

## Simulation ausgewählter Beanspruchungen im Schiffbau

Wolfgang Kissing

*Es wird ein Modell vorgestellt, welches das Deformationsverhalten des Schiffes auf einer elastischen Unterstützung, wie sie die Schlittenkonstruktion beim Stapellauf bzw. die Paltungen im Bauzustand darstellen, simuliert. Dabei werden insbesondere die örtlichen Deformationen des Doppelbodens in einfacher Weise nachgebildet. Das so gewonnene Simulationsmodell kann mit Erfolg zur Ermittlung der Hellingdruckbelastung eingesetzt werden. Es zeichnet sich dabei durch eine verbesserte Abbildungsfähigkeit der realen Verhältnisse gegenüber bisherigen Berechnungsmodellen aus. So gestattet es, die Druckverhältnisse unter steifen Querschotten zu erfassen und ermöglicht Aussagen über das unterschiedliche Tragverhalten von Kiel- und Kimmpallen dreireihig aufgepallter Schiffe.*

*In einer Reihe vorgestellter Objektrechnungen wurden auch Annahmen über technologisch bedingte Vorkrümmungen einbezogen sowie auf gezielte Geometrieänderungen des Hellingendes beim Stapellauf eingegangen. Die numerische Behandlung des Simulationsmodells gestaltet sich durch Diskretisierung und die Anwendung vorhandener Rechenprogramme sehr zweckmäßig.*

*Als aufwendig ist nur die derzeit noch von Hand vorgenommene Ermittlung der Steifigkeiten der einzelnen Simulationselemente aus den konkreten konstruktiven Abmessungen zu nennen.*

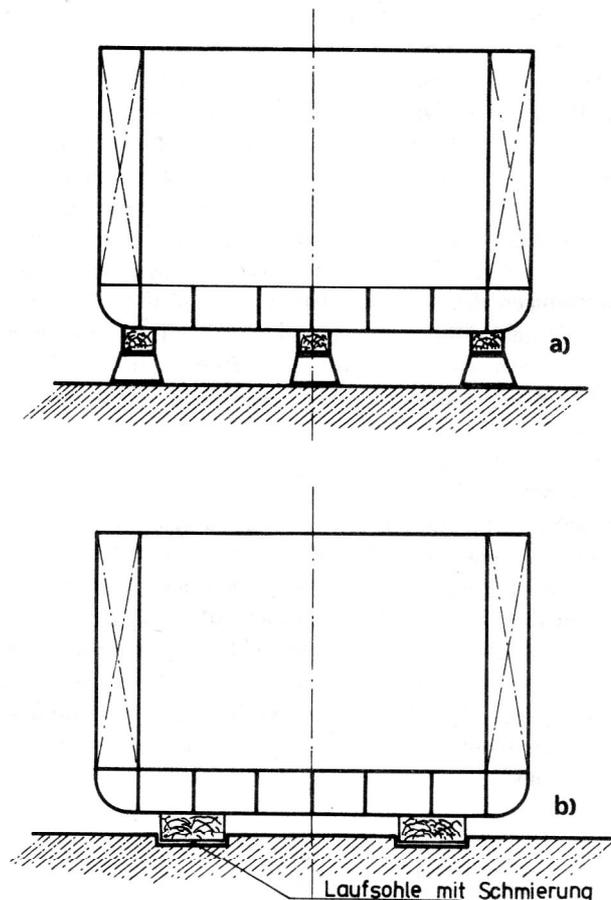
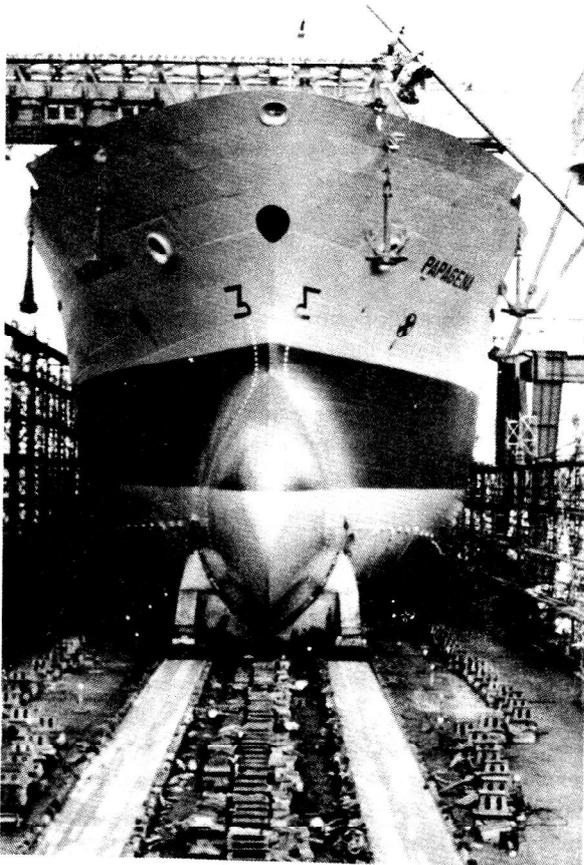
### 1. Problemstellung

Das Zusammenfügen vorgefertigter Bauabschnitte (Sektionen) zum Gesamtschiffkörper auf der Helling wird auf meist dreireihig angeordneten Unterstützungsböcken, den Pallen, vorgenommen. Zwischen den Pallen und dem Schiffkörper sind je nach dessen Linienführung hölzerne Unterklutzungen angeordnet (Bild 1a).

Der fertige und teilweise ausgerüstete Schiffkörper wird dann kurz vor dem Stapellauf auf eine gewöhn-

lich zweiteilige hölzerne Schlittenkonstruktion umgepallt, auf der er dann mit dem Heck zuerst von der geneigten Helling ins Wasser gleitet (Längsstapellauf) (Bild 1b).

Eine technologisch sehr günstige Erhöhung des Vorausrüstungsgrades des Schiffes auf der Helling wird im



**Bild 1**  
Querschnitt im Mittschiffsbereich eines Frachtschiffes  
a) dreireihig aufgepalltes Schiff (Bauzustand)  
b) auf zweiteiligem Schlitten abgesetztes Schiff (Stapellauf)

wesentlichen durch die Belastbarkeit der Helling begrenzt. Dies gilt sowohl für die im Bauzustand unter der dreireihigen Pallung auftretenden Druckkräfte als auch für die beim Stapellauf an der Hellinghinterkante entstehenden Kantenpressungen. Die möglichst genaue Kenntnis der Hellingdruckbelastung ist somit unerlässliche Voraussetzung zur Beherrschung verbesserter Montagetechnologien.

Die bisher im Schiffbau üblichen Hellingdruckberechnungen gingen von sehr stark vereinfachenden Annahmen aus. So wurde der Schiffskörper zunächst stets als starrer undeformierbarer Körper betrachtet, der auf einer elastischen Bettung konstanter Steifigkeit gelagert ist. Bei der Untersuchung des Bauzustandes wurde die Aufteilung der Kräfte auf die mittlere Palenreihe (Kielpallen) und die beiden Außenreihen (Kimpallen) nur durch pauschale Annahmen vorgenommen.

Der Stapellauf wurde und wird noch immer als die Aneinanderreihung vieler quasistatischer Zustände idealisiert. Es werden damit nach wie vor dynamische Einflüsse in der Auftriebsverteilung des eintauchenden Schiffsteiles nicht berücksichtigt. Die Starrschiffannahme zeigt mit den damit zwangsläufig nur linearen Druckverteilungen keine ausreichende Abbildungsfähigkeit des tatsächlichen Verhaltens, besonders hinsichtlich der maximalen Kantenpressungen am Hellingende beim Stapellauf. Deutliche Verbesserungen wurden durch Modellierung des Schiffskörpers als biegeelastischer Träger erreicht. Doch auch diese Betrachtung ist insofern unvollständig, als sie die Berücksichtigung der örtlichen Verformungen der Teile des Schiffskörpers, über die die Druckkräfte eingeleitet werden, nicht ermöglicht. Der Doppelboden eines völligen Frachtschiffes stellt ein System sich kreuzender Längs- und Querträger einschließlich ihrer inneren und äußeren Beplankung dar, welches jedoch nur im Mittschiffsbereich eine annähernd ebene Struktur besitzt. Die Verformungen des Doppelbodens haben auf die Verteilung der Druckkräfte z. T. erheblichen Einfluß. Dies wird u. a. auch dadurch deutlich, daß an Orten in deren Nähe durch Laderaumschotte erhebliche Versteifungen wirksam sind, relative Spitzenwerte in den Druckkräften nachgewiesen werden können. Alle bisherigen Modellierungen konnten diesem Verhalten nicht Rechnung tragen. Hierzu wären Untersuchungen erforderlich, in denen der Schiffskörper als ein sehr komplexes System gekoppelter Strukturen betrachtet wird und deren Realisierung außerordentlich aufwendig ist.

Aus diesem Grunde soll versucht werden, mit Hilfe eines relativ einfachen Simulationsmodelles der Beschreibung des Verformungsverhaltens im Hinblick auf die Ermittlung der Hellingdruckbelastungen näher zu kommen.

## 2. Simulationsmodell

### 2.1. Stapellaufmodell

Grundvoraussetzungen auch für die folgenden Überlegungen bleiben die quasistatische Betrachtungsweise des Stapellaufvorganges sowie die Annahme eines

vollelastischen Verhaltens der hölzernen Unterlagen [1]. Es wird ein Simulationsmodell vorgeschlagen, welches aus zwei Trägern besteht, die durch ein dehnelastisches Koppelglied miteinander verbunden sind und auf einer elastischen Bettung gelagert werden.

Der obere Träger stellt dabei den Schiffskörper selbst dar. Er erhält dessen Biegesteifigkeit, gegebenenfalls ist er als Timoshenkobalken anzusehen, d. h. seine Schubdeformationen in die Berechnung einzubeziehen. Das dehnelastische Koppelglied und der fiktive Längsträger dienen als Simulationselemente für die örtlichen Verformungen der Doppelbodenkonstruktion. Dabei soll der fiktive Längsträger stellvertretend für alle Längsträger im Doppelboden stehen und insbesondere deren längsverteilende Wirkung erfassen, während das dehnelastische Koppelglied durch die stetige Verteilung der Querträgersteifigkeiten erhalten wird. An den Laderaumgrenzen können in diesem Koppelglied sehr steife Einzelfedern zur Nachbildung der Laderaumschotte angeordnet werden. Die elastische Unterlage verkörpert die Schlittenkonstruktion einschließlich der hölzernen Unterlagen. Ihre Bettungssteifigkeit wird durch Längsverteilung der je Bereichseinheit  $b_i$  wirksamen Federzahlen beider Schlittenseiten erhalten.

