

Wahrscheinlichkeit der Materialermüdung in Schiffskonstruktionen und rationale Inspektionsplanung

Dr.-Ing. C. Obergang, Germanischer Lloyd, Hamburg
Prof. Dr.-Ing. Hans R. Nachwitz, Technische Universität München
Dr.-Ing. G. Schiff, Technische Universität München (Lehrstuhl
International GmbH, München)
M. Scharro, Germanischer Lloyd

Sonderdruck aus

Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft

85. Band 1991

Springer-Verlag Berlin · Heidelberg · New York
London · Paris · Tokyo
Hong Kong · Barcelona · Budapest

Printed in Germany

Fatigue Probabilities of Ship Structures

Summary

A method is presented to assess the fatigue probability of marine structures. Hydrodynamic loads due to waves are calculated using a 3D-diffraction theory. Random stresses, which also include dead-end service loads, and related wave spectra and spectral moments, are calculated at locations with extreme stress concentrations using a finite element method. Load and resistance moments are assumed to be uncertain in a probabilistic sense. Optimum reliability methods are applied to obtain the fatigue probabilities of stress failure at given periods. The finite element and the probabilistic methods are related to the conventional stress and moment of stresses. The impact of an iterative scheme on the calculated failure rates of a hull corner is demonstrated. It is shown that a certain inspection strategy is more efficient. The concept is outlined in the final steps and summarized by two different examples of hull construction.

1. Zielsetzung

Schiffbaustrukturen sind vollängiger, nichtstationärer Beanspruchungen ausgesetzt, insbesondere durch Korrosion und Materialermüdung. Das von der Natur gegebene Defizit der Festigkeit von Materialergänzungen über den gesamten Lebenszyklus auszumachen, sind Inspektions- und Reparaturmaßnahmen durch die Klassifikationsgesellschaft in dieser Hinsicht und nach festen Inspektionsplänen notwendig, die sich z.B. auf die Feststellung der Korrosionsstärke oder auf die Festlegung von Größe von Rissen an kritischen Stellen konzentrieren und die je nach Festigkeits- und Schweregrad Reparaturen notwendig machen. Allerdings ändern Schadensereignisse wegen schwerer Verfügbarkeit und eventueller Abfälle bei jeder Inspektion den Unterbauzustand. Daher sind Inspektionsintervalle und -pläne, welche im Einzelnen nicht optimal sind, da dies exakte Voraussagen der Zustände, zu dem eine Struktur zum selben und bestimmten Zeitpunkt keine wegen der vollängigen Nachbeschädigung über die vom Schiff im Einsatz während Lebensdauererwartung nicht möglich ist.

Das Problem einer optimalen Inspektionsplanung wird im folgenden rational behandelt. Dabei ist ein zweistufiges, probabilistisches Verfahren die vorgeschlagene

Ansatz zur Bestimmung des Bruchrisikos der Schiffbaustrukturen, wenn wir uns durch zufällige Inspektionsmaßnahmen in Bezug auf den Zustand der Struktur zur Kenntnis setzen können. Ein solches Vorgehen ist in dieser rationalen Methode zur Berechnung der wahrscheinlichen Versagenswahrscheinlichkeit von erdungsmechanischen Konstruktionselementen darzustellen. Dabei sollen Beobachtungen bei einer Inspektion ebenso in Entscheidungen über kostenminimale Reparaturen und anschließender weiterer Inspektionen münden wie die Kenntnis der Einwirkgröße der Schäden bei der Inspektion.

Für statische Behandlung der Probleme haben wir zwei Systeme verwendet. Im ersten systematisch sind die Methoden der Schiffbaumechanik und der Schiffbauverfahrenlehre zu berücksichtigen. Diese Methoden werden zusammen mit dem Konzept der Schadenserkennung und der Inspektion im Detail einer Ecke eines Schiffbaukorpus in den Entscheidungen benutzt, über die die Inspektionen notwendig sind.

Die Materialermüdung über die Lebensdauer wird auf Grund unserer Betrachtungen gemäß ein bestimmtes Funktion für einen periodisch veränderlichen Lasten. Die dabei entwickelten Strategien werden im Teil der ersten Inspektion der Lebensdauer eines Schiffbaukorpus illustriert. Sie sind im Prinzip anwendbar auf alle anderen Lagerverfahren, z.B. auf Korrosion, Bruchrisiko.

Unser Vortrag basiert auf einer von RITZ entwickelten Funktion für die Berechnung von Versagen, die gemeinsam von Germanischer Lloyd AG und der Technischen Universität München (TUM) durchgeführt wurde. Das GL führt vorrangig die wissenschaftlichen Aufgaben, d.h. Analyse der Schäden und einer vorgeschlagenen Schadensanalyse sowie die Darstellung geeigneter Grundannahmen in einer für die Lebensdauererwartung auf dem Elementarbereich basierten Form (siehe Gleichung 1) sowie die Darstellung geeigneter Grundannahmen (siehe Gleichung 2).

Diese Vorgehen zum GL bewährte Methode (siehe Gleichung 1) (siehe z.B. [1]) mit dem Ziel, eine über 10 Jahre lang bewährte Funktion für die Berechnung der Lebensdauererwartung (siehe Gleichung 2) (siehe z.B. [2]) der z.T. über die Zeit der Funktion der über 10 Jahre lang bewährte Methode (siehe Gleichung 3) (siehe z.B. [3]) zu realisieren.

Die TUM hat mit der Entwicklung von Methoden zur Berechnung der Lebensdauererwartung und die Entwicklung von Inspektionsplänen zur Bestimmung der Lebensdauererwartung (siehe Gleichung 4) (siehe z.B. [4]) beigetragen.

Nicht im Handel

Nachdruck ohne Genehmigung der Schiffbautechnischen Gesellschaft, Hamburg, nicht gestattet

Wahrscheinlichkeit der Materialermüdung in Schiffskonstruktionen und rationale Inspektionsplanung

Dr.-Ing. C. Östergaard, Germanischer Lloyd, Hamburg,
Prof. Dr.-Ing. habil. R. Rackwitz, Technische Universität München,
Dr.-Ing. G. Schall, Technische Universität München (jetzt Lahmeyer
International GmbH, München),
M. Scharrer, Germanischer Lloyd, Hamburg

Fatigue Probabilities of Ship Structures

Summary

A method is presented to assess the fatigue probability of marine structures. Hydrodynamic loads due to motions in waves are calculated using a 3D-diffraction theory. Resulting stresses, which also include dead and service loads, and related stress spectra and spectral moments, are calculated at locations with extreme stress concentrations using a finite element method. Load and resistance parameters are assumed to be uncertain in a probabilistic sense. Thus, modern reliability methods are applied to calculate efficiently probabilities of fatigue failure due to instability of crack propagation. The finite element and reliability analysis methods are linked through response surfaces of spectral moments of stresses. The response surfaces are based on Hermite polynomials. Calculated fatigue failure probabilities of a hatch corner of a containership are used to illustrate a rational inspection strategy for the considered hatch corner. This strategy is outlined in its most important steps and exemplified for two different service routes of the containership.

1. Einleitung

Schiffskonstruktionen sind vielfältigen Alterungserscheinungen ausgesetzt, insbesondere durch Korrosion und Materialermüdung. Um die dadurch gegebene Gefahr des Versagens von Konstruktionselementen oder des gesamten Schiffskörpers auszuschließen, sind Inspektionen der tragenden Struktur durch die Klassifikationsgesellschaft in festen Intervallen und nach festen Inspektionsplänen vorgesehen, die sich z.B. auf die Feststellung des Korrosionsabtrags oder auf die Existenz und Größe von Rissen an kritischen Stellen konzentrieren und die je nach festgestelltem Schädigungsgrad Reparaturen notwendig machen. Allerdings können Schadensbeobachtungen wegen schwerer Zugänglichkeit und eventuellen Meßfehlern bei einer Inspektion mit Unsicherheiten behaftet sein. Inspektionsstrategien mit festen Inspektionsintervallen und -plänen werden im Einzelfall nicht optimal sein, da eine exakte Voraussage des Zeitpunktes, zu dem eine Schädigung zum ersten mal beobachtet werden kann, wegen der vielfältigen Unsicherheiten über die vom Schiff in Zukunft erlebten Beanspruchungsprozesse nicht möglich ist.

Das Problem einer optimalen Inspektionsplanung können wir dennoch rational behandeln, indem wir Wahrscheinlichkeitsaussagen verwenden, die geeignet sind, mögliche Zeitpunkte von Inspektionen und den dabei zu betreibenden Aufwand für Reparaturen nach wirtschaftlichen Kriterien zu wichten. Eine damit mögliche Aufwandsmini-

mierung kann zur Reduzierungen der Betriebskosten des Schiffes führen, wenn wir eine darauf aufbauende Inspektionsstrategie mit flexiblen Inspektionsintervallen und angepaßtem Inspektionsaufwand wählen.

Ziel unseres Vortrags ist es daher, rationale Methoden zur Berechnung der zeitabhängigen Versagenswahrscheinlichkeit von ermüdungsgefährdeten Konstruktionselementen darzustellen. Dabei sollen Beobachtungen bei einer Inspektion ebenso in Entscheidungen über kostenminimierte Reparaturen und anschließende weitere Inspektionen einfließen wie die Kenntnis des Einsatzprofils des Schiffes bis zur Inspektion.

Zur analytischen Behandlung des Problems haben wir Rechnerprogramme verwendet, bei denen anspruchsvolle analytische Methoden der Schiffshydrodynamik und Schiffsfestigkeit mit neuesten Methoden der Zuverlässigkeitstechnik verknüpft werden. Zusammen sollen sie auf einem Kleinrechner numerisch handhabbar sein, so daß der Besichtigter noch bei der Inspektion an Bord seine Beobachtungen direkt in die Entscheidungen bezüglich erforderlicher Reparaturen und weiterer Inspektionen einbeziehen kann.

Wir haben die Materialermüdung bzw. das Rißwachstum in den Vordergrund unserer Betrachtungen gestellt, um die methodischen Probleme für einen praktisch relevanten Fall zu lösen. Die dabei entwickelten Strategien werden am Beispiel der ersten Inspektion der Lukenecke eines Containerschiffs illustriert. Sie sind im Prinzip natürlich auch auf andere Langzeitschäden, z.B. auf Korrosion, übertragbar.

Unser Vortrag basiert auf einem vom BMFT unterstützten Forschungs- und Entwicklungs-(FE-)Vorhaben, das gemeinsam vom Germanischen Lloyd (GL) und der Technischen Universität München (TUM) durchgeführt wurde. Dem GL fielen vorrangig die schiffsspezifischen Aufgaben zu, d.h. Analyse des Schiffes und seiner Seegangseigenschaften (Seefestigkeit) sowie die Darstellung detaillierter Großrechnerergebnisse in einer für die Zuverlässigkeitstechnik auf dem Kleinrechner passenden Form (Schnittstellenentwicklung zwischen Spannungsanalyse zuverlässigkeitstechnischer Bewertung).

Dazu wurden beim GL bewährte Finite-Elemente-Methoden [Bathe et al., 1974] mit einem über mehr als 10 Jahre fortentwickelten Programm für die Berechnung hydrodynamischer Seegangslasten [Östergaard et al., 1979], das z.T. erst im Zuge des Vorhabens auf den in [Papanikolaou et al., 1990] beschriebenen neuesten Stand gebracht wurde, verknüpft.

Die TUM war mit der Entwicklung von Methoden und Rechnerprogrammen zur Berechnung der Wahrscheinlichkeit der Materialermüdung und der Entwicklung von Inspektionsstrategien auf der Basis der vom GL erstellten und aufbereiteten Daten betraut.

Die dazu verwendete bruchmechanische Betrachtung der Ermüdung von Konstruktionselementen setzt sich im Schiffbau erst allmählich durch. Ihre Verwendung im Rahmen moderner Zuverlässigkeitsüberlegungen erfolgte aber

bereits durch [Madsen, 1985] und [Skjong, 1985] für Meeresplattformen, wobei neuere Berechnungsmethoden nach den bekannten FORM/SORM-Algorithmien, s. z.B. [Hohenbichler et al., 1987], eingesetzt wurden. Madsen und einige andere Autoren verwendeten als Versagenskriterium noch die Überschreitung einer bestimmten, vorgegebenen Rißgröße, während die hier einfließenden neuesten Entwicklungen der TU München auf einem Rißstabilitätskriterium beruhen. Madsen wandte, ebenfalls als erster, die FORM/SORM Algorithmien auf die Verbesserung von Zuverlässigkeitsaussagen bei Vorliegen von Inspektionsbeobachtungen an [Madsen, 1987], wobei er sich der in [Schrupp und Rackwitz, 1985] vorgestellten Konzepte bediente. Von [Fujiita et al., 1989] wurde ein alternatives Inspektionskonzept entwickelt, das mit als Ausgangspunkt dieses Teils unseres FE-Vorhabens diente.

Zwischenergebnisse des FE-Vorhabens, die wir dem interessierten Leser zur Ergänzung dieses Vortrags, der sich auf einige wesentliche Berechnungsschritte beschränken muß, empfehlen möchten, wurden von beiden Partnern (GL und TUM) bereits im englischen Sprachraum vorgetragen [Schall et al., 1991] und [Schall und Ostergaard, 1991]. Vertiefende Hintergrundinformationen liefern der Abschlußbericht [GL und TUM, 1991], sowie [Schall et al., 1988] und [Schall et al., 1990].

2. Der Seegangsprozess

Der an Elementen der tragenden Schiffsstruktur wirkende Belastungsprozess geht ursächlich auf den vom Schiff erlebten Seegangsprozess zurück. Die Grundlagen sind den meisten Schiffstechnikern geläufig. Im folgenden werden wir sie nur in einigen Formeln kurz zusammenfassen:

2.1 Stationäre (Kurzzeit-) Prozesse des Seegangs

Ein Zufallsprozess der Wellenerhebung ζ läßt sich auf der Basis des sog. Superpositionsmodells in der Form

$$\zeta(t) = \sum_{n=1}^N \zeta_{an} \cos\{-\omega_n t + \epsilon_n\} = \sum_{n=1}^N \zeta_n \quad (2.1)$$

definieren. Darin bedeuten ω die jeweilige Kreisfrequenz der N Elementarwellen und t ist die Zeitvariable. Im folgenden werden die Phasenlage ϵ und ζ als Zufallsgrößen groß geschrieben: E und Z .

