

390 | November 1979

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

D. Hachmann

Rechnerische und meßtechnische Erfassung der Beanspruchungen von Containerschiffen im Seegang

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

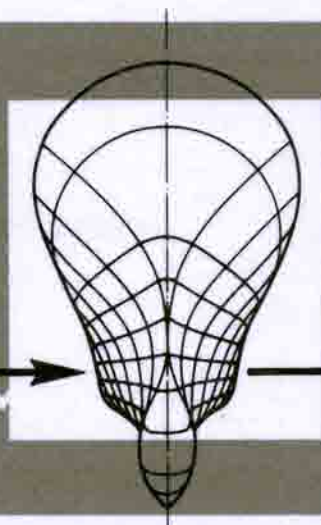
Rechnerische und messtechnische Erfassung der Beanspruchungen von Containerschiffen im Seegang

D. Hachmann, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1979

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

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

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU
DER UNIVERSITÄT HAMBURG



Rechnerische und meßtechnische Erfassung
der Beanspruchungen von Containerschiffen
im Seegang

D.Hachmann

November 1979

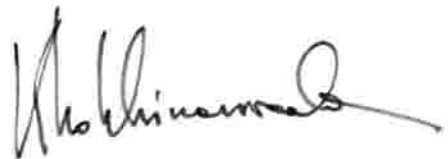
Bericht Nr.390

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Bericht Nr. 390

Rechnerische und Meßtechnische Erfassung der Beanspruchungen
von Containerschiffen im Seegang

von
D. Hachmann

A handwritten signature in black ink, appearing to read 'D. Hachmann', with a long horizontal flourish extending to the right.

Hamburg / November 1979

INHALT

	Seite
Vorwort	1
1. Einleitung	3
2. Meßwerterfassung	9
3. Elastomechanische Methoden	15
3.1 Grundlagen zur Torsion dünnwandiger Stäbe	17
3.2 Idealisierung des Schiffskörpers durch mehrere Stäbe	23
3.3 Alternative Berücksichtigung der über der Länge veränderlichen Torsionssteifigkeiten	25
3.4 Näherungsweise Entkoppelung der Wirkungen aus Torsion und horizontaler Biegung beim Stabmodell	29
3.5 Idealisierung des Schiffskörpers nach der FE-Methode	30
4. Einheitslastenkonzept bei elastomechanischen Untersuchungen der Beanspruchungen im Seegang	37
5. Systemantwort des Schiffes in Wellen	42
5.1 Übertragungsfunktionen zusammengesetzter Beanspruchungen	43
5.2 Koordinatensysteme, Koordinierung zwischen hydro- mechanischen und elastomechanischen Rechnungen	47
6. Vergleich gerechneter und gemessener Beanspruchungen	50
6.1 Ansatz für das Seegangsspektrum	51
6.2 Ermittlung des Seegangsspektrums	53
6.3 Gegenüberstellung geschätzter und gemessener Beanspruchungen	58
6.4 Verwendete Programmtechniken	59
6.5 Ergebnisse	61
6.5.1 Biegebeanspruchung der Querriegel	69
6.5.2 Beanspruchungen im Gurtungsdeck vor dem Maschinenraum	73
6.5.3 Beanspruchungen im Lukenlängsband	73
6.5.4 Beanspruchungen auf halber Seitenhöhe und im Bereich des Innenbodens	74
7. Schlußbetrachtung	76
8. Schrifttum	78

Vorwort

Diese Arbeit ist Teil eines umfangreichen Forschungsprogramms des "Sonderforschungsbereich 98, Schiffstechnik und Schiffbau". Innerhalb des Projektbereichs B, der die Sicherheit und Wirtschaftlichkeit der tragenden Schiffskonstruktion bearbeitete, wurden im Teilprojekt B1 des SFB 98 die Belastungen und Beanspruchungen der tragenden Schiffskonstruktion untersucht.

Bei der rechnerischen und meßtechnischen Erfassung der Beanspruchungen von Containerschiffen im Seegang waren drei der vier Trägerinstitutionen des SFB 98 beteiligt:

1. Die meßtechnische Erfassung von Bewegungen und Beanspruchungen wurde vom Institut für Schiffbau der Universität Hamburg aus betrieben. Es wurden die Containerschiffe MS 'ALSTER EXPRESS' (1. Generation) und TS 'TOKIO EXPRESS' (3. Generation) untersucht. Dabei wurde erstmalig im Schiffbau ein Prozeßrechner verwendet. Mit der Vorbereitung der Hochseemeßfahrt auf TS 'TOKIO EXPRESS' wurde die Meßwerterfassung von Herrn Dipl.-Ing. G. Seproni verantwortlich wahrgenommen.
2. Die elastischen Eigenschaften der beiden Meßobjekte wurden von der Forschungsabteilung des Germanischen Lloyd untersucht. In beiden Fällen wurden neue elastomechanische Methoden im Rahmen des Söding'schen Konzepts zur Berechnung überlagerter Beanspruchungen erstmalig eingesetzt. Die Berechnungen an MS 'ALSTER EXPRESS' wurden hauptsächlich von Herrn Dr.-Ing. P. Thomsen vorgenommen.- Nachdem mehrere Schiffe und 'off-shore'-Geräte nach der Finite Elemente Methode untersucht worden waren und damit Erfahrungen in der Handhabung umfangreicher Idealisierungen vorlagen, wurde die FE-Methode zur Berechnung der Übertragungsfunktionen von Beanspruchungen für TS 'TOKIO EXPRESS' verwendet. Diese Arbeit wurde durch die Beratung von Herrn Dr. techn. H. Payer und Herrn Ing. grad. E. Hermes entscheidend gefördert.
3. Die statistische Verteilung der Glattwasserbelastungen von Containerschiffen wurde am Lehrstuhl für Entwerfen von Schiffen der Universität Hannover analysiert. In diesem Rahmen wurden auch die Massenverteilungen, die bei den Meßfahrten vorlagen, von Herrn Dipl.-Ing. J. Isensee ausgewertet. Herr Isensee hat darüber hinaus auch die Formdaten der Schiffe

für die hydrodynamischen Berechnungen aufbereitet.

Die HAPAG-LLOYD AG ermöglichte die Messung auf den Containerschiffen MS 'ALSTER EXPRESS' (drei Nordatlantik-Reisen) und TS 'TOKIO EXPRESS' (zwei Ostasienreisen). Der damit verbundene Aufwand sollte nicht unterschätzt werden: In Zusammenarbeit mit der Blohm + Voss AG wurden zwei Druckdosen im Schiffsboden installiert. Es wurden mehrere Kilometer Kabel zu den Gebern verlegt. Ein Stellplatz für den Meßcontainer des SFB 98 wurde bereitgestellt. Das Begleitpersonal wurde versorgt. Schiffsführung und Besatzung haben die Arbeit wohlwollend unterstützt.

Das Teilprojekt B1 wurde bis 1977 von Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Söding und danach von Herrn Prof. Dr.-Ing. O. Grim mit viel Geduld geleitet.

Herr Prof. Dr.-Ing. H. Söding war während des gesamten Forschungszeitraums für alle anstehenden Probleme stets ansprechbar und hat das Manuskript dieser Arbeit in unverhältnismäßig kurzer Zeit durchgesehen. Herr Prof. Dr.-Ing. O. Mahrenholtz hat durch seine konstruktive Kritik entscheidend zur schriftlichen Darstellung der Arbeit beigetragen.

1. Einleitung

Anfang der 70er Jahre war die Entwicklung von Rechenverfahren zur Erfassung des Seeverhaltens von Schiffen zu abgerundeten Rechnerprogrammen gegeben: Insoweit eine lineare Gesetzmäßigkeit zwischen der Erregung - das sind die Wellen - und Systemantwort des Schiffes vorliegt, können die Bewegungen, Belastungen und Beanspruchungen berechnet werden. Unter Verwendung der für einige Seegebiete vorliegenden Seegangstatistiken kann darüber hinaus die statistische Verteilung der Seegangswirkungen angegeben werden.

Die Rechnerprogramme betreffen verschiedene Teilprobleme:

1. Hydromechanik: Berechnung der Bewegungen und Belastungen des als starrer schlanker Körper betrachteten Schiffes in regelmäßigen Wellen nach der Streifenmethode (z.B.: /1, 2/);
2. Elastomechanik: Berechnung der Verformungen und Beanspruchungen komplizierter Strukturen nach der Finite-Elemente-Methode (z.B.: / 3/);
3. Statistik: Berechnung der statistischen Verteilung von Beanspruchungen und von anderen Seegangswirkungen, die als Linear-kombination der Bewegungen und Belastungen darstellbar sind /4/.

Entwicklung und Einsatz dieser Rechnerprogramme waren wechselseitig bedingt durch die schnelle Entwicklung zu sehr viel größeren und/oder neuartigen Schiffen hin. Die Konstruktion großer Tanker ist gekennzeichnet durch kurze hochstegige Träger, deren Beanspruchungsverhalten heute standardmäßig nach der FE-Methode untersucht wird. Der Seetransport von Containern führte zu Schiffen mit breiten Luken. Bei diesen Containerschiffen mit "offenem" Querschnitt wird zusätzlich die Torsion des Rumpfes kombiniert mit der Biegung betrachtet.

Die Wellenzusatzbelastung wird dabei häufig durch eine beschränkte Auswahl kennzeichnender Lastfälle dargestellt. Beim Tanker verspricht diese Vorgehensweise befriedigende Ergebnisse, da die Glattwasserbelastung gegenüber der Wellenzusatzbelastung deutlich überwiegt. Umgekehrt sind bei Containerschiffen größere Wellenzusatzbelastungen zu erwarten, so daß für diesen Schiffstyp eine genauere Betrachtung der Beanspruchungen im Seegang angezeigt ist. Bei Festigkeitsuntersuchungen von Containerschiffen blieb die Anzahl der betrachteten Lastfälle dennoch häufig beschränkt, auch in Fällen, wo eine feine Idealisierung der Konstruktion nach der FE-Methode gewählt wurde /5, 6/.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde erstmals die FE-Methode unter Berücksichtigung der Vielzahl der im Seegang möglichen Belastungen der Konstruktion eingesetzt /7/. Zuvor war es beim Germanischen Lloyd üblich, zwar der Vielzahl der Belastungsfälle Rechnung zu tragen, aber das elastische Verhalten der Konstruktion nach erweiterten Balkenmethoden zu untersuchen /8/, die zumindest in der Vergangenheit weniger aufwendig waren.

Hier soll der qualitativ unbestreitbare Wert der o.g. modernen Rechenverfahren am Beispiel von Containerschiffen quantifiziert werden. Dazu bietet sich der Vergleich von Rechnungen mit Messungen am Schiff im Seegang durch Hochseemeßfahrten an. Entsprechend sind neben dieser Untersuchung auch von anderen Institutionen umfangreiche Meß- und Rechenprogramme ausgeführt worden /9, 10, 11/, die jedoch in den elastomechanischen Betrachtungen auf wenige Lastfälle beschränkt bleiben.

Der Gedanke, die Rechnungen durch Hochseemeßfahrten zu überprüfen, ist so augenfällig wie schwer realisierbar, was durch den stochastischen Charakter des Seegangs bedingt ist. Die Bewegungen, Belastungen und Beanspruchungen des Schiffes lassen sich darstellen als Antwort eines Systems, das - gemäß den verschiedenen Laufrichtungen der Wellen in einem kurzkämmigen Seegang - durch mehrere stochastische Teilvorgänge erregt wird. Die Teilvorgänge betreffen Schwankungen der Wellenerhebungen bei gleicher Laufrichtung der Wellen. Um die Systemantwort rechnerisch nachvollziehen zu können, sollten die erregenden Vorgänge bekannt sein. Eine genau arbeitende Meßvorrichtung für diesen Zweck gilt jedoch als nicht realisierbar. Dieser Mangel wird auf verschiedene Weisen umgangen:

Langzeitmessungen umfassen auf einem oder mehreren Schiffen gleicher Konstruktion einen Zeitraum von insgesamt mehreren Jahren /12/. Der Zeitraum ist dabei soweit auszudehnen, bis ein repräsentatives Kollektiv an Seegängen bei den Messungen erfaßt worden ist. Mit Langzeitmessungen läßt sich über die hydro- und elastomechanischen Methoden hinaus auch die Darstellung des Seegangs bei der Berechnung der Langzeitverteilung von Seegangswirkungen pauschal überprüfen. Darin liegt gleichzeitig der Nachteil dieser Vorgehensweise, weil es schwierig ist, mögliche Differenzen zwischen Rechnung und Messung nach den verschiedenen Ursachen aufzuschlüsseln. Schwerer wiegt der erforderliche lange Zeitraum, der für die kurzfristige Überprüfung der auf neuartige Schiffstypen angewendeten Rechenverfahren nicht geeignet ist.

Die kurzfristige Überprüfung der hydro- und elastomechanischen Rechenverfahren erfordert Kurzzeitmessungen, für deren Auswertung der jeweilige Seegang möglichst gut bekannt sein sollte. In der Regel werden dazu Meßbojen eingesetzt, die den Seegang aufgeschlüsselt nach Wellenperioden und im Falle der 'pitch and roll - buoy' zusätzlich näherungsweise aufgeschlüsselt nach Wellenrichtungen erfassen /10, 11/. Dieses Verfahren ist aufwendig, da entweder der Schiffsbetrieb durch das Aussetzen und Auffischen der Bojen empfindlich gestört wird, oder die Boje als Wegwerfboje verlorengegeben werden muß.

Deswegen wird hier und auf ähnliche Weise bei dem SL-7-Projekt /9/ auf die direkte Messung des Seegangs verzichtet, und statt dessen aus an dem Schiff gemessenen Seegangswirkungen auf den während der Messung vorherrschenden Seegang geschlossen, d.h. das Schiff selbst wird als Meßgerät für den Seegang verwendet. Die in dieser Arbeit dazu verwendeten Seegangswirkungen sind der Stampfwinkel und die Tauchbeschleunigung; diese Größen gelten als hinlänglich verläßlich berechenbar. Die Seegangshaupttrichtung und die Streuweite des Seegangs um die Seegangshaupttrichtung, d.h. die Aufschlüsselung des Seegangs nach Wellenrichtungen, werden nach bloßer Beobachtung vorgegeben. Abb. 1-1 zeigt ein Blockdiagramm der Vorgehensweise, die auf die Überprüfung der nach linearen Gesetzmäßigkeiten berechneten Übertragungsfunktionen abzielt.

Die Darstellung der Arbeit beschränkt sich auf neu entwickelte oder strittige Verfahren:

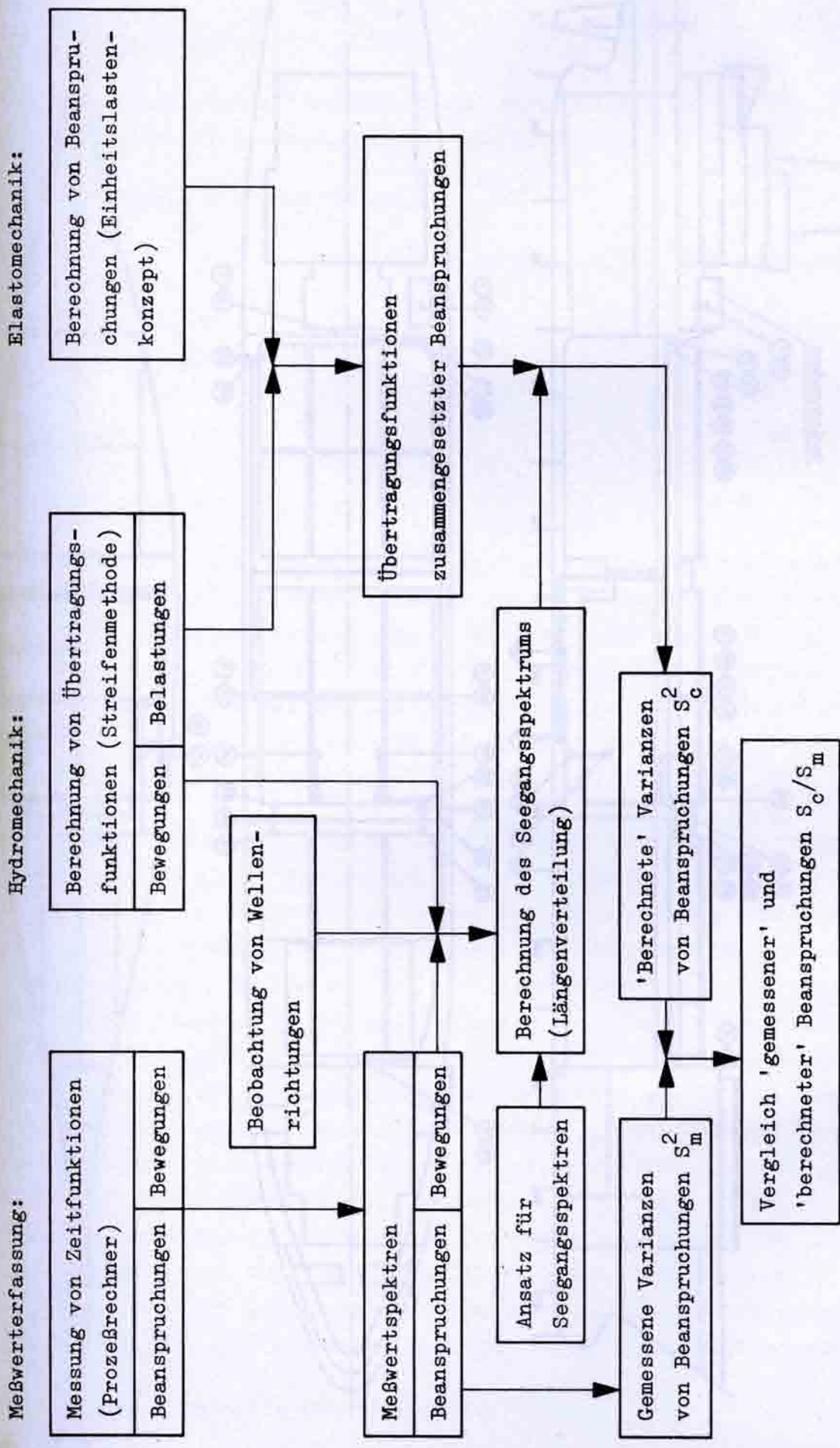
In Abschnitt 2 wird die digitale Meßwerterfassung kurz beschrieben. Damit konnte sich - über die Zielsetzung dieser Arbeit hinaus - die parallel betriebene Erforschung der nichtlinear von der Wellenhöhe abhängigen Seegangswirkungen an der Wirklichkeit orientieren (siehe Abschnitt 4.3 und 5.3 bis 5.5 des Abschlußberichtes des Teilprojekts B1 /13/).

Abschnitt 3 enthält die Darstellung der verschiedenen in der Vergangenheit und z.T. auch heute noch eingesetzten elastomechanischen Methoden zur Berechnung der Beanspruchungen, wobei die Torsion des Schiffskörpers besonders beachtet wurde.

Beim Germanischen Lloyd wird seit 1969 das von SÖDING /4/ begründete Konzept zur Berechnung der Übertragungsfunktionen zusammengesetzter Beanspruchungen angewendet. Die Beanspruchungen ergeben sich dabei im Sinne

der linearen Theorie korrekt als Linearkombination der Belastungen. Das Verfahren war in der Vergangenheit in Verbindung mit der Balkenmethode angewendet worden. Hier /7/ wurde das Verfahren sinngemäß auf die Gegebenheiten bei Verwendung der FE-Methode übertragen (Abschnitt 4 und 5).

Die Vorgehensweise bei der Auswertung von Hochseemeßfahrten wird in Abschnitt 6 erläutert. Am Beispiel der Beanspruchungen von Containerschiffen zeigt das Auswerteverfahren die Überlegenheit der FE-Methode gegenüber der Balkenmethode.



Das SFB-98-Konzept zur Auswertung von Hochseemeßfahrten.

Sonderforschungsbereich 98
Meßvorhaben MS "ALSTER EXPRESS"
Meßstellenanordnung

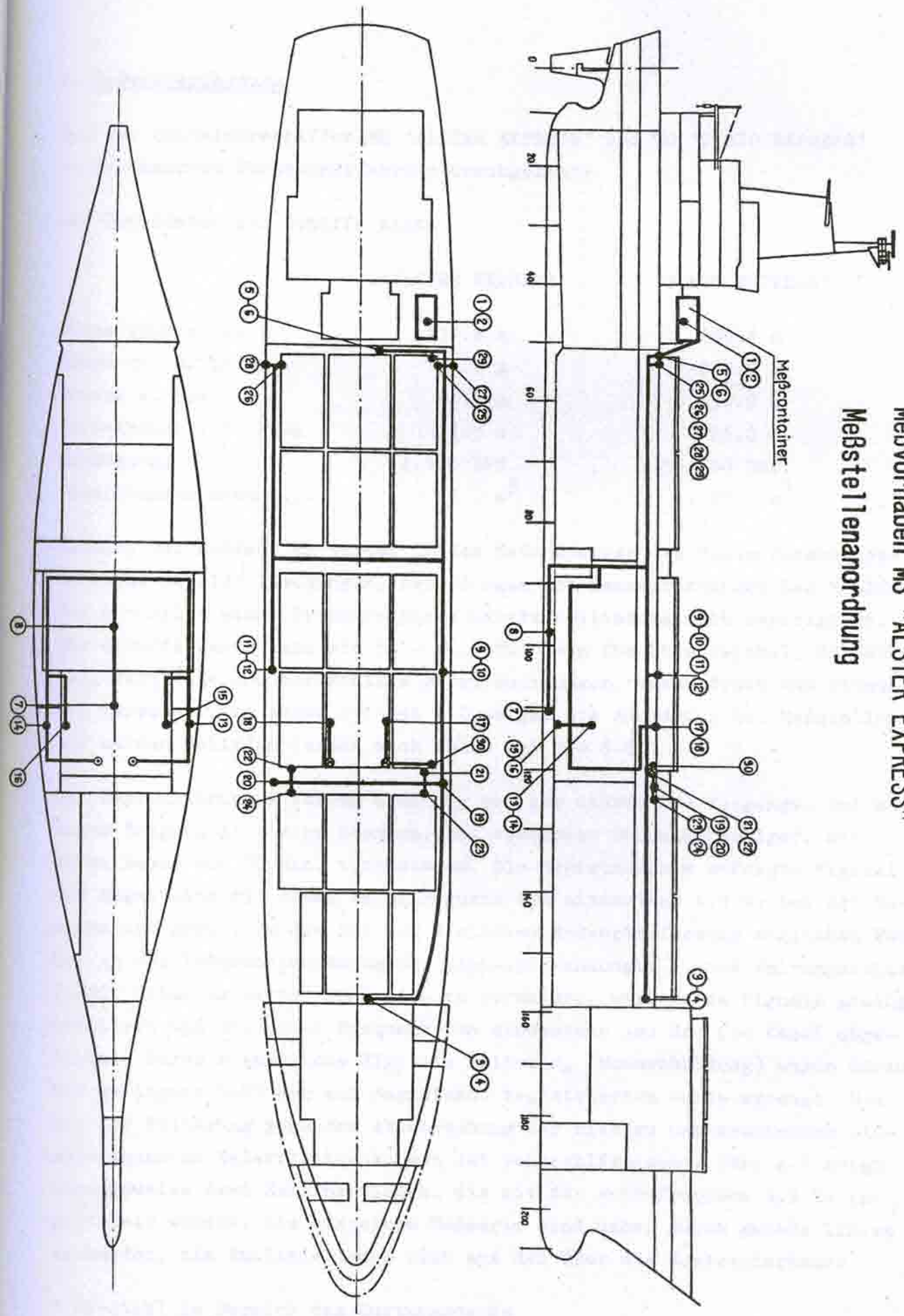


Abb. 2-1

2. Meßwerterfassung

Auf den Containerschiffen MS 'ALSTER EXPRESS' und TS 'TOKIO EXPRESS' wurden mehrere Hochseemeßfahrten durchgeführt.

Die Hauptdaten der Schiffe sind:

	'ALSTER EXPRESS'	'TOKIO EXPRESS'
Länge über alles	170.8 m	286.8 m
Länge zw. d. Loten	155.0 m	273.0 m
Breite a. Spt.	24.5 m	32.2 m
Seitenhöhe b. 1. Deck	14.6 m	25.0 m
Vermessung	14.100 BRT.	55.400 BRT.
Widerstandsmoment S.D.	12 m ³	32 m ³ *

Während der Meßfahrten wurden in dem Meßcontainer des Sonderforschungsbereichs 98 /14/ Bewegungen, Belastungen und Beanspruchungen des Schiffes mit Hilfe eines Prozeßrechners nahezu vollautomatisch registriert. Die Schiffe waren dazu mit 30 - 40 Aufnehmern für Stampfwinkel, Rollwinkel, vertikale und horizontale Beschleunigungen, Wasserdruck und Dehnungen versehen. Die Abbn. 2-1 und 2-2 zeigen die Anordnung der Meßstellen auf beiden Schiffen (siehe auch Abbn. 6-5 und 6-6).

Die Registrierungen wurden abhängig von der Stärke des Seegangs, bei mäßigem Seegang alle vier Stunden, bei stärkerem Seegang häufiger, mit einer Dauer von 22 Min. vorgenommen. Die Registrierung erfolgte digital auf Magnetband mit einer Datenfrequenz von mindestens 6,3 Werten pro Sekunde und Kanal. Um die bei der digitalen Meßwerterfassung möglichen Fehler in der Frequenzzuordnung der Signalschwankungen - auch Faltungsfehler (engl. aliasing error) genannt - zu vermeiden, wurden die Signale analog gefiltert und mit einer Frequenz von mindestens 100 Hz pro Kanal abgetastet. Durch zusätzliche digitale Filterung (Summenbildung) wurde daraus die geringere Zahl der auf Magnetband registrierten Werte erzeugt. Die mit der Filterung gegebene Abschwächung der hier zu untersuchenden niederfrequenten Meßwertschwankungen ist vernachlässigbar. Abb. 2-3 zeigt auszugsweise drei Zeitfunktionen, die mit der Wertefrequenz 6,3 Hz registriert wurden. Die einzelnen Meßwerte sind dabei durch gerade Linien verbunden, die Nulllinie ergab sich aus den über die Registrierdauer

* HF-Stahl im Bereich des Gurtungsdecks

gemittelten Meßwerten der jeweiligen Meßstelle.

Der verwendete Prozeßrechner konnte über die Meßwerterfassung hinaus für die "on line" - Verarbeitung der Meßwerte genutzt werden, deren Ergebnisse im Anschluß an die Registrierung ausgedruckt wurden und dem Begleitpersonal nützliche Hinweise zur Beurteilung der Messung und für korrigierende Maßnahmen gaben. Ein Beispiel hierfür zeigt Abb. 2-4. Mit MIN, MIT und MAX werden kleinster, mittlerer bzw. größter Meßwert bezeichnet, die in der Einheit des verwendeten Analog-Digital-Wandlers angegeben sind. Die für Meßstelle 1 und 11 ausgedruckten Maximalwerte von 2047 * signalisieren das Erreichen der Meßbereichsgrenze für den A-D-Wandler. In den mit NMIN und NMAX überschriebenen Spalten wird die Nummer des Satzes der Meßwertdatei angegeben, innerhalb dessen der kleinste bzw. größte Meßwert registriert ist. Mit dieser Angabe können die Zeitfunktionen um den Zeitpunkt des Auftretens des Extremwerts herum gezielt untersucht und ggf. korrigiert werden. Abb. 2-3 oben zeigt die Zeitfunktion der Meßstelle 1, wie sie in den Sätzen 147 - 157 der betreffenden Datei registriert ist, nachdem der durch Unterlauf des Rechenwerks entstandene Wert von +2047 in -2048 geändert wurde. Die in Abb. 2-4 mit EICHKONST bezeichneten Werte geben das Verhältnis zwischen der physikalischen Einheit der Meßgröße und der Einheit des A-D-Wandlers an. Im Falle von Bereichüberschreitungen werden diese Faktoren zusammen mit den Verstärkereinstellungen geändert. Mit Hilfe der Eichkonstante können die aufgelisteten Extremwerte zur in physikalischer Einheit angegebenen Streuung - das ist die Quadratwurzel aus der Varianz der Meßwerte - in Beziehung gesetzt werden; das Verhältnis Extremwert/Streuung wird bei einwandfreien Registrierungen etwa zwischen 2,5 und 5 liegen. In den mit "Fehler" bezeichneten Spalten wird eine Maßzahl für die Schwankung der Signale zwischen den im Abstand von 160 ms erfolgten digitalen Registrierungen gegeben, woraus gegebenenfalls ein übermäßiges Rauschen einzelner Aufnehmer und Verstärker zu erkennen ist oder eine zu geringe Abtastfrequenz erkannt werden kann.

Da die Meßstellen im Hinblick auf verlässliche Meßergebnisse z.T. redundant angeordnet waren, konnten anhand der aufgelisteten Streuungen Signalschwächungen an einzelnen Aufnehmern festgestellt werden. Daraufhin wurden z.B. auf MS 'ALSTER EXPRESS' während der Revierfahrt zwischen der

* Ein Maximalwert von 2047 kann auch auf einen in Wirklichkeit stark negativen Wert -2048 hinweisen, der durch den Unterlauf des Rechenwerks im Prozeßrechner fälschlich als großer positiver Wert registriert wurde.

57. und 58. Reise die Dehnungsmeßstreifen an den Meßstellen 14, 16 und 22 erneuert.

Zur Dehnungsmessung wurde im Teilprojekt ein Wegaufnehmer entwickelt, der auf MS 'ALSTER EXPRESS' an den Meßstellen 9 und 11 erstmalig eingesetzt wurde. Zur Funktionsprüfung wurden an der gleichen Örtlichkeit - Meßstellen 10 und 12 - Dehnungsmeßstreifen angeordnet. Bei unabhängiger Eichung der beiden Aufnehmertypen lag die Differenz in den gemessenen Streuungen unter 1 %.

Die vom Prozeßrechner erzeugten Listen wurden vom Begleitpersonal zu Eintragungen über eigene Wetterbeobachtungen, Fahrtzustand und andere Ereignisse verwendet (Abb. 2-4 oben).

In Ergänzung dazu wurden die Aufzeichnungen der Schiffsführung ausgewertet. Diese Aufzeichnungen enthalten in der Regel jedoch lediglich über je 3 Stunden gemittelte Werte und sind im Küstenbereich lückenhaft. Beim Durchfahren von Tiefdruckgebieten ändern sich Wind und Seegang relativ schnell. Das gilt auch für die Fahrgeschwindigkeit, die bei schwerem Wetter verringert wird. Da die Kenntnis der Fahrgeschwindigkeit wesentlich ist für die richtige Zuordnung der Seegangswirkungen zu den erregenden Wellen (s.a. Formel 5.2), wird eine genauere Registrierung der Fahrgeschwindigkeit empfehlenswert.

Zur Erfassung des Beladungszustandes wurden die Containerstaupläne und die Protokolle zu den Tankpeilungen kopiert und geprüft, inwieweit diese Daten mit der Schwimmlage des Schiffes in glattem Wasser verträglich sind.

Weitere Angaben zur Meßwerterfassung sind in dem Abschlußbericht des TEILPROJEKT B1 /13/ und in den Arbeitsunterlagen des TP. B1 zu finden.

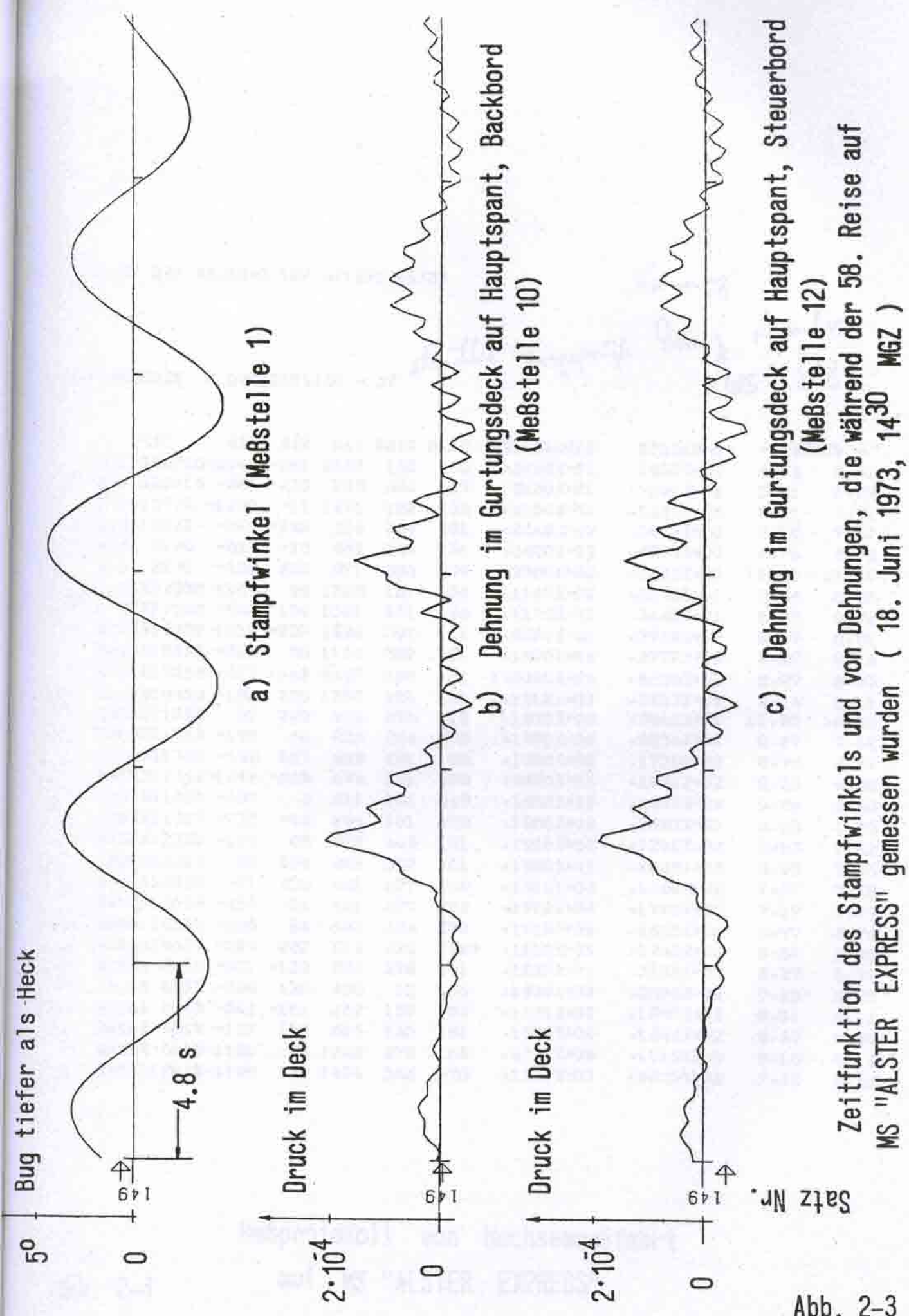


Abb. 2-3

MAP2: BEGINN DER MESSUNG 18/ 6/1973/14/30

Hamming

MESSUNG BEENDET # DER DATEIEN = 37

*allmählich ausgeglichene Gänge, 1. Abdruck
450 178*

MSF	TEXT	MIN	MIT	MAX	MMIN	NMAX	EICHKONST	STREUUNG	+ FEHLER -
1	PSI GRD/10-2043	-241	2047	155	155		.2790E-01	.1450E+02	5.52 5.41
2	PHI GRD/10 -651	-253	208	394	157		.8130E-01	.7294E+01	3.61 3.69
3	V.B.157/G -1280	-11	1271	152	153		.4100E-02	.1381E+01	6.11 6.12
4	H.B.157/G -864	-185	358	394	481		.2540E-02	.3927E+00	7.18 7.20
5	V.B. 51/G -613	-13	642	148	154		.3620E-02	.6974E+00	6.75 6.78
6	H.B. 51/G -199	260	971	393	394		.2580E-02	.3235E+00	11.60 11.35
7	P110KP/DM2-1147	98	1326	151	154		.1100E-01	.3372E+01	8.64 8.65
8	P 97KP/DM2 -992	190	1381	151	154		.1175E-01	.3462E+01	8.78 8.72
9	IWGGD103BB-1013	-227	1994	392	151	1.0000E-01	.2789E+02	8.67 8.62	
0	DMSGD104BB -391	30	1192	392	151		.1900E+00	.2772E+02	8.97 9.04
1	IWGGD103SB -673	142	2047	155	151	1.0000E-01	.2695E+02	8.77	8.80
12	DMSGD104SB -193	229	1272	155	151		.1910E+00	.2637E+02	9.14 9.12
13	DMS3C113BB 32	262	424	278	12		.1930E+00	.8351E+01	10.33 10.35
14	DMS3C113SB -196	-3	228	264	278		.1930E+00	.9534E+01	9.27 9.42
15	DMS1B113BB -466	107	449	151	55		.1930E+00	.1729E+02	9.76 9.77
16	DMS1B113SB -1642	-289	474	151	278		.9650E-01	.1731E+02	9.32 9.52
17	DMSLB113BB -497	5	211	151	449		.1950E+00	.1233E+02	9.24 9.38
18	DMSLB113SB -733	-76	294	151	278		.1950E+00	.1667E+02	8.13 8.26
19	DMSGD123BB -130	66	622	449	151		.1900E+00	.1206E+02	9.53 9.42
20	DMSGD123SB 92	394	862	392	151		.1920E+00	.1346E+02	9.05 9.03
21	DMSQR120BB -71	238	561	278	366		.1910E+00	.1364E+02	7.77 7.60
22	DMSQR120SB -429	-31	421	279	278		.1910E+00	.1763E+02	7.12 7.08
23	DMSQR125BB -285	84	483	366	278		.1910E+00	.1585E+02	6.77 6.76
24	DMSQR125SB -209	222	615	278	279		.1910E+00	.1748E+02	6.51 6.48
25	DMSLS 553B -931	-122	778	278	151		.1870E+00	.3183E+02	8.27 8.28
26	DMSLS 55SB -298	139	796	12	153		.1920E+00	.2526E+02	9.23 9.20
27	DMSAH 55BB -540	-251	247	152	153		.1870E+00	.1843E+02	9.01 9.13
28	DMSAH 55SB -187	102	605	152	151		.1920E+00	.1544E+02	9.87 9.86
29	DMSLE 55BB-1150	83	1242	278	153		.4700E+00	.1110E+03	8.15 8.14
30	DMSLE120EB-1190	109	1494	366	278		.1940E+00	.5835E+02	7.46 7.45

Meßprotokoll von Hochseemeßfahrt

auf MS "ALSTER EXPRESS"

Abb. 2-4

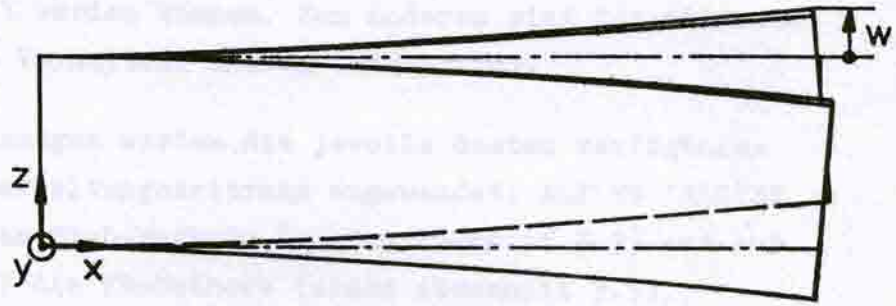
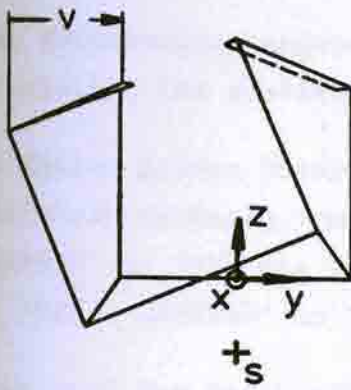
3. Elastomechanische Methoden

Das elastomechanische Verhalten von Containerschiffen wird über die Balken-Stab-Methode oder über die FE-Methode beurteilt /15/.

Nach der Balken-Stab-Methode wird der Schiffsrumpf hinsichtlich vertikaler und horizontaler Biegung durch Balken mit über der Länge veränderlichem Trägheitsmoment um die horizontale bzw. vertikale Achse idealisiert. Mit der Biegung werden vier Freiheitsgrade der Rumpfquerschnitte betrachtet: Die vertikale und die horizontale Verschiebung sowie die Drehungen um die vertikale und die horizontale Achse. Hinsichtlich Torsion wird der Schiffsrumpf durch einen Stab oder mehrere Stäbe mit jeweils konstantem Torsionsträgheitsmoment und Wölbwiderstand repräsentiert. Die zugeordneten Freiheitsgrade sind die Verdrehung der Querschnitte um die Längsachse der Stäbe und die mit der Änderung der Verdrehung - Drillung oder Verwindung genannt - assoziierte Verwölbung der Querschnitte. Die Form der Verwölbung ist ein querschnittsfester Wert. Sie ist unabhängig von der Belastung und unabhängig von Änderungen der Querschnittsform. Insgesamt sind nach der Balken-Stab-Methode sechs Freiheitsgrade der Deformation der Rumpfquerschnitte vorgesehen.

Mit der FE-Methode können bei Einsatz der in den Rechenzentren heute verfügbaren Hard- und Software feinere Idealisierungen der Konstruktion mit vertretbarem Arbeits- und Zeitaufwand realisiert werden. Für einen Querschnitt wird die Steifigkeit dabei nicht pauschal durch wenige Größen wie Trägheitsmomente repräsentiert. Statt dessen wird eine Steifigkeitsmatrix aufgebaut, deren Rang durch die Zahl der Freiheitsgrade bestimmt ist. Auch bei groben Idealisierungen werden je halben Querschnitt etwa 80 Freiheitsgrade vorgesehen. Auf diese Weise wird die Verwölbung der Querschnitte auch bei der Biegung des Rumpfes berücksichtigt. Sowohl die Belastung als auch die Änderungen in der Gestalt der Rumpfquerschnitte gehen ein in die berechnete Verwölbung der Querschnitte. Die FE-Methode erweist sich als vorteilhaft insbesondere dann, wenn bei anderen Schiffstypen mit weiten Schottabständen - zusätzlich zur Längsfestigkeit - die Querfestigkeit des Rumpfes zu untersuchen ist.

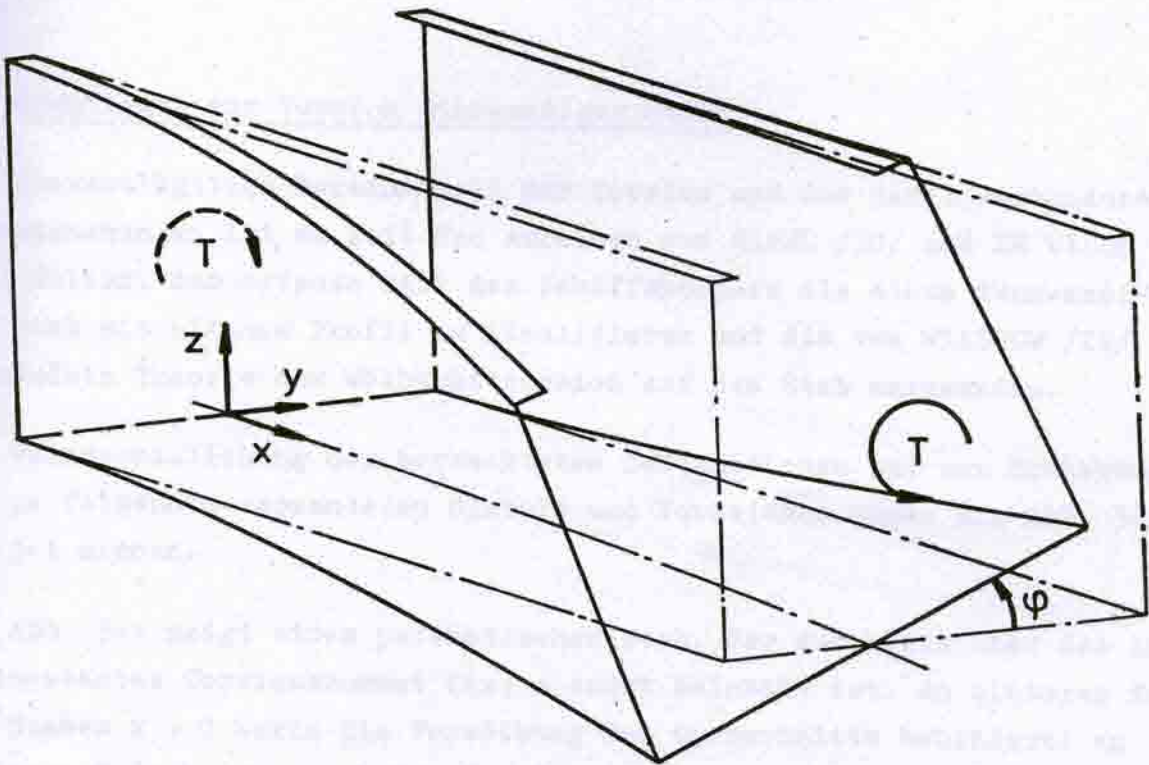
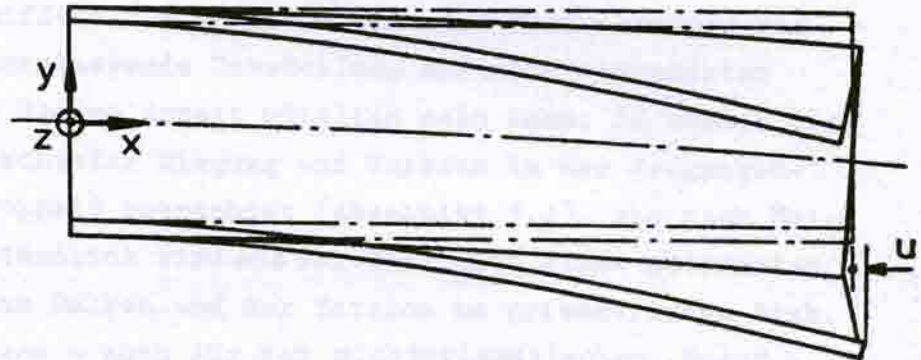
Obwohl die Balken-Stab-Methode bei der Betrachtung der Torsion des Rumpfes deutliche Schwächen aufweist, wird diese Methode z.Zt. häufiger angewendet. Zum einen liegen Meßergebnisse vor (z.B.: /16, 17, 18, 19/), mit deren Hilfe geeignete pauschale Steifigkeitsgrößen und Lagerungsbedingungen bei



$$u = -\omega \varphi'$$

$$v = -(z - z_s) \varphi$$

$$w = y \cdot \varphi$$



Torsionsstab, Vereinbarung der Vorzeichen

den Berechnungen angesetzt werden können. Zum anderen sind detaillierte Kenntnisse des statischen Verhaltens häufig entbehrlich.

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden die jeweils besten verfügbaren Verfahren abhängig vom Bearbeitungszeitraum angewendet: Auf MS 'ALSTER EXPRESS' in 1972 die Balken-Stab-Methode (siehe Abschnitt 3.2) und auf TS 'TOKIO EXPRESS' in 1977 die FE-Methode (siehe Abschnitt 3.5).

Hier wird der Beschreibung der Rechenverfahren zur Torsion offener Schiffe Raum gegeben. Dem Schiffbauer sind die Torsionsprobleme weniger vertraut, so daß eine zusammenfassende Darstellung der dazu verwendeten Methoden dem Verständnis dieser Arbeit nützlich sein kann. So wurden die Beanspruchungen aus horizontaler Biegung und Torsion in der Vergangenheit näherungsweise entkoppelt betrachtet (Abschnitt 3.4), was nach Meinung des Verfassers verständlich wird aus der Tradition einer getrennten Betrachtung der Biegung am Balken und der Torsion am prismatischen Stab. Die Biegebeanspruchung kann - auch für den nichtprismatischen Rumpf - mit guter Genauigkeit durch einfache Handrechnung über die Balkenmethode berechnet werden. Dieses Verfahren wurde bei den an MS 'ALSTER EXPRESS' durchgeführten Berechnungen nach 3.2 beibehalten.

3.1 Grundlagen zur Torsion dünnwandiger Stäbe

Für überschlägliche Berechnungen der Torsion und der damit verbundenen Beanspruchungen ist es seit den Arbeiten von HAPPEL /20/ und DE WILDE /21/ üblich, den offenen Teil des Schiffskörpers als einen dünnwandigen Stab mit offenem Profil zu idealisieren und die von WLASSOW /22/ begründete Theorie der Wölbkrafttorsion auf den Stab anzuwenden.

Zur Veranschaulichung der betrachteten Deformationen und zur Erklärung der im folgenden verwendeten Symbole und Vorzeichen mögen die Abb. 3-1 bis 3-3 dienen.

Die Abb. 3-1 zeigt einen prismatischen Stab, der durch ein über der Länge konstantes Torsionsmoment $T(x) = \text{const}$ belastet ist. Am hinteren Ende des Stabes $x = 0$ wurde die Verwölbung des Querschnitts behindert; am vorderen Ende konnte sich die Verwölbung frei ausbilden.

Die Verwölbung $u(x, y, z)$ ergibt sich nach WLASSOW /22/ geometrisch aus dem Produkt der Sektorkoordinate $\omega(y, z)$ und der Drillung $\varphi'(x)$

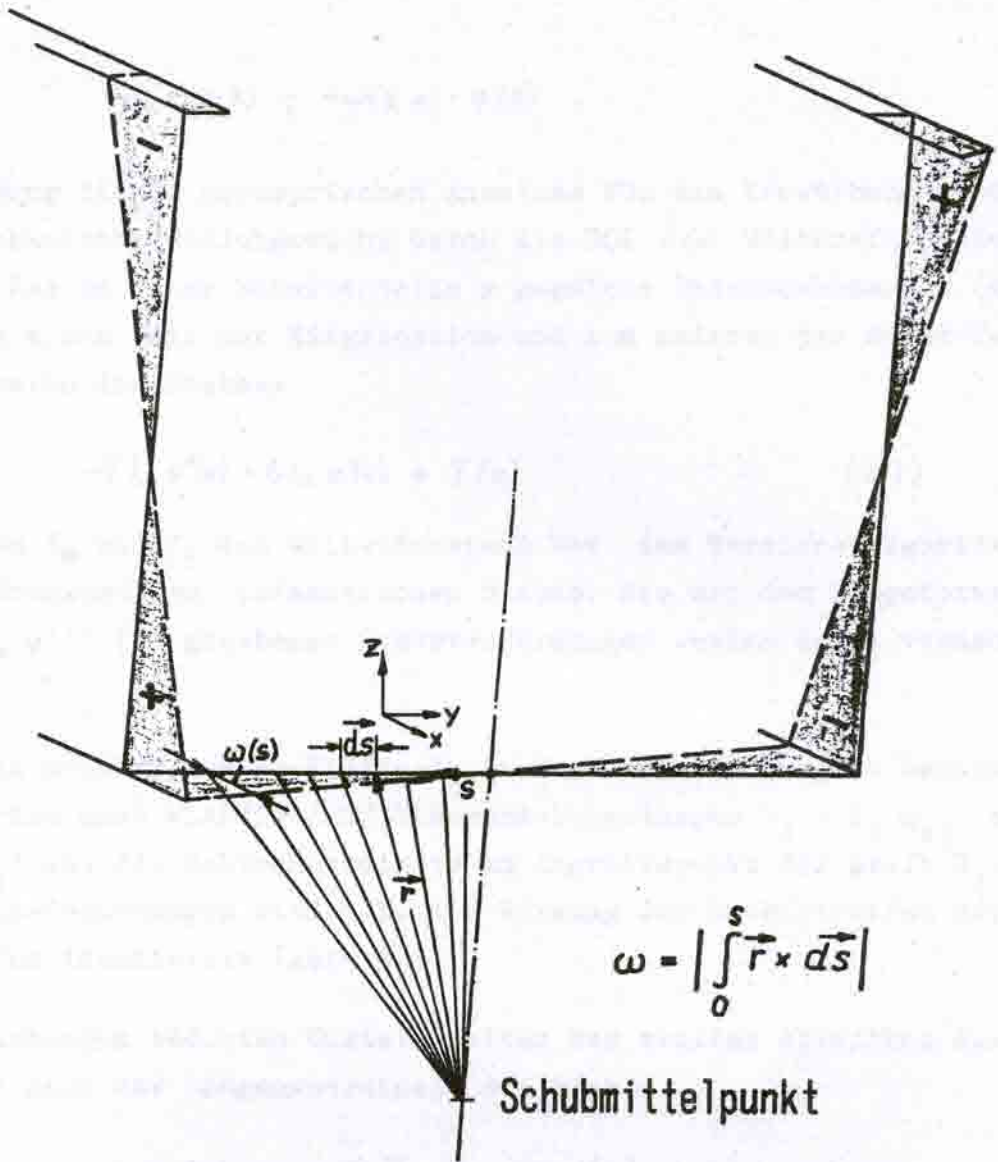
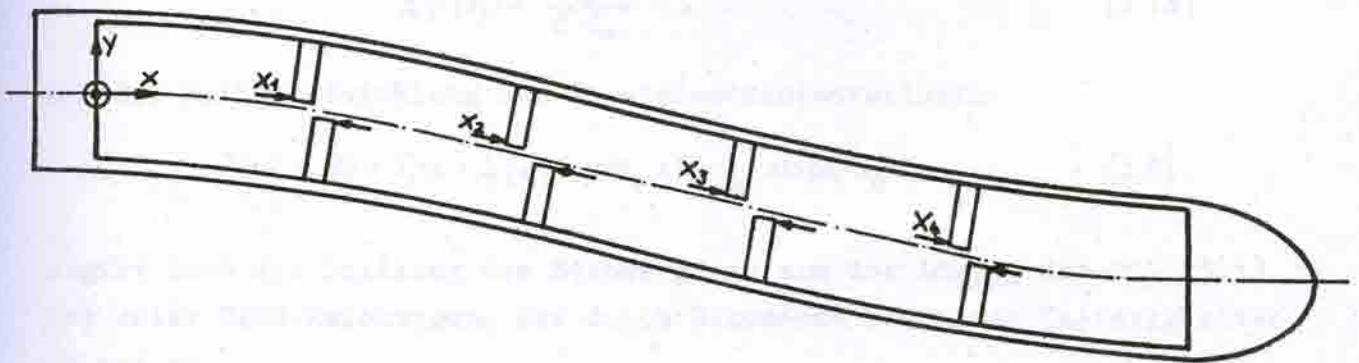


Abb. 3-2

Verwölbung eines offenen Querschnitts



Verformung des Gurtungsdecks
und Idealisierung der Querriegel

Abb. 3-3

$$u(x, y, z) = -\omega(y, z) \cdot \varphi'(x) \quad .$$

Unter Verwendung dieses geometrischen Ansatzes für die Verwölbung wird das elastomechanische Gleichgewicht durch die DGL der Wölbkrafttorsion beschrieben: Das an einer Schnittstelle x gegebene Torsionsmoment $T(x)$ entspricht zu einem Teil der Biegetorsion und zum anderen der Saint-Venantschen Torsion des Stabes:

$$-EI_{\omega} \varphi'''(x) + GI_d \varphi'(x) = T(x) \quad (3.1)$$

Darin bedeuten I_{ω} und I_d den Wölbwiderstand bzw. das Torsionsträgheitsmoment des dünnwandigen prismatischen Stabes. Die mit dem Biegetorsionsanteil $-EI_{\omega} \varphi'''(x)$ gegebenen Schubverformungen werden dabei vernachlässigt.

Um die Wirkung konzentrierter Kräfte X_j in Stablängsrichtung zu berücksichtigen, werden nach WLASSOW /22/ Bimoment-Belastungen $B_j = X_j \omega_{xj}$ angesetzt. ' ω_{xj} ' ist die Sektorkoordinate am Angriffspunkt der Kraft X_j . Durch Bimoment-Belastungen wird z.B. die Wirkung der Deckstreifen zwischen den Luken idealisiert (Abb. 3-3).

Bimoment-Belastungen bedeuten Unstetigkeiten der zweiten Ableitung des Drehwinkels φ nach der Längenkoordinate des Stabes

$$\begin{aligned} \Delta \varphi''(x) &\equiv \lim_{\delta \rightarrow 0} \{ \varphi''(x+\delta) - \varphi''(x-\delta) \} \\ \Delta \varphi''(x_j) &= \frac{B_j}{E \cdot I_{\omega}} \quad . \end{aligned} \quad (3.1a)$$

Mit der Reihenentwicklung des Torsionsmomentenverlaufs

$$T(x) = T_0 + T_1 \cdot x + \sum_i [T_{ci} \cdot \cos(\alpha_i \cdot x) + T_{si} \cdot \sin(\alpha_i \cdot x)] \quad (3.2)$$

ergibt sich die Drillung des Stabes $\varphi'(x)$ aus der Lösung der DGL (3.1) und unter Berücksichtigung der durch Bimomente bedingten Unstetigkeiten (3.1a) zu

$$\begin{aligned} \varphi'(x) = \frac{1}{G \cdot I_d} \Bigg\{ & C \cdot \operatorname{ch}(\kappa x) + D \cdot \operatorname{sh}(\kappa x) + T_0 + T_1 \cdot x + \\ & + \sum_i \frac{T_{ci} \cdot \cos(\alpha_i x) + T_{si} \cdot \sin(\alpha_i x)}{\left(\frac{\alpha_i}{\kappa}\right)^2 + 1} + \\ & + \kappa \cdot \sum_j (k_j \cdot B_j \cdot \operatorname{sh}[\kappa(x-x_j)]) \Bigg\} \end{aligned} \quad (3.3)$$

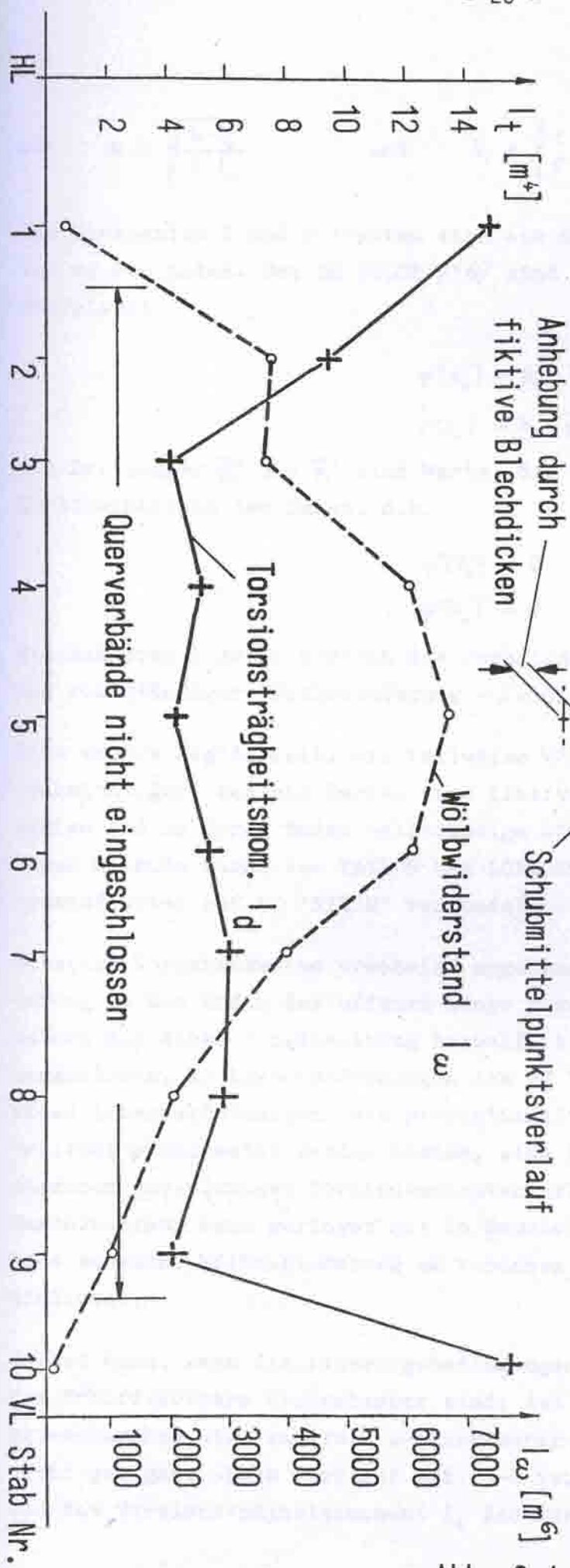
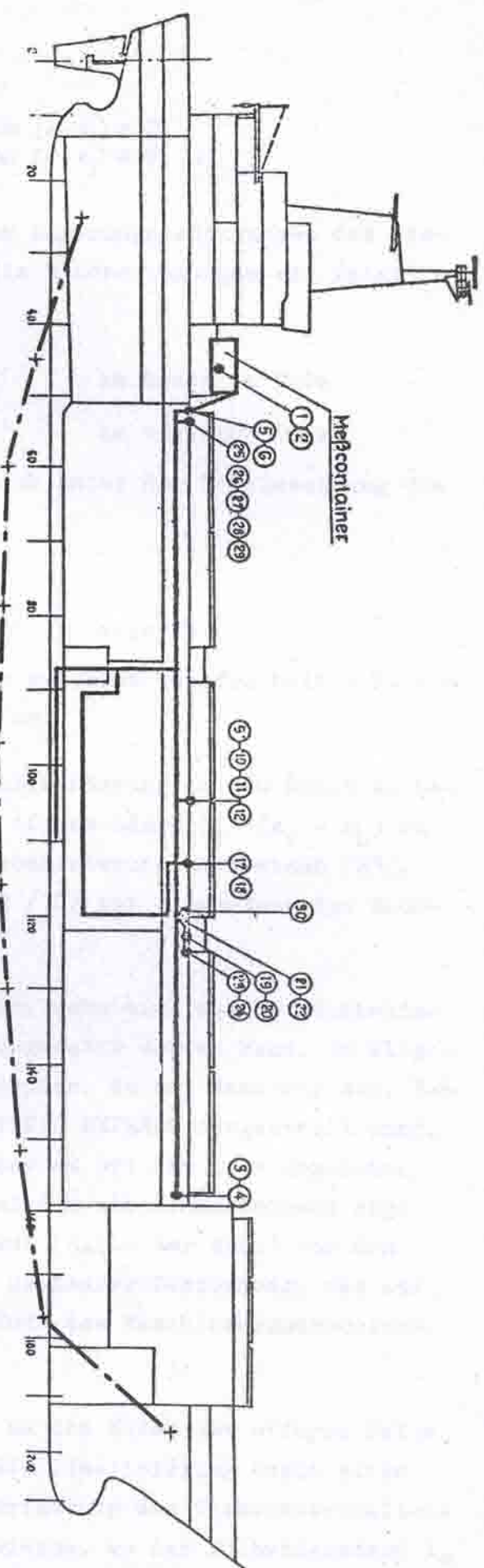


