

Multizellulare Glashohlkugeln zur Verstärkung von Doppelhüllen in der Schiffskonstruktion

Martin Schöttelndreyer¹, Eike Lehmann¹, Christian Thieme² und Moritz Greulich²

¹Techische Universität Hamburg-Harburg, Hamburg, Deutschland

²ThyssenKrupp Marine Systems GmbH; Hamburg, Deutschland

Summary

The behaviour of ship double hull side structures in case of a collision was investigated in four quasi-static and large scaled experiments on the test facility of the Institute for Ship Structural Design and Analysis of TUHH. Two of the experiments were performed with a side structure filled with multicellular glass hollow spheres. On the basis of these experiments the accompanied simulations could have been validated. For the determination of the material properties several tests were conducted. Details can be taken from the corresponding final report of the joint research project ELKOS [6].

The paper presents one example of application for which the experience gained can be transferred to simulations. The example of application deals with a ship-to-ship collision between a small container vessel and a standard barge. For simulations close to reality the evaluation of hydrodynamic added mass is of high importance. The added mass describes the additional effect resulting from the fluid acting on the accelerated structure during the collision.

The calculations of the example of application are performed with the explicit finite element program LS-DYNA applying the subroutine MCOL whereas the added mass is evaluated by RANS simulations (conducted with the computational fluid dynamics program CFX). Finally a comparison of the calculations to values out of literature is presented.

The achieved results show that the application of multicellular glass hollow spheres improves the collision resistance significantly without changing the conventional side structure. For the presented example flooding of the aft compartment could have been prevented.

This paper follows up the publication at ACUM 2011 Tautz et al. [19] as well as the presentation of Schöttelndreyer et al. [15] at ACUM 2012.

Keywords

Schiffskollision, Schiffbau, Kollisionsversuche, Kollisionsschutz, ship-to-ship collision, shipbuilding, collision experiments

1. Einführung

An der deutschen Küste haben sich nach [9] von 1985-1997 insgesamt 128 Kollisionen ereignet. Sehr detaillierte Angaben können für den Zeitraum von Ende 2002 bis Mitte 2012 den veröffentlichten Jahres- und Untersuchungsberichten der Bundesstelle für Seeunfalluntersuchung (BSU) entnommen werden. Die von der BSU untersuchten Seeunfälle ereigneten sich innerhalb des deutschen Hoheitsgebietes und Wirtschaftszone, auf deutschen Seeschiffahrtsstraßen und von, nach und in den an diesen gelegenen Häfen sowie unter Beteiligung von Seeschiffen unter deutscher Flagge weltweit. In den oben genannten Zeitraum wurden 66 Schiffskollisionen registriert und untersucht. Die meisten Kollisionen ereigneten sich im Nord-Ostsee-Kanal (NOK) (12 Fälle) gefolgt vom Hamburger Hafen (10 Fälle), Elbe (6 Fälle), Weser (4 Fälle) und Kiel (3 Fälle). Insgesamt waren 16 Tankschiffe (davon ein Schubleichter) beteiligt. Fünf Schiffe sind an infolge der Kollision gesunken. Dabei verloren 3 Personen ihr Leben im NOK und 1 Person auf der Unterelbe.

Erst kürzlich am 05.03.2014 kollidierte das vom Kurs abgekommene Frachtschiff WILSON FEDJE mit dem Binnenschiff JADE Eingangs des Hamburger Hafens auf Höhe Lotsenstation/ Köhlfleethafen, siehe Fig.1. Zum Zeitpunkt der Kollision herrschte schlechte Sicht wegen dichten Nebel. Die Geschwindigkeit der WILSON FEDJE von 7,9 kn konnte der Internetseite von MarineTraffic entnommen werden. Der Fig. 1 nach zu urteilen, sind die Schiffe fast rechtwinklig zusammengestoßen.



Fig. 1: links: Kollisionsort und rammendes Schiff aus [1]; rechts: gerammtes Schiff aus [2]

Das gerammte Schiff JADE konnte mit eigenem Antrieb auf den Elbstrand gesetzt werden und dadurch den Untergang verhindern.

Im Dezember 2012 ereignete sich die wohl tragischste Schiffskollision der jüngsten Geschichte. Am 5. Dezember kollidierte der erst 5 Jahre alte Autotransporter BALTIC ACE mit dem Containerschiff CORVUS J auf einer der meist befahrenen Schiffsrouten der Welt vor der niederländischen Küste. Die BALTIC ACE wurde im hinteren Bereich in einem fast rechtwinkligen Kollisionswinkel getroffen und sank in kürzester Zeit. Bei diesem Unfall verloren 11 Seeleute ihr Leben.

Die hier vorgestellten Daten und Unfälle spiegeln nur einen Bruchteil aller Schiffskollisionen weltweit wieder. Sie machen aber deutlich, dass Schiffskollisionen zum Seeverkehr gehören und trotz modernster Technik nicht verhindert werden können. In den letzten Jahren wurde eine Menge neuartiger Schiffsseitenstrukturen präsentiert. Trotz ihrer Wirksamkeit wurden diese Konzepte nicht in die Realität umgesetzt. Ausnahme: zwei 70m lange Binnen-Gastanker mit Y-Shape-Sandwich und zwei Barge [7].

Es gibt mehrere Gründe, warum diese Konzepte keine Anwendung gefunden haben. Die Konstruktion von Schiffen hat sich über Jahrhunderte entwickelt und bewährt. Es birgt daher für Reeder ein schwer zu kalkulierendes Risiko für den Schiffsbetrieb, wenn er sich für eine innovative Struktur entscheidet. Konstruktive Maßnahmen sind sehr kostenintensiv in der Fertigung und erschweren darüber hinaus die Wartung bzw. Inspektion. Für Reedereien müssen zusätzlich anfallende Kosten einen wirtschaftlichen Nutzen mit sich bringen, wie z.B Reduzierung der Versicherungskosten, Vorteile bei einzuhaltenden Vorschriften, usw. Ein für Reeder lukratives Konzept zur Stärkung von Schiffsseitenwänden muss somit Kosten günstig sein, leicht spätere Besichtigungen zulassen und die herkömmliche Schiffsstruktur nicht beeinflussen, um eventuelle Betriebsschäden zu vermeiden.

In dem Forschungsvorhaben ELKOS wurde an der TUHH am Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen eine sehr einfache Möglichkeit, Schiffsseitenwände zu verstärken, in Kollisionsversuchen im Maßstab ca. 1:3 untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass durch Einbringen von multizellularen Glashohlkugeln in die Doppelhüllenstruktur eine signifikante Erhöhung der Energieaufnahmefähigkeit von 71% erreicht werden kann, die durch zwei Effekte verursacht wird. Als Primäreffekt erfolgt eine

zusätzliche Energieaufnahme durch Kompression des Füllstoffs. Als Sekundäreffekt wird über den Füllstoff eine großflächige Lastableitung in die umgebende Stahlstruktur mit einhergehender Energie-dissipation durch plastische Strukturverformung erreicht. Bei dem gewählten mineralischen Füllstoff handelt es sich um multizelluläre Glashohlkugeln, die einen Partikeldurchmesser von 2-8 mm und eine Schüttdichte von 190-250 kg/m³ besitzen. Das entspricht ca. 25% der spezifischen Dichte von See-wasser und würde im Fall einer Flutung für zusätzlichen Auftrieb sorgen.

Das gesamte Versuchskonzept wurde von Tautz et al. in [19] vorgestellt. Alle Details und Ergebnisse können auch dem Abschlussbericht [6] entnommen werden.

2. Simulation

2.1 Kollisionsszenario

In Anlehnung an die Kollision der WILSON FEDJE und der JADE im Hamburger Hafen soll die Wirkung der multizellulären Glashohlkugeln numerisch auf Großstrukturen übertragen werden. Hiefür wird als rammendes Schiff ein kleines Containerschiff mit einer Verdrängung von 6.569 t und einem Tiefgang von 4 m gewählt. Dieses trifft im Winkel von 90° eine frei schwimmende Schute mit Schubeinheit ohne Fahrt im hinterem Viertel. Die Schute besitzt eine Länge von 76,5 m, eine Breite von 11,4 m und eine Verdrängung von knapp 1.200 t. Die Schubeinheit hat eine Länge von knapp 25 m mit einer Verdrängung von ca. 260 t. Die Daten der Schute beschreiben einen Euro II Leichter und können den Veröffentlichungen [3] u. [11] entnommen werden.

Um das kinematische/ kinetische System realistisch beschreiben zu können, muss zunächst das strukturelle Verhalten des getroffenen Gegners numerisch abgebildet werden.

2.2 Modellierung der multizellulären Glashohlkugeln

Um in der Praxis Anwendung zu finden, ist es erforderlich, dass die Materialeigenschaften leicht zu bestimmen und übertragbar auf Simulationen großer Strukturen sind, ohne dabei zu viel Rechenzeit zu benötigen. Aus diesem Grund werden die multizellulären Füllstoffe durch einfachintegrierte Volumenelemente diskretisiert und somit in gewisser Weise homogenisiert. Die Materialeigenschaften der multizellulären Glashohlkugeln werden durch ein bekanntes Materialmodell berücksichtigt, die das elasto-plastische Materialverhalten über eine Fließfunktion abbildet. Das in LS-DYNA hinterlegte Material *MAT_SOIL_AND_FOAM ist ein sehr stabiles und robustes Modell, um Erdböden und Schäume zu beschreiben, deren Eigenschaften schwer zu bestimmen sind und durch Strukturen (oder geometrischen Randbedingungen) begrenzt sind. Anfänglich wurde das Materialmodell für die numerische Beschreibung von zellartigem Beton bzw. Gasbeton entwickelt und wird von Krieg in [12] detailliert beschrieben. Die Fließfunktion besteht aus einem volumetrischen Anteil und einem deviatorischen Anteil. Der volumetrische Anteil wird in tabellarischer Form eingegeben und beschreibt das Verhalten der Füllstoffe unter hydrostatischem Druck, bei dem alle drei Hauptspannungen denselben Wert besitzen. Der deviatorische Anteil wird durch die Fließfunktion in Abhängigkeit der zweiten Invariante des Spannungsdeviators J_2 und des hydrostatischen Drucks p nach (1) beschrieben.

$$\varphi = J_2 - [a_0 + a_1 p + a_2 p^2] \leq 0 \quad (1)$$

Dabei sind a_0 , a_1 und a_2 Konstanten, die die deviatorische Ebene charakterisieren und bestimmt werden müssen. Im Hauptspannungsraum spannt die Fließfunktion einen parabolischen Kegel auf, siehe Fig. 2.

Mit den aus Triaxialversuchen ermittelten Messwerten zum Zeitpunkt des Scherbruches und der Beziehung (1) lassen sich die drei Konstanten nach [16] bestimmen. Der volumetrische Anteil der Fließfunktion wird über durchgeführte uniaxiale Druckversuche bestimmt, siehe [16].

Berechnungen des uniaxialen Druckversuches haben in [14] ergeben, dass gute Rechenergebnisse mit einfachintegrierten Hexaederelementen (Elementtyp 1) erzielt werden und dass für den Kontakt zwischen multizellulären Glashohlkugeln und Stahlstruktur keine speziellen Eingaben benötigt werden.

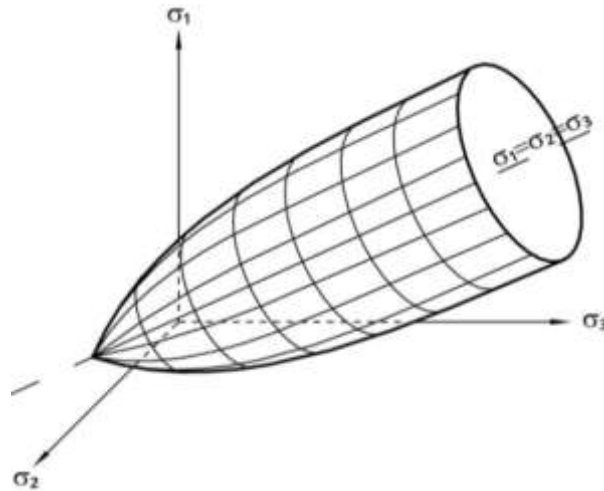


Fig. 2: Fließbedingung Soil and Foam

Die voreingestellte Penalty-Methode mit angepasster Kontaktsteifigkeit liefert sehr stabile Berechnungen. Die Kontaktsteifigkeit k hängt von dem Kompressionsmodul K des Materials, der Segmentfläche A und dem Elementvolumen V ab.

$$k = \text{sfsfac} \cdot \text{sf} \cdot K \frac{A^2}{V} \quad (2)$$

Die Parameter sfsfac (global) und sf (lokal) sind Skalierungsfaktoren der Kontaktsteifigkeit. Die Berechnungen in [14] zeigen, dass kleinere Werte (gewählt: 0,01) bei dem globalen Skalierungsfaktor einen stabileren Kontakt liefern. Für den lokalen Skalierfaktor werden die Voreinstellungen übernommen.

Mit den zuvor beschriebenen Einstellungen lässt sich beim Nachrechnen des uniaxialen Druckversuches feststellen, dass die Größe der Volumenelemente keinen signifikanten Einfluss auf die gemessene Kraft des Stempels (F_2) und der Reaktionskraft (F_1) hat. Dies ist der Fig. 3 zu entnehmen.

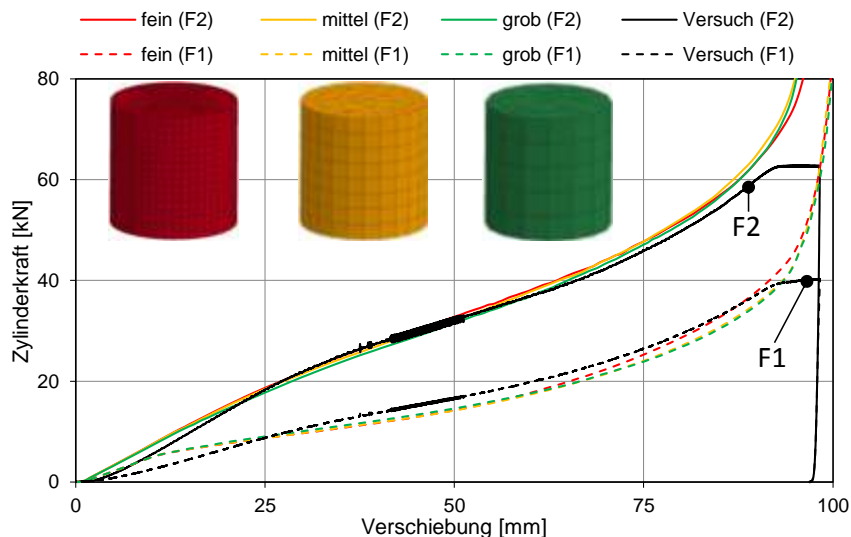


Fig. 3: Einfluss der Netzfeinheit beim uniaxialen Druckversuch

2.2 Kollisionsversuche ohne multizelluläre Glashohlkugeln (KV1)

Um die hochkomplexen mechanischen Effekte der Struktur bei einer Kollision bestimmen zu können, wurden im Rahmen des zuvor erwähnten Forschungsvorhabens vier quasi-statische Kollisionsversu-

che durchgeführt, über die die verschiedenen nicht linearen Berechnungsmethoden validiert worden sind. Der Modellkörper aus Fig. 4 ist von dem CONRO 220 der Flensburger Schiffbau-Gesellschaft abgeleitet worden und wird über zwei Widerlager horizontal und vertikal gelagert. Die gelbe Traverse wird von vier Hydraulikzylindern mit einer max. Druckkraft von jeweils 1000 kN geführt. In der Mitte der Traverse wird der starre Bugwulst befestigt und in mehreren Hüben in die Seitenhülle gedrückt.