$$k_u = 2 \cdot \frac{c_i}{b_i}$$

Dabei sind die  $c_i$  meist erst aus den jeweils vorhandenen Einzelteilen übereinander liegender Federelemente zu bestimmen.

$$c_i = \left( \sum_{(j)} \frac{1}{c_{ij}} \right)^{-1}$$

Zur Festlegung der Biegesteifigkeit des fiktiven Längsträgers wird von einem entsprechend Bild 3 belasteten und gestützten Querträger des Doppelbodens ausgegangen und für

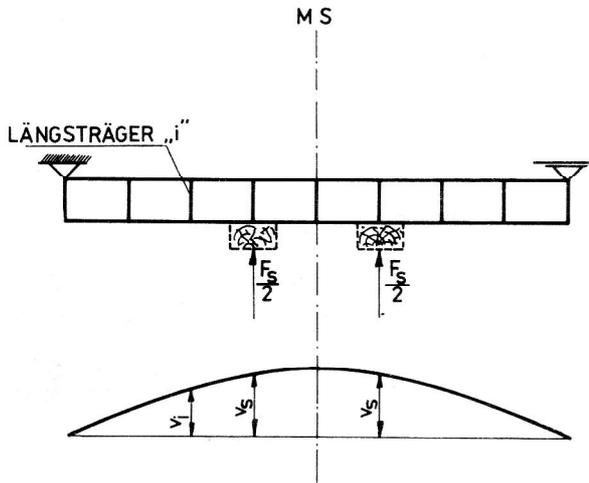
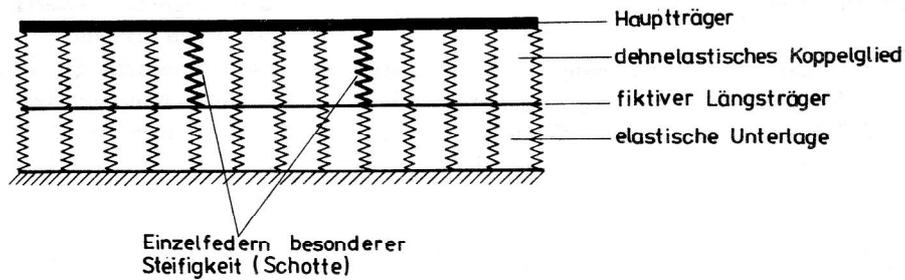
$$I_{LT} = \sum \frac{v_i}{v_s} \cdot I_{Li}$$

in Ansatz gebracht. Damit werden in Schiffsmitte liegende Längsträger mit ihrer Steifigkeit wirksamer als Randlängsträger. Die Bettungszahl des Koppelgliedes zwischen fiktivem Längsträger und Hauptträger erhält man aus der gleichen Modellvorstellung als die verteilte Federsteifigkeit der Querträger.

$$k_z = \frac{F_s}{v_s \cdot b_i}$$

Über die durch diese Steifigkeitszuordnungen vorgenommene Ersetzung einer trägerrostartigen Konstruktion durch ein Zweiträgermodell entsprechend Bild 2 wurde in [2] eine gesonderte Untersuchung geführt. Diese Untersuchung ergab, daß eine derartige Ersetzung nicht generell möglich ist, jedoch bei mindestens um eine Zehnerpotenz überwiegender Steifigkeit der Außenträger eines Trägerrostes gegenüber den übrigen Längs- und Querträgern sehr gute Übereinstimmung zwischen Trägerrost und Ersatzmodell liefert. Diese

**Bild 2**  
Simulationsmodell Stapellauf



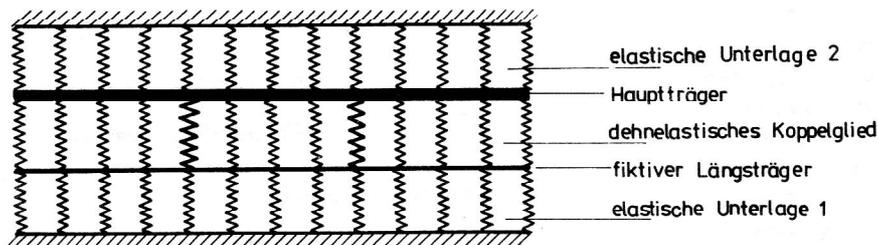
**Bild 3**  
Querträger

Übereinstimmung läßt sich auch durch die in beiden Modellen gleiche anteilige Verteilung der Formänderungsarbeiten auf Elemente bzw. Stabgruppen begründen. Zwischen der Steifigkeit der Seitenwände und den Längs- und Querträgern des Doppelbodens liegen bei realen Objekten derartige Verhältnisse vor, sodaß hier die vorgeschlagene Modellierung sinnvoll ist.

### 2.2. Modell Bauzustand

Zur Untersuchung des Bauzustandes auf einer dreireihigen Baupallung wird das Simulationsmodell durch zusätzliche Anordnung einer zweiten elastischen Unterlage am Hauptträger erweitert, Bild 4. Die elastische Unterlage 1 entspricht hierbei der Kielpallenreihe, während in der elastischen Unterlage 2 beide Außenpallenreihen (Kimmपालen) zusammengefaßt werden. Dieser Modellierung liegt die Annahme zugrunde, daß nur die

Kräfte der Kielpallen über den Doppelboden eingeleitet werden und demzufolge über dessen Simulationselemente, den fiktiven Längsträger und das dehnelastische Koppelglied, zu führen sind. Die Kimmपालen werden als unmittelbar unter den sehr steifen Seitenwänden stehend angesehen, sodaß ihre Stützkkräfte als direkt in den Schiffskörper eingetragen angenommen werden können. Diese Annahme trifft bei einem großen Teil realer Objekte sehr gut zu. Bei der Steifigkeitszuordnung für den fiktiven Längsträger sowie das dehnelastische Koppelglied ist hier die veränderte Belastungsgeometrie zu berücksichtigen. Es ist der unter einer mittigen Einzellast stehende Querträger zu betrachten.