Abb. 3-4

mit $\kappa = \sqrt{\frac{G \cdot I_d}{E \cdot I_\omega}}$ und $k_j = \begin{cases} 1 & \text{für } (x - x_j) > 0 \\ 0 & \text{für } (x - x_j) < 0 \end{cases} .$

Die Konstanten C und D ergeben sich aus den Lagerungsbedingungen des Stabes an den Enden. Bei DE WILDE /16/ sind die Randbedingungen wie folgt definiert:

$$\varphi'(x_h) = \beta_0 \cdot \overline{\varphi}_0' \quad \text{am hinteren Ende}$$

$$\varphi'(x_v) = \beta_l \cdot \overline{\varphi}_l' \quad \text{am vorderen Ende.}$$

Die Drillungen $\overline{\varphi}_0'$ und $\overline{\varphi}_l'$ sind Werte, die sich unter der Voraussetzung von Wölbfreiheit an den Enden, d.h.

$$\varphi''(x_h) = 0$$

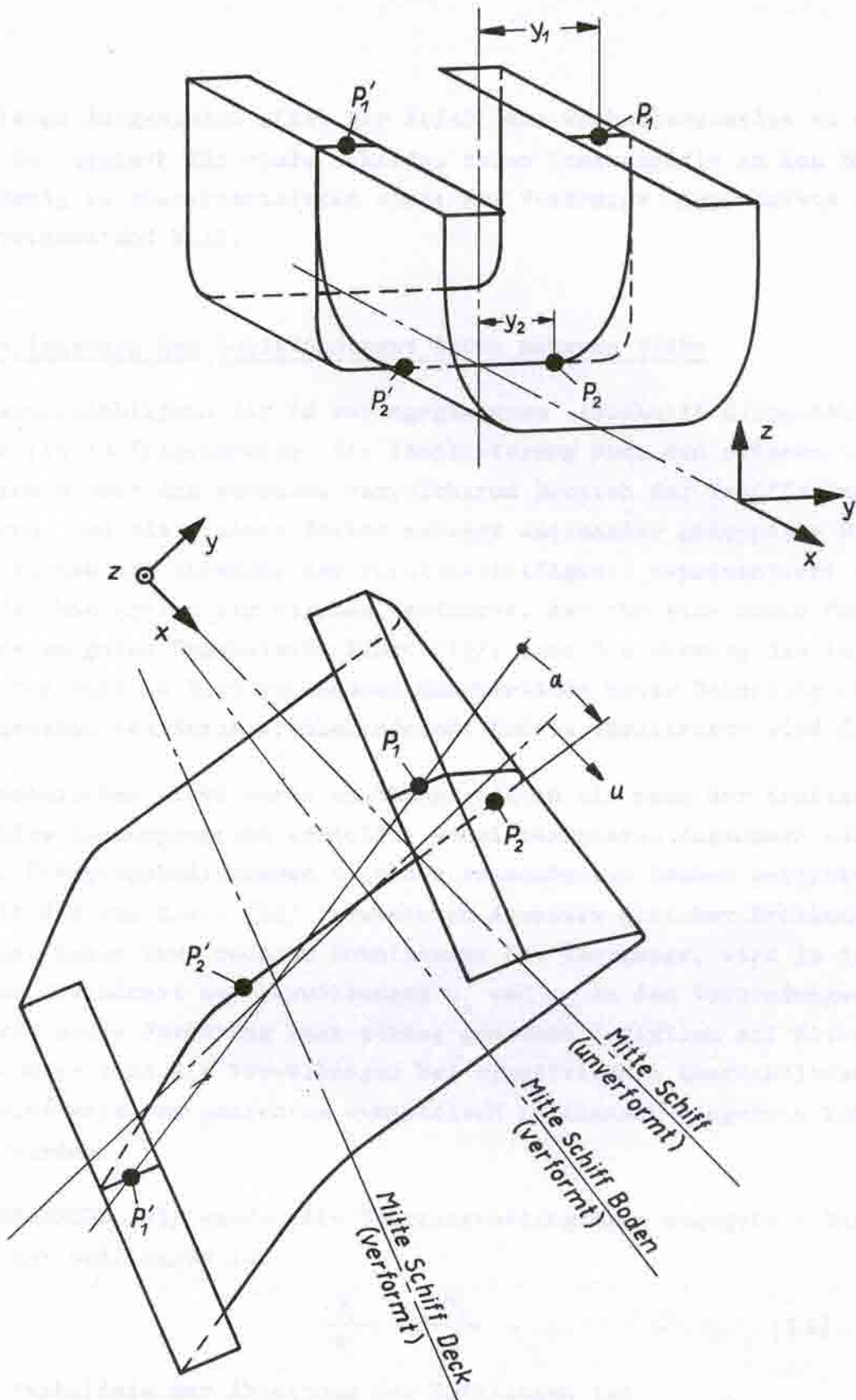
$$\varphi''(x_v) = 0 \quad \text{ergeben.}$$

Die Faktoren β geben demnach das Verhältnis zwischen Wölbfreiheit - $\beta = 1$ - und vollständiger Wölbbehinderung - $\beta = 0$ - an.

Eine andere Möglichkeit, die teilweise Wölbbehinderung an den Enden zu berücksichtigen, besteht darin, eine fiktive offene Länge $l_f > (x_v - x_h)$ zu wählen und an deren Enden vollständige Wölbbehinderung anzusetzen /23/. Diese Methode wurde von TAYLOR und LUNDGREN /10/ zur Auswertung der Hochseemeßfahrten auf MV 'NIHON' verwendet.

Letztere Vorgehensweise erscheint angebracht, wenn eine starke Wölbbehinderung an den Enden der offenen Länge vorausgesetzt werden kann. Im allgemeinen muß diese Voraussetzung bezweifelt werden. Es sei dazu auf Abb. 3-6 hingewiesen, wo Lukenverformungen des TS 'TOKIO EXPRESS' dargestellt sind. Diese Lukenverformungen, die proportional der am Ort der Luke gegebenen Drillung φ' angesetzt werden können, sind bei dem als kennzeichnend angenommenen cos-förmigen Torsionsmomentenverlauf (Mitte der Abb.) vor dem Maschinenraum kaum geringer als im Bereich maximaler Verformung, was auf eine schwache Wölbbehinderung am vorderen Ende des Maschinenraumbereichs hindeutet.

Selbst dann, wenn die Lagerungsbedingungen an den Enden des offenen Teils des Schiffskörpers überschaubar sind, ist die Idealisierung durch einen prismatischen Stab zur rein rechnerischen Erfassung des Torsionsverhaltens nicht geeignet. Dazu wird auf Abb. 3-4 verwiesen, wo der Wölbwiderstand I_ω und das Torsionsträgheitsmoment I_d der Rumpfquerschnitte als Funktion der



$$\alpha = \frac{u_2}{y_2} - \frac{u_1}{y_1} = \varphi' \left(\frac{\omega_1}{y_1} - \frac{\omega_2}{y_2} \right) = \varphi' H$$

Abb. 3-5 Zur Übergangsbedingung bei Stäben mit unterschiedlichem Querschnitt

Schiffslänge dargestellt sind. Der Abfall des Wölbwiderstandes zu den Enden hin ist typisch für viele Schiffe, deren Querschnitte an den Enden als V-förmig zu charakterisieren sind: Für V-förmige Querschnitte ist der Wölbwiderstand Null.

3.2 Idealisierung des Schiffskörpers durch mehrere Stäbe

Unter Berücksichtigung der im vorangegangenen Abschnitt dargestellten Probleme ist es folgerichtig, die Idealisierung über den offenen Lukenbereich hinaus über den gesamten verwölbbaren Bereich der Schiffslänge zu erstrecken, und statt eines Stabes mehrere aneinander gekoppelte Stäbe zu wählen, so daß die Änderung der Torsionssteifigkeit repräsentiert ist. KAWAI /24/ beschreibt ein solches Verfahren, das für eine reine Torsionsbelastung zu guten Ergebnissen führt /19/, wenn die Wirkung der im Decksbereich von Bord zu Bord reichenden Querverbände unter Beachtung ihrer Biegeeigenschaften durch wölbbehindernde Kräfte idealisiert wird (Abb. 3-3).

Beim Germanischen Lloyd wurde unabhängig davon ein nach der Kraftmethode arbeitendes Rechenprogramm erstellt, wobei besonderes Augenmerk auf die Wahl der Übergangsbedingungen zwischen benachbarten Stäben gerichtet wurde. Statt des von KAWAI /24/ verwendeten Ansatzes gleicher Drillungen φ_l' und φ_r' am linken bzw. rechten Schnittufer des Übergangs, wird in dem GL-Verfahren Gleichheit der Verwölbungen u_l und u_r an den Verbindungsstellen gefordert. Diese Forderung kann streng genommen lediglich auf Mitte Schiff - hier sind die Verwölbungen bei symmetrischen Querschnitten Null - und an vier weiteren paarweise symmetrisch zueinander liegenden Punkten erfüllt werden.

Bei PETERSHAGEN /25/ werden die Übergangsbedingungen angegeben: Das Verhältnis der Drillungen ist

$$\frac{\varphi_l'}{\varphi_r'} = \frac{H_r}{H_l} \quad (3.4)$$

und das Verhältnis der Ableitung der Drillungen ist

$$\frac{\varphi_l''}{\varphi_r''} = \frac{I_{\omega r}}{I_{\omega l}} \cdot \frac{H_l}{H_r} \quad (3.5)$$

In diesen Formeln sind mit H die auf die Drillung φ' bezogenen, in der x-y-Ebene gemessenen Winkel α/φ' zwischen den Verbindungslinien der Punktpaare auf den Querschnitten des linken oder rechten Schnittufers

bezeichnet (Abb. 3-5). Z.B.:

$$H_l = \frac{\omega_{1l}}{y_1} - \frac{\omega_{2l}}{y_2} \quad (3.6)$$

Die Indizes 1 und 2 bezeichnen die Nummern der Punktpaare 1,1' bzw. 2,2'. Im übrigen werden sich für andere Punkte i auf den aneinander grenzenden Querschnitten Klaffungen $\Delta u_i = \varphi'_1 \cdot \omega_{1i} - \varphi'_2 \cdot \omega_{2i}$ ergeben, die es zu minimieren gilt. Es kommt dabei auf die geschickte Wahl der für die Bestimmung des H-Wertes herangezogenen Punkte an.

Um die Schwierigkeiten bei der Auswahl der beiden Punktpaare zu umgehen, wurden beim Germanischen Lloyd zwei Formeln entwickelt und programmiert, in denen alle als relevant erachteten Punkte zu verwerthen sind. Das Programm FVH des Germanischen Lloyd liefert alternativ die beiden Quotienten

$$1. \quad \left(\frac{H_r}{H_l} \right)_1 = \left\{ \frac{\sum_i \omega_{ri}^2 \cdot \sum_i y_i^2 - (\sum_i \omega_{ri} y_i)^2}{\sum_i \omega_{li}^2 \cdot \sum_i y_i^2 - (\sum_i \omega_{li} y_i)^2} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (3.7a)$$

$$2. \quad \left(\frac{H_r}{H_l} \right)_2 = \left\{ \frac{\sum_i \omega_{ri}^2}{\sum_i \omega_{li}^2} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (3.7b)$$

Inwieweit diese Formeln realistische Quotienten liefern, muß in Frage gestellt werden: Die Dimension der Zähler und Nenner von (3.7a) und (3.7b) stimmt nicht mit der Dimension der H-Werte nach (3.6) überein. Die Diskrepanz in der Dimension wird bereits bei Vergleich der Formeln (3.7) untereinander deutlich.

In Ermangelung einer seinerzeit verfügbaren Alternative wurde dieses Verfahren bei der Berechnung des Torsionsverhaltens von MS 'ALSTER EXPRESS' angewendet, wobei die Konstruktion durch 10 Stäbe idealisiert wurde. Die Quotienten H_r/H_l wurden für die hinteren 8 Übergangsstellen nach Formel (3.7a) und für den Übergang von Stab 9 auf Stab 10 nach Formel (3.7b) bestimmt. Bei der Berechnung der Stabkennwerte I_ω und I_d (Abb. 3-4) werden die oberhalb der Bodenkonstruktion von Bord zu Bord laufenden Querverbände außen vor gelassen. Statt dessen wird die Deckskonstruktion im Bereich der Lukenöffnungen durch einen ebenen Rahmen repräsentiert; von Bord zu Bord reichende Tanks wurden durch gesonderte Torsionsstäbe dar-

gestellt. Diese Aufteilung der tragenden Konstruktion in Hülle, Decksrahmen und Torsionsstäbe o.ä.m. wird beim Germanischen Lloyd seit 1969 standardmäßig vorgenommen /26/. Die Kopplung der Ersatzsysteme erfolgt nach der Kraftmethode in einem gesonderten Rechnungsgang.

3.3 Alternative Berücksichtigung der über der Länge veränderlichen Torsionssteifigkeiten

Bei der Idealisierung des Schiffskörpers durch mehrere Stäbe ergeben sich nach dem beim Germanischen Lloyd entwickelten Verfahren (siehe Abschnitt 3.2) Unstetigkeiten der Drillung φ' und ihrer Ableitung φ'' an den Übergangsstellen. Diese Unstetigkeiten wirken sich direkt aus auf die zu berechnenden Wölbnormalspannungen, die gemäß der Wölbkrafttorsion /22/ φ'' proportional sind. Gewiß ist es möglich, die Unstetigkeiten mit der Vergrößerung der Anzahl der Stäbe gering zu halten. Der damit gegebene erhöhte Aufwand erscheint jedoch nicht angemessen, da die Spannungsverteilung über dem einzelnen Stabquerschnitt weiterhin nach den für prismatische Stäbe geltenden Gesetzmäßigkeiten vorgegeben ist.

Das in diesem Abschnitt beschriebene Verfahren umgeht die oben genannten Unstetigkeiten bei verhältnismäßig geringem Datenaufwand für die Idealisierung des Schiffskörpers und ermöglicht - wenn auch eingeschränkt - die Berücksichtigung der über der Schiffslänge veränderlichen Torsionskennwerte der Querschnitte.

Kern des Verfahrens ist die Definition einer Variablen

$$\tilde{\varphi}'(x) = \varphi'(x) \sqrt{\frac{I_{\omega}(x)}{I_{\omega 0}}}$$

und der Ansatz einer modifizierten DGL der Wölbkrafttorsion:

$$-E I_{\omega 0} \tilde{\varphi}'''(x) + \frac{\kappa^2(x)}{\kappa_0^2} \cdot G I_{d0} \tilde{\varphi}'(x) = \tilde{T}(x) \quad . \quad (3.8)$$

Darin sind $I_{\omega 0}$ und I_{d0} die Mittelwerte des Wölbwiderstandes und des Torsionsträgheitsmomentes über der Stablänge,

$$I_{\omega 0} = \frac{1}{L} \int_L I_{\omega}(x) dx \quad ; \quad I_{d0} = \frac{1}{L} \int_L I_d(x) dx \quad .$$

Ferner ist $\kappa(x)$ die über der Stablänge veränderliche Abklingkonstante

und κ_0 ein Mittelwert derselben,

$$\kappa(x) = \sqrt{\frac{G I_d(x)}{E I_\omega(x)}} \quad , \quad \kappa_0 = \sqrt{\frac{G I_{d0}}{E I_{\omega 0}}} \quad .$$

$\tilde{T}(x)$ ist die modifizierte Torsionsbelastung

$$\tilde{T}(x) = T(x) \cdot \sqrt{\frac{I_{\omega 0}}{I_\omega(x)}} \quad .$$

Für über der Stablänge konstanten Wölbwiderstand $I_\omega(x) = I_{\omega 0} = \text{const}$ und konstantes Torsionsträgheitsmoment $I_d(x) = I_{d0} = \text{const}$ ist die modifizierte DGL (3.8) identisch mit der DGL der Wölbkrafttorsion (3.1). Bimomentbelastungen B_j werden analog zu (3.1a) verarbeitet, indem Unstetigkeiten in $\tilde{\varphi}''(x)$ angesetzt werden,

$$\Delta \tilde{\varphi}''(x_j) = \frac{\tilde{B}_j}{E I_{\omega 0}} \quad (3.8a)$$

$\tilde{B}_j$ ist die modifizierte Bimomentbelastung

$$\tilde{B}_j = B_j \cdot \sqrt{\frac{I_{\omega 0}}{I_\omega(x)}} \quad .$$

Die modifizierte Torsionsbelastung $\tilde{T}(x)$ und die modifizierte Bimomentbelastung $\tilde{B}_j$ wurden eingeführt, um bei der Lösung der DGL (3.8) unter Berücksichtigung von (3.8a) auf die für die Lösung der DGL (3.1) und der Regel (3.1a) erstellten Programmalgorithmen zurückgreifen zu können.

Für eine konstante Abklingkonstante $\kappa(x) = \kappa_0 = \text{const}$ entspricht die Lösung für $\tilde{\varphi}'(x)$ der Gleichung (3.3), wenn die Belastungen $T(x)$ und B_j durch die modifizierten Belastungen $\tilde{T}(x)$ und $\tilde{B}_j$ ersetzt werden.

Zur Veranschaulichung des Ansatzes der modifizierten DGL (3.8) werden $\tilde{\varphi}'(x)$ und $\tilde{\varphi}'''(x)$ entsprechend der Definition von $\tilde{\varphi}'(x)$ ausgedrückt und in (3.8) eingesetzt.

$$\text{Mit } \tilde{\varphi}'''(x) = \sqrt{\frac{I_\omega(x)}{I_{\omega 0}}} \cdot \varphi'''(x) + \frac{I_\omega'(x)}{I_\omega(x) \cdot I_{\omega 0}} \cdot \varphi''(x) + \frac{d^2}{dx^2} \left\{ \sqrt{\frac{I_\omega(x)}{I_{\omega 0}}} \right\} \cdot \varphi'(x)$$

lautet die modifizierte DGL

$$-E I_\omega(x) \varphi'''(x) - E I_\omega'(x) \varphi''(x) - E \sqrt{I_\omega(x)} \frac{d^2}{dx^2} (\sqrt{I_\omega(x)}) \varphi'(x) + G I_d(x) \varphi'(x) = T(x) \quad . \quad (3.9)$$

Die ersten beiden Glieder beinhalten die Ableitung $B'(x)$ des Bimoments $B(x) = -E I_{\omega}(x) \varphi''(x)$ nach der Längenkoordinate x unter Berücksichtigung der Veränderlichkeit des Wölbwiderstandes $I_{\omega}(x)$. WLASSOW /22/ stellt $B'(x)$ als das Biegetorsionsmoment dar, womit der Wölbkraftanteil des Torsionsmomentes gemeint ist. Diese Darstellung erfolgte im Hinblick auf den prismatischen Stab. Die für nichtprismatische Stäbe angesetzte modifizierte DGL in der Gestalt (3.9) enthält den zusätzlichen Term:

$$-E \sqrt{I_{\omega}(x)} \cdot \frac{d^2}{dx^2} (\sqrt{I_{\omega}(x)}) \cdot \varphi'(x),$$
 dessen mechanische Bedeutung nicht entsprechend erklärt und von daher unsicher ist. Davon abgesehen, erweist sich der Ansatz (3.8) als nützlich, da die damit gewonnenen Verwindungen φ' bei einer konstanten Abklingkonstanten $-\kappa = \kappa_0 = \text{const}$ - dem Gegenseitigkeitssatz von Maxwell-Betti genügen /27/. Letzteres ist nicht gegeben, wenn die DGL (3.1) einfach auf den nichtprismatischen Stab mit veränderlichem $I_{\omega}(x)$ und $I_d(x)$ angewendet wird. Unabhängig von der Unsicherheit hinsichtlich des dritten Terms der modifizierten DGL in der Gestalt (3.9) wird die Richtigkeit des Ansatzes bezweifelt, wenn die Abklingkonstante κ nicht konstant ist:

Für eine reale Konstruktion wurde die DGL (3.8) durch Iteration gelöst. Als Iterationsvorschrift wurde gewählt:

$$-\tilde{\varphi}_i'''(x) + \kappa_0^2 \cdot \tilde{\varphi}_i'(x) = \frac{\tilde{T}(x)}{E I_{\omega 0}} + [\kappa_0 - \kappa(x)] \cdot \tilde{\varphi}_{i-1}'(x)$$

i : Zähler für Iterationsschritte.

Dieser Lösungsalgorithmus konvergierte schlecht. Außerdem gehorchten die Lösungen nicht dem Satz von Maxwell-Betti.

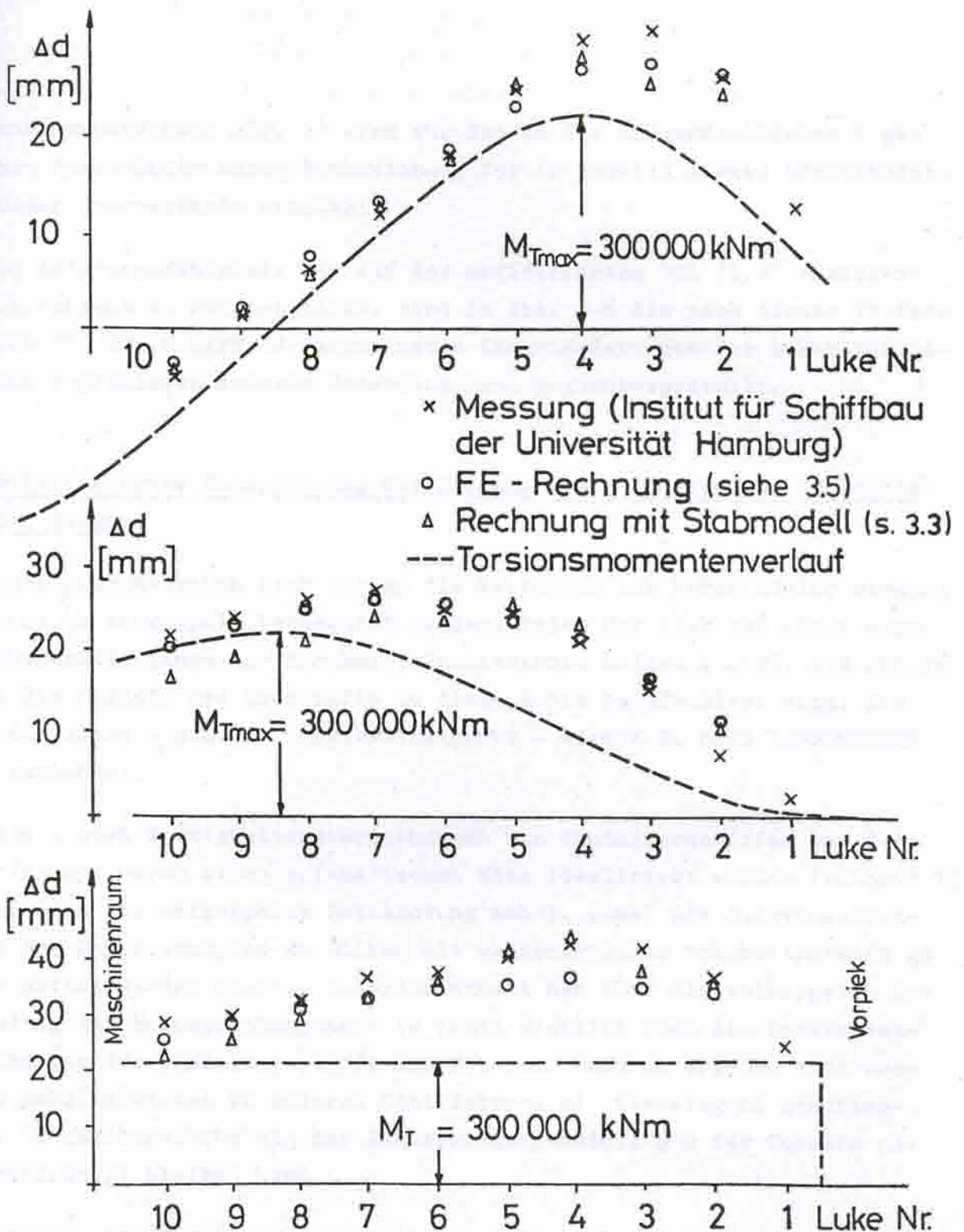
Offensichtlich kommt es darauf an, einen konstanten Wert für κ anzustreben. Bei praktischen Anwendungen des Ansatzes (3.8) werden deshalb die an den Enden gegebenen hohen Torsionsträgheitsmomente I_d (siehe z.B. Abb. 3-4) im Ersatzmodell reduziert und ihre Wirkung durch konzentrierte Lasten B_j , die die Verwölbung behindern, ersetzt /26/.

Aus der Lösung der modifizierten DGL werden die Verwölbungen u und die Wölbnormalspannungen σ nach den Regeln

$$u(x, y, z) = - \frac{\tilde{\varphi}'(x)}{\sqrt{I_{\omega}(x)}} \cdot \omega(y, z)$$

$$\sigma(x, y, z) = -E \cdot \frac{\tilde{\varphi}''(x)}{\sqrt{I_{\omega}(x)}} \cdot \omega(y, z)$$

berechnet.



Vergleich zwischen gerechneten und gemessenen Lukenverformungen bei statischer Torsionsbelastung; Längenänderung der Lukendiagonalen für TS "TOKIO EXPRESS"

Abb. 3-6

Die Sektorkoordinate $\omega(y, z)$ wird für den an der Längenkoordinate x gegebenen Querschnitt unter Einbeziehung der im Bereich dieses Querschnitts gegebenen Querverbände ermittelt.

Um die Leistungsfähigkeit des auf der modifizierten DGL (3.8) basierenden Verfahrens zu demonstrieren, sind in Abb. 3-6 die nach diesem Verfahren für TS 'TOKIO EXPRESS' berechneten Längenänderungen der Lukendiagonalen den Ergebnissen anderer Untersuchungen gegenübergestellt.

3.4 Näherungsweise Entkoppelung der Wirkungen aus Torsion und horizontaler Biegung

An einem prismatischen Stab können die Wirkungen aus horizontaler Biegung und Torsion entkoppelt betrachtet werden, indem der Stab zum einen durch die Querkräfte längs der Schubmittelpunktsachse belastet wird, zum andern durch die Momente der Querkräfte um diese Achse beaufschlagt wird. Die Lage der Achse - d.h. der Schubmittelpunkt - wird z.B. nach BORNSCHEUER /28/ berechnet.

Bei den ersten Festigkeitsuntersuchungen von Containerschiffen war der Schiffsrumpf durch einen prismatischen Stab idealisiert worden (siehe 3.1), so daß sich die entkoppelte Betrachtung anbot, zumal die Biegebeanspruchung des Schiffsrumpfes am Balken mit veränderlichem Trägheitsmoment genauer erfaßt werden konnte. Außerdem erhält man über die entkoppelte Betrachtung der Beanspruchungsanteile einen Einblick über die Zusatzbeanspruchungen der Containerschiffe aus Torsion. Dadurch ergeben sich Vergleichsmöglichkeiten zu anderen Schiffstypen mit überwiegend geschlossener Decksfläche, für die der Beanspruchungsanteil aus der Torsion unberücksichtigt bleiben kann.

Die entkoppelte Betrachtung wurde bei der Festigkeitsuntersuchung von MS 'ALSTER EXPRESS' beibehalten, auch wenn hier der Schiffsrumpf durch mehrere Stäbe idealisiert wurde. Die Stäbe haben keine gemeinsame Achse ihrer Schubmittelpunkte. In Abb. 3-4 ist die Höhenlage der Schubmittelpunkte für die einzelnen Stäbe im Maßstab des Schiffslängsschnittes dargestellt. Bei der Berechnung der Schubmittelpunkte waren die Stabquer-

schnitte im Decksbereich mit fiktiven Blechdicken versehen. Die fiktiven Blechdicken sollten die wölbbehindernde Wirkung der Querverbände des Decks repräsentieren und bedeuten eine Anhebung des Schubmittelpunktes. Über $2/3$ der Schiffslänge von Spt. 40 - 160 wurde eine gemittelte Blechdicke von 1,23 mm angesetzt.* Indem im Decksbereich mit den fiktiven Blechdicken fiktive Schubflüsse angesetzt sind, ist eine Beanspruchung der Querverbände aus horizontalen Querkräften gegeben, die unberücksichtigt blieb.

Aus den einzelnen Schubmittelpunkten wurde eine Linie der Schubmittelpunkte gestrakt. Sofern die Wirkungslinien der in den Querschnitten wirkenden Querkräfte diese Linie schnitten, wurde eine torsionsfreie Verformung des Stabmodells angenommen. Dem entsprechend wurde die Torsionsbelastung berechnet (siehe auch Abschnitt 5.2).

Die auf diese Weise vorgenommene Entkoppelung der Wirkungen aus Biegung und Torsion ist eine Näherung, die für den Schiffsrumpf mit seinem Wechsel von geschlossenen zu offenen Bereichen und mit seiner über der Länge veränderlichen Querschnittsform problematisch ist: Für einen geschlossenen prismatischen Schiffsquerschnitt liegt der Schubmittelpunkt etwa um die Hälfte der Seitenhöhe über Kiel; für den offenen Schiffsquerschnitt etwa um das gleiche Maß unter Kiel. Dabei werden für den geschlossenen Querschnitt die Schubflüsse im Deck etwa gleich groß wie im Boden, was an der Übergangsstelle zum offenen Bereich unrealistisch ist. Wie sich die Schubflüsse und damit die Lage des Schubmittelpunktes bei horizontaler Biegung im Bereich der Übergangsstelle tatsächlich einstellen, kann - wenn darüber überhaupt allgemeingültige Aussagen sinnvoll möglich sind - nur an einer dreidimensionalen Idealisierung der Konstruktion untersucht werden. Mit der Anwendung der FE-Methode verliert diese Fragestellung ihre Bedeutung /5/.

