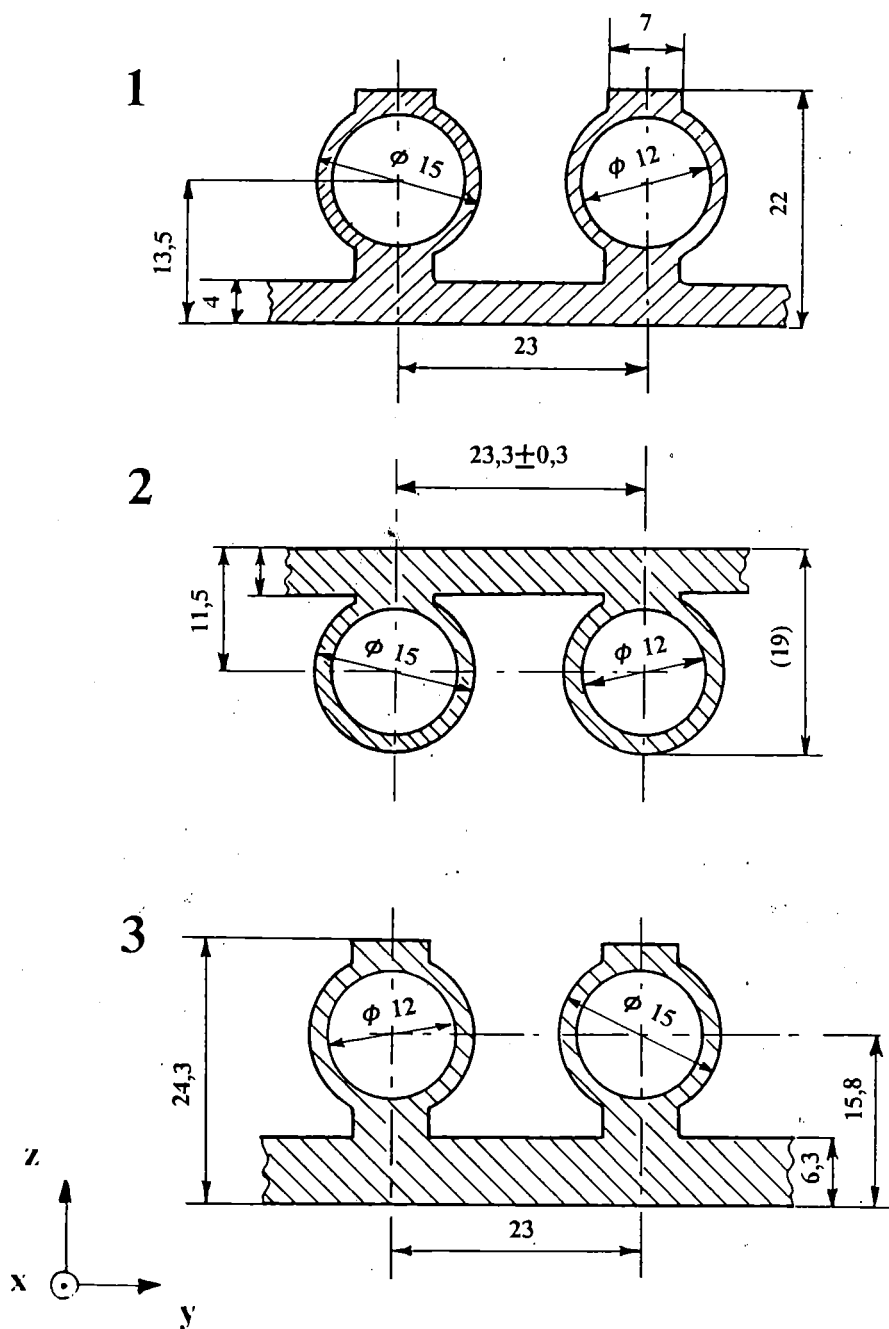


Abbildung 66. Abschätzung des Effekts der Seitenwände: Geometrie mit Abmessungen, die zur Abschätzung des Effekts der Seitenwände verwendet wird.



**Abbildung 67. Wandkomponenten:** Schnitt durch die Wandkomponenten unter Angabe der Abmessungen (in mm) für: 1) erste Wand, 2) Seitenwand und 3) erste Wand mit verstärkter Platte (Saddle Loop).



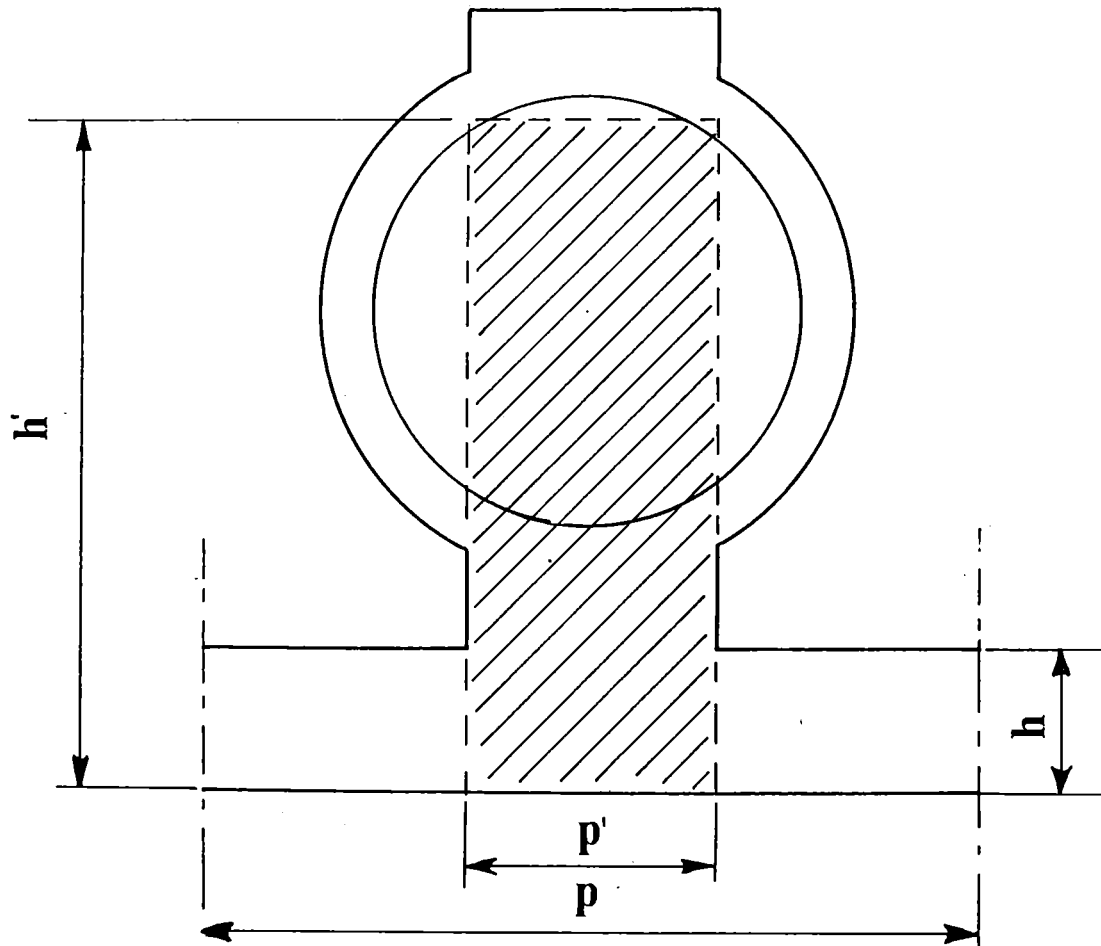


Abbildung 68. Ersatzschnitt: Schematische Darstellung des Ersatzschnittes unter Angabe der charakteristischen Größen.

