

**Validierung von
Analysemethoden
zur Simulation von
Aufprallversuchen im
In- und Ausland**

Abschlussbericht

Abschlussbericht / Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-Vorhabens
Nr./
Reactor Safety Research-Project No.:
RS1182

Vorhabensitel / Project Title:
**Validierung von Analyse-
methoden zur Simulation von
Aufprallversuchen im In- und
Ausland**

**Validation of Analysis Methods
to Simulate National and
International Impact
Experiments**

Autoren / Authors:
**C. Heckötter
J. Sievers**

Berichtszeitraum / Publication Date:
August 2012

Anmerkung:
Das diesem Bericht zugrunde lie-
gende F&E-Vorhaben wurde im
Auftrag des Bundesministeriums für
Wirtschaft und Technologie (BMWi)
unter dem Kennzeichen RS1182
durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt
dieser Veröffentlichung liegt beim
Auftragnehmer.

Kurzfassung

Im Rahmen des Vorhabens RS1182 „Validierung von Analysemethoden zur Simulation von Aufprallversuchen im In- und Ausland“ erfolgte die Untersuchung verschiedener mechanischer Phänomene, welche beim Aufprall von deformierbaren, starren oder flüssigkeitsgefüllten Stoßkörpern auf widerstandsfähige Strukturen auftreten können. Die sicherheitstechnische Bedeutung der Arbeiten besteht in der Bewertung der Aussagegenauigkeit von Analysemethoden zur Abschätzung der Tragfähigkeit baulicher Strukturen bei gezielten Einwirkungen von außen. Dabei wurden Simulationen zu ausgewählten Aufprallversuchen mit dem Rechenprogramm ANSYS AUTODYN durchgeführt.

Den Schwerpunkt der Arbeiten bildete die Untersuchung von Aufprallversuchen mit Zielstrukturen aus Stahlbeton, welche mittlere (Versuche bei VTT) bzw. nahezu originalmaßstäbliche (Versuche in Meppen und bei SNL) Größenordnungen aufwiesen. Dabei stand neben dem Verhalten der Projektile insbesondere die Beschreibung der Schädigungsprozesse der Stahlbetonstrukturen im Vordergrund. Die Schädigungsmechanismen umfassen globales Biegen und Rissbildung, lokale rückseitige und frontseitige Betonabplatzungen, Stanzen, Penetration des Projektils und Perforation. Weiterhin wurden Effekte von Flüssigkeitsfüllung der Stoßkörper auf Last-Zeit-Funktion und Strukturschädigung untersucht. Über bilaterale Kooperationen mit Organisationen aus dem In- und Ausland erfolgte der Austausch von Versuchsergebnissen.

Fernen trugen gezielte Vergleichsrechnungen im Rahmen der Aktivität IRIS_2010 der WGIAGE des CSNI der OECD/NEA und im Rahmen des VTT IMPACT Projektes zur Verbesserung der Aussagegenauigkeit der verwendeten Analysemethodik bei. Zur Beschreibung von stoßbeanspruchtem Beton wurde das RHT-Modell umfassend erprobt. Prinzipiell weist die Simulation des Verhaltens von Stahlbetonstrukturen unter Aufprallbelastungen Abhängigkeiten von physikalischen und numerischen Modellierungsparametern auf, was auch aus der Bewertung sämtlicher Analyseergebnisse der IRIS_2010 Teilnehmer gefolgert werden konnte.

Die Aussagegenauigkeiten für Rechnungen mit ANSYS AUTODYN wurden im Rahmen von Sensitivitätsstudien dargestellt. Die Simulation des Aufpralls von deformierbaren Projektilen durch Schalenelemente erweist sich als geeignet, um den Lasteintrag in die Zielstruktur abzubilden. Resultierende Biegeverformungen der Zielstruktur konnten zufriedenstellend beschrieben werden, wohingegen bei der Simulation von Bewehrungsdehnungen, die infolge von Rissbildung im Beton lokal sehr unterschiedlich sein können, momentan zum Teil noch Defizite bestehen.

Bezüglich des Projektilverhaltens entsprechen mit AUTODYN simulierte Last-Zeit-Funktionen im zeitlichen Mittel sehr gute Ergebnisse, welche mit der vereinfachten Methode von Riera erzielt werden. Das vereinfachte Verfahren, bei dem der Aufprall durch eine zeitlich veränderliche Randbedingung dargestellt wird, beinhaltet z. B. bezüglich der Form der belasteten Fläche Unsicherheiten. Diese Unsicherheiten werden in der expliziten Kontaktbehandlung von Projektil und Zielstruktur vermieden. Einflüsse und Effekte der Wasserfüllung von Projektilen lassen sich effizient über eine Darstellung des Wassers durch die SPH-Methode beschreiben. Weiterhin konnte die Perforation von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls starrer Projektile gut simuliert werden.

Insgesamt ergibt sich, dass die relevanten mechanischen Phänomene beim hochenergetischen Aufprall von deformierbaren, starren oder flüssigkeitsgefüllten Stoßkörpern auf Stahlbetonstrukturen in Versuchen mit geometrisch einfachen Projektil- und Targetstrukturen zufriedenstellend simuliert werden können. Bei der Beschreibung von stark geschädigtem Beton können jedoch verstärkt Abhängigkeiten von Modellierungsparametern auftreten. Demzufolge sind für derartige Analysen Parameterstudien sinnvoll, um den Streubereich möglicher Ergebnisse spezifizieren zu können.

Zukünftige Arbeiten befassen sich mit der Simulation komplexer Projektilgeometrien sowie Zielstrukturen mit realen Bauteilabmessungen und Bewehrungsanordnungen. Ferner wird der Einfluss möglicher Schwapp-Effekte beim Aufprall teilgefüllter Flüssigkeitsbehälter untersucht.

Abstract

Within the framework of project RS1182 on „Validierung von Analysemethoden zur Simulation von Aufprallversuchen im In- und Ausland“ the examination of different mechanical phenomena which might occur during the impact of deformable, rigid or liquid-filled missiles on robust structures was carried out. The safety-related significance of the work lies in the evaluation of the accuracy of analysis methods employed for the assessment of the load-bearing capacity of building structures subjected to intentional external hazards. In the process, simulations of selected impact tests were conducted with the analysis code ANSYS AUTODYN.

Key subject of the tasks was the examination of impact tests with reinforced concrete target structures, including intermediate-scaled tests (carried out at VTT) as well as almost full-scaled tests (carried out in Meppen and at SNL). Besides the behaviour of the missiles especially the description of the damage processes of the reinforced concrete structures constituted a priority. The relevant damage mechanisms include global bending and crack formation, local concrete scabbing and spalling, punching, penetration of missile and perforation. Furthermore, effects of liquid infill of missiles on the load-time-function and structural damage were investigated. By means of bilateral co-operations with organisations at home and abroad test results were exchanged.

Further, selective comparative calculations carried out within the IRIS_2010 activity of the WGIAGE of CSNI of the OECD/NEA and within the frame of the VTT IMPACT project contributed to the enhancement of the accuracy of statements of the employed analysis methods. For the characterisation of impact loaded concrete the RHT-model was comprehensively tested. Basically, the simulation of the behaviour of reinforced concrete structures under impact loading exhibits dependencies on physical and numerical modelling parameters, which could also be concluded from the assessment of all analysis results of the IRIS_2010 participants.

The accuracy of statements derived from calculations with ANSYS AUTODYN was presented within the frame of sensitivity studies. The simulation of the impact of deformable missiles represented by shell-elements proves to be suitable to reproduce the loading transferred to the target structure. Resulting bending deformations of the target structure could be satisfactorily described, whereby simulations of reinforcement strains, which can be highly localized due to concrete cracking, shows currently some deficits.

Regarding the missile's behaviour, the load-time-functions simulated with AUTODYN show very good results in terms of averaged load, which is computed with the simplified so-called Riera method. The simplified procedure, where the impact is represented by a time-dependent boundary condition, includes uncertainties for instance regarding the shape of the loaded area. These uncertainties are avoided by the explicit treatment of interaction between missile and target structure. Influences and effects of the water filling of missiles can be efficiently described by the presentation of water through the SPH-method. Furthermore, the perforation of reinforced concrete slabs due to the impact of rigid missiles was simulated well.

Generally it can be concluded, that the relevant mechanical phenomena occurring at high-energetic impacts of deformable, rigid or liquid-filled missiles onto reinforced concrete structures in tests with geometrically simple missile and target structures can be satisfactorily simulated. When describing heavily damaged concrete, increasing dependencies of modelling parameters could emerge. Therefore, parameter studies are useful for this kind of analyses in order to be able to specify the range of scattering of possible results.

Future work will address the simulation of complex missile geometries as well as target structures with actual building dimensions and reinforcement arrangements. Additionally, the influence of possible sloshing effects during the impact of partially liquid-filled missiles will be investigated.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand von Wissenschaft und Technik.....	5
2.1	Überblick	5
2.2	Bisherige Arbeiten der GRS.....	6
2.3	Voraussetzungen für die Analysen	8
2.3.1	Analyseprogramm ANSYS AUTODYN	8
2.3.2	Betonmodellierung mit dem RHT-Modell	13
2.3.3	Modellierung duktiler Werkstoffe.....	29
3	Überblick zu ausgewählten Aufprallversuchen.....	36
3.1	Phänomene beim Aufprall von Projektilen auf Stahlbeton.....	36
3.2	VTT - Versuche	37
3.3	Meppen - Versuche	37
3.4	Sandia National Laboratories - Versuche.....	38
3.5	Überblick zu Simulationen ausgewählter Aufprallversuche	39
4	Untersuchungen zum Aufprall dünnwandiger Stoßkörper auf starre Zielstrukturen.....	41
4.1	Vereinfachte Methode nach Riera.....	41
4.2	Berstverhalten deformierbarer Projektile.....	46
4.3	Einfluss der Targetsteifigkeit.....	48
4.4	Einfluss der Vernetzungsfineinheit.....	52
4.5	Einfluss von Versagungskriterien des Projektilmaterials	54
4.6	Einfluss von Parametern der Materialmodellierung des Projektils	56
4.7	Einfluss von Parametern der Kontaktalgorithmen	61
4.8	Vergleich von AUTODYN und LS-DYNA	65
4.9	Effekte der Größenskala	67
5	Internationale Vergleichsanalysen zu ausgewählten Aufprallversuchen - Überblick über die CSNI Aktivität IRIS_2010	70
5.1	Meppener Versuch II/4.....	70

5.1.1	Versuchsbeschreibung, Modellbildung und Simulationsergebnisse	70
5.1.2	Sensitivitäten der Ergebnisse zum Meppener Versuch II/4	84
5.1.3	Effekt der Aufprallgeschwindigkeit	88
5.1.4	Effekt der Bügelbewehrung.....	90
5.2	VTT Bending Rupture Mode Versuch	92
5.2.1	Versuchsbeschreibung, Rechenmodell und Ergebnisse der Blindrechnungen.....	92
5.2.2	Modellvariationen der Nachrechnungen.....	97
5.2.3	Sensitivitäten der Ergebnisse.....	105
5.3	VTT Punching Rupture Mode Versuch.....	111
5.3.1	Versuchsbeschreibung, Voranalysen und Versuchsergebnisse	111
5.3.2	Modellierung und Vorhersagen der „blinden“ Vorausrechnung	114
5.3.3	Modellverbesserungen im Rahmen der Nachrechnung.....	119
6	Berechnungen zu Aufprallversuchen mit Zielstrukturen aus Stahlbeton	125
6.1	Biegeschwingung einer einachsig gelagerten Stahlbetonplatte (VTT Versuch 673)	125
6.2	Biegeschwingung zweiachsig gelagerte Stahlbetonplatten (VTT)	140
6.2.1	Einfluss der Flüssigkeitsfüllung	144
6.2.2	Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit.....	148
6.2.3	Übergeordnete Vergleiche	152
6.2.4	Effekte der Größenskala	158
6.2.5	Komplexere Projektilgeometrie	160
6.3	Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten (VTT).....	166
6.3.1	Durchstanzversagen ohne Perforation (Test 699).....	167
6.3.2	Versuche mit Perforation, Einfluss der Geschwindigkeit	174
6.3.3	Versuche mit Perforation, Einfluss von Schubbewehrung	177
6.4	Effekte großer Flüssigkeitsmassen	181
6.4.1	Lastüberhöhung zu Beginn eines Aufpralls	181
6.4.2	Durchdringen von Flüssigkeit durch eine Stahlbetonstruktur.....	187

7	Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick	189
7.1	Zusammenfassung	189
7.2	Schlussfolgerung	189
7.3	Ausblick	192
8	Literatur und Quellen.....	193
9	Abkürzungen.....	204
10	Verteiler	207

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2-1	Ablaufdiagramm eines expliziten Zeitschritts für Lagrange Elemente nach /AAU 12/	10
Abb. 2-2	Veranschaulichung von Hourglass-Verformungen in 2D	11
Abb. 2-3	Strukturierte und unstrukturierte Netze	13
Abb. 2-4	Schematische Darstellung der Kompaktierungspfade eines porösen Materials	15
Abb. 2-5	Schematische Darstellung der Versagensfläche des RHT-Modells im meridialen (links) und deviatorischen (rechts) Schnitt	17
Abb. 2-6	DIF des RHT-Modells im Druckbereich zu verschiedenen Druckfestigkeiten im Vergleich zu Messdaten (Diagramm nach /BIS 91/)	18
Abb. 2-7	DIF des RHT-Modells im Zugbereich zu verschiedenen Druckfestigkeiten im Vergleich zu Messdaten (Diagramm nach /BAC 93/)	18
Abb. 2-8	Faktor zur Interpolation der elastischen Grenzfläche auf allgemeine Spannungszustände (tensrat und comprat siehe Tab. 2-2)	20
Abb. 2-9	Druckabhängige elastische Grenzfläche aufgezeichnet anhand eines Ein-Element-Modells	20
Abb. 2-10	Einachsige Verfestigung im RHT-Modell im Druckbereich	21
Abb. 2-11	Kalibrierung des Parameters $\epsilon_{f,min}$ aus zyklischen Drucktests nach /SIN 64/	23
Abb. 2-12	Spannungs-Dehnungs-Diagramme für das RHT-Modell für Zugzustände (Ein-Element Simulation)	26
Abb. 2-13	Spannungs-Dehnungs-Diagramme für das RHT-Modell für Druckzustände (Ein-Element Simulation)	26
Abb. 2-14	Spannungs-Dehnungs-Diagramme für das RHT-Modell bei hydrostatischer Belastung (Ein-Element Simulation)	27
Abb. 2-15	Einfluss der Dehnrates im Druck- und Zugbereich (Ein-Element Simulation)	27
Abb. 2-16	Idealisierte Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Bewehrungsstähle nach /AMM 82/	32

Abb. 2-17	Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nach dem JC-Modell im Vergleich zu Messkurven (quasistatisch bzw. bei Dehnrate $5s^{-1}$) in Ein-Element Simulationen.....	33
Abb. 2-18	Vergleich der Verläufe des DIF im JC-Modell und CS-Modell	34
Abb. 2-19	SDD für Ein-Element Simulation für Versagen bei effektiver plastischer Dehnung.....	35
Abb. 3-1	Schematischer Aufbau des VTT Versuchsstandes nach /LAS 07/.....	37
Abb. 3-2	Schematischer Aufbau des Versuchsstandes in den Meppener Versuchen nach /HOC 83/.....	38
Abb. 3-3	Einzelbilder eines "Water Slug" Versuches aus /HES 06/	38
Abb. 4-1	Veranschaulichung der Riera-Methode.....	42
Abb. 4-2	VTT Test 673: Vergleich von LZF in Abhängigkeit der Berstlast (links) und Ergebnisse der numerischen Simulation (rechts)	44
Abb. 4-3	VTT Test 673: Vergleich von Projektilrestgeschwindigkeiten in Abhängigkeit der Berstlast und in numerischer Simulation.....	45
Abb. 4-4	VTT Test 673: Vergleich von Impulsüberträgen (links) und Projektilrest-längen (rechts) in Abhängigkeit der Berstlast	45
Abb. 4-5	Geometrie des Projektils (Typ 11) im Meppener Versuch II/4 /HOC 87/..	46
Abb. 4-6	Beulmuster im Meppener Versuch II/4 nach /HOC 87/.....	47
Abb. 4-7	AUTODYN Modell zur Simulation des Berstverhaltens im Meppener Versuch II/4	47
Abb. 4-8	Meppen Versuch II/4: Vergleich von LZF und Impulsüberträgen zwischen starrem Target und Stahlbetonplatte	49
Abb. 4-9	Meppen Versuch II/4: Vergleich von Geschwindigkeiten und Verzögerungen des Projektilhecks zwischen starrem Target und Stahlbetonplatte.....	50
Abb. 4-10	Meppen Versuch II/4: Vergleich Berst- und Restlängen des Projektils für starres Target und Stahlbetonplatte.....	51
Abb. 4-11	Meppen Versuch II/4: Vergleich von kinetischer Energie und plastischer Verformung des Projektils zwischen starrem Target und Stahlbetonplatte.....	51
Abb. 4-12	Meppen Versuch II/4: Vergleich von Projektilverformungen zu verschiedenen Vernetzungseinheiten	53

Abb. 4-13	Meppen Versuch II/4: Vergleich von LZF und Impulsüberträgen für verschiedene Vernetzungseinheiten des Projektils	53
Abb. 4-14	Meppen Versuch II/4: Vergleich der Projektildeformationen zu verschiedenen Vernetzungseinheiten	54
Abb. 4-15	Einfluss der Versagensdehnung auf das Berstverhalten	55
Abb. 4-16	Einfluss der Versagensdehnung auf LZF und Impulsübertrag	56
Abb. 4-17	Einfluss von Verfestigung des Projektilmaterials auf das Beulmuster	56
Abb. 4-18	Vergleich von LZF und Impulsüberträgen für verschiedene Werte des JC-Parameters C des Projektilmaterials	57
Abb. 4-19	SDD mit pauschaler Steigerung der Festigkeit	58
Abb. 4-20	Vergleich von Projektilverformungen zu verschiedenen Parametern σ_0 und B	58
Abb. 4-21	Lasteinträge zu verschiedenen Festigkeitserhöhungen	59
Abb. 4-22	Vergleich der Projektildeformationen zu verschiedenen Festigkeitserhöhungen	59
Abb. 4-23	Meppen Versuch II/4: Vergleich der Lasteinträge zu verschiedenen Formen des DIF	60
Abb. 4-24	Meppen Versuch II/4: Vergleich der Projektildeformationen zu verschiedenen Formen des DIF	61
Abb. 4-25	Veranschaulichung des „Shell Thickness Factor“ (STF) beim Penalty- und Decomposition-Kontakt	62
Abb. 4-26	Beulformen zu verschiedenen Einstellungen bezüglich des Kontaktalgorithmus	63
Abb. 4-27	Instabilitäten bei STF = 0,5 (links) STF = 1 (rechts)	63
Abb. 4-28	Einfluss der Reibung auf LZF für Gap- und Penalty-Kontakt	64
Abb. 4-29	Beulformen zu verschiedenen Werten des STF	65
Abb. 4-30	Vergleich von Kontaktkräften nach AUTODYN und LS-DYNA	66
Abb. 4-31	Vergleich von Impulsüberträgen nach AUTODYN und LS-DYNA	66
Abb. 4-32	Vergleich der Verformungen des Projektils nach 50 ms nach AUTODYN und LS-DYNA	67
Abb. 4-33	LZF nach der Riera-Methode (links) und Berstlasten (rechts) in verschiedenen Größenskalen	68
Abb. 4-34	Vergleich von Impulsüberträgen (AUTODYN links, Riera rechts)	69

Abb. 5-1	Plattendimensionen, Randbedingungen und Sensorpositionen auf der Targetrückseite im Meppener Versuch II/4.....	71
Abb. 5-2	Details der Targetmodellierung im Meppener Versuch II/4.....	72
Abb. 5-3	Modellierung der Bewehrung im Meppener Versuch II/4.....	73
Abb. 5-4	Energiebilanz zur Simulation des Meppener Versuches II/4	75
Abb. 5-5	Kontaktkräfte und Impulsüberträge der Simulation des Meppener Versuches II/4 im Vergleich zur Ergebnissen der Riera-Methode	76
Abb. 5-6	Mittlere Restgeschwindigkeit und Berstlänge des Projektils in der Simulation des Meppener Versuches II/4.....	76
Abb. 5-7	Rückseitige Plattenverschiebungen in der Simulation des Meppener Versuches II/4 im Vergleich zu Messdaten	77
Abb. 5-8	Simulierte Plattenschädigung im Querschnitt für den Meppener Versuch II/4	78
Abb. 5-9	Simulierte Plattenschädigung auf der Rückseite für den Meppener Versuch II/4	79
Abb. 5-10	Permanente Dehnungen nach 100 ms in frontseitiger (links) und rückseitiger Bewehrung in der Simulation zum Meppener Versuch II/4....	80
Abb. 5-11	Vergleich von simulierten und gemessenen Dehnungen auf Frontseite der Bewehrung im Meppener Versuch II/4.....	81
Abb. 5-12	Vergleich von simulierten und gemessenen Dehnungen auf Rückseite der Bewehrung im Meppener Versuch II/4.....	82
Abb. 5-13	Vergleich ausgewählter Ergebnissen für Verschiebungen an der Position von W6 im Meppener Versuch II/4	84
Abb. 5-14	Einfluss des Projektilmaterials auf berechnete Plattenverschiebung im Meppener Versuch II/4.....	85
Abb. 5-15	Einfluss der HGD auf berechnete Plattenverschiