

5 FE-Analyse einer versteiften Platte

In diesem Kapitel erfolgt zunächst die Beschreibung des FE-Modells und die Darlegung der verwendeten Eingabedaten für die FE-Analyse einer versteiften Platte. Die Geometrie der Platte und der Profile sowie deren Maße basieren auf den Angaben von *Kmiecik* und *Wizmur* /*Kmiecik1*/. Da das Verhalten des verwendeten Werkstoffes im plastischen Bereich nicht bekannt ist, werden die Daten von handelsüblichen Stählen verwendet.

Im Anschluß daran werden die numerischen und experimentellen Ergebnisse wiedergegeben. Als Parameter dienten den Autoren die Wahl der aufgesetzten Steifen, die Gestalt der geometrischen Imperfektionen, deren maximale Amplitude, der Einfluß des Wasserdruckes und die Netzfeinheit des FE-Modells. An dieser Stelle werden nicht alle Ergebnisse von *Kmiecik* und *Wizmur* dargelegt, sondern nur diejenigen, welche anschließend mit den eigenen Ergebnissen verglichen werden.

Es ist darauf hinzuweisen, daß die Verifizierung der Berechnungsergebnisse anhand eines Experimentes nur sehr bedingt verallgemeinerungsfähig ist. Erschwerend kommt hinzu, daß viele Daten des Versuchs unbekannt sind. Dies wird in den folgenden Abschnitten noch erläutert. Das Hauptziel dieser Untersuchung ist nicht die Ermittlung des qualitativen Tragverhaltens. Vielmehr liegt die Zielsetzung in der Feststellung des quantitativen Verlaufs. Dieser wird dann genutzt, um zu ermitteln, welche Größen das Tragverhalten wesentlich (bzw. unwesentlich) und in welchem Sinne beeinflussen.

5.1 Strukturbeschreibung

Bei der untersuchten Struktur handelt es sich um eine versteifte Platte, die durch Drücke axial (p) in y -Richtung und lateral (p_{Wz}) in z -Richtung belastet wird. Um den lateralen Druck aufbringen zu können, wurden für das Experiment zwei gleiche Platten gefertigt, die durch einen Rahmen miteinander verschweißt wurden und so eine Doppelhülle bildeten. In dem entstandenen Zwischenraum konnte der gewünschte Wasserdruck aufgebracht werden. Die axiale Belastung erfolgt durch eine sehr steife Kopfplatte, die auf den oberen Rand gedrückt wird. Der verwendete Versuchsaufbau ist in /*Kmiecik1*/ genauer beschrieben. In der folgenden Darstellung ist die Platte mit den Steifen und den wichtigsten Hauptmaßen wiedergegeben.

Die Steghöhe der Profile beträgt einheitlich $h = 108$ mm, die Gurtbreite ist $g = 62$ mm. Die Platten, die Gurte und die Stege sind 6 mm dick. Die Abmessungen sind die Breite mit $b=1700$ mm, die Länge $l = 1116$ mm und dem Steifenabstand $s = 340$ mm.

Es werden für die Steifen verschiedene Profile verwendet. Diese sind

- ◆ ohne Steifen
- ◆ Flachstahl (h, t)
- ◆ L-Profil bzw. Winkelstahl ($h, g/2, t$)
- ◆ T-Profil (h, g, t)

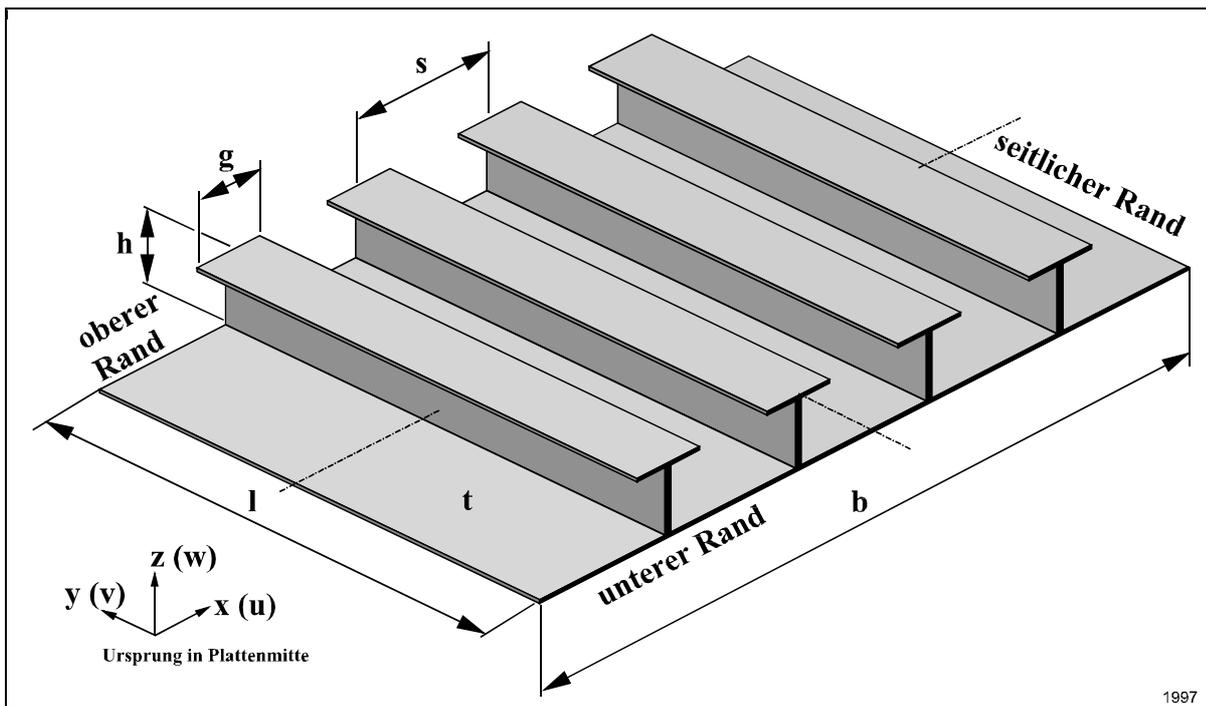


Abb. 5-1: Versteifte Platte mit den Geometriedaten

Fig. 5-1: Stiffened plate with geometrical data

Der von *Kmiecik* und *Wizmur* angegebene Wert für die Fließgrenze des Werkstoffes beträgt $\sigma_F = 365 \text{ N/mm}^2$ ($= R_{ch}$). Über den genauen Verlauf der Spannungs-Dehnungskurve werden keine Angaben gemacht. Für die eigenen numerischen Berechnungen ist die Materialfestigkeit einer der Parameter. Hierfür werden die Stähle St37-2, St52-3, StE460 und StE690 verwendet, da diese in der Praxis eine breite Verwendung haben. Da nicht genau bekannt ist, welche Werkstoffdaten von *Kmiecik* im plastischen Bereich eingesetzt wurden, ist dies sicherlich eine Ursache für mögliche Abweichungen beim Vergleich der Berechnungsergebnisse.

5.2 Experimentelle und numerische Ergebnisse aus der Literatur

Die experimentellen und die numerischen Ergebnisse von *Kmiecik* und *Wizmur* werden in einem Last-Verformungsdiagramm dargestellt, welches die Axiallast (als Randspannung σ) über die Verschiebung des Plattenrandes wiedergibt. Die Ordinate wird mittels der Fließgrenze $\sigma_F = 365 \text{ N/mm}^2$ normiert, die Plattenverschiebung v (Abb. 5-3) wird auf die Plattenlänge l bezogen. Für die Ordinate gilt die folgende Beziehung:

$$\frac{\sigma}{\sigma_F} = \frac{F_{ges}}{\sigma_F \cdot t \cdot [b + 4(h + g)]}$$

Gleichung 5-1

σ_F	Fließgrenze des Materials
σ	Nennspannung
F_{ges}	Gesamtkraft

Da die Platte in den folgenden Berechnungen unterschiedliche Beulformen aufweist, können Durchbiegungen nur sehr schlecht als Vergleichskriterium genutzt werden. Auf die Darstellung der Plattendurchbiegung als Funktion der Randverschiebungen bzw. der wirkenden Kräfte wird somit verzichtet.

Bei den im folgenden dargestellten Kurven handelt es sich bei den Versteifungen der **M3** Untersuchung um eine Platte mit aufgesetzten T-Profilen. Im Experiment wird ein Wasserdruck $p_{wz} = 0,1 \text{ N/mm}^2$ angetragen. Dies ent-

spricht einer Wassertiefe von ca. 10 m. Bei den numerischen Ergebnissen sind die Vorverformungen berücksichtigt worden, die sich aus diesem Wasserdruck ergeben.

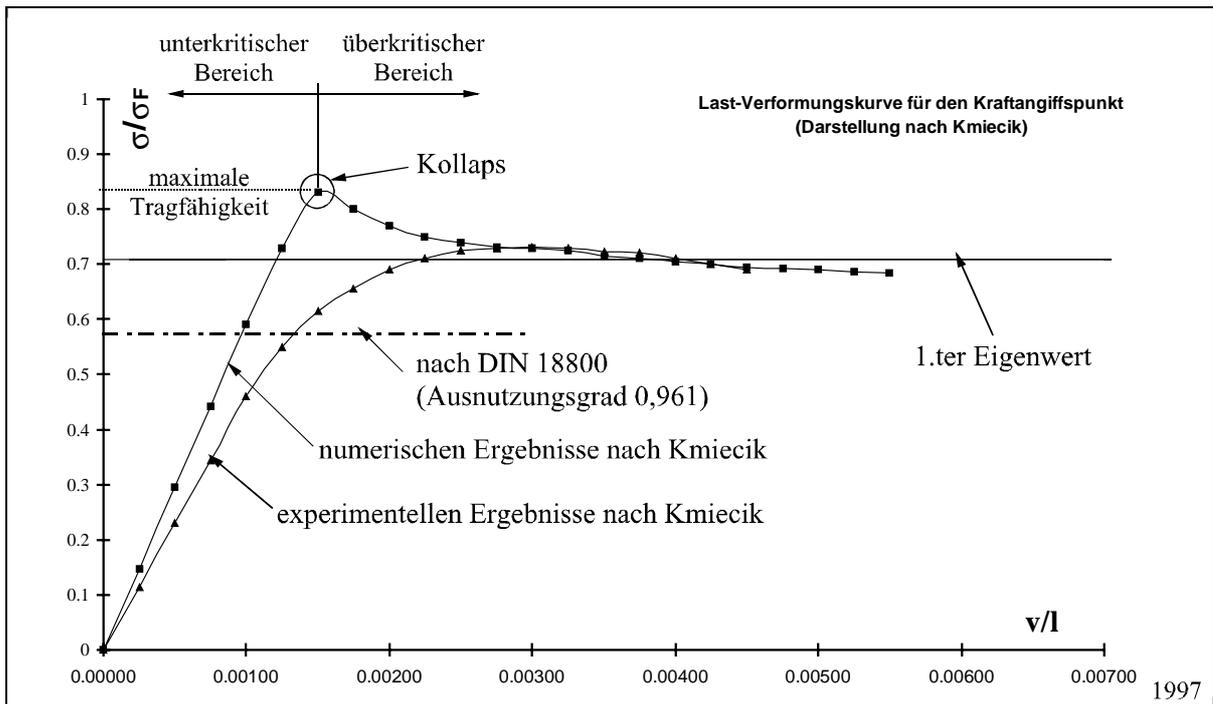


Abb. 5-2: Last-Verformungsdiagramm (M3)

Fig. 5-2: Load-displacement diagram (M3)

Über die angetragenen Randbedingungen in den numerischen Berechnungen werden keine Angaben gemacht. Da die Platte aber an ihren Rändern an einen Rahmen geschweißt wurde, ist anzunehmen, daß von einer fest eingespannten Lagerung ausgegangen worden ist.