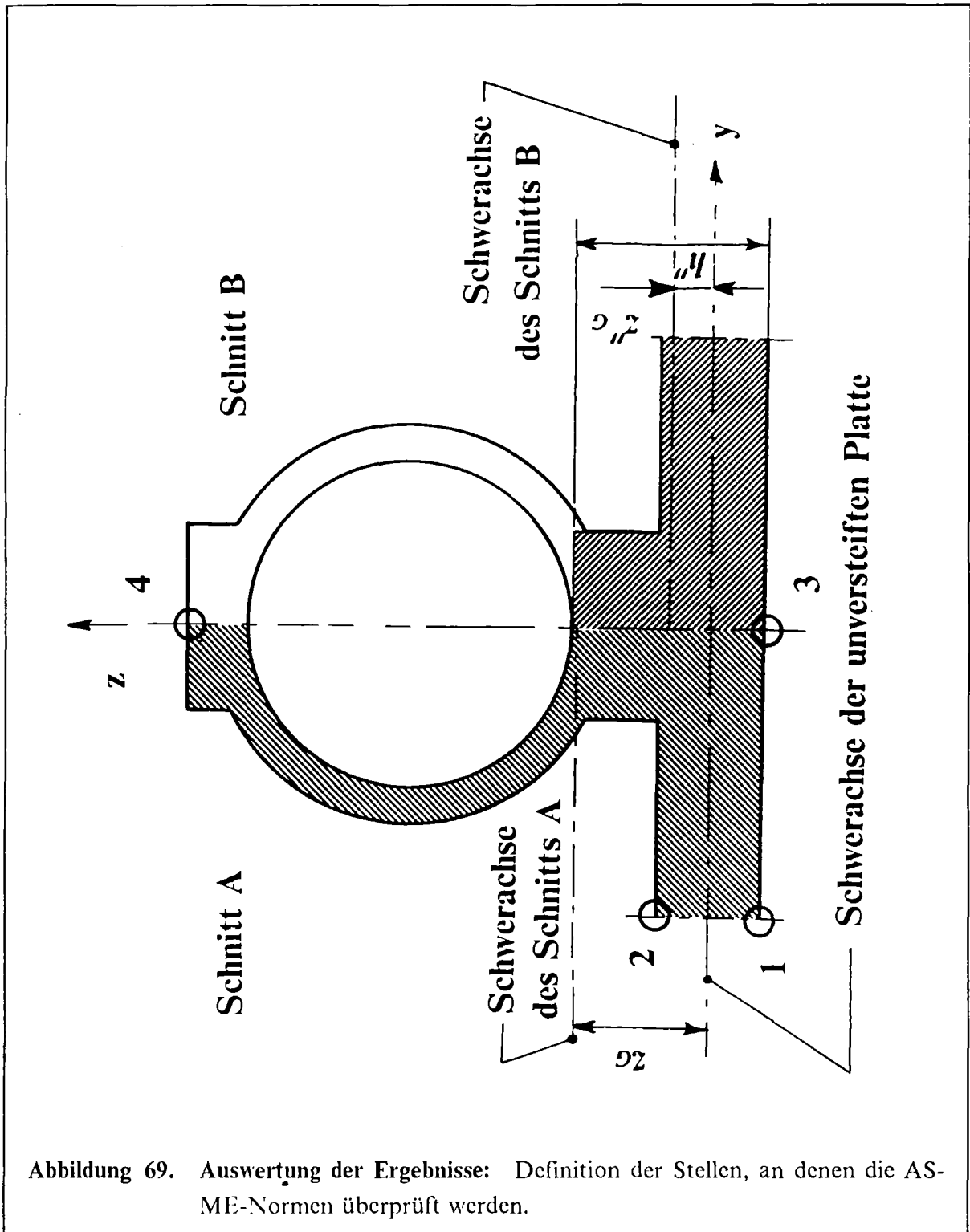


Abbildung 69. Auswertung der Ergebnisse: Definition der Stellen, an denen die ASME-Normen überprüft werden.



## Anhang A. Mathematische Grundlagen des Programms CARIDDI

Im folgenden werden Gleichungen und Verfahren aus /23/, /24/ und /25/ verwendet.

Man kann zeigen, daß in Gl. 2.1 die Benutzung der Näherung für  $\vec{j}$

$$\vec{j}(\vec{r}, t) = \sum_{k=1}^n I_k(t) \vec{J}_k(\vec{r}) \quad (A.1)$$

- wobei die Funktionen  $\vec{J}_k(\vec{r})$  ebenfalls die Bedingungen (Gl. 2.2 und 2.3) erfüllen - und die Benutzung der Galerkinschen Methode /26/ eine Berechnung des skalaren Potentials  $\phi$  unnötig machen.

Die Überlegungen führen schließlich zu folgenden diskretisierten Gleichungen :

$$\tilde{L} \cdot \frac{d\vec{I}}{dt} + \tilde{R} \cdot \vec{I} = \vec{V} \quad (A.2)$$

wobei :

$$L_{ik} = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{\Omega} \int_{\Omega} \frac{\vec{J}_i(\vec{r}) \cdot \vec{J}_k(\vec{r}')}{|\vec{r} - \vec{r}'|} d\tau d\tau' \quad (A.3)$$

$$R_{ik} = \int_{\Omega} \vec{J}_i(\vec{r}) \cdot \tilde{\eta}(\vec{r}) \cdot \vec{J}_k(\vec{r}) d\tau \quad (A.4)$$

$$V_i = - \int_{\Omega} \vec{J}_i(\vec{r}) \cdot \frac{\partial \vec{A}_e(\vec{r}, t)}{\partial t} d\tau \quad (A.5)$$

Die Integration der Gl. A.2 im Zeitintervall  $t_p$  bis  $t_{p-1}$  mit Hilfe der Relaxationsmethode führt zu folgendem Ausdruck:

$$[\tilde{L} + \omega \Delta t \tilde{R}] \cdot \vec{I}_{p+1} = [\tilde{L} + \omega \Delta t \tilde{R}] \cdot \vec{I}_p - \Delta t \tilde{R} \cdot \vec{I}_p + \int_{t_p}^{t_{p+1}} \vec{V} dt \quad (A.6)$$

wobei  $\omega$  der Nicholson-Krank-Parameter ist und  $\Delta t$  der Zeitschritt.

Die Multiplikation mit  $[\tilde{L} + \omega \Delta t \tilde{R}]^{-1}$  von links ergibt folgende Gleichung:

$$\vec{I}_{p+1} = \vec{I}_p - \tilde{A} \cdot \vec{I}_p + \tilde{B} \cdot \int_{t_p}^{t_{p+1}} \vec{V} dt \quad (A.7)$$

wobei

$$\tilde{A} = [\tilde{L} + \omega \Delta t \tilde{R}]^{-1} \cdot \tilde{R} \Delta t$$

$$\tilde{B} = [\tilde{L} + \omega \Delta t \tilde{R}]^{-1}$$

## Anhang B. Plasmamodell

Im Programm CARIDDI wird ein Plasma mit festen ringförmigen Stromkreisen modelliert. Jeder Stromkreis ist achsensymmetrisch bezüglich der z-Achse und wird durch einen Radius  $\rho$  und eine Höhe  $z$  definiert. Obwohl jeder Stromkreis wie eine Linie betrachtet wird, wird dennoch ein Querschnitt angegeben, um die Singularität des Magnetfelds in der Nähe der Linie zu verhindern.

In jedem Stromkreis fließt ein Strom  $I_e$ , der eine Funktion der Zeit ist. Die Annahme fester ringförmiger Stromkreise führt zu folgendem Ausdruck für das Vektorpotential  $\vec{A}_e$ :

$$\vec{A}_e(\vec{r}, t) = \sum_{j=1}^m \vec{A}_j(\vec{r}) I_{ej}(t) \quad (B.1)$$

wobei

$m$  : Anzahl der Stromkreise,

$\vec{A}_j$  : Vektorpotential durch einen Einheitsstrom im j-ten Kreis,

$I_{ej}$  : Strom im j-ten Kreis.

Das Glied  $\vec{V}$  in Gl. A.5 wird daher zu:

$$V_j(t) = \sum_{j=1}^m c_{ij} \frac{\partial I_{ej}(t)}{\partial t} \quad (B.2)$$

wobei

$$c_{ij} = - \int_{\Omega} \vec{J}_i(\vec{r}) \cdot \vec{A}_j(\vec{r}) d\tau \quad (B.3)$$

eine Konstante ist.

Das Glied  $V_i(t)$  wird mit Hilfe der Relaxationsmethode integriert:

$$\int_{t_p}^{t_{p+1}} V_i(t) dt = \sum_{j=1}^m c_{ij} \left( \omega \Delta t \frac{\partial I_{ej}(t_{n+1})}{\partial t} - (1 - \omega) \Delta t \frac{\partial I_{ej}(t_n)}{\partial t} \right) \quad (B.4)$$

In der neuen Version wird das Modell der festen Stromkreise beibehalten, es werden jedoch die folgenden Veränderungen eingeführt:

1. ein verändertes Integrationsverfahren,
2. ein Algorithmus, der die Ströme in den festen Stromkreisen für einen beliebigen achsensymmetrischen Plasmastrom berechnen kann.

## ***B.1 Integrationsverfahren***

Statt der Relaxationsmethode wird mit Gl. B.2 die direkte Integration benutzt:

$$\int_{t_p}^{t_{p+1}} V_i(t) dt = \sum_{j=1}^m c_{ij} [I_{ej}(t_{p+1}) - I_{ej}(t_p)] \quad (B.5)$$

Die Ströme  $I_{ej}$  werden entweder mit Hilfe analytischer elementarer Funktionen (siehe Tabelle 13) oder mit linearer Interpolation zwischen den Werten aus einer vorberechneten Tabelle angegeben.

## ***B.2 Rechenalgorithmus***

Ein Algorithmus wurde entwickelt, um einen beliebigen achsensymmetrischen Plasmastrom

$$J_\phi = J_\phi(\rho, z, t) \quad (B.6)$$

- wobei  $\rho$ ,  $\phi$  und  $z$  Zylinderkoordinaten sind - zu simulieren. Mit diesem Algorithmus kann man die oben genannte Interpolationstabelle berechnen.

Mit Hilfe der angegebenen Parameter -  $\rho_{min}$ ,  $\rho_{max}$ ,  $z_{min}$ ,  $z_{max}$ ,  $n_\rho$ ,  $n_z$  - wird ein Gitter definiert, das in Abbildung 57 gezeigt wird. Auf der Basis dieses Gitters wird ein System von  $n_\rho n_z$  festen Stromkreisen gerechnet, wobei die folgenden Größen für den  $i, j$ -ten Stromkreis gelten:

$\rho_{ij}, z_{ij}$  : geometrische Parameter der i,j-ten Stromkreis

$\vec{A}_{ij}(\vec{r})$  : Vektorpotential, erzeugt durch einen Einheitstrom im i,j-ten Stromkreis

$I_{eij}(t)$  : Strom im i,j-ten Stromkreis

Für das Vektorpotential in einem Punkt  $\vec{r}$ , das von einem beliebigen Plasmastrom innerhalb dieses Gitters erzeugt wird, wird auf Grund der festen Stromkreise die folgende Näherung benutzt:

$$\vec{A}(\vec{r}, \rho, z, t) d\rho dz = \left[ \sum_{i=1}^{n_p} \sum_{j=1}^{n_z} s_{ij}(\rho, z) \vec{A}_{ij}(\vec{r}) \right] J_\phi(\rho, z, t) d\rho dz \quad (B.7)$$

mit

$s_{ij}(\rho, z)$  : Formfunktion.

In der aktuellen Version werden die Formfunktionen auf der Basis einer linearen Interpolation zwischen den vier Punkten eines Elementes i,j berechnet.

Das vom gesamten Plasma bewirkte Vektorpotential wird mit einer Integration der Gl. B.7 auf dem Plasmagebiet  $\Omega_p$  berechnet.

$$\vec{A}(\vec{r}, t) = \sum_{i=1}^{n_p} \sum_{j=1}^{n_z} I_{eij}(t) \vec{A}_{ij}(\vec{r}) \quad (B.8)$$

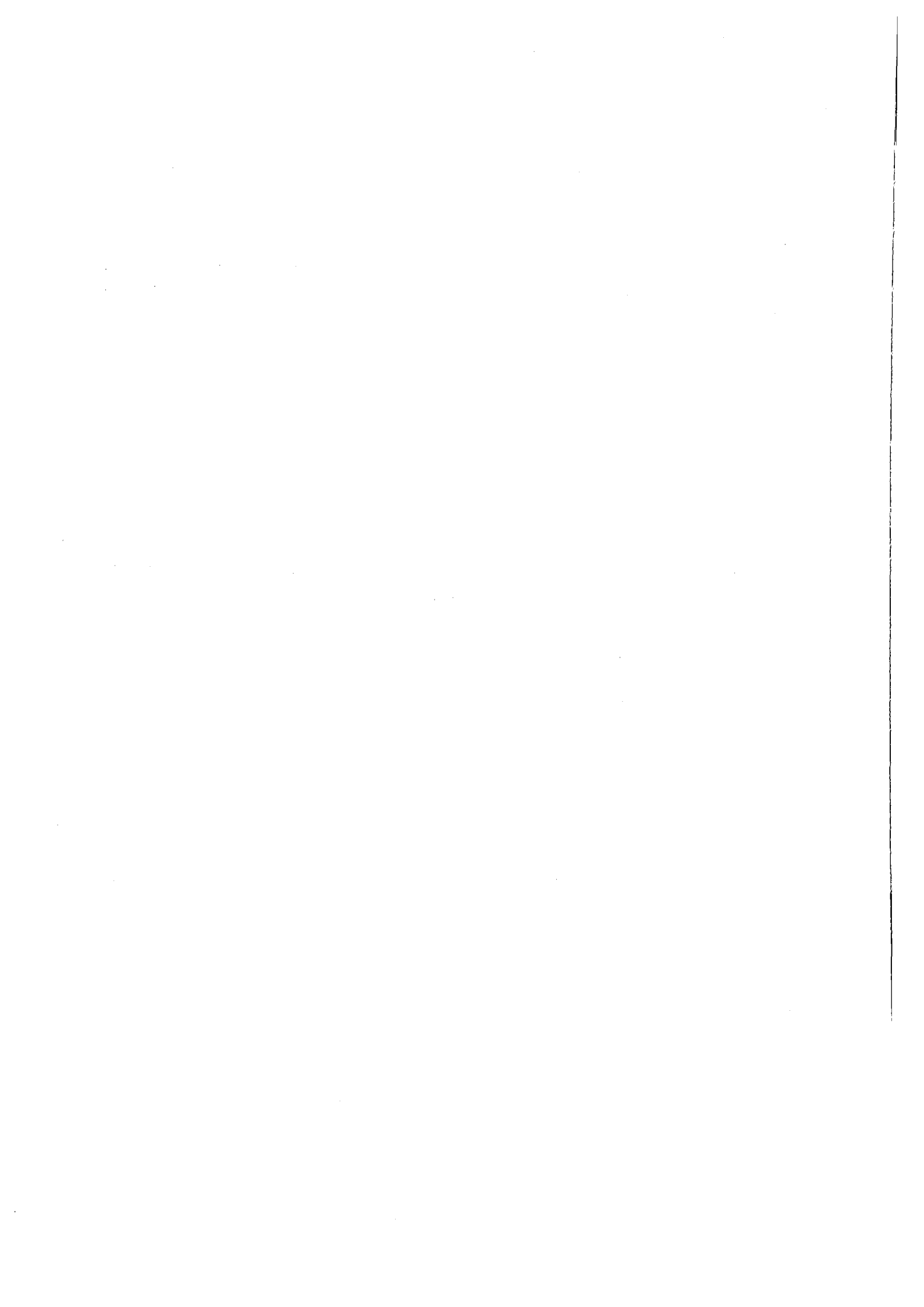
wobei

$$I_{eij}(t) = \int_{\Omega_p} s_{ij}(\rho, z) J_\phi(\rho, z, t) d\rho dz \quad (B.9)$$

der Strom im i,j-ten Stromkreis ist.

Mit Hilfe einer numerischen Methode wird der Strom  $I_e$  für jeden festen Stromkreis auf der Basis der Gl. B.9 berechnet. Eine Tabelle für die verschiedenen Ströme i,j zu verschiedenen Zeitpunkten wird auf diese Weise vorbereitet und als Eingabe für das Programm CARIDDI benutzt.





## Anhang C. Magnetische Dämpfung

Im vorliegenden Anhang wurden die Ergebnisse der Arbeit von Bialek und Weissemberger [27] als Ausgangspunkt für die Gleichungen im "Gleichungssystem für die magnetische Dämpfung" herangezogen.