Aus dieser einfachen Betrachtung lassen sich die für die Praxis der Schiffstheorie in den letzten 30 Jahren bedeutungsvoll gewordenen Einflußgrößen herleiten [Clauss et al., 1988 und 1992]. So z.B. die Varianz $\sigma_{Zn}^2 = \text{Var}[Z_n] = \zeta_{an}^2/2$ durch sog. monotone 1-zu-1 Transformationen auf der Basis der in (2.1) gegebenen Definition von ζ_n . Wenn man die durch Elementarwellen zu irgend einer Zeit an irgend einem Ort induzierten Wellenerhebungen als stochastisch unabhängig voneinander voraussetzt gilt

$$\sigma_Z^2 = \sum_{n=1}^N \sigma_{Zn}^2 = \sum_{n=1}^N \zeta_{an}^2/2 \quad (2.2)$$

Bei Betrachtung von unendlich vielen Elementarwellen ($N \rightarrow \infty$) gilt daher die Summationsvorschrift

$$\sigma_Z^2 = \int_0^\infty S_{ZZ}(\omega) d\omega = \sum_{n=1}^N \zeta_{an}^2/2 \quad (2.3)$$

Die Beziehung zwischen den ersten beiden Termen vorstehender Gleichung gehört zu den Grundlagen der Theorie der stationären Zufallsprozesse. Diese Beziehung ist erfüllt für

$$\zeta_a^2(\omega)/2 = S_{ZZ}(\omega) d\omega, \quad \zeta_a(\omega) = \sqrt{2S_{ZZ}(\omega) d\omega} \quad (2.4)$$

Das Spektrum definiert durch seine Verteilung die Amplituden der Elementarwellen und umgekehrt.

2.2 Probabilistisch-statistische Kenngrößen des Seegangs

Stationäre Zufallsprozesse sind durch die Parameter T_0 (Periode der Null-Aufwärtsüberschreitensrate) und $\zeta_{1/3}$ (kennzeichnende Amplitude der Prozeßgröße ζ) beschreibbar. Diese Parameter lassen sich aus dem (Auto-)Spektrum des betrachteten stationären Prozesses herleiten, oder es läßt sich umgekehrt das Spektrum anhand dieser Parameter definieren. Mit der Definition spektraler Momente

$$m_i = \int_0^\infty \omega^i \cdot S_{ZZ}(\omega) d\omega, \quad (2.5)$$

gilt unter Beachtung der Riceschen Formeln [Rice, 1944] für stationäre Gaußsche Zufallsprozesse,

$$T_0 = 2\pi \sqrt{m_0/m_2}, \quad H_{1/3} = 2\zeta_{1/3} = 4 \sqrt{m_0} = 4\sigma_Z. \quad (2.6)$$

Hierin bedeuten $H_{1/3}$ die kennzeichnende Wellenhöhe und T_0 die Null-Überschreitens- (oder kennzeichnende) Periode eines stationären Seegangs. Bei gegebenem Seegangsspektrum (2.5) können die Momente m_0, m_2 usw. berechnet werden, die gemäß (2.6) in einem bestimmten Verhältnis zu den kennzeichnenden Seegangparametern T_0 und $H_{1/3}$ stehen. Also werden sog. Standardspektren des Seegangs von vornherein auf der Grundlage dieser Parameter definiert.

2.3 Seegangsspektren

Nach grundlegenden Überlegungen zur Dimension des Seegangsspektrums [Phillips, 1958] erweist sich der Ansatz $S_{ZZ}(\omega) = \alpha \cdot g^2/\omega^5$ als eine dimensionsrichtige Beschreibung des Seegangsspektrums für höhere Frequenzen ω , wobei α ein sog. Maßstabsfaktor (Phillips-Konstante) ist. Auf dieser Grundlage haben Messungen von Pierson und Moskowitz zu einer analytischen Darstellung des erwarteten Spektrums bei vorgegebener Windgeschwindigkeit in 19.5m Höhe über dem Ruhewasserspiegel geführt. Phillips-Konstante und Windgeschwindigkeit stehen dabei jeweils in einem bestimmten Verhältnis zur kennzeichnenden Wellenhöhe und Periode des Seegangs, so daß das Spektrum anhand dieser Parameter in Form des als Pierson-Moskowitz Spektrum bekannt gewordenen sog. Standard-Spektrums des Seegangs dargestellt werden kann:

$$S_{ZZ}(\omega) = 4\pi^3 \frac{H_{1/3}^2}{T_0^4} \frac{1}{\omega^5} \exp\left\{-16 \frac{\pi^3}{T_0^4} \frac{1}{\omega^4}\right\}. \quad (2.7)$$

Wenn die den natürlichen Seegang bildenden Elementarwellen nicht alle aus der gleichen Richtung kommen, sondern z.B. nach einer \cos^2 -Funktion über einen 180° -Sektor symmetrisch zur Hauptaufrichtung des Seegangs verteilt sind, so läßt sich mit einer für praktische Anwendungen ausreichender Genauigkeit ein sog. Richtungsspektrum des Seegangs in folgender Weise darstellen:

$$S_{ZZ}(\omega, \chi) = 4\pi^3 \frac{H_{1/3}^2}{T_0^4} \frac{1}{\omega^5} \exp\left\{-16 \frac{\pi^3}{T_0^4} \frac{1}{\omega^4}\right\} \cdot \frac{2}{\pi} \cos^2 \chi. \quad (2.8)$$

Bei Integration über die Fortschrittsrichtungen χ der Einzelwellen von $-\pi$ bis $+\pi$ ergibt sich aus (2.8) wieder (2.7). Bei Vorgabe von $H_{1/3}$ und T_0 ist das Seegangsspektrum und damit jedes Moment m_i gemäß (2.5), bzw. m_0 und m_2 gemäß (2.6), definiert.

2.4 Langzeitprozesse des Seegangs des Seegangs als ergodische Folge quasi-stationärer Seegänge

Die Voraussetzung der Stationarität des Seegangs innerhalb einer durch repräsentative Werte $H_{1/3}, T_0$ definierten Seegangsklasse gilt im Mittel nur für kurze Zeit. Nach etwa drei Stunden (im Mittel) wird im allgemeinen eine andere Seegangsklasse erreicht, die ebenfalls nach einer gewissen Verweilzeit wieder verlassen wird. Schwankungen innerhalb einer Seegangsklasse vernachlässigen wir und

sprechen daher auch von quasi-stationären Seegängen, deren Auftretenshäufigkeit durch direkte Beobachtungen, z.B. [Global Wave Statistics, 1988] oder durch Berechnungen aus Wetterkarten (Luftdruckfelder mit Windgeschwindigkeiten und -richtungen) gewonnen wird, z.B. [NESS, 1991].

Beobachtete Werte H_v und T_v entsprechen im allgemeinen recht genau gemessenen Werten $H_{1/3}$ und T_0 , so daß im folgenden nur noch der Index v zur Kennzeichnung der Klassenparameter des Seegangs verwendet wird. Die relative Beobachtungshäufigkeit kann als Wahrscheinlichkeit interpretiert werden und durch Interpolation in eine Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion umgewandelt werden. Für unsere Berechnungen wurden insgesamt vier für eine Ost-West-Ost Schifffahrtsroute des Nordatlantik repräsentative Seegänge (AREA 15,16,24,25) im Verhältnis der Fahrtdauer in diesen Gebieten gewichtet und zu einer Seegangstatistik Nordatlantik zusammengefaßt. Das Ergebnis ist in Bild 2.1 mittels Höhenlinien $p(H_v, T_v) = 0.005(0.005)0.08$ illustriert. In diesem Fall handelt es sich nicht um die Dichteverteilung sondern um eine reine Interpolation und Glättung der für AREA 15,16,24,25 gewichteten Tabellenwerte nach Global Wave Statistics.

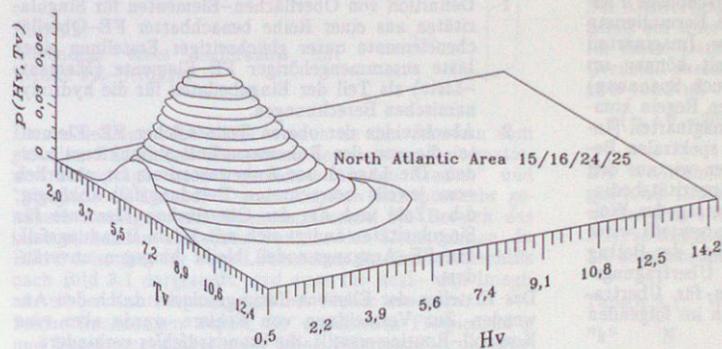


Bild 2.1. Höhenlinien für Wahrscheinlichkeiten $p(H_v, T_v)$ des Auftretens von Seegangparametern H_v, T_v auf der Nordatlantischen Schifffahrtsroute

Für Standardanwendungen im Rahmen der sog. spektralen Betrachtungsweise von Seegangswirkungen an Schiffen reicht eine Aussage wie die des Bildes 2.1 im allgemeinen aus, um alle langzeitlichen Bewegungs- oder Belastungsberechnungen durchzuführen. Für die Einbindung der Zuverlässigkeitstechnik in solche Berechnungen, um die es in diesem Vorhaben geht, müssen analytische Darstellungen der Wahrscheinlichkeitsaussagen hergeleitet werden: Dazu eignet sich sehr gut die Weibullverteilung, die zunächst durch Regressionsanalyse der kennzeichnenden Wellenhöhen- bzw. Perioden-Randverteilung für die betrachtete Nordatlantikroute auf folgende Form gebracht werden kann:

$$F(H_v) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{H_v}{2,71}\right)^{1,54}\right], \quad [H_v] = m \quad (2.9a)$$

$$F(T_v) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{T_v - 2}{6,1}\right)^{4,4}\right], \quad [T_v] = s \quad (2.9b)$$

Die Übereinstimmung bei $F(H_v)$ ist praktisch gut genug. Das zeigt auch eine Schätzung nach dem Prinzip größter Wahrscheinlichkeit (maximum likelihood estimation). Zur Ermittlung der gemeinsamen Verteilungsfunktion von H_v, T_v gemäß

$$F(H_v, T_v) = F(H_v) \cdot F(T_v | H_v) \quad (2.10)$$

wurde der Ansatz

$$F(T_v | H_v) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{T_v - \kappa}{u(H_v)}\right)^k\right], \quad (2.11)$$

verwendet, der auf [Houmb und Overvik, 1976] zurückgeht. Darin bedeuten $u(H_v) = a \exp\{b \cdot H_v\}$ und $k(H_v) = c \exp\{d \cdot H_v\}$. Der Parameter κ wird zur Vereinfachung als unabhängig von H_v angenommen. Eine Schätzung nach dem Prinzip größter Wahrscheinlichkeit ergab $a=5.7$, $b=0.05[1/m]$, $c=4.6$, $d=0.02[1/s]$ und $\kappa=2s$. Ebenfalls nach Global Wave Statistics wurden die Wahrscheinlichkeiten der Hauptaufrichtung des Seegangs ermittelt. Die Ergebnisse werden im Zusammenhang mit der Betrachtung der Schiffsrichtung im folgenden Abschnitt 3 dargestellt und interpretiert.

3. Der Spannungsprozess an einem kritischen Punkt der Schiffsstruktur

Zur Anwendung der Zuverlässigkeitstechnik auf Ermüdungsprozesse sind nun Einflüsse der Prozeßparameter der Seeganggrößen – insbesondere der kennzeichnenden Wellenhöhe H_v , der charakteristischen Wellenperiode T_v und der Hauptaufrichtung des Seegangs ϑ_v – auf den Spannungsprozess am kritischen Punkt in analytischer Form zu beschreiben. Diese Aufgabe lösen wir in drei Schritten:

- 1 Spannungsanalysen für ausgewählte Begegnungswinkel φ des Schiffes mit regelmäßiger Wellen (Elementarwellen) der Kreisfrequenz ω mittels Belastungsberechnungen auf der Basis eines drei-dimensionalen Singularitätenverfahrens sowie Spannungs-berechnungen mit der Methode der finiten Elemente,
- 2 Spannungsanalysen für ausgewählte Parameter H_v, T_v, ϑ_v des natürlichen Seegangs auf der Basis der spektralen Betrachtung der Ergebnisse des Schrittes 1, (ϑ_v ist der mittlere Begegnungswinkel zwischen dem Schiff und der Hauptaufrichtung des Seegangs) und
- 3 quasi-analytische Darstellung von kennzeichnenden Spannungswerten als kontinuierliche Funktionen der Seegangparameter H_v, T_v, ϑ_v mittels Antwortflächen, die anhand der Ergebnisse des Schrittes 2 definiert werden.

3.1 Spannungsberechnungen in regelmäßigen Wellen

Für diesen Teil der Berechnungen setzen wir Linearität zwischen der Wellenerregung (Wellenamplitude) und Systemantwort (Spannung am betrachteten kritischen Punkt der Schiffsstruktur) voraus. Damit können wir alle Ergebnisse auf die Wellenamplitude beziehen, also z.B. in Form sog. Übertragungsfunktionen $Y_{SZ}(\omega, \varphi)$ der Span-

nung darstellen, wobei mit S die Zufallsgröße einer Spannung und mit Z die Zufallsgröße der Wellenamplitude abgekürzt werden. Der Nachweis der Gültigkeit der Linearität wurde in der Schiffstechnik für moderate und sogar schwere Seegänge geführt. Ausnahmen bilden extreme Wellenhöhen, die aber wegen ihres seltenen Auftretens in der Dauerfestigkeitsbetrachtung von untergeordneter Bedeutung sind.

3.1.1 Berechnung hydrodynamischer Belastungen mit einem 3D-Singularitätenverfahren

Die Grundlage unseres Berechnungsverfahrens ist eine drei-dimensionale (3D), lineare Potentialtheorie für den in regelmäßigen (harmonischen) Wellen bewegten Schiffskörper. Die Entwicklung dieses Verfahrens geht in den Anfängen zurück auf [Östergaard et al., 1979] und hat im Zusammenhang mit unserem Forschungsvorhaben seine neueste Form gefunden, über die in [Papanikolaou et al., 1990] berichtet wurde, so daß wir die Einzelheiten hier nicht wiederholen wollen.