**Bild 4**  
Simulationsmodell Bauzustand

### 3. Mathematische Beschreibung und numerische Behandlung

Zur mathematischen Beschreibung wird vom allgemeineren Modell nach Bild 5 ausgegangen. Durch Trennung des Systems in den elastischen Unterlagen bzw. im Koppelglied wird zur Beschreibung das DGL-System

$$EI_1 \cdot v_1^{IV} + v_1 (k_1 + k_3) - v_2 \cdot k_1 = q$$

$$EI_2 \cdot v_2^{IV} + v_2 (k_1 + k_2) - v_1 \cdot k_1 = 0$$

erhalten. Diesem entspricht bei gleichzeitiger Einführung einer Vergleichsbiegesteifigkeit  $EI_0$  und einer Vergleichsbettungszahl  $k_0$  sowie der dimensionslosen Parameter

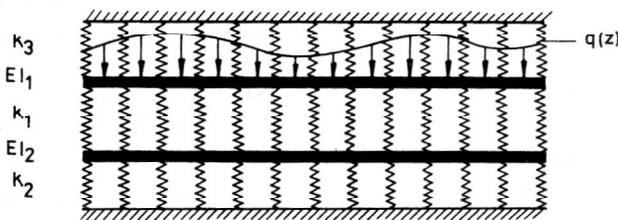
$$\beta_1 = \frac{I_1}{I_0}; \beta_2 = \frac{I_2}{I_0}; \gamma_1 = \frac{k_1}{k_0}; \gamma_2 = \frac{k_2}{k_0}; \gamma_3 = \frac{k_3}{k_0}$$

die DGL

$$\begin{aligned} v_2^{(8)} + \frac{k_0}{EI_0} \cdot \frac{\beta_1 (\gamma_1 + \gamma_2) + \beta_2 (\gamma_1 + \gamma_3)}{\beta_1 \cdot \beta_2} \cdot v_2^{IV} + \\ + \left( \frac{k_0}{EI_0} \right)^2 \cdot \frac{\gamma_1 \gamma_2 + \gamma_1 \gamma_3 + \gamma_2 \gamma_3}{\beta_1 \beta_2} \cdot v_2 \\ = \frac{k_0}{(EI_0)^2} \cdot \frac{\gamma_1}{\beta_1 \beta_2} \cdot q \end{aligned}$$

mit

$$v_1 = \frac{EI_0}{k_0} \cdot \frac{\beta_2}{\gamma_1} \cdot v_2^{IV} + \frac{\gamma_1 + \gamma_2}{\gamma_1} \cdot v_2$$

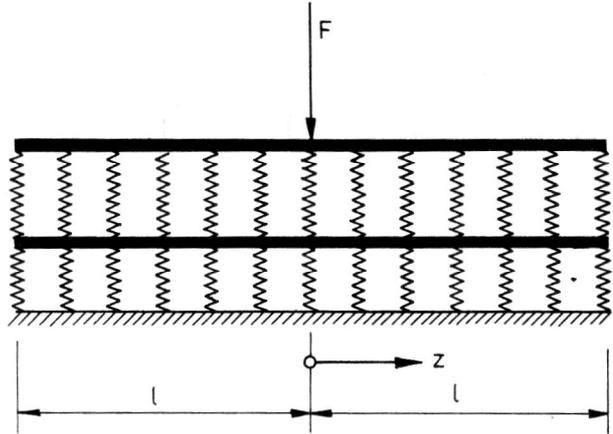


**Bild 5**  
Berechnungsmodell

Für konstante Biegesteifigkeiten und Bettungszahlen sowie eine geschlossene Belastungsfunktion  $q$  ist die Lösung dieser DGL ohne Schwierigkeiten möglich. In realen Objekten kann von einer zumindest bereichsweisen Erfüllung dieser Voraussetzung ausgegangen werden. Damit ist eine strenge Lösung denkbar, sie ist jedoch wegen der je Bereich anfallenden 8 Integrationskonstanten sehr aufwendig. Durch Anwendung der Methode der Anfangsparameter läßt sich letzteres umgehen, der Aufwand bleibt jedoch beträchtlich. Aus diesem Grunde wird zur numerischen Behandlung grundsätzlich von einer diskretisierten Betrachtungsweise ausgegangen. Das Trägersystem wird in Längsabschnitte unterteilt, und die elastischen Bet-

tungen durch diskrete Einzelfedern an den jeweiligen Bereichsgrenzen ersetzt. Eine Behandlung des so entstandenen Systems ist mit vorhandenen auf der Deformationsmethode basierenden Stabwerksrechenprogrammen ohne weiteres möglich.

Um zu einer Abschätzung des Einflusses der Netzfeinheit bei der Diskretisierung auf die erhaltenen Ergebnisse zu gelangen, wurde für den in Bild 6 dargestellten Vergleichslastfall die strenge Lösung entwickelt. Es handelt sich hier mit  $\gamma_3 = 0$  um das Stapellaufmodell entsprechend 2.1..