Fig. 4: Kollisionsversuch an der TUHH

Für die expliziten FE-Rechnungen muss eine kritische Dehnung ausgerechnet werden, bei der die Elemente gelöscht werden. Eine in der Praxis oft angewendete robuste Methode ist das Versagenskriterium des Germanischen Lloyds, das von Jamarillo, Scharrer, Zhang und Egge in [10] erstellt worden ist. Demnach errechnet sich die kritische Dehnung der ersten Hauptdehnung nach Formel (3) und hängt von der Plattenstärke t und der Elementkantenlänge l ab.

$$\varepsilon_k = 0,056 + 0,54 \cdot \frac{t}{l} \quad (3)$$

Das Bruchkriterium kann über die Volumenkonstanz in Dickenrichtung nach Formel (4) erweitert werden.

$$\varepsilon_t = \frac{\varepsilon_k}{1 + \varepsilon_k} \quad (4)$$

Die Elemente werden gelöscht, wenn eine der beiden Bruchdehnungen erreicht wird.

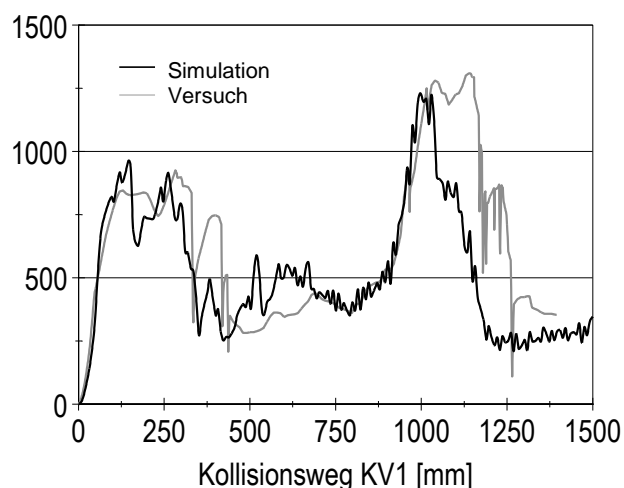


Fig. 5: Kollisionsversuch an der TUHH

Vergleicht man die Versuchsergebnisse mit den Ergebnissen aus der Simulation in Fig. 5, so lässt sich eine gute Übereinstimmung feststellen.

Alle strukturellen Komponenten aus Stahl werden mit dem Schalenelement Belytschko-Lin-Tsay (Typ 2) mit fünf Integrationspunkten über die Dicke modelliert. Es wird ein Reibbeiwert von 0,23 für Stahl auf Stahl sowie eine Querkontraktionszahl von 0,3 angenommen und das in LS-DYNA implementierte Material *MAT_MODIFIED_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY verwendet.

Die Materialeigenschaften wurden aus Zugversuchen ermittelt. Aus den gemessenen Werten der technischen Spannungs-Dehnungs-Kurve konnte anschließend eine wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve generiert werden. Die genauen Angaben können ebenfalls dem Abschlussbericht [6] entnommen werden.

2.3 Kollisionsversuch mit multizelluläre Glashohlkugeln (KV3)

Um die multizellulären Glashohlkugeln ohne geometriebedingte Kontaktprobleme implementieren zu können, werden diese in Blockform (getrennt durch Rahmen) in die Struktur eingesetzt. Dazu werden die Profile der Längsspannten mit Hughes-Liu Balkenelemente (Typ 1) modelliert. Unter Berücksichtigung der Flächengleichheit und der Schlagrichtung konnte in [16] eine Bruchdehnung für die hier vorliegende Profilgröße von 11,5% numerisch ermittelt werden.

Werden die Berechnungsergebnisse den Versuchsergebnissen in Fig. 6 gegenübergestellt und verglichen, so lässt sich für das Versagen der Außenhaut und der Außenhautlängsspannten eine sehr gute Übereinstimmung beobachten (Kraftverlauf bis 350mm Weg). Nach dem durchdringen der Außenhaut liegen die berechneten Werte leicht unterhalb der gemessenen Werte. Das Kraftniveau beim Einreißen der Innenhülle wird um 5,0% unterschätzt (903mm) und der dazugehörige Kollisionsweg um 1,5% überschätzt. Lediglich das Versagen der Innenhüllenspannten wird in der Simulation stärker überschätzt.

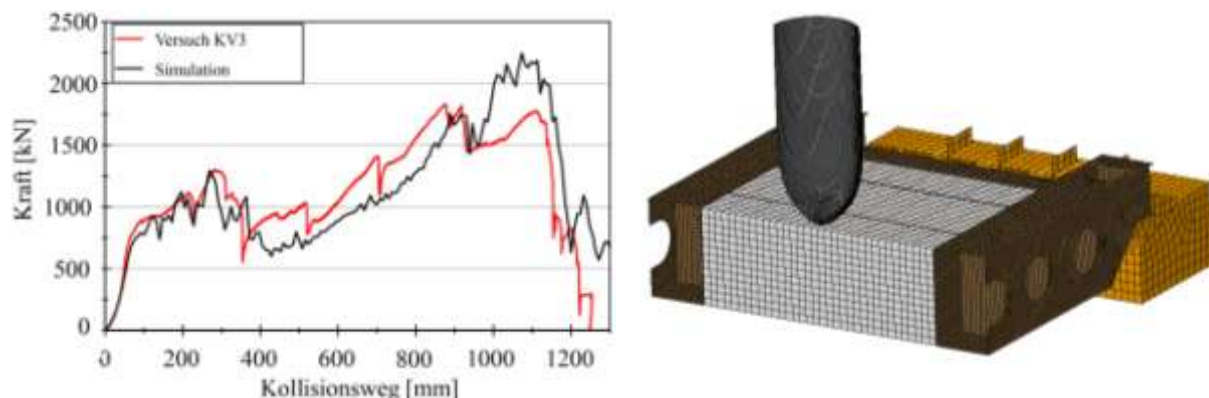


Fig. 6: Kollisionsversuch mit Füllstoff vs. Rechnung; links: Lastverformungskurve; rechts: ½ FE-Modell ohne Außenhaut

Es ist festzuhalten, dass die Simulation den Versagensmechanismus bis zum Anreißen der Innenhülle zufriedenstellend abbildet und somit das Anwenden auf Großstrukturen numerisch zulässt.

3. Berechnung der Kollision zwischen Containerschiff und Schute

Für die Kollision wird eine Berechnungsmethode entwickelt, die die Verwendung von zwei kommerziellen Programmen erfordert. Der durch den dynamischen Stoßvorgang hervorgerufene strukturelle Schaden der Schute wird analog zu den Versuchen mit dem Programm LS-DYNA berechnet. Um eine realitätsnahe Aussage treffen zu können, ist die Vorhersage der hydrodynamischen Effekte in Form von Zusatzmassen notwendig. Diese können mit dem Programm LS-DYNA berücksichtigt werden, in dem die einzelnen Terme der Bewegungsgleichung in Matrixschreibweise analytisch bestimmt und durch eine Subroutine über *BOUNDARY_MCOL in die Berechnung implementiert werden.

Der theoretische Hintergrund stammt aus den Veröffentlichungen von Ferry [4], [5]. Ausführlich beschriebene Anwendungsbeispiele sind in z.B. Biehl [3] und Le Sourné [17] zu finden.