### C.1 Gleichungssystem für die magnetische Dämpfung

Das Problem der Kopplung von Bewegungsgleichungen und EM-Gleichungen kann mit folgenden Gleichungen, die einem diskretisierten System entsprechen, beschrieben werden.

$$\tilde{M} \cdot \frac{d^2 \vec{X}}{dt^2} + \tilde{K} \cdot \vec{X} + \tilde{C} \cdot \dot{\vec{I}} = 0 \quad (C.1)$$

$$\tilde{L} \cdot \frac{d\vec{I}}{dt} + \tilde{R} \cdot \vec{I} + \tilde{D} \cdot \frac{d\vec{X}}{dt} = \vec{V}(t) \quad (C.2)$$

wobei

- m : Anzahl der Freiheitsgrade des mechanischen Problems
- n : Anzahl der Freiheitsgrade des elektromagnetischen Problems
- $\vec{X}$  : Vektor aus m geometrischen Koordinaten
- $\vec{I}$  : Vektor aus n generalisierten Strömen
- $\tilde{M}$  : Massenmatrix
- $\tilde{K}$  : Festigkeitsmatrix
- $\tilde{L}$  : Induktivitätsmatrix
- $\tilde{R}$  : Widerstandsmatrix
- $\vec{V}$  : Vektorpotential der äußeren Felder

$\vec{C}$  und  $\vec{D}$  sind die Kopplungsterme zwischen den Bewegungsgleichungen und den EM-Gleichungen. Das Glied  $\vec{C} \cdot \vec{I}$  ist durch die Lorentzkraft bedingt:

$$\vec{f} = \vec{j} \times \vec{B} \quad (C.3)$$

$\vec{B}$  ist im allgemeinen eine Funktion von Zeit und Ort. Kann  $\vec{B}$  durch ein konstantes Feld angenähert werden, d.h.

$$\vec{B}(\vec{r}, t) \simeq \vec{B}_K(\vec{r}) \quad (C.4)$$

so ist  $\vec{C}$  eine konstante Matrix.

Das Glied  $\vec{D} \cdot \frac{d\vec{X}}{dt}$  kommt aus der Gleichung:

$$\vec{E} = \vec{w} \times \vec{B} \quad (C.5)$$

wobei ein elektrisches Feld  $\vec{E}$  durch die Bewegung  $\vec{w}$  des Leiters in einem magnetischen Feld  $\vec{B}$  entsteht.

Mit derselben Annahme aus Gl. C.4 über  $\vec{B}$  ist  $\vec{D}$  ebenfalls konstant. Das System der Gleichungen C.1 und C.2 ist ein solches Differentialgleichungssystem mit konstanten Koeffizienten.

## C.2 Modifizierte EM-Gleichung in CARIDDI

Die Integralgleichung 2.1 wird mit Berücksichtigung von Gl. C.5 wie folgt modifiziert:

$$\begin{aligned} \vec{\eta}(\vec{r}) \cdot \vec{j}(\vec{r}, t) + \frac{\mu_0}{4\pi} \int_{\Omega} \frac{1}{|\vec{r} - \vec{r}'|} \frac{\partial \vec{j}(\vec{r}', t)}{\partial t} d\tau' \\ = - \frac{\partial \vec{A}_e(\vec{r}, t)}{\partial t} - \nabla \phi(\vec{r}, t) + \vec{w}(\vec{r}, t) \times \vec{B}(\vec{r}, t) \end{aligned} \quad (C.6)$$

Die Anwendung desselben Verfahrens, das in Anhang A beschrieben wird, führt mit der folgenden Annahme über  $\vec{w}$ :

$$\vec{w}(\vec{r}, t) = \sum_{j=0}^m \vec{s}_j(\vec{r}) \frac{dX_j(t)}{dt} \quad (C.7)$$

wobei

$\vec{s}_j(\vec{r})$  : vektorielle Formfunktionen

und mit Gl. C.4 zu Gl. C.2, wobei Term  $\tilde{D}$  in folgender Form enthalten ist :

$$D_{ij} = \int_{\Omega} [ \vec{J}_i(\vec{r}) \times \vec{B}_K(\vec{r}) ] \cdot \vec{s}_j(\vec{r}) d\tau \quad (C.8)$$

mit:

$$i = 1, n$$

$$j = 1, m$$

### C.3 Die Bewegungsgleichung

In CARIDDI wurde eine Bewegungsgleichung eingeführt, die die kleinen Schwingungen eines elastischen Körpers beschreibt. Sie hat die folgende Form:

$$\vec{U}(\vec{r}, t) = \int_{\Omega} \tilde{\Psi}(\vec{r}, \vec{r}') \left[ -\rho(r') \frac{d^2 \vec{U}(\vec{r}', t)}{dt^2} + \vec{j}(\vec{r}', t) \times \vec{B}_K(\vec{r}') \right] dt' \quad (C.9)$$

wobei

$\vec{U}$  : Verformungsvektor

$\tilde{\Psi}$  : Einflußfunktion

$\rho$  : Dichte

Aufgrund der begrenzten Speicherkapazität des Rechners kann diese Gleichung im Programm nicht in ihrer allgemeiner Form berechnet werden. Für jeden Anwen-

dungsfall wurde eine Form der Gleichung benutzt, die aus den vereinfachten Modellen der untersuchten Strukturen abgeleitet wurde.

#### C.4 Numerische Integration des Gleichungssystem

Die Gl. C.1 und C.2 bilden ein gemischtes System von Differential-Gleichungen erster und zweiter Ordnung.

Mit der Definition:

$$\vec{Y} = \frac{d\vec{X}}{dt} \quad (C.10)$$

kann man das System in der Form

$$\tilde{L}' \cdot \frac{d\vec{I}'}{dt} + \tilde{R}' \cdot \vec{I}' = \vec{V}'(t) \quad (C.11)$$

schreiben, wobei

$$\tilde{L}' = \begin{vmatrix} 0 & \tilde{E} & 0 \\ \tilde{M} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \tilde{L} \end{vmatrix} \quad (C.12)$$

$$\tilde{R}' = \begin{vmatrix} -\tilde{E} & 0 & 0 \\ 0 & \tilde{K} & \tilde{C} \\ 0 & 0 & \tilde{R} \end{vmatrix} \quad (C.13)$$

$$\vec{I}' = \begin{vmatrix} \vec{Y} \\ \vec{X} \\ \vec{I} \end{vmatrix} \quad (C.14)$$

$$\vec{V}' = \begin{vmatrix} 0 \\ 0 \\ \vec{V} \end{vmatrix} \quad (C.15)$$

Da das System wieder auf die Form von Gl. A.2 zurückgeführt werden konnte, kann es wieder mit derselben Integrationsmethode gelöst werden.

## C.5 Testfall

In [27] wurde die Berechnung eines einfachen Testfalls dargestellt. Mit dem Modell, das im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurde, wurde eine Vergleichsrechnung durchgeführt. In Tabelle 14 auf Seite 56 sind alle Daten und Randbedingungen des Testfalls zusammengefaßt.

Die Geometrie des Problems erlaubt es, daß Gl. C.9 in einer vereinfachten Form geschrieben werden kann. In der folgenden Gleichung wird nur die Bewegung in y-Richtung der x-Schwerpunktsachse des Balkens berücksichtigt.

$$v(x,t) = \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} dy' \int_{-\frac{b}{2}}^{+\frac{b}{2}} dz' \int_0^L \Psi(x,x') \left[ -\rho \frac{d^2 v(x',t)}{dt^2} + B_x \vec{j}(x',y',z') \cdot \vec{e}_z \right] dx' \quad (C.16)$$

Die Einflußfunktion  $\Psi$  kann mit Hilfe eines Biegemodells [44] von einem eingespannten Balkens beschrieben werden:

$$\Psi(x,x') = \frac{x^2}{6EI} (3x' - x) \quad \text{wenn } x \leq x' \quad (C.17)$$

$$\Psi(x,x') = \frac{x'^2}{6EI} (3x - x') \quad \text{wenn } x > x' \quad (C.18)$$

wobei

$$I = \frac{bh^3}{12}$$

Die Diskretisierung der Bewegungsgleichung wird mit Hilfe eines Modells "konzentrierter Massen" durchgeführt. In Abbildung 58 auf Seite 118 wird ein Schema dieses Modells gezeigt. Ebenfalls ist dort das entsprechende FEM-Modell für die EM-Analyse abgebildet.