Wir merken nur an, daß es im Rahmen der linearen Betrachtungsweise nicht nötig ist, diese Berechnungen für alle möglichen Schiff-Wellen-Phasen durchzuführen. Vielmehr reicht es aus, jeweils zwei um 90° verschobene Phasenlagen, die aus Gründen der analytischen Formulierung des Problems im allgemeinen als Real- bzw. Imaginärteil bezeichnet werden, zugrunde zu legen. Damit können im Ergebnis (Bewegung, Last oder letztlich auch Spannung) wieder Betrag und Phase mit den bekannten Regeln komplexer Zahlen aus Real- (Index R) und Imaginärteil (Index I) gewonnen werden. Im Rahmen der spektralen Betrachtungsweise (s. Abschnitt 3.2) benötigen wir nur den Betrag des Ergebnisses, der wegen der Linearitätsbedingung in Bezug zur Wellenamplitude ζ_a (Betrag der Wellenerhebung ζ) als Übertragungsfunktion dargestellt wird. So ergibt sich z.B. bei einer Belastungsgröße f der Betrag aus $|f| = (f_R^2 + f_I^2)^{1/2}$ und die zugehörige Übertragungsfunktion ist dann $Y_{FZ} = |f|/\zeta_a$. Beispiele für Übertragungsfunktionen der Spannungen finden sich im folgenden Abschnitt.

3.1.2 Berechnung hydrodynamischer Beanspruchungen nach dem Verfahren der finiten Elemente

Für eine Standard-Beanspruchungsberechnung, insbesondere aber für Schwingungs- und Ermüdungsrechnungen, wird die Schiffskonstruktion mittels finiter Elemente (FE)

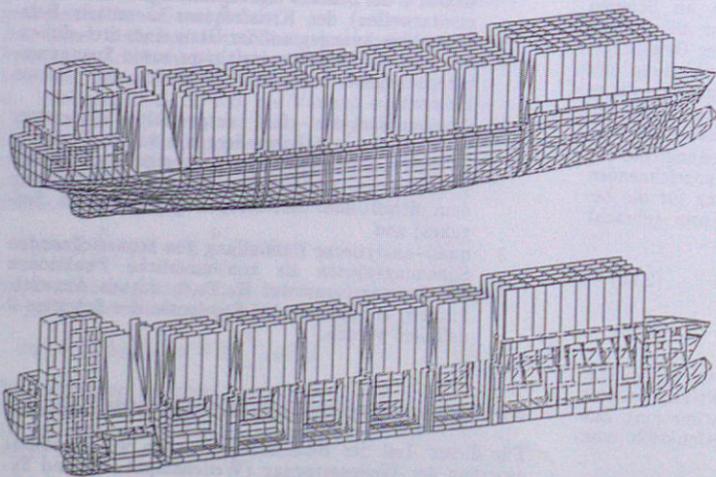


Bild 3.1. Finite Elemente Idealisierung eines Containerschiffes

idealisiert. Es wird im allgemeinen ein sehr aufwendiges FE-Modell benötigt, da Außenhaut, Decks, Längs- und Querverbände realistisch dargestellt werden müssen. Auch Aufbauten, wie das Deckshaus, und Lukendeckel müssen berücksichtigt werden, ebenso die Antriebsanlage, Tankfüllungen und die Ladung, wobei für Containerschiffe in der Regel auch die Staugerüste nachgebildet werden, um die Einbringung der (Trägheits-) Lasten in die Schiffstruktur so realistisch wie möglich zu erfassen.

In Bild 3.1 ist eine Idealisierung für ein Containerschiff der Abmessungen Länge·Breite·Höhe = 157m·23m·11,8m dargestellt. Diese Idealisierung besteht aus etwa 18000 Elementen mit etwa 7000 Knotenpunkten, so daß von vornherein eine Verwendung der idealisierten FE-Unterwasserstruktur im Rahmen der hydrodynamischen Analyse ausgeschlossen ist. Wegen des großen Aufwands bei der Erstellung einer solchen FE-Idealisierung kommt eine Anpassung des Festigkeits-Modells an die Bedürfnisse der hydrodynamischen Berechnung nicht infrage, sondern es muß umgekehrt eine Ableitung des hydrodynamischen Singularitäten-Modells aus dieser FE-Idealisierung erreicht werden.

Mit diesem Ziel haben wir im Forschungsvorhaben folgenden Lösungsweg eingeschlagen:

- 1 Definition von Oberflächen-Elementen für Singularitäten aus einer Reihe benachbarter FE-Oberflächenelemente unter gleichzeitiger Erstellung einer Liste zusammengehöriger FE-Elemente (Element-Liste) als Teil der Eingabedaten für die hydrodynamischen Berechnungen.
- 2 Abschneiden der oberen Teile solcher FE-Elemente, die von der Ruhewasserlinie durchkreuzt werden. Die Lage dieser Ruhewasserlinie ist natürlich vom jeweils betrachteten Beladungsfall abhängig, d.h., Zahl und Art der Oberflächen-Elemente für Singularitäten ändert sich mit jedem Beladungsfall, das FE-Ausgangsmodell bleibt hingegen unverändert.

Das Erstellen der Element-Liste geschieht durch den Anwender. Zur Vermeidung von Fehlern wurde aber eine Kontroll-Routine erstellt, die Standardfehler verhindert. Bei Abschluß der hydrodynamischen Rechnungen werden die über die Oberflächen-Elemente als konstant verteilt angenommenen hydrodynamischen Drücke anteilig nach den jeweils beteiligten FE-Elementen der Schiffsaußenhaut in Knotenkräfte umgewandelt. Aus den Beschleunigungskomponenten im Schwerpunkt werden die Trägheitskräfte in allen definierten Massenpunkten des FE-Modells

bestimmt. Auf dieser Basis wird dann die eigentliche Festigkeitsanalyse für den "realen" und "imaginären" Lastfall (s. Abschnitt 3.1.1) durchgeführt.

Die Ergebnisse dieses als globale Festigkeitsanalyse zu bezeichnenden Teils der Spannungsberechnungen ist für die Belange der Ermüdungsanalyse in kritischen Punkten der Struktur (z.B. Schweißnaht in einer Lukenecke) im allgemeinen viel zu grob. Ein feineres, lokales FE-Modell muß zusätzlich herangezogen werden, um dem betrachteten Konstruktionsdetail gerecht zu werden, Bild 3.2.

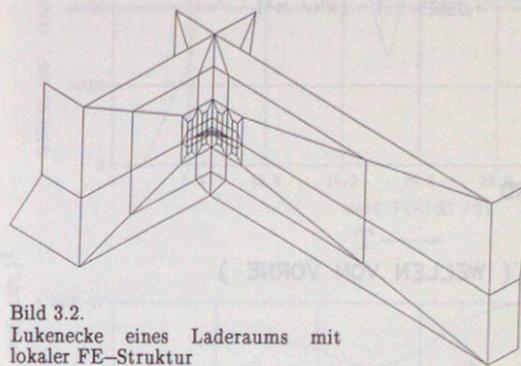


Bild 3.2. Lukenecke eines Laderaums mit lokaler FE-Struktur

Diesem lokalen FE-Modell werden an den Rändern zum globalen FE-Modell die vorher berechneten Deformationen aufgeprägt, wieder getrennt für den "realen" und "imaginären" Lastfall. Daraus ergeben sich nunmehr genauere Aussagen zum Spannungsverlauf im Bereich des interessierenden kritischen Punktes der Konstruktion. In Bild 3.3 ist dies für zwei Lukenecken des Containerschiffs nach Bild 3.1 dargestellt, und zwar für Real- und Imaginärteil der Kantenspannungen bei Wellen von vorn.

Solche Rechnungen werden für verschiedenen Frequenzen ω und Begegnungswinkel φ für jeden Beladungsfall durchgeführt, z.B. 5 Wellenrichtungen und jeweils 12 Frequenzen, d.h. 120 globale und lokale FE-Rechnungen für die Ermittlung von Real- und Imaginärteil der Spannungen, aus denen nun ein vollständiger Satz von Übertragungsfunktionen $Y_{SZ}(\omega, \varphi)$ erstellt werden kann. Im oberen Teil des Bildes 3.4 ist eine solche Übertragungsfunktion eines Berechnungssatzes zur Illustration des Beladungsfalls mit einem Tiefgang 8.9m für das Containerschiff nach Bild 3.1 dargestellt. Dabei wurden die Berechnungspunkte ω einfach durch gerade Linien verbunden. Die Übertragungsfunktion ist also unglättet. Dennoch erkennt man gut die mit Resonanzerscheinungen einhergehenden Spitzenwerte, deren Lage und Ausprägung von der relativen Fahrtrichtung des Schiffes zur Welle beeinflusst wird. Eine analytische Darstellung dieser Funktion ist kaum möglich, doch kann über den zweiten, im folgenden Abschnitt 3.2 beschriebenen Berechnungsschritt, mittels spektraler Betrachtungsweise eine natürliche Glättung erreicht werden, die schließlich die im dritten Berechnungsschritt (Abschnitt 3.3) beschriebene analytische Darstellung der Ergebnisse erlauben wird.

3.2 Kennzeichnende Spannungen in natürlichem Seegang (spektrale Betrachtungsweise)

Das Standardverfahren zur Beschreibung des Antwortprozesses eines linearen Systems, das von einem Gaußschen Zufallsprozeß erregt wird, basiert auf der Tatsache, daß der Antwortprozeß unter den bisher gemachten Voraussetzungen wieder Gaußsch ist. Daher gelten probabilistische Aussagen zum Erregerprozeß (hier zum natürlichen Seegang) formal auch für den Antwortprozeß (hier die Spannungen am betrachteten kritischen Punkt). Ausgangspunkt einer Betrachtung des Antwortprozesses in dieser Weise ist die durch Übertragungsfunktionen $Y_{SZ}(\omega, \varphi)$ gegebene Beziehung zwischen den (Auto-) Spektren der

Erregung $S_{ZZ}(\omega, \chi)$ und der Antwort $S_{SS}(\omega, \vartheta_v)$

$$S_{SS}(\omega, \vartheta_v) = \int_{-\pi}^{\pi} S_{ZZ}(\omega, \chi) \cdot Y_{SZ}^2(\omega, \vartheta_v + \chi) d\chi \quad (3.1)$$

$S_{ZZ}(\omega, \chi)$ ist in (2.8) definiert und der Begegnungswinkel φ zwischen Schiff und Elementarwelle ist nun

$$\varphi = \vartheta_v + \chi \quad (3.2)$$

wobei mit ϑ_v die Hauptlaufrichtung des Seegangs in Bezug auf die Fahrtrichtung des Schiffes definiert ist (mittlerer Begegnungswinkel), für die wir nun Auftretenswahrscheinlichkeiten aus Beobachtungen herleiten.

Mit diskreten Winkeln γ_k für die Hauptlaufrichtung des Seegangs gegen NORD, d.h. mit $\gamma_k + \vartheta_v$ als zugehörige Fahrtrichtung des Schiffes gegen NORD, ergibt sich unter der Annahme, daß γ_k und ϑ_v stochastisch unabhängig voneinander sind,

$$p(\vartheta_v) = \sum_{k=1}^8 p(\gamma_k) \cdot p(\gamma_k + \vartheta_v) \quad (3.3)$$

Diese Aussage ist in denjenigen, relativ seltenen Fällen nicht gültig, in denen der Kapitän aus Sicherheitsgründen regelmäßige Kursänderungen bei schwerem Wetter so vornimmt, daß sich bevorzugte Begegnungswinkel ergeben.

Zur Auswertung von (3.3) nehmen wir den Fall an, daß ein Schiff auf einer der Hauptschiffahrtsrouten des Nordatlantik fährt. Dann ist die Wahrscheinlichkeit $p(\gamma_k + \vartheta_v)$ im Grenzfall darstellbar als eine Bernoulli-Verteilung mit nur zwei von Null verschiedenen Wahrscheinlichkeiten

$$p(\gamma_k + \vartheta_v = 90^\circ \text{ OST}) = p(\gamma_k + \vartheta_v = 90^\circ \text{ WEST}) = 0,5 \quad (3.4)$$

Die Wahrscheinlichkeiten $p(\gamma_k)$ können den Beobachtungen nach Global Wave Statistics entnommen werden, die wieder über 4 Seegebiete zu wichten sind (vergl. Abschnitt 2.1), so daß die Auswertung von (3.3) nach den in Tabelle 3.1 angegebenen Daten erfolgen kann.

Tabelle 3.1: Wahrscheinlichkeiten für Begegnungswinkel ϑ_v

"k"	N	NO	O	SO	S	SW
$p(\gamma_k)$,115	,084	,076	,151	,152	,165
$p(\vartheta_v)$,106	,125	,134	,137	,106	,125

Selbst unter der als extrem ungünstig zu bezeichnenden Annahme (3.4) ergeben sich nur geringe Abweichungen der Einzelwerte vom Mittelwert $p(\vartheta_v) = 0,125$. Unter realistischeren Annahmen wären diese Abweichungen noch kleiner, so daß die Verwendung einer Gleichverteilung

$$F(\vartheta_v) = \frac{1}{2\pi} \cdot \vartheta_v \quad (3.5)$$

für die Begegnungswinkel zwischen Schiff und Hauptlaufrichtung des Seegangs gerechtfertigt ist.