Die obige Abb. 5-2 gibt die experimentellen und numerischen Ergebnisse von *Kmiecik* und *Wizmur* wieder. Es ist zu erkennen, daß in dem Bereich für größere Verformungen ($v/l > 0,0025$) die beiden Ergebnisse gut übereinstimmen. Die relativ großen Abweichungen bei kleinen Verformungen werden mit der Vernachlässigung der Schweißspannungen begründet. Auf diesen Punkt wird in einem folgenden Abschnitt noch genauer eingegangen. Ansonsten sollen im folgenden die eigenen Berechnungsergebnisse mit diesem Diagramm verglichen werden.

In der Darstellung sind die Begriffe Kollaps und Tragfähigkeit erläutert, wie sie für die folgenden Darlegungen verstanden werden. Der Begriff Tragfähigkeit einer Struktur ist in der Literatur unterschiedlich definiert. So werden an einigen Stellen zusätzlich noch Sicherheitsbeiwerte berücksichtigt. Auch ist es bei bestimmten Stabilitätsproblemen denkbar, daß in den Kraft-Verformungskurven kein Extremum vorhanden ist. Man spricht dann vom gutartigen Verhalten.

Der Kollaps einer Konstruktion ist im folgenden so definiert, daß eine weitere Verformung eine sinkende Belastung bedingt. Die damit verbundene Maximalbelastung wird als (maximale) Tragfähigkeit bezeichnet. Dementsprechend werden der unter- und überkritische Bereich zugeordnet. An der realen Struktur würde das Erreichen dieser Grenze bedeuten, daß das Strukturverhalten nicht mehr kontrollierbar wäre. Auch bei einer Absenkung der Belastung wachsen die Verformungen weiter an. Man spricht dann vom kollabieren der Konstruktion!

5.3 Beschreibung des verwendeten FE-Modells

Vor der Durchführung einer FE-Analyse mit **MARC** muß ein Einheitensystem festgelegt werden, welches in der gesamten Analyse konsequent beibehalten wird. Hier werden die Maßangaben auf [m], Kräfte auf [N] und Zeitangaben auf [s] bezogen. Hieraus ergibt sich, daß die Berechnungsergebnisse ebenfalls auf diese Größen bezogen

werden. Die Verformungen werden somit in [m] und die Spannungen in der eher unüblichen Einheit [$\frac{N}{m^2}$] ausgegeben.

Da bei der untersuchten Versuchsstruktur eine doppelte geometrische Symmetrie und eine doppelte Symmetrie der Belastungen vorliegt, kann diese Eigenschaft zur Reduzierung der Modellgröße genutzt werden. Es braucht so nur ein Viertelmodell der Platte erstellt zu werden. Die xy-Ebene des globalen kartesischen Koordinatensystems bezieht sich auf die unverformte Plattenmittelfläche, wobei der Ursprung in der Plattenmitte (*node_b*) liegt (siehe Abb. 5-1 und Abb. 5-3). Die Verformungen in z-Richtung (*w*) werden an diesem Knoten gemessen, die Verschiebungen der Plattenkante in y-Richtung (*v*) werden an der Plattenecke (*node_a*) ausgelesen. Die angetragene Belastung *F* wird aus der Summe der Reaktionskräfte in y-Richtung an den Knoten der xz-Ebene ermittelt. Die zur Ermittlung des Beulwertes notwendige Streckenlast *q* wird am oberen Rand angetragen. Der Druck p_{wz} steht normal auf der Platte in positiver z-Richtung. Zusätzlich erfolgt eine Belastung durch Eigengewicht.

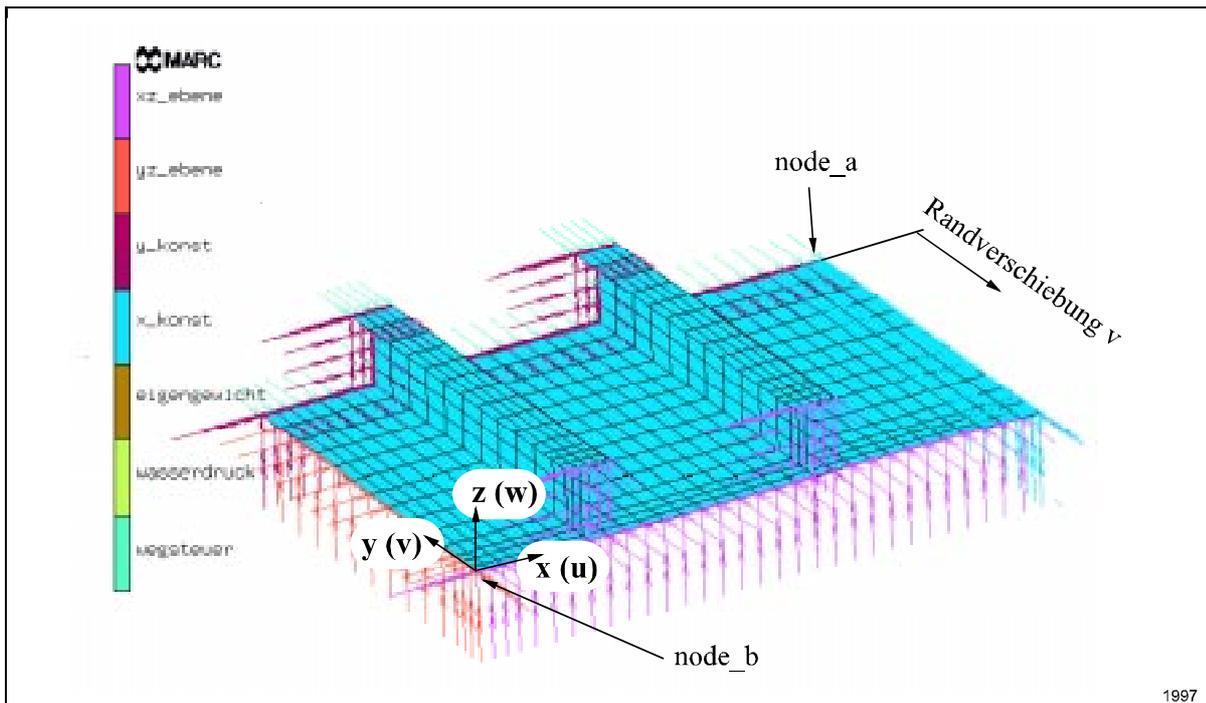


Abb. 5-3: FE-1/4 Modell

Fig. 5-3: FE-1/4 model

Die Platte ist an ihren Rändern fest eingespannt. Für die Randbedingungen des FE-Modells ergibt sich somit, daß am oberen Rand (*y_konst*) die Verschiebungen in x- und z-Richtung und die Drehungen um alle Achsen unterdrückt werden. Für die Knoten am rechten Rand (*x_konst*) werden alle Freiheitsgrade gefesselt. Für die yz- und xz-Ebenen gelten die üblichen Bedingungen der Symmetrie und Antimetrie /V35/.

Oberer Rand:	T_x, T_z, R_x, R_y, R_z	<i>y_konst</i>
Rechter Rand:	T_x, T_z, R_y, R_z	<i>x_konst</i>
yz-Ebene:	T_x, R_y, R_z	<i>yz_ebene</i>
xz-Ebene:	T_y, R_x, R_z	<i>xz_ebene</i>
Axiallast:	<i>q</i>	<i>axiallast</i>
Laterallast	p_z	<i>platte</i>
Eigengewicht	$g \cdot m$	<i>platte</i> und <i>stiefen</i>
Verformung	z-Richtung	<i>node_a</i>
Verformung	y-Richtung	<i>node_b</i>

Die beschriebenen Fesselungen am Rand der Platte modellieren eine momentensteife Verbindung. Da im Versuch der verschweißte Rahmen sicherlich etwas nachgeben wird, liegt hierin eine weitere Ursache für Abweichungen zwischen den experimentellen und den numerischen Ergebnissen. Wie sich auch in anderen Untersuchungen zeigte, ist die unterschiedliche Steigung der beiden Kurven am Anfang der Belastung ist mit den Ver-

formungen der Versuchsanlage zu begründen. Diese wird in den Berechnungen vereinfachend als ideal steif angesehen

Wie schon beschrieben, beträgt die Breite (x-Richtung) der Platte $b = 1,7$ m und die Länge $l = 1,116$ m. Für das Viertelmodell sind somit $b/2 = 0,850$ m und $l/2 = 0,558$ m zu verwenden. Entsprechend der Plattendicke aus der Strukturbeschreibung sind alle Elemente 6 mm dick.

Ein sehr markantes Merkmal des hier verwendeten Modells ist die Tatsache, daß Steg und Gurt der Steifen durch Schalenelemente nachgebildet werden. Die üblicherweise verwendeten Balkenelemente werden hier nicht eingesetzt. Dies ist notwendig, um auch das Steifenversagen und die daraus folgenden Wechselwirkungen auf die Platte entsprechend nachbilden zu können. Vorangegangene Vergleichsrechnungen haben gezeigt, daß die Verwendung von Balkenelementen die Platte steifer erscheinen läßt, da das Ausweichen der Gurte und Stege nicht berücksichtigt werden kann. Eine übereinstimmende Aussage trifft *Lehmann* in seinem Buch */Lehmann1/* für nichtlineare FEM Untersuchungen an normalbelasteten versteiften Platten.

Vergleichbare Untersuchungen des Committee III.1 /ISSC97 III.1/ ergaben, daß das Steifenversagen einen wesentlichen Einfluß auf das Tragverhalten einer versteiften Platte hat. Am Beispiel einer lasergeschweißten Platte wurden die Ergebnisse verschiedener FE-Programme mit experimentellen Werten verglichen. Die Analysen wurden von verschiedenen Autoren in Unkenntnis der experimentellen Daten durchgeführt. Daß die Berechnungsergebnisse zum Teil sehr stark voneinander abweichen, läßt den Schluß zu, daß die Eingabedaten mit größtmöglicher Sorgfalt zu behandeln sind. Zusammenfassend wird dort auch noch die Aussage getroffen, daß eine entsprechend feine Vernetzung der Steifen erforderlich wird, um die unterschiedlichen komplexen Versagensformen von Gurt und Steg erfassen zu können. Da in der vorliegenden Arbeit aufgrund fehlender Rechnerkapazitäten die Stege der Profile relativ grob vernetzt wurden, steht zu erwarten, daß sich die Struktur in den numerischen Berechnungen insgesamt ein wenig zu steif verhält.

In den folgenden numerischen Analysen sind die Gestalt der geometrischen Imperfektion und die Imperfektionsamplitude jeweils eine der untersuchten Größen.

Die **fertigungsbedingten Imperfektionen** werden in den Berechnungen für die versteifte Platte als affin zur 1. Eigenform angenommen und in Plattenmitte auf eine Maximalauslenkung von 0,1 mm bezogen. Diese werden mit e1 (affin zur 1. Eigenform) und e2 (affin zur 2. Eigenform) bezeichnet.

Die typischen **betriebsbedingten Schäden** im Binnenschiffbau sind in Abschnitt 3.4 beschrieben. Bei den Amplituden bzw. bei den Auslenkungen der Imperfektion wird in den folgenden Untersuchungen zwischen $w_0 = 0,0$ mm; 0,2 mm; 0,6 mm; 2,0 mm und $w_0 = 6,0$ mm unterschieden. Die maximalen Verformungen werden auf den Knoten der Plattenmitte (*node_b* - Abb. 5-3) normiert.

	Dicke des Bleches
Neubauzustand	6,0 mm
nach 6 Jahren	5,4 mm
nach 12 Jahren	4,8 mm

Tabelle 5-1: Verwendete Daten für die Abrostung

Table 5-1: Applied corrosion values

Hilfe der Subroutine *UINSTR* (Abb. 3-21). Diese zu treffenden Annahmen sind in Abschnitt 3.7.1.2 beschrieben.

Bei der Berücksichtigung der Imperfektionen ist die Korrosion ein weiterer wichtiger Punkt. Für die Binnenschiffahrt wird als Durchschnittswert für die Abrostung eine Materialminderung von $0,1 \text{ mm/Jahr}$ angesetzt. In den folgenden Analysen ist der Einfluß der Dickenreduzierung ein zu untersuchenden Parameter. So wird der Originalzustand ($t = 6,0$ mm), ein 10 %-iger ($t = 5,4$ mm) und ein 20 %-iger Materialverlust ($t = 4,8$ mm) berücksichtigt.