Die Matrizen und die Vektoren der Gl. C.1 und C.2 nehmen folgende Form an:

$$X_j = v_j \quad (C.19)$$

$$M_{jl} = \Delta L_l \rho b h \Psi(x_j, x_l) \quad (C.20)$$

$$K_{jl} = \delta_{jl} \quad (C.21)$$

$$C_{jk} = -B_x \sum_{l=1}^m \Psi(x_j, x_l) \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} dy \int_{-\frac{b}{2}}^{+\frac{b}{2}} dz \int_{\Delta L_l} \vec{J}_k(x, y, z) \cdot \vec{e}_z dx \quad (C.22)$$

$$D_{il} = B_x \int_{-\frac{h}{2}}^{+\frac{h}{2}} dy \int_{-\frac{b}{2}}^{+\frac{b}{2}} dz \int_{\Delta L_l} \vec{J}_k(x, y, z) \cdot \vec{e}_z dx \quad (C.23)$$

mit

$$i, k = 1, n$$

$$j, l = 1, m$$

Um die Dämpfungseffekte zu verdeutlichen, wurden zwei Rechnungen desselben Falls durchgeführt:

1. **ungekoppeltes System** : das System wird mit der Annahme  $\tilde{D} = 0$  gelöst,
2. **gekoppeltes System** : der Rückkopplungseffekt wird berücksichtigt.

In Abbildung 59 auf Seite 119 wird die Bewegung des Balkens für Fall 1 gezeigt. Die maximale Verformung der Struktur beträgt circa 24 mm. Der entsprechende Verlauf des Stroms ist in Abbildung 60 auf Seite 120 gezeigt. Wirbelströme entstehen praktisch nur während der Änderung des magnetischen Felds  $B_y$ .

Für Fall 2 wird in Abbildung 61 auf Seite 121 der Dämpfungseffekt deutlich. Die maximale Verformung der Struktur beträgt jetzt nur etwa 5 mm. Die Stromverteilung in Abbildung 62 auf Seite 122 zeigt die Entstehung von Wirbelströmen auch nach der Feldänderungsphase.

Der Vergleich mit den Ergebnissen von [27] (siehe Abbildung 63 auf Seite 123) zeigt eine vollständige Übereinstimmung.

## C.6 Dämpfungsmodell zur Analyse des Segmentgehäuses

In Abbildung 64 auf Seite 124 wird die Geometrie des Modells, das zur Analyse des Wirbelstromdämpfungseffekts im Segmentgehäuse verwendet wird, dargestellt. Das Segmentgehäuse wird als in der Äquatorialebene eingespannter Balken modelliert. In den Bewegungsgleichungen wird nur der untere Teil des Segmentgehäuses berücksichtigt, da der obere Teil in diesem Modell als unbeweglich angesehen wird.

Den größten Beitrag zur Entstehung von Wirbelströmen liefert das toroidale magnetische Induktionsfeld  $B_T$ . Im Modell wird daher nur dieses Feld berücksichtigt. Aus dieser Vereinfachung folgt wegen der Antisymmetrie des Feldes  $B_T$  bezüglich der Mittelebene (siehe Abbildung 26 auf Seite 86) des Segmentgehäuses, daß auch die EM-Kräfte und die dadurch hervorgerufenen Bewegungen dieselbe Antisymmetrie zeigen. In den Bewegungsgleichungen werden also nur die Verschiebung  $v$  (Verschiebung in toroidaler Richtung) und die Drehung  $\phi$  (Drehung der Schwerpunktschwerachse des Segmentgehäuses) berücksichtigt:

$$v(\theta, t) = R_G \int_0^{\theta_M} [\Psi_{vv}(\theta, \theta') F_y(\theta', t) + \Psi_{v\phi}(\theta, \theta') M_\phi(\theta', t)] d\theta' + R_G \int_0^{\theta_M} \Psi_{vy}(\theta, \theta') M_y(\theta', t) d\theta' \quad (C.24)$$

$$\phi(\theta, t) = R_G \int_0^{\theta_M} [\Psi_{\phi v}(\theta, \theta') F_y(\theta', t) + \Psi_{\phi\phi}(\theta, \theta') M_\phi(\theta', t)] d\theta' + R_G \int_0^{\theta_M} \Psi_{\phi y}(\theta, \theta') M_y(\theta', t) d\theta' \quad (C.25)$$

wobei gilt:

$$F_y(\theta, t) = \int_{F_\theta} \left[ \vec{f}_M(\xi, \eta, \theta) \cdot \vec{e}_\eta - \rho(\xi, \eta, \theta) \frac{d^2 v(\theta, t)}{dt^2} \right] d\xi d\eta \quad (C.26)$$



$$M_\phi(\theta, t) = \int_{F_\theta} \left[ \xi \vec{f}_M(\xi, \eta, \theta) \cdot \vec{e}_\eta - \eta \vec{f}_M(\xi, \eta, \theta) \cdot \vec{e}_\xi \right] d\xi d\eta \\ - \int_{F_\theta} \rho(\xi, \eta, \theta) (\xi^2 + \eta^2) \frac{d^2\phi(\theta, t)}{dt^2} d\xi d\eta \quad (C.27)$$

$$M_\gamma(\theta, t) = \int_{F_\theta} \left[ \xi \vec{f}_M(\xi, \eta, \theta) \cdot \vec{e}_\xi - \eta \vec{f}_M(\xi, \eta, \theta) \cdot \vec{e}_\eta \right] d\xi d\eta \\ - \int_{F_\theta} \rho(\xi, \eta, \theta) \eta^2 \frac{d^2\gamma(\theta, t)}{dt^2} d\xi d\eta \quad (C.28)$$

mit:

$$\vec{f}_M(\xi, \eta, \theta) = \vec{j}(\xi, \eta, \theta) \times \vec{B}_T(\xi, \eta, \theta) \quad (C.29)$$

In den aufgeführten Gleichungen ( C.24 - C.29 ) bedeuten:

$\xi, \eta, \zeta$  : ein lokales Koordinatensystem gemäß Abbildung 64

$\gamma$  : Drehung bezüglich der  $\xi$ -Achse

$R_G$  : Radius der Schwerpunktschwerachse des Balkens gemäß Abbildung 64

Die Einflußfunktionen  $\Psi$  können mit Hilfe eines Biege- und Torsionsmodells von einem eingespannten krummen Balken /45/ beschrieben werden:

$$\Psi(\theta, \theta') = a_1 + a_2 \sin \theta + a_3 \cos \theta + a_4 \theta \sin \theta + a_5 \theta \cos \theta + a_6 \theta \quad (C.30)$$

wobei die Konstanten  $a_i$  für die verschiedenen Einflußfunktionen in Tabelle 15 auf Seite 57 zusammengefaßt sind.

Die Diskretisierung der Bewegungsgleichungen wird mit Hilfe eines Modells "konzentrierter Massen" durchgeführt. In Abbildung 65 auf Seite 125 wird ein Schema dieses Modells gezeigt. Die Matrizen und die Vektoren der GL. C.1 und C.2 nehmen folgende Form an:

$$\vec{X} = \begin{vmatrix} \vec{v} \\ \vec{\phi} \end{vmatrix} \quad (C.31)$$

$$\tilde{M} = \begin{vmatrix} \tilde{M}_{vv} & \tilde{M}_{\phi v} \\ \tilde{M}_{v\phi} & \tilde{M}_{\phi\phi} \end{vmatrix} \quad (C.32)$$

$$\tilde{K} = \tilde{E} \quad (C.33)$$

$$\tilde{C} = \begin{vmatrix} \bar{C}_v \\ \bar{C}_\phi \end{vmatrix} \quad (C.34)$$

$$\tilde{D} = \begin{vmatrix} \bar{D}_v & \bar{D}_\phi \end{vmatrix} \quad (C.35)$$