3.5 Idealisierung des Schiffskörpers nach der FE-Methode

In den vorangegangenen Abschnitten (3.1 - 3.4) wurden die Schwierigkeiten aufgezeigt, die mit der Idealisierung des Schiffskörpers nach der Balken-Stab-Methode gegeben sind:

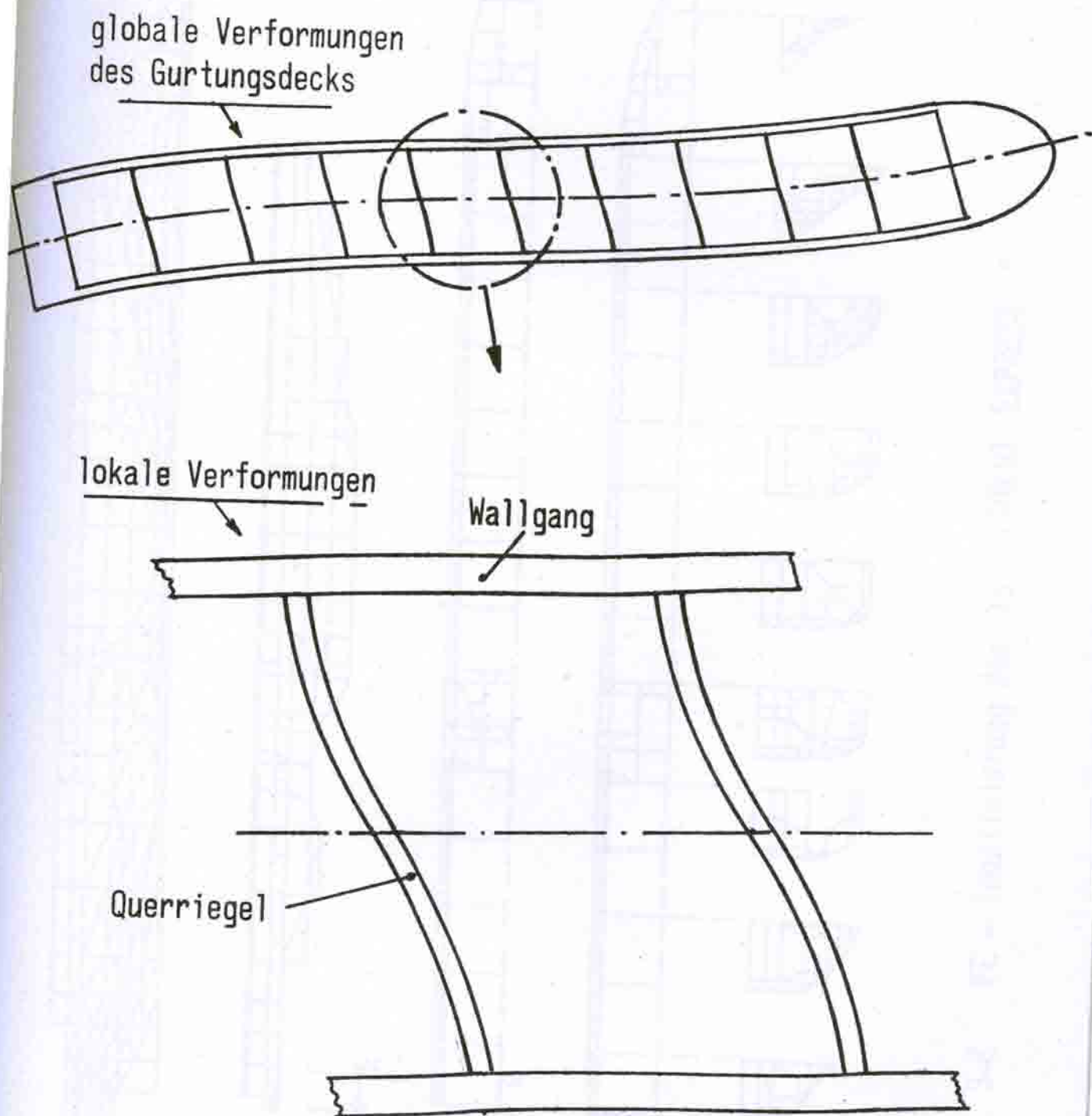
* Dieser Wert wird als zu hoch angesehen, gestützt auf die beim GL verfügbaren Computerlisten ergab eine Nachrechnung $t = 0,52$ mm.

1. Die Steifigkeitskennwerte der Querschnitte wie Torsionsträgheitsmoment und Wölbwiderstand sind von Raum zu Raum z.T. sehr verschieden.
2. Die Kompatibilität der Verschiebungen aneinander grenzender Stäbe mit unterschiedlichem Querschnitt kann lediglich näherungsweise realisiert werden.
3. Die Spannungsverteilung im Querschnitt und der Schubmittelpunkt ergeben sich aus für prismatische Stäbe berechneten Werten, was insbesondere am Übergang zwischen mehr geschlossenen und offenen Bereichen der Konstruktion unrealistisch wird.
4. Die Steifigkeit der Querverbände ist an gesonderten Ersatzsystemen zu untersuchen.

Die hier aufgelisteten Mängel betreffen insbesondere die Erfassung der durch Torsion bedingten Beanspruchungen und Verformungen, aber auch hinsichtlich der vertikalen Biegebeanspruchung wird das Verhalten der Konstruktion nicht vollständig erfaßt. Dazu gehört der von SCHULZE und SPUYMAN /11/ rechnerisch und meßtechnisch belegte Unterschied von ca. 25 % zwischen der Decksbeanspruchung am Längsschott und an der Außenhaut vor dem Maschinenraum ebenso wie die mit der Anordnung von Mehrfachluken gegebene symmetrische Verwölbung der Querschnitte.

Mit der Anwendung der FE-Methode können die dargestellten Probleme gelöst werden, was jedoch zunächst einen höheren Aufwand an Datenverarbeitung bedeutet. Langfristig wird in der Anwendung der FE-Methode auf Containerschiffe die günstigste Lösung gesehen, da im Hinblick auf andere Schiffstypen und Problemstellungen von der Hardware und der Software her verbesserte Techniken zur Datenerstellung und Datenverarbeitung von FE-Idealisierungen entwickelt werden /29/, und da die Konzentration auf nur eine allgemein verwendbare Methode die Fehleranfälligkeit verringert /30/. Aus all diesen Gründen wurde die FE-Methode im Rahmen dieser Untersuchung auf das Containerschiff TS 'TOKIO EXPRESS' angewendet /7/.

Der Aufwand zur Datenerstellung und Durchrechnung einer FE-Idealisierung kann reduziert werden, wenn das Verformungsverhalten der Konstruktion grundsätzlich bekannt ist und die zur Idealisierung verwendeten Elemente gezielt ausgewählt werden /31/. Ausgehend von den Gegebenheiten bei



Globale und lokale Verformungen im
Decksbereich infolge Torsion.

Abb. 3-7

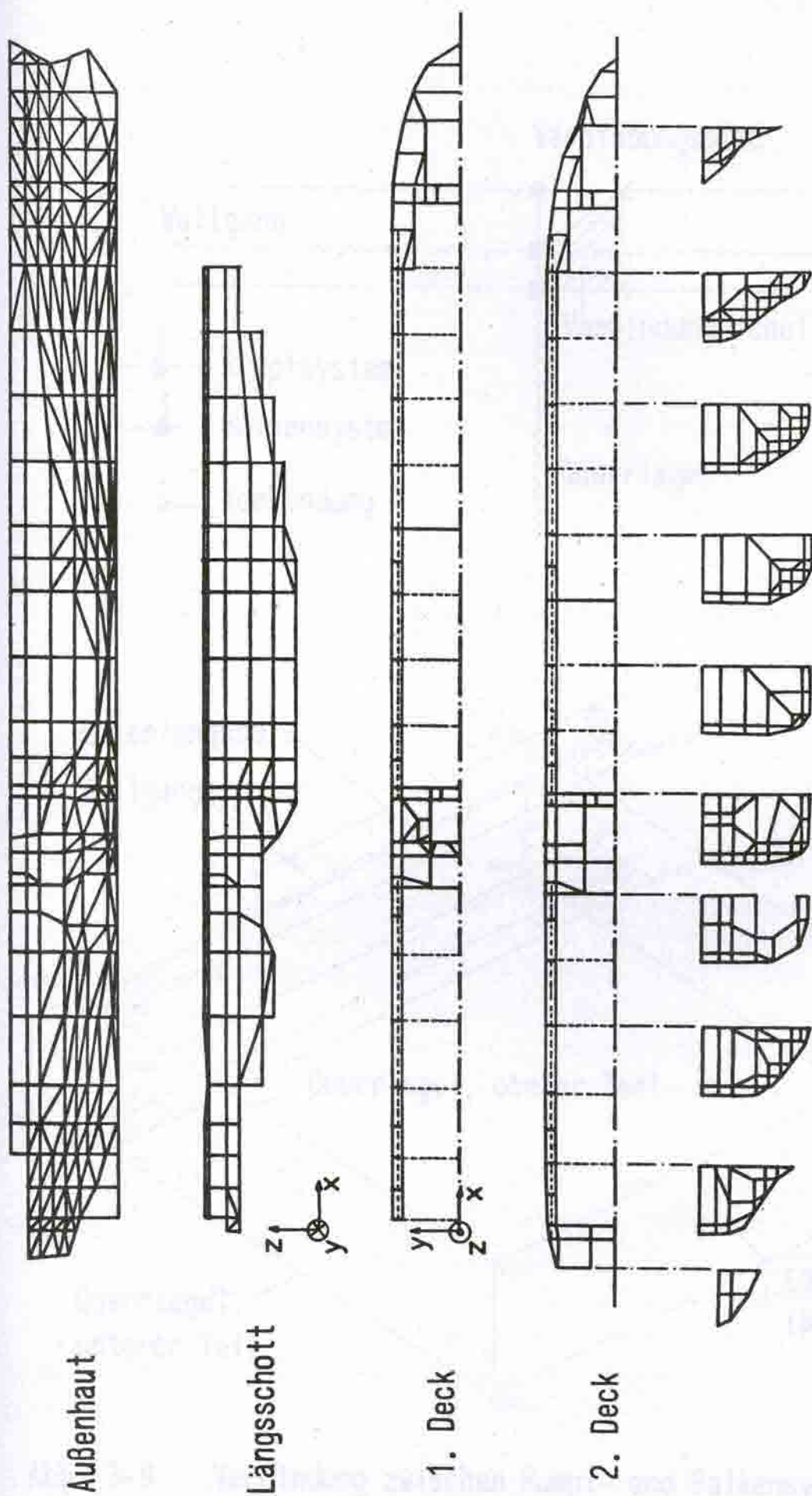


Abb. 3-8 FE - Idealisierung des TS " TOKIO EXPRESS "

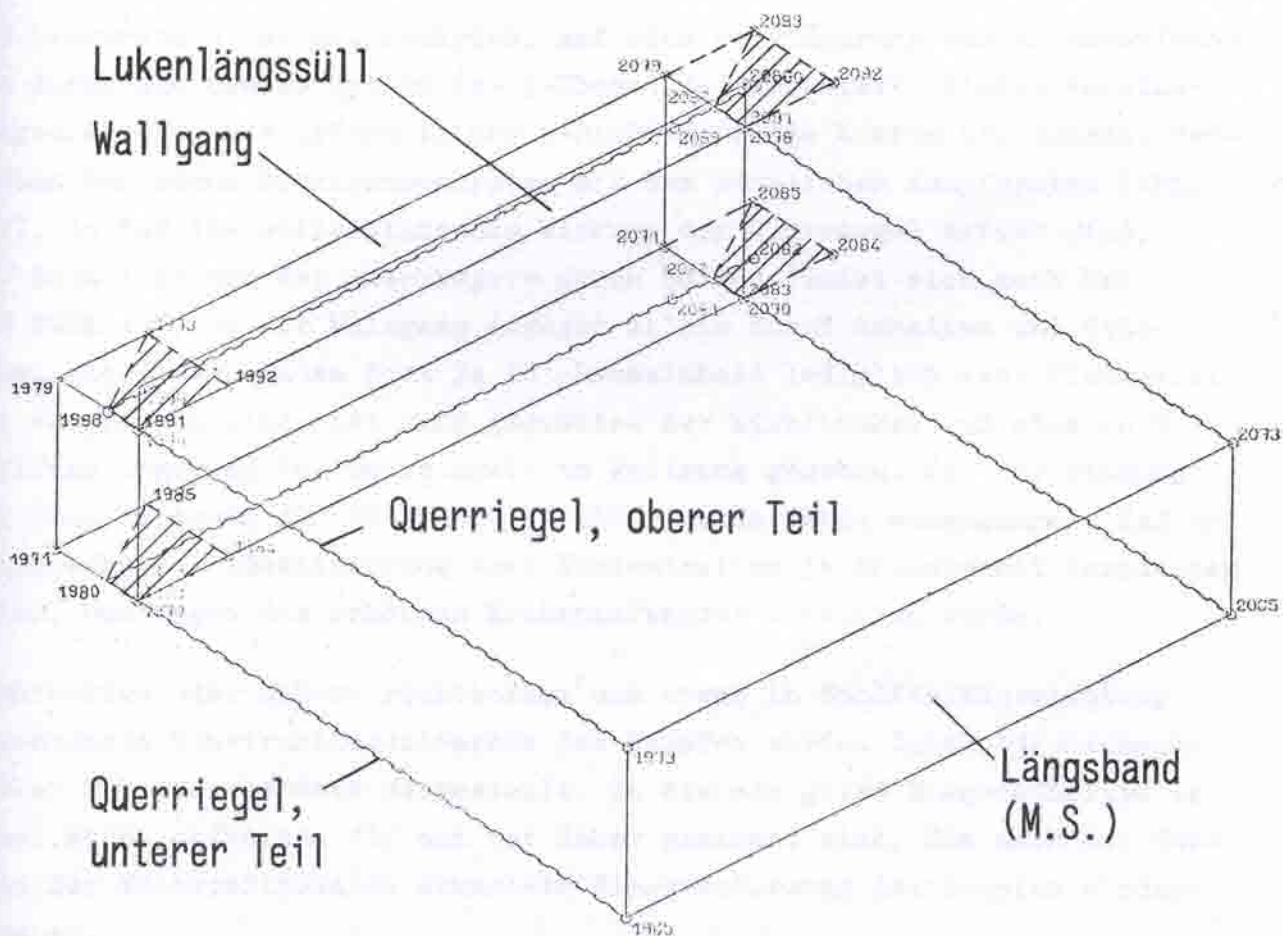
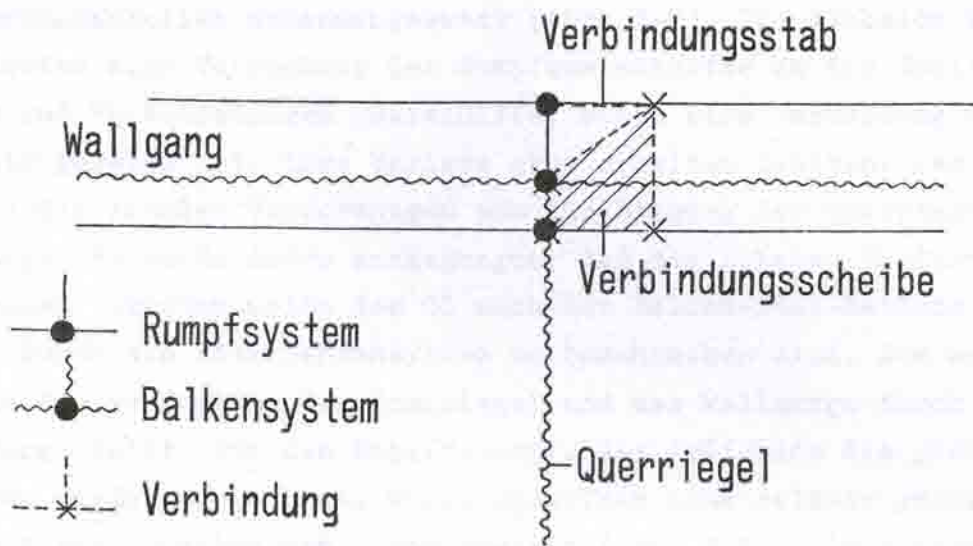


Abb. 3-9 Verbindung zwischen Rumpf- und Balkensystem

einer Torsionsbelastung werden die Verformungen aus globalen und lokalen Verformungsanteilen zusammengesetzt (Abb. 3-7). Die globalen Verformungen bedeuten eine Verdrehung der Rumpfquerschnitte um die Schiffslängsachse und Verschiebungen querschiffs, wobei eine Verwölbung der Querschnitte gegeben ist, ihre Umrisse aber erhalten bleiben. Dem überlagert sind die lokalen Verformungen aus der Biegung der Querriegel und des Wallgangs. Es wurde davon ausgegangen, daß die lokalen Verformungen - der bisherigen Vorgehensweise des GL nach der Balken-Stab-Methode folgend - gut durch ein Decksrahmensystem zu beschreiben sind. Dem entsprechend wurde die Verformung der Querriegel und des Wallgangs durch Balkenelemente dargestellt. Für den Schiffsrumpf, der lediglich die globalen Verformungen wiederzugeben hat, wurde daraufhin eine relativ grobe Idealisierung durch Scheiben und Stäbe gewählt (Abb. 3-8). Die Elementreihen überstreichen in der Regel eine 40'-Raumeinheit. An den Enden und im Maschinenraumbereich, wo höhere Beanspruchungsgradienten zu erwarten sind, wurde eine feinere Teilung vorgenommen.

Der Decksrahmen ist mit Rücksicht auf eine Verringerung des Rechenaufwandes durch ein ebenes System (x-y-Ebene) repräsentiert. Starre Verbindungselemente, die jedoch in der z-Richtung keine Kräfte übertragen, verbinden das ebene Decksrahmensystem mit dem räumlichen Rumpfsystem (Abb. 3-9), so daß die wölbbehindernde Wirkung der Querriegel erfaßt wird. Die Idealisierung des Querriegels durch Balken findet sich auch bei VAN BEEK /5/, wo der Wallgang dagegen allein durch Scheiben und Stäbe idealisiert ist. Indem dort je 40'-Raumeinheit lediglich zwei Elementreihen vorgesehen sind, ist eine gegenüber der Wirklichkeit um etwa 20 % steifere Lagerung des Querriegels im Wallgang gegeben. Bei der Planung der Idealisierung für TS 'TOKIO EXPRESS' wurde davon ausgegangen, daß bei entsprechender Idealisierung drei Elementreihen je Raumeinheit vorzusehen seien, was wegen des erhöhten Rechenaufwandes verworfen wurde.

Rechteckige oder nahezu rechteckige und ebene in Schiffslängsrichtung angeordnete Konstruktionselemente des Rumpfes wurden durch "nichtkompatible" Scheibenelemente dargestellt, da sie ein gutes Biegeverhalten in ihrer Ebene aufweisen /3/ und von daher geeignet sind, die nach der Theorie der Wölbkrafttorsion erwartete Biegeverformung des Rumpfes wiederzugeben.

Für die Schottscheiben, die die Formtreue der Rumpfquerschnitte ausmachen, wurden ausschließlich kompatible Elemente verwendet.

Die Idealisierung blieb auf eine Schiffshälfte beschränkt. Dazu sind, neben der Vorgabe der Randbedingungen auf Mitte Schiff, die Belastungen des Modells durch Überlagerung symmetrischer und antimetrischer Lastanteile darzustellen. Die Aufgliederung in diese Lastanteile bedeutet hier keinen Aufwand, da die im Rahmen dieser Untersuchung zu berücksichtigenden Lasten (siehe Abschnitt 5.) nach den bezeichneten Anteilen getrennt berechnet werden.

Insgesamt umfaßt die Idealisierung 934 Knoten mit 2516 bzw. 2349 Freiheitsgraden bei der symmetrischen bzw. antimetrischen Lagerung auf Mitte Schiff. Diese Zahlen liegen etwa halb so hoch wie bei den Untersuchungen von VAN BEEK /5/ und ELBATOUTI, et al., /6/, deren Ziele ähnlich gesetzt waren. Dabei stimmten die mit dieser Idealisierung für drei angenommene Torsionsmomentenverläufe berechneten Lukenverformungen gut mit gemessenen Werten überein, die an einem Plexiglasmodell der Konstruktion im Institut für Schiffbau ermittelt wurden (Abb. 3-6).

4. Einheitslastenkonzept bei elastomechanischen Untersuchungen der Beanspruchungen im Seegang

Die hier zu betrachtenden Seegangswirkungen sind vorzugsweise Beanspruchungen $\sigma_i(t)$, die als Linearkombination der für diskrete Stellen des schlanken starren Schiffskörpers berechneten Belastungen dargestellt werden:

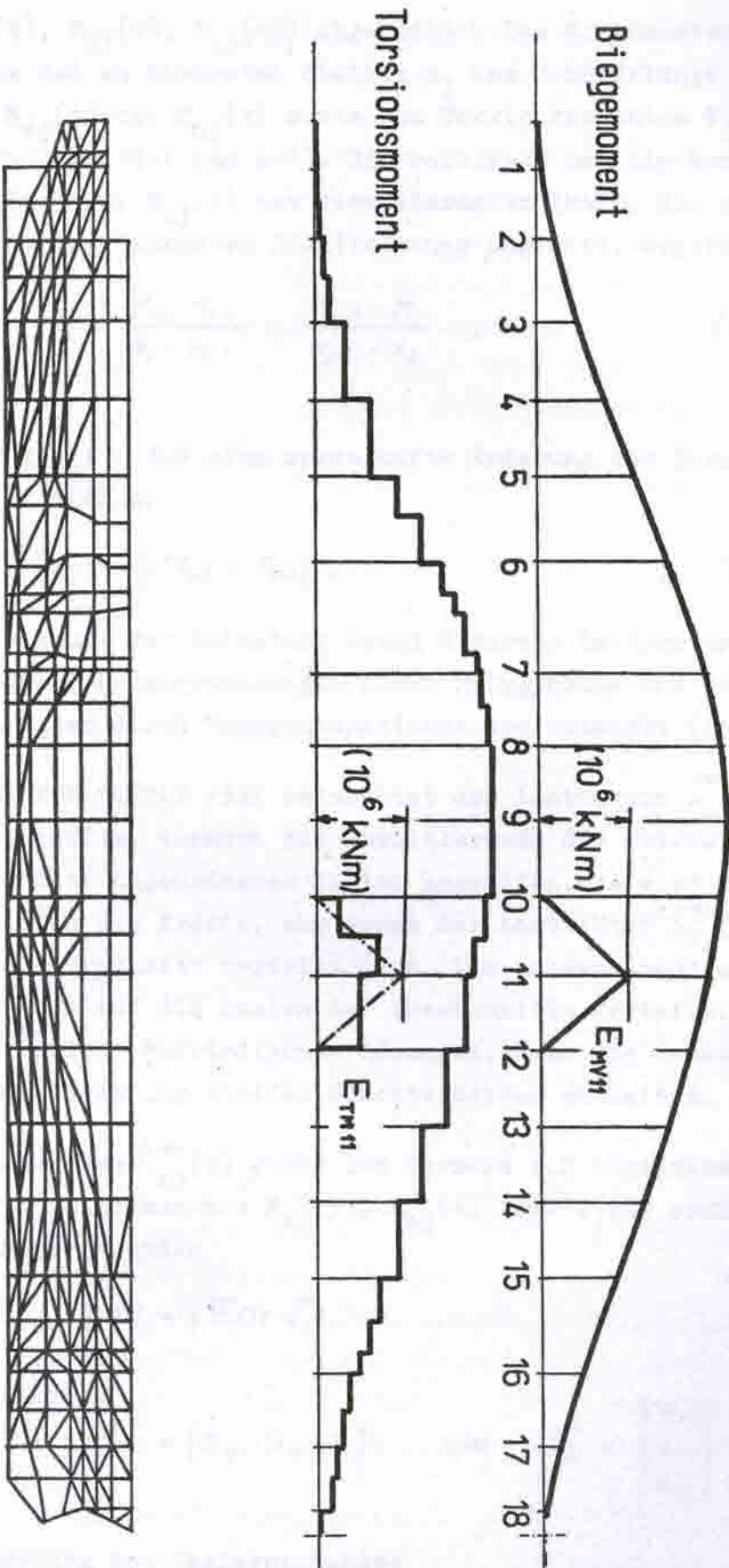
$$\sigma_i(t) = \sum_j \vec{L}_j(t) \cdot \vec{\delta}_{ij} \quad (4.1)$$

$\vec{L}_j(t)$ ist der zeitabhängige Lastvektor an einem Ort P_j und $\vec{\delta}_{ij}$ ist der zeitunabhängige Beanspruchungsvektor, der die Anteile zur Beanspruchung $\sigma_i(t)$ am Ort P_i infolge von Einheitslasten am Ort P_j enthält. Diese Aufgliederung ist wegen der Vielzahl der im unregelmäßigen Seegang gegebenen unterschiedlichen Belastungen zweckmäßig. Die Darstellung (4.1) ist zulässig, wenn von Vibrationen des Schiffskörpers abgesehen werden kann.

VON SCHULZ /32/ entwickelte ein allgemeingültiges Verfahren zur Untersuchung von Konstruktionen nach der FE-Methode, in dem die Lastvektoren Knotenkräfte enthalten. Die Summierung gemäß (4.1) erstreckt sich dabei über die belasteten Knoten. Wegen der Trägheitskräfte aus der Beschleunigung des Schiffes sind grundsätzlich alle Knoten belastet, was eine große Anzahl zu untersuchender Lastfälle bedeutet. Bei diesem Verfahren /32/ ist die Steifigkeitsmatrix gleichsam zu invertieren. Dazu wurde ein erweitertes 'Substruktur-Verfahren' entwickelt.

Für Containerschiffe kann von einem derart aufwendigen Verfahren abgesehen werden (siehe dazu /7/), da die Beanspruchungen an einem Ort weniger von den in unmittelbarer Nachbarschaft angreifenden einzelnen Kräften, sondern überwiegend von den aufsummierten Momenten der auf die Konstruktion wirkenden Kräfte bestimmt ist. Die Belastung der Konstruktion wird daraufhin durch die Biege- und Torsionsmomentenverteilung über der Schiffslänge vereinfacht beschrieben. Örtliche Beanspruchungen, die z.B. aus der Plattenbiegung der Außenhaut infolge Wasserdrucks resultieren, werden gesondert betrachtet. Diese Vorgehensweise ist durch die hinsichtlich der Querverfestigkeit steife Doppelhüllenkonstruktion bei enger Anordnung der Schotte begründet und wurde nicht nur bei den Idealisierungen nach der Balken-Stab-Methode /8/, sondern auch bei feineren Idealisierungen nach der FE-Methode /5/ verwendet.

Aus den Momentenverteilungen werden in /7/ Lastvektoren



Annäherung der Momentenverteilung bei Anwendung der FE - Methode

$\vec{L}_{xj}(t) = \{F_{vj}(t), F_{hj}(t), T_{qj}(t)\}$ abgeleitet. Die Komponenten von $\vec{L}_{xj}$ lassen sich aus den an diskreten Stellen x_j der Schiffslänge gegebenen Biegemomenten $M_{vj}(t)$ und $M_{hj}(t)$ sowie den Torsionsmomenten $T_j(t)$ berechnen (siehe dazu Abb. 4-1 und 4-2). Die vertikale und die horizontale Komponente $F_{vj}(t)$ bzw. $F_{hj}(t)$ der resultierenden Kraft, die an einem Spantquerschnitt der diskreten Idealisierung angreift, ergeben sich zu

$$F_j = \frac{M_j - M_{j-1}}{x_j - x_{j-1}} - \frac{M_{j+1} - M_j}{x_{j+1} - x_j} \quad (4.2a)$$

Das Quermoment $T_{qj}(t)$, das eine sprunghafte Änderung des Torsionsmoments bedeutet, ergibt sich zu

$$T_{qj} = \frac{1}{2} (T_{j+1} - T_{j-1}) \quad (4.2b)$$

Bei der Idealisierung der Belastung durch diskrete Lastvektoren $\vec{L}_{xj}(t)$ werden die Biegemomentenverteilungen durch Polygonzüge und die Torsionsmomentenverteilungen durch Treppenfunktionen approximiert (Abb. 4-1).

Im Gegensatz zu VON SCHULZ /32/ beinhaltet der Lastvektor $\vec{L}_{xj}(t)$ keine einzelnen Knotenkräfte, sondern die Resultierende der Kräfte, die an den in einem Querschnitt angeordneten Knoten angreifen. Es wird als unerheblich angesehen, wie die Kräfte, aus denen der Lastvektor $\vec{L}_{xj}(t)$ resultiert, über dem Querschnitt verteilt sind. Dem entsprechend werden die Lasten relativ grob auf die Knoten der Querschnitte verteilt. Diese Vorgehensweise verspricht befriedigende Lösungen, wenn die belasteten Querschnitte die Idealisierung steifer Schottscheiben enthalten.

Da die Komponenten von $\vec{L}_{xj}(t)$ gemäß den Formeln 4.2 Linearkombinationen der Biege- und Torsionsmomente $M_{vj}(t)$, $M_{hj}(t)$ bzw. $T_j(t)$ sind, kann für 4.1 auch geschrieben werden

$$\sigma_i(t) = \sum_j \vec{M}_j(t) \cdot \vec{\alpha}_{ij}$$

$$\text{mit} \quad \vec{M}_j = \{M_{vj}, M_{hj}, T_j\} \quad \text{und} \quad \vec{\alpha}_{ij} = \begin{Bmatrix} \alpha_{vij} \\ \alpha_{hij} \\ \alpha_{tij} \end{Bmatrix}$$

oder nach Auswertung des Skalarproduktes

$$\sigma_i(t) = \sum_j \{M_{vj}(t) \cdot \alpha_{vij} + M_{hj}(t) \cdot \alpha_{hij} + T_j(t) \cdot \alpha_{tij}\} \quad (4.3)$$

Die α_{ij} sind Beanspruchungen infolge von Einheitsmomentenverteilungen - siehe z.B. E_{MV11} und E_{TM11} in Abb. 4-1 - die das elastomechanische Verhalten der Konstruktion wiedergeben, während die M_{vj} , M_{hj} und T_j die quasistatische Belastung der Konstruktion darstellen. Durch diese Aufgliederung wird es möglich, die Wirkung der Vielzahl der durch wechselnde Ladung und unregelmäßigen Seegang gegebenen Belastungen bei beschränkter Anzahl elastomechanisch zu untersuchender Einheitslastfälle korrekt zu erfassen. Die Darstellung der Beanspruchung nach 4.3 entspricht dem Söding'schen Konzept /4/ und wird vom Germanischen Lloyd seit 1969 bei Festigkeitsuntersuchungen an Containerschiffen standardmäßig verwendet.

Solange die Beanspruchungen aus vertikaler und horizontaler Biegung nach der Balkenmethode unter der Annahme einer verwölbungsfreien Verformung der Querschnitte berechnet werden, können die ersten beiden Glieder der Summe in (4.3) ersetzt werden

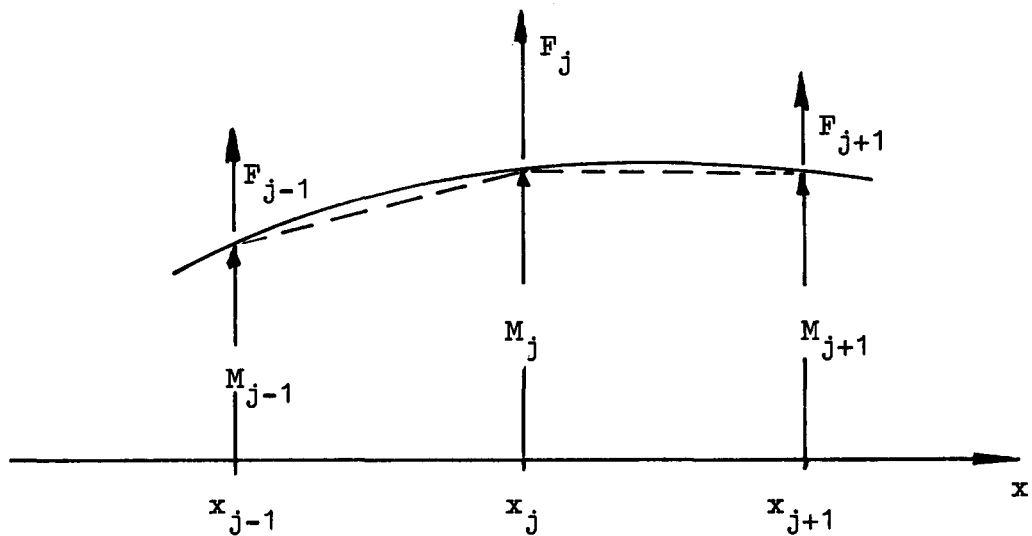
$$\sigma_i(t) = \frac{M_v(t, x_i)}{W_{vi}(x_i)} + \frac{M_h(t, x_i)}{W_{hi}(x_i)} + \sum_j T_j(t) \cdot \alpha_{tij} \quad (4.4)$$

Darin sind $M_v(t, x_i)$ und $M_h(t, x_i)$ das vertikale bzw. horizontale Biegemoment an der Längenkoordinate x_i ; $W_{vi}(x_i)$ und $W_{hi}(x_i)$ sind die zugehörigen Widerstandsmomente. Diese einfachere Darstellung liegt der für MS 'ALSTER EXPRESS' in 1972 durchgeführten Festigkeitsuntersuchung zugrunde. Die verbleibende Summierung zur Beanspruchung aus Torsion erstreckte sich dabei über 9 Glieder, d.h. die Werte α_{tij} wurden für 9 gleichmäßig über der Länge zwischen den Loten angeordnete Einheitsmomentenverteilungen berechnet.

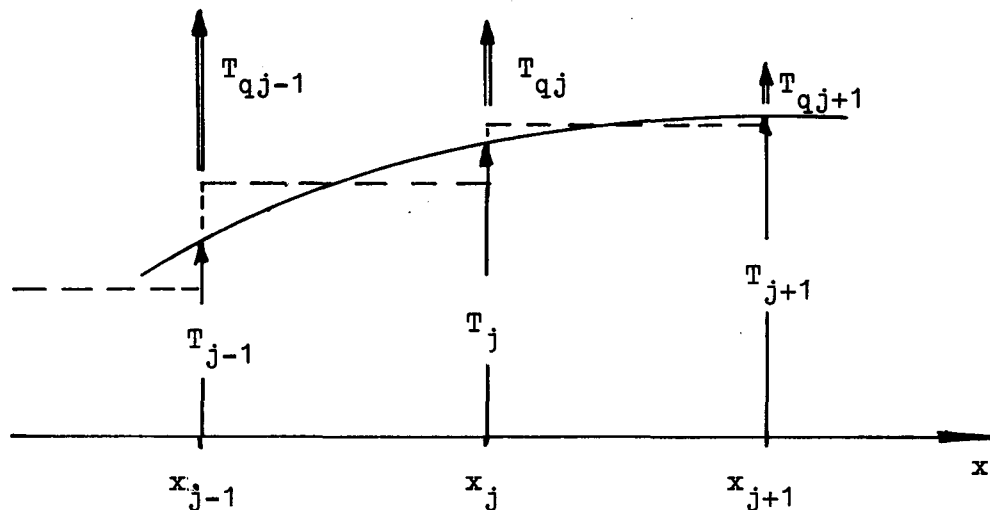
Die elastomechanische Untersuchung des TS 'TOKIO EXPRESS' nach der FE-Methode /7/ beinhaltete gegenüber MS 'ALSTER EXPRESS' zusätzlich die Kopplung zwischen horizontaler Biegung und Torsion und auch die Verwölbung der Querschnitte bei vertikaler Biegung, d.h. es sind sämtliche Glieder der Formel 4.3 berücksichtigt. Im Hinblick auf unerwünschte Effekte aus der Lasteinleitung wurden die α -Werte für 17 Einheitsmomentenverteilungen je Lastart bestimmt; d.h. es wurden 51 Lastfälle untersucht.

In dieser relativ geringen Anzahl Lastfälle ist der Vorteil des hier beschriebenen, auf Containerschiffe anwendbaren Einheitslastenkonzepts zu sehen. Nach einem allgemein gültigeren Vorschlag von PAULLING in /31/, der die Beanspruchungen nicht als Linearkombination der zeitlich verän-

derlichen Belastungen und der zeitlich unabhängigen elastomechanischen Antwort darstellt, ist die Zahl der Lastfälle um eine Größenordnung höher: Im Rahmen dieser Arbeit (siehe den folgenden Abschnitt) werden die Belastungen für 528 Wellenkonfigurationen je Schiffsgeschwindigkeit und Beladungszustand untersucht.



a) Querlasten



b) Quermomente

Abb. 4-2 Zur Berechnung der Querlasten und Quermomente aus der Biege- bzw. Torsionsmomentenverteilung über der Schiffslänge.

5. Systemantwort des Schiffes in Wellen

Im Seegang sind mit den Schwankungen der Wellenerhebung Schwankungen der Bewegungen und Beanspruchungen gegeben. Die Wellenerhebung am Hauptspant wird in Anlehnung an BARTSCH /33/ dargestellt durch

$$\zeta(t) = \sum_j \sum_k \left\{ \sqrt{G_\zeta(\omega_{ej}, \mu_k) \Delta\omega_e \Delta\mu} \cdot \operatorname{Re}[\exp(i(\omega_{ej} \cdot t + \varepsilon_{jk}))] \right\}$$

$G_\zeta(\omega_{ej}, \mu_k)$	einseitige Spektraldichtefunktion *
ω_{ej}	Begegnungsfrequenz, j-te Komponente
μ_k	Begegnungswinkel, ** k-te Komponente
$\Delta\omega_e$	Weite des Frequenzbereichs der Komponenten
$\Delta\mu$	Weite des Winkelbereichs der Komponenten
ε_{jk}	Zufallsphase

Diese Darstellung des Seegangs als Überlagerung seiner Fourierkomponenten ist zweckmäßig, da so die Systemantwort des Schiffes unter Umgehung von Faltungsintegralen durch Überlagerung der Produkte aus Übertragungsfunktion und Fourierkomponente berechnet werden kann.

Bei linearer Abhängigkeit der Systemantwort des Schiffes $y(t)$ von der Wellenerhebung $\zeta(t)$, was nach dem Konzept von ST. DENIS und PIERSON /35/ hier vorausgesetzt wird, ist

$$y(t) = \sum_j \sum_k \left\{ \sqrt{G_\zeta(\omega_{ej}, \mu_k) \Delta\omega_e \Delta\mu} \cdot \operatorname{Re}[H_y(\omega_{ej}, \mu_k) \exp(i(\omega_{ej} \cdot t + \varepsilon_{jk}))] \right\} .$$

Darin ist $H_y(\omega_{ej}, \mu_k)$ die komplexe Übertragungsfunktion von y . Der Betrag der Übertragungsfunktion $|H| = [H^*H]^{1/2}$ gibt das Amplitudenverhältnis zwischen der Systemantwort y und der Wellenerhebung ζ bei einer regelmäßigen harmonischen Welle an, die mit der Kreisfrequenz ω_e unter dem Begegnungswinkel μ auf das Schiff trifft. Der Realteil $\operatorname{Re}\{H\}$

* Die Bezeichnung der einseitigen Spektraldichtefunktion mit " $G(\omega)$ " wurde nach BENDAT und PIERSON /34/ vorgenommen. $G(\omega)$ entspricht $r(\omega)$ in BARTSCH /33/. Im Schiffbau wird die zweiseitige Spektraldichtefunktion oft mit " $S(\omega)$ " bezeichnet.
Es ist

$$\int_{-\infty}^{\infty} S_\zeta(\omega) d\omega \equiv \int_0^{\infty} G_\zeta(\omega) d\omega \equiv 2 \cdot \operatorname{Var}\{\zeta\}$$

** siehe Abb. 5-1

enthält den Anteil der in Phase mit der Wellenerhebung der regelmäßigen Welle schwankt, der Imaginärteil $\text{Im} \{H\}$ eilt um eine viertel Periode - d.h. $\Delta t = \frac{\pi}{2\omega}$ - voraus. " $\text{Re} \{H\}$ " und " $-\text{Im} \{H\}$ " können auch als cos- und sin-Komponente der Systemantwort mit Bezug auf die Wellenerhebung ζ bezeichnet werden.

In einer regelmäßigen Welle

$$\zeta_j(t) = \bar{\zeta}_{cj} \cdot \cos(\omega_{ej} \cdot t) + \bar{\zeta}_{sj} \cdot \sin(\omega_{ej} \cdot t)$$

ist die Antwort des Schiffes

$$y_j(t) = \text{Re} \{H_y(\omega_{ej})\} \cdot \bar{\zeta}_{cj} \cdot \cos(\omega_{ej} \cdot t) - \text{Im} \{H_y(\omega_{ej})\} \cdot \bar{\zeta}_{sj} \cdot \sin(\omega_{ej} \cdot t) \quad .$$

Es sei darauf hingewiesen, daß die im Rahmen dieser Untersuchung verwendeten Rechenprogramme das konjugiert Komplexe H^* der Übertragungsfunktion berechnen.

5.1 Übertragungsfunktionen zusammengesetzter Beanspruchungen

Die hier vorzugsweise zu betrachtenden Systemantworten sind Beanspruchungsschwankungen $\sigma_i(t)$, die aus den Wirkungen der Momentschwankungen $M_v(t)$, $M_h(t)$ und $T(t)$ nach Formeln 4.2 oder 4.3 zusammengesetzt sind. Entsprechend ergeben sich die Übertragungsfunktionen der Beanspruchungen $H_{\sigma_i}(\omega_e, \mu)$ durch Überlagerung der Übertragungsfunktionen der Momente:

$$H_{\sigma_i}(\omega_e, \mu) = \sum_j \left\{ H_{M_v}(\omega_e, \mu) \cdot a_{vij} + H_{M_h}(\omega_e, \mu) \cdot a_{hij} + H_{T_j}(\omega_e, \mu) \cdot a_{tij} \right\} \quad (5.1)$$

Die komplexen Übertragungsfunktionen der Biege- und Torsionsmomente sowie der Schiffsbewegungen wurden nach den Verfahren von GRIM, SCHENZLE und SÖDING /1, 2/ mit den beim Germanischen Lloyd vorhandenen Programmen FSIS und FQGR berechnet.

Mit dem Programm FSIS werden die zu Mitte Schiff symmetrischen Bewegungen und Belastungen behandelt. Das sind das Tauchen und Stampfen und u.a. das vertikale Biegemoment. Das Programm FQGR behandelt die antimetrischen Systemantworten. Das sind das Schwoien, Gieren, Rollen und u.a.

das horizontale Biegemoment sowie das Torsionsmoment. Die symmetrischen und antimetrischen Systemantworten können entkoppelt behandelt werden, wenn sie - wie in den Programmen vorausgesetzt - linear von der Wellenhöhe abhängen. Die Vorzeichenvereinbarungen und die Weiterverarbeitung der Ergebnisse nach (5.1) wird im folgenden Abschnitt 5.2 beschrieben.

Die Übertragungsfunktionen sind repräsentiert durch ihre Werte an 22 Stützstellen zu Wellenlängen von $\lambda = 0.2 L$ bis $8.0 L$ und an 12 Stützstellen zu Wellenrichtungen, die den Bereich von $\mu = 0^\circ$ bis 360° gleichmäßig überdecken. Die Zuordnung der als Funktion der Wellenlänge λ berechneten Übertragungsfunktion zur am fahrenden Schiff festgestellten Begegnungsfrequenz ω_e folgt aus der Beziehung für die Kreisfrequenz der Schwerewellen in tiefem Wasser.

$$\omega_e = \sqrt{\frac{2\pi g}{\lambda}} - \frac{2\pi}{\lambda} \cdot V \cdot \cos \mu \quad . \quad (5.2)$$

Bei der Berechnung der Übertragungsfunktionen wurden die Symmetrie- und Antimetriebedingungen der Wellenwirkungen bezüglich der Wellenrichtung genutzt:

$$H_{sym}(\omega_e, -\mu) = H_{sym}(\omega_e, \mu) \quad (5.3a)$$

$$H_{anti}(\omega_e, -\mu) = -H_{anti}(\omega_e, \mu) \quad . \quad (5.3b)$$

Für das vertikale Biegemoment M_v gilt (5.3a). Für das horizontale Biegemoment M_h und für das Torsionsmoment gilt (5.3b). Die hydromechanischen Berechnungen konnten deshalb auf Wellenlaufrichtungen von $\mu = 0^\circ$ bis $\mu = 180^\circ$ beschränkt bleiben.

Für die Beanspruchungen gelten die Regeln (5.3) nicht. Zwar gilt für die Beanspruchungen σ_{BB} und σ_{StB} an symmetrisch gelegenen Orten bei symmetrischer Konstruktion:

$$H_{\sigma_{BB}}(\omega_e, -\mu) = H_{\sigma_{StB}}(\omega_e, \mu) \quad .$$

Diese Beziehung kann aber nur dann genutzt werden, wenn die Idealisierung der Konstruktion beide Schiffshälften umfaßt, was wegen des überproportional erhöhten Rechenaufwandes nach Möglichkeit vermieden wird.

Bleibt die Idealisierung auf eine Schiffshälfte beschränkt, dann sind

die Belastungen in symmetrische und antimetrische Belastungsanteile aufzugliedern, und auf die zugeordneten Beanspruchungsanteile ist wiederum 5.3 anwendbar. Wenn auf diese Weise die Übertragungsfunktionen der Beanspruchungen ohne das hier verwendete Einheitslastenkonzept berechnet werden sollen, dann sind bei gleichem Stützstellenumfang $22 \cdot 7 \cdot 2^* = 308$ symmetrische und $22 \cdot 5 \cdot 2^* = 220$ antimetrische Lastfälle elastomechanisch zu untersuchen. Die Anzahl der Lastfälle läge damit um mindestens eine Größenordnung höher (siehe 4.) und würde neben dem entsprechend größeren Datenanfall etwa das 4fache an Rechenzeit bedeuten.

Im Rahmen der Dimensionierung von Schiffen werden Beladungszustände betrachtet, für die sich bei der Überlagerung von Glattwasser- und Seeganganteilen extreme Gesamtbeanspruchungen ergeben. Im Hinblick auf den Vergleich mit gemessenen Beanspruchungen wurden hier jene Beladungszustände untersucht, die vor den Messungen beim Auslaufen aus dem Hafen vorlagen. Die Änderungen der Beladung durch Verbräuche und Beballastung blieben vernachlässigt.

Da die Fahrgeschwindigkeiten bei den Messungen, vorzugsweise abhängig von der Stärke des Seegangs, unterschiedlich waren, wurden die Übertragungsfunktionen für zwei Geschwindigkeiten entsprechend den Froudezahlen $F_n = 0,16$ und $0,25$ berechnet, die den Bereich der möglichen Geschwindigkeiten abdecken. Für abweichende Geschwindigkeiten wurden die Übertragungsfunktionen linear interpoliert.

Wenn die Rollbewegung schwach gedämpft ist, werden die Übertragungsfunktionen für das horizontale Biegemoment und für das Torsionsmoment im Resonanzbereich empfindliche Spitzen aufweisen. Die Spitzen wurden vermieden, indem stets mit intakter Flossenstabilisierung gerechnet wurde. Bei den ausgewerteten Messungen waren die Rollbewegungen schwach auch in den Fällen, wo die Stabilisierung abgeschaltet war.

* Der letzte Faktor 2 erklärt sich aus der komplexen Gestalt der Übertragungsfunktion, die die Wellenwirkung zu 2 Phasenlagen in der Welle beinhaltet.

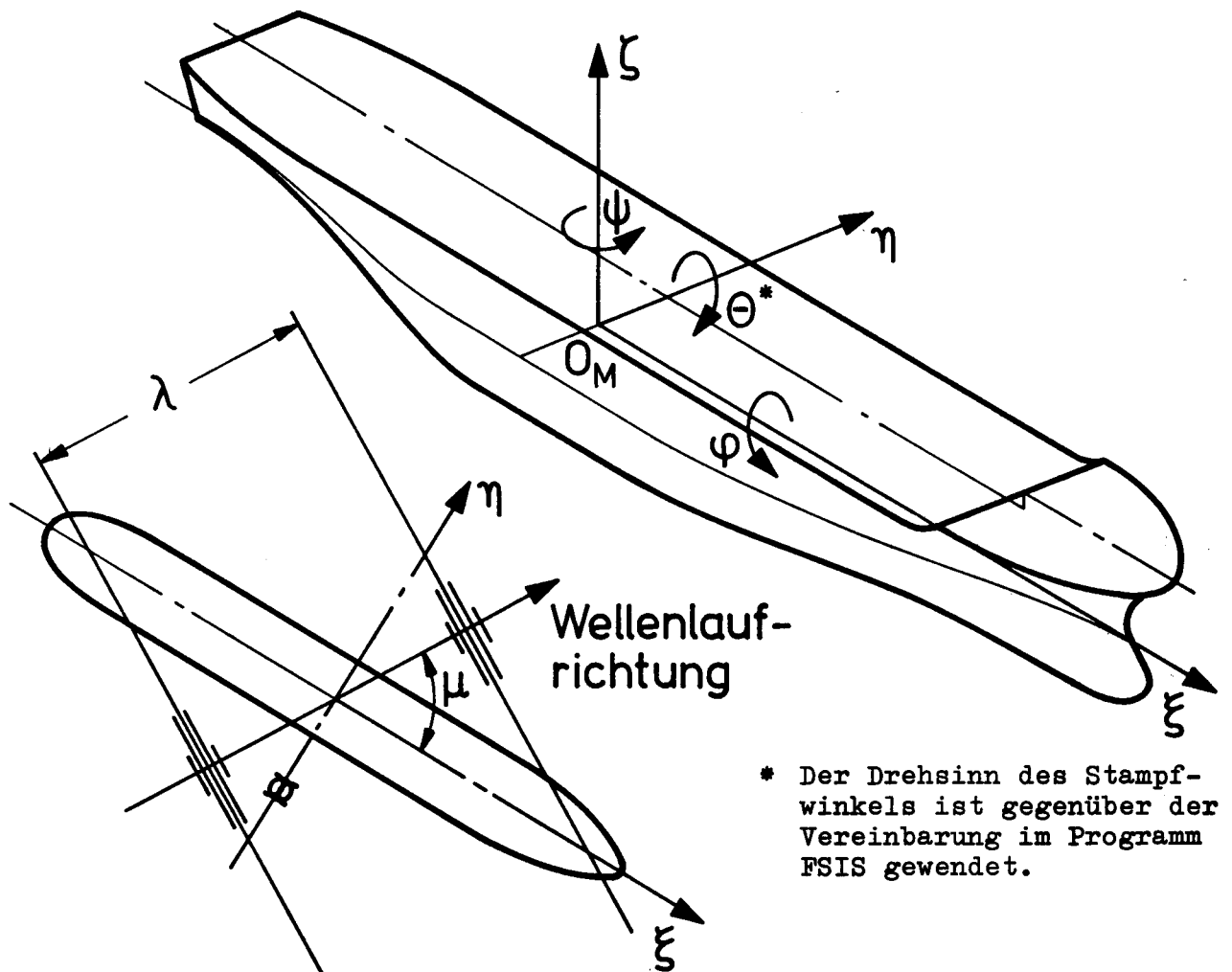


Abb. 5-1 Koordinatensystem zur Beschreibung der Bewegungen

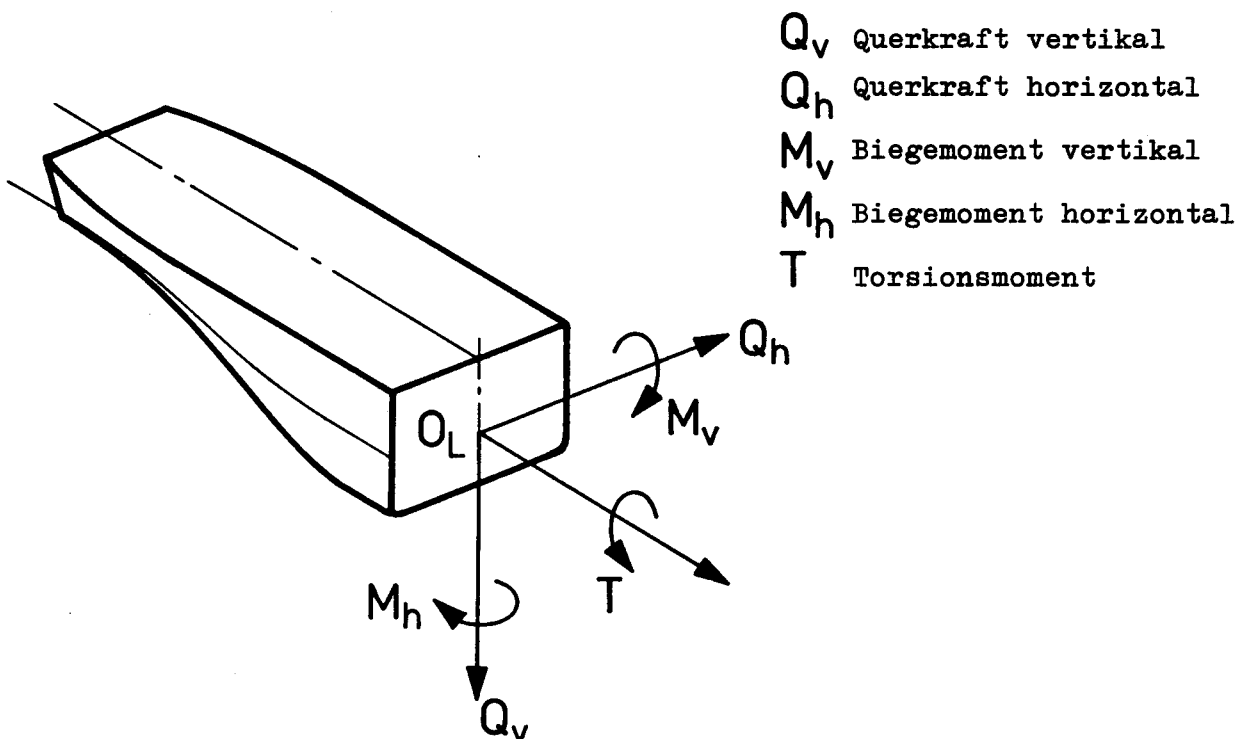


Abb. 5-2 Vorzeichen der Schnittgrößen gemäß den Programmen FSIS und FQGR

5.2 Koordinatensystem, Koordinierung zwischen hydromechanischen und elastomechanischen Rechnungen

Die Schiffsbewegungen werden in einem mit der Fahrgeschwindigkeit bewegten, ansonsten raumfesten Koordinatensystem nach Abb. 5-1 beschrieben. Diese Vereinbarung stimmt mit Ausnahme des Vorzeichens für die Stampfbewegung θ mit den Vereinbarungen in den Programmen FSIS und FQGR (siehe Abb. 5-1) überein, wenn der Begegnungswinkel μ zwischen Welle und Schiff von achterlichen über von Steuerbord einkommenden Wellen positiv gezählt wird. Der Ursprung des Koordinatensystems O_M liegt im ungestörten Fall in der Wasserlinie mittschiffs auf halber Schiffslänge. Die ξ -Achse liegt mittschiffs in der ungestörten Wasserlinie.

In den Programmen FSIS und FQGR sind positive Querkräfte, Biege- und Torsionsmomente gemäß Abb. 5-2 orientiert. Die positiven auf die FE-Idealisierung aufzubringenden Knotenkräfte sind wie die schiffsfesten x-, y-, z-Koordinaten nach Abb. 3-8 gerichtet.

Mit O_L ist in der Abbildung der Bezugspunkt für das Torsionsmoment T bezeichnet. In der Vergangenheit wurde der Wahl des Bezugspunktes O_L große Bedeutung beigemessen. Im Zusammenhang mit der Anwendung der Balken-Stab-Methode, die hier auf MS 'ALSTER EXPRESS' angewendet wurde, sollten durch geeignete Wahl von O_L die horizontale Biegung am Balken- und die Torsion am Stabmodell entkoppelt betrachtet werden können. Das ist - wie in Abschnitt 3.4 erläutert wurde - näherungsweise möglich. Mit der Linie der Schubmittelpunkte sind die Bezugspunkte $O_L(x)$ abhängig von der Längenkoordinate x festgelegt worden. Indem die z-Koordinaten von $O_L(x)$ in das Programm FQGR eingegeben wurden, lieferte das Programm Torsionsmomente bzw. deren Übertragungsfunktionen, die die Torsion des Stabmodells vollständig bestimmten. Querkräfte, deren Wirkungslinien die Linie $O_L(x)$ schnitten, lieferten keinen Beitrag zur Torsion des Stabmodells.

Bei der Untersuchung des TS 'TOKIO EXPRESS' nach der FE-Methode /7/ wurden die Biegung und die Torsion der Konstruktion an derselben Idealisierung betrachtet, und die in Abb. 5-2 gezeigten Schnittgrößen wurden damit vollständig im Zusammenhang realisiert. Die Lage des Ursprungs O_L im Querschnitt ist dann grundsätzlich frei wählbar. In der hier vorgenommenen Untersuchung wurde O_L - für alle Querschnitte gleich - auf 10 m über Kiel festgelegt.

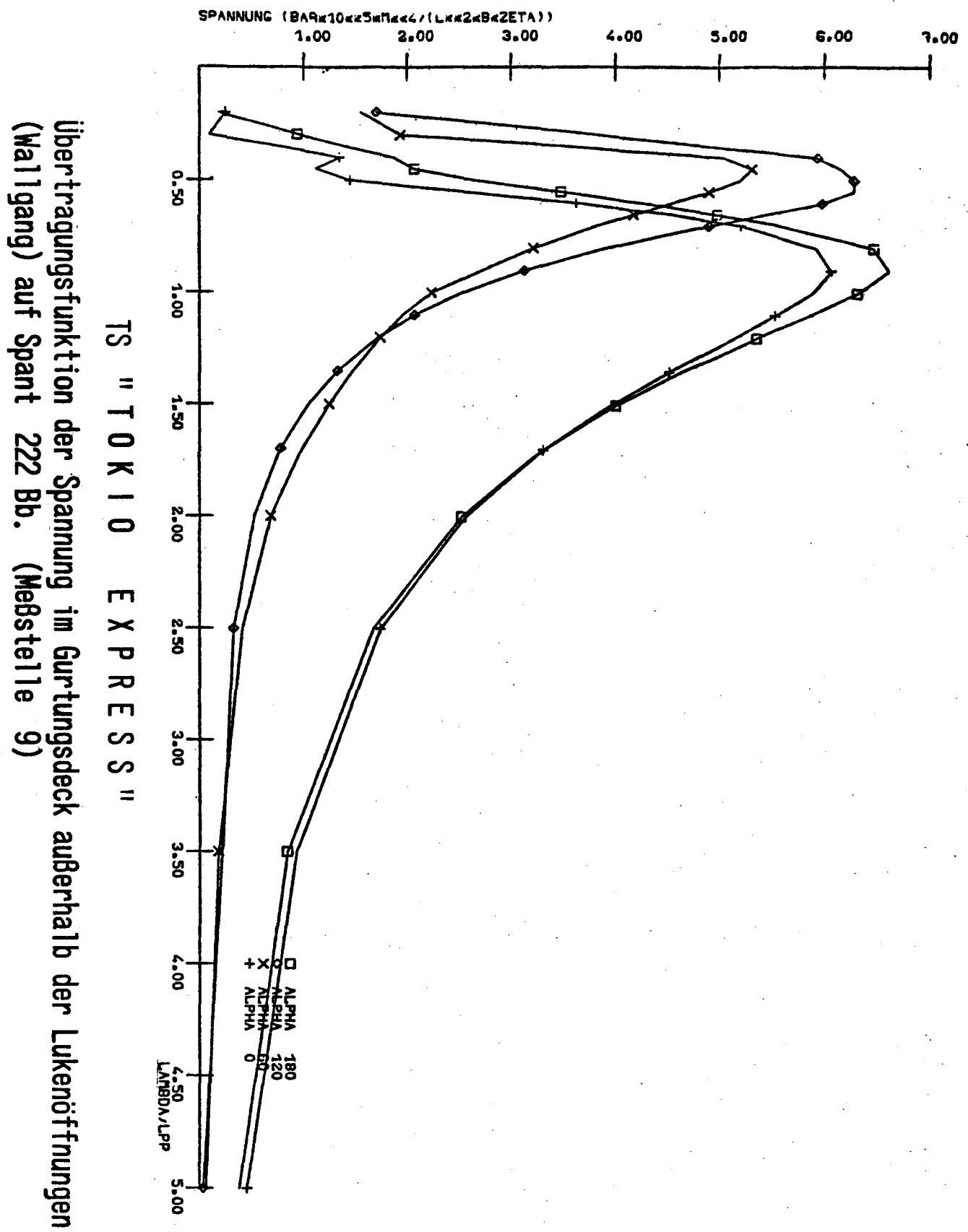


Abb. 5-3

In die Formel 5.1 sind mit H_{Mvj} , H_{Mhj} und H_{Tj} die Übertragungsfunktionen der Biege- und Torsionsmomente an den Stellen x_j einzusetzen. Die Lage der Stellen ergab sich bei der Stabidealisierung des MS 'ALSTER EXPRESS' aus einer äquidistanten Anordnung der Einheitsmomentenverteilungen über der Länge zwischen den Loten. Bei der FE-Idealisierung des TS 'TOKIO-EXPRESS' waren die Einheitsmomentenverteilungen im Hinblick auf die Lage der steifen Schottscheiben angeordnet worden. Die Stellen x_j sind identisch mit der Längenkoordinate der Spitzen der Einheitsmomentenverteilungen (Abb. 4-1).

Die Übertragungsfunktionen der Biege- und Torsionsmomente H_{Mvk} , H_{Mhk} bzw. H_{Tk} werden von den Programmen FSIS und FQGR an 9 bzw. 19 - äquidistant über der gesamten Länge des Schiffes angeordneten - Stützstellen x_k geliefert, die nicht mit den Stellen x_j (s.o.) übereinstimmen. Es bereitet keine Schwierigkeit, die an den Stellen x_j geforderten Übertragungsfunktionen aus den an den Stellen x_k gelieferten Funktionen zu interpolieren: Die Linearkombination der den Stellen x_j zugeordneten Übertragungsfunktionen (5.1) wird unter Verwendung der Interpolationsvorschrift in eine Linearkombination der den Stellen x_k zugeordneten Funktionen überführt /7/. Bei den Berechnungen zu MS 'ALSTER EXPRESS' wurde linear interpoliert und bei dem feiner idealisierten TS 'TOKIO EXPRESS' wurde nach Fourier interpoliert. Letzteres hat den Vorteil, daß der Verlauf der Belastung über der Schiffslänge bei der Interpolation vollständig berücksichtigt wird. Auf diese Weise wurden für MS 'ALSTER EXPRESS' 22 und für TS 'TOKIO EXPRESS' 27 Übertragungsfunktionen der auf den Hochseemeßfahrten registrierten Beanspruchungen berechnet und für die Vergleichsrechnungen bereitgestellt. Diese Daten wurden ergänzt um die Übertragungsfunktionen der ebenfalls registrierten Bewegungen und Druckschwankungen im Schiffsboden. In dem Bericht von HACHMANN /7/ ist eine Auswahl der für TS 'TOKIO EXPRESS' berechneten Übertragungsfunktionen geplottet (siehe z.B. Abb. 5-3).

6. Vergleich gerechneter und gemessener Beanspruchungen

Der hier angestrebte Vergleich zwischen gerechneten und gemessenen Beanspruchungen zielt ab auf die Prüfung des von SÖDING /4/ dargestellten Verfahrens zur Berechnung der überlagerten Beanspruchungen im Seegang. Von besonderer Bedeutung ist dabei die Erfassung der Beanspruchungsanteile aus horizontaler Biegung und Torsion, weil hierzu mit den herkömmlichen Schiffskonstruktionen, die durch kleine Luken gekennzeichnet sind, keine Erfahrungen gesammelt werden konnten. In dem Berechnungsverfahren werden die mit seegangserregten Vibrationen gegebenen höherfrequenten Beanspruchungsanteile - siehe dazu den mit ca. 1,45 Hz schwankenden Beanspruchungsanteil in Abb. 2-3 unten - nicht behandelt. Entsprechend wird der zugehörige Frequenzbereich nicht betrachtet. Die nichtlinearen, niederfrequenten Beanspruchungsanteile, die durch eine Veränderung des Mittelwertes der Zeitfunktion im Bereich extremer Beanspruchungen sichtbar werden, sind ebenfalls nicht in dem Berechnungsverfahren enthalten. Diese Anteile können dagegen nicht so einfach aus den Meßwerten ausgefiltert werden. Wenn der Vergleich zwischen Rechnung und Messung sich aber nicht auf Extremwerte, sondern auf Varianzen der Beanspruchung beschränkt, werden die nichtlinearen Anteile weniger bedeutsam.

Für den Vergleich ist die Kenntnis des während der Messungen angetroffenen Seegangs erforderlich. Zur Bestimmung des Seegangs und zur Gegenüberstellung der aus diesem Seegang resultierenden rechnerischen Beanspruchungen mit den gemessenen Werten wurde das Computerprogramm FSEE entwickelt. Es berechnet das eindimensionale Seegangsspektrum, d.h. die Verteilung der Seegangsenergie auf die verschiedenen Wellenlängen. Dazu müssen die Hauptlaufrichtung des Seegangs und der Streubereich der Seegangslaufrichtung aufgrund von bloßer Seegangsbeobachtung vorgegeben werden. Die Ordinaten $G_{\zeta}(\lambda_l)$ des Seegangsspektrums wurden so bestimmt, daß sie möglichst gut - im Sinne einer Minimierung der Fehlerquadrate - zu den Kreuzspektren $G_{jk}(\omega_e)$ gemessener Seegangswirkungen $y_j(t)$ und $y_k(t)$ passen. Für die Berechnung der Spektralordinaten werden solche Seegangswirkungen herangezogen, deren Frequenzgänge als hinreichend verläßlich berechenbar gelten. Das sind vorzugsweise die Stampfbewegung und die vertikale Beschleunigung.

Mit dem so ermittelten Seegangsspektrum werden umgekehrt die Spektren und Kreuzspektren von Seegangswirkungen - vorzugsweise Beanspruchungen -

berechnet und den aus der Messung resultierenden Größen gegenübergestellt.

6.1 Ansatz für das Seegangsspektrum

Das zweidimensionale Seegangsspektrum $G_{\zeta}(\lambda, \mu)$ wird dargestellt durch das Produkt aus der Streufunktion der Spektraldichte bezüglich der Wellenlängen $GL(\lambda)$ und der Streufunktion der Spektraldichte bezüglich der Wellenlaufrichtungen $GR(\mu)$:

$$G_{\zeta}(\lambda, \mu) = GL(\lambda) \cdot GR(\mu) \quad (6.1)$$

Die Längenverteilung der Spektraldichte $GL(\lambda)$ wird als Überlagerung von NGLE "Teilspektren" angesetzt:

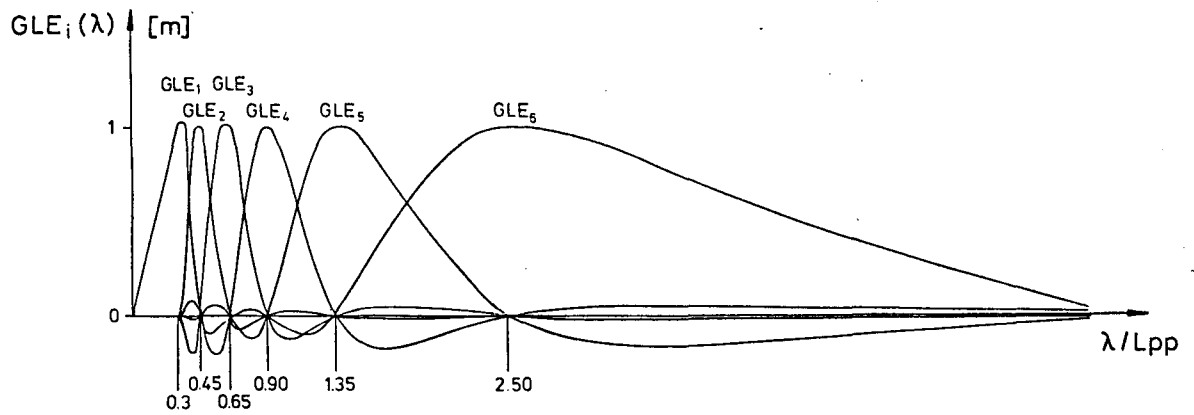
$$GL(\lambda) = \sum_{i=1}^{NGLE} g_i \cdot GLE_i(\lambda) \quad (6.2)$$

Darin ist g_i ein zunächst unbekanntes Gewicht, mit dem das i -te Teilspektrum in die Längenverteilung der Spektraldichte des Seegangs eingeht.

Abb. 6-1 oben zeigt die gewählten Funktionen $GLE_i(\lambda)$. Es sind Spline-Funktionen, die an gegebenen Stützstellen λ_i mit $1 \neq i$ Null sind und an der Stelle λ_i den Wert 1 annehmen. Die Gewichte g_i lassen sich damit auch als Ordinaten des Spektrums bei den Wellenlängen λ_i ansehen, zwischen denen das Spektrum durch eine Spline-Funktion interpoliert wird. Da sehr lange Wellen nur geringe Beschleunigungen, Stampfwinkel und Beanspruchungen hervorrufen, werden die Stützstellen im Bereich großer Wellenlängen in größerem Abstand angeordnet. Wegen dieses stark wechselnden Stützstellenabstandes ist es zweckmäßig, als Abszisse bei der Berechnung der Spline-Funktionen nicht unmittelbar λ anzusetzen, sondern eine Funktion $t(\lambda)$, die gleichmäßiger von Stützpunkt zu Stützpunkt zunimmt. Nach verschiedenen Ansätzen (vergl. /13/) wurde für $\lambda > \lambda_1$ die Funktion

$$t(\lambda) = -\frac{1}{\sqrt{\lambda/L}} \quad \text{gewählt.}$$

Im Bereich $0 < \lambda < \lambda_1$ wurde daraufhin - wegen $t(\lambda) \rightarrow \infty$ für $\lambda \rightarrow 0$ - die Funktion $GLE_i(\lambda)$ proportional λ angesetzt. Die damit gegebene Steigung an der Stelle $\lambda = \lambda_1$ wird als Randbedingung für die Spline-Funktionen an der Stelle $\lambda = \lambda_1$ vorgegeben. Da für die GLE_i mit $i \neq 1$ $GLE_i(\lambda_1) = 0$, ist diese Steigung nur für $GLE_1(\lambda_1) \neq 0$.



Spline-Funktionen $GLE_i(\lambda)$, aus denen die Spektren $GL(\lambda)$ superponiert werden.

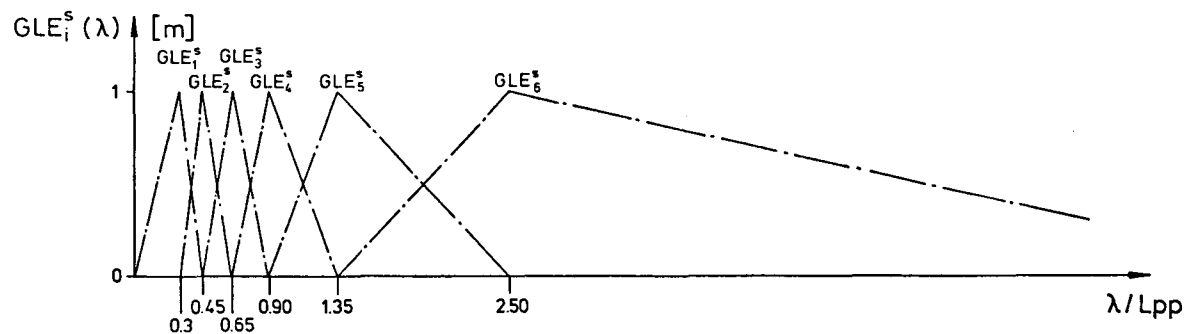
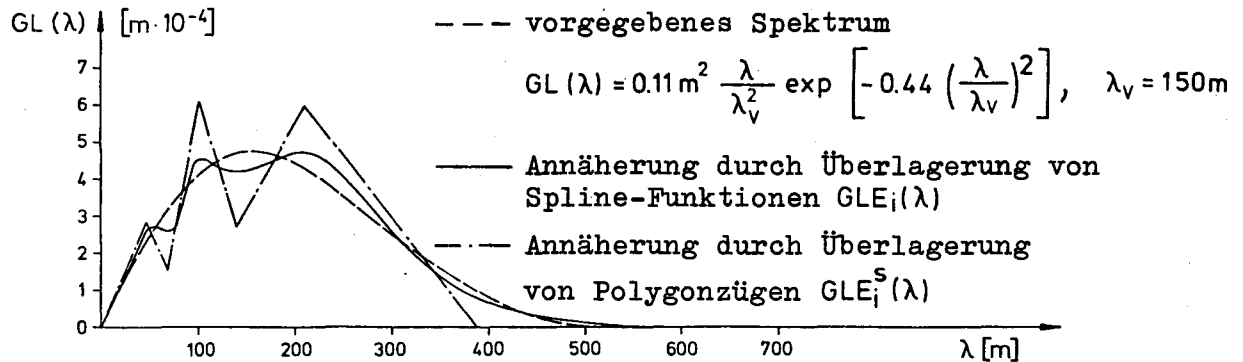


Abb. 6-1 Polygonzüge $GLE_i^s(\lambda)$, aus denen die Spektren $GL(\lambda)$ superponiert werden (nur für Vergleichszwecke).



Annäherung des Pierson-Moskowitz-Spektrums über Fehlerbetrachtung von mittleren Amplituden.

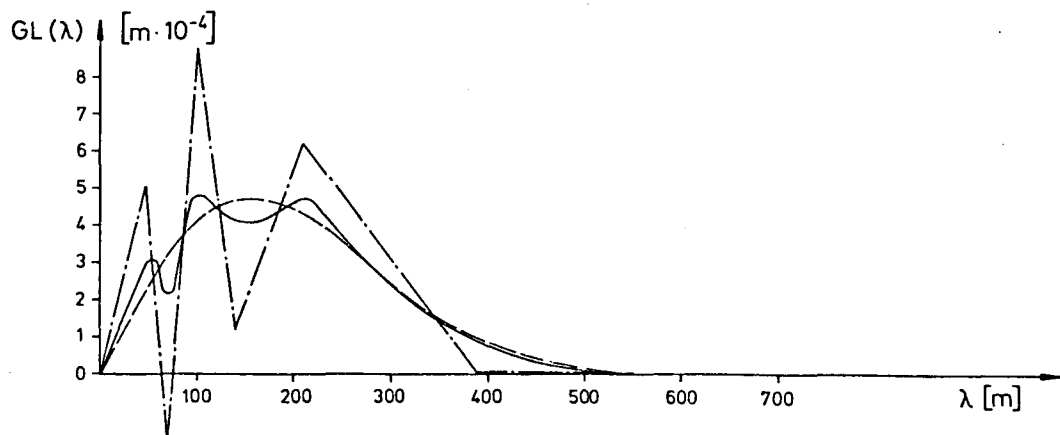


Abb. 6-2 Annäherung des Pierson-Moskowitz-Spektrums über Fehlerbetrachtung von Varianzen.

Diese relativ aufwendige Interpolation des Spektrums zwischen den Stützstellen λ_i wurde gewählt, um das Spektrum mit möglichst wenigen Stützstellen annähern zu können.

Es wurde auch versucht, das Seegangsspektrum durch einfachere Funktionen, z.B. einen Polygonzug darzustellen. Abb. 6-1 unten zeigt die Form der dabei anzusetzenden Teilspektren. Am einfachen Beispiel - der Annäherung des Pierson-Moskowitz-Spektrums über das unten beschriebene Gleichungssystem 6.6 - zeigt Abb. 6-2 die Überlegenheit der gewählten Interpolationsmethode.

Die Streufunktion des Seegangs bezüglich der Laufrichtungen wird angesetzt zu

$$GR(\mu) = \frac{2}{\Delta\mu} \cdot \cos^2\left(\pi \cdot \frac{\mu - \mu_m}{\Delta\mu}\right) \quad (6.3)$$

$$\text{für } \left| \frac{\mu - \mu_m}{\Delta\mu} \right| < 0,5, \text{ sonst } GR(\mu) = 0$$

μ_m Seegangshaupttrichtung

$\Delta\mu$ Weite der Streufunktion

μ_m und $\Delta\mu$ werden aus Wellenbeobachtungen geschätzt. Für $\Delta\mu = \pi$ stimmt dieser Ansatz mit den ISSC-Empfehlungen überein.

Der Ansatz für $G_r(\lambda, \mu)$ ist eine grobe Näherung, da der Seegang in manchen Fällen eine Überlagerung von Dünung und Windsee ist, die in der Regel unterschiedliche Hauptlaufrichtungen und Streuungen aufweisen. Wenn für die Richtungsverteilung der Wellenenergie ein recht grober Ansatz gewählt wird, ist es nicht angemessen, eine feine Auflösung für die Wellenlängenverteilung anzusetzen. Deshalb wird $GL(\lambda)$ durch wenige Spektralordinaten dargestellt. Mit dem Programm FSEE können maximal 10 Ordinaten berechnet werden.

6.2 Ermittlung des Seegangsspektrums

Das Seegangsspektrum $G_r(\lambda, \mu)$ hängt über die komplexen Übertragungsfunktionen H_j und H_k zwischen Seegang und zwei Meßstellen j und k (z.B. Beschleunigung vorn und hinten) mit dem Kreuzspektrum $G_{jk}(\lambda, \mu)$ zwischen den Meßstellen j und k zusammen

$$v_{il}^{jk} + ic_{il}^{jk} = \iint_{B_l} H_j^*(\lambda, \mu) \cdot H_k(\lambda, \mu) \cdot GLE_i(\lambda) \cdot GR(\mu) d\lambda d\mu$$

$$V_l^{jk} + iC_l^{jk} = \sum_{\omega_{u,l}}^{\omega_{o,l}} Y_j^*(\omega_e) \cdot Y_k(\omega_e) + \Delta V_{u,l}^{jk} + \Delta V_{o,l}^{jk}$$

$$\begin{bmatrix} v_{11}^{jj} & v_{12}^{jj} & \cdot & \cdot & \cdot & v_{1n}^{jj} \\ v_{21}^{jj} & v_{22}^{jj} & \cdot & \cdot & \cdot & v_{2n}^{jj} \\ \cdot & \cdot & & & & \\ v_{m1}^{jj} & v_{n2}^{jj} & \cdot & \cdot & \cdot & v_{mn}^{jj} \\ \hline v_{11}^{kk} & v_{12}^{kk} & \cdot & \cdot & \cdot & v_{1n}^{kk} \\ \cdot & \cdot & & & & \\ \cdot & \cdot & & & & \\ v_{m1}^{kk} & v_{m2}^{kk} & \cdot & \cdot & \cdot & v_{mn}^{kk} \\ \hline v_{11}^{jk} & v_{12}^{jk} & \cdot & \cdot & \cdot & v_{1n}^{jk} \\ c_{11}^{jk} & c_{12}^{jk} & \cdot & \cdot & \cdot & c_{1n}^{jk} \\ \cdot & \cdot & & & & \\ \cdot & \cdot & & & & \\ \cdot & \cdot & & & & \\ \cdot & \cdot & & & & \\ v_{m1}^{jk} & v_{m2}^{jk} & \cdot & \cdot & \cdot & v_{mn}^{jk} \\ c_{m1}^{jk} & c_{m2}^{jk} & \cdot & \cdot & \cdot & c_m^{jk} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ g_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_1^{jj} \\ v_2^{jj} \\ \cdot \\ v_m^{jj} \\ \hline v_1^{kk} \\ \cdot \\ v_m^{kk} \\ \hline v_1^{jk} \\ c_1^{jk} \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ v_m^{jk} \\ c_m^{jk} \end{bmatrix}$$

Abb. 6-3 Gleichungssystem zur Bestimmung der Ordinaten g_i des angesetzten Seegangsspektrums

$$G_{jk}(\lambda, \mu) = H_j^*(\lambda, \mu) \cdot H_k(\lambda, \mu) \cdot G_\zeta(\lambda, \mu) \quad (6.4)$$

Hier und im folgenden bezeichnet '*' das konjugiert Komplexe. Die Übertragungsfunktionen H_j und H_k können berechnet werden, λ und μ sind jedoch am Schiff nicht meßbar, gemessen werden nur die Zeitverläufe $y_j(t)$ an den verschiedenen Meßstellen j .

Durch Fourier-Transformation von $y_j(t)$ werden die Fourier-Koeffizienten $Y_j(\omega_e)$ für die verschiedenen Meßstellen j und Begegnungsfrequenzen ω_e zwischen Schiff und Wellen bestimmt. Diese hängen wieder mit den Spektren und Kreuzspektren $G_{jk}(\omega_e)$ der Meßwerte j und k zusammen:

$$\int_{\omega_u}^{\omega_o} G_{jk}(\omega_e) d\omega_e = \sum_{\omega_u}^{\omega_o} Y_j^*(\omega_e) \cdot Y_k(\omega_e) + \Delta V_u^{jk} + \Delta V_o^{jk} \quad (6.5)$$

Die Summierung auf der rechten Seite erstreckt sich über die bei gleichen Frequenzabständen $\Delta\omega_e$ ermittelten Fourier-Koeffizienten, für die $\omega_u + \Delta\omega_e/2 < \omega_e < \omega_o - \Delta\omega_e/2$ ist. Mit ΔV_u^{jk} und ΔV_o^{jk} werden die an den Rändern des Frequenzbereiches vorhandenen Produkte $Y_j^* Y_k$ berücksichtigt, die der Summe zu einem Teil zuzuschlagen sind.

Zur Bestimmung des Seegangsspektrums $G_\zeta(\lambda, \mu)$ gilt es nun, zwischen den Gleichungen (6.4) und (6.5) eine Beziehung herzustellen. Dazu wird (6.4) über den Bereich B von Wellenlängen und Begegnungswinkeln integriert, der gemäß (5.2) zu Begegnungsfrequenzen ω_e im Intervall $[\omega_u, \omega_o]$ führt; man erhält dann in Verbindung mit den Gleichungen (6.1) bis (6.5):

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^{NGLE} g_i \iint_B H_j^*(\lambda, \mu) \cdot H_k(\lambda, \mu) \cdot GLE_i(\lambda) \cdot GR(\mu) d\lambda d\mu = \\ = \sum_{\omega_u}^{\omega_o} \{Y_j^*(\omega_e) \cdot Y_k(\omega_e)\} + \Delta V_u^{jk} + \Delta V_o^{jk} \end{aligned} \quad (6.6)$$

Diese Beziehung wird für mehrere geeignete Bereiche B_l mit zugeordneten Frequenzintervallen $[\omega_{u,l}, \omega_{o,l}]$ angeschrieben und somit ein Gleichungssystem zur Berechnung der unbekannten Ordinaten g_i des Seegangsspektrums aufgestellt (Abb. 6-3).

Dabei werden $m = NGLE + 1$ Frequenzbereiche betrachtet. Für die Bereichsgrenzen gilt $\omega_{u,l+1} = \omega_{o,l}$ mit $l = 1, 2, \dots, NGLE$;

die Kreisfrequenzen $\omega_{o,l}$ ergeben sich aus dem Mittelwert der Begegnungsfrequenzen für die Teilspektren $G_{\zeta i}(\lambda, \mu) = GLE_i(\lambda) \cdot GR(\mu)$. Für die Bereichsgrenzen ω_{u1} und ω_{om} wurde die kleinste bzw. größte Begegnungsfrequenz einer Kombination λ_j, μ_k gewählt, für die sowohl Funktionswerte $H(\lambda_j, \mu_k)$ berechnet sind als auch die angenetzte Spektralintensität $G_{\zeta}(\lambda, \mu) \neq 0$ ist. Damit wird der Frequenzbereich, innerhalb dessen entsprechend dem Rechenverfahren wesentliche Spektralintensität zu erwarten ist, abgedeckt. Dies wurde beim Vergleich der im Gleichungssystem betrachteten Varianzen mit den bis zur Nyquistfrequenz festgestellten Varianzen bestätigt.

In dem Gleichungssystem werden stets zwei Seegangswirkungen y_j und y_k betrachtet. Dann können für einen Frequenzbereich vier Gleichungen angeschrieben werden: Zwei Gleichungen für die im Intervall gegebenen Teilvarianzen V_1^{jj} und V_1^{kk} und zwei Gleichungen für Real- und Imaginärteil der Teilkovarianzen V_1^{jk} und C_1^{jk} , so daß das Gleichungssystem insgesamt $(NGLE + 1) \cdot 4$ Gleichungen umfaßt bei NGLE Unbekannten. Es liegt somit ein unverträgliches Gleichungssystem vor, das nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate gelöst wird. Hierzu wird ein Algorithmus nach GOLUB /36/ verwendet.

Die Methode bedeutet mehr oder weniger starke Abweichungen von den Gleichungen 6.6. Dabei stellt sich die Frage, wie groß die Abweichung an einer Gleichung im Verhältnis zur Abweichung an einer anderen Gleichung im Mittel sein sollte, d.h. welches Gewicht den einzelnen Abweichungen bei der Berechnung des gewichteten Fehlerquadratminimums zukommt.

Es wurde davon ausgegangen, daß die Meßfehler im Verhältnis zu den Fehlern im Ansatz des Seegangsspektrums und zu den Fehlern in der Berechnung der Übertragungsfunktionen klein sind. Damit stellt sich das Problem hier grundsätzlich anders als in der üblichen Ausgleichsrechnung, wo die gemessenen Werte mit Fehlern behaftet sind, hingegen genaue Beziehungen zwischen Unbekannten und Meßgrößen vorliegen.

Nachdem mehrere Ansätze für die Gewichtung der Abweichungen ΔF ausprobiert waren, wurde entschieden, die mittlere Abweichung an den Gleichungen zu den Teilvarianzen V_1^{jj} gemäß der Formel

$$\Delta F_{ml}^{jj} = \sqrt{V_l^{jj}} \cdot \sum_{l=1}^m \sqrt{V_l^{jj}}$$

anzusetzen.

Das wird realisiert, indem die Gleichungen zu den Teilvarianzen durch ΔF_{ml}^{jj} dividiert werden. Die rechten Seiten der Gleichungen enthalten dann Größen $\sqrt{v_1^{jj}} / (\sum_1 \sqrt{v_1^{jj}})$, die als normierte mittlere Amplituden der Seegangswirkung in dem 1-ten Frequenzbereich zu deuten sind. Für die Gleichungen zu den Teilkovarianzen wird sinngemäß

$$\Delta F_{ml}^{jk} = \sqrt{\Delta F_{ml}^{jj} \cdot \Delta F_{ml}^{kk}}$$

verwendet.

Die Wirkung der Vorgehensweise wird an einem Rechenbeispiel deutlich, bei dem das Pierson-Moskowitz-Spektrum angenähert wurde. Die rechten Seiten des Gleichungssystems nach (6.6) enthielten exakte Teilintegrale des Spektrums. Die Übertragungsfunktionen H_{jk} waren zu '1' gesetzt. Wenn das Gleichungssystem (Abb. 6-3) entsprechend dem Ansatz für die mittleren Abweichungen ΔF_m modifiziert wird, erhält man die im oberen Teil der Abb. 6-2 dargestellte Annäherung. Der untere Teil dieser Abbildung zeigt die Annäherung bei unverändertem Gleichungssystem.

Zur Bestimmung des Seegangsspektrums wurden Stampfwinkel und Tauchbeschleunigung verwendet. Die Tauchbeschleunigung am Hauptspant wurde aus den vertikalen Beschleunigungen vorn und achtern ermittelt. Bei den Hochseemeßfahrten von TAYLOR und LUNDGREN /10/ ergab sich hinsichtlich dieser Größen gute Übereinstimmung zur Rechnung, wogegen nach SCHULZE und SPUYMAN /11/ deutlich geringere Stampfwinkel gemessen wurden. Von WAHAB und VINK /37/ wurden berechnete und im Modellversuch ermittelte Übertragungsfunktionen für zwei Schiffe mit U- und V-Spantform gegenübergestellt. Während bei der U-Spantform eine ausgezeichnete Übereinstimmung hinsichtlich des Stampfwinkels gegeben ist, sind bei der V-Spantform für schräge von vorn kommende Wellen geringere Werte gemessen worden, was das Ergebnis von SCHULZE und SPUYMAN bestätigt. Danach müssen bei den Spantausfallwinkeln von MS 'ALSTER EXPRESS' und TS 'TOKIO EXPRESS' mit der hier gewählten Berechnungsmethode gegenüber der Wirklichkeit kleinere Werte für das Seegangsspektrum erwartet werden. Dieselbe Erwartung gilt hinsichtlich der für diese Seegangsspektren berechneten Beanspruchungen. Tatsächlich liegen die so berechneten Beanspruchungen meist über den gemessenen Werten (Tabellen 6.3 und 6.4).

Es ist vom Aufbau des Auswerteprogramms FSEE her ebenso möglich, Beanspruchungen zur Bestimmung des Seegangsspektrums zu verwenden. Nach den eben zitierten Arbeiten sind damit keine besseren Ergebnisse zu erwarten.

Wie die Abb. 2-3 zeigt, sind die Beanspruchungsverläufe gegenüber dem Stampfwinkel stärker durch nichtlineare Anteile der Systemantwort beeinträchtigt.

Die nach bloßer Beobachtung geschätzten Werte für Seegangshaupttrichtung μ_m , Streuweite $\Delta\mu$ und die dem Logbuch entnommene Schiffsgeschwindigkeit V sind mit Fehlern behaftet. Deshalb wurden die Berechnungen von GL (λ) für verschiedene um die beobachteten Werte herum liegende Kombinationen μ_m , $\Delta\mu$, V berechnet. Für die nachfolgenden Berechnungen der Beanspruchungen wurde eine Kombination μ_m , $\Delta\mu$, V ausgewählt, für die

1. die ermittelten Spektralordinaten GL (λ_i) alle positiv sind,
2. die Varianzen von Stampfwinkel und Tauchbeschleunigung gut reproduziert werden,
3. die Summe der mit der Lösung des Gleichungssystems verbleibenden Fehlerquadrate klein ist.

Sofern diese Bedingungen einander widersprachen, galten die durch die Reihenfolge gegebenen Prioritäten.

6.3 Gegenüberstellung geschätzter und gemessener Beanspruchungen

Nachdem die Spektralordinaten g_i aus 2 Meßstellen mit relativ verlässlich berechenbaren Übertragungsfunktionen H bestimmt worden sind, können die linken Seiten der Gleichung (6.6) für beliebige andere Meßstellenpaare ausgewertet werden; das Ergebnis wird mit den auf der rechten Seite von (6.6) stehenden Summen über Produkte von Fourier-Koeffizienten der gemessenen Seegangswirkungen verglichen. Eine exakte Übereinstimmung würde bedeuten, daß es einen Seegang gibt, der dem hier gemachten vereinfachten Ansatz für $G_r(\lambda, \mu)$ entspricht und der in Verbindung mit den berechneten Übertragungsfunktionen H die festgestellten Meßwertverläufe hervorruft. Kleinere Abweichungen könnten mit einer etwas anderen Seegangshaupttrichtung oder anderen Streubereichen der Seegangslaufrichtung als angesetzt oder mit Abweichungen des tatsächlichen Spektrums von der angenommenen Darstellung erklärt werden; es wird erwartet, daß sich solche Fehler bei Mittelbildungen über viele Messungen herausheben, Wesentliche, auch bei Mittelbildungen verbleibende Abweichungen zwischen rechter und linker

Seite der Gleichungen (6.6) können durch Fehler in den berechneten Übertragungsfunktionen $H(\lambda, \mu)$ bewirkt werden. Deshalb werden in dem Computerprogramm FSEE die Verhältnisse zwischen linker und rechter Seite - sowohl für einzelne Frequenzbereiche als auch für Summen über alle Frequenzen - berechnet; sie werden als Näherungswerte für die Verhältnisse zwischen berechneten und tatsächlichen Werten $H_j^* \cdot H_k$ bzw. $|H_j|^2$, gemittelt über dem jeweiligen Bereich, interpretiert.

6.4 Verwendete Programmtechniken

Zur Berechnung der Koeffizienten v_{il}^{jk} und c_{il}^{jk} des Gleichungssystems Abb. 6-3 werden die Verläufe der Übertragungsfunktionen $H_j(\lambda, \mu)$ aus den an den Stützstellen λ_m und μ_n gegebenen Werten interpoliert. Die Werte $H_j(\lambda_m, \mu_n)$ werden von den Programmen FSIS und FQGR geliefert (siehe 5.1). Um die Rechenarbeit zu verringern, ist es zweckmäßig, die Interpolation darüberhinaus auf den Integranden im Doppelintegral (6.6) auszudehnen. Mit der Bezeichnung für den Integranden

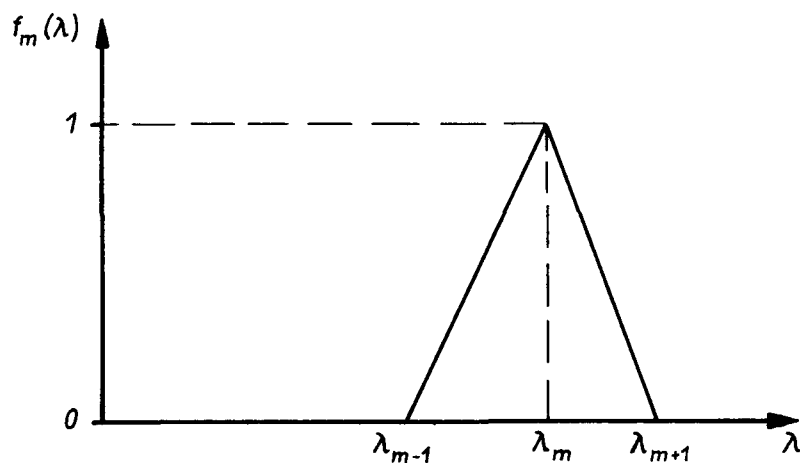
$$DV_i^{jk}(\lambda, \mu) = H_j^*(\lambda, \mu) \cdot H_k(\lambda, \mu) \cdot GLE_i(\lambda) \cdot GR(\mu)$$

lautet die verwendete Interpolationsformel

$$\begin{aligned} DV_i^{jk}(\lambda, \mu) = & DV_i^{jk}(\lambda_m, \mu_n) \cdot f_m(\lambda) \cdot f_n(\mu) \\ & + DV_i^{jk}(\lambda_{m+1}, \mu_n) \cdot f_{m+1}(\lambda) \cdot f_n(\mu) \\ & + DV_i^{jk}(\lambda_m, \mu_{n+1}) \cdot f_m(\lambda) \cdot f_{n+1}(\mu) \\ & + DV_i^{jk}(\lambda_{m+1}, \mu_{n+1}) \cdot f_{m+1}(\lambda) \cdot f_{n+1}(\mu) \quad . \end{aligned}$$

Die Funktionen f werden am Beispiel $f_m(\lambda)$ beschrieben.

$$f_m(\lambda) = \begin{cases} 0 & ; \quad \lambda < \lambda_{m-1} \\ \frac{\lambda - \lambda_{m-1}}{\lambda_m - \lambda_{m-1}} & ; \quad \lambda_{m-1} < \lambda < \lambda_m \\ \frac{\lambda_{m+1} - \lambda}{\lambda_{m+1} - \lambda_m} & ; \quad \lambda_m < \lambda < \lambda_{m+1} \\ 0 & ; \quad \lambda_{m+1} < \lambda \end{cases}$$



Für die Koeffizienten des Gleichungssystems kann damit geschrieben werden

$$v_{il}^{jk} + ic_{il}^{jk} = \sum_m \sum_n DV_i^{jk}(\lambda_m, \mu_n) \cdot \iint_{B_1} f_m(\lambda) \cdot f_n(\mu) d\lambda d\mu \quad (6.7)$$

Auf diese Weise wird erreicht, daß der rechenintensive Teil der Doppelintegration über dem Bereich B_1 lediglich einmal für alle Spektren und Kreuzspektren der Messungen mit gleicher Schiffsgeschwindigkeit berechnet werden muß und im übrigen eine einfache Addition von Produkten auszuführen ist.

Die rechte Seite des Gleichungssystems Abb. 6-3 enthält Produktsummen der Fourierkoeffizienten $Y(\omega_e)$ der gemessenen Seegangswirkungen $y(t)$. Die Fourierkoeffizienten wurden über die Fast-Fourier-Transform-Technik berechnet und gespeichert. Gegenüber der früher üblichen Berechnung mit Hilfe der Korrelationsfunktion hat dies 2 Vorteile: Man spart Rechenzeit, insbesondere, wenn eine große Zahl von Kreuzspektren mit denselben Meßwerten

zu bilden ist, und vermeidet weitgehend die fehlerhafte Frequenzzuordnung der gemessenen Schwankungen infolge des begrenzten Zeitintervalls, für das die Korrelationsfunktion berechnet ist.

Mit den Routinen des Auswerteprogramms können zur Zeit bis zu 2^{14} reelle Datenpunkte in einem Zuge transformiert werden. Dadurch ist es möglich, eine 20 Minuten währende Zeitfunktion bis zu einer Frequenz von 7 Hz zu analysieren. Für die hier vorgenommene Untersuchung war es wegen der in Abschnitt 2 beschriebenen Filterung der Meßwerte ausreichend, die Analyse auf den Bereich bis zur Frequenz der 2-Knoten-Biegeschwingung zu beschränken, ohne daß Varianz aus höherfrequenten Anteilen in den hier zu untersuchenden Bereich bis etwa 0,5 Hz gefaltet wurde. Dazu war es ausreichend, die Zeitfunktion durch 2^{12} Datenpunkte zu repräsentieren.

6.5 Ergebnisse

Die Auswertemethodik wurde nur auf Messungen bei vorlichen Seegangshauptrichtungen angewendet. Bei achterlichen Seegängen sind die Ergebnisse numerisch instabil. Bei der Berechnung der Ordinaten g_i des Spektrums (siehe Abschnitt 6.1) ergaben sich z.B. für querab bis achterlich einkommende See ($\mu_m = 285^\circ$; MS 'ALSTER EXPRESS', 18.6.73, 11⁴⁸) vier von zehn Ordinaten als negativ. Der größte Betrag der negativen Ordinaten war dabei größer als der größte Betrag der positiven Ordinaten. Bei Änderung der angesetzten Seegangshauptrichtung um 5° ($\mu_m = 280^\circ$) wechselten die Vorzeichen der berechneten Ordinaten. Die numerische Instabilität der Ergebnisse bei achterlichen Seegängen und Schiffsgeschwindigkeit $\neq 0$ war befürchtet worden, da in solchen Fällen keine eindeutige Beziehung zwischen Wellenlängen und Begegnungsfrequenz gegeben ist (siehe Formel 5.2).

Für MS 'ALSTER EXPRESS' kamen 22 Messungen in Betracht; für TS 'TOKIO EXPRESS' blieb die Auswertung auf 4 Messungen beschränkt, die während der 1. Meßreise im Jahre 1973 vor Schottland vorgenommen wurden.

Nach dem in Abschnitt 6.2 beschriebenen Verfahren wurden für die einzelnen Messungen die zugeordneten Seegangsspektren berechnet. Abb. 6-4 zeigt die Längenverteilungen der Spektraldichte $GL(\lambda)$, die für die vier von TS 'TOKIO EXPRESS' ausgewerteten Messungen berechnet wurden. Bis auf die 9⁴⁵-Messung stimmen die Verteilungen nicht mit den 'glatten' Verläufen überein, die z.B. gemäß den ISSC-Empfehlungen bei der Dimensionierung

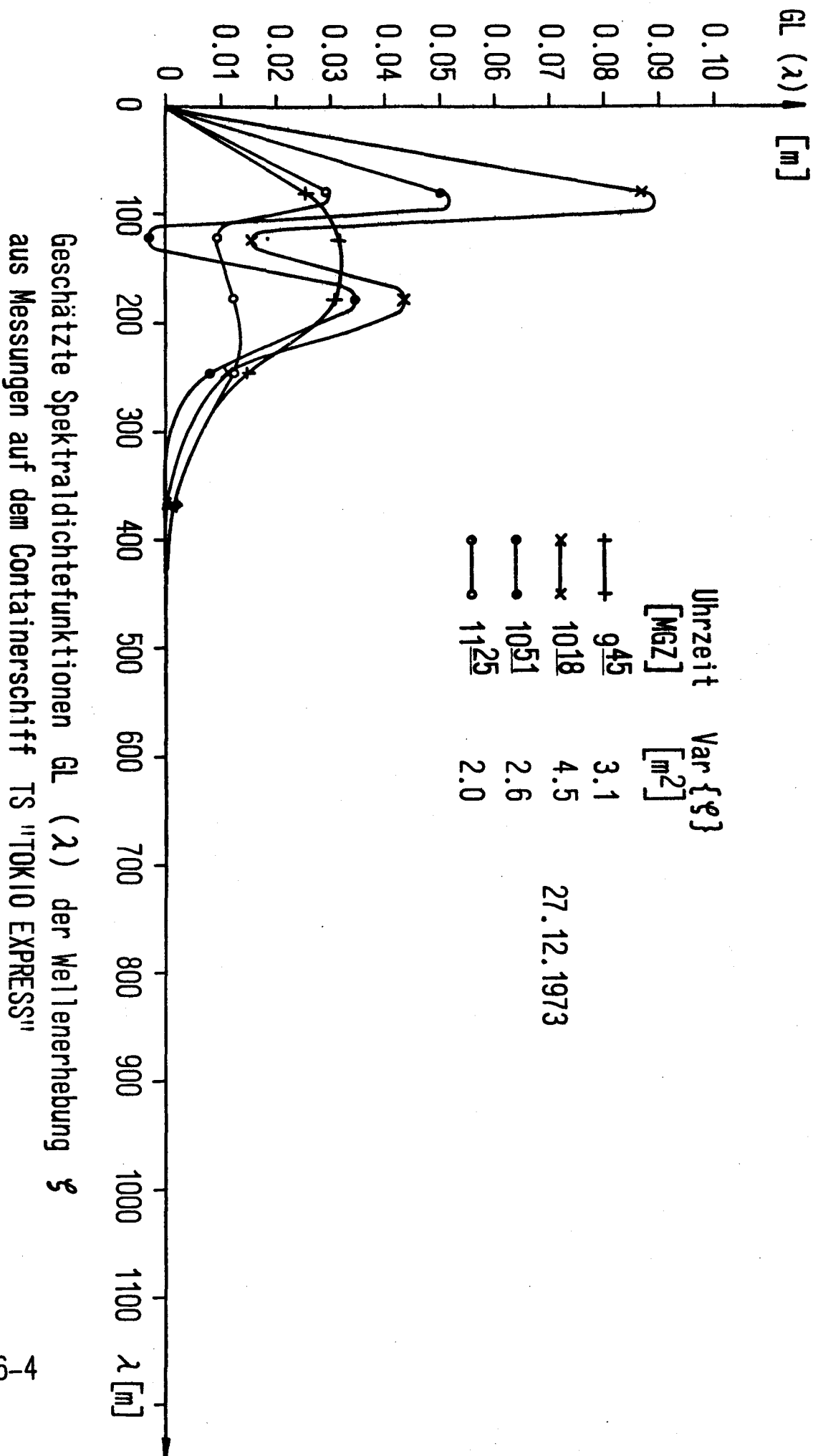


Abb. 6-4

von Schiffen angesetzt werden. Inwieweit die Abweichungen vom 'glatten' Verlauf realistisch sind, bleibt ungewiß, solange das Verfahren zur Berechnung der Spektren nicht über parallel betriebene Meßbojen geprüft worden ist. Angesichts des groben Ansatzes (6.1) für das Seegangsspektrum werden die Längenverteilungen im Einzelfall angezweifelt und ausdrücklich als 'geschätzte' Verteilungen bezeichnet. Entsprechendes gilt für die mit den ermittelten Seegangsspektren berechneten Spektren und Kreuzspektren von Beanspruchungen. Die Darstellung der Ergebnisse bleibt deshalb auf statistische Mittelwerte zu den berechneten und gemessenen Beanspruchungen beschränkt.

Solche Mittelwerte sind die Varianzen und Kovarianzen, die auszugsweise in den Tabellen 6.1 und 6.2 gegenübergestellt werden. Die Tabellen umfassen 16 Wertegruppen zu Beanspruchungen. Für eine Wertegruppe werden zwei Beanspruchungen oder Linearkombinationen von Beanspruchungen untersucht. Indem zwei Größen untersucht wurden, wird auch eine Aussage über deren gegenseitige Phasenlage möglich. Linearkombinationen wurden gebildet, um z.B. die symmetrischen und antisymmetrischen Beanspruchungsanteile aus vertikaler Biegung σ_{sym} bzw. aus horizontaler Biegung und Torsion σ_{anti} getrennt voneinander betrachten zu können. Die Beanspruchungsanteile sind

$$\sigma_{\text{sym}} = (\sigma_{\text{BB}} + \sigma_{\text{SB}}) / 2$$

$$\text{und} \quad \sigma_{\text{anti}} = (\sigma_{\text{BB}} - \sigma_{\text{SB}}) / 2 \quad ,$$

wobei mit σ_{BB} und σ_{SB} die Beanspruchungen an der Backbord- bzw. Steuerbordseite des Schiffes bezeichnet sind.

Die Spalten (1) und (2) der Tabellen 6.1 und 6.2 enthalten die gemessenen bzw. berechneten Varianzen, deren Wurzeln S_m bzw. S_c in Spalte (5) ins Verhältnis gesetzt sind. Die Werte S_m und S_c werden dem üblichen Sprachgebrauch folgend als Standardabweichung der gemessenen bzw. berechneten Seegangswirkung bezeichnet. Das Verhältnis S_c/S_m gibt ein Maß für das im Mittel gegebene Verhältnis zwischen berechneten und gemessenen Beanspruchungen in dem jeweiligen Seegang. Wegen seiner Bedeutung wurde das S_c/S_m -Verhältnis über alle ausgewerteten Messungen gemittelt und in den Tabellen 6.3 und 6.4 für beide untersuchte Schiffe aufgelistet. Die letzte Spalte der Tabellen 6.3 und 6.4 enthält die Streuung $\Delta(\overline{S_c/S_m})$ der Mittelwerte $(\overline{S_c/S_m})$ der S_c/S_m -Verhältnisse. Sie wurde nach der Formel

COMPARISON OF MEASURED AND ESTIMATED VARIANCES										NOT SPECIFIED NUMBERS ARE STRAINS**2 (10***12)									
MS ALSTER EXPRESS 58TH VOYAGE LE HAVRE HALIFAX																			
DATE 6/18/1973 CLOCK 14 30 GMT SPEED 7.0 M/S , ANGLE OF ENCOUNTER 135 DEG , WIDTH OF SPREAD 100 DEG																			
1, PITCH ANGLE (DEG/10)										236.68 218.03 6.14 4.93 0.960 0.896									
3, 5 HEAVE ACCELERATION (G/10)										0.51 0.45 45.1 58.0 0.938 12.9									
NO. CHN'S	GIRDER	POSITION	FRAME MEAS. (1)	COMP. (2)	MEAS. (3)	COMP. (4)	SQRT((2)/(1))	SQRT((4)/(3))	(5) - (3)										
1	9,11 UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	103	707.44	1346.33	724.40	1474.33	1.380	1.427										
9	UPPER DECK	PS	103	758.74	1634.84	-0.0	-2.3	1.468	-2.3										
2	9,11 UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	103	707.44	1346.33	690.48	1218.32	1.380	1.328										
11	UPPER DECK	SB	103	690.90	1122.82	0.0	2.8	1.275	2.8										
3	9,11 UPPER DECK	MPT (PS-SB)/2	103	17.38	32.50	29.72	59.06	1.367	1.410										
13	LONGITUDINAL BHD	PS	113	84.32	162.07	-10.9	-23.6	1.386	-12.7										
4	9,11 UPPER DECK	MPT (PS-SB)/2	103	17.38	32.50	-28.43	-88.57	1.367	1.765										
14	LONGITUDINAL BHD	SB	113	87.02	303.24	170.6	172.1	1.867	1.5										
5	9,11 UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	103	707.44	1346.33	-373.99	-646.46	1.380	1.315										
15	UPPER DECK	PS	113	285.42	486.58	-175.4	-153.6	1.306	21.8										
6	9,11 UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	103	707.44	1346.33	-449.66	-1275.00	1.380	1.684										
16	INNER BOTTOM LBH	SB	113	384.00	1396.80	167.3	165.0	1.997	-2.4										
7	9,11 UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	103	707.44	1346.33	308.10	1006.86	1.380	1.808										
17,18	HATCH LONGITUDINAL	(PS+SB)/2	583	135.76	755.08	1.7	-0.6	2.358	-2.3										
8	9,11 UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	103	707.44	1346.33	302.19	1177.23	1.380	1.974										
19,20	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	123	131.38	1037.98	-0.5	-1.1	2.811	-0.6										
9	9,11 UPPER DECK	MPT (PS-SB)/2	103	17.38	32.50	23.58	-1.27	1.367	0.232										
24,23	GROSS DECK	9M/MS (SB-PS)/2	125	262.94	106.10	-17.9	-121.4	0.635	-103.5										
10	24,23 GROSS DECK	9M/MS (SB-PS)/2	125	262.94	106.10	201.20	108.83	0.635	0.735										
21	GROSS DECK	9M/MS PS	120	182.65	111.64	-2.3	-0.0	0.782	2.3										
11	25,26 UPPER DECK	LBHD. (PS+SB)/2	55	422.09	565.39	523.91	752.48	1.157	1.198										
25	UPPER DECK	LBHD. PS	55	1039.00	1342.23	-11.9	-17.5	1.137	-5.6										
12	25,26 UPPER DECK	LBHD. (PS+SB)/2	55	422.09	565.39	320.28	378.30	1.157	1.087										
26	UPPER DECK	LBHD. SB	55	631.72	593.85	19.0	32.2	0.970	13.1										
13	25,26 UPPER DECK	LBHD. (PS+SB)/2	55	422.09	565.39	363.67	739.70	1.157	1.426										
27	UPPER DECK	SHELL PS	55	348.76	1068.54	1.9	-8.8	1.750	-10.8										
14	25,26 UPPER DECK	LBHD. (PS+SB)/2	55	422.09	565.39	298.41	374.03	1.157	1.120										
28	UPPER DECK	SHELL SB	55	244.94	348.22	-7.1	17.1	1.192	24.2										
15	25,26 UPPER DECK	LBHD. (PS+SB)/2	55	422.09	565.39	1382.57	1181.77	1.157	0.925										
29	UPPER DECK	CORNER PS	53	12367.80	12336.60	-18.2	-47.9	0.999	-29.7										
16	25,26 UPPER DECK	LBHD. (PS-SB)/2	55	413.26	402.65	-42.80	237.54	0.987	2.356										
27,28	UPPER DECK	SHELL (PS-SB)/2	55	33.18	159.91	131.7	13.4	2.195	-118.4										

Gemessene und berechnete Varianzen und Kovarianzen

(Auszug aus den Listen der Auswertung zur Hochseemeßfahrt 1973 auf MS "ALSTER EXPRESS")

Tabelle 6.1

COMPARISON OF MEASURED AND ESTIMATED VARIANCES													NOT SPECIFIED NUMBERS ARE STRAINS**2 (10***-12)												
CTS TOKIO EXPRESS NORTHERN ATLANTIC MEASUREMENTS																									
DATE 12/27/1973		CLOCK	10 51	GMT	SPEED	8.2	M/S	ANGLE OF ENCOUNTER		220	DEG	WIDTH OF SPREAD	140	DEG											
1,		PITCH ANGLE	(DEG/10)	52.03	54.43	0.80	1.72			1.023	1.465														
4,		6 HEAVE ACCELERATION	(G/10)	0.26	0.21	71.1	46.0			0.902	-25.1														
NO. CHN'S		GIRDER	POSITION	FRAME MEAS. (1)	COMP. (2)	COVARIANCE/PHASE MEAS. (3) COMP. (4)		SQRT((12)/(11))		(5)	SQRT((4)/(3))		(4) - (3)												
1	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	2265.37	4471.63	2147.85	4050.15	1.405	1.373															
9,	UPPER DECK	PS	222	2115.71	3781.47	0.2	3.5	1.337	3.3																
2	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	2265.37	4471.63	2382.90	4893.11	1.405	1.433															
10,	UPPER DECK	SB	222	2585.80	5467.40	-0.2	-2.9	1.454	-2.7																
3	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	85.38	152.81	110.32	404.65	1.338	1.915															
27,	6TH DECK	PS	222	545.81	2109.69	-24.9	-4.2	1.966	20.7																
4	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	85.38	152.81	-105.27	-168.63	1.338	1.266															
30,	6TH DECK	SB	222	391.72	895.02	161.2	135.4	1.512	-25.7																
5	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	2265.37	4471.63	-867.17	-2959.80	1.405	1.847															
29,	8TH DECK	PS	222	431.88	2222.92	175.6	166.8	2.352	-8.8																
6	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	2265.37	4471.63	-682.34	-2412.23	1.405	1.880															
28,	8TH DECK	SB	222	322.12	1631.37	-169.1	-159.7	2.250	9.4																
7	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	2265.37	4471.63	2233.16	3198.07	1.405	1.197															
34,	HATCH LONGITUD.	CL	222	2210.81	2316.06	1.0	5.0	1.024	4.0																
8	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	2265.37	4471.63	2290.52	3888.55	1.405	1.303															
15,16	UPPER DECK	PS (PS+SB)/2	227	2338.86	3391.02	-3.8	-2.1	1.204	1.7																
9	9,10	UPPER DECK	MPT (PS+SB)/2	222	85.38	152.81	302.73	325.85	1.338	1.037															
25,26	BOX GIRDER	PS (228-231)/2	222	2017.17	5321.33	12.1	28.7	1.624	16.6																
10	25,26	BOX GIRDER	PS (228-231)/2	228	2017.17	5321.33	2228.98	5321.34	1.624	1.545															
25,	BOX GIRDER	PS	228	2466.34	5321.36	0.5	-0.0	1.469	-0.5																
11	21,24	UPPER DECK	LBH (PS+SB)/2	137	4374.79	4935.01	4373.13	5920.80	1.062	1.154															
21,	UPPER DECK	PS	137	6280.65	10085.40	9.3	20.8	1.267	11.5																
12	21,24	UPPER DECK	LBH (PS+SB)/2	137	4374.79	4935.01	4376.45	3949.24	1.062	0.950															
24,	UPPER DECK	SB	137	6287.31	6142.29	-9.2	-29.6	0.988	-20.4																
13	21,24	UPPER DECK	LBH (PS+SB)/2	137	4374.79	4935.01	2646.10	3257.64	1.062	1.110															
23,	UPPER DECK SHELL	PS	137	1815.83	2374.34	0.2	-1.0	1.143	-1.2																
14	21,24	UPPER DECK	LBH (PS+SB)/2	137	4374.79	4935.01	3450.21	4939.63	1.062	1.197															
22,	UPPER DECK SHELL	SB	137	2945.44	5158.95	-0.4	-0.6	1.323	-0.2																
15	21,24	UPPER DECK	LBH (PS+SB)/2	137	4374.79	4935.01	4715.92	10121.90	1.062	1.465															
37,	UPPER DECK CORNER	PS	136	12535.70	34235.90	16.1	24.4	1.653	8.2																
16	21,24	UPPER DECK	LBH (PS+SB)/2	137	4909.18	3179.82	-329.37	-590.11	1.290	1.339															
23,22	UPPER DECK SHELL	PS (PS+SB)/2	137	255.33	361.78	136.9	136.2	1.190	-0.8																

Gemessene und berechnete Varianzen und Kovarianzen

(Auszug aus den Listen der Auswertung zur Hochseemeßfahrt 1973 auf TS "TOKIO EXPRESS")

Tabelle 6.2

i	Meßstellen (vgl. Abb. 2-1 und Abb. 6-4)		Position	Spant	Schiffsseite	$\frac{S_c}{S_m}(i)$	$\Delta(\frac{S_c}{S_m})$
	Bauteil						
1	9,11	Hauptdeck		103	(BB+SB)/2	1.28	0.033
2	9,11	Hauptdeck		103	(BB-SB)/2	1.19	0.045
3	9	Hauptdeck		103	BB	1.31	0.043
4	11	Hauptdeck		103	SB	1.25	0.027
5	13	Längsschott		113	BB	1.37	0.034
6	14	Längsschott		113	SB	1.51	0.049
7	15	Innenboden		113	BB	1.38	0.032
8	16	Innenboden		113	SB	1.79	0.070
9	17,18	Lukenlängsband		103	(BB+SB)/2	2.21	0.056
10	19,20	Hauptdeck		103		2.70	0.073
11	24,23	Querriegel		125	(SB-BB)/2	0.713	0.041
12	21	Querriegel		120	BB	0.674	0.032
13	25,26	Hauptdeck	LS	55	(BB+SB)/2	1.19	0.017
14	25,26	Hauptdeck	LS	55	(BB-SB)/2	1.04	0.033
15	27,28	Hauptdeck	AH	55	(BB-SB)/2	2.14	0.044
16	25	"	LS	55	BB	1.10	0.025
17	26	"	LS	55	SB	1.08	0.038
18	27	"	AH	55	BB	1.44	0.048
19	28	"	AH	55	SB	1.50	0.048
20	29	Hauptdeck Lukenecke		53	BB	1.15	0.037

Mittelwert der S_c/S_m - Verhältnisse zwischen berechneten und gemessenen Beanspruchungen und
Streuung dieser Mittelwerte nach Auswertung von 22 Messungen in vorlichen Seegängen
(MS "ALISTER EXPRESS" Hochseemeefahrt 1973)

Tabelle 6.3

$$\Delta(\overline{S_c/S_m}) = \left\{ \sum_{i=1}^n [S_c/S_m - (\overline{S_c/S_m})]^2 / [(n-1)n] \right\}^{\frac{1}{2}}$$

berechnet.

Die S_c/S_m -Verhältnisse sind überwiegend größer als 1, d.h. die berechneten Beanspruchungen liegen in der Regel über den gemessenen Beanspruchungen, obwohl von der Art der Ermittlung des Seegangsspektrums her geringere rechnerische Beanspruchungen vermutet worden waren (Abschnitt 6.2). Auch bei TAYLOR und LUNDGREN /10/ sowie bei SCHULZE und SPUYMAN /11/ wurden gegenüber der Messung höhere rechnerische Beanspruchungen festgestellt.

Über die Größe der Beanspruchungen hinaus wurde auch die Phasenlage zwischen Beanspruchungen oder Beanspruchungsanteilen untersucht. Die Spalten (3) und (4) der Tabellen 6.1 und 6.2 enthalten dazu die Kovarianz C_{jk} (obere Zeilen) und die mittlere Phasenlage $\bar{\epsilon}$ (untere Zeilen) zwischen den beiden in einer Wertegruppe betrachteten Beanspruchungen y_j und y_k . Die mittlere Phasenlage ist definiert durch

$$\bar{\epsilon} = \arctg \left\{ \frac{Q_{jk}}{C_{jk}} \right\} \frac{180^\circ}{\pi} .$$

C_{jk} und Q_{jk} sind die Integrale über den Realteil bzw. den Imaginärteil des Kreuzspektrums $G_{jk}(\omega_e)$. In der letzten Spalte (obere Zeilen) der Tabellen 6.1 und 6.2 sind die Wurzeln der Quotienten aus den berechneten und gemessenen Kovarianzen aufgelistet; jeweils darunter sind die Phasendifferenzen zwischen Rechnung und Messung angeordnet. Bei negativem Quotienten der Kovarianzen wurden die imaginären Wurzeln durch "I" gekennzeichnet.

Aus den für MS 'ALSTER EXPRESS' erstellten Tabellen - auszugsweise durch Tabelle 6.1 repräsentiert - sind durchgängig mehrere imaginäre Wurzeln der Kovarianzquotienten zu ersehen. Die zugehörigen Phasendifferenzen sind entsprechend groß. Betroffen sind dabei Wertegruppen mit Beanspruchungen aus antimetrischen Lastanteilen. Hinzu kommt, daß für dieses Schiff das $\overline{S_c/S_m}$ -Verhältnis (Tabelle 6.3) der Biegebeanspruchung der Querriegel (cross decks) mit 0.674 nur etwa halb so hoch wie erwartet ist. Die Biegebeanspruchung der Querriegel ist in der Hauptsache

i	Meßstellen (vgl. Abb. 2-2 und Abb. 6-5)	Bauteil	Position	Spant	Schiffsseite	$\overline{S_c/S_m}(i)$	$\Delta(\overline{S_c/S_m})$
1	9,10	Hauptdeck		222	(BB+SB)/2	1.36	0.036
2	9,10	Hauptdeck		222	(BB-SB)/2	1.34	0.080
3	9	Hauptdeck		222	BB	1.33	0.060
4	10	Hauptdeck		222	SB	1.37	0.029
5	27	6. Deck	LS	222	BB	1.82	0.064
6	30	6. Deck	LS	222	SB	1.73	0.139
7	29	8. Deck	LS	222	BB	2.26	0.043
8	28	8. Deck	LS	222	SB	2.17	0.048
9	34	Lukenlängsband		222	MS	0.99	0.024
10	15,16	Hauptdeck	LS	227	(BB+SB)/2	1.16	0.033
11	25,26	Querriegel		(228-231)/2	BB	1.56	0.068
12	25	Querriegel		228	BB	1.41	0.063
13	21,24	Hauptdeck	LS	137	(BB+SB)/2	1.03	0.021
14	21,24	Hauptdeck	LS		(BB-SB)/2	1.33	0.110
15	23,22	Hauptdeck	AH	137	(BB-SB)/2	1.21	0.052
16	21	"	LS	137	BB	1.18	0.054
17	24	"	LS	137	SB	1.05	0.022
18	23	"	AH	137	BB	1.21	0.070
19	22	"	AH	137	SB	1.23	0.037
20	37	Hauptdeck Lukenecke		136	BB	1.58	0.077

Mittelwert der S_c/S_m - Verhältnisse zwischen berechneten und gemessenen Beanspruchungen und Streuung dieser Mittelwerte nach Auswertung von 4 Messungen in vorlichen Seegängen

(TS "TOKIO EXPRESS" Hochseemeßfahrt 1973)

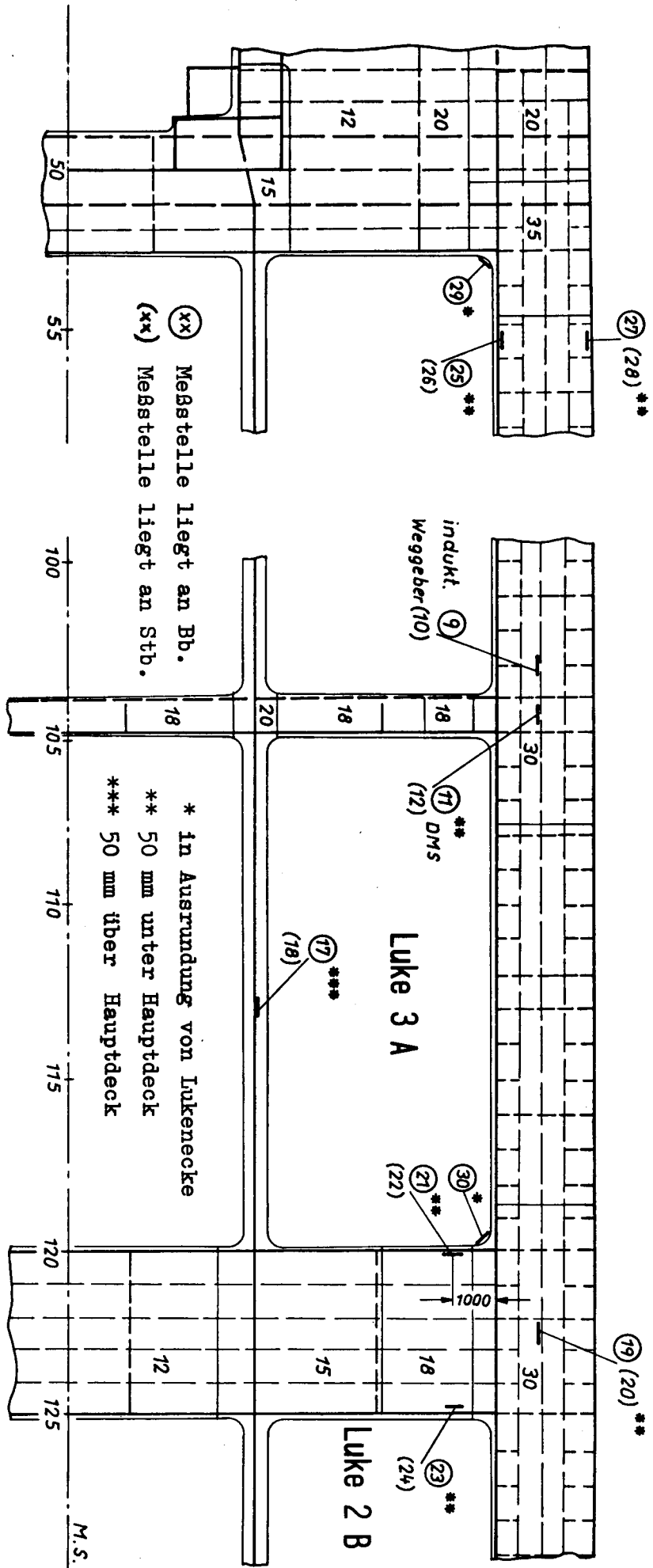
Tabelle 6.4

durch antimetrische Lastanteile bedingt. Bei den für TS 'TOKIO EXPRESS' an entsprechenden Bauteilen durchgeführten Vergleichsbetrachtungen sind die Ergebnisse in einem vernünftigen Rahmen. Da für beide Schiffe die gleichen hydrodynamischen Methoden verwendet wurden, sind die Ursachen der Fehler in dem elastomechanischen Verfahren zu suchen. Für MS 'ALSTER EXPRESS' war die Stabmethode (siehe Abschnitt 3.2 und 3.4) verwendet worden. Die im Ansatz begründeten Mängel - u.a. wird die Kopplung zwischen den Querriegelbeanspruchungen aus horizontaler Biegung und Torsion vernachlässigt - werden durch dieses Experiment bestätigt. Die Ergebnisse werden im Hinblick auf Fehler in den elastomechanischen Idealisierungen gedeutet:

6.5.1 Biegebeanspruchung der Querriegel

Die Biegebeanspruchung der Querriegel liefert einen wesentlichen Beitrag zur Beanspruchung der Lukenecken, die insbesondere bei Containerschiffen zu den am höchsten beanspruchten Konstruktionselementen gehören; dazu wird auf die Tabelle 6.1 verwiesen, wo in der Wertegruppe 11 die Varianzen der Beanspruchungen der Lukenecke Spt. 120 BB (Meßstelle 30) von MS 'ALSTER EXPRESS' betrachtet wird. Das gemittelte S_c/S_m -Verhältnis der Querriegelbeanspruchungen kann aus den Reihen 11 und 12 der Tabellen 6.3 und 6.4 entnommen werden. Der für MS 'ALSTER EXPRESS' gefundene Wert $\overline{S_c/S_m} (12) = 0.674$ ist dabei wesentlich kleiner als das mit $\overline{S_c/S_m} (2) = 1.19$ für den antimetrischen Beanspruchungsanteil im Hauptdeck Spt. 103 gefundene Verhältnis. Das wird wie folgt begründet:

1. Bei der Berechnung der Beanspruchung an den Meßstellen 21 bis 24 wurde der Anteil aus vertikaler Biegung vernachlässigt. Dieser Anteil ergibt sich aus den Unterschieden der Dehnung an Seite Deck und am Lukenlängsband. In Reihe 11 der Tabelle 6.3 wird eine Kombination der Meßstellen 23 und 24 betrachtet, bei der dieser Anteil herausfällt; folgerichtig ergab sich hierfür ein höheres Verhältnis $\overline{S_c/S_m} (11) = 0.713$.
2. Bei der elastomechanischen Untersuchung von MS 'ALSTER EXPRESS' (siehe Abschnitt 3.2) wurde die Stabmethode verwendet, bei der die Steifigkeiten der Konstruktionselemente relativ grob repräsentiert sind. Bereits der Vergleich von im statischen Versuch /18/ ermittelten Verformungen mit den berechneten Werten bedeu-

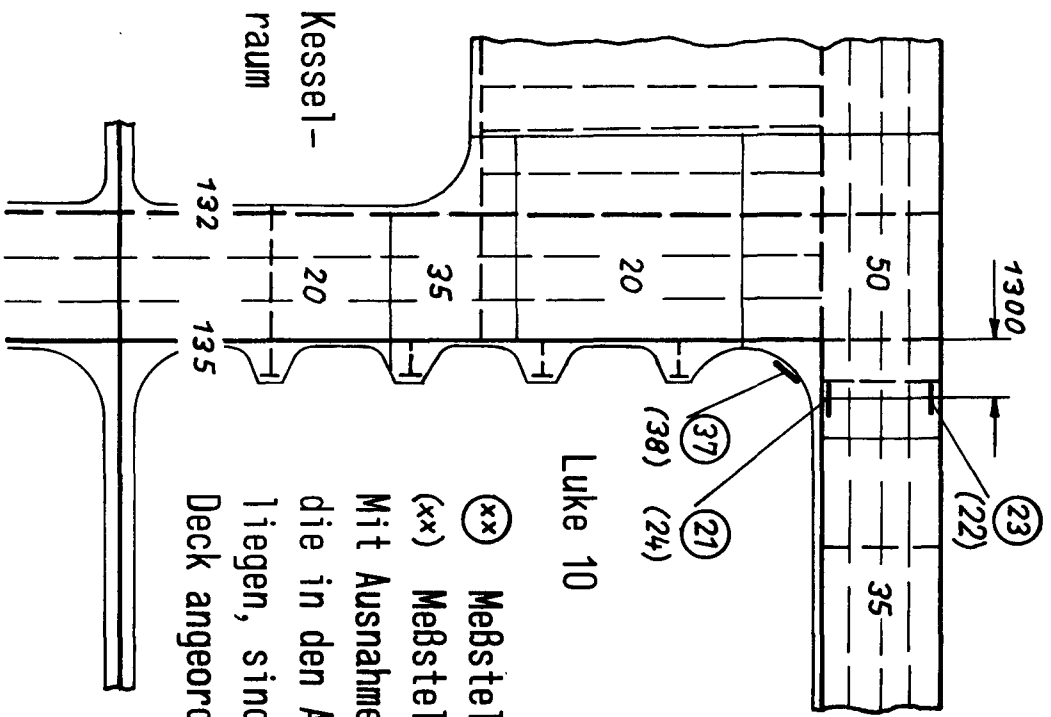


Sonderforschungsbereich 98
 Meßvorhaben MS "ALSTER EXPRESS"
 Meßstellenanordnung im Bereich des Gurtungsdecks

tet, daß die tatsächlichen Verformungen größer sind: Die aus der Tabelle 16 von NIESSEN /18/ mitgeteilte Lukenverformung liegt um 33 % über dem - aus den beim Germanischen Lloyd vorliegenden Computerlisten abgeleiteten - rechnerischen Wert. Dasselbe gilt auch für die in Abb. 17 von NIESSEN /18/ mitgeteilten Verdrehwinkel φ . Hinsichtlich der Beanspruchung sind die Unterschiede von 18 % zwischen den Ergebnissen des statischen Versuchs und der Rechnung geringer. Verformungsmessungen gelten aber als verlässlicher.

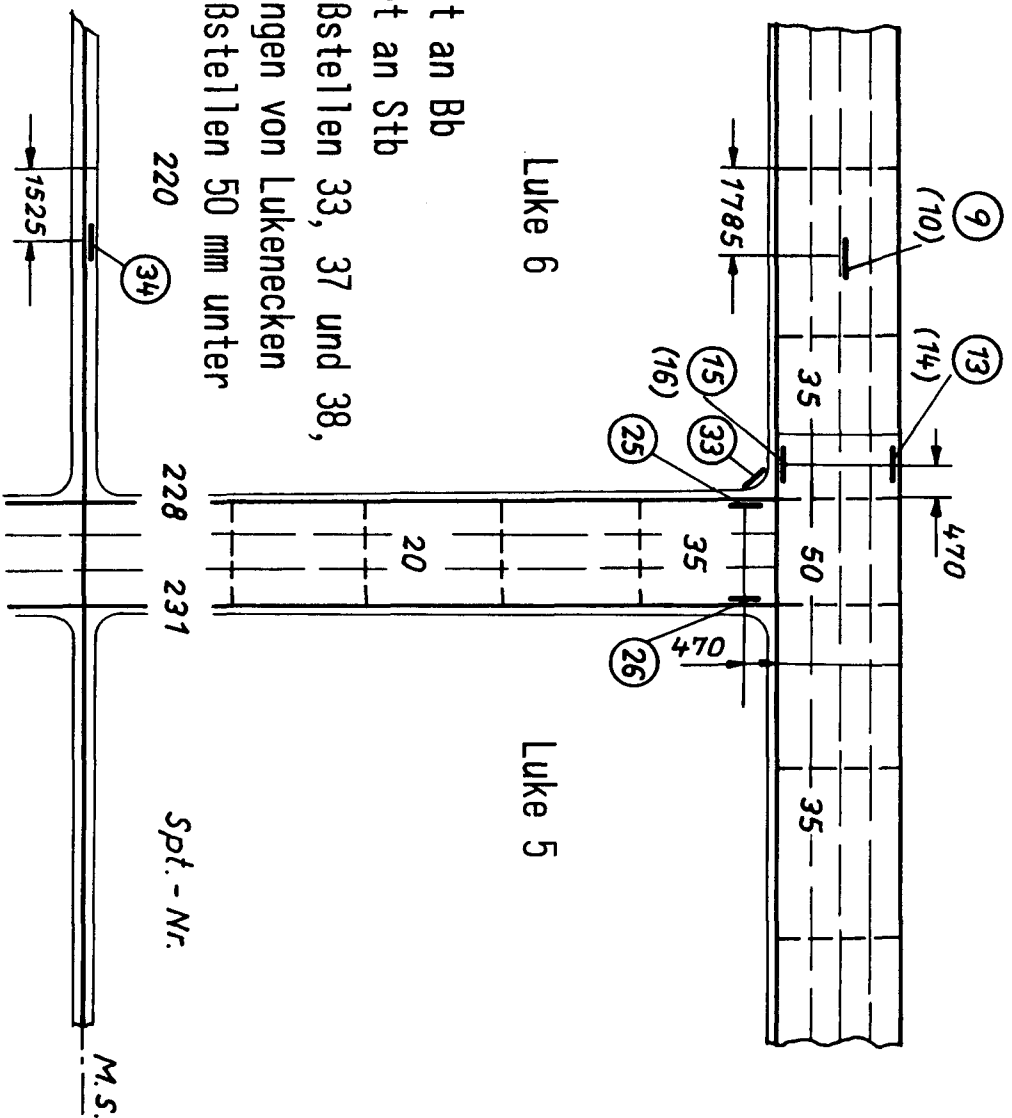
3. In der Rechnung werden die antimetrischen Wirkungen aus horizontaler Biegung und Torsion näherungsweise entkoppelt betrachtet (siehe Abschnitt 3.4). Bei der nötigen Festlegung des Schubmittelpunktes der jeweiligen Stabquerschnitte wurde die Wirkung der Querriegel überbewertet. Unabhängig davon bleibt in der Rechnung die Beanspruchung aus horizontaler Biegung vernachlässigt. Der insgesamt hieraus erwartete Fehler mag abgeschätzt werden, indem die Torsionsbelastung für den offenen Rumpf ohne Berücksichtigung der Querriegel berechnet wird und zu dem Wert, der mit Berücksichtigung der Querriegel gefunden wurde, ins Verhältnis gesetzt wird. Dieses Verhältnis ergab sich bei den im Dimensionierungsverfahren des Germanischen Lloyd verwendeten Seegangsstatistiken zu 1.12.

Für TS 'TOKIO EXPRESS' ist eine bessere Übereinstimmung der $\overline{S_c/S_m}$ -Verhältnisse mit dem Wert $\overline{S_c/S_m}(2)$ der Tabelle 6.4 gegeben. Die geringfügigen Differenzen werden mit der Idealisierung der Querriegel durch Balken erklärt. Bei der Berechnung der Trägheits- und Widerstandsmomente waren die aus den Bauzeichnungen hervorgehenden Plattendicken ohne Abminderung einbezogen worden. Dieses Verfahren erscheint gerechtfertigt, denn eine Untersuchung zeigte, daß bei Abminderung der Querriegelsteifigkeit um 100 % die globalen Verformungen - z.B. Verdrehung der Querschnitte - um lediglich etwa 20 % vergrößert wurden. Meßtechnische Untersuchungen der mit einer Verformung der Querriegel assoziierten Beanspruchungen /38/ und eine feinere FE-Idealisierung ergaben gegenüber der hier vorgenommenen Balkenidealisation um 15 % geringere Beanspruchungen.



Luke 10

(xx) Meßstelle liegt an Bb
 (xx) Meßstelle liegt an Stb
 Mit Ausnahme der Meßstellen 33, 37 und 38,
 die in den Ausrundungen von Lukenecken
 liegen, sind die Meßstellen 50 mm unter
 Deck angeordnet.



Luke 6

Luke 5

Sonderforschungsbereich 98
 Meßvorhaben TS "TOKIO EXPRESS"
 Meßstellenanordnung im Bereich des Gurtungsdecks

Abb. 6-6

6.5.2 Beanspruchungen im Gurtungsdeck vor dem Maschinenraum

Die Beanspruchungen im Wallgang vor dem Maschinenraum sind von gleicher Größenordnung - MS 'ALSTER EXPRESS' - oder höher - TS 'TOKIO EXPRESS' - als die Beanspruchungen an den Meßstellen im Laderaumbereich. Wegen der hier zu erwartenden Spannungskonzentration sind die Verbände vor dem Maschinenraum keinesfalls schwächer ausgebildet. Aus der vertikalen Biegung einerseits und aus der horizontalen Biegung und der Torsion andererseits können etwa gleich große Beanspruchungsanteile resultieren. Dazu sei auf die oberen Zeilen der Wertegruppen 11 und 16 (Tabellen 6.1 und 6.2) verwiesen, die die Varianzen der Summe und Differenz von an Backbord und Steuerbord gemessenen Beanspruchungen enthalten. Es kommt hier darauf an, neben der Größe der Beanspruchungsanteile auch ihre gegenseitige Phasenlage zu erfassen.

Die für TS 'TOKIO EXPRESS' ermittelten $\overline{S_c/S_m}$ -Verhältnisse - siehe hierzu die Zeilen 13-20 der Tabelle 6.4 - liegen in einem vernünftigen Rahmen. Obwohl mit der hier verwendeten FE-Methode für das Längsschott eine gegenüber der Außenhaut höhere Beanspruchung aus vertikaler Biegung in der Rechnung berücksichtigt ist, ist das Verhältnis $\overline{S_c/S_m}$ (13) mit 1.03 auffallend klein; dies wird durch mit der Nähe der Lukenecke bedingte Spannungsüberhöhung erklärt.

Nach der für MS 'ALSTER EXPRESS' verwendeten Balken-Stab-Methode werden am Längsschott und an der Außenhaut gleich große Beanspruchungen aus vertikaler Biegung berechnet; folgerichtig ist das $\overline{S_c/S_m}$ -Verhältnis der Beanspruchungen an der Außenhaut höher als die für das Längsschott ermittelten Werte (vergl. Zeilen 16 - 19 der Tabelle 6.3).

6.5.3 Beanspruchungen im Lukenlängsband

In Zeile 9 der Tabellen 6.3 und 6.4 ist das $\overline{S_c/S_m}$ -Verhältnis für die Beanspruchung des Lukenlängsbandes nahe am Hauptspant angegeben.

Für MS 'ALSTER EXPRESS' liegt der Wert mit $\overline{S_c/S_m}$ (9) = 2.21 relativ hoch. Der für S_c maßgebende Anteil aus vertikaler Biegung war dabei nach einer Arbeit von LEHMUS /39/ zu 80 % der im gleichen Querschnitt am Längsschott berechneten Beanspruchung geschätzt worden.

Auf TS 'TOKIO EXPRESS' wurden im Längsband nahezu die gleichen Beanspruchungen wie im Wallgang gemessen (siehe dazu Wertegruppe 7 der Tabel-

le 6.2). Hinsichtlich des verglichen mit $\overline{S_c/S_m}$ (1) geringen Verhältnisses $\overline{S_c/S_m}$ (9) = 0.99 sei auf Mängel der FE-Idealisierung hingewiesen:

1. Bei der Berechnung der Übertragungsfunktionen für die Meßstelle 34 wurde die Dehnung auf halber Höhe der das Längsband repräsentierenden Scheibenelemente verwendet und nicht die Dehnung am oberen Rand, wo die Meßstelle lag.
2. Die Verbindung zwischen Querriegel und Bodenkonstruktion fehlt.

In Tabelle 8.2 von HACHMANN /7/ ist der Entwurfswert der Randspannung angegeben, der um 20 % über dem Entwurfswert der Mittelpunktsspannung liegt.

6.5.4 Beanspruchungen auf halber Seitenhöhe und im Bereich des Innenbodens

Die hier mit den Wertegruppen 3 - 6 untersuchten Meßstellen sind deutlich geringer als die Meßstellen im Gurtungsdeck beansprucht. Sie wurden vorgesehen, um die Rechenmethoden hinsichtlich der Beanspruchungsverteilung über dem Querschnitt zu prüfen, und um erforderlichenfalls die Anteile aus horizontaler Biegung und Torsion voneinander zu trennen (s.a. den Anhang von /10/).

Die Berechnung der Beanspruchungen an diesen Meßstellen ist schwierig, da die Konstruktion vor und hinter dem betreffenden Laderaum Unstetigkeiten aufweist, die durch wechselnde Anordnung von Containerstauplätzen bei dem schlanken Unterwasserschiff bedingt sind.

Bei MS 'ALSTER EXPRESS' werden die Unstetigkeiten in den bei der Balkenstab-Methode anzusetzenden Steifigkeitskennwerten - z.B. den Trägheitsmomenten - nicht so deutlich, da sich diese Größen aus Integralen der Materialflächen über dem gesamten Querschnitt ergeben. Da außerdem die Meßstellen nicht in unmittelbarer Nähe der Unstetigkeiten der Konstruktion angeordnet waren, liegen die $\overline{S_c/S_m}$ -Verhältnisse in einem vernünftigen Rahmen (siehe $\overline{S_c/S_m}$ (5) - (7) in Tabelle 6.3). Eine Ausnahme bildet der Wert $\overline{S_c/S_m}$ (8), wo die Meßstelle 16 betrachtet wird. Es wird ein Meßfehler unterstellt: Die Meßstelle war zwar erneuert worden - siehe Abschnitt 2 - und lieferte zunächst vernünftige Werte, versagte aber nach einiger Zeit erneut. Die Ursache des Versagens wird in dem Ausfluß

einer Chemikalie aus einem Container gesehen.

Für TS 'TOKIO EXPRESS' liegen die Verhältnisse $\overline{S_c/S_m}$ (5) bis (8) der Tabelle 6.4, bedingt durch die oben genannten Unstetigkeiten, deutlich über dem Niveau der übrigen Werte. Um eine genauere Kenntnis der Beanspruchungen in diesem Bereich der Konstruktion zu erhalten, ist hier eine feinere FE-Idealisierung angezeigt.

7. Schlußbetrachtung

Da die modernen Rechenzentren zunehmend leistungsfähiger werden, können umfangreiche Programmsysteme bei der Dimensionierung von Schiffen umfassend eingesetzt werden. So wurde es möglich, die aus Biegung und Torsion zusammengesetzten Beanspruchungen von Schiffen im Seegang unter Verwendung der FE-Methode zu berechnen. Zur Überprüfung der Rechenverfahren wurden die Bewegungen und Beanspruchungen von zwei Containerschiffen während mehrerer Hochseemeßfahrten digital registriert.

Für die hier beschriebene Auswertung der Hochseemeßfahrten wurde eine lineare Beziehung zwischen der Wellenhöhe und den gemessenen Bewegungen und Beanspruchungen des Schiffes vorausgesetzt. Das entspricht dem Ansatz der zu untersuchenden Rechenverfahren. Auf die direkte Messung des jeweils vorherrschenden Seegangs war verzichtet worden, statt dessen wurde aus den am Schiff festgestellten Seegangswirkungen auf den Seegang geschlossen: Die Richtungsverteilung der Wellen ergab sich aus den Beobachtungen des Begleitpersonals, während die Längenverteilung der Wellen aus den Übertragungsfunktionen und den Meßwertspektren für das Stampfen und für die Tauchbeschleunigung berechnet wurde.

Das Produkt aus Richtungs- u. Längenverteilung der Wellen ergab das 'geschätzte' Richtungsspektrum des Seegangs. Aus den Übertragungsfunktionen der Beanspruchungen und dem Richtungsspektrum lassen sich Standardabweichungen der Beanspruchungen S_c berechnen, die den gemessenen Werten S_m gegenübergestellt werden. Die Quotienten S_c/S_m werden als Verhältnis zwischen berechneter und tatsächlicher Übertragungsfunktion interpretiert. Sie sind durchweg signifikant größer als 1.

Dieses Ergebnis deckt sich weitgehend mit dem anderer Untersuchungen, bei denen das Seegangsspektrum über Meßbojen bestimmt wurde, so daß in dem hier beschriebenen Auswerteverfahren eine Zeit und Kosten sparende Alternative zur Überprüfung der bei der Dimensionierung neuartiger Schiffe eingesetzten Rechenverfahren gesehen wird.

Die festgestellten Unterschiede zwischen den berechneten und den gemessenen Beanspruchungen können beeinträchtigt sein durch Fehler in den Übertragungsfunktionen der Schiffsbewegungen, die bei der Ermittlung der Seegangsspektren verwendet wurden. Deshalb ist die Eichung des Auswerteverfahrens wünschenswert. Dabei sollten Länge und Richtung der

Wellen und auch die Schiffsgeschwindigkeit differenziert betrachtet werden mit dem Ziel, die Güte der Rechenverfahren aufgeschlüsselt nach den genannten Parametern zu bewerten.

Die Auswertung blieb auf Messungen in vorlichen Seegängen beschränkt. In achterlichen Seegängen erwiesen sich die Ergebnisse als numerisch instabil, was auf die Mehrdeutigkeit der Zuordnung der Wellenlängen zu einer Begegnungsfrequenz am fahrenden Schiff zurückgeführt wird. Dennoch dürfte das Prinzip des Verfahrens auch auf achterliche Seegänge anwendbar sein, wenn die Spektraldichte des Seegangs - wie bei Dünung - auf einen engen Wellenlängenbereich beschränkt ist und dieser Längenbereich nach Beobachtung vorgegeben werden kann.

Trotz dieser Einschränkungen enthalten die Ergebnisse der Hochseemeßfahrten wertvolle Hinweise:

1. Das berechnete Verhältnis zwischen Beanspruchungen und Bewegungen liegt für beide untersuchte Schiffe um etwa 30 % über dem gemessenen Verhältnis. D.h.: Bei den Berechnungen werden die Beanspruchungen überschätzt oder die Bewegungen unterschätzt, oder eine Kombination dieser Aussagen trifft zu.
2. Für einige Meßstellen wurden empfindliche Abweichungen von der allgemeinen Tendenz (siehe 1.) festgestellt, die als Mängel der elastomechanischen Idealisierung gedeutet werden. Das gilt nicht nur für die Beanspruchungsanteile aus horizontaler Biegung und Torsion, sondern auch für die Anteile aus vertikaler Biegung. Auch bei grober Idealisierung der Konstruktion ist die Methode der finiten Elemente der Balken-Stab-Methode überlegen.

Der erste Hinweis betrifft die zukünftige Forschung auf dem Gebiet der Bewegungen und Belastungen. Der zweite Hinweis gilt dem Ingenieur, der geeignete elastomechanische Methoden auswählt und anwendet, um bei verschiedenen Konstruktionen die gleiche Sicherheit zu gewährleisten.

8. Schrifttum

- /1/ GRIM, O.; SCHENZLE, P.: Der Einfluß der Fahrgeschwindigkeit auf die Torsionsbelastung eines Schiffes im Seegang. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, Bericht Nr. 7, 1969
- /2/ SÖDING, H.: Eine Modifikation der Streifenmethode. Schiffstechnik 16, 1969
- /3/ WILSON, E.L.: SOLID SAP, a Static Analysis Program for Three Dimensional Solid Structures. Structural Engineering Laboratory, University of California, March 1972
- /4/ SÖDING, H.: Die Berechnung der Beanspruchungen von Schiffen im Seegang. Schiff und Hafen 23, Oktober 1971
- /5/ VAN BEEK, A.W.: Finite Element Analysis of a Third Generation Containership. TNO-Report No. 182 S, December 1973
- /6/ ELBATOUTI, A.M.; LIU, D.; JAN, H.Y.: Structural Analysis of SL-7 Containership under Combined Loading of Vertical, Lateral and Torsional Moments using Finite Element Techniques. Ship Structure Committee, Report SSC-243, Washington D.C., 1974
- /7/ HACHMANN, D.: Berechnung der Übertragungsfunktionen von Beanspruchungen in Containerschiffen nach der FE-Methode am Beispiel des TS 'TOKIO EXPRESS'. Germanischer Lloyd, Bericht Nr. STB-308, 1978
- /8/ SCHULTZ, H.G.: Strength Aspects of Present Day Ship Design. Schiff und Hafen 25, January 1973
- /9/ SIEKIERKA, W.J.; et al.: SL-7 Instrumentation Program Background and Research Plan. Ship Structure Committee, Report SSC-257, Washington D.C., 1976
- /10/ TAYLOR, K.V.; LUNDGREN, J.: Full-Scale Static and Dynamic Measurements on M.V. 'NIHON'. RINA, spring meetings, 1975
- /11/ SCHULZE, A.P.J.; SPUYMAN, W.: Predicted and Full-Scale Measured Loads and Stresses on the Container Ship SS 'NEDLLOYD DELFT'. RINA, spring meetings, 1978
- /12/ HOFFMANN, D. et al.: Evaluation of Methods for Extrapolation of Ship Bending Stress Data. Ship Structure Committee, Report SSC-234, Washington D.C., 1972
- /13/ TEILPROJEKT B1: Belastungen und Beanspruchungen der tragenden Schiffskonstruktion. Sonderforschungsbereich 98, Hannover-Hamburg Abschlußbericht, Juli 1978
- /14/ FIETZ, G.: Der Meßcontainer des Sonderforschungsbereichs 98. Hansa 111, 1974
- /15/ ISSC, II.1: International Ship Structures Congress, Report of Committee II.1 (Linear Structural Response), 1976

- /16/ DE WILDE, G.: The Torsional Behaviour of Ships with Large Hatch Openings. Shipping World and Shipbuilder, 1968
- /17/ HAPPEL, K.-H.; PANDIS, CH.: Torsionsversuche am Modell eines Containerschiffes. FDS-Bericht Nr. 8, 1969
- /18/ NIESSEN, E.: Spannungs- und Verformungsmessungen auf den Containerschiffen 'Weser Express' und 'Discovery Bay' bei statischer Torsionsbelastung. FDS-Bericht Nr. 13, 1970
- /19/ SHIMIZU, S. et al.: Numerical Simulation in the Torsional Strength of Container Ships with large Hatch Openings. J.S.N.A. of Japan, 136, 1974
- /20/ HAPPEL, K.-H.: Torsion von Stäben mit dünnwandigen Querschnitten. Institut für Statik der Schiffe, T.U. Berlin, 1967
- /21/ DE WILDE, G.: Structural Problems in Ships with large Hatch Openings. International Shipbuilding Progress, Jan. 1967
- /22/ WLASSOW, W.S.: Dünnwandige elastische Stäbe. VEB Verlag für Bauwesen, Berlin, 1964. 1. Originalausgabe: Moskau 1940
- /23/ YOSHIKI, M. et al.: Experiments on the Strength of Containerships. Shipb. Res. Ass. of Japan, 40, 1964
- /24/ KAWAI, T.: The Application of Finite Element Methods to Ship Structures. Computers & Structures, 3, 1973
- /25/ PETERSHAGEN, H.J.: Statik der Schiffsgefüge II. Vorlesung an der Technischen Universität Hannover, 1973
- /26/ KOESTER, D.: Festigkeitsfragen von Containerschiffen. Hansa 112, 1975
- /27/ SÖDING, H.: Hinweise zum Ansatz der Wölb-torsion-DGL bei den Containerschiffsberechnungen des Germanischen Lloyd. Interne Schrift des Germanischen Lloyd, 1970
- /28/ BORNSCHEUER, F.W.: Systematische Darstellung des Biege- und Verdrehvorganges unter besonderer Berücksichtigung der Wölbkraft-torsion. STAHLBAU 21, Januar 1952
- /29/ GERMANISCHER LLOYD: Tätigkeitsbericht 1976
- /30/ PAYER, H.G.: Finite Element-Methode. Handbuch der Werften XIV, Schiffahrtsverlag 'Hansa', 1978
- /31/ ISSC, IV.1: International Ship Structures Congress, Report of Committee IV.1 (Numerical Methods), 1976
- /32/ SCHULTZ, H.G.; VON SCHULZ, E.: Zur Spannungsanalyse von Schiffen im Seegang über die Methode der finiten Elemente (FEMPA). Forschungsbericht des Landes Nordrheinwestfalen Nr. 2589, Westdeutscher Verlag, 1976

- /33/ BARTSCH, H.: Statistische Methoden zur Untersuchung der Bewegungen eines Schiffes im Seegang. Schiffstechnik 6, 1959
- /34/ BENDAT, J.S.; PIERSOL, A.G.: Random Data, Analysis and Measurement Procedures. Wiley-Interscience, New York, 1971
- /35/ ST. DENIS, M.; PIERSON, W.J.: On the Motions of Ships in Confused Seas. Transactions of SNAME 61, 1953
- /36/ GOLUB, G.: Numerical Methods for Solving Linear Least Squares Problems. Numerische Mathematik 7, 1965
- /37/ WAHAB, R.; VINK, J.H.: Wave Induced Motions and Loads on Ships in Oblique Seas. TNO-Report 193 S, 1974
- /38/ FORSCHUNGSABTEILUNG DES GERMANISCHEN LLOYD: Modellversuch zur Bestimmung von Spannungsverteilungen im Bereich von Lukenecken eines Containerschiffs. FDS-Bericht Nr. 17, 1970
- /39/ LEHMHUS, R.: Bedeutung der Längsbänder für die Längsfestigkeit bei Mehrlukenschiffen. Diplomarbeit am Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, 1970