



Zur Berechnung von Fassaden unter Explosionslasten

André Haufe, Heiner Müllerschön, Karl Schweizerhof*
DYNAmore GmbH
*auch Universität Karlsruhe, Institut für Mechanik

2006

Institut für Mechanik
Kaiserstr. 12, Geb. 20.30
76128 Karlsruhe
Tel.: +49 (0) 721/ 608-2071
Fax: +49 (0) 721/ 608-7990
E-Mail: ifm@uni-karlsruhe.de
www.ifm.uni-karlsruhe.de

Zur Berechnung von Fassaden unter Explosionslasten

André Haufe, Heiner Müllerschön, Karl Schweizerhof*

DYNAmore GmbH

**auch Institut für Mechanik*

Industriestraße 2

Universität Karlsruhe

D-70567 Stuttgart

E-Mail: andre.haufe@dynamore.de

Zusammenfassung

Nach den Anschlägen vom 11. September 2001 hat das öffentliche Schutzbedürfnis gemeinhin zugenommen. Entsprechende Belastungsszenarien werden bei Neubauten bzw. Ertüchtigungsmaßnahmen von bestehenden Bauwerken in Betracht gezogen. Der vorliegende Beitrag umreißt die Möglichkeiten zur numerischen Simulation von Explosionslasten auf Fassadenbauteile mit modernen Berechnungswerkzeugen anhand zweier Beispiele.

Abstract

After the terrorist attack of September 11th, 2001 the demand for a higher safety level in public areas or buildings has generally increased. Appropriate loading scenarios must be considered for newly designed buildings and/or for strengthening measurements of existing buildings. The present contribution outlines the possibilities for numeric simulation of facade elements subjected to blast loading with state-of-the-art computational tools on the basis of two examples.

1 Einführung

Seit den bekannten Anschlägen vom 11. September 2001 ist das öffentliche Sicherheitsbedürfnis deutlich gestiegen. Insbesondere der Schutz kritischer Infrastrukturbauwerke aus dem Bereich Verkehr (Brücken, Flughäfen), Versorgung (Kraftwerke, Pipelines) und nicht zuletzt der Verwaltung und des öffentlichen Lebens (Banken, Krisenzentren, etc.) ist vermehrt in das Wahrnehmungszentrum gerückt [6]. Eine zunehmende Anzahl von experimentellen und numerischen Untersuchungen von Explosionsbelastungen auf neu zu errichtende Bauwerke bzw. für Verstärkungsmaßnahmen bestehender Bauwerke sind der offensichtliche Beleg [11, 14, 15]. Ziel ist es dabei Überlebensräume in den Gebäuden durch Ertüchtigung der Widerstandsseite zu schaffen – wohl wissend, dass die Einwirkungsseite bei solchen Betrachtungen nur sehr schwer, wenn nicht sogar unmöglich, zu erfassen ist.

Im Folgenden sollen die derzeitigen Verfahren zur numerischen Simulation von Explosionsbelastungen auf Bauwerke beispielhaft anhand einer gängigen Problemstellung aus der Fassadentechnik dargestellt werden. Neben den prinzipiellen Möglichkeiten, die Einwirkungsseite numerisch zu erfassen, soll insbesondere eine stringente Vorgehensweise für die Verifizierung und Validierung verwendeter Teilmodelle diskutiert werden.

2 Charakteristik von Explosionslasten auf Bauwerke

Die bei der Zündung eines Explosivstoffes entstehenden Verbrennungsprodukte sind charakterisiert durch unterschiedliche Temperaturen, Geschwindigkeiten und sich entwickelnde Drücke. Hierdurch bilden sich Druckimpulse unterschiedlicher Intensität, die sich im zugehörigen Medium jeweils mit Schallgeschwindigkeit fortbewegen. Anteile mit höherem Impuls

bewegen sich in der Regel schneller und „überholen“ langsamere Komponenten, so dass sich nach relativ kurzer Zeit und noch sehr nahe zum Explosionszentrum eine scharfe Druckdiskontinuität ausbildet (vgl. Abb. 1, [7]).

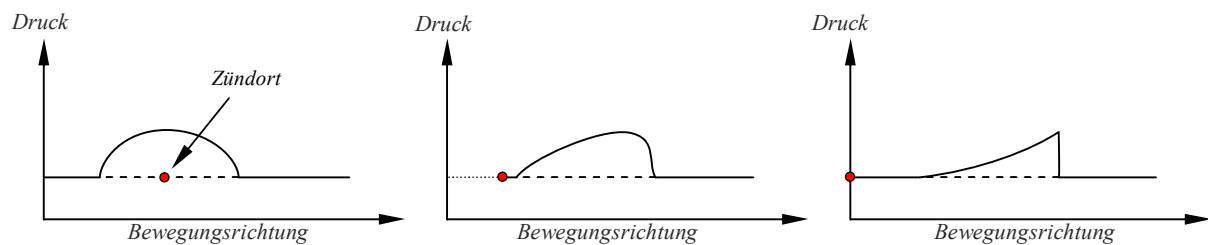


Abb. 1: Ausbildung der Druckwelle nach der Zündung [7]

Dies hat zur Folge, dass alle explosiven Druckwellen in einer gewissen Entfernung vom Zündort einen sehr ähnlichen Verlauf haben. Sofern die Energiefreisetzungsrate genügend groß ist, wird dieser Druck-Zeit-Verlauf lediglich durch die freigesetzte Energie bestimmt. Der Maximalwert nimmt dabei mit der Entfernung vom Zündort stetig ab, zugleich führt die Massenträgheit der Luft dazu, dass sich im Bereich nach dem Maximalwert und nach einer positiven Druckphase eine Phase mit negativem Druck (Drücke unter dem Umgebungsluftdruck) ausbildet (vgl. Abb. 2a). Diese Sogphase erweist sich für Fassadenelemente oft als kritisch und sollte bei der Konstruktion ebenfalls Beachtung finden.