Die Komponenten der Matrix  $\tilde{M}$  sind:

$$M_{vvjl} = \Psi_{vv}(\theta_j, \theta_l) M_l + \Psi_{v\gamma}(\theta_j, \theta_l) I_{\gamma l} s_{\gamma l} \quad (C.36)$$

$$M_{v\phi jl} = \Psi_{v\phi}(\theta_j, \theta_l) I_{\phi l} \quad (C.37)$$

$$M_{\phi v jl} = \Psi_{\phi v}(\theta_j, \theta_l) M_l + \Psi_{\phi\gamma}(\theta_j, \theta_l) I_{\gamma l} s_{\gamma l} \quad (C.38)$$

$$M_{\phi\phi jl} = \Psi_{\phi\phi}(\theta_j, \theta_l) I_{\phi l} \quad (C.39)$$

mit:

$$M_l = R_G \int_{\Delta\theta_l} d\theta \int_{F_\theta} \rho(\xi, \eta, \theta) d\xi d\eta \quad (C.40)$$

$$I_{\phi l} = R_G \int_{\Delta\theta_l} d\theta \int_{F_\theta} \rho(\xi, \eta, \theta) (\xi^2 + \eta^2) d\xi d\eta \quad (C.41)$$

$$I_{\gamma l} = R_G \int_{\Delta\theta_l} d\theta \int_{F_\theta} \rho(\xi, \eta, \theta) \eta^2 d\xi d\eta \quad (C.42)$$

In diesen Gleichungen ( C.36 - C.42 ) sind:

$s_{\gamma l}$  : Formfunktion

$\Delta\theta_l$  : Winkel gemäß Abbildung 65

$F_\theta$  : Balkenquerschnitt

Die Komponenten der Matrix  $\tilde{C}$  sind:

$$C_{v,jk} = - \sum_{l=1}^m \left[ \Psi_{vv}(\theta_j, \theta_l) \vec{e}_y \cdot \vec{f}_{lk} + \Psi_{v\phi}(\theta_j, \theta_l) m_{\phi,lk} \right] - \sum_{l=1}^m \Psi_{vy}(\theta_j, \theta_l) m_{y,lk} \quad (C.43)$$

$$C_{\phi,lk} = - \sum_{l=1}^m \left[ \Psi_{\phi v}(\theta_j, \theta_l) \vec{e}_y \cdot \vec{f}_{lk} + \Psi_{\phi\phi}(\theta_j, \theta_l) m_{\phi,lk} \right] - \sum_{l=1}^m \Psi_{\phi y}(\theta_j, \theta_l) m_{y,lk} \quad (C.44)$$

mit:

$$\vec{f}_{lk} = R_G \int_{\Delta\theta_l} d\theta \int_{F_\theta} \left[ \vec{J}_k(\xi, \eta, \theta) \times \vec{B}_T(\xi, \eta, \theta) \right] d\xi d\eta \quad (C.45)$$

$$m_{\phi,lk} = R_G \int_{\Delta\theta_l} d\theta \int_{F_\theta} \left[ \vec{J}_k(\xi, \eta, \theta) \times \vec{B}_T(\xi, \eta, \theta) \right] \cdot (\xi \vec{e}_\eta - \eta \vec{e}_\xi) d\xi d\eta \quad (C.46)$$

$$m_{y,lk} = R_G \int_{\Delta\theta_l} d\theta \int_{F_\theta} \left[ \vec{J}_k(\xi, \eta, \theta) \times \vec{B}_T(\xi, \eta, \theta) \right] \cdot \eta \vec{e}_\xi d\xi d\eta \quad (C.47)$$

Für die Komponenten der Matrix  $\tilde{D}$  erhält man schließlich:

$$D_{v,il} = \vec{f}_{il} \cdot \vec{e}_y + m_{y,il} \quad (C.48)$$

$$D_{\phi,il} = m_{\phi,il} \quad (C.49)$$

$\vec{f}_{il}$ ,  $m_{\phi,il}$  und  $m_{y,il}$  können ebenso durch die Gl. C.45, C.46 bzw. C.47 jedoch mit veränderten Indizes ausgedrückt werden.

## Anhang D. Abschätzung des Effekts der Seitenwände zur Entstehung der Wirbelströme

Die Abschätzung des Effekts der Seitenwände zur Entstehung der Wirbelströme wird gemäß Abbildung 66 auf Seite 126 durchgeführt. Die folgenden Werte für die Wandstärke werden in der Rechnung verwendet:

$$1. \text{ Erste Wand} \quad : \quad h_1 = 0,008 \text{ m}$$

$$2. \text{ Seitenwand} \quad : \quad h_2 = 0,007 \text{ m}$$

$$3. \text{ Rückwand} \quad : \quad h_3 = 0,030 \text{ m}$$

Für eine Höhe  $H = 1 \text{ m}$  werden die Widerstände der Wände mit der Annahme eines spezifischen elektrischen Widerstands

$$\rho = 0,94 \cdot 10^{-6} \Omega \text{m}$$

wie folgt berechnet:

$$1. \text{ Erste Wand} \quad : \quad R_1 = 8,9 \cdot 10^{-5} \Omega$$

$$2. \text{ Seitenwand} \quad : \quad R_2 = 9,6 \cdot 10^{-5} \Omega$$

$$3. \text{ Rückwand} \quad : \quad R_3 = 2,8 \cdot 10^{-5} \Omega$$

Hieraus wird der gesamte elektrische Widerstand  $R$  berechnet:

$$R = R_1 + 2R_2 + R_3 = 3,1 \cdot 10^{-4} \Omega$$

Der magnetische Fluß durch das Plasma  $\Phi_P$  läßt sich so ausdrücken:

$$\Phi_P = \bar{B}_P F \tag{D.1}$$

wobei:

$$\bar{B}_P = 0,6 \text{ T} \quad : \quad \text{mittlere magnetische Induktion}$$

$$F = 0,57 \text{ m}^2 \quad : \quad \text{Fläche}$$

Daher beträgt der magnetische Fluß

$$\Phi_p = 0.35 \text{ Wb.}$$

Dieser Fluß geht zu Null in 20 ms, d.h., die elektromotorische Kraft (Spannung)  $V$  nach dem Faraday'schen Induktionsgesetz

$$V = - \frac{d\Phi}{dt} \quad (D.2)$$

beträgt

$$V = 17,4 \text{ Volt .}$$

Da die Zeitkonstante des Stromkreises sehr viel kleiner als 20 ms ist, genügt es, den asymptotischen Wert der Stromstärke  $I_\infty$  zu berechnen:

$$I_\infty = \frac{V}{R} \quad (D.3)$$

In diesem Fall wird der folgende Wert für die Stromstärke berechnet:

$$I_\infty = 56,8 \text{ kA .}$$

Die magnetische Induktion in toroidaler Richtung  $B_T$  bewirkt Kräfte (Lorentzkraft) auf die Seitenwände:

$$\bar{B}_T = 4,1 \text{ T : mittlere toroidale magnetische Induktion}$$

In den Seitenwänden wird eine Stromdichte  $j$  :

$$j = \frac{I_\infty}{h_2 H} = 8,11 \frac{\text{MA}}{\text{m}^2}$$

und dadurch folgende Kraft pro Volumen berechnet:

$$f = j \bar{B}_T = 33,3 \frac{\text{MN}}{\text{m}^3} .$$

## Anhang E. Modellierung der versteiften Wände

Zur Modellierung der versteiften Wände werden Schalen-Elemente mit anisotropen Elastizitätskonstanten benutzt. Die Benutzung der Option LAMINA in ABAQUS /16/ verlangt die Kenntnis der Elastizitätskonstanten  $E_x$ ,  $E_y$ ,  $\nu_{xy}$ ,  $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$  und  $G_{yz}$ , wobei x und y die Hauptrichtungen der orthotropen Platte bezeichnen. Für jede Wand wird eine Referenzdicke  $h$  angegeben, die der Dicke der unversteiften Platte entspricht. Danach werden die obengenannten Konstanten berechnet und dabei berücksichtigt, daß die Steifigkeiten der anisotropen Platte der Steifigkeit der versteiften Platte entsprechen.

In Abbildung 67 auf Seite 127 wird ein Schnitt der versteiften Platte gezeigt. Die Berechnung der Plattensteifigkeiten  $D_x$ ,  $D_y$  und  $D_{xy}$  wird nach Girkmann /46/ und Timoschenko /47/ durchgeführt.