Die für unser Vorhaben bedeutungsvollen spektralen Momente m_0 , m_2 und m_4 des Spannungsprozesses werden unter Verwendung der Definitionsgleichung (2.5) berechnet, wobei nun statt S_{ZZ} auch S_{SS} gesetzt werden kann:

$$m_i(H_v, T_v, \vartheta_v) = \int_0^\infty \omega^i \cdot S_{SS}(\omega) d\omega \quad (3.6)$$

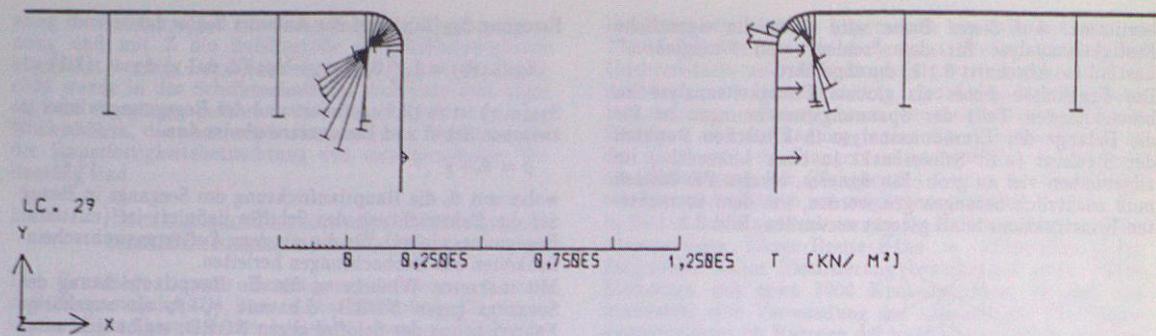
$$m_i(H_v, T_v, \vartheta_v) = \int_0^\infty \omega^i \int_{-\pi}^{\pi} S_{ZZ}(\omega, \chi) Y_{SZ}^2(\omega, \vartheta_v + \chi) \frac{2}{\pi} \cos^2 \chi d\chi d\omega \quad (3.7)$$

s. auch (2.7) und (2.8). Mit Blick auf (2.7) erkennen wir ferner, daß diese Momente auf H_v^2 bezogen werden können, da dieser Parameter vor die Integralzeichen gezogen werden kann. Deshalb sind die Ergebnisse in dieser Form im unteren Teil des Bildes 3.4 für $\vartheta_v = 0^\circ$ als Funktion von T_v dargestellt: m_0/H_v^2 als durchgezogene Linie, m_2/H_v^2 gestrichelt und m_4/H_v^2 gepunktet.

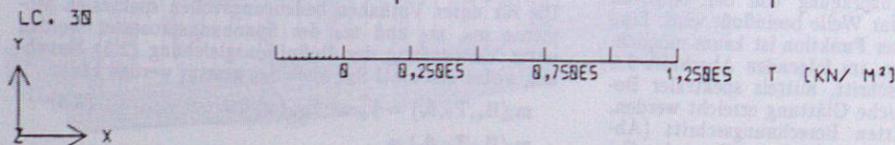
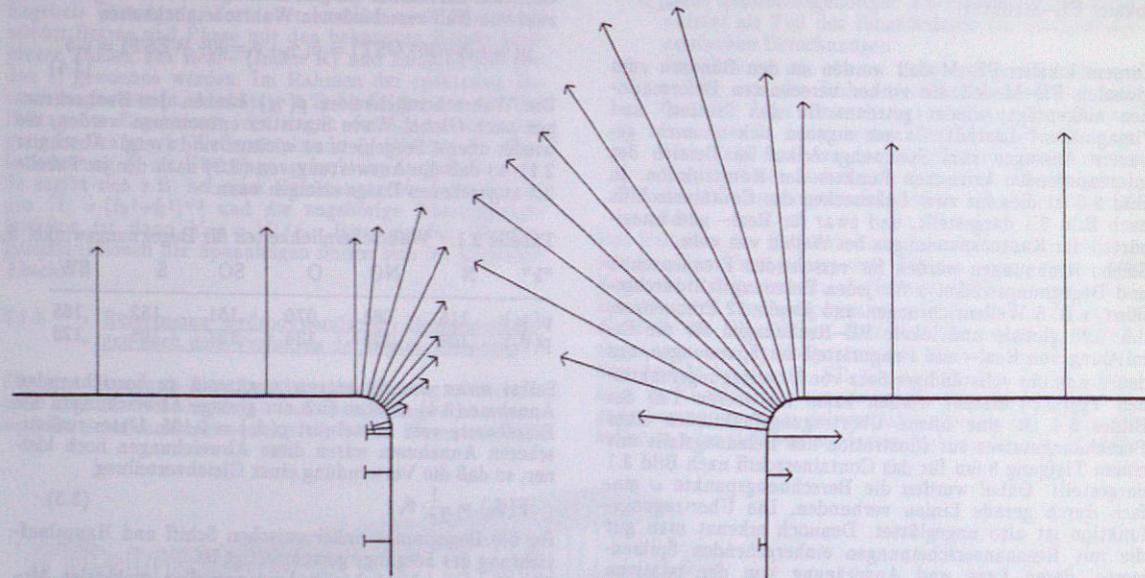
Diese Funktionen sind hinreichend glatt für die Ermittlung einer genügend genauen zweidimensionalen Antwortfläche als quasi-analytische Darstellung der Relationen

$$m_i / H_v^2 = f(T_v, \vartheta_v) \quad (3.8)$$

deren Grundlagen im folgenden Abschnitt 3.3 entwickelt werden.



KANTENSPANNUNGEN (REALTEIL)
 LUKENECKE LADERAUM 5/6 1. DECK BACKBORD
 WELLENHOEHE : 2 M
 WELLENPERIODE : 7 S
 BEGEGNUNGSWINKEL : 180 GRAD (WELLEN VON VORNE)
 SCHIFFSGESCHWINDIGKEIT : 7 M/S



KANTENSPANNUNGEN (IMAGINAERTEIL)
 LUKENECKE LADERAUM 5/6 1. DECK BACKBORD
 WELLENHOEHE : 2 M
 WELLENPERIODE : 7 S
 BEGEGNUNGSWINKEL : 180 GRAD (WELLEN VON VORNE)
 SCHIFFSGESCHWINDIGKEIT : 7 M/S

Bild 3.3. Kantenspannungen für zwei Luken-
 ecken des Containerschiffs nach Bild 3.1

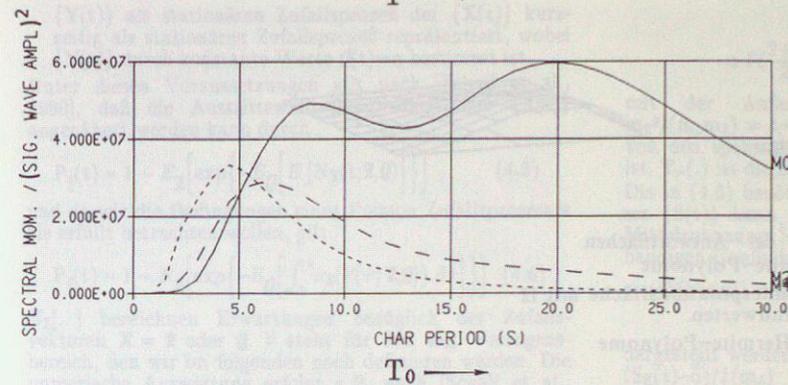
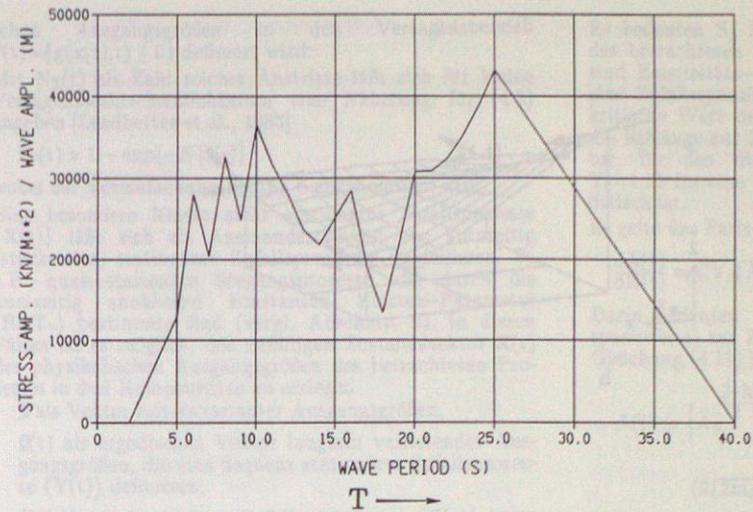


Bild 3.4. Übertragungsfunktion der Spannung
 einer Lukenecke des Containerschiffs
 nach Bild 3.1, $\varphi = 0^\circ$ (oberes Bild)

Spektrale Momente der Spannung
 einer Lukenecke des Containerschiffs
 nach Bild 3.1, $\varphi_v = 0^\circ$ (unteres Bild)

3.3 Antwortflächen für spektrale Momente der Span-
 nungen in natürlichem Seegang

Für die Anwendung der in den folgenden Abschnitten noch näher beschriebenen Zuverlässigkeitstechnik ist es notwendig, spektrale Momente $m_{0/2/4}(T_v, \varphi_v) / H_v^2$ für beliebige Werte H_v, T_v, φ_v innerhalb aufwendiger Iterationsprozesse (Größenordnung 500 Aufrufe) jederzeit zur Verfügung zu haben. Nach den Erläuterungen zur Berechnung dieser Werte in den vorigen Abschnitten ist leicht einzusehen, daß dies – wenn überhaupt – nur auf einem Großrechner unter Inkaufnahme sehr langer Rechenzeiten zu realisieren wäre. Im Vorhaben kommt es aber darauf an, zur Unterstützung praktischer Belange der Inspektionsplanung, den PC oder vergleichbare mobile Kleinrechner einzusetzen, so daß eine direkte Berechnung der spektralen Momente innerhalb der Iterationen des Zuverlässigkeitsalgorithmus ausgeschlossen ist. Die Zuverlässigkeitsanalysen selbst und darauf aufbauende Berechnungen von Inspektionsstrategien können auf dem PC durchgeführt werden, so daß sie dem Besichtigter als rationale in situ Entscheidungshilfen dienen können. Deswegen werden die aufwendigen Rechnungen zur Hydrodynamik und Festigkeit auf dem Großrechner vorab durchgeführt und die Ergebnisse, die, wie gezeigt, dann nur für ausgewählte Stützstellen vorliegen, zu quasi-analytischen Funktionen umgewandelt. Kontinuierliche Funktionen $m_{0/2/4} = H_v^2 \cdot f_{0/2/4}(T_v, \varphi_v)$ bilden in diesem Zusammenhang eine ideale Schnittstelle zwischen Großrechner und

PC, wenn sie nur genau genug und vor allem hinreichend glatt sind, so daß bei der Suche nach Minimalwerten für den Betrag des Zuverlässigkeitsindex' (nach β -Punkten) das absolute Minimum gefunden wird, nicht etwa ein relatives. Wegen des erwähnten Berechnungsaufwandes können die Stützstellen für die als Interpolationsfunktionen zu bezeichnenden analytischen Darstellungen von $H_v^2 \cdot f_{0/2/4}(T_v, \varphi_v)$ nur in einer beschränkten Anzahl erstellt werden (im Beispiel aus Abschnitt 3.2 – Bild 3.4 – waren es jeweils 60 Stützstellen für Real- und Imaginärteil: 12 für T_v und 5 für φ_v). Da diese Stützstellen aber von vornherein so gewählt werden können, daß sie den praktisch relevanten Bereich der betrachteten Parameter abdecken, kann eine ausreichende Dichte der Stützstellen und damit ausreichende Genauigkeit der Interpolationsfunktion bei vertretbarem Aufwand erreicht werden. Da die Stützstellen – im Beispiel Werte $m_{0/2/4,ij} = H_v^2 \cdot f_{0/2/4}(T_{vi}, \varphi_{vj})$, $i=1,12, j=1,5$ – von vornherein so gewählt werden, daß sie ein orthogonales Netz von $i \cdot j$ Festpunkten im Raum definieren, können Richtungsableitungen leicht durch eindimensionale Spline-Algorithmus berechnet werden. Die Interpolation in einem Rechteckintervall kann dann durch räumliche Hermite-Polynome erfolgen, in die nur die Funktionswerte und deren Ableitungen an den Stützstellen eingehen. Die räumlichen Hermite-Polynome erhält man durch Multiplikation elementarer (eindimensionaler) Hermitpolynome. Bis auf einen Funktionswert oder eine Richtungsab-

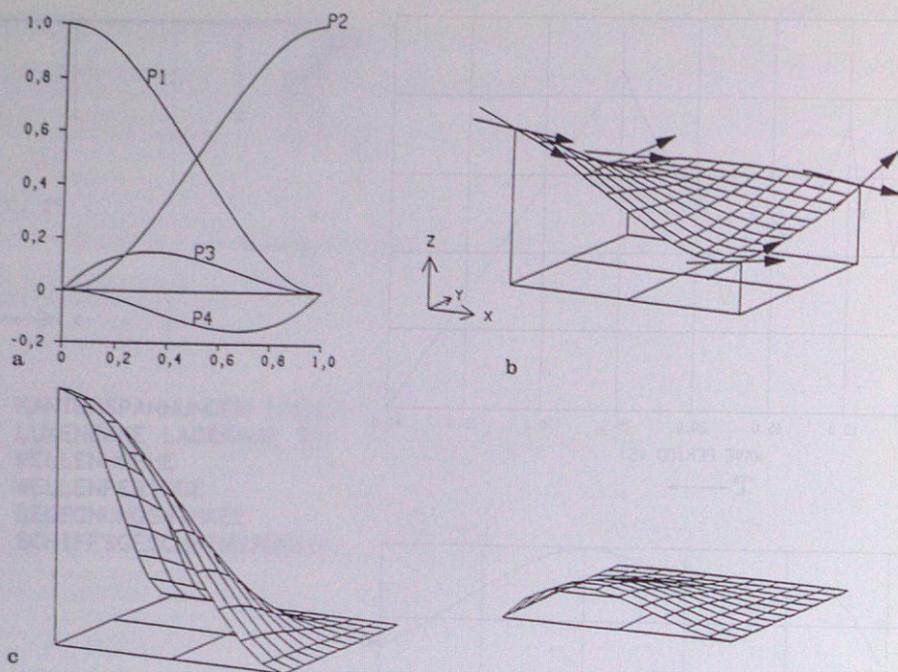


Bild 3.5. Entwicklungsprinzip der Antwortflächen
 a Elementare Hermite-Polynome
 b 2-dimensionale Interpolationsfläche mit 12 vorgegebenen Randwerten
 c 2-dimensionale Hermite-Polynome

leitung an einer Stützstelle sind die Funktionswerte und Richtungsableitungen an anderen den Stützstellen stets Null, Bild 3.5 c.