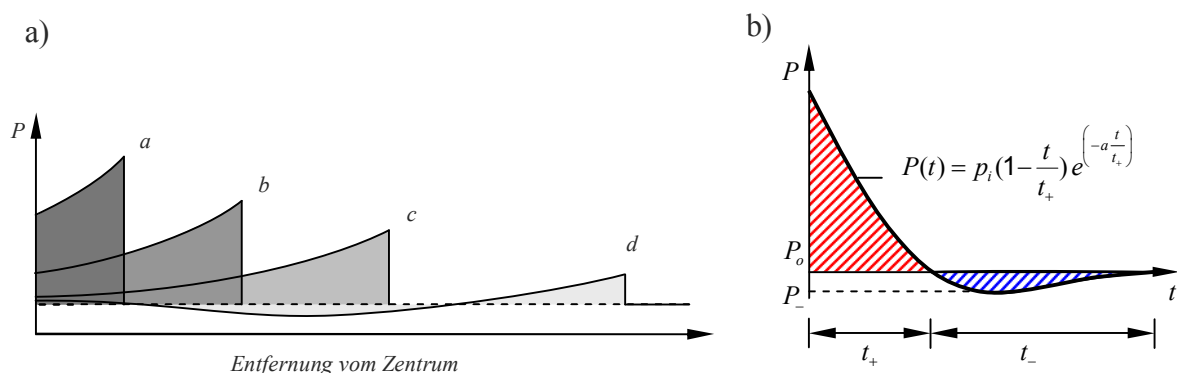


Abb. 2: a) Abnahme des Explosionsdrucks (Kurven a-d) bei zunehmender Entfernung vom Zündort; in Kurve d ist zudem die Ausbildung der Sogphase dargestellt.
b) Friedlander-Gleichung mit Darstellung der positiven und negativen Druckphase

Eine sich solchermaßen im freien Feld entwickelnde Explosionswelle kann mit der so genannten Friedlander-Gleichung (vgl. Abb. 2b) charakterisiert werden:

$$P(t) = p_i \left(1 - \frac{t}{t_+} \right) e^{\left(-\frac{a \cdot t}{t_+} \right)} \quad (1)$$

Für die normative Regelung von Einwirkungen können daher charakteristische Größen des Druckverlaufs, wie zum Beispiel Spitzendruck p_i oder spezifischer positiver Impuls i_+ , als Vergleichsgrößen herangezogen werden.

Für die Betrachtung von Einwirkungen auf Bauwerke ist weiter wichtig zu beachten, dass die Druckerhöhung nicht nur auf der der Ladung zugewandten Seite stattfindet, sondern, durch Abschattung ggf. vermindert auch auf der gegenüberliegenden Bauwerksseite angreifen kann. Die zeitliche Versetzung der Druck und Sogwelle kann mitunter zu einer weiteren kritischen Einwirkungskombination für das Gebäude führen (vgl. Abb. 3). Ein zusätzlicher sehr

kritischer Aspekt ergibt sich aus der Umgebung des Zündorts bzw. aus der baulichen Lage des Objekts. Die in Wirklichkeit tatsächlich auftretende Interaktion zwischen Druckwelle und der bebauten Umgebung kann lokal zu Abschattungs-, Düsen- und Tunnelwirkungen führen (vgl. Abb. 4). Die dabei entstehende Verdichtung des Mediums erhöht in der Regel den einwirkenden Druck erheblich.

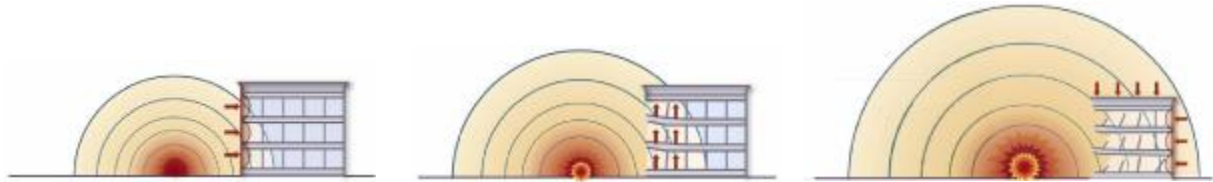


Abb. 3: Entwicklung der Explosionslast für das Gesamtgebäude über die Zeit [6]

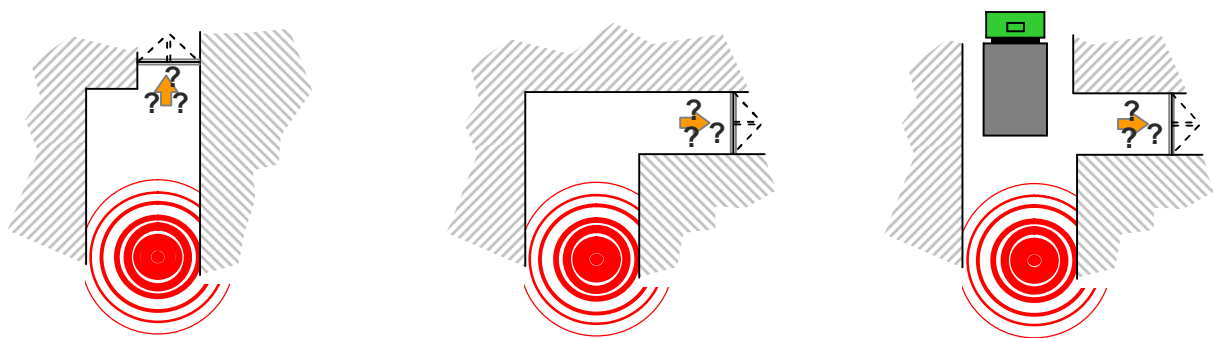


Abb. 4: Berücksichtigung der räumlichen Gegebenheiten am Beispiel von Eingangsbereichen: Abschattungs-, Reflektions- und Düsen effekte die zu Spitzendruckerhöhungen führen.

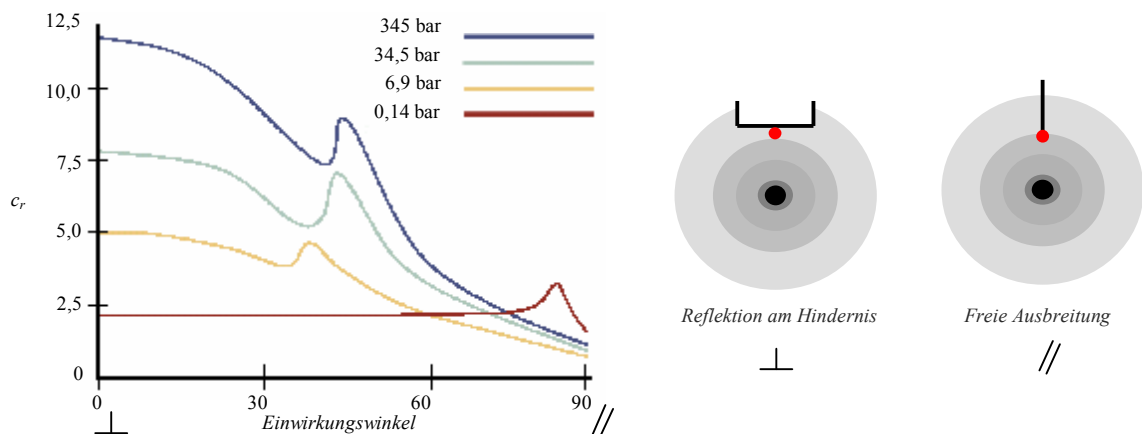


Abb. 5: Reflektionskoeffizient c_r als Funktion des Einwirkungswinkels und des Druckes [6]

Eine alleinige Betrachtung der idealen, freien Druckausbreitung liefert somit in vielen Anwendungsfällen keine auf der sicheren Seite liegende Abschätzung der Bauwerksbelastung. Einfache Ingenieurmodelle, die für frei stehende Hindernisse entwickelt wurden, setzen einen Reflektionskoeffizienten an, der den Spitzendruck p_i der freien Druckwelle skaliert:

$$c_r = \frac{p_r}{p_i} \quad (2)$$

Der Reflektionsdruck p_r definiert mit dem Druckwert aus der freien Wellenausbreitung p_i den Reflektionskoeffizienten c_r . Abb. 5 verdeutlicht die Abhängigkeit des Reflektionskoeffizienten von Einfallswinkel der Druckwelle und Spitzendruck auf ein starres Hindernis.

3 Normative Regelung von Fassadenkonstruktionen bei Explosionslasten

Zur Konstruktion und Bemessung von Fassadenbauteilen können in Deutschland die beiden folgenden Normen herangezogen werden. In beiden Fällen werden dabei charakteristische Größen, die sich aus der Friedlander-Gleichung ableiten lassen, zur Klassifizierung der jeweiligen Konstruktion verwendet. Entsprechende Regelungen finden sich ebenfalls in einschlägigen ausländischen Normen.

3.1 Stoßrohrversuch nach DIN 13123-1

Zur Klassifizierung von Fassadenelementen können diese Anhand der Ergebnisse eines Stoßrohrversuches eingeordnet werden [3]. Dabei wird der zu untersuchende Fassadentyp am einen Ende eines Stoßrohres montiert, während am anderen Ende des Rohres eine Druckwelle mit genau spezifizierter Kennlinie erzeugt wird. Hierfür sind an den einschlägigen Instituten entsprechende Versuchsaufbauten vorhanden. Als gängige Methode darf die Verwendung einer Kompressionskammer mit Auslösung der Druckwelle über ein Berstblech angesehen werden. Wichtig für die Klassifizierung in Explosionshemmungsklassen ist der auf die Probe einwirkende Spitzendruck p_i und die Dauer t_+ des positiven Impulses i_+ :

$$i_+ = \int_{t_+} P(t) dt \quad (3)$$

Hierbei steht $P(t)$ für die tatsächlich aufgetretene Druckkennlinie. Nach Versuche ist der Bauteilzustand festzuhalten. Das Bauteil darf nur begrenzte Öffnungen aufweisen, etwaige Flügel müssen geschlossen bleiben und der Splitterabgang ist zu dokumentieren. Tabelle 1 enthält die für eine bestimmte Explosionshemmungsklasse notwendigen charakteristischen Einwirkungsgrößen.

Tab. 1: Klassifizierung der Explosionsdruckhemmung (EPR)

	EPR 1	EPR 2	EPR 3	EPR 4
Spitzendruck p_i [bar]	0,5	1,0	1,5	2,0
positiver Impuls i_+ [bar ms]	3,7	9,7	15,0	22,0

3.2 Feldversuch nach DIN 13123-2

Für Fassadenkonstruktionen die aufgrund ihrer Dimensionen nicht in Stoßrohranlagen hinsichtlich ihrer Explosionshemmungsklasse untersucht werden können, existieren entsprechende Regelungen für Freilandversuche [3]. Hier werden die zu untersuchenden Prüfkörper in geeignete Betonkonstruktionen eingebaut und mit der Druckwelle einer frei positionierten Ladung beaufschlagt. In Deutschland sind diese Anforderungen in der DIN 13123-2 zusammengefasst. Entsprechend werden auch hier die charakteristischen Größen der Druckwelle genau spezifiziert. Zusätzlich sind Menge, Form und Material des Sprengstoffes sowie der Abstand zum Probenkörper definiert [4]. Im Einzelnen ergeben sich die in Tabelle 2 angegebenen Anforderungen für die Einordnung in eine Explosionswiderstandsklasse. Zur

positiven Begutachtung werden auch hier die Splitterwirkung, Zustand der Flügel und maximale Öffnungsmaße festgehalten.

Tab. 2: Klassifizierung der Explosionsdruckhemmung (EXPR)

	EXPR 1	EXPR 2	EXPR 3	EXPR 4	EXPR 5
Masse TNT [kg]	3,0	3,0	12,0	12,0	20,0
Abstand vom Prüfkörper [m]	5,0	3,0	5,5	4,0	4,0
Spitzendruck p_i [bar]	0,75	2,3	1,7	3,6	6,3
positiver Impuls i_+ [bar ms]	1,05	1,65	2,25	3,00	4,00

4 Kritische Aspekte der Simulation

Bei der numerischen Simulation von Explosionsvorgängen werden in der Regel explizite Zeitintegrationsverfahren [20] eingesetzt. Bei den vorliegenden Problemstellungen, die sich durch einen hohen Detaillierungsgrad der Strukturbauteile auszeichnen, kommen darüber hinaus zumeist Finite-Elemente-Verfahren bei der räumlichen Diskretisierung zum Einsatz. Die hohe Komplexität der Problemstellung, resultierend aus hochgradig nichtlinearem Materialverhalten, geometrisch nichtlinearen Effekten, komplexen Kontaktsituationen und anspruchsvoller Verbindungs- und Modellierungstechnik lässt den Einsatz eines allgemeinen Simulationswerkzeugs sinnvoll erscheinen. Im vorliegenden Fall werden daher die Lösungsmöglichkeiten mittels des Berechnungswerkzeugs LS-DYNA [8] exemplarisch untersucht.

Das Ziel einer entsprechenden Simulation ist die Abbildung der wesentlichen Effekte, die den Versuch und ggf. die spätere Nutzung dominieren. Dies bedeutet im vorliegenden Anwendungsfall, dass insbesondere die für die Einordnung in Explosionswiderstandsklassen notwendigen Versagensmodi möglichst realitätsnah abzubilden sind. Dies stellt sowohl an das Berechnungswerkzeug, allerdings sehr wohl auch an die Ausbildung und Erfahrung des Berechners, erhöhte Anforderungen, die derzeit noch nicht als „Stand der Technik“ bezeichnet werden dürfen. So sind getrennt von einander die möglichen Belastungsmodelle, der räumliche Modellaufbau aber auch die Materialdefinitionen unabhängig zu verifizieren und zu validieren. Gerade bei Berechnungen, die belastbare Aussagen zum Versagensort und -zeitpunkt von Konstruktionen liefern sollen, sind entsprechende validierte Modelle auf Material- und Verbindungstechnikseite unumgänglich.

4.1 Räumliche Diskretisierung

In den nachfolgenden Beispielen werden die Strukturbauteile in klassischer *Lagrange*'scher Weise mit finiten Elementen diskretisiert. Schalenartige Strukturen werden in der Regel mit 4knotigen, unterintegrierten Elementen, die über gängige *Hourglass*-Methoden stabilisiert werden, behandelt. Bauteile, die einer Diskretisierung mit 3D-Elementen zugänglich sind, werden entweder durch selektiv-reduziert-integrierte Elemente oder über unterintegrierte Elemente mit *Assumed-Strain-Hourglass*-Stabilisierung – jeweils mit 8 Knoten – abgebildet.

Für die Diskretisierung der Umgebungsluft bei Fluid-Struktur-Interaktionsberechnungen werden ebenfalls einpunktintegrierte Finite-Elemente im Rahmen einer Euler-Diskretisierung eingesetzt.

4.2 Zeitliche Diskretisierung

Die zeitliche Diskretisierung erfolgt innerhalb von LS-DYNA mit einem modifizierten zentralen Differenzen-Verfahren, das eine asynchrone Dämpfung $C\dot{\mathbf{x}}_{n-\frac{1}{2}} \approx C\dot{\mathbf{x}}_n$ voraussetzt. Wie bei allen expliziten Integrationsverfahren ist der Zeitschritt limitiert, um die Stabilität des Verfahrens zu garantieren. Für Strukturberechnungen liefert die *Courant-Friedrichs-Levy*-Bedingung eine Abschätzung des größtmöglichen Zeitschritts mittels des folgenden für ein zentrales Differenzenverfahren anwendbaren Kriteriums:

$$\Delta t_{cr} = \min_{nel} \left[\frac{l}{c} \right] = \min_{nel} \left[l \sqrt{\frac{\rho}{E}} \right] \quad (4)$$

Hierbei steht l für die charakteristische Elementlänge, c für die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit, ρ für die Dichte und E für den Elastizitätsmodul; nel bezeichnet das aktuelle Element. Dieses Kriterium basiert auf der Abschätzung der maximalen Eigenfrequenz, die in der Struktur auftreten kann. In der Regel wird der Zeitschritt in den FE-Programmen intern um einen Sicherheitsfaktor von ca. 10% weiter reduziert. Wichtig anzumerken ist zudem, dass infolge etwaiger Dämpfungsterme der kritischen Zeitschritt weiter zu verkleinern ist.

Für die Euler-Diskretisierung des Luftraumes liefert ein entsprechendes Transportkriterium eine zusätzliche Abschätzung des kritischen Zeitschritts. Hier wird innerhalb eines Zeitschrittes gefordert, dass der maximale Massentransport lediglich eine halbe charakteristische Zellenlänge betragen darf:

$$\Delta t_{cr} \approx \min_{nel} \left[\frac{\Delta x^e}{c}, \frac{2\Delta x^e}{v^e} \right] \quad (5)$$

Dabei steht v^e für die Transportgeschwindigkeit in der Zelle und Δx^e für die Zellenabmessung in Transportrichtung.

4.3 Material- und Versagensmodelle

Ziel einer Explosionssimulation auf Tragwerke ist regelmäßig die Abschätzung der Sicherheit gegen Strukturversagen. Sofern eine grobe Abschätzung der Versagenswahrscheinlichkeit aus den ermittelten Maximalspannungen für nicht ausreichend befunden wird, sind gezwungenermaßen komplexere Material- und Versagensmodelle heranzuziehen. Während solche Modelle für in der Berechnungspraxis gängige Materialien, wie zum Beispiel Metallwerkstoffe, ausreichend verifiziert zur Verfügung stehen und damit auch belastbare Aussagen zu liefern in der Lage sind, ist dies gerade für Werkstoffe aus dem Verbindungsmittelbereich (Kleber, Dichtwerkstoffe und Kunststoffe) nicht zutreffend. Insbesondere das komplexe, nichtlineare und stark dehnratenabhängige Materialverhalten dieser Werkstoffe erfordert eine rigorose Validierung der Simulationsergebnisse. So zeigen insbesondere Kunststoffe je nach Klasse und Füllstoffmenge und -art weitreichend unterschiedliches Verhalten [1]. Dies variiert von extrem sprödem, glasartigem Bruchverhalten bis hin zu gummiartigem oder auf der anderen Seite gar plastischem Deformationsverhalten. Entsprechende Materialmodelle für kommerzielle Programmsysteme sind derzeit in der Entwicklung [9].

Als weiterer wichtiger Werkstoff im Fassadenbereich, ist selbstverständlich Glas in seinen unterschiedlichsten Einsatz- und Verarbeitungsmöglichkeiten zu nennen. Zwar ist das eigentliche makroskopische Verhalten, mit linearer Elastizität bis zum spröden Bruch, in einem numerischen Materialmodell einfach zu erfassen, jedoch ergeben sich eben aus den

bekannt starken Spannungssoszillationen der Modelle extreme Netzabhängigkeiten für den Spröbruch. Hinzu kommt die modelltechnische Herausforderung von Verbundglas- bzw. Sicherheitsglas-Bauteilen. An dieser Stelle sei daher auf die entsprechenden Regelungen [5] und Arbeiten [10, 18] verwiesen.

5 Modelle zur Lastaufbringung in FE-Berechnungen

5.1 Friedlandergleichung und ConWep-Modell

Zur Lastaufbringung auf Finite-Elemente-Modelle kann aus der Friedlander-Gleichung (siehe Gl. 1 und Abb. 2b) der Druckverlauf als Funktion der Zeit ermittelt und auf die zur Belastung ausgewählten Schalenelemente aufgebracht werden. Diese Vorgehensweise birgt jedoch in sich die Komplexität, bei entsprechender Nähe der Ladung zur beaufschlagten Struktur, die räumlich unterschiedliche Belastung im Lastmodell, händisch auflösen zu müssen.

In [17] wird die Implementierung einer Belastungsfunktion beschrieben, die den einwirkenden Spitzendruck auf definierte Strukturbauteile automatisch aus der Entfernung zur Ladung, der Ausrichtung der belasteten Oberfläche und der Ladungsmenge in äquivalenter Menge TNT ermittelt (siehe Abb. 6a und b). Bei diesem, unter dem Namen ConWep bekannten Verfahren, werden der unreflektierte Spitzendruck p_i und der Reflexionsdruck p_r intern aus tabellarisch vorliegenden Versuchsdaten ermittelt. Der auf selektierte Schalenoberflächen aufgebrauchte Druckwert wird über den Einwirkungswinkel Θ bestimmt:

$$p_{load} = p_r \cos^2 \Theta + p_i (1 + \cos^2 \Theta - 2 \cos \Theta) \quad (6)$$

Dies bedeutet, dass auch in räumlich nahen Situationen die unterschiedlichen Einwirkungswinkel und Laufzeiten der Druckwelle auf die Strukturfläche Berücksichtigung findet. Während diese Vorgehensweise zur Lastaufbringung durch ihre Einfachheit besticht, sind die erzeugten Lastkurven jedoch unbedingt zu kontrollieren und ggf. anhand von Versuchsdaten zu verifizieren. Weiter ist anzumerken, dass die damit erzeugte Druckwellenausbreitungsgeschichte keine Interaktion zur Struktur beinhaltet. D.h. Düsen-, Tunnel- und Abschattungseffekte werden nicht erfasst. Die Erfassung solcher Effekte bedingen die nachfolgend beschriebenen Verfahren zur Fluid-Struktur-Kopplung zur Berechnung der Druckbeaufschlagung.

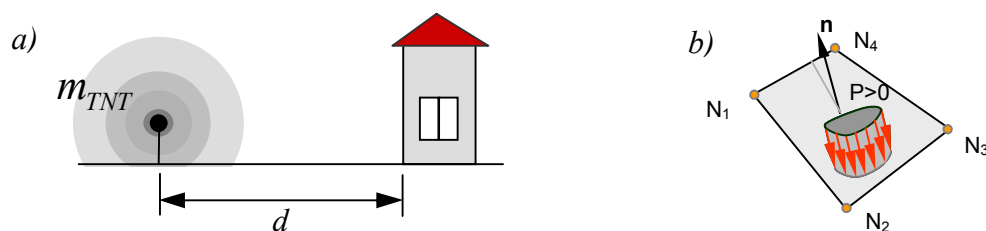


Abb. 6: a) Freie Parameter beim ConWep-Verfahren [17]
b) Lastaufbringung auf Schalenelemente

5.2 Fluid-Struktur-Interaktion zur Berechnung der Druckbelastung

Zur Abschätzung von Explosionslasten auf Strukturen, die eine Interaktion der Druckwellen mit der Umgebung erwarten lassen, können, ermöglicht durch die heutzutage gestiegene Rechenleistung, auch Fluid-Struktur-Interaktionsberechnungen herangezogen werden. Dabei wird neben dem Strukturteil, der wie gewohnt mit Langrange'schen Verfahren beschrieben wird, auch der umgebende Luftraum – nun allerdings raumfest – mit Euler-Verfahren abgebildet. Wahlweise kann das erzeugte Eulernetz frei, z.B. mit der Druckwelle, mitbewegt werden, so dass sich eine vollständige, freie Beschreibung das so genannte ALE-Verfahren

(*Arbitrary-Lagrange-Eulerian*) [21,22] ergibt. Die in LS-DYNA verwendeten Advektionsalgorithmen sind möglichst einfach und robust gehalten. So kommen in der Regel *Donor-Cell*- und *Van Leer*-Verfahren zum Einsatz. Während der *Donor-Cell*-Algorithmus ein Godunov-Verfahren erster Ordnung darstellt (erster Ordnung genau, stabil, monoton und konservativ), jedoch sehr dissipativ ist, ist der *Van Leer*-Algorithmus den MUSCL-Verfahren (*Monoton Upwind Schemes for Conservation Laws*) zuzuordnen. Es ist dementsprechend bei linearen Ansätzen von zweiter Ordnung genau. Allerdings muss an dieser Stelle festgehalten werden, dass die üblichen Diskretisierungen – und somit auch die der nachfolgenden Beispiele – für die Erfassung der Druckwellenfront bei weitem zu grob sind. Hierdurch ergeben sich auch bei höherwertigen Advektionsverfahren Dissipationseffekte: Die Druckwelle verliert über die Zeit ihren Diskontinuitätscharakter. Für eine genauere Erfassung wären deutlich feinere Netze und damit ein deutlich gesteigerter Rechenaufwand erforderlich.

Die Berücksichtigung der Umgebungsluft erfolgt durch Zustandsgleichungen, deren Parameter anhand des Verhaltens idealer Gase eingestellt werden. Die Explosivstoffe und deren Abbrandverhalten werden über spezielle Materialmodelle beschrieben, die eine Entwicklung des Druckes als Funktion des Abbrandverhaltens beinhalten. Üblicherweise werden in den Euler-Zellen bis zu acht unterschiedliche Gasgemische gleichzeitig behandelt. Es ist offensichtlich, dass in diesem Fall die skalaren Elementgrößen (Druck, Temperatur, etc.) nach Anteil gewichtet zu einem Durchschnittswert beitragen. Dies erlaubt in der vorliegenden Anwendung zum Beispiel die Visualisierung der Ausbreitungsfront des Explosivs bzw. dessen Reaktionsprodukten.

Schließlich bleibt die Interaktion der Druckwelle mit möglichen Strukturbauteilen zu diskutieren. Entsprechend den bei expliziten Programmen und reiner Struktursimulation bevorzugten *Penalty*-Verfahren zur Kontaktbehandlung, kommen auch für die Fluid-Struktur-Interaktionsverfahren vornehmlich *Penalty*-Verfahren zum Einsatz (vgl. Abb. 7a). Dabei werden Kopplungskräfte auf Strukturknoten und entsprechende Druckterme auf die zugehörigen Euler-Zellen aufgebracht. Gegebenenfalls kann die Lage und die Zahl der Auswertungspunkte (Kopplungspunkte) auf der *Lagrange*-diskretisierten Struktur erhöht werden, um ungewolltes Durchströmen zu verhindern (vgl. Abb. 7b).

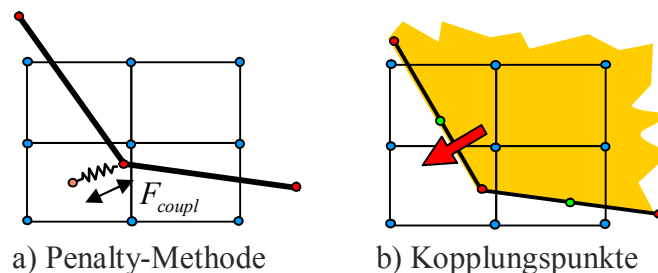


Abb. 7: a) Volumengekoppelte Fluid-Struktur-Interaktion über *Penalty*-Verfahren
b) Materialflußdetektion an speziellen Kopplungspunkten (grün)

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die in kommerziellen FE-Codes wie LS-DYNA zur Verfügung stehenden FSI-Verfahren in der Lage sind, Druckkräfte auf Strukturen mit ausreichender Genauigkeit abzuschätzen. Insbesondere für Tunnel- oder Düseneffekte oder aber bei Abschattungen, z.B. durch vorgelagerte Stützen, ergeben sich mitunter deutliche Erhöhungen der Einwirkungen, die z.B. über eine gekoppelte Fluid-Struktur-Berechnung überschlüssig abgesichert werden können. Festzuhalten ist weiter, dass die hierfür notwendigen Modellgrößen zu deutlich höheren Rechenzeiten führen.

6 Beispiele zur Anwendung der Verfahren

Nachfolgend werden exemplarisch zwei Anwendungsbeispiele erläutert. Während das erste als Machbarkeitsstudie gehalten ist, um die prinzipiellen Lösungsmöglichkeiten aufzuzeigen und den für eine Lösung notwendigen Ingenieuraufwand abzuschätzen, ist das zweite Beispiel als reiner Demonstrationsbeispiel zu sehen.

6.1 Isolierverglasung des schottischen Parlaments

In diesem Beispiel wird die Isolierverglasung, ausgeführt am schottischen Parlament von der Fa. Gebr. Schneider GmbH & Co. KG, hinsichtlich Explosionseinwirkung numerisch untersucht. Entsprechende Versuche gemäß DIN EN 13124 Teil 1 wurden am Ernst-Mach-Institut für Kurzzeitdynamik (EMI) durchgeführt [4]. Der Konstruktion mit 10 + 8 mm Float-Glas (außenseitig) und 6 + 6 mm Float-Glas (innenseitig), jeweils über eine PVB-Schicht verbunden, wurde darauf hin die Explosionshemmungsklasse EPR2 (S) zugeteilt.

Ziel der Simulation war es, das Versagensbild des Versuchselements durch eine numerische Simulation nachzubilden. Dabei wurde vorausgesetzt, dass die Verbundsicherheitsglastafeln (VSG-Tafeln) während der Belastung im Rahmen verbleiben, d.h. ein Versagen der Scheibenanbindung wurde auch im FE-Modell unterbunden. Für die Ermittlung der Material- und Modellparameter der VSG-Tafeln waren im Vorfeld zahlreiche Validierungsarbeiten notwendig (vgl. [13, 16, 19]), um insbesondere die extremen Deformationen der PVB-Schicht in der korrekten Größenordnung abzudecken. Insgesamt wurden in diesen Arbeiten drei Modelltechniken zur Darstellung des Schichtverbundes mit Hilfe von Standardschalenelementen eingehend untersucht: Die Modellierungstechniken A (zwei koinzidente Schalenelemente mit einem verschmierten Materialansatz) und C (drei koinzidente Schalenelemente) wurde anschließend im vorliegenden Beispiel eingesetzt. Sämtliche weiteren Bauteile wurden linear elastisch modelliert. Die Belastung wurde über eine aus der Friedlander-Gleichung abgeleitete Kurvendefinition auf die Schalenmittelfläche aufgebracht und die Wirkung des Scheibenzwischenraumes über eine gleichförmige Druckbeaufschlagung modelliert. Diese wurde berechnet aus der Änderung des eingeschlossenen Volumens auf Basis des idealen Gasgesetzes (*Uniform-Pressure-Ansatz*, vgl. [2]). Die Modellgröße inklusive detaillierter Abbildung der Rahmengeometrie betrug ca. 110 000 Elemente bei ca. 85 000 Knoten und einer angestrebten Elementkantenlänge von 10mm. Für die Berechnung wurden alle Bauteile in die Kontaktbehandlung genommen.

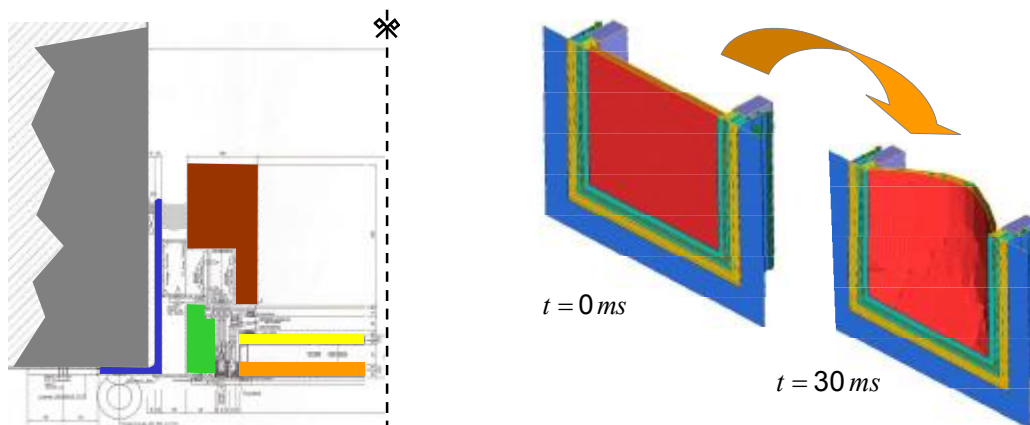


Abb. 8: a) Schnitt durch die Rahmenkonstruktion
b) Anfangszustand und Deformationszustand nach 30ms

In Abb. 8b sind die Deformationen der VSG-Tafeln nach 30ms exemplarisch dargestellt. Abb. 9 enthält das Versagensbild der äußeren VSG-Tafeln beider Modellierungstechniken im

Vergleich zum Versuch. Es bleibt anzumerken, dass zwar die maximale Deformation von 22 bis 24cm in der richtigen Größenordnung lag, das Rissbild allerdings erwartungsgemäß durch die Elementierung (Feinheit und Ausrichtung) dominiert wird und damit von dem im Experiment beobachteten Rissbild abweicht. Für eine umfassende Validierung des Gesamtmodells – die hier aus Kostengründen unterblieb - ist die Absicherung des Versagens von Verbindungsmitteln wie Scharnieren, Beschlägen, Kleber, etc. noch unbedingt erforderlich.



Abb. 9: Rissbilder nach Simulation und Versuch

6.2 Freilandversuch als Demonstrationsbeispiel

Die nachfolgend beschriebene Explosionssimulation ist an die nach DIN EN 13124 Teil 2 [4] definierten Freilandversuche angelehnt und soll als Demonstrationsbeispiel für die Anwendbarkeit der Simulationsmethode gelten. Im Einzelnen wird das äquivalent einer 60 kg TNT-Ladung im freien Abstand von 4 m vor einer linear-elastisch/linear-plastisch modellierten Stahltür platziert und zur Detonation gebracht. Als Materialparameter für die Stahltür wurden $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$, $\sigma_y = 500\text{ N/mm}^2$ und $E_{hardening} = E/1000$ gewählt. Die Tür ist in einen starr modellierten Betonkörper eingebaut und besteht aus $t=5\text{mm}$ starkem Stahlblech. Der Luftraum wird mit rund 200.000 Solid-Elementen diskretisiert und mit den Parametern für ein ideales Gasgesetz initialisiert. Die Materialbeschreibung für die Ladung in LS-DYNA setzt sich zusammen aus der Zustandsgleichung nach Jones/Wilkens/Lee [8] und aus dem Materialmodell „High Explosive Burn“. Die Parameter sind in Tabelle 3 angegeben.

Tab. 3: Materialparameter für TNT (siehe auch [12])

Sprengstoff	High Explosive Burn		Zustandsgleichung JWJL	
	TNT	ρ_0	1,63 g/cm ³	A
v_D		6 930 m/s	B	3 747 MPa
p_{CJ}		21 000 MPa	R1	4,15
			R2	0,9
ω				0,35
e_0				6 000 MPa

Exemplarisch werden die Deformationen entlang der vertikalen Achse des Türblattes ausgewertet (vgl. Abb. 10). In Abb. 11 sind zum einen die Verschiebungen in horizontaler Richtung und zum anderen die einwirkenden Drücke jeweils über die Simulationszeit aufgetragen. Deutlich sind zum einen die bleibenden Deformationen in der Stahltüre von bis zu 3,5cm auszumachen und zum anderen die nacheinander auftretenden Einwirkungen auf die Türfläche in einem Bereich von ca. 100 Mikrosekunden. Die Diskontinuität im Druckanstieg selbst wird durch die grobe Modellierung sowie die Dissipation im Advektionsalgorithmus etwas verschmiert. Insgesamt konnte anhand des Beispiels gezeigt werden, dass die Berechnung unter Berücksichtigung von Fluid-Struktur-Interaktionseffekten möglich ist, wenngleich etwaige Unzulänglichkeiten in der Modellierung und bzw. Algorithmik den kundigen und erfahrenen Berechnungsingenieur voraussetzen.

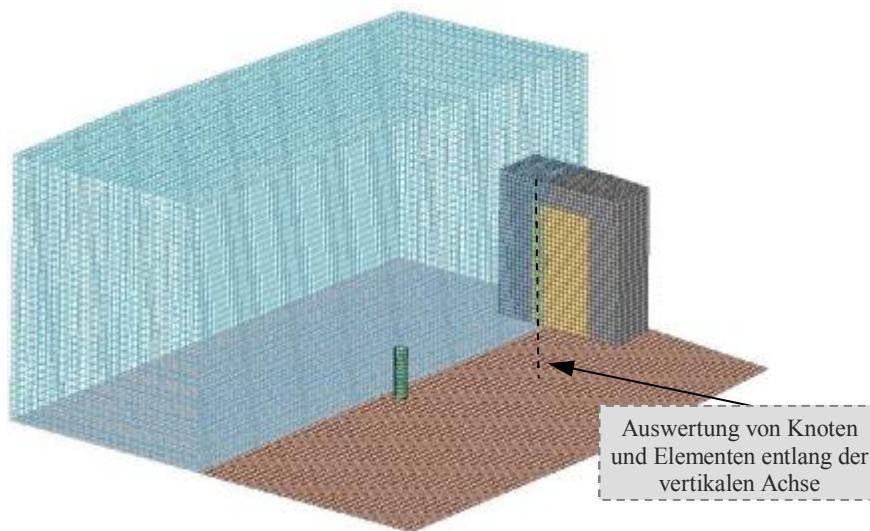


Abb. 10: Modellaufbau des Freilandversuchs und Auswertepunkte

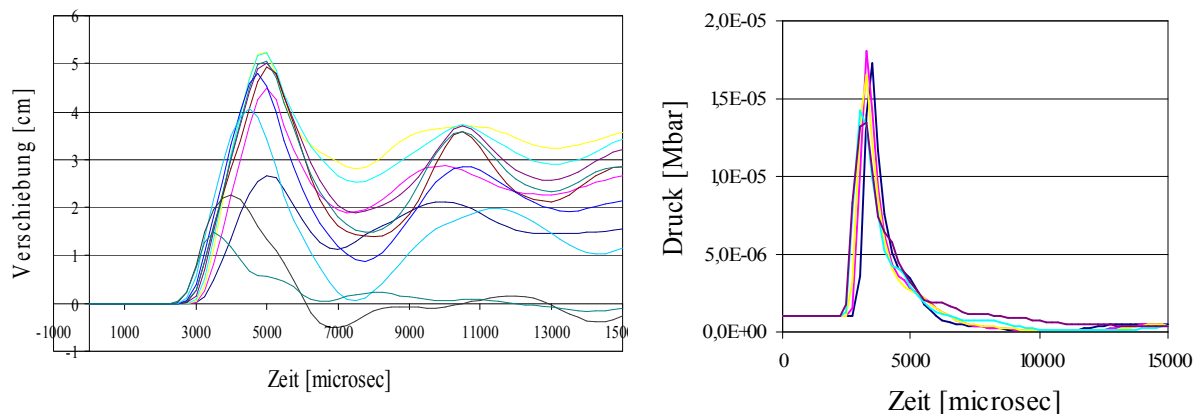


Abb. 11: Druck-Zeit-Verläufe der Simulation des Freilandversuches

6. Zusammenfassung und Empfehlungen

Die numerische Simulation mit heutzutage verfügbaren Berechnungsprogrammen wie LS-DYNA ermöglicht es, die maßgeblichen Effekte von Detonationsbelastungen auf Strukturen abzubilden. Die einzelnen Komponenten einer solchen kurzzeitdynamischen Simulation wie zum Beispiel schnelle Kontaktalgorithmen, Lastmodelle für Detonationen, nichtlineare Material- und Versagensmodelle sowie eine Implementierung zur Behandlung großer Modelle auf verteilten Systemen sind Stand der Technik. Dies vorzuführen und das

exemplarische Zusammenführen der einzelnen Komponenten waren Gegenstand des vorliegenden Beitrages.

Auf Seite der Lastmodelle sind zum einen eine skalare Gleichung und vereinfachte Ingenieurmodelle vorhanden, die die Behandlung von vielen Detonationsproblemen ermöglichen, die ohne Wechselwirkung zwischen Druckwelle und Struktur auskommen. Hier können schnell Variantenuntersuchungen von Konstruktionen durchgeführt werden, ohne jeweils einen kosten- und zeitintensiven Versuchsaufbau realisieren zu müssen. Zum anderen können aber auch für die deutlich genauere Beurteilung von FSI-Effekten nunmehr verlässliche Modelle aufgebaut und – ausreichend Erfahrung mit der Simulationstechnik und der grundsätzlichen Problematik vorausgesetzt – zur Abschätzung des Strukturverhaltens herangezogen werden.

In beiden vorgenannten Fällen ist jedoch allen Aussagen eine rigorose Validierungsphase für einzelne Komponenten voranzustellen. Die Tatsache, dass die Simulationstechnik vermehrt Versagensmodi korrekt erfassen und verlässlich berücksichtigen soll, erfordert, dass jede einzelne Modellkomponente für sich versuchstechnisch abgesichert wird. Im vorliegenden Beitrag betrifft dies insbesondere die Modelltechnik und die Parameteridentifikation für die eingesetzten Verbundglasscheiben. Aber auch die weiteren konstruktiv wichtigen Bauteile wie Beschläge, Scharniere, Klebstoffe sowie Verbindungsmittel im Allgemeinen, müssen Gegenstand von versuchstechnisch gestützten Validierungsarbeiten sein.

Danksagung

Die Untersuchungen zur schottischen Fassade erfolgten mit freundlicher Genehmigung der Gebr. Schneider GmbH & Co. KG, D-74597 Stimpfach.

Literatur

- [1] Bardenheier R. (1982): Mechanisches Versagen von Polymerwerkstoffen, Hanser-Verlag.
- [2] Brendler, S., Haufe, A., Ummenhofer, T. (2005): Rechnerischer Nachweis der Tragfähigkeit unter stoßartiger Einwirkung von absturzsichernden Mehrscheiben-Isolierverglasungen: Simulation des Pendelschlagversuches gemäß DIN EN 12600, *Der Bauingenieur*, März 2005, VDI-Verlag.
- [3] DIN EN 13123 Fenster, Türen, Abschlüsse, Sprengwirkungshemmung – Anforderungen und Klassifizierung, Teil 1: Stoßrohr, Teil 2: Freilandversuch, Mai 2004.
- [4] DIN EN 13124 Fenster, Türen, Abschlüsse, Sprengwirkungshemmung – Prüfverfahren, Teil 1: Stoßrohr, Teil 2: Freilandversuch, Mai 2004.
- [5] DIN EN 13541 Sicherheits-Sonderverglasung, Februar 2001.
- [6] FEMA 426 - Reference Manual to Mitigate Potential Terrorist Attacks Against Buildings, December 2003, <http://www.fema.gov/plan/prevent/rms/rmsp426.shtm>
- [7] Gilbert, Ford, Kinney (1985): Explosive Shocks in Air, ISBN 3540151478, Springer Verlag.
- [8] Hallquist J.O. (2005): LS-DYNA: Users Manual V970 and Theoretical Manual, Livermore Software Technology Corporation.

- [9] Kolling, S., Haufe, A., Feucht, M., Du Bois, P. (2006): A constitutive formulation for polymers subjected to high strain rates. In: Proceedings of the *9th International LS-DYNA Users' Conference*, June 4th-6th, Detroit, MI, USA.
- [10] Haufe, A. & Hönicke, G.(2004): FEM Blast-Berechnung im Vergleich zum Stoßrohr-Prüfverfahren, *Glas im Konstruktiven Ingenieurbau Fachseminar*, FH München, 17+18. September 2004, München, Deutschland.
- [11] Hautekeer, J.-P., Monga, F., Giesecke, A., O'Brien, B. (2002): Bomb Blast Resistant Facades, *Architectural Glass*, Issue 2, 2002.
- [12] Kingery, C. N. & Bulmash, G.: "Airblast parameters from TNT Spherical Air Blast and Hemispherical Surface Blast, Technical Report ARBRL-TR-02555. US Armament Research and Development Centre, Ballistic Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, MD, April 1984.
- [13] Kolling, S., Haufe, A., Du Bois, P. A. (2005): On the numerical Simulation of single-layer and laminated Safety Glass under Impact Loading, In: *Proceedings of EURO DYN 2005*, September, 4th-7th, Paris, France.
- [14] Larche, M., Herrmann, N., Stempniewski, L. (2006): Explosionslasten leichter Hallenhüllkonstruktionen, *Der Bauingenieur*, Juni 2006, Band 81, VDI-Verlag.
- [15] Müller, R. & Wagner, M: *Berechnung sprengwirkungshemmender Fassadenkonstruktionen*, eingereicht zur Veröffentlichung in der Zeitschrift *Bauingenieur*.
- [16] Nguyen, N. B., Sonntag, B., Kolling, S., Haufe, A. (2004): Zur Simulation von Sicherheitsglas unter stoßartiger Belastung - Teil 1: FE-Modelle für Einscheiben- und Verbundsicherheitsglas, *3rd German LS-DYNA Forum*, 14th-15th October, Bamberg, Germany.
- [17] Randers-Pehrson, G. & Bannister, K. A. (1997) Airblast Loading Model for DYNA2D and DYNA3D, US Army Research Laboratory, ARL-TR-1310, March 1997.
- [18] Schneider, F., Sonntag, B., Kolling, S. Numerischen und experimentelle Untersuchungen des Tragverhaltens einer Verbund-Sicherheitsglasscheibe unter Berücksichtigung des gerissenen Zustandes, *Der Bauingenieur*, Band 79, November 2004, VDI-Verlag.
- [19] Sonntag, B., Nguyen, N. B., Haufe, A., Kolling, S. (2004): Zur Simulation von Sicherheitsglas unter stoßartiger Belastung - Teil 2: Validierung eines FE-Modells für Verbundsicherheitsglas, *3rd German LS-DYNA Forum*, 14th-15th October, Bamberg, Germany.
- [20] Belytschko, T., Liu, W. K., Moran, B. (2000): Nonlinear finite elements for continua and structures, J. Wiley & Sons Inc., New York.
- [21] Benson, D. J. (1989): An efficient, accurate, simple ALE-formulation for explicit finite element calculations, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.72, No.3, pp. 305-350.
- [22] Benson, D. J. (1992): Computational methods in Lagrangian and Eulerian hydrocodes, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 99, pp. 235-394.