### *E.1 Biegesteifigkeit in Hauptrichtung x*

Gemäß Abbildung 67 werden für die Wandkomponenten 1, 2 und 3 die Fläche  $F$  und das Trägheitsmoment  $I$  bezogen auf die Schwerpunktschwerachse in x-Richtung für den Abstand  $p$  zwischen den Rohrmitten berechnet:

1. Wandkomponente :	$F = 180,57 \text{ m}^2$ ,	$I = 8469,70 \text{ m}^4$
2. Wandkomponente :	$F = 158,79 \text{ m}^2$ ,	$I = 5008,73 \text{ m}^4$
3. Wandkomponente :	$F = 233,47 \text{ m}^2$ ,	$I = 11408,90 \text{ m}^4$

Die Biegesteifigkeit  $D_x$  wird durch die folgende Formel nach Girkmann berechnet:

$$D_x = \frac{I E}{p} \quad (E.1)$$

mit dem Abstand  $p$  zwischen den Rohren:

$$p = 23.0 \text{ mm für die 1. und 3. Wandkomponente}$$

$$p = 23.6 \text{ mm für die 2. Wandkomponente}$$

Mit Hilfe der Biegesteifigkeit der unversteiften Platte  $D$  kann  $D_x$  wie folgt ausgedrückt werden:

$$D_x = f_x D \quad (E.2)$$

wobei

$$D = \frac{h^3 E}{12(1 - \nu^2)}$$

$$f_x = \frac{12I}{ph^3} (1 - \nu^2)$$

$h$  ist die Stärke der unversteiften Platte.  $f_x$  wird für jede Wandkomponente berechnet:

1. Wandkomponente:  $f_x = 69,1$
2. Wandkomponente:  $f_x = 40,3$
3. Wandkomponente:  $f_x = 23,8$

## ***E.2 Biegesteifigkeit in Hauptrichtung y***

Die Biegesteifigkeit in Richtung  $y$  wird mit der Ersatzbreite  $p'$  und der Ersatzhöhe  $h'$  für das Kühlrohr (siehe Abbildung 68 auf Seite 128) berechnet. Die Breite  $p'$  wird mit 7 mm angenommen. Die Höhe  $h'$  wird so abgeschätzt, daß Schnitt und Ersatzschnitt das gleiche Trägheitsmoment aufweisen. Die folgenden Werte werden wie folgt berechnet:

1. Wandkomponente:  $h' = 21,3$  mm
2. Wandkomponente:  $h' = 17,8$  mm
3. Wandkomponente:  $h' = 23,4$  mm

Sind  $D$  und  $D'$  die Biegesteifigkeiten der unversteiften Platte bzw. der Rippe, so kann die gesamte Biegesteifigkeit  $D_y$  folgendermaßen ausgedrückt werden:

$$D_y = \frac{p}{\frac{p - p'}{D} + \frac{p}{D'}} \quad (E.3)$$

wobei

$$D' = \frac{h'^3 E}{12(1 - \nu^2)} \quad (E.4)$$

In Funktion von  $D$  kann man  $D_y$  wie folgt schreiben:

$$D_y = f_y D \quad (E.5)$$

wobei

$$f_y = \frac{p}{(p - p') + p' \left( \frac{h}{h'} \right)^3} \quad (E.6)$$

$f_y$  wird für die drei Wandkomponenten wie folgt berechnet:

1. Wandkomponente:  $f_y = 1,4$
2. Wandkomponente:  $f_y = 1,4$
3. Wandkomponente:  $f_y = 1,4$

### ***E.3 Torsionssteifigkeit***

Die Torsionssteifigkeit der versteiften Platte wird mit Hilfe der folgenden Gleichung abgeschätzt:

$$D_{xy} = \frac{D(1 - \nu)}{2} + \frac{GI_T}{2p} \quad (E.7)$$

wobei  $GI_T$  die Torsionssteifigkeit einer einzelnen Rippe ist.

In Abhängigkeit von  $D$  wird  $D_{xy}$  folgendermaßen ausgedrückt:

$$D_{xy} = f_{xy} \frac{D(1 - \nu)}{2} \quad (E.8)$$

wobei gilt:

$$f_{xy} = 1 + \frac{6I_T}{ph^3} \quad (E.9)$$



$I_T$  wird für das Rohr mit dem Ausdruck

$$I_T = \frac{\pi D_d^3 t}{4} \quad (E.10)$$

mit

$D_d$  : mittlere Rohrdurchmesser

$t$  : Dicke des Rohrs

berechnet.

Die berechneten Werte für  $f_{xy}$  sind:

1. Wandkomponente:  $f_{xy} = 12,8$

2. Wandkomponente:  $f_{xy} = 12,6$

3. Wandkomponente:  $f_{xy} = 4,0$

## E.4 Schubsteifigkeit

Die Schubsteifigkeit  $K_{xz}$  der Platte kann als Summe ausgedrückt werden:

$$K_{xz} = K_S + \frac{GF'}{\chi_R P} \quad (E.11)$$

wobei  $K_S = \frac{5}{6} hG$  die Steifigkeit der unversteiften Platte darstellt und  $\frac{GF'}{\chi_R}$  die Schubsteifigkeit eines Rohres mit:

$F'$  : Fläche des Rohres

$\chi_R$  : Schubfaktor des Rohres.

Man kann  $K_{xz}$  als Funktion der Schubsteifigkeit der unversteiften Platte ausdrücken:

$$K_{xz} = f_{xz} K_S \quad (E.12)$$

wobei

$$f_{xz} = 1 + \frac{6}{5} \frac{F'}{p h \chi_R} \quad (E.13)$$

Ist  $\chi_R = 1.81$  der Schubfaktor eines Rohres, erhält man:

1. Wandkomponente:  $f_{xz} = 1,64$
2. Wandkomponente:  $f_{xz} = 1,47$
3. Wandkomponente:  $f_{xz} = 1,40$

Zur Berechnung der Schubsteifigkeit  $K_{yz}$  benutzt man wieder das Modell des Ersatzschnittes (siehe Abschnitt E.2):

$$K_{yz} = \frac{p}{\frac{p - p'}{K_S} + \frac{p'}{K_{S'}}} \quad (E.14)$$

wobei

$$K_{S'} = \frac{5}{6} h' G \quad (E.15)$$

$K_{yz}$  kann als Funktion der Schubsteifigkeit  $K_S$  geschrieben werden:

$$K_{yz} = f_{yz} K_S \quad (E.16)$$

wobei

$$f_{yz} = \frac{p}{(p - p') + p' \frac{h}{h'}} \quad (E.17)$$

Die berechneten Werte von  $f_{yz}$  sind:

1. Wandkomponente:  $f_{yz} = 1,33$
2. Wandkomponente:  $f_{yz} = 1,30$
3. Wandkomponente:  $f_{yz} = 1,29$

## ***E.5 Berechnung der Elastizitätskonstanten der orthotropen Platte***

Die Größen  $D_x$ ,  $D_y$ ,  $\nu_{xy}$  und  $\nu_{yx}$  sind nach dem Reziprozitätssatz von Betti durch die Beziehung:

$$D_x \nu_{xy} = D_y \nu_{yx} \quad (E.18)$$

verknüpft.