Die Realisierung der Schweißbeigenspannungen erfolgt im Programmsystem **MARC / MENTAT** mit

5.4 Berechnungsergebnisse

Die anschließenden Berechnungsergebnisse wurden alle mit dem Programmsystem **MARC / MENTAT** ermittelten. Es wurden dabei die Programmversionen K6.2 und MENTAT3.1 benutzt.

5.4.1 Eigenwertuntersuchung

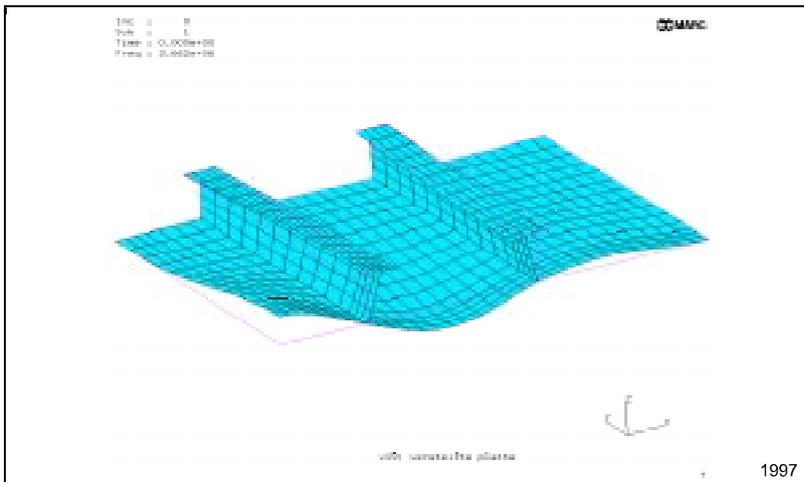


Abb. 5-4: Die erste Eigenform der versteiften Platte

Fig. 5-4: First eigen-function of the stiffened plate

Bei der Bestimmung der Beulwerte und Beulformen wird die axiale Belastung am Viertelmodell so ausgelegt, daß sich eine Gesamtbelastung von $F_0 = -0,5 \text{ N}$ ergibt. Die ermittelten Eigenwerte am Viertelmodell ergeben somit direkt die kritischen Lasten für das Gesamtmodell. Bei dem hier beschriebenen Viertelmodell sind für die xz-Ebene und die yz-Ebene die Symmetrie- und die Antimetriebedingungen zu beachten [V35]. Der niedrigste Eigenwert und somit die kleinste kritische Last für die Platte mit T-Profilen ergibt sich für Symmetriebedingungen mit

$$F_{\text{krit1}} = F_0 \cdot \lambda_1 = 3,6623 \text{e}06 \text{ N.}$$

In der obigen Darstellung ist die zugehörige Beulform wiedergegeben. Diese erste Beul- bzw. Eigenform bildet mit der Imperfektionsamplitude w_0 die Grundlage für die Imperfektionsform e_1 . In allen anderen Imperfektionsformen wird die erste Eigenform in Plattenmitte mit $w^* = 0,1 \text{ mm}$ normiert. Wie bereits erwähnt, berücksichtigt dies die fertigungsbedingten Vorverformungen.

Der hier ermittelte erste Eigenwert wird in den folgenden Diagrammen als horizontale, dünn durchgezogene Linie wiedergegeben.

5.4.2 Nachrechnen der Kmieciak Ergebnisse

Bevor an der Platte eigene ausführliche Untersuchungen durchgeführt werden, werden die numerischen Ergebnisse von *Kmieciak* und *Wizmur* nachvollzogen. Die Abb. 5-5 zeigt den Vergleich verschiedener Modelle bei denen zunächst ideal-elastisches ideal-plastisches Materialverhalten mit einer Streckgrenze $R_{ch} = \sigma_F = 365 \text{ N/mm}^2$ angenommen wird. Das verwendete grobe Netz ist identisch mit dem von *Kmieciak* verwendeten.

Um bei späteren Berechnungen die Schweißspannungen berücksichtigen zu können, ist es erforderlich die Vernetzung zu verfeinern. Neben der Verfeinerung im Bereich der Schweißnähte werden auch die aufgeschweißten Profile detaillierter modelliert. So werden z.B. 4 bzw. 8 statt 2 Elemente für den Steg verwendet. Dies erlaubt eine genauere Nachbildung des Steifenversagens im überkritischen Bereich.

Für die in Abb. 5-5 wiedergegebenen Berechnungsergebnisse sind drei FE-Netze zu unterscheiden:

<u>Grobe Netz:</u> (Abb. 5-5 links oben)	<u>Feine Netz:</u> (Abb. 5-5 mitte oben)	<u>Sehr feine Netz:</u> (Abb. 5-5 rechts oben)
138 Elemente	658 Elemente	2632 Elemente
168 Knoten	720 Knoten	2755 Knoten
1008 Freiheitsgrade	4320 Freiheitsgrade	16530 Freiheitsgrade

Bei dem Vergleich (Abb. 5-5) für das grob vernetzte Modell zeigt sich, daß die eigenen Berechnungsergebnisse für große Verformungen nahezu deckungsgleich mit denen von *Kmieciak* sind. Die Abweichungen in der Nähe des Kollapspunktes beruhen auf den unterschiedlichen Elementtheorien. So verwendete *Kmieciak* Platten statt Schalenelemente und 1 anstatt 4 Integrationspunkte.

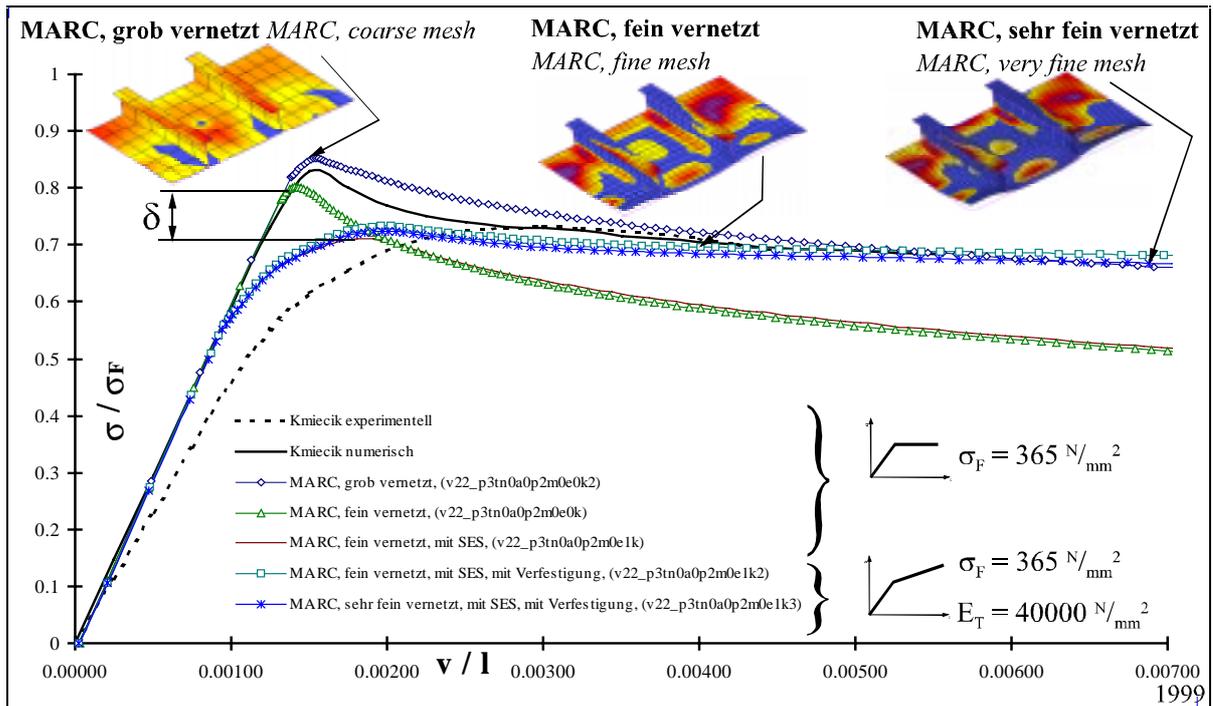


Abb. 5-5: Vergleich der Verformungsergebnisse

Fig. 5-5: Comparison of the resulting deformations

Bei der Berücksichtigung der Schweißbeigenspannungen (SES) in dem fein vernetzten Modell zeigt sich, daß der ausgeprägte Kollapspunkt verschwindet und der Kurvenverlauf eine "runderere" Form annimmt (δ in Abb. 5-5). Diese Form ähnelt sehr den Ergebnissen des Experimentes. Ein wenig erstaunlich ist es, daß sich in dem Diagramm die Ergebnisse des fein vernetzten Modells für große Verformungen von denen des Experimentes entfernen. Erst durch die Berücksichtigung der Materialverfestigung kann dieser Unterschied für große Verformungen eliminiert werden. Um den Kurvenverlauf auch für kleinere Verformungen besser an das Experiment anzugleichen wird das FE-Netz abermals verfeinert. Die Berechnungsergebnisse des sehr fein vernetzten Modells unterscheiden sich aber nur unwesentlich von dem feinen Netz, so daß der zusätzliche Berechnungsaufwand nicht gerechtfertigt ist. Für die Berechnungen in den folgenden Abschnitten wird daher die mittlere Vernetzung als geeignet angesehen.

Die unterschiedliche Anfangssteigung des experimentellen und der numerischen Ergebnisse ist mit den (elastischen) Verformungen der Versuchseinrichtung zu erklären. Auf diesen Punkt wird im anschließenden Kapitel 6 am Beispiel eines Kastenträgers noch weiter eingegangen.

Die Modellierung der Werkstoffdaten über ein ideal-elastisches ideal-plastisches Materialgesetz läßt sich verbessern indem nicht nur ein Tangenten-E-Modul verwendet wird, sondern mehrere stückweise einzusetzende. Dieses bildet die Werkstoffdaten in Abb. 3-20 sehr gut nach wird in dieser Arbeit als "reales Materialmodell" bezeichnet. Wie sich im folgenden Abschnitt zeigen wird, wurde bei dem Experiment ein Stahl verwendet, welcher den Daten des St52-3 schon recht nah kommt. Dieses gilt besonders für den Bereich mit großen Verformungen. Abweichungen bei den kleinen Verformungen sind auf die unterschiedlichen Streckgrenzen zurückzuführen ($\sigma_F = 365 \text{ N/mm}^2$ für Kmiecik, $\sigma_F = 388 \text{ N/mm}^2$ für St52-3). Durch "spielen" mit den Materialkennwerten in den numerischen Berechnungen lassen sich die Ergebnisse an das Experiment anpassen. Dieses ist aber nicht das eigentliche Ziel dieser Untersuchung, so daß in dieser Arbeit auf diese zeitraubende Vorgehensweise verzichtet wird.

Da in den folgenden Berechnungen der Einfluß der Materialfestigkeit einer der untersuchten Punkte ist, werden für die anschließenden Abschnitte die Materialdaten von handelsüblichen Stählen verwendet (siehe Abschnitt 3.5). Falls keine besondere Kennzeichnung erfolgt, wird der Stahl St52-3 verwendet. Die Ergebnisse von Kmiecik und Wismur werden in den Diagrammen nur noch eingetragen um die Änderung des qualitativen und quantitativen Verlaufs besser abschätzen zu können.

5.4.3 Wirkung der Imperfektionen

Um die Schreiarbeit zu reduzieren, wird bei den nun folgenden Parameteruntersuchungen auf die ausführliche Beschreibung des jeweiligen Modells verzichtet. Es wird nur der jeweils untersuchte Parameter erläutert. Statt dessen wird bei den Berechnungsergebnissen die Project-id und Parameter-id angegeben. Die genauen Daten des verwendeten Modells lassen sich mit dem in /V22/ beschriebenen Schlüssel zur Dateibenennung bestimmen.