3.1 LS – DYNA mit Subroutine MCOL

Das Aufeinandertreffen von zwei schwimmenden Körpern ist ein hoch komplexer Vorgang, der sich über die Bilanz der Energien aus Gleichung (5) am besten veranschaulichen lässt. Die im System befindliche Energie E_0 muss zu jedem Zeitpunkt der kinetischen Energie E_{kin} der Kollisionspartner vor dem Zusammenstoß entsprechen. Die Differenz der anfänglich und momentan im System befindlichen kinetischen Energie wird über strukturelle Verformungs- (E_{Def}), Dämpfungs- (E_{Dam}) sowie Reibungsenergie (E_{Frc}) und durch äußere Arbeit (E_{Ext}) z.B. Wellen ausgeglichen.

$$E_0 = E_{kin}(t) + E_{Def}(t) + E_{Dam}(t) + E_{Frc}(t) + E_{Ext}(t) \quad (5)$$

Die reale Schiffskollision der WILSON FEDJE und JADE rechtfertigt die in diesem Beispiel getroffene Annahme einer starren Bugstruktur des rammenden Schiffes. Aufgrund der großen Massenunterschiede und der kursstabileren Eigenschaft des Containerschiffes wird die starre Bugstruktur in der Simulation in Kollisionsrichtung geführt. Die durch die Kollision hervorgerufene dynamische Bewegung der Schute wird durch die Kopplung der Subroutine MCOL mit dem Programm LS-DYNA beschrieben. Die Strukturmechanik wird dabei durch das Programm LS-DYNA berechnet. Zu jedem berechneten Zeitschritt wird die Kontaktkraft F_C zwischen den beiden Kollisionsgegnern als Erreger an MCOL übergeben. Diese Subroutine löst unter Verwendung der entsprechenden Trägheitseigenschaften, berechnet durch (6), die Bewegungsgleichung eines Starrkörpers.

$$J^P = J^S + ma^2 \quad (6)$$

Eine ausführlichere Beschreibung der Subroutine kann u.a. in [8] u. [18] gefunden werden.

$$M\ddot{y} + G\dot{y} = F_W + F_R + F_V + F_C \quad (7)$$

Die zu lösende Bewegungsgleichung (7) setzt sich auf der einen Seite aus der beschleunigungsabhängigen Massen- bzw. Trägheitsmatrix und der geschwindigkeitsabhängigen gyroskopischen Matrix zusammen und auf der anderen Seite aus der Wellendämpfungskraft F_W (wird im Weiteren vernachlässigt), der Rückstellkraft F_R , der viskosen Kraft F_V sowie der Kontaktkraft F_C zusammen.

Um realitätsnähere Aussagen treffen zu können, müssen die hydrodynamische Zusatzmassen, die die Massenwirkung des mitbeschleunigten Wassers abbilden, bestimmt werden.

Für die Berechnung der Rückstellkraft, entstehend aus Tauch-, Roll- und Stampfbewegungen, muss die hydrostatische Steifigkeitsmatrix aufgestellt werden. Diese besteht aus Werten der Wasserlinienfläche, der Koordinaten des Wasserlinienflächenschwerpunktes und der Flächenträgheitsmomente sowie der Angaben über Lage des Auftriebsschwerpunktes mit Gewicht- bzw. Auftriebskraft.

In MCOL werden die viskosen Kräfte berechnet, indem für alle getauchten Flächen in Abhängigkeit von dem Driftwinkel die Auftriebe berechnet werden. Bei kleinen Winkeln wird die Kraft über die angelegten Flächen berechnet, die vereinfacht als Auftriebsprofile angesehen werden. Bei großen Winkeln wird der Staudruck mit der entsprechenden Lateralfäche multipliziert um die Kraft zu erhalten.

$$F_V = -\frac{1}{2}\rho \sum_i c_{Di} A_i |\vec{v}_{ci} \cdot \vec{n}_i| (\vec{v}_{ci} \cdot \vec{n}_i) \vec{n}_i \quad (8)$$

Dabei ist ρ die Dichte von Wasser, c_{Di} der Druckbeiwert, A_i die entsprechende Fläche, v_c die Anströmgeschwindigkeit und n_i der Normalenvektor.

Um die analytisch bestimmten Werte verifizieren und validieren zu können, werden zusätzlich strömungsmechanische RANSE-Berechnungen mit dem Programm ANSYS-CFX durchgeführt.

3.1 Berechnung ohne multizelluläre Glashohlkugeln

Der dynamische Stoßvorgang wird im ersten Schritt mit LS-DYNA und der Subroutine MCOL berechnet. Diese Berechnung beinhaltet als konservative Annahme eine zusätzliche hydrodynamische Zusatzmasse von 50 %, die 10 % über der anzusetzenden Zusatzmasse nach den Vorschriften des Germanischen Lloyd's liegt.

Um eine möglichst kurze Rechenzeit zu erreichen, werden für die LS-DYNA Berechnungen nur die Strukturen modelliert, die bei der Kollision in Kontakt kommen. Somit beschränkt sich das FE-Modell auf das Hinterschiff der Schute und dem starren Bug des Containerschiffs, siehe Fig. 10.

Beiden Teilmodellen werden über die Starrkörper die Lage des Längenschwerpunktes, die Masse und Massenträgheitsmomente zugewiesen. Da der Zerstörungsgrad der Schute berücksichtigt wird, muss ein „zusätzlicher Starrkörper“ fest mit der Schute verbunden werden, siehe Fig. 10 brauner Quader. Die dort hinterlegte Lage des Längenschwerpunktes, die Masse und die Massenträgheitsmomente beziehen sich auf den gesamten Schubverband, bestehend aus Schute und Schubeinheit. Das Massenträgheitsmoment eines Körpers berechnet sich aus dem Eigenanteil J^S und einem Steineranteil ma^2 , siehe Gleichung (6). Berechnet wird das Massenträgheitsmoment um die drei Raumachsen mit Hilfe einer Gewichtsrechnung und mit den Daten der Schubeinheit. Es lassen sich die Massenträgheitsmomente $I_{xx}=1,728E+007 \text{ kgm}^2$, $I_{yy}=1,169E+009 \text{ kgm}^2$ und $I_{zz}=1,176E+009 \text{ kgm}^2$ berechnen.

Aus der FE-Rechnung kann die Kontaktkraft zwischen Containerschiff und Schute über die Zeit bestimmt werden. Dieser Kraftverlauf beinhaltet die Verformung/ das Versagen der Struktur und die zusätzlich beschleunigte Wassermasse von 50 %, siehe Fig. 7.

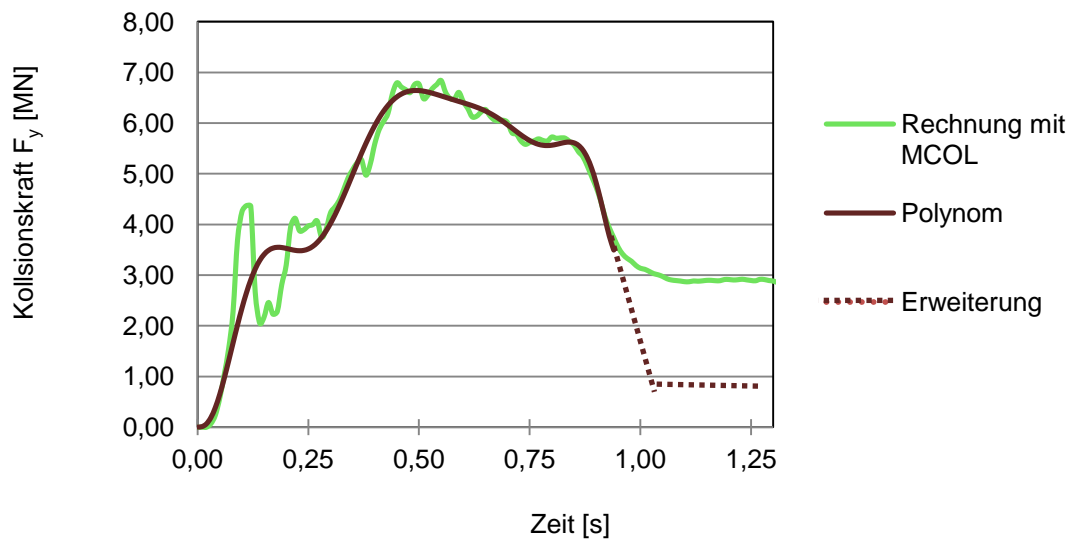


Fig. 7: Kraftverlauf aus FE-Berechnung mit MCOL

Um die konservativ abgeschätzten Eingabedaten der Zusatzmassen aus MCOL zu validieren, wird eine strömungsmechanische RANSE-Simulation mit ANSYS-CFX durchgeführt.

Für die Berechnung wird ein 3D Modell der Schute mit leicht vereinfachter Geometrie der Schubeinheit erstellt, die starr miteinander gekoppelt sind. Bei der Berechnung handelt es sich um eine transiente 2-Phasenströmung mit freier Flüssigkeitsoberfläche und bewegter Domain unter Einbindung der *Rigid Body-Funktionalität*, die die Translation in horizontaler xy-Richtung und die Rotation um die vertikale z-Achse zulässt. Der Schubverband wird als Starrkörper modelliert und durch die externe Kollisionskraft aus LS-DYNA im Kollisionsbereich beschleunigt. Dabei wird die Kollisionskraft aus Fig. 7 durch ein Polynom und zwei lineare Funktionen über eine spezielle Routine in die RANSE-Rechnung eingebunden. Die durchgeführte FE-Rechnung mit MCOL überschätzt die Kollisionskraft nach der Beschleunigungsphase stark. Nach der Beschleunigungsphase bewegt sich die Schute mit derselben Geschwindigkeit quer zur Ausgangsposition, wie das Containerschiff. Ab diesem Zeitpunkt ist die ausschlaggebende Kraft abhängig von der Lateralfäche A des Schubverbandes, dem Widerstandsbeiwert c_w und der Geschwindigkeit v , siehe Gleichung (9).

$$F_{HQ} = \frac{1}{2} \rho v^2 c_w A \quad (9)$$

Diese Kraft liegt direkt nach der Beschleunigungsphase bei ca. 940 kN. Reibkräfte sind nach ITTC'57 pauschal wegen ihrer geringen Größe berücksichtigt worden. Um die Iterationsschleife kurz zu halten, wird der Rest der Eingabekurve durch zwei lineare Funktionen (braun-punktierte Linien). erweitert.

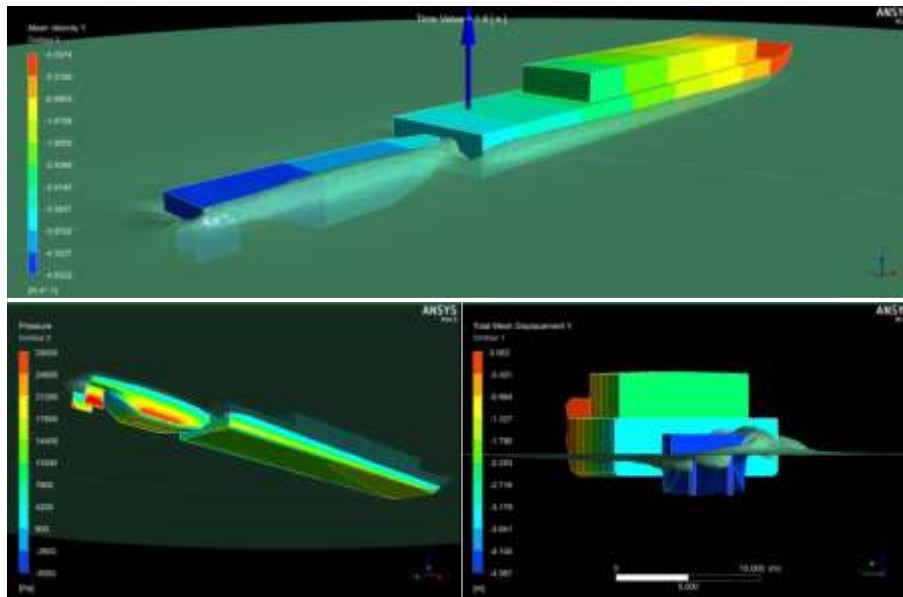


Fig. 8: RANSE-Simulation mit ANSYS-CFX

In Fig. 8 kann der Schubverband am Ende der Beschleunigungsphase gesehen werden. Die hydrodynamischen Wirkungen können als Reaktionskräfte und als Reaktionsmoment am Schubverband auf Höhe des Längsschwerpunktes ausgewertet und ausgegeben werden, siehe Fig. 9.

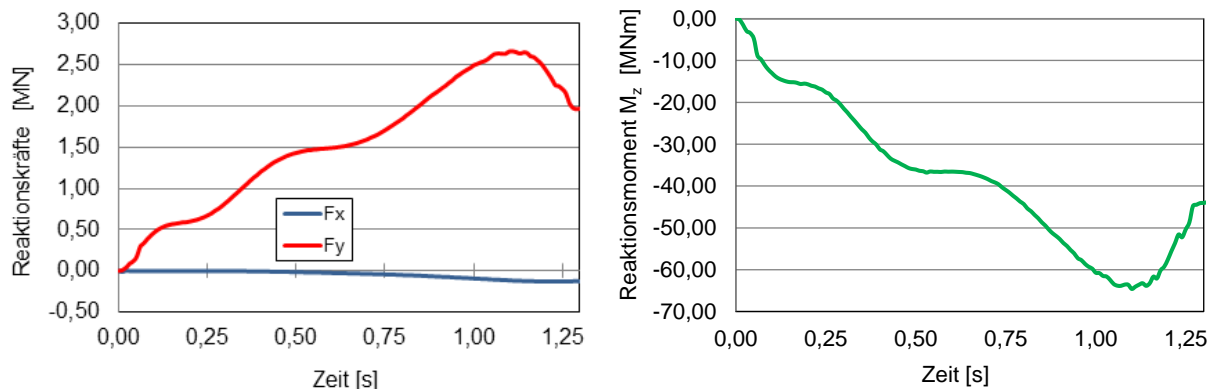


Fig. 9: Reaktionskräfte (links) und Reaktionsmoment (rechts) aus der CFX-Rechnung

Diese Reaktionskräfte mit Reaktionsmoment können im zweiten Schritt in eine weitere LS-DYNA Rechnung eingebracht werden und ersetzen die Eingabe der Subroutine MCOL.

Der Auftrieb mit Schwimmlagenänderung des Schubverbandes wird nun in einer FE – Berechnung ohne MCOL durch ein Ersatz-Federsystem generiert. Die Steifigkeit einer Feder berechnet sich aus der Dichte des Wassers ρ , der Erdbeschleunigung g und der Wasserlinienfläche A_W des Teilmodells der Schute, die durch die Anzahl der vorgesehenen Federn n_{Feder} geteilt wird, siehe Gleichung (10).

$$C_{Feder} = \frac{\rho \cdot g \cdot A_W}{n_{Feder}} = 33,1 \text{KN/m} \quad \text{mit: } A = 11,4 \text{m} \cdot 15,6 \text{m}; \quad n_{Feder} = 54 \quad (10)$$

Das Federsystem wird durch eine entsprechende Randbedingung vertikal gelagert und kann sich horizontal frei im Raum bewegen, siehe Fig. 10.

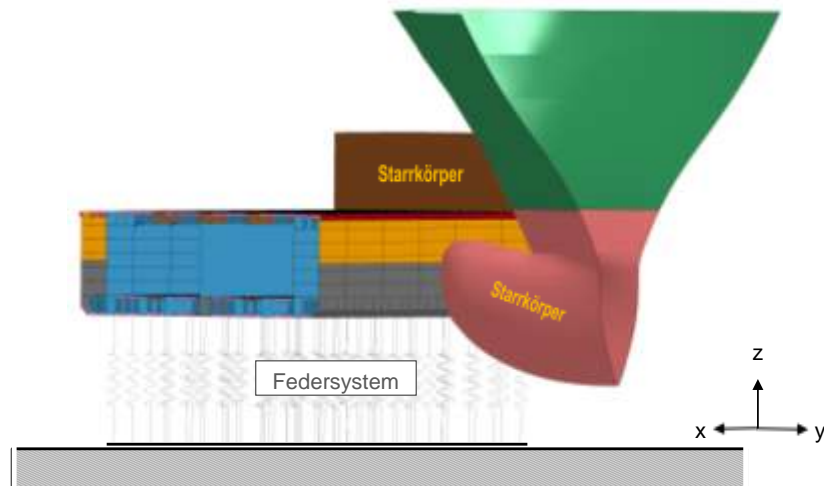


Fig. 10: FE-Modell mit Federsystem (ohne MCOL)

Die Ergebnisse der ersten LS-DYNA Rechnung mit Federsystem ergeben einen neuen Kollisionskraftverlauf, der sich im Zeitbereich von 0,75 – 1,25 s stark von der ersten Rechnung mit MCOL (siehe Fig. 7) unterscheidet und den Bereich bis zum Staudruck besser darstellt, siehe Fig. 11 (grüner Graph). Dieser kann erneut durch ein Polynom angenähert und an die CFX – Rechnung übergeben werden. Die Ergebnisse aus der zweiten CFX-Rechnung werden wiederum nach LS-DYNA exportiert. Die anschließende LS-DYNA Rechnung (Rechnung 2) zeigt, dass die extern mit ANSYS-CFX berechneten Reaktionskräfte zum Stoßvorgang passen. Da die beiden Rechnungen nur noch eine sehr geringe Abweichung von einander aufweisen, wird die Iterationsschleife an dieser Stelle beendet.

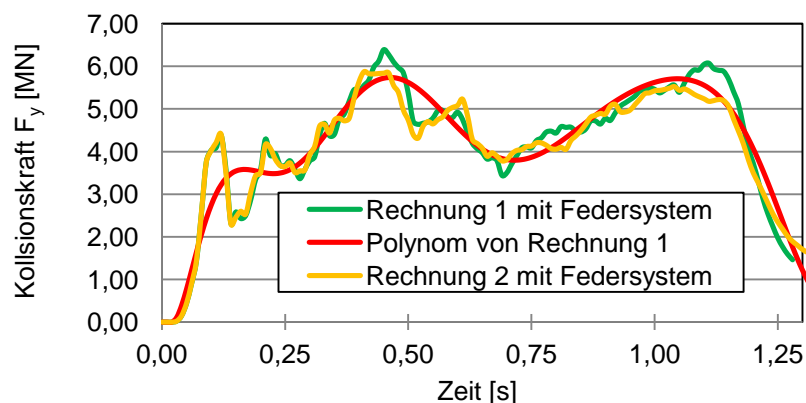


Fig. 11: Iterationsschleife zwischen DYNA und CFX

Um die Berechnung für weitere Varianten ohne eine Iterationsschleife über eine ANSYS-CFX Rechnung durchführen zu können, müssen im letzten Schritt die Koeffizienten der hydrodynamischen Zusatzmassen bestimmt werden. Pedersen et al. [13] schlägt die Koeffizienten aus Tab. 1 als Richtwerte zur Beschreibung der auftretenden Zusatzmassen vor.

Tab. 1: Koeffizienten zur Beschreibung der Zusatzmassen nach Pedersen et al. [13]

$m_{ay} \Rightarrow$ 40% Schiffsmasse	Bewegung quer zur Schiffslängsrichtung
$m_{ax} \Rightarrow$ 2-7% Schiffsmasse	Bewegung in Schiffslängsrichtung
$i_a \Rightarrow$ 20% zusätzliches Massenträgheitsmoment I_{zz}	Gierbewegung

Die in [8] validierten Berechnungen haben gezeigt, dass mit m_{ax} von 10%, m_{ay} 40% und i_a von 2,4% sehr gute Rechenergebnisse erzielt werden, siehe Fig. 12.

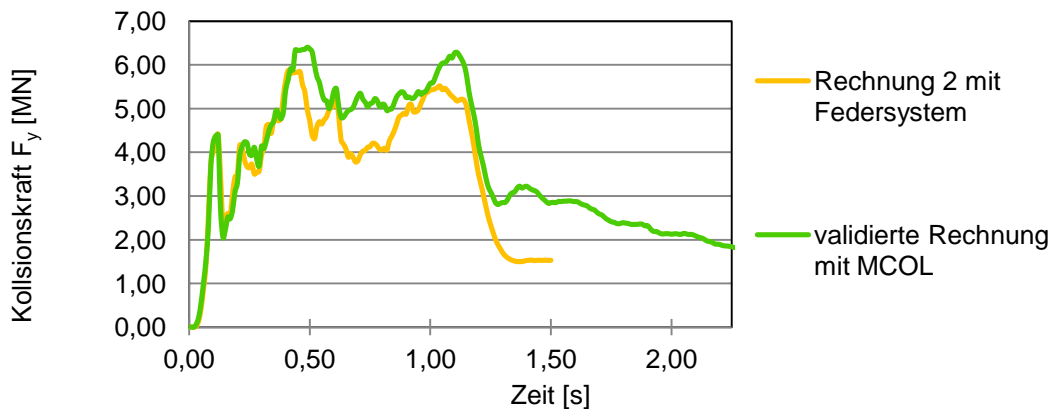


Fig. 12: Validierung der MCOL Rechnung

Es lässt sich eine gute Übereinstimmung zwischen der Rechnung 2 mit Federsystem und der validierten Berechnung mit MCOL in Fig. 12 beobachten. Dabei wird der Kraftverlauf leicht (konservativ) überschätzt. Betrachtet man den Kollisionskraftverlauf über einen längeren Zeitbereich, so lässt sich eine langsame Abnahme der Kraft bei der MCOL Rechnung beobachten. Die Abweichung lässt sich durch den eingangs abgeschätzten Kurvenverlauf (siehe Fig. 7) erklären. Die Kraft muss mit größer werdendem Drehwinkel der Schute (kleiner werdender Lateralfäche) und dem langsamer werdendem Containerschiff abnehmen.

Die Bewegung des Schubverbandes aus der LS-DYNA Rechnung soll ungefähr mit denen aus der RANSE-Rechnung übereinstimmen. An dieser Stelle wird nur die Bewegung in der Ebene der Wasserlinie überprüft, also das Vorrasschnellen, das Driften und das Gieren. Die Verschiebungen in Längsrichtung der Schute sind sehr viel kleiner als in Stoßrichtung, also in Fahrtrichtung des Containerschiffes. Als Vergleichsgröße der resultierenden ebenen Bewegungen kann die Absolutverschiebung des Schwerpunkts aus seiner Ursprungslage gewählt werden. Diese ergibt sich aus Beziehung (11).

$$d_{abs} = \sqrt{d_x^2 + d_y^2} \quad (11)$$

Als Ergebnis der RANSE Rechnung liegt diese Größe direkt vor. Für die Rechnungen mit LS-DYNA wird die entsprechende Größe über eine lineare Extrapolation bestimmt, wobei die Verschiebungen am Anfang und Ende des Laderaummodells als Stützstellen verwendet werden. Durch die lineare Extrapolation wird vorausgesetzt, dass die Schute sich nicht in der Ebene der Wasserlinie verformt. Die Verläufe der Bewegungen in Form von d_{abs} über der Zeit t sind in Fig. 13 dargestellt.

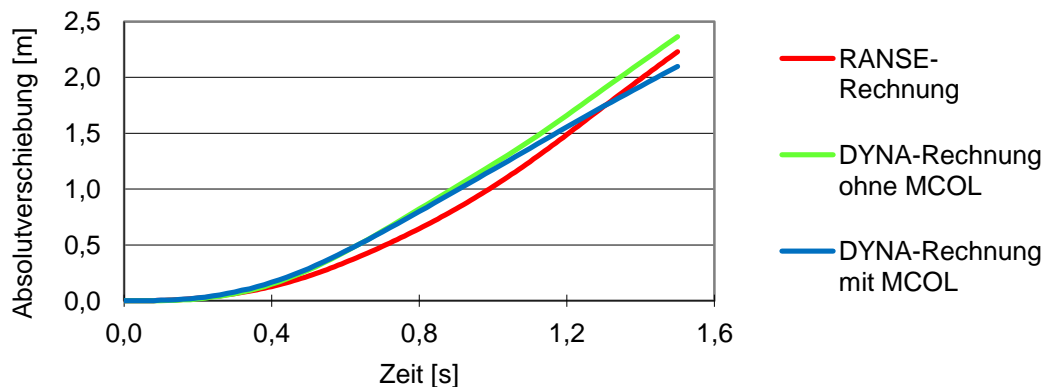


Fig. 13: Bewegungsabgleich der Berechnungen

Die Verläufe zeigen, dass die Bewegung des Schubverbandes aus der expliziten Rechnung dem Ergebnis aus der strömungsmechanischen Rechnung sehr ähnlich sind. Die maximalen Abweichungen bestehen jedoch zwischen den mit MCOL gerechneten Verlauf am Ende der Berechnung mit ca. 9%. Im Zeitbereich bis ca. 1,3 s liegt diese Rechnung erheblich näher an der RANSE Rechnung.

3.2 Berechnung mit multizellulare Glashohlkugeln

Werden die multizellularen Glashohlkugeln analog zum Abschnitt 2.3 in das Modell der Schute implementiert, so lassen sich die nachstehenden Ergebnisse erzielen. Der Einfluss der multizellularen Glashohlkugeln kann durch den Vergleich der Simulationsergebnisse mit und ohne Füllstoff gezeigt werden. Die Fig. 14 stellt auf der linken Seite die Verformung mit der gefüllten Struktur und auf der rechten Seite die konventionelle Bauweise mit modellierten Längsspannten dar. Bei der Kollision mit der konventionellen Seitenhülle lässt sich in c) und d) das Aufreißen der Innenhülle über 73% der Laderaumhöhe feststellen. In diesem Fall käme es zum Fluten der Abteilung, das bei der Variante mit multizellularen Glashohlkugeln verhindert wird, siehe a) und b). In a) erleidet die Außenhaut einen erheblich kleineren Schaden, als die konventionelle Hülle in c). Die zuvor erwähnte großflächige Lastverteilung des eindringenden Bugwulstes durch die multizellularen Glashohlkugeln wird in b) deutlich. Die gesamte Innenhüllenstruktur biegt um ca. 134 mm durch und der Bugwulst kommt 400 mm vor dem Durchstoßen der Innenhülle zum Stehen und schiebt die Schute vor sich her. Es kommt somit zu keinem weiteren strukturellen Schaden und die Schute würde über den Bugwulst des Containerschiffes zur Seite weg klappen.

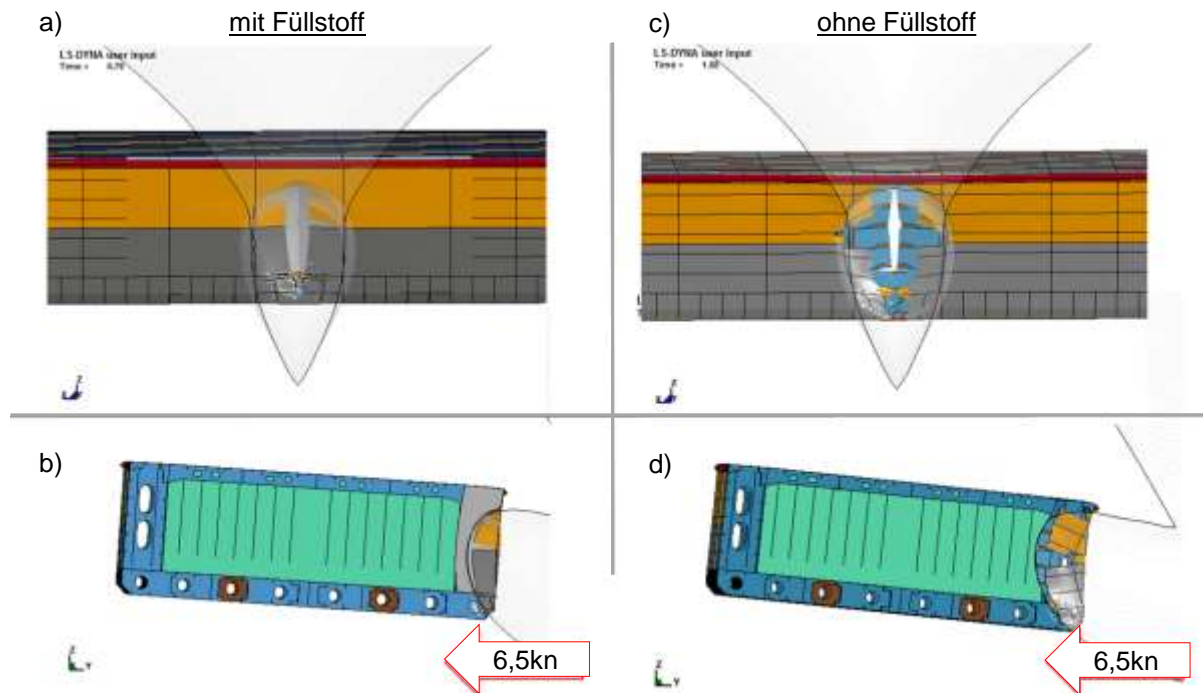


Fig. 14: Simulation der getroffenen Schute; links: mit Füllstoff; rechts: Ohne Füllstoff

Werden die Kollisionsvorgänge miteinander verglichen, so ist festzuhalten, dass der Schute mit gefüllter Doppelhülle eine doppelt so hohe Beschleunigung und somit auch eine doppelt so hohe Kontaktkraft widerfährt wie die Konventionelle, welches der Fig. 15 zu entnehmen ist. Der Kontaktkraftabfall tritt mit Füllstoff bereits nach 0,42 s und bei der herkömmlichen Schute erst nach 1,11 s ein.

Die erhöhte Kontaktkraft wirkt sich zwangsläufig auf die Geschwindigkeit des Containerschiffes aus, das auf der rechten Seite von Fig. 15 zu erkennen ist. Zusätzlich lässt sich beobachten, dass die mit multizellularen Glashohlkugeln gefüllte Schute nach der Beschleunigungsphase nach ca. 0,7 s den Kontakt nahezu verliert und impulsartig wieder bekommt und sich anschließend auf die Kraft nach Beziehung (9) einschwingt. Aufgrund der höheren Beschleunigung hat sich die Schute mit multizellularen Glashohlkugeln bereits stärker gedreht und besitzt somit eine kleinere Lateralfäche in Schiffs-längsrichtung und liegt deshalb unter der roten Kurve.

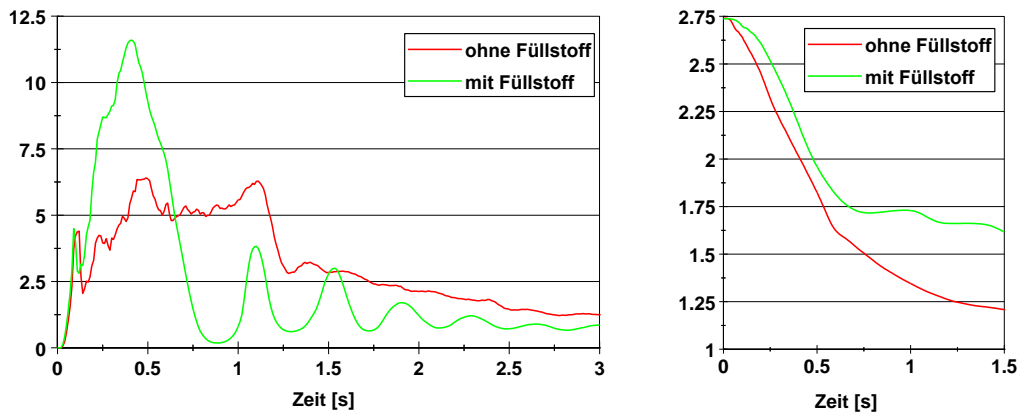


Fig. 15: Simulation der getroffenen Schute; links: Kontaktkräfte; rechts: Geschwindigkeitsabnahme. Containerschiff

Vergleicht man in Fig. 16 die Energien, die zum Verformen der Strukturen benötigt wird, so ist zu erkennen, dass die gefüllte Seitenhülle insgesamt 12% weniger Energie aufnimmt. Dieses lässt sich anhand des geringeren Schadensausmaßes erklären.

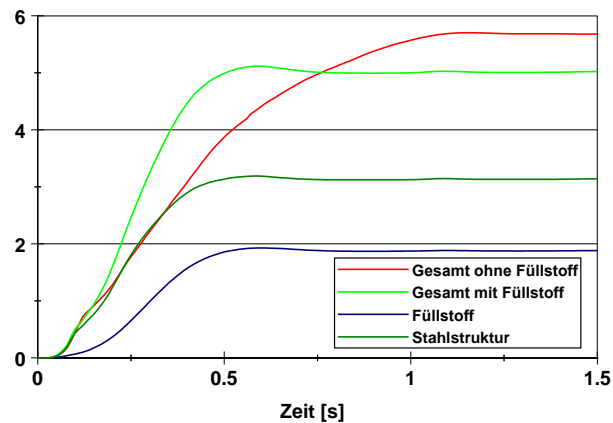


Fig. 16: Verteilung der Verformungsenergie

Abschließend ist zu erwähnen, dass ca. 40% der Verformungsenergie von den multizellularen Glashohlkugeln aufgenommen wird und ca. 60% von der Stahlstruktur.