Wenn man für  $\nu_{yx}$  den üblichen Wert von 0,3 annimmt, kann man  $\nu_{xy}$  wie folgt berechnen:

$$\nu_{xy} = 0,3 \frac{f_y}{f_x} \quad (E.19)$$

Mit Hilfe der folgenden Gleichungen, die für die orthotrope Platte gelten,

$$D_x = \frac{h^3}{12} \frac{E_x}{1 - \nu_{xy}\nu_{yx}} \quad (E.20)$$

$$D_y = \frac{h^3}{12} \frac{E_y}{1 - \nu_{xy}\nu_{yx}} \quad (E.21)$$

$$D_{xy} = \frac{h^3}{12} G_{xy} \quad (E.22)$$

$$K_{xz} = \frac{5}{6h} G_{xz} \quad (E.23)$$

$$K_{yz} = \frac{5}{6h} G_{yz} \quad (E.24)$$

kann man folgende Gleichungen aufstellen:

$$E_x = (1 - \nu_{xy}\nu_{yx}) f_x E \quad (E.25)$$

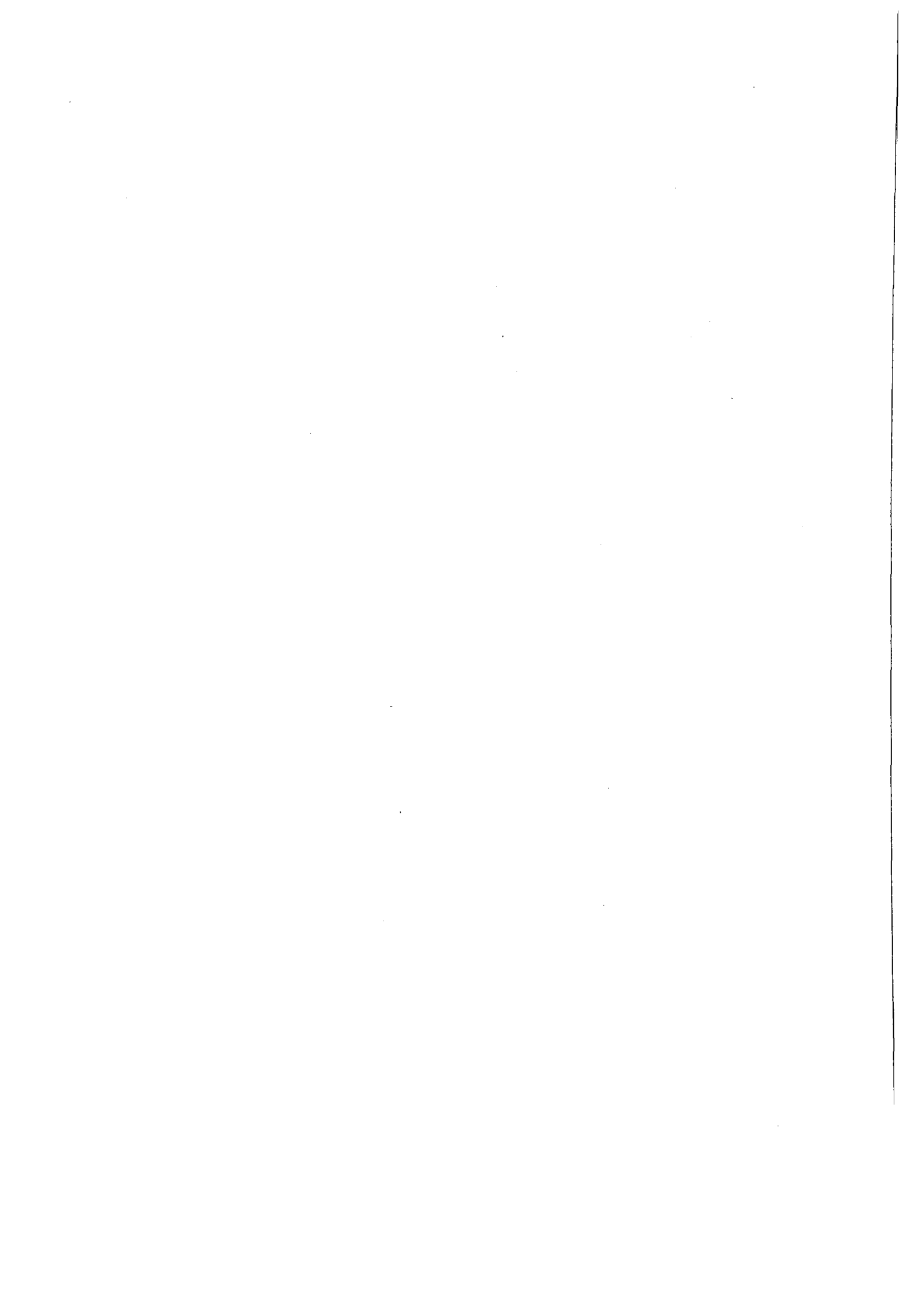
$$E_y = (1 - \nu_{xy}\nu_{yx}) f_y E \quad (E.26)$$

$$G_{xy} = f_{xy} G \quad (E.27)$$

$$G_{xz} = f_{xz} G \quad (E.28)$$

$$G_{yz} = f_{yz} G \quad (E.29)$$

Die so berechneten Elastizitätskonstanten wurden in Tabelle 16 zusammengefaßt.



## Anhang F. Auswertung der Ergebnisse der Festigkeitsanalyse

Mit dem Modell der anisotropen Schalen werden die Verformungen der Struktur und die Verteilung der Reaktionskräfte an der Befestigung richtig berechnet. Die berechneten Spannungen sind aber nur fiktiv. Sie müssen noch verarbeitet werden, um die Vergleichsspannungen zu berechnen.

Für jeden ausgewählten Punkt der Struktur, den man prüfen will, erhält man vom Programm ABAQUS die Spannungen  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  und  $\tau_{xy}$ <sup>5</sup>. Auf der Basis linearen Verhaltens dieser Spannungen zur Dicke der Platte werden die Membran- ( $\sigma_0$ ) und die Biege-Komponenten ( $\Delta\sigma$ ) berechnet:

$$\sigma = \sigma_0 + \zeta \Delta\sigma \quad (F.1)$$

wobei

$$\sigma = \sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$$

und

$$\zeta = \frac{2z}{h}$$

Daher kann man die Schnittkräfte und Schnittmomente einfach berechnen:

$$N_x = h \sigma_{x0} \quad (F.2)$$

$$N_y = h \sigma_{y0} \quad (F.3)$$

$$N_{xy} = h \tau_{xy0} \quad (F.4)$$

$$M_x = \frac{h^2}{6} \Delta\sigma_x \quad (F.5)$$

$$M_y = \frac{h^2}{6} \Delta\sigma_y \quad (F.6)$$

$$M_{xy} = -\frac{h^2}{6} \Delta\tau_{xy} \quad (F.7)$$

Dieselben Schnittkräfte und Schnittmomente müssen auch für die realen Wandabschnitte gelten. Die Wandkomponenten 1, 2 und 3 werden an vier Punkten geprüft

---

<sup>5</sup> Für die Definition eines Teils der angegebenen Größen siehe auch Anhang E.

(siehe Abbildung 69 auf Seite 129), an denen man erwartet, die größten Spannungen zu finden.

Im folgenden werden die Formeln, die für die Berechnung an den vier Prüfpunkten benutzt werden, zusammengefaßt:

$$(\sigma_{xm})_i = \frac{hp}{F} \sigma_{x0} \quad \text{mit } i = 1,4 \quad (F.8)$$

$$(\sigma_{ym})_i = \sigma_{y0} \quad \text{mit } i = 1,2 \quad (F.9)$$

$$(\sigma_{ym})_3 = \frac{h}{h''} \sigma_{y0} \quad (F.10)$$

$$(\sigma_{ym})_4 \approx 0 \quad (F.11)$$

$$(\tau_{xym})_i = \tau_{xy0} \quad \text{mit } i = 1,3 \quad (F.12)$$

$$(\tau_{xym})_4 \approx 0 \quad (F.13)$$

$$(\sigma_{xb})_i = \frac{ph(z_i - z_G)}{I} \left[ \frac{h}{6} \Delta\sigma_x + z_G \sigma_{x0} \right] \quad \text{mit } i = 1,3 \quad (F.14)$$

$$(\sigma_{yb})_i = \frac{2z_i}{h} \Delta\sigma_y \quad \text{mit } i = 1,2 \quad (F.15)$$

$$(\sigma_{yb})_3 = \frac{2h(z_3 - z''_G)}{h''^2} \left[ \frac{h}{h''} \Delta\sigma_y + 3\sigma_{y0} \right] \quad (F.16)$$

$$(\sigma_{yb})_4 \approx 0 \quad (F.17)$$

$$(\tau_{yb})_i = \frac{2z_i}{h} \Delta\tau_{xy} \quad \text{mit } i = 1,2 \quad (F.18)$$

$$(\tau_{yb})_3 = \frac{2h(z_3 - z''_G)}{h''^2} \left[ \frac{h}{h''} \Delta\tau_{xy} + \tau_{xy} \right] \quad (F.19)$$

$$(\tau_{yb})_4 \approx 0 \quad (F.20)$$

wobei Index m die Mämbbran- und Index b die Biege-Komponenten bezeichnet.