5.4.3.1 Schweißbeigenspannungen

In diesem Kapitel wird der Einfluß der Schweißbeigenspannungen auf das nichtlineare Tragverhalten der versteiften Platte nochmals aufgegriffen. In der Abb. 5-6 sind die eigenen Berechnungsergebnisse für St52-3 wiedergegeben.

Bezüglich der Darstellungsweise ist anzumerken, daß in dieser Abbildung beide Diagramme die gleichen Ergebnisse wiedergeben. In dem kleineren Diagramm wurde auf der Abszisse der gesamte berechnete Bereich eingetragen ($0 < v/l < 0,017921$). Dies entspricht einer maximalen Randverschiebung von $v_{max} = 10$ mm am Viertelmodell. In dem vergrößerten Ausschnitt und in allen folgenden Diagrammen wird nur der Bereich bis $v/l = 0,007$ dargestellt.

Betrachtet man die Ergebnisse aus der Literatur, so läßt sich bei einem Verformungsverhältnis von $v/l < 0,0025$ ein beträchtlicher Unterschied zwischen dem Experiment und den numerischen Rechnungen feststellen. Oberhalb von bei $v/l=0,003$ werden die Abweichungen kleiner und bei $v/l > 0,0040$ sind die Ergebnisse wieder nahezu identisch.

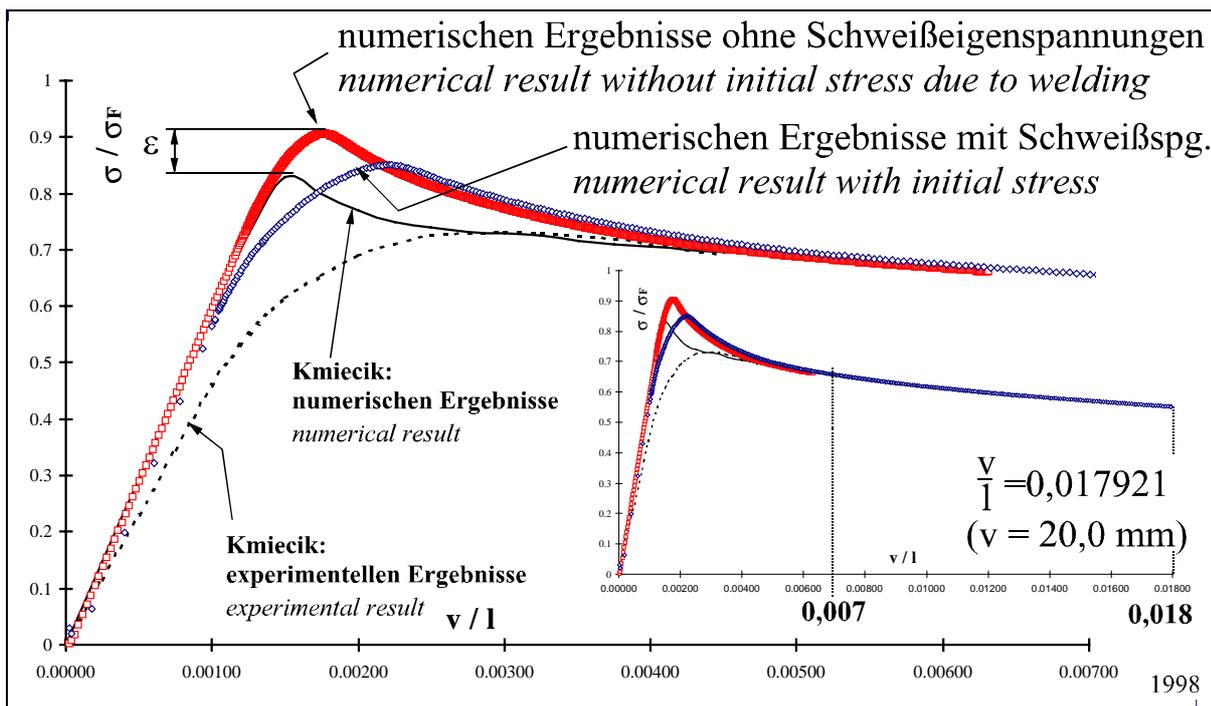


Abb. 5-6: Vergleich der Verformungsergebnisse mit und ohne Schweißbeigenspannungen

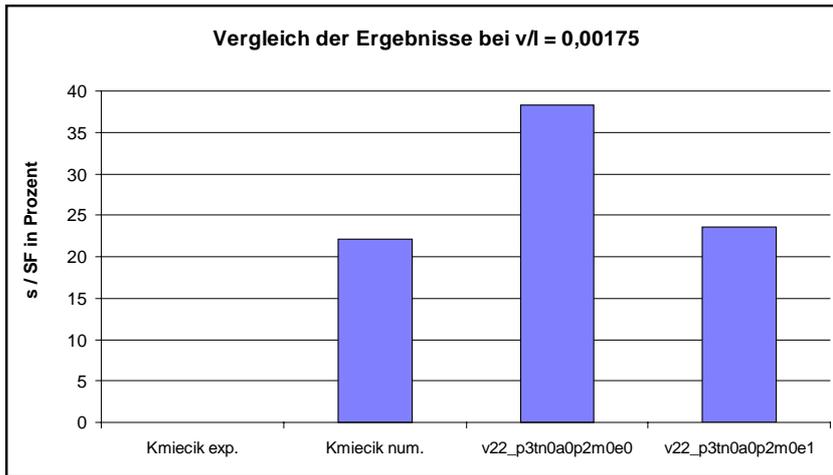
Fig. 5-6: Comparison of the resulting deformations with and without initial stress due to welding

Dieser Unterschied bei $v/l < 0,0025$ wurde von den Autoren mit der Vernachlässigung der Schweißbeigenspannungen in den numerischen Rechnungen begründet. Diese Begründung leuchtet auch sehr schnell ein, wenn man beachtet, daß sich gerade in Feldmitte beachtliche Druckspannung aufbauen können. Außerdem sorgen in physikalisch nichtlinearen Rechnungen diese Eigenspannungen dafür, daß die Fließgrenze des Materials eher erreicht

wird. Dies führt dazu, daß in der Steifigkeitsmatrix statt des klassischen E-Moduls der kleinere Wert für den Tangentenmodul einzusetzen ist.

Fügt man in die Betrachtung die neuen numerischen Ergebnisse hinzu, so fällt auf, daß die Gesamtsteifigkeit insgesamt höher liegt. Die Ergebnisse der Berechnungen ohne Schweißbeigenspannungen weisen den gleichen qualitativen Verlauf auf wie die numerischen Ergebnisse von *Kmiecik*. Allerdings ist in den neueren Berechnungen ein "angehobener Verlauf" zu beobachten. Dieser Unterschied ϵ (siehe Abb. 5-6) ist darauf zurückzuführen, daß von *Kmiecik* andere Materialwerte verwendet wurden.

Betrachtet man die Berechnungsergebnisse von **MARC**, in denen die Schweißbeigenspannungen enthalten sind, so wird der beträchtliche Einfluß der Schweißbeigenspannungen deutlich. Insgesamt ist aber trotzdem noch eine



relativ hohe Abweichung zu beobachten (23,5 % bei $v/l = 0,00175$ bezogen auf die experimentellen Ergebnisse). Dies ist zum einen darauf zurückzuführen, daß die genauen Werkstoffdaten des Experiments unbekannt sind. Auch sind die Randbedingungen in den numerischen Berechnungen als idealisiert zu betrachten. Desweiteren können über die Imperfektionen der Platte im Experiment nur Vermutungen getroffen werden. Da in den hier vorgestellten Rechnungen eine Vorverformung der Platte nur aus den Fertigungsabweichungen und dem Wasserdruck herührte, ist damit zu rechnen, daß

Abb. 5-7: Vergleich der Verformungsergebnisse bei $v/l = 0,00175$

Fig. 5-7: Comparison of the resulting deformations at $v/l = 0,00175$

sich die Ergebnisse weiter annähern werden, wenn größere betriebsbedingte geometrische Imperfektionen berücksichtigt werden. Hierauf wird in den folgenden Abschnitten eingegangen.

Nähere Informationen bezüglich der Auswirkungen von Schweißbeigenspannungen können den Untersuchungen in /Kmiecik1/, /Kmiecik92/, /V22/, /V28/ entnommen werden. Faßt man diese Ergebnisse zusammen, läßt sich bei einem Dehnungsverhältnis (axiale Dehnung / Fließdehnung) von $\epsilon_y/\epsilon_F < 1,5$ ein beträchtlicher Unterschied zwischen den Analysen mit und ohne Schweißbeigenspannung feststellen. Oberhalb von 1,5 werden die Abweichungen kleiner und bei $\epsilon_y/\epsilon_F \geq 2,0$ werden die Ergebnisse wieder nahezu identisch. Die Begründung für dieses Verhalten liegt in der Tatsache, daß durch die Eigenspannungen das elastisch-plastische Verhalten der Platte "verschoben" wird. Es ist notwendig, diese Erkenntnis auf andere Analysen zu übertragen, in denen numerische Berechnungsergebnisse mit experimentellen Ergebnisse verglichen werden (z.B. /Kmiecik1/). Dort sind ebenfalls die hier beschriebenen Kurvenverläufe zu beobachten. Da die Schweißbeigenspannungen bei den numerischen Rechnungen i.a. vernachlässigt werden, ist somit eine Erklärung für die Unterschiede zwischen numerischen und experimentellen Ergebnissen gegeben.

Es bleibt festzuhalten, daß in numerischen Untersuchungen schub- und/oder druckbelasteter Strukturen (z.B. versteiften Platten) die Berücksichtigung der Schweißbeigenspannungen einen recht erheblichen Einfluß auf das Kraft-Verformungsverhalten haben kann. Dies gilt besonders für den unterkritischen Bereich. Verglichen mit dem Einfluß anderer Faktoren (z.B. Abrostung - Abschnitt 5.4.3.4) ist diese aber eher gering.

Greifen an einer Platte mit aufgeschweißten Steifen Zugbelastungen σ_x an, trägt nur der Bereich zwischen den Steifen. Der schmale Zugspannungsbereich an den Steifen überschreitet die Streckgrenze des Materials und beginnt zu fließen. Bei einer Rücknahme der Belastung σ_x bewegen sich die Ränder der Platte gleichmäßig zurück. Dies ist mit den Randbedingungen der umliegenden Bauteile zu begründen. Durch eine wiederholte Zugbelastung und Entlastung bauen sich die Schweißbeigenspannungen mit der Zeit ab. Eine ausführliche Erläuterung dieses Effektes kann /Soares83/, /Yao97/ entnommen werden.

Da Schiffsstrukturen einer zyklischen Belastung unterliegen, reduzieren sich die Schweißspannungen durch den erwähnten Effekt. Dieses wird auf den Werften beim ersten Aufschwimmen als "Recken des Schiffes" bezeichnet. Bei Strukturen, die ca. 10 - 20 Jahre alt sind, kann also davon ausgegangen werden, daß die Schweißspannungen vernachlässigt werden können. Es macht somit nur Sinn, die Schweißspannungen in lokalen, druckbelasteten FE-Modellen zu berücksichtigen, die den Neubauzustand beschreiben.

In den weiteren Berechnungen für die versteifte Platte werden die in diesem Abschnitt vorgestellten Ergebnisse mit den Schweißspannungen als "Neubauzustand" bezeichnet.

5.4.3.2 Gestalt der Vorverformungen

In diesem Abschnitt soll der Einfluß der verschiedenen, in den Abschnitt 3.6.2.1, dargestellten Vorverformungen untersucht werden. Zu diesem Zweck werden die Ergebnisse von FE-Analysen vorgestellt, die mit der versteiften Platte (T-Profile) ermittelt wurden.