**Bild 6**  
Vergleichslastfall

Man erhält die Lösung zu

$$\begin{aligned} v_2 = & C_1 \cdot \sinh \alpha B_1 z \cdot \sin \alpha B_1 z + C_2 \cdot \sinh \alpha B_1 z \cdot \cos \alpha B_1 z \\ & + C_3 \cdot \cosh \alpha B_1 z \cdot \sin \alpha B_1 z + C_4 \cdot \cosh \alpha B_1 z \cdot \cos \alpha B_1 z \\ & + C_5 \cdot \sinh \alpha B_2 z \cdot \sin \alpha B_2 z + C_6 \cdot \sinh \alpha B_2 z \cdot \cos \alpha B_2 z \\ & + C_7 \cdot \cosh \alpha B_2 z \cdot \sin \alpha B_2 z + C_8 \cdot \cosh \alpha B_2 z \cdot \cos \alpha B_2 z \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} v_1 = & \left[ \frac{\gamma_1 + \gamma_2}{\gamma_1} - 4B_1^4 \cdot \frac{\beta_2}{\gamma_1} \right] \cdot \left[ C_1 \sinh \alpha B_1 z \cdot \sin \alpha B_1 z + \right. \\ & + C_2 \sinh \alpha B_1 z \cdot \cos \alpha B_1 z + \\ & + C_3 \cdot \cosh \alpha B_1 z \cdot \sin \alpha B_1 z + \\ & \left. + C_4 \cosh \alpha B_1 z \cdot \cos \alpha B_1 z \right] + \\ & + \left[ \frac{\gamma_1 + \gamma_2}{\gamma_1} - 4B_2^4 \cdot \frac{\beta_2}{\gamma_1} \right] \cdot \left[ C_5 \sinh \alpha B_2 z \cdot \sin \alpha B_2 z + \right. \\ & + C_6 \cdot \sinh \alpha B_2 z \cdot \cos \alpha B_2 z + \\ & + C_7 \cosh \alpha B_2 z \cdot \sin \alpha B_2 z + \\ & \left. + C_8 \cosh \alpha B_2 z \cdot \cos \alpha B_2 z \right] \end{aligned}$$

und mit den Randbedingungen

$$v_1'(z=0) = 0 \quad v_2'(z=0) = 0$$

$$v_1'''(z=0) = -\frac{F}{2EI_1} \quad v_2'''(z=0) = 0$$

$$\begin{aligned} v_1''(z=1) &= 0 & v_2''(z=1) &= 0 \\ v_1'''(z=1) &= 0 & v_2'''(z=1) &= 0 \end{aligned}$$

ergibt sich für die

$$C_1 = \frac{H}{(\alpha B_1)^3} \cdot \frac{\sinh^2 \alpha B_1 l + \sin^2 \alpha B_1 l}{\sinh \alpha B_1 l \cdot \cosh \alpha B_1 l + \sin \alpha B_1 l \cdot \cos \alpha B_1 l}$$

$$C_2 = -\frac{H}{(\alpha B_1)^3} = C_3$$

$$C_4 = \frac{H}{(\alpha B_1)^3} \cdot \frac{\cosh^2 \alpha B_1 l + \cos^2 \alpha B_1 l}{\sinh \alpha B_1 l \cdot \cosh \alpha B_1 l + \sin \alpha B_1 l \cdot \cos \alpha B_1 l}$$

$$C_5 = \frac{H}{(\alpha B_2)^3} \cdot \frac{\sinh^2 \alpha B_2 l + \sin^2 \alpha B_2 l}{\sinh \alpha B_2 l \cdot \cosh \alpha B_2 l + \sin \alpha B_2 l \cdot \cos \alpha B_2 l}$$

$$C_6 = \frac{H}{(\alpha B_2)^3} = -C_7$$

$$C_8 = -\frac{H}{(\alpha B_2)^3} \cdot \frac{\cosh^2 \alpha B_2 l + \cos^2 \alpha B_2 l}{\sinh \alpha B_2 l \cdot \cosh \alpha B_2 l + \sin \alpha B_2 l \cdot \cos \alpha B_2 l}$$

$$H = \frac{F}{EI_0} \cdot \frac{\gamma_1}{32\beta_1\beta_2(B_1^4 - B_2^4)}; \quad \alpha^4 = \frac{k_0}{EI_0}$$

$$B_{1/2}^4 = \frac{1}{8\beta_1\beta_2} \cdot \left[ \beta_1(\gamma_1 + \gamma_2) + \beta_2\gamma_1 \pm \sqrt{\beta_1^2(\gamma_1 + \gamma_2)^2 + 2\beta_1\beta_2\gamma_1(\gamma_1 - \gamma_2) + \beta_2^2\gamma_1^2} \right]$$

In [1] wurde eine numerische Auswertung dieser Lösung für eine konkrete Steifigkeitszuordnung vorgenommen. Letztere leitete sich aus Werten realer Objekte ab. Die erhaltenen Ergebnisse wurden denen des diskretisierten Modelles mit unterschiedlichen Netzfeinheiten gegenübergestellt. Es ergab sich dabei, daß bei einer Unterteilung in 20 äquidistante Bereiche die Schnittkräfte im Hauptträger nur 1,8 % von der strengen Lösung abwichen. Für die Druckkräfte in der Unterlage betrug die Differenz nur 0,85 %. Bei Unterteilung in 40 Bereiche lagen für die Schnittkräfte 0,12 % und für die Druckkräfte nur 0,08 % Abweichung vor.