4. Fazit

Diese Veröffentlichung beschäftigt sich mit der Fragestellung, doppelwandige Schiffsseitenwände mit granularem Material zu verfüllen, um schiffbauliche Strukturen hinsichtlich Kollisionen, Explosionen usw. zu verstärken. Bei der Auswahl des Füllstoffes wurde großer Wert darauf gelegt, dass das gewählte Material leicht, hydrophob, einfach zu Befüllen und wieder zu Entnehmen, feuerbeständig und darüber hinaus umweltverträglich ist. Trotz fehlender Schubübertragung an die umliegende Stahlstruktur, konnte eine signifikante Wirkung (71% mehr absorbierte Energie) durch die gewählten multizellularen Glashohlkugeln in einem Kollisionsversuch im Maßstab 1:3 experimentell erzielt werden.

Um die Wirkung der multizellularen Glashohlkugeln realitätsnah zu untersuchen, wird in Anlehnung an eine kürzlich im Hamburger Hafen stattgefundenene Kollision zwischen einem Fracht- und Binnenschiff eine Kollision zwischen einer freischwimmenden Schute und einem kleinen Containerschiff simuliert. Neben der strukturellen Mechanik wird gleichzeitig die externe Dynamik abgebildet und betrachtet. Um die benötigten hydrodynamischen Zusatzmassen bestimmen zu können, wird im ersten Schritt ein Kontaktkraftverlauf durch eine konservative Annahme von 50% Zusatzmasse mit LS-DYNA und der Subroutine MCOL ermittelt. Diese wird anschließend an eine RANSE-Simulation mit ANSYS-CFX übergeben. Im zweiten Schritt werden die Reaktionskräfte sowie das Reaktionsmoment durch die

CFX-Rechnung ermittelt und anschließend auf die auf Feedern gebettete Schute in LS-DYNA aufgebracht. Nach zweimaligen durchlaufen diesen Prozess, lassen sich nahezu keine Unterschiede in den Kontaktkräften der LS-DYNA Simulationen beobachten. Um die Variante mit gefüllter Doppelhüllenstruktur ohne aufwendige CFX-Simulationen berechnen zu können, werden die Parameter der Zusatzmassen in MCOL mit dem zuvor ermittelten Kontaktkraftverlauf validiert.

Die validierte Berechnung der Schutenstruktur zeigt, dass sich durch Einbringen der multizellularen Glashohlkugeln das Aufreißen der Innenhülle vermeiden lässt und die gesamte Struktur 12% weniger Verformungsenergie aufnimmt (Intaktbleiben der Innenhülle). Dabei werden 40% der Energie von den Füllstoffen und 60% von der Stahlstruktur aufgenommen.

5. Danksagung

Die hier auszugsweise vorgestellte Arbeit entstand im Wesentlichen im Rahmen des Verbundforschungsvorhabens ELKOS am Institut für Konstruktion und Festigkeit von Schiffen der Technischen Universität Hamburg-Harburg. Das bearbeitete Teilvorhaben „Validierung von Kollisionsberechnungen durch Großversuche an Konstruktionsvarianten von Seitenhüllen“ wurde im Zeitraum vom 01.08.2009-30.09.2013 vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie unter dem Förderkennzeichen 03SX284B finanziert. Für diese Unterstützung bedanken sich die Autoren der TUHH ausdrücklich. Für die Fertigung und Anlieferung stahlbaulicher Komponenten der Versuchsanlage sowie der Modellkörper wird sich an dieser Stelle beim Vorhabenspartner Flensburger Schiffbau-Gesellschaft bedankt sowie bei den Co-Autoren C. Thieme und M. Greulich für die gute Zusammenarbeit beim präsentierten Anwendungsbeispiel.

6 References

- [1] <http://www.ndr.de/regional/hamburg/schiffskollision167.html> (entnommen am 20.03.2014).
- [2] http://www.bild.de/regional/hamburg/schiffsunlueck/frachter_rammt_binnensschiff-34940062.bild.html (entnommen am 20.03.2014).
- [3] Biehl, F., Kunz, C.U., Lehmann, E. : Collision of inland waterway vessels with fixed structures: Load- Deformation Relations and Full Scale Simulations. In: Proc. of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (Eds. E. Lehmann, F. Biehl), 2007, 71-79, Hamburg.
- [4] Ferry, M.: MCOL USER'S MANUALI. Principia Marine, 2002, Nantes.
- [5] Ferry, M. : MCOL THEORETICAL MANUALI. Principia Marine, 2002, Nantes.
- [6] Fricke W., Lehmann E., Schöttelndreyer, M., Tautz I.: Verbesserung der Kollisionssicherheit durch Integration struktureller Maßnahmen in die Leckstabilitätsberechnung moderner RoRo-Fahrgastschiffe – ELKOS, Vorhaben Validierung von Kollisionsberechnungen durch Großversuche an Konstruktionsvarianten von Seitenhüllen, Abschlussbericht zum BMWi - Vorhaben FKZ- 03SX384B, Technische Universität Hamburg-Harburg – Schriftenreihe Schiffbau, ISBN-978-3-8922-676-7, 2014, Hamburg.
- [7] Graaf, B. van d. ; Broekhuijsen, J. ; Vredeveltdt, A. ; Ven, A.: Construction aspects for the Schelde Y-shape crashworthy hull structure. In: Proc. of the 3rd International Conference of Collision and Grounding of ships,. Japan, 2004, S. 229-233.
- [8] Greulich, M.: Kollision eines EURO II Leichters mit einem Containerschiff, Master-Arbeit, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2013, Hamburg.
- [9] Hirsch, W.: Unfallschwerpunkte. In: HANSA, Nr. 7, 1999, S. 29-30.
- [10] Jamarillo, D., Scharrer, M., Zhang, L. und Egge, E.D.: Abschlussbericht zum Vorhaben MTK0614, Kollisionsberechnungen in schiffbaulichen Entwurfssystemen, Germanischer Lloyd, 2002, Hamburg.
- [11] Kauther, R., Schuppener, B.: Physical modelling of ship collisions with waterway embankments. In: Proc. of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (Eds. E. Lehmann, F. Biehl), 2007, 87-92, Hamburg.
- [12] Krieg R. D.: A Simple Constitutive Description for Cellular Concret. Sandia National Laboratories, Albuquerque. Bericht SC-DR-72-0883. 1972, New Mexico and Livermore.
- [13] Pedersen, P. T. und Zahng, S.: On impact mechanics in ship collision. ELSEVIER, Marine Structures, Vol. 11, No. 10, 1998, S. 429-449.
- [14] Sander, F.: Füllstoff als zusätzlicher Kollisionsschutz eines Euro II Leichters. Bachelor-Arbeit, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2013, Hamburg.

- [15] Schötteleindreyer, M.; Tautz, I.; Lehmann, E. und Fricke, W. Präsentation: Schiffskollisionen im quasi-statischen Versuch. Proc. ANSYS Conference & 30th CADFEM User's Meeting, 2012, Kassel
- [16] Schötteleindreyer, M., Tautz, I., Fricke, W., Lehmann, E.: Side structure filled with multicellular glass hollow spheres in a quasi-static collision test. In: Collision and Grounding of Ships and Offshore Structures (Eds. J. Amdahl, S. Ehlers and B.J. Leira), 101-108, Taylor & Francis Group, 2013, London.
- [17] Le Sourne, H., Couty, N., Besnier, F., Kammerer, C. und Legavre, H.: LS-DYNA applications in shipbuilding, Proc. of 4th European LS-DYNA Conference, 2003, Ulm.
- [18] Le Sourne, H.: A ship collision analysis program based on super-element method coupled with large rotational ship movement analysis tool. In: Proc. of 4th International Conference on Collision and Grounding of Ships (Eds. E. Lehmann, F. Biehl), 2007, 131-138, Hamburg.
- [19] Tautz, I.; Schötteleindreyer, M.; Lehmann, E. und Fricke, W. Schiffskollisionen im quasi-statischen Versuch. Proc. ANSYS Conference & 29th CADFEM User's Meeting, 2011, Stuttgart.