Als Werkstoff wird St52-3 nach Abb. 3-20 genutzt. Abrostung wird nicht berücksichtigt, so daß einheitlich eine Elementdicke von 6 mm anzusetzen ist. Der Wasserdruck beträgt $p_{wz} = 0,1 \frac{N}{mm^2}$. Um den Einfluß der Imperfektionsform möglichst deutlich herauszustellen, wird bei den Berechnungen die Amplitude von $w_0 = 6 \text{ mm}$ gewählt. Dieser Wert entspricht der Blechdicke der Platte. Verglichen mit den tatsächlichen Beultiefen in der Binnenschifffahrt handelt es sich hierbei um eine relativ schwache Schädigung der Struktur. Der einzige Unterschied zwischen den in diesem Abschnitt verwendeten FE-Modellen liegt somit in der Gestalt der Vorverformungen.

Betrachtet man die Ergebnisse für die sinusförmigen Verläufe (b1, b2), so fällt auf, daß die Tragfähigkeit der Platte sogar zunimmt. Dies ist darin begründet, daß die Halbwellen quer zur Belastungsrichtung stehen und die Gesamtstruktur ähnlich wie eine Sicke versteifen. Würde die Belastungsrichtung um 90° gedreht, wäre in jedem Fall eine Reduzierung der Tragfähigkeit zu erwarten.

Für die Vorverformungen, die affin zum ersten und zweiten Eigenwert (e1, e2) verlaufen, werden fast identische Ergebnisse erzielt. Naturgemäß schwächt die erste Eigenform die Struktur etwas mehr.

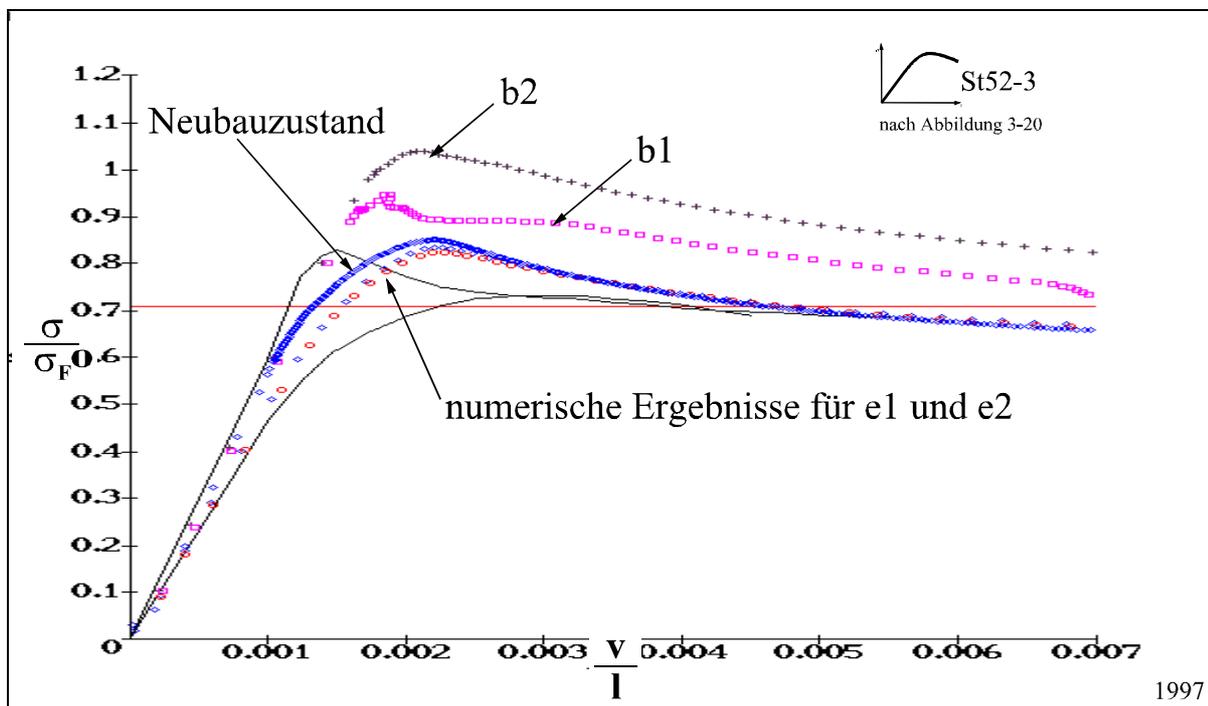


Abb. 5-8: Vergleich der Verformungsergebnisse verschiedener Vorverformungen (e1, e2, b1, b2)

Fig. 5-8: Comparison of the resulting deformations of several initial deformations (e1, e2, b1, b2)

Bei der Betrachtung der lokalen Schäden (l1, l2) ist kaum eine Reduzierung der Tragfähigkeit zu beobachten (Abb. 5-9). Es sind nur geringe Unterschiede zu den Berechnungsergebnissen des Neubauzustandes festzustellen. Aus diesem Grund werden in folgenden Analysen solche lokalen Schäden nicht mehr berücksichtigt.

Ein anderes Verhalten ergibt sich bei den Falten (f1, f2). Obwohl in diesen Analysen nur eine Amplitude von 6 mm (= Blechdicke) angesetzt wurde, ergibt sich doch eine drastische Reduzierung der Tragfähigkeit. Berücksichtigt man weiter, daß die auftretenden Falten in der Praxis häufig ein Vielfaches der Plattendicke betragen (siehe Abb. 1-19), liegt hierin sicherlich eine Ursache für eine echte Gefährdung der Gesamttragfähigkeit.

Als Fazit der vorgestellten Berechnungen läßt sich zusammenfassen, daß die fertigungsbedingten Vorverformungen affin zum ersten Eigenwert gewählt werden können (Erläuterung siehe Abschnitt 3.7). Noch sinnvoller erscheint es jedoch, diese für zukünftige Berechnungen am kompletten Schiff zwischen den Bodenwrangen bzw. Steifen wie die Imperfektionsformen b1 und b2 zu gestalten.

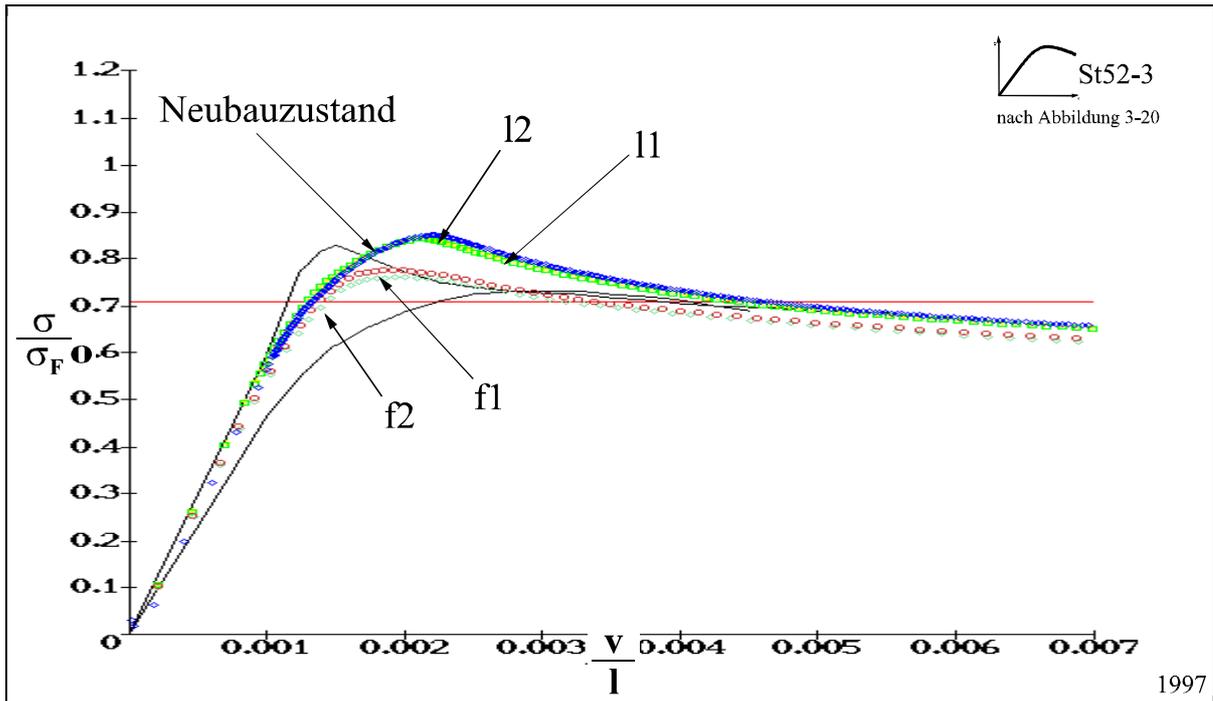


Abb. 5-9: Vergleich der Verformungsergebnisse verschiedener Vorverformungen (f1, f2, l1, l2)

Fig. 5-9: Comparison of the resulting deformations of several initial deformations (f1, f2, l1, l2)

Für die betriebsbedingten Imperfektionen sind insbesondere die Einflüsse aus den sinusförmigen Arbeitsfalten und den scharfkantigen Falten zu erwähnen. In Zusammenhang mit dem Auftreten von anderen ungünstigen Einflüssen liegt hier sicherlich eine Ursache für das Totalversagen von Konstruktionen. Berücksichtigt wird dies in den FE-Analysen der Schiffe durch das Modell E in Kapitel 7 und 8.

5.4.3.3 Auslenkung der Vorverformungen

Im folgenden wird der Einfluß bezüglich der Größe der Vorverformungen überprüft. Hierzu werden neben den Verformungen aus dem Wasserdruck Vorverformungen mit einer Amplitude von $w_0 = 0,2; 0,6; 2,0$ und $6,0$ mm berücksichtigt. Um den Berechnungsaufwand zu beschränken, wird diese Untersuchung nur für die Imperfektionsformen e1 und f2 durchgeführt.

Bei der Imperfektionsform e1 (Abb. 5-10) sind im unterkritischen Bereich kaum Unterschiede zu beobachten. Sie weichen von den Ergebnissen des Neubauzustandes nur unerheblich ab. Lediglich bei der Maximalverformung von $w_0 = 6$ mm ist ein erhöhter Einfluß zu beobachten. Bei größeren Verformungen ($v/l > 0,0025$) relativiert sich dieser Unterschied wieder, so daß die Kurven im überkritischen Bereich annähernd den gleichen Ver-

lauf haben. Dies bedeutet, daß die Vorverformung affin zur Eigenform insgesamt ein gutmütiges Verhalten zeigt. Es bleibt festzustellen, daß auch bei einer größeren Vorverformung ein Senkung der Tragfähigkeit kaum bemerkbar wird. Dies liegt daran, daß im überkritischen Bereich die Verformungen rasch wachsen und so das Verhältnis von Vorverformungen zu den aktuellen Verformungen immer kleiner wird.

Für die Imperfektionsform f2 (Abb. 5-11) ist ein etwas anderes Verhalten zu beobachten. Während die Kurven für eine Vorverformung von 0,2; 0,6 und 2,0 mm nur geringfügig vom Neubauzustand abweichen, ist bei 6,0 mm doch eine deutliche Minderung der Tragfähigkeit zu beobachten. Es ist zu erwarten, daß bei noch größeren Vorverformung dieser Unterschied noch drastischer wird. Diese Faltenform tritt häufig im Innen- und Außenboden mit einem mehrfachen der Blechdicke auf und stellt so eine deutliche Schwächung der Gesamtstruktur dar.

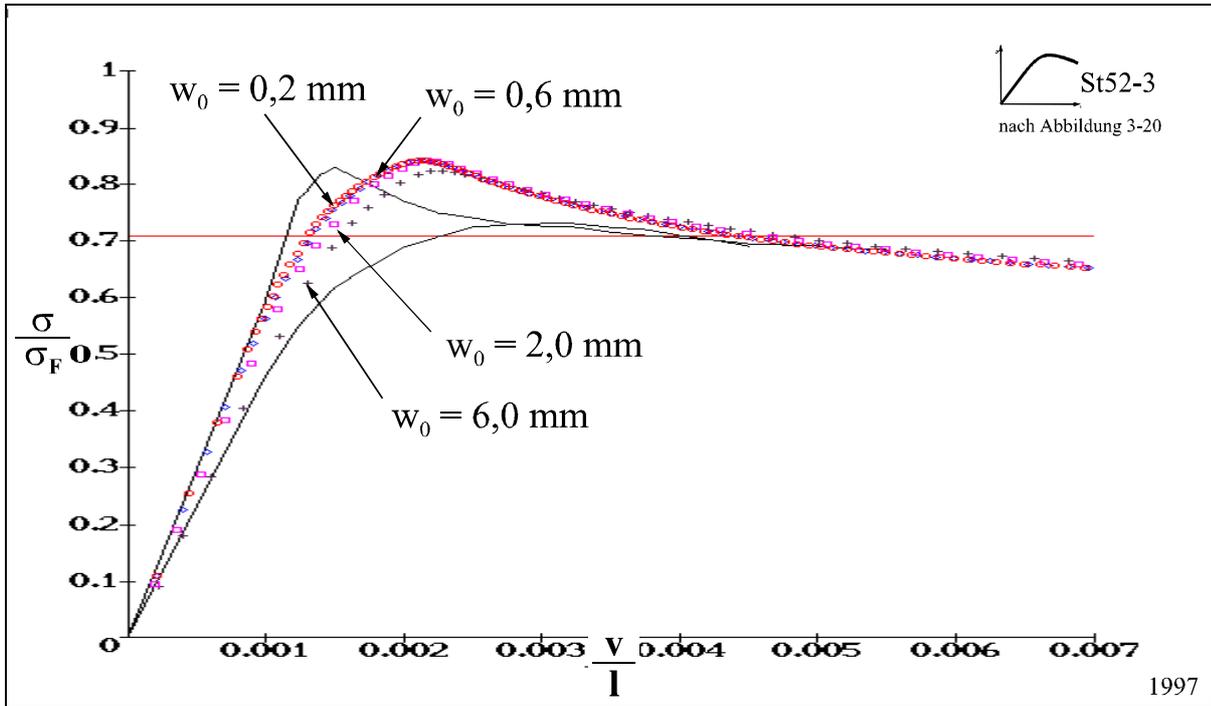


Abb. 5-10: Einfluß der Größe der Imperfektion (e_1)

Fig. 5-10: Influence of the imperfection magnitude (e_1)

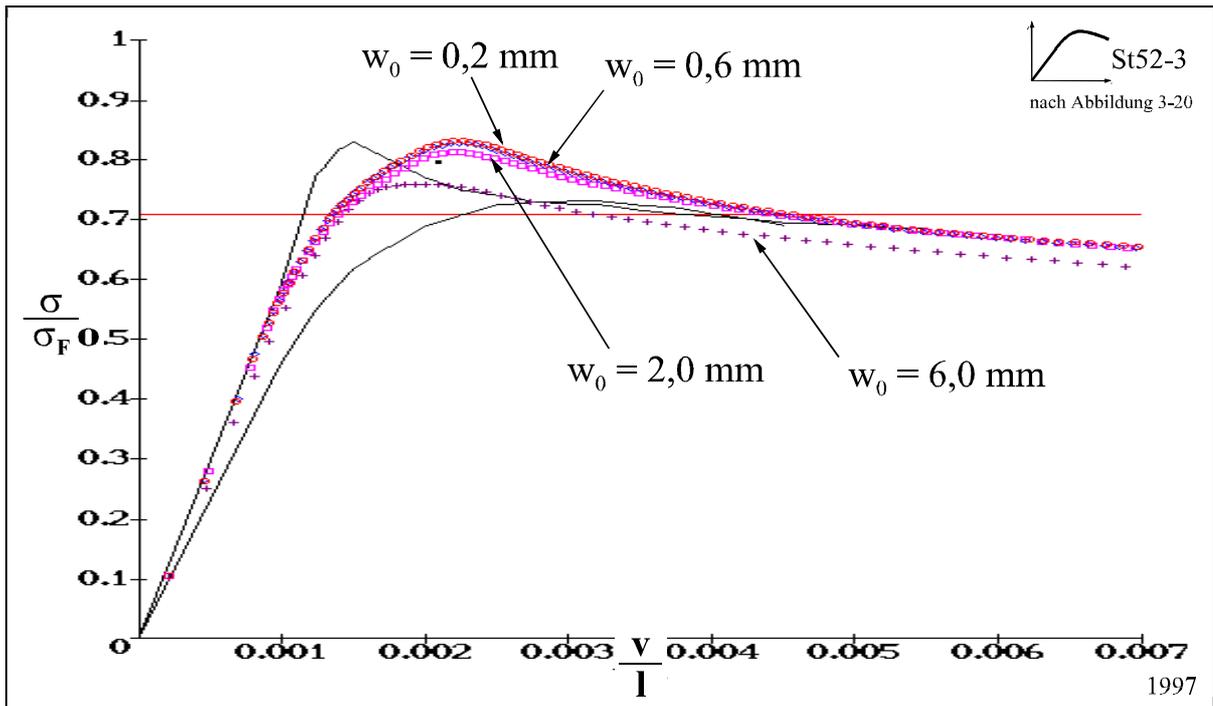


Abb. 5-11: Einfluß der Größe der Imperfektion (f2)

Fig. 5-11: Influence of the imperfection magnitude (f2)

Das Fazit aus diesen Berechnungen ist, daß größere Vorverformungen erwartungsgemäß eine Senkung der Tragfähigkeit zur Folge haben können. Wie drastisch diese Absenkungen erfolgt, hängt im wesentlichen von deren Gestalt ab. Allerdings können diese Verformungen auch eine versteifende Wirkung haben. Wenn z. B. eine sinusförmige Halbwelle zwischen zwei Steifen quer zur Belastungsrichtung läuft, wirkt dies ähnlich einer eingepprägten Sicke.

5.4.3.4 Abrostung

Die Annahmen bezüglich der Korrosion wurden im Abschnitt 5.3 vorgestellt. Es werden nun die Berechnungsergebnisse wiedergegeben, wie sie sich für die Imperfektionsform f2 mit einer Amplitude von $w_0 = 6,0$ mm ergeben. Demnach hat die Materialminderung einen entscheidenden Einfluß auf das Tragverhalten der Konstruktion. Wie in der Abb. 5-12 zu ersehen ist, werden diese Unterschiede schon bei relativ kleinen Verformungen deutlich.

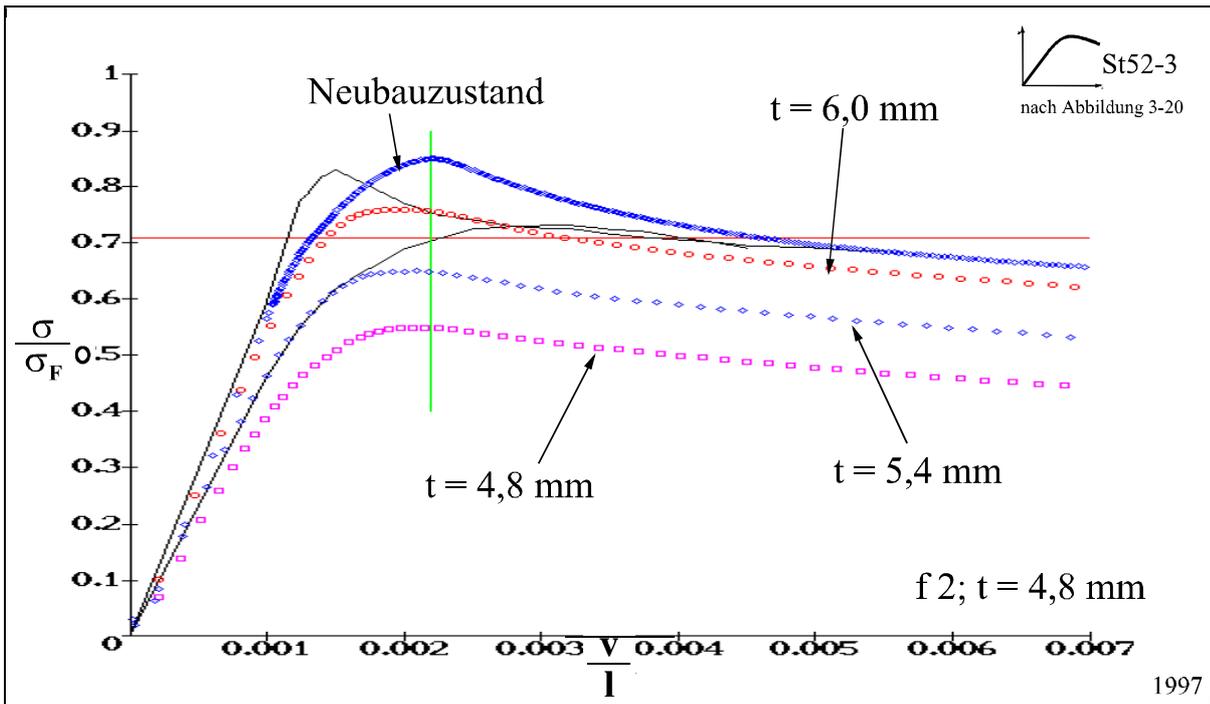


Abb. 5-12: Einfluß der angenommenen Werte für die Abrostung (f2)

Fig. 5-12: Influence of assumed data for corrosion (f2)

Bei einem Verformungsverhältnis von $v/l = 0,0022$ ergibt sich für den ungünstigsten Fall ein Tragfähigkeitsverlust von 35 % (bezogen auf den Neubauzustand). Dies sind 24 % mehr als für die geschädigte Struktur ohne Abrostung.

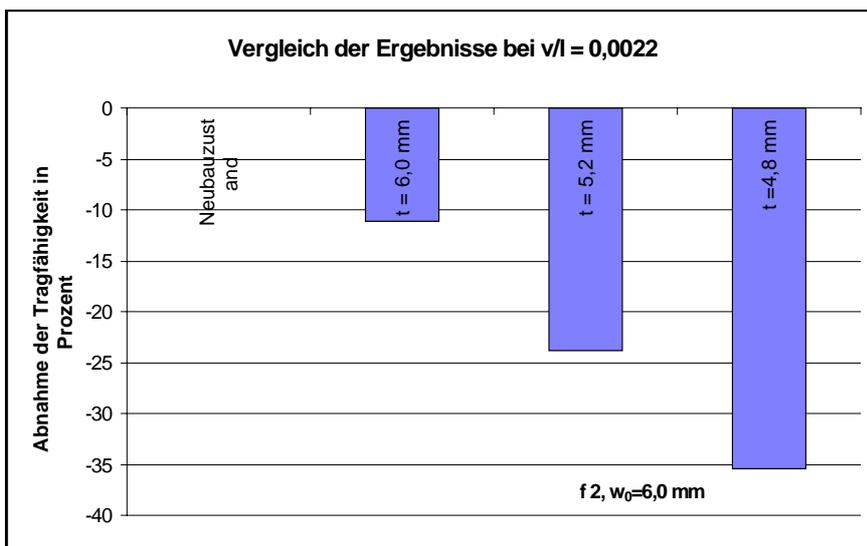


Abb. 5-13: Minderung der Tragfähigkeit ($v/l = 0,0022$)

Fig. 5-13: Reduction of the load-carrying capacity ($v/l = 0,0022$)

Im Vergleich zu den anderen Imperfektionen hat die Abrostung eine sehr drastische Reduzierung der Tragfähigkeit zur Folge. Betrachtet man die ohnehin geringen Plattendicken des Binnenschiffbaus und den hohen Materialverlust von $0,1 \text{ mm/Jahr}$, so ist hier sicherlich einer der Hauptgründe für den hohen Reparaturbedarf der Binnenschiffe nach einigen Betriebsjahren zu sehen.

5.4.4 Einfluß der Profilform

In den bisherigen Untersuchungen wurden die Auswirkungen von Imperfektionen auf die Tragfähigkeit der versteiften Platte untersucht. In den nachfolgenden Abschnitten werden konstruktive Änderungen analysiert, um zu ermitteln, wie sie sich diese auf das unter- und überkritische Tragverhalten auswirken.

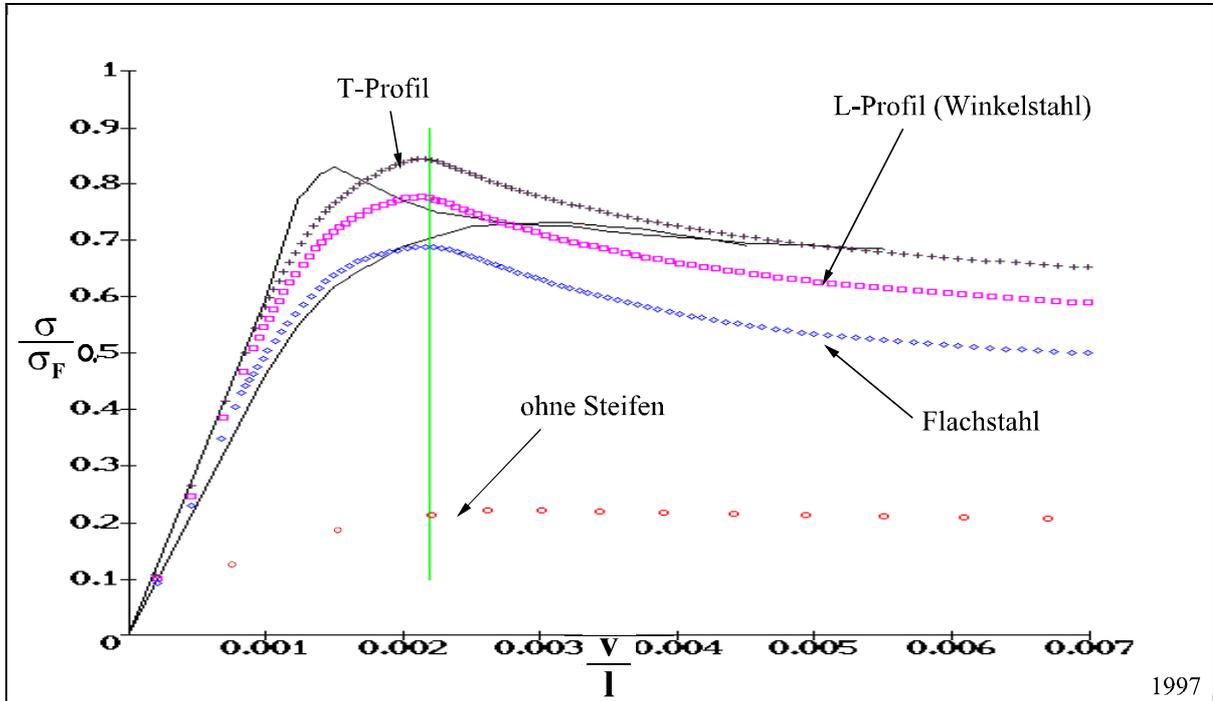


Abb. 5-14: Einfluß der Profilform

Fig. 5-14: Influence of the stiffener shape

Abb. 5-14 zeigt das Tragverhalten für die verschiedenen Profilformen. Hierbei werden lediglich die Ergebnisse dargelegt, wie sie für die Platte im Neubauzustand ermittelt wurden.

Es ist allerdings zu erwähnen, daß für die Erstellung der Profile kein einheitlicher Materialaufwand betrieben wurde. Die Stege und Flansche sind alle 6,0 mm dick. Daraus ergeben sich für alle Profile unterschiedliche Trägheitsmomente bei unterschiedlichem Gewicht, wodurch die Ergebnisse nur bedingt vergleichbar sind. Würden das Trägheitsmoment des Flachstahl und des L-Profils an das des T-Profils angeglichen, so ergebe sich auch eine geringfügig erhöhte Tragfähigkeit.

In den folgenden Plots (Abb. 5-15) überrascht es zunächst, daß die Durchbiegung für die Platte mit den Flachstählen geringer ausfällt als bei einer Versteifung mit Winkel- oder T-Profilen. Bei genauerer Betrachtung fällt aber auf, daß unterschiedliche Beulformen vorliegen. Wie bereits erwähnt, ist dies der Grund, warum sich die Durchbiegung der Platte nur sehr schlecht zum Vergleich der Ergebnisse eignet.

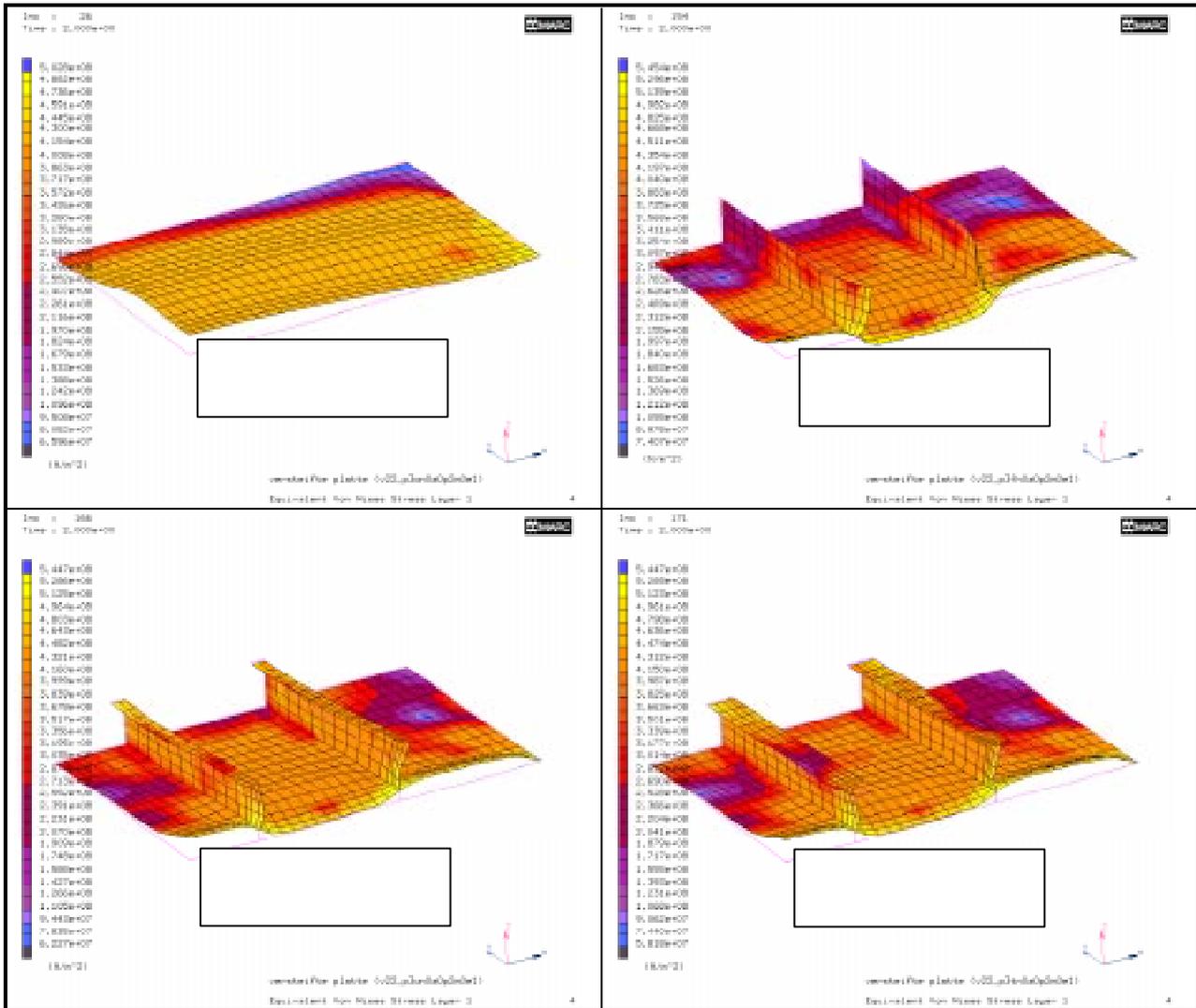


Abb. 5-15: Mises-Vergleichsspannung in der Deckschicht der Schalenelemente bei einer Randverschiebung von $v_{\max} = 10$ mm

Fig. 5-15: Equivalent Mises Stress in the top layer of the shell elements for edge displacement $v_{\max} = 10$ mm

5.4.5 Einfluß des Werkstoffes

Neben der Veränderung der Profilform besteht in der Wahl des Werkstoffes eine weitere Möglichkeit, das Verhalten der Konstruktion zu beeinflussen.

Bei Stabilitätsproblemen wird häufig argumentiert, daß eine höhere Stahlfestigkeit sich nicht auf das Tragverhalten auswirken kann. Diese Aussage ist darin begründet, daß i.a. der erste Eigenwert der Struktur als Knick- oder Beulkriterium genutzt wird. Bei der Berechnung der entsprechenden kritischen Knick- oder Beullast geht somit nur der E-Modul ein - und dieser wird für alle Stähle gleich groß angesetzt. Die Festigkeitskennwerte, also die Streckgrenze bzw. die Mindestzugfestigkeit, bleiben dabei unberücksichtigt. Im folgenden wird gezeigt, daß diese Aussage für den unterkritischen Bereich korrekt ist, für den überkritischen Bereich dagegen diese Festigkeitskennwerte eine wichtige Rolle spielen.

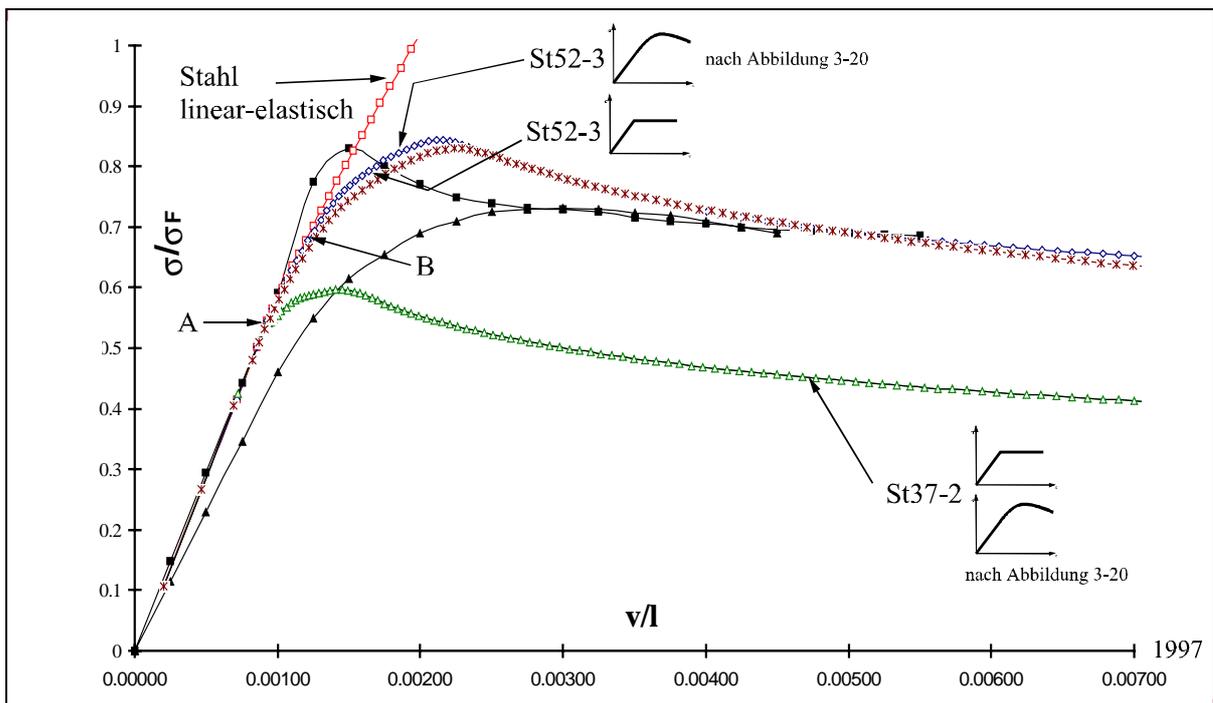


Abb. 5-16: Einfluß der Streckgrenze und der Werkstoffverfestigung

Fig. 5-16: Influence of yield point and work hardening

Dies ist darin begründet, daß bei Plastizierungen im Material die Steifigkeit der Struktur nicht mehr durch den E-Modul sondern durch den kleineren Tangentenmodul bestimmt wird. So kann es durchaus geschehen, daß bei Verwendung von Stählen mit geringer Festigkeit die Steifigkeit deutlich abfällt, bevor die kritische Last (aus dem ersten Eigenwert) erreicht wird. Dieses wird in den entsprechenden Regelwerken über materialabhängige Faktoren (z.B. $f_{y,K}$ in der DIN 18800) berücksichtigt.

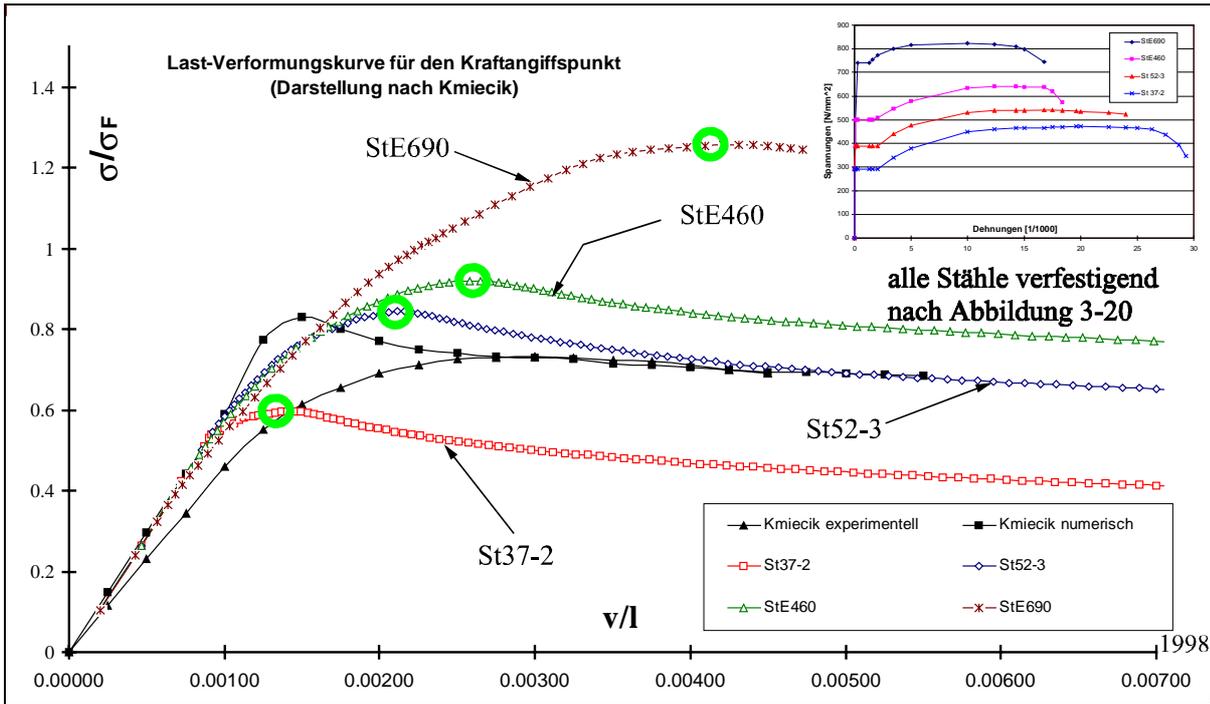


Abb. 5-17: Einfluß der Materialfestigkeit

Fig. 5-17: Influence of material strength

In dem Diagramm der Abb. 5-16 wird anschaulich, daß sich der Verformungsverlauf sehr stark ändert, sobald Plastizierungen im Material auftreten (Punkt A für St37-2 und B für St52-3) und dann der Tangentenmodul die Steifigkeit der Struktur bestimmt. Auffallend ist der geringe Einfluß der Werkstoffverfestigung. Zwischen den

Ergebnissen des ideal-plastischen und des realen (nach Abb. 3-20) Materialmodells für die Stähle St37-2 und St52-3 sind kaum Unterschiede zu erkennen.

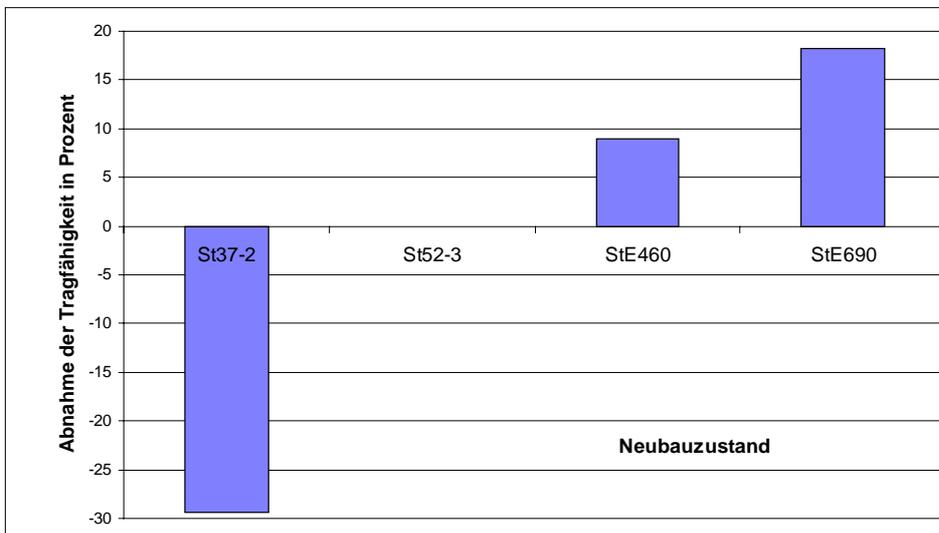


Abb. 5-18: Änderung der Tragfähigkeit in Abhängigkeit vom verwendeten Werkstoff

Fig. 5-18: Change of load-carrying capacity with material used

Die Darstellungen Abb. 5-17 und Abb. 5-18 zeigen noch einmal, wie die Streckgrenze eines Stahles das Stabilitätsverhalten beeinflusst. Bezogen auf St52-3 liegt die Tragfähigkeit des St37-2 um 30% niedriger. Hingegen kann durch den StE460 und StE690 eine Steigerung von 9 bzw. 18% erreicht werden. Allerdings ist ggf. zu prüfen, ob die damit verbundenen großen Verformungen noch als zulässig angesehen werden können.

5.5 Auswertung der Ergebnisse

In diesem Kapitel wurden Ursachen untersucht, die das Tragverhalten einer schiffstypischen Konstruktion beeinflussen. Zu diesem Zweck wurde das FE-Modell einer versteiften Platte verwendet und mit dem Programmsystem **MARC / MENTAT** analysiert. Die Berechnungen umfassen sowohl geometrische als auch physikalische Nichtlinearitäten. Es wurde sehr deutlich, daß sich experimentelle und numerische Untersuchungen nur sehr schwer vergleichen lassen, wenn die genauen Werkstoffdaten des Experimentes unbekannt sind. Die untersuchten Parameter sind zum einen die Imperfektionen der Platte. Bei der Betrachtung der **Schweißbeigenspannungen** wurde festgestellt, daß durch die relativ hohen Druckspannungen in Plattenmitte eine deutliche Absenkung der Tragfähigkeit entsteht. Weiter wird erläutert, daß sich die Schweißbeigenspannungen durch eine wiederholte Zugbelastung und Entlastung mit der Zeit reduzieren. Da Schiffsstrukturen einer zyklischen Belastung unterliegen, bauen sich die Schweißbeigenspannungen durch den erwähnten Effekt ab. Bei Strukturen, die ca. 10 - 20 Jahre alt sind, kann somit davon ausgegangen werden, daß die Schweißbeigenspannungen vernachlässigt werden können. Es macht somit nur Sinn, die Schweißbeigenspannungen in lokalen, druckbelasteten FE-Modellen zu berücksichtigen, die den Neubauzustand beschreiben. Aus diesem Grund werden sie in den folgenden globalen Untersuchungen an den Schiffen vernachlässigt.

Bei der Betrachtung der **fertigungsbedingten Vorverformungen** werden diese bei der versteiften Platte affin zur ersten Eigenform gewählt. Diese allgemein übliche Vorgehensweise erwies sich als geeignet. Bei den **betriebsbedingten Imperfektionen** wurden Schädigungsformen untersucht, wie sie an verschiedenen Stellen der Binnenschiffe auftreten. Hier sind insbesondere die negativen Einflüsse aus den sinusförmigen Halbwellen und scharfkantigen Falten zu nennen.

Auch die Größe der Vorverformungen (Beulentiefe) wurde betrachtet. Hierbei wurde das wenig überraschende Ergebnis erzielt, daß **größere Auslenkungen bei den Vorverformungen** eine Senkung der Belastbarkeit der Struktur zur Folge haben können. Wie deutlich diese Minderung einsetzt, hängt im wesentlichen von der Gestalt der Vorverformungen ab.

Im Vergleich zu den anderen Imperfektionen hat die **Abrostung** eine sehr drastische Reduzierung der Tragfähigkeit zur Folge. Betrachtet man die ohnehin geringen Plattendicken des Binnenschiffbaus und den hohen Materialverlust von $0,1 \text{ mm}/\text{Jahr}$, so ist hier sicherlich einer der Hauptgründe für den hohen Reparaturbedarf der Binnenschiffe nach einigen Betriebsjahren zu sehen.

Die **Wahl der aufgesetzten Steifenprofile** ist ein weiterer untersuchter Punkt. Die hierbei erzielten Ergebnisse entsprechen den Erwartungen. Es werden einige Überlegungen erörtert wie diese Platte mit Hilfe moderner Software als Optimierungsproblem behandelt werden kann.

Abschließend wurde der Einfluß des Werkstoffes behandelt. Bei einem Vergleich der Verformungen für unterschiedliche Stähle wurde der **Einfluß der Streckgrenze** deutlich. Im Vergleich zu dem linear-elastischem Materialmodell wird die Wirkung der Plastizierungen herausgearbeitet. Sobald diese auftreten, führt dies dazu, daß in der Steifigkeitsmatrix statt des klassischen E-Moduls der kleinere Wert des Tangentenmoduls einzusetzen ist. Wie mehrfach gezeigt, weicht hierdurch der Kraft-Verformungsverlauf des plastizierenden Materials stark vom linear-elastischem ab. Eine rein geometrisch nichtlineare Betrachtung eines Stabilitätsproblems erscheint somit fragwürdig. Um ein möglichst genaues Bild vom tatsächlichen Verhalten der Struktur zu erhalten, ist eine realistische Nachbildung der Plastizierungen unverzichtbar. Allerdings wurde auch deutlich, daß in den Berechnungsergebnissen kaum Unterschiede zwischen den ideal-plastischen und dem realen Materialmodellen erkennbar sind. Die Verfestigung des Stahles hat somit nur unwesentlichen Einfluß auf die Verformungen.

Fazit:

Bei großen Verformungen wird eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen und den rechnerischen Ergebnissen erzielt. Größere Abweichungen treten bei kleineren Deformationen im Bereich der Kollapslast auf. Je mehr Aufwand betrieben wird, um ein möglichst realitätsnahes Modell zu erhalten (z.B. durch Berücksichtigung der Schweißbeigenspannungen) desto größer wird die Annäherung der numerischen und experimentellen Ergebnisse. Beim Vergleich der Kurvenverläufe ist aber immer zu beachten, daß in der vorliegenden Arbeit einige Unwägbarkeiten unberücksichtigt bleiben mußten. Diese führen zwangsläufig zu Abweichungen zwischen den experimentellen Daten und den Berechnungsergebnissen. Dazu zählen die unvollständigen Werkstoffdaten des Versuch, die idealisierte Randbedingungen sowie die unbekanntene Vorverformungen der Platte im Experiment.