Trotz aller gebotenen Vorsicht bei der Übertragung dieser Ergebnisse ließ sich daraus ableiten, daß auch bei realen Objektuntersuchungen eine Unterteilung in 30 bis 40 Bereiche ausreichend ist. Bei den bisher vorgenommenen Objektrechnungen wurde die Bereichseinteilung im wesentlichen den vorliegenden Steifigkeitsverläufen sowie der Belastungsfunktion angepaßt.

In der Umgebung der zur Simulation der Schotte eingeführten sehr steifen Einzelfedern wurde jeweils eine feinere Unterteilung als im übrigen Bereich vorgesehen. Sofern in den Unterlagenfedern, wie dies allerdings nur in speziellen Fällen aufgetreten ist, Zugkräfte entstehen, muß eine Systemveränderung vorgenommen werden, da die elastischen Unterlagen nur zur Aufnahme von Druckkräften geeignet sind. Es werden dann weitere iterative Berechnungsgänge erforderlich, in denen jeweils die Steifigkeiten entsprechender Federelemente durch Nullsetzen zu eliminieren sind.

#### 4. Anwendungen des Simulationsmodells für ausgewählte Problemstellungen

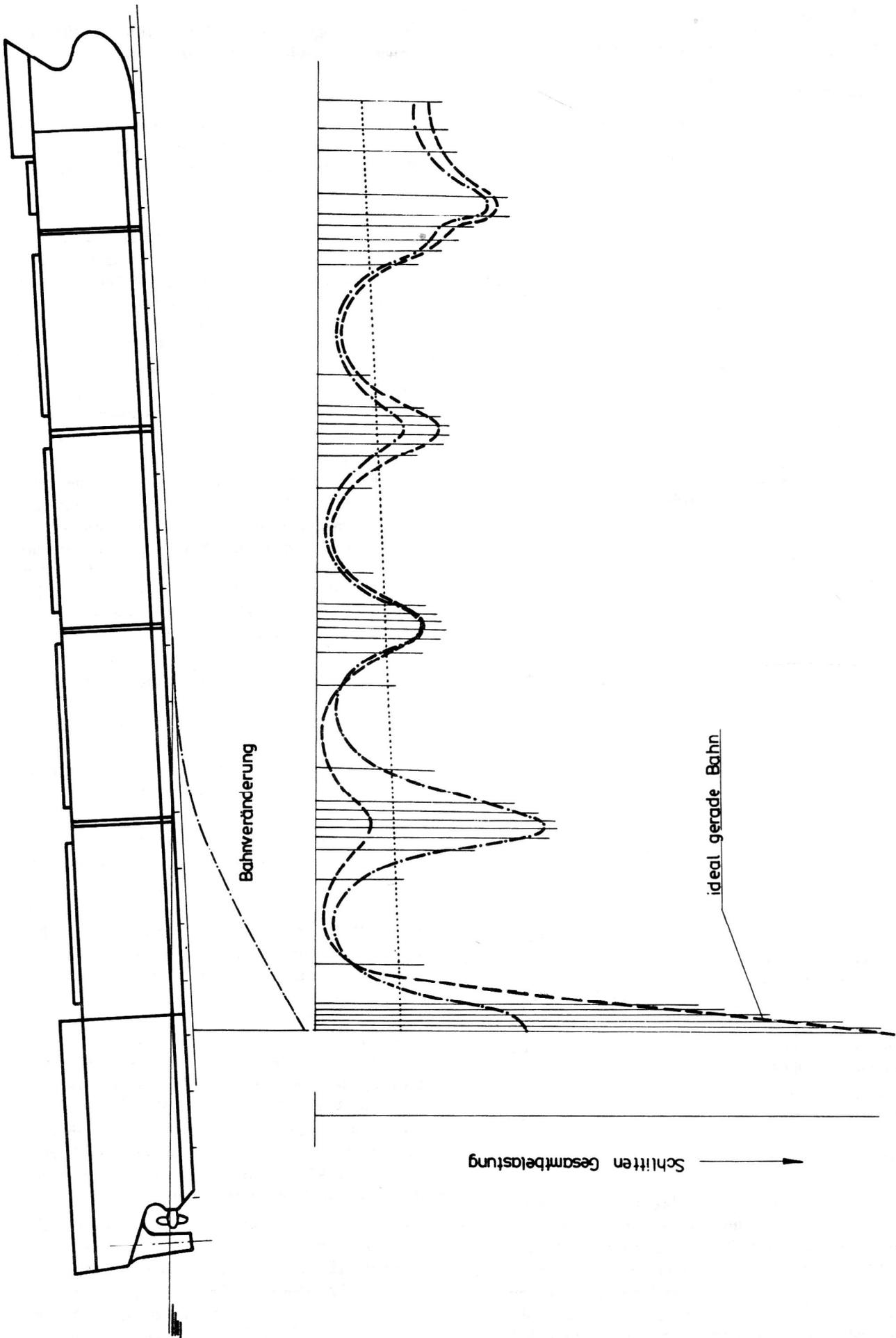
Das vorliegende Simulationsmodell konnte bisher für eine Reihe von Objektrechnungen, speziell für den VEB Mathias-Thesen-Werft Wismar eingesetzt werden. An erster Stelle standen dabei Untersuchungen des Stapellaufes.