Die Zahl Z der als Faktoren zu berücksichtigenden Hermite-(Rand-)Polynome ergibt sich aus der Forderung, daß an den Eckpunkten jeweils ein Funktionswert und n Ableitungen zu berücksichtigen sind. Im zwei-dimensionalen Fall sind das jeweils ein Funktionswert und zwei Ableitungen für vier Eckpunkte, also insgesamt vier Funktionswerte und acht Ableitungen, d.h. $Z=12$. Das Rechner-Programm wurde aber von vornherein für den allgemeinen Fall mit $Z = (n+1) \cdot 2^n$ Hermite-Polynomen entwickelt. Durch Verwendung von kombinatorisch arbeitenden Unterroutinen wurde erreicht, daß die Dimension (n) als echte Variable benutzt wird und das Programm auch bei kleinem n effektiv arbeitet. Vorteile der Vorgehensweise, die wegen der dahinter stehenden quasi-analytischen Darstellung von Systemantworten als Antwortflächen-Verfahren bezeichnet wird, ist der geringe Rechenaufwand und die (für den zweidimensionalen Fall nachgewiesene) glatte Interpolation auch über Intervallgrenzen hinaus (stetige Funktion und Ableitung an den Rändern). Ihre Verwendung in unserem Forschungsvorhaben hat sich bewährt.

4. Die Berechnung der Ermüdungswahrscheinlichkeit und Entwicklung einer adaptiven Inspektionsstrategie

Einleitend zu diesem Abschnitt soll die Problemstellung zur Ermittlung des Zeiteinflusses auf die Zuverlässigkeit kurz skizziert werden, bevor die im FE-Vorhaben entwickelten Inspektionsstrategien am Beispiel eines Containerschiffes dargestellt und diskutiert werden.

4.1 Grundlagen der Ermittlung des Zeiteinflusses auf die Zuverlässigkeit.

Das Verhältnis der Versagenswahrscheinlichkeit zur Zeit t zur Wahrscheinlichkeit des Überlebens bis zum Zeitpunkt t wird als Risikofunktion

$$\nu(t) = f_T(t) / (1 - F_T(t)), \quad (4.1)$$

bezeichnet. Diese Funktion kann auch in folgender Form dargestellt werden

$$\nu(t) dt = dF_T(t) / (1 - F_T(t)), \quad (4.2)$$

und nach Integration von 0 bis t ergibt sich die Versagenswahrscheinlichkeit

$$P_F(t) = F_T(t) = 1 - \exp\{-\int_0^t \nu(\tau) d\tau\} \quad (4.3)$$

zu irgend einer Zeit $[0, t]$. Für $\nu(t) = \nu = \text{konstant}$ erkennen wir an (4.3) formal das gleiche Ergebnis wie für einen stationären Poisson Zufallsprozess, dessen Voraussetzungen also auch bei zeitlich veränderlicher Risikofunktion $\nu(t)$ auf (4.3) anwendbar sind [Claus et al., 1988 S.364]. In diesem Sinne ist $\nu(t)$ als die zeitlich veränderliche Rate seltener Ereignisse (Versagen) zu bezeichnen.

Die Berechnungsprobleme im Zusammenhang mit der Auswertung von (4.3) entstehen vor allem dadurch, daß $F_T(t)$ oder $\nu(t)$ im allgemeinen nicht bekannt sind oder nicht mit genügender Genauigkeit statistisch aus Beobachtungen bestimmt werden können. Daher muß $F_T(t)$ im allgemeinen aus dem physikalischen Zusammenhang, in dem das behandelte Problem steht, entwickelt werden. Das kann z.B. dadurch geschehen, daß ein stationärer Poisson Zufallsprozeß $\{N_X(t)\}$ von Austritten der Struktur oder Zustandsfunktion $g(\mathbf{x}(t))$ der betrachteten physikali-

schen Ausgangsgrößen in den Versagensbereich $\mathcal{V}(t) = \{g(\mathbf{x}(t); t) \leq 0\}$ definiert wird.

Mit $N_X(t)$ als Zahl solcher Austritte läßt sich für kleine Versagenswahrscheinlichkeiten eine Näherung für (4.3) angeben [Leadbetter et al., 1983]

$$P_F(t) \approx 1 - \exp\{-E[N_X]\} \quad (4.4)$$

wobei zur Vereinfachung $P_F(0) \approx 0$ angenommen wird.

Eine besondere Klasse nicht stationärer Zufallsprozesse $\{X(t)\}$ läßt sich als Aneinanderreihung von kurzzeitig (stückweise) stationären Zufallsprozessen modellieren. So z.B. quasi-stationäre Seegangsprozesse, die durch die kurzzeitig annähernd konstanten Klassen-Parameter (H_V, T_V) bestimmte sind (vergl. Abschnitt 2). In diesen Fällen ist es möglich, den zufälligen Zustandsvektor $X(t)$ der physikalischen Ausgangsgrößen des betrachteten Prozesses in drei Komponenten zu zerlegen

\mathbf{X} als Vektor zeit-invarianter Ausgangsgrößen,

$Q(t)$ als ergodischen Vektor langsam variierender Ausgangsgrößen, die eine Sequenz stationärer Zufallsprozesse $\{Y(t)\}$ definieren,

$\{Y(t)\}$ als stationären Zufallsprozeß der $\{X(t)\}$ kurzzeitig als stationären Zufallsprozeß repräsentiert, wobei $\{Y(t)\}$ durch konstante Werte $Q(t) = q$ bestimmt ist.

Unter diesen Voraussetzungen gilt nach [Schall et al., 1990] und [Bryla et al., 1991]. Dort wurde gezeigt, daß angenähert werden kann durch

$$P_F(t) \approx 1 - E_{\mathbf{X}} \left[\exp\{-E_{\mathbf{Q}} [E[N_X(t; \mathbf{X}, \mathbf{Q})]]\} \right], \quad (4.5)$$

und da wir die Bedingungen eines Poisson Zufallsprozesses als erfüllt betrachten wollen, gilt

$$P_F(t) \approx 1 - E_{\mathbf{X}} \left[\exp\{-E_{\mathbf{Q}} \left[\int_0^t \nu_{\mathbf{X}}(\nu(\tau; \mathbf{X}, \mathbf{Q})) d\tau \right]\} \right]. \quad (4.6)$$

$E_{\mathbf{X}}[\dots]$ bezeichnen Erwartungen bezüglich der Zufallsvektoren $\mathbf{X} = \mathbf{X}$ oder \mathbf{Q} . ν steht für den sog. Versagensbereich, den wir im folgenden noch definieren werden. Die numerische Auswertung erfolgt z.B. nach [Schall et al., 1990] und [Bryla et al., 1991]. Dort wurde gezeigt, daß moderne Entwicklungen des FORM/SORM-Algorithmus zur Berechnung der Ermüdungswahrscheinlichkeit eingesetzt werden können. Diese Einzelheiten würden den Rahmen dieses Vortrags weit überschreiten und können hier nicht weiter vertieft werden.

Im folgenden werden wir die Ergebnisse zusammenfassend darstellen und die Anwendung auf das Ermüdungs- und Inspektionsproblem für eine Containerschiffs-Lukenecke darstellen, s. a. [Schall et al., 1991, Schall und Östergaard, 1991].

4.2 Der betrachtete Versagensmodus

In Abschnitt 4 wurde ausgeführt, daß wir uns im Vorhaben auf die Rißfortschrittsphase konzentrieren. Rißinstabilität ist daher der betrachtete Versagensmodus, der bei ausschließlich sprödem Materialverhalten mittels folgender Definition des Versagensbereiches erfaßt werden kann:

$$\mathcal{V}(t) = \{1 - K_r(t) \leq 0\}. \quad (4.7)$$

Die Erweiterung auf eine Interaktion von plastischem und sprödem Versagen liefert [Rackwitz, 1990]

$$\mathcal{V}(t) = \left\{ \frac{S_r}{\left[\frac{8}{\pi^2} \ln \left[\frac{1}{\cos(\pi S_r / 2)} \right] \right]^{1/2}} - K_r(t) \leq 0 \right\}, \quad (4.8)$$

wobei S_r und $K_r(t)$ wie folgt definiert sind

$$S_r \approx 2 \frac{S_p}{(S_y + S_u)} \quad (4.9)$$

$$K_r(t) = \frac{K_I(t)}{K_{Ic}} = \frac{Y(A(t)) \sqrt{A(t) \pi} S_p}{K_{Ic}} \quad (4.10)$$

Es bedeuten S_p Spitzenspannung im Materialquerschnitt des betrachteten Konstruktionselementes und S_y und S_u sind Elastizitäts- und Bruchgrenze des Materials. (S ist eine Zufallsspannung mit der Realisation s .) K_{Ic} ist der kritische Wert des Spannungskonzentrationsfaktors, $A(t)$ die Rißlänge zur Zeit t und $Y(A(t))$ ist ein Geometriefaktor, für den die Annahme eines konstanten Wertes $Y_c = 1,12$ für eine Containerschiffsluke im allgemeinen realistisch ist.

Es gelte das Paris-Erdogan Rißfortschritts-Gesetz

$$\frac{dA(t)}{dN(t)} = CY_c \sqrt{A(t) \pi} \Delta S(t)^M. \quad (4.11)$$

Darin bedeuten $\Delta S(t)$ das Spannungsspiel (Spannungsspannweite) zur Zeit t , C und M sind Materialparameter. Gleichung (4.11) liefert gemäß [Abdo und Rackwitz, 1989]

$$A(t) = \left\{ A_0 \frac{2-M}{2} + C \frac{2-M}{4\pi} \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{m_4/m_2} \cdot (2\sqrt{2m_0})^M \cdot t \cdot \left[\frac{\epsilon^{M+2}}{2\sqrt{\pi}} \cdot \Gamma\left(\frac{1+M}{2}\right) + \alpha \Gamma\left(\frac{2+M}{2}\right) \cdot \Gamma_{M,2}\left(\frac{\alpha}{\epsilon} \cdot \sqrt{M+2}\right) \right] \right\}^{\frac{2}{2-M}}, \quad (4.12)$$

mit der Anfangsbedingung $A(0) = A_0$ und $\alpha^2 = m_2^2 / (m_0 m_4) = 1 - \epsilon^2$, so daß $A(t)$ explizit in Abhängigkeit von den spektralen Momenten m_i nach (2.5) darstellbar ist. $\Gamma(\cdot)$ ist die Student-Verteilung (Freiheitsgrad ν).

Die in (4.6) benötigte Austrittsrate des Spannungsprozesses $\{S(t)\}$ kann mit dem Schwellenwert $S_E(t)$ und der Mittelspannung \bar{s} für die Voraussetzungen eines schmalbandigen Gaußschen Prozesses als

$$\nu(Y(t) | r, q) = \omega_0 \cdot \varphi(s) \cdot [\varphi(\dot{s}/\omega_0) - (\dot{s}/\omega_0) \Phi(\dot{s}/\omega_0)] \quad (4.13)$$

dargestellt werden. Darin bedeuten $\omega_0 = \sqrt{m_2/m_0}$, $s = s(t) = (S_E(t) - \bar{s}) / \sqrt{m_0}$ und $\Phi(s)$ bzw. $\varphi(s)$ sind die Standard-Normalverteilung bzw. -verteilungsdichte. Schreiben wir $\mathcal{V}(t)$ nach (4.7) in der Form

$$\mathcal{V}(t) = \{S_p \geq S_E(t)\},$$

so ergibt sich der Schwellenwert zu

$$S_E(t) = K_{Ic} / (Y_c \sqrt{A(t) \pi}). \quad (4.14)$$

Auf ähnliche, wenn auch etwas kompliziertere Weise läßt sich der Schwellenwert für die Interaktion von sprödem und plastischem Versagen gemäß (4.8) ableiten. Es ergibt sich der in unserem Vorhaben verwendete Wert

$$S_E(t) = \frac{(S_y + S_u)}{\pi} \cos^{-1} \left[\exp \left\{ -\frac{1}{8} \left[2\pi \cdot \frac{K_{Ic}}{Y_c \sqrt{A(t) \pi} (S_y + S_u)} \right]^2 \right\} \right]. \quad (4.15)$$

Nun kann die Ermüdungswahrscheinlichkeit nach (4.6) berechnet werden, wobei im Beispiel des betrachteten Versagensmodus der Vektor zeitinvarianter Ausgangsgrößen \mathbf{X} durch die Komponenten

$$(A_0, C, M, K_{Ic}, S_y, S_u, Y_c, \bar{s})$$

und der Vektor langsam variierender Ausgangsgrößen \mathbf{Q} durch die Komponenten

$$(m_0, m_2, m_4)$$

des Spannungsprozesses $\{S(t)\}$ definiert sind. Für diese Komponenten müssen die stochastischen Modelle gegeben sein.

Die spektralen Momente m_0 , m_2 , und m_4 des stückweise stationären Spannungsprozesses werden in quasi-analytischer Form in Abhängigkeit von den Klassenparametern des Seegangs dargestellt. Diese Vorgehensweise ist in Ab-

schnitt 3.3 ausführlich behandelt worden. Der Abschnitt 3 enthält ebenso alle Grundlagen zur punktweisen Berechnung dieser Parameter mittels hydrodynamischer und statischer Methoden der Strukturanalyse. Auch zu den verwendeten stochastischen Modellen der Seegangparameter H_v, T_v, σ_v , auf die die spektralen Momente zurückgeführt werden konnten, wurde bereits in Abschnitt 2 und 3 Stellung genommen. Daher werden im folgenden Abschnitt nur wenige Anmerkungen zu dem als Beispiel verwendeten Datensatz der Ausgangsparameter nötig.

4.3 Stochastische Modelle für die Ausgangsparameter

Ausgangsgrößen wie die kritische Spannungskonzentration K_{Ic} , die Elastizitätsgrenze S_y und die Bruchgrenze S_u werden im allgemeinen als Weibull- oder Log-Normal-Verteilung modelliert. S_y und S_u sind positiv korreliert mit einem Korrelationskoeffizienten $\rho_{yu} = 0,9$. Die Anfangsrißlänge A_0 hängt in besonderem Maße ab vom Material, der Herstellungsart (Kaltverformung, Oberflächenbehandlung und dergl.), dem Schweißverfahren und der speziellen Form des betrachteten Konstruktionselementes. Daher ist die Wahl geeigneter Daten in der Praxis außerordentlich schwierig. Der Parameter $M=m$ im Paris Erdogan-Gesetz (4.11) wird deterministisch angenommen. Der Faktor C wurde mit einer Log-Normal-Verteilung modelliert. Die Daten selbst sind in Tabelle 4.1 zusammengefaßt.

Tabelle 4.1: Stochastische Modelldaten

Parameter	Modell	Orts-Parameter	Streuungs-Parameter
A_0	Rayl.	2 mm	-
$M=m$	-	4	-
C	Logn.	$5 \cdot 10^{-17}$	20%
K_{Ic}	Weib.	100 MNm ^{3/2}	15%
Y_c	-	1.12	-
S_y	Logn.	400 MPa	7%
S_u	Logn.	550 MPa	7%
H_v	Weib.	s. Abschn. 2	s. Abschn. 2
$T_v H_v$	Weib.	s. Abschn. 2	s. Abschn. 2
σ_v	Gl.	0 - 2r	-
S	Gl.	80 - 100 MPa	-

4.4 Numerische Ergebnisse

Die folgenden Berechnungen setzen das in Abschnitt 3, Bild 3.1, begonnene Containerschiffsbeispiel fort. Einige Schiffsdaten sind in Tabelle 4.2 zusammengestellt.

Im Beispiel wurden zwei Schiffsrouten für Containerverkehr betrachtet: Der Nord Atlantik, wie in Abschnitt 2 diskutiert, und in analoger Form der Pazifik auf einer Route Sidney - San Francisco. In Tabelle 4.3 ist die Ermüdungswahrscheinlichkeit $P_f(t)$ eines kritischen Punktes der betrachteten Lukenecke implizit als Zuverlässigkeitsindex $\beta(t) = -\Phi^{-1}(P_f(t))$ zu verschiedenen Zeiten t gegeben, wobei Φ wieder die Standard-Normalverteilung ist. Höhere β -Werte repräsentieren kleinere P_f -Werte.

Tabelle 4.2: Hauptabmessungen des Containerschiffs

L/m	B/m	H/m	D/m	Δ /to	V/(m/s)
157	23	11,8	8,9	20514	7,0

Tabelle 4.3: Zuverlässigkeitsindex β für verschiedene Fahrt-Routen und -Zeiten

Fahrt-Route	Zeit	Tage auf See	Ort-par. H_v /m	Str. par. H_v /m	β
Nord Atlantik	4J	800	2,71	1,54	6,02
	8J	1600	2,71	1,54	5,97
	12J	2400	2,71	1,54	5,79
	15J	3000	2,71	1,54	3,89
Pazifik	4J	800	2,12	2,01	7,62
	8J	1600	2,12	2,01	7,60
	12J	2400	2,12	2,01	7,47
	15J	3000	2,12	2,01	6,30

Tabelle 4.3 zeigt deutlich die Unterschiede zwischen der Ermüdungswahrscheinlichkeit auf den beiden Fahrt-Routen. Es zeigt sich, daß die Berücksichtigung des Wellenklimas, wie es von einem Schiff erlebt wird, von besonderer Bedeutung für eine rationale Strategie bei der Inspektionsplanung ist. Der folgende Abschnitt ist diesem Thema gewidmet.

4.5 Adaptive Inspektionsplanung

Wir betrachten zunächst den einfachen Fall eines Strukturelementes mit nur einer geplanten Inspektion während der gesamten Lebensdauer t_s des Schiffes. Es soll auf minimaler Kostenbasis die Zeit bis zu dieser Inspektion definiert werden und bei Inspektion soll eine Entscheidung gefällt werden, ob Reparaturen durchzuführen sind oder nicht. Wir nehmen dazu an, daß das betrachtete Element nach der Reparatur die gleichen Trageigenschaften hat wie im Neuzustand. Ferner sollen Inspektions- und Reparaturzeit im Vergleich zur gesamten Betriebszeit vernachlässigbar klein sein.

Wenn zur Zeit $t = t_1$ eine Inspektion durchgeführt wird, die natürlich nur möglich ist, wenn das Element bis zur Inspektion überlebt hat, so wird zunächst der aktuelle Zustand des Elementes festgestellt. Wenn keine Reparatur nötig ist, so hat die posteriore Ermüdungswahrscheinlichkeit zur Zeit $t = t_s - t_1$ den Wert $P_f''(t_s - t_1)$. Wenn dieser Wert oder ein anderer Schadensindikator einen vorgegebenen Wert überschreitet, so wird eine Reparatur nötig. Die Reparaturwahrscheinlichkeit sei $P_R(t_1)$. Wenn das Element repariert ist, so wird die noch vorhandene Ermüdungswahrscheinlichkeit durch $P_f'''(t_s - t_1)$ ausgedrückt. Diese Betrachtungsweise ist mit Bild 4.1 illustriert [Schall und Östergaard, 1991].

Wir berücksichtigen drei Kostengrößen: Inspektionskosten C_I , Reparaturkosten C_R und Versagenskosten C_F , die alle unabhängig von der Zeit seien, zu der sie entstehen, d.h., die ansich mögliche Diskontierung wird zur Vereinfachung nicht vorgenommen. Dann sind die erwarteten Gesamtkosten wie folgt darstellbar:

$$C(t_1, t_s) = P_f'(t_1) C_F + [1 - P_f'(t_1)] \cdot [C_I + \{P_R(t_1) \cdot \{C_R + P_f''(t_s - t_1) C_F\} + \{1 - P_R(t_1)\} \cdot \{P_f'''(t_s - t_1) C_F\}]. \quad (4.16)$$

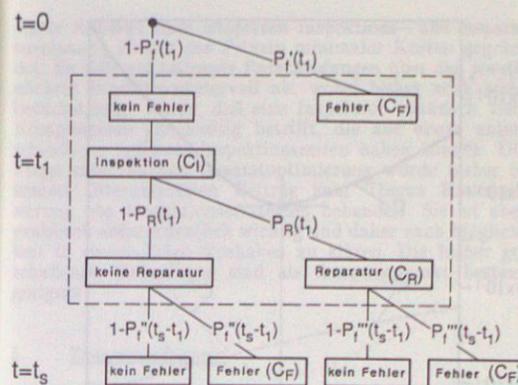


Bild 4.1. Entscheidungsbaum für die Inspektionsplanung

Weil $P_f'(t_1)$ ebenso wie $P_R(t_1)$ mit t_1 steigt, und $P_f''(t_s - t_1)$ ebenso wie $P_f'''(t_s - t_1)$ mit t_1 abnimmt, muß es einen Zeitpunkt t_1^* geben, zu dem die Gesamtkosten ein Minimum haben. Also kann ein optimales Inspektionsintervall bestimmt werden.

Die Inspektion findet statt zur Zeit t_1^* . Dann ist der Elementzustand bekannt und Entscheidungen bezüglich einer eventuellen Reparatur werden möglich. Nach Reparatur zur Zeit t_1^* soll das Element - wie gesagt - als neuwertig gelten. Wenn keine Reparatur durchgeführt wird, soll der beobachtete Riß (mit oder ohne Meßfehler) als Anfangsriß für die weitere Festlegung eines nachfolgenden Inspektionsintervalls angesehen werden. Die Fortsetzung dieser Betrachtung liefert somit ein adaptives Schema für die schrittweise Planung aller Inspektionen während der Betriebszeit des Schiffes, wobei die jeweils zugängliche Information über den Zustand des Elements berücksichtigt wird.

Die Ermüdungswahrscheinlichkeit $P_f''(t_s - t_1)$ kann durch Modifikation von $P_f'(t_s)$ (entsprechend (4.6)ff) für den Überlebensfall bis t_1 berechnet werden

$$P_f''(t_s - t_1) = P_f'(t_s) - P_f'(t_1). \quad (4.17)$$

Diese Wahrscheinlichkeit als Funktion der Zeit t_1 bis zur ersten Inspektion kann nicht verbessert werden, weil die Rißlänge zur Zeit t_1 noch nicht bekannt ist. Wenn dann eine Inspektion zur Zeit t_1 stattgefunden hat, so ist eine neue Ermüdungswahrscheinlichkeit $P_f'(t - t_1)$ für die Zeit $t \geq t_1$ zu berechnen. Mit $E(t_1)$ als Inspektionsereignis zur Zeit t_1 wird diese Ermüdungswahrscheinlichkeit mit dem Bayesschen Theorem berechnet:

$$P_f'(t - t_1) = P[\mathcal{Y}(t - t_1) | E(t_1)] = \frac{P[\mathcal{Y}(t - t_1) \cap E(t_1)]}{P[E(t_1)]}. \quad (4.18)$$

Zähler und Nenner der rechten Seite dieser Gleichung können mit modernen EDV-Programmen der Zuverlässigkeitsanalyse berechnet werden. Im Vorhaben wurde das in [Struel: Manuals von RCP, 1991] beschriebene Programm SYSREL benutzt.

Wie in [Madsen, 1982] bereits vorgeschlagen, ist die Unterscheidung zweier Rißbeobachtungen nützlich. Es sei \hat{a}_i als beobachtete Rißlänge und $A(t|r, q)$ als Rißlänge zur Zeit t gemäß dem Berechnungsmodell (vergl. (4.5) und (4.6) zur Bedeutung von " r, q " als Realisationen von " \mathcal{Z}, \mathcal{Q} "). Dann können die Beobachtungen als sog. Gleichheits- bzw. Ungleichheitsbedingungen formuliert werden:

$$E_a(t_1) = \{(A(t_1|r, q) - \hat{a}_i \leq \epsilon_i)\}, \quad (4.19)$$

wobei ϵ_i als Meßfehler für den Fall einer Rißbeobachtung definiert ist, oder

$$E_{na}(t_1) = \{(A(t_1|r, q) - \hat{a}_b \leq \epsilon_b)\}, \quad (4.20)$$

für den Fall daß kein Riß beobachtet wurde. Dabei ist \hat{a}_b die kleinste aufspürbare Rißlänge und ϵ_b ist der zugehörige Meßfehler, der natürlich von der Inspektionsmethode abhängt.

Ob ein Konstruktionselement nach Inspektion repariert wird oder nicht hängt vom Ergebnis der Inspektion ab. Die zugrunde gelegte Entscheidungsregel \mathcal{D} kann, im Prinzip, auf den potentiellen Gewinn an Zuverlässigkeit gegründet werden. Ein einfacherer und praktischerer Weg gründet sich auf die gemessene Rißlänge, z.B. in folgender Weise:

$$\mathcal{D}(t_1) = \begin{cases} \text{Reparatur für} & A(t_1|r, q) \geq a_{c,rep} \\ \text{keine Rp. für} & A(t_1|r, q) < a_{c,rep} \end{cases}. \quad (4.21)$$

Die kritische Reparatur-Rißlänge $a_{c,rep}$ muß vorab definiert werden. Dann ist die Wahrscheinlichkeit einer Reparatur gegeben als

$$P_R(t_1) = P[R(t_1)] \quad (4.22)$$

$$R(t_1) = \{a_{c,rep} - A(t_1|r, q) \leq 0\}. \quad (4.23)$$

Unter der Annahme der Unabhängigkeit des Zustandes vor und nach einer Reparatur kann die Ermüdungswahrscheinlichkeit eines Elementes nach Reparatur schließlich wie folgt dargestellt werden:

$$P_f'''(t_s - t_1) = P_f'(t_s - t_1). \quad (4.24)$$

Auf dieser Grundlage kann nun das Entscheidungsmodell nach Bild 4.1 auf das Beispiel der Lukenecke eines Containerschiffs angewandt werden. Die im vorigen Abschnitt 4.4 nach Tabelle 4.3 berechneten Ermüdungswahrscheinlichkeiten $P_f(t)$ sind im hier diskutierten Zusammenhang zu interpretieren als $P_f'(t_1) \equiv P_f(t = t_1)$: $P_f'(t_1)$ ist die Ermüdungswahrscheinlichkeit zur Zeit t_1 ohne Inspektion. Alle weiteren Wahrscheinlichkeitsaussagen ergeben sich wie vorstehend beschrieben. Sie sind in den Bildern 4.2 und 4.3 für die beiden betrachteten Schiffsfahrtrouten dargestellt.

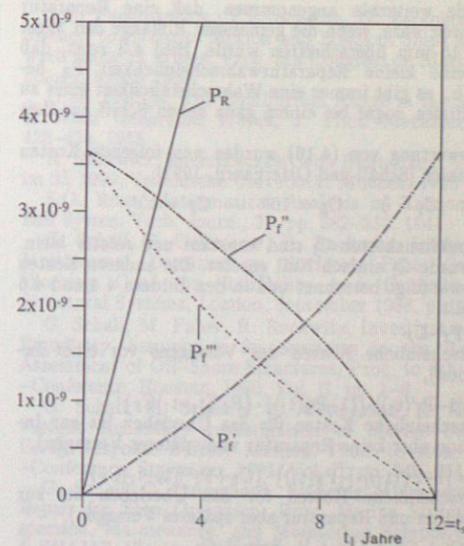


Bild 4.2. Funktionen der Ermüdungswahrscheinlichkeit für die Nord Atlantik Schiffsfahrtroute

Unter der Annahme einer Gesamtbetriebszeit von $t_s = 12$ Jahren wachsen $P_f'(t_1)$ und $P_R(t_1)$ stetig mit t_1 , während $P_f''(t_1)$ und $P_f'''(t_1)$ tendentiell gegen Null gehen. Jeder andere Wert von t_s wäre ebenfalls eine zulässige Annahme,

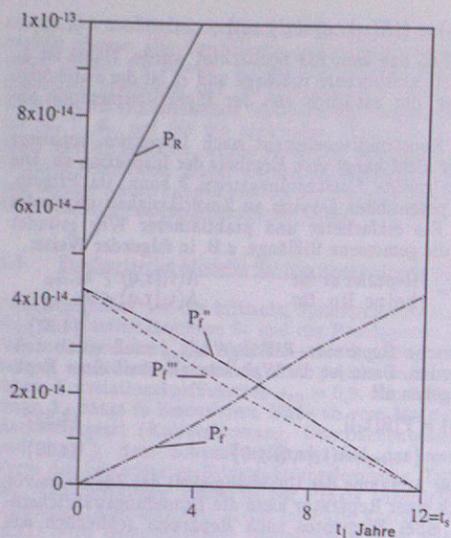


Bild 4.3. Funktionen der Ermüdungswahrscheinlichkeit für die Pazifik Schifffahrtsroute

z.B. $t_s = 15$ Jahre. Weil aber einerseits größere Gesamttriebszeiten keinen signifikanten Einfluß auf die optimale Zeit t_1 bis zur ersten Inspektion hatten, und andererseits die graphische Darstellung der Resultate für größere Zeitintervalle t_s Schwierigkeiten bereitet, wurden im Beispiel gerade 12 Jahre gewählt.

Es wurde weiterhin angenommen, daß eine Reparatur auszuführen wäre, wenn die gemessene Rißlänge den Wert $a_{c,rep} = 15$ mm überschreiten würde. Bild 4.3 zeigt, daß immer eine kleine Reparaturwahrscheinlichkeit P_R besteht, d.h., es gibt immer eine Wahrscheinlichkeit eines zu großen Risses, sogar bei einem ganz neuen Schiff zur Zeit $t_1 = 0$.

Zur Auswertung von (4.16) wurden nun folgende Kosten angenommen [Schall und Östergaard, 1991]:

$$C_I = 0 \quad C_R = 10^6 \quad C_F = 10^8$$

Die Inspektionkosten C_I sind konstant und relativ klein. Daher wurde C_I einfach Null gesetzt. Die anderen Kosten wurden wie folgt berechnet und in den Bildern 4.4 und 4.5 dargestellt:

$$C' = P_R' \cdot C_F$$

(wahrscheinliche Kosten des Versagens vor einer Inspektion),

$$C'' = [1 - P_R'(t_1)] \cdot [1 - P_R(t_1)] \cdot \{P_R''(t_s - t_1) C_F\}$$

(wahrscheinliche Kosten für das Überleben bis zur Inspektion aber keine Reparatur und späteres Versagen),

$$C''' = [1 - P_R'(t_1)] \cdot [P_R(t_1)] \cdot \{C_R + P_R'''(t_s - t_1) C_F\}$$

(wahrscheinliche Kosten für das Überleben bis zur Inspektion und Reparatur aber späteres Versagen),

$$C = C' + C'' + C''' + [1 - P_R(t_1)] \cdot C_I$$

(erwartete Gesamtkosten, d.h. Summe aller wahrscheinlichen Fehlerkosten einschließlich wahrscheinlicher Inspektionskosten zur Zeit t_1).

Die erwarteten Gesamtkosten C steigen mit $t_1 > t_1^*$. Das wird verursacht durch die Anteile $C'(t_1)$ und $C'''(t_1)$. Eine Vergrößerung der wahrscheinlichen Reparaturkosten würde kürzere Intervalle t_1 bis zur optimalen Inspektion bewirken, ein Effekt, der wesentlich zu den unterschiedlichen Ergebnissen für die beiden Schifffahrtsrouten beigetragen hat.

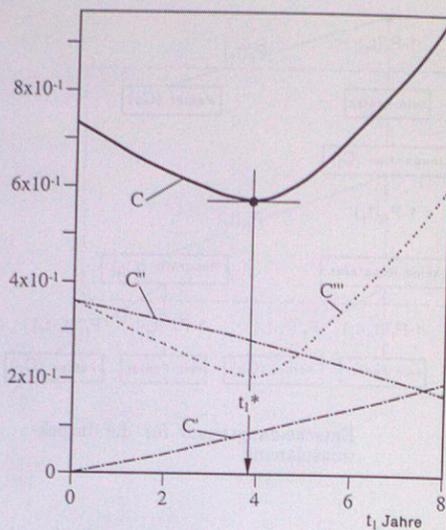


Bild 4.4. Funktionen wahrscheinlicher Kosten auf der Nord Atlantik Schifffahrtsroute

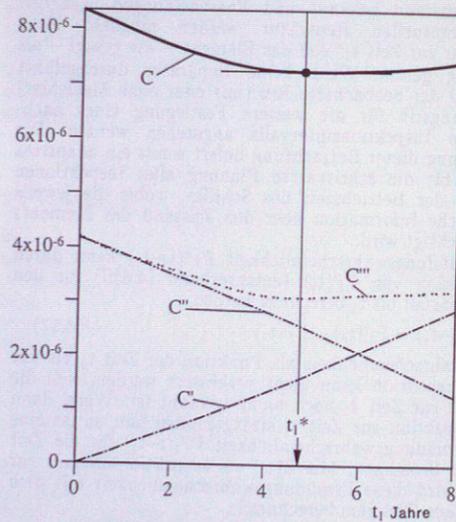


Bild 4.5. Funktionen wahrscheinlicher Kosten auf der Pazifik Schifffahrtsroute

Demnach wird im Beispiel die erste Inspektion zu minimalen Gesamtkosten durchführbar bei $t_1^* = 3,8$ Jahren (Nord Atlantik) bzw. 4,7 Jahren (Pazifik). Dieses Resultat, wenn es verallgemeinert werden könnte, würde den Schluß nahe legen, daß die optimale Inspektionszeit eines Schiffes im kontinuierlichen Pazifik-Dienst etwa ein Jahr später erfolgen könnte als bei einem Schiff im Nord Atlantik-Dienst. An dieser Aussage – so vage sie auf der Basis eines einzigen Beispiels auch ist – läßt sich erkennen, worin der Nutzen einer rationalen Inspektionsplanung, die der Einsatzgeschichte eines Schiffes rechnung trägt, letztlich liegt.

Nach der ersten Inspektion sind die erwähnten Entscheidungen möglich. Eine genauere Diskussion der damit verbundenen Effekte findet sich in [Fujita et al. 1989].

Unser Konzept einer adaptiven Inspektions- und Reparaturplanung ist auf das Prinzip minimaler Kosten gegründet. Es zielt auf rationale Entscheidungen über das jeweils nächste Inspektionsintervall ab, wobei bisher noch nicht berücksichtigt wurde, daß eine Inspektion natürlich viele Komponenten gleichzeitig betrifft, die alle etwas unterschiedliche optimale Inspektionszeiten haben können. Die Frage einer solchen Gesamtoptimierung wurde bisher in keinem internationalen Beitrag zum Thema Rationalisierung von Inspektionsstrategien behandelt. Sie ist aber praktisch außerordentlich wichtig und daher nach Möglichkeit in einem Folge-Vorhaben zu klären. Die bisher geschaffenen Grundlagen sind als Ausgangspunkt bestens geeignet.

5. Zusammenfassung

Zur Berechnung der Wahrscheinlichkeit der Materialermüdung tragender schiffbaulicher Konstruktionen wurde ein neues Konzept entwickelt, das sich als Synthese klassischer Analysemethoden der Schiffstechnik und moderner Bewertungsmethoden des Bauingenieurwesens beschreiben läßt. Dabei konnten alle Berechnungsschritte – Hydrodynamik, Festigkeit, spektrale Betrachtungsweise und Zuverlässigkeitstechnik – auf dem jeweils notwendigen, hohen analytischen Niveau durchgeführt werden: Lasten bei Fahrt in regelmäßigen Wellen wurden mittels einer dreidimensionalen Singularitätenmethode erfaßt, die zugehörigen Beanspruchungen ergaben sich unter Verwendung von finiten Elementen zur Modellierung der Konstruktion, der Einfluß des natürlichen Seegangs wurde in Form spektraler Momente und zugehöriger statistischer Daten dargestellt, und Wahrscheinlichkeitsaussagen zum Rißfortschritt konnten schließlich auf der Basis bruchmechanischer Modelle und neuester FORM/SORM Algorithmen mit Zeiteinfluß gemacht werden.

Diese Synthese moderner Berechnungsmethoden verschiedener Fachgebiete wurde durch Darstellung sog. Antwortflächen für spektrale Momente der Seegangsbeanspruchungen möglich. Die Verwendung von Antwortflächen als Repräsentanten interessierender Systemeigenschaften eröffnete neue Möglichkeiten der Entwicklung rationaler, rechnergestützter Inspektionsstrategien. Im Vortrag wurde eine adaptive Vorgehensweise erläutert und am Ermüdungsbeispiel für eine Containerschiffslukenecke illustriert. Es konnte gezeigt werden, daß die vorgestellte Strategie in allen Schritten durchführbar ist, wengleich für einen regelmäßigen Einsatz in der Praxis noch anwenderfreundlichere Programme fehlen. Insbesondere fehlt z.Zt. die Modellierung des Korrosionsfortschritts als eine praktisch wichtige Alternative zum bisher ausschließlich betrachteten Rißfortschrittsmodell. Schließlich sind alle ermüdungsgefährdeten Konstruktionselemente eines Schiffes gleichzeitig zu betrachten, d.h., es muß noch eine erweiterte Inspektionsstrategie auf der Basis einer kostenoptimierten Systemzuverlässigkeit entwickelt werden.

6. Schrifttum

- T. Abdo, R. Rackwitz, Discussion to J.P.C. Kam, W.D. Dover, Fast Fatigue Assessment Procedure for Offshore Structures under Random Stress History, Proc. Inst. Civil Engineers, Part 2, 87, pp. 645–649, 1989
- K.J. Bathe, F. Peterson, E. Wilson, SAP IV, A Structural Analysis Program for Static and Dynamic Response of Linear Systems, UCLA Berkeley, EERC 73–11, 1974
- P. Bryla, M.H. Faber, R. Rackwitz, Second Order Methods in Time-Variant Reliability Problems, Proc. to 10th OMAE '91, Stavanger 1991, Vol. II, pp. 143–150

G. Clauss, E. Lehmann, C. Östergaard, Meerestechnische Konstruktionen, Berlin: Springer-Verlag 1988

G. Clauss, E. Lehmann, C. Östergaard, Offshore Structures, Vol. I: Conceptual Design and Hydromechanics, Vol. II: Strength and Safety for Structural Design, London: Springer-Verlag 1991/1992

M. Fujita, G. Schall, R. Rackwitz, Adaptive Reliability-based Inspection Strategies for Offshore Structures Subjected to Fatigue, Proc. ICOSSAR '89, August 7–11, San Francisco, 1989, Vol. II, pp. 1619–1626

GL und TUM: Abschlußbericht, Zeiteinfluß auf Versagensmechanismen und Rationalisierung von Inspektionsstrategien, Hamburg: Germanischer Lloyd 1991 und München: Technische Universität, Inst. Bauw. III 1991

M. Hohenbichler, S. Gollwitzer, W. Kruse, R. Rackwitz, New Light on First- and Second-Order Reliability Methods, Structural Safety, 4, pp. 267–284, 1987

O.G. Houmb, T. Overvik, Parameterization of Wave Spectra and Long Term Joint Distribution of Wave Height and Period, Proc. 1st BOSS '76, Trondheim, 1976

M.R. Leadbetter, G. Lindgren, H. Rootzen, Extremes and Related Properties of Random Sequences and Processes, New York: Springer-Verlag 1983

H.O. Madsen, Deterministic and Probabilistic Models for Damage Accumulation due to Time Varying Loading, Denmark's Ing. Academy, DIALOG 5–82, 1982

H.O. Madsen, Random Fatigue Crack Growth and Inspection, ICOSSAR '85, Kobe, Japan, May 27–29, 1985

H.O. Madsen, Model Updating in Reliability Theory, Proc. ICASP-5, 1, pp. 564–577, Vancouver 1987

NN, North European Storm Study NESS, Summary Report 1991

NN, Global Wave Statistics, Feltham: British Maritime Technology 1985

NN, STRUREL, A Structural Reliability Analysis Program, Manuals 1991, München: RCP 1991

C. Östergaard, T.E. Schellin, M. Sükan, Sicherheit von Seebauwerken, Hydrodynamische Berechnungen für kompakte Strukturen, Schiff & Hafen, Bd. 31 Nr. 1, pp. 71–76, 1979

A.S. Papanikolaou, T.E. Schellin, G. Zaraphonitis, 3D Method to Evaluate Motion and Loads of Ships with Forward Speed in Waves, Proc. 5th Congress on Marine Technology, Athen 1990

O.M. Phillips, The Equilibrium Range in the Spectrum of Wind Generated Waves, J. Fluid Mechanics 4, pp. 426–434, 1958

R. Rackwitz, Zuverlässigkeit von Bauwerken, Vorlesung im SS 1990, Technische Universität München, 1990

S.O. Rice, Mathematical Analysis of Random Noise, Bell System Tech. Journ., 23, pp. 282–332, 1944

G. Schall, S. Gollwitzer, R. Rackwitz, Integration of Multinormal Densities on Surfaces, Proc. 2nd IFIP Working Conf. on Reliability and Optimization of Structural Systems, London, September 1988, pp. 235–248

G. Schall, M. Faber, R. Rackwitz, Investigation of the Ergodicity Assumption for Seastates in the Reliability Assessment of Off-Shore Structures, Proc. to 9th OMAE-Conference, Houston, 1990, Vol. II, pp. 1–6

G. Schall, M. Scharrer, C. Östergaard, R. Rackwitz, Fatigue Reliability Investigation of Marine Structures Using Response Surface Method, Proc. to 10th OMAE-Conference, Stavanger, 1991, Vol. II, pp. 247–254

G. Schall, C. Östergaard, Planning of Inspection and Repair for Ship Operation, Proc. Marine Structural Inspection, Maintenance, and Monitoring Symposium, SSC & SNAME, Washington, 1991

R. Skjong, Reliability-based Optimization of Inspection Strategies, ICOSSAR '85, Kobe, Japan, May 27–29, 1985

Erörterungen

Dipl.-Ing. H.-P. Hoeft, Hapag-Lloyd AG, Hamburg: Frage zur Zielsetzung der Ermüdungsforschung des Germanischen Lloyd

Eine Frage zu dem, was über den Tellerrand hinausgeht. Ist die Zielsetzung der Klassifikationsgesellschaft, den Klassenlauf und die Zwischenbesichtigungen vom Fahrtgebiet abhängig zu machen?

Dipl.-Ing. H. Kringel, Bremer Vulkan AG, Bremen-Vegesack: Anwendbarkeit des Formkennzahlkataloges bei FE-Rechnungen

Bezüglich der elementaren Voraussetzungen der weiterführenden und vielschichtigen Zuverlässigkeitsanalysen, über die berichtet wurde, ist zu fragen, ob der vor der Herausgabe stehende Formkennzahlkatalog von schiffbaulichen Details dem komplexen 3D-Charakter von Lukenecken bei Containerschiffen gerecht werden können. In Anbetracht der Vielfältigkeit der Gestaltung dieses so wichtigen Detailbereiches wird eine spezielle FE-Detailrechnung doch weiterhin als unerläßliche Voraussetzung für die beschriebenen Untersuchungen gelten müssen.

Prof. Dr.-Ing. E. Lehmann, Technische Universität Hamburg-Harburg: Zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit von Konstruktionen mittels Antwortflächen

Zu den sehr interessanten Ausführungen von Dr. Östergaard möchte ich mir erlauben, Stellung zu nehmen.

Die Einführung der sog. Antwortflächen erscheint mir eine sehr elegante Methode, dieses komplexe Berechnungsmodell auf einen gut handzuhabenden Umfang zu reduzieren. Ich vermute, daß die Qualität der Darstellung dieser Antwortflächen entscheidend für die Genauigkeit dieses Verfahrens ist. Die Autoren verwenden hierzu die Approximation mit Hilfe von hermiteschen Polynomen vierten Grades, wobei als Funktionswerte die Funktion selbst und die beiden ersten Ableitungen nach den Koordinaten verwendet werden. Dieses kann aber zu einem nicht stetigen Kurvenverlauf in den Krümmungen führen. Abhilfe liefert die zusätzliche Einführung der gemischten ersten Ableitung, so daß statt drei vier Werte pro Eckpunkt notwendig werden, was aber vermutlich den Berechnungsaufwand nicht wesentlich erhöht. Anschaulich kann man sich dieses alles vorstellen, wenn man die Antwortfläche als eine gebogene Platte auffaßt und diese mit rechteckigen finiten Plattenelementen idealisiert. Die Modellierung mit den hermiteschen Polynomen unter Verwendung von vier Knotenfreiheitsgraden, wie vorgeschlagen, liefert nämlich die gewünschte stetige Biegefläche einer Platte.

Genauer können Sie in G. Clauss, E. Lehmann, C. Östergaard Meerestechnische Konstruktionen, Kap. 4 studieren. Mich würde interessieren, ob eine solche verbesserte Beschreibung der Antwortflächen tatsächlich auch eine Verbesserung ergibt.

Prof. Dr.-Ing. H. Petershagen, Institut für Schiffbau, Hamburg: Anmerkungen zur Wahrscheinlichkeit der Materialermüdung

Zu Ihrer theoretisch anspruchsvollen Arbeit beglückwünsche ich Herrn Dr. Östergaard und seine Mitautoren. Ich möchte zwei Fragen stellen und einen Hinweis geben. Gl. 4.8 gibt ein Versagenskriterium für den Fall elasto-plastischen Werkstoff-

verhaltens. Beruht diese Beziehung auf einem der Konzepte der elasto-plastischen Bruchmechanik wie etwa dem CTOD- oder dem J-Integral-Konzept? In Ihren mündlichen Ausführungen sprachen Sie, Herr Dr. Östergaard, von der Möglichkeit, den zur Berechnung des stabilen Rißfortschritts benötigten Geometriefaktor Y aus den Daten des von Herrn Dr. Fricke vorgestellten Formzahlkatalogs abzuleiten. Auf welche Weise ist dies möglich? Im Zusammenhang mit der im Vortrag behandelten Frage der Inspektionsplanung sind verschiedene Aspekte der zerstörungsfreien Prüfung von Schweißverbindungen wichtig. Hierzu möchte ich auf eine Arbeit von Herrn Dr.-Ing. H. J. Meyer im Rahmen der Sondertagung Expert '91 des DVS hinweisen (DVS-Berichte Band 133, DVS-Verlag GmbH Düsseldorf 1991).

Dr. G. Schlachter, Hamburg: Berücksichtigung der Rollbewegung bei Berechnung der Ermüdungswahrscheinlichkeit

Ist bei der Berechnung der Spannungen die Rollbewegung berücksichtigt worden?

Dr.-Ing. C. Östergaard, Hamburg, Prof. Dr.-Ing. habil. R. Rackwitz, München, Dr.-Ing. G. Schall, München und M. Scharrer, Hamburg (Schlußwort)

Herr Hoeft fragt nach Zielen, die eine Klassifikationsgesellschaft mit den hier vorgetragenen Forschungs- und Entwicklungsergebnissen verfolgt, insbesondere nach dem Einfluß des Fahrtgebietes auf Zwischenbesichtigungen. Natürlich können wir heute noch keine verbindliche Stellungnahme abgeben, aber an unseren Beispielergebnissen ist vielleicht erkennbar, daß ein alternativer Weg der Festlegung von Zwischenbesichtigungen, wenn er denn eines Tages international besprochen würde, die individuelle Behandlung eines jeden Schiffes betreffen müßte. Damit ist klar, daß ein solcher Weg nur sinnvoll wäre, wenn die Fahrtgebiete des Schiffes ebenso in die Ausarbeitung von Inspektionsstrategien (Zwischenbesichtigungstermin und -ausmaß) eingingen, wie eine Reihe weiterer Besonderheiten, wie z.B. Beladungszustände, gefährere Geschwindigkeiten und Kurse in schwerem Wetter. Wir müssen durch Einsatz der von uns erarbeiteten Programme zunächst Erfahrungen sammeln, bevor Klassifikationsgesellschaften an eine Einführung in die Besichtigungspraxis für Schiffe denken können.

Die von Prof. Lehmann vorgeschlagene Erweiterung der Antwortflächenmethode durch Einführung gemischter Ableitungen wird von uns mit großem Interesse aufgenommen:

Für unser Vorhaben ergaben sich Bedingungen zur Definition von Antwortflächen zunächst aus der Forderung, bei einer möglichst geringen Anzahl von Stützstellen für die stochastischen Ausgangsgrößen noch hinreichend glatte (d.h. differenzierbare) Funktionen zu gewinnen. Da die Anzahl der stochastischen Ausgangsgrößen anfänglich noch nicht feststand, wurde das EDV-Programm für eine variable Anzahl ausgelegt. Der Aufwand sollte sich in Grenzen halten, und zwar sowohl der Rechenaufwand bei der Benutzung des Programms wie auch der Programmieraufwand zur Erstellung des Programms.

Das erreichten wir dadurch, daß wir von einer matrixförmigen Anordnung der Stützstellen ausgingen, denn dann waren die Richtungsableitungen relativ einfach mit eindimensionalen Spline-Algorithmen zu berechnen.

Die Glätte der Antwortflächen für die nachgeschalteten Berechnungsprogramme stellt für die Berechnung der Ermüdungswahrscheinlichkeit (FORM- und SORM-Algorithmen) ein zentrales Problem dar, weil für die verwendeten EDV-Programme zweifach stetig differenzierbare Funktionen wünschenswert sind, besonders, wenn die Anzahl stochastischer Ausgangsgrößen zunimmt. Bei der Berechnung der gemischten Ableitungen reichen eindimensionale Splines nicht mehr aus, so daß der Rechen- und Programmieraufwand steigt. Nur bei der erwähnten matrixförmigen Stützstellenanordnung kann stets ein 2-dimensionaler Splinealgorithmus angewendet werden.

Nachdem die Ableitungen berechnet sind, folgt die eigentliche Interpolation in einem n -dimensionalen Intervall, das durch 2^n Stützstellen begrenzt wird. Hierzu werden bisher 2^n Ansatzfunktionen für die Funktionswerte an den Stützstellen und $n \cdot 2^n$ Ansatzfunktionen für die Ableitungen ausgewertet. Bei der Erweiterung nach dem Vorschlag von Prof. Lehmann würden noch $n \cdot (n-1) / 2 \cdot 2^n$ gemischte Ableitungen zu berücksichtigen sein. Der zusätzliche Aufwand wäre also stark von der Anzahl der stochastischen Ausgangsgrößen abhängig. An einem weiteren Punkt kann der Vorschlag von Prof. Lehmann Vorteile bringen. Unsere Vorgehensweise zeigte bei Extrapolation stets unbefriedigende Ergebnisse, so daß wir uns ausschließlich auf Interpolationen beschränkt haben. Möglicherweise kann nach der vorgeschlagenen Erweiterung auch in einem gewissen Maße extrapoliert werden. Wir werden das bei nächster Gelegenheit programmtechnisch verwirklichen und prüfen.

Insgesamt ist hervorzuheben, daß nur wegen der kleinen Anzahl ($n=2$) der Variablen ein relativ großer Aufwand für die Erstellung der Antwortflächen getrieben werden konnte. Bei größerer Anzahl der Variablen wird man einfachere Antwortflächen, z.B. sogar lineare Antwortflächen, benutzen müssen. Dann kommt es darauf an, daß die Antwortfläche den wahren Zusammenhang im Bereich der für die Versagenswahrscheinlichkeit wichtigen Realisationen der Zufallsvariablen gut beschreibt. Da dieser Bereich im vorhinein nur ungefähr bekannt ist, muß man iterativ vorgehen. Verschiedene Strategien für eine zweckmäßige Vorgehensweise werden derzeit untersucht.

Herr Schlachter spricht mit seiner Frage einen wesentlichen Punkt des hydrodynamischen Berechnungsteils unserer Untersuchung an. Hierzu zunächst die Antwort: Ja, wir berechnen die Rollbewegung ebenso wie auch alle anderen Bewegungskomponenten. Das dreidimensionale EDV-Programm, das wir in der Hydrodynamikabteilung des GL in Zusammenarbeit mit der TU Athen erstellt haben, kann also auch Längsbewegungen ermitteln, die in den sonst üblichen Programmen auf der Basis der Streifenmethode fehlen. Allerdings handelt es sich um eine lineare bzw. linearisierte Betrachtung, die mit Korrekturen für den Einfluß der Zähigkeit versehen ist und damit auch für Rollbewegungen praktisch verwertbare Resultate bei der Belastungs- und Beanspruchungsanalyse liefert, die aber für extreme Wetterbedingungen nicht immer als optimal bezüglich der dann stark nichtlinearen Rollbewe-

gungen anzusehen ist. Für unser Ermüdungsproblem ist dies jedoch eine praktisch vernachlässigbare Einschränkung.

Herr Kringel bezieht sich in seinem Diskussionsbeitrag auf eine Anmerkung des mündlichen Vortrags: Der Vortragende hatte der Hoffnung Ausdruck gegeben, daß durch Anwendung eines Formzahlkataloges möglicherweise "Feinarbeit" bei der Finite-Elemente-Rechnung eingespart werden könnte. Soweit es sich dabei um komplexe Bauteile wie die als Beispiel im Vorhaben betrachtete Lukenecke handelt, können wir Herrn Kringel nur beipflichten in seiner Aussage, daß FE-Detailrechnungen auch weiterhin unerläßliche Voraussetzungen einer praktisch relevanten Behandlung des Rißschrittproblems sein werden. Wenn aber Standard-Konstruktionselemente und deren Verbindung zur Betrachtung anstehen, so ist es im Rahmen der überhaupt erreichbaren Genauigkeit möglicherweise sinnvoll, aus der globalen FE-Rechnung unter Verwendung von Formzahlen Spannungskonzentrationen für den lokalen Bereich des Risses zu verwenden. Damit lassen sich die höchstbeanspruchten Details ermitteln, für die dann evtl. verfeinerte Analysen durchgeführt werden.

Vielleicht beantwortet dieser Hinweis auch die von Herrn Professor Petershagen gestellte zweite Frage, wobei wir daran erinnern, daß wir z.Zt. mit einem konstanten Wert für den Geometriefaktor Y rechnen. Wir werden die Anwendung eines Formzahlkatalogs im Zuge weiterer Berechnungen noch überprüfen müssen.

Die erste Frage von Herrn Prof. Petershagen nach dem hinter Gl (4.8) stehenden bruchmechanischen Konzept läßt sich wie folgt beantworten:

Das verwendete Versagenskriterium kann in der Tat durch Betrachtung des sogenannten "Dugdalerisses", also eines Risses, der "kleine" plastische Zonen an den Rißspitzen aufweist, abgeleitet werden. Es stellt eines der einfachsten und doch ganz brauchbaren Kriterien dar. Es wäre bei Vorliegen entsprechender Voraussetzungen durch wirklichkeitsnähere Kriterien, etwa wie bei Milne et al., J. of Pressure Vessels and Piping, 32, 188, pp. 3-104, 1988, zu ersetzen. Wir haben es wie das Rißfortpflanzungsgesetz nach Paris-Erdogan ohne unteren Schwellenwert, ohne Beschleunigung für große ΔK und mit einem konstanten Geometriefaktor allein wegen der Möglichkeit gewählt, die Entwicklungen weitgehend analytisch durchzuführen. Hier realistischer zu werden und trotzdem die numerischen Aufgaben in vertretbarer Zeit zu bewältigen, würde wahrscheinlich bedeuten, auch in diesem Bereich von der Methode der Antwortflächen Gebrauch zu machen.

Allen Diskussionsrednern danken wir für Ihre Beiträge. Wir entnehmen den interessanten Fragen und Kommentaren, daß unser Thema als ein relevantes Problem des praktischen Schiffsbetriebs gewertet wird und hoffen, auf dem eingeschlagenen Weg weitere Erkenntnisse zu gewinnen, die für die Schifffahrt nutzbar zu machen sind. Dem Bundesminister für Forschung und Technologie danken wir für die bisherige finanzielle Förderung unserer Untersuchungen, für deren Ergebnisse wir persönlich verantwortlich sind.