Beim Längsstapellauf kommt es besonders auf die Ermittlung der Druckkräfte an der Hellinghinterkante an, wenn das Schiff gerade eine solche Ablaufstellung einnimmt, in der ein hinreichend großer Teil des Hecks bereits über die Hellingkante herausragt, dieser jedoch erst so wenig eintaucht, daß die Auftriebskräfte nur in geringer Größe entstehen. Für diese zunächst zu bestimmende kritische Ablaufstellung werden dann alle Steifigkeiten der einzelnen Elemente des Simulationsmodells sowie die Knotenbelastungen aus Eigenmasse und Auftrieb ermittelt.

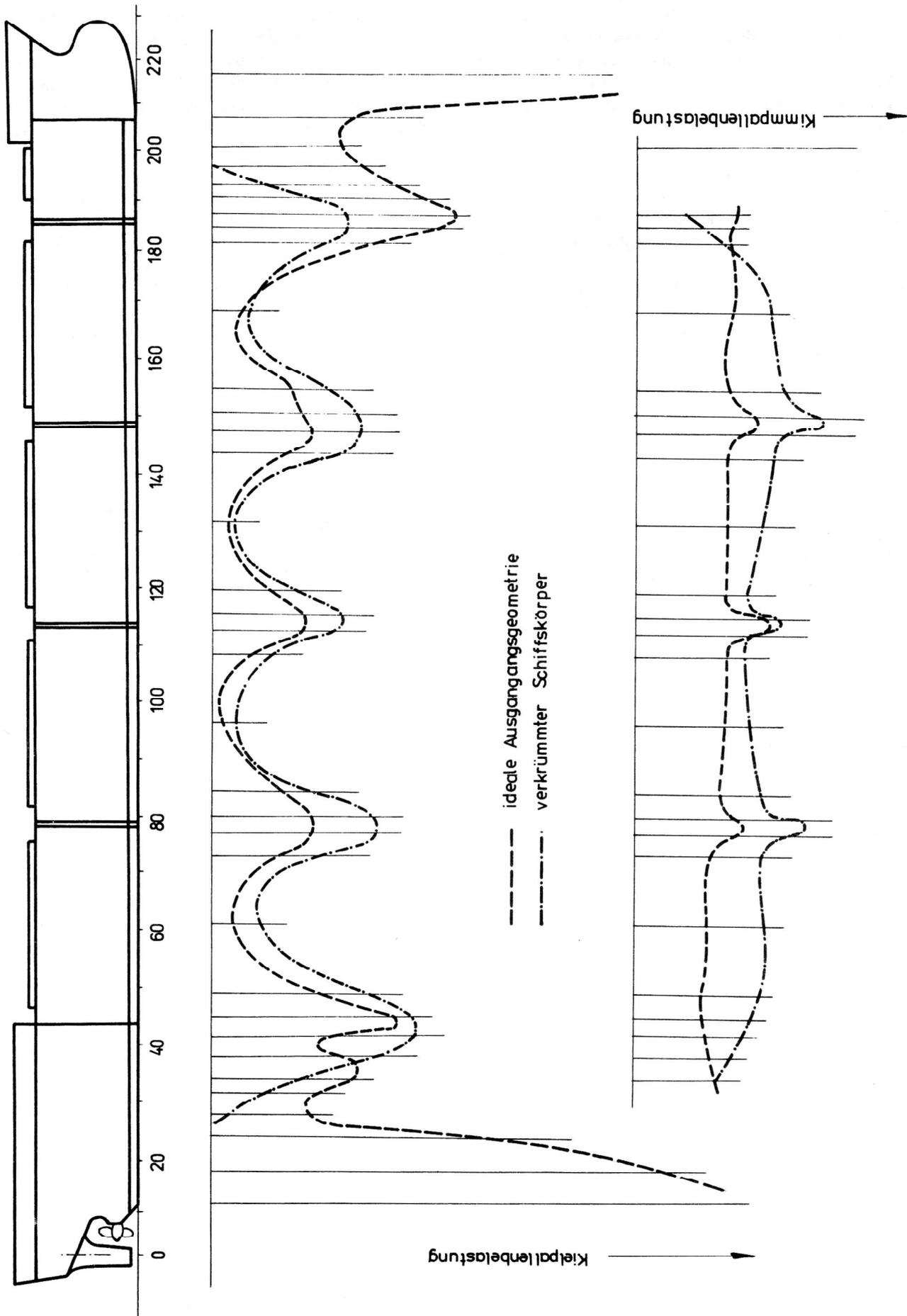
Bild 7 zeigt die Ergebnisse für ein kombiniertes Erz-, Schüttgut- und Containerschiff. Der Druckverlauf (gestrichelte Kurve) läßt sehr deutlich die Wirkung der Laderaumschotte erkennen. Durch die dort vorhandenen örtlichen Versteifungen des Doppelbodens wird eine girlandenförmige Druckverteilung erhalten, die für das vorliegende Objekt auf Grund der besonders langen Laderäume charakteristisch ist. Zum Vergleich ist die Druckverteilung, die mit der eingangs erwähnten Starrschiffannahme erhalten wird, mit eingetragen (punktierter Linie). Es zeigt sich, daß die Unterschiede in den ausgewiesenen Größtwerten am Hellingende außerordentlich sind. Hierzu trägt insbesondere der Umstand bei, daß das Maschinenraumschott in der untersuchten kritischen Ablaufstellung nahezu über dem Hellingende steht.

Derartige Druckspitzen können sowohl am Hellingende als auch am ablaufenden Objekt erhebliche Schäden verursachen. Es wird deshalb von einigen Werften zur Reduzierung dieser Druckkräfte die geometrische Form des Hellingendes verändert. Auch für das vorliegende Objekt wurde ein solches Vorgehen rechnerisch untersucht. Dazu sind eine Reihe möglicher Geometrieänderungen durch Eingabe vorgegebener Stützenverschiebungen in die Betrachtung einbezogen worden. Die strichpunktierte Linie in Bild 7 zeigt, wie eine derartige Geometrieänderung zu einer erwünschten Umlagerung der Druckkräfte führt. Vor der Realisierung solcher Veränderungen des Hellingendes sind jedoch Untersuchungen benachbarter Ablaufstellungen unerlässlich, da die erzielten Effekte dort ins Gegenteil umschlagen können, indem dann evtl. noch größere Druckspitzenwerte erhalten werden.

Ein weiterer Schwerpunkt bisheriger Objektrechnungen war die Untersuchung des Bauzustandes auf einer dreireihigen Pallung. Bild 8 zeigt für das gleiche Objekt die Druckkraftverläufe für die Kielpallenreihe im oberen Diagramm und im unteren Diagramm die Kimm-pallendrucke (gestrichelte Linien). In den Kielpallen ist auch hier der für dieses Objekt charakteristische Einfluß der Schotte auf die Druckverteilung erkennbar. Die



**Bild 7**  
 Hellingdruckkräfte für die kritische Ablaufstellung



**Bild 8**  
Hellingdruckkräfte des dreireihig aufgepalten Schiffes

Kimmpallendrucke sind dagegen relativ gleichmäßig. An einigen Schottebenen auftretende geringe Erhöhungen sind hier auf örtlich doppelt dicht gestellte Pallböcke zurückzuführen. In den Randbereichen zeigen besonders die Kielpallendrucke ein starkes Anwachsen, welches durch die über die Pallungen hinausragenden Schiffsteile verursacht wird.

Zu diesem rechnerischen Ergebnis stehen Beobachtungen am realen Objekt im krassen Widerspruch. Dort kommt es durch systematische, vorwiegend technologisch bedingte einseitige Krümmungen des gesamten Schiffskörpers sogar zum Abheben von den Pallen in den Randbereichen.

Über die Größenordnung der Vorkrümmungen lassen sich jedoch keine Daten beschaffen. Entsprechende Vermessungen des Schiffskörpers können nur im aufgepallten Zustand vorgenommen werden und lassen deshalb keine Rückschlüsse auf die Vorkrümmung im spannungslosen Zustand zu.

Gestützt auf die Erfahrung, daß derartige technologische Vorkrümmungen annähernd umgekehrt proportional der Biegesteifigkeit des gefügten Schiffskörpers auftreten, wurde deren Simulation durch Aufbringen gegengleicher Randmomente vorgenommen. Die quantitative Festlegung derselben erfolgte ausschließlich durch die Vorgabe der Länge abhebender Randbereiche, wie sie aus Beobachtungen an realen Objekten bereits vorlagen.

Die Druckverteilung unter dem vorgekrümmten Objekt ist in Bild 8 mit eingezeichnet. Die Berücksichtigung der Vorkrümmung führt zu einer deutlichen Verlagerung der Druckkräfte in die inneren Bereiche und außerdem zu einer Veränderung der Gesamtanteile der Kiel- und Kimmpallenreihen. Das vorgekrümmte Objekt stützt sich anteilig mehr auf die Kimmpallen ab als das Objekt mit idealer Ausgangsgeometrie.

In Anbetracht dessen, daß die E-Moduln der hölzernen Unterstützungen z. T. beträchtlich schwanken können, wurde eine Reihe von Rechnungen mit systematisch veränderten Größen hierfür vorgenommen. Ohne im einzelnen auf alle hierbei erhaltenen Ergebnisse einzugehen [3], kann festgestellt werden, daß veränderte E-Moduln die Druckkraftverteilung z. T. wesentlich beeinflussen. Besonders äußert sich dieser Einfluß in der Aufteilung der Gesamtlast auf die 3 Pallenreihen im Bauzustand. So erhöht sich der Kielpallenanteil bei weicher eingesetzten Pallensteifigkeiten und umgekehrt. Bei bekannten Toleranzbereichen für die Elastizitätseigenschaften der verwendeten Hölzer können damit Aussagen über die Streubereiche der Druckkräfte ermittelt werden. Eine Abschätzung des Einflusses eines nichtelastischen Verhaltens der Holzunterlagen ist hieraus nicht ableitbar.

#### L I T E R A T U R

- [1] Kissing, W.: Ein Berechnungsmodell zur Hellingdruckermittlung. Z. Schiffbauforschung 17, 5/6 1978, S. 194 – 198.
- [2] Kissing, W., Kaftan, U.: Über ein Ersatzmodell für Trägerrost. IH Wismar, Wiss. Beiträge (im Druck).
- [3] Kissing, W., Franzke, H., Knopf, H.-H.: Ergebnisse von Hellingdruckermittlungen mit verfeinerten Berechnungsmodellen. Z. Schiffbauforschung 18, 5/6 1979, S. 189 – 193.

Anschrift des Verfassers:  
Dr. Wolfgang Kissing  
Ingenieurhochschule  
24 Wismar  
Philipp-Müller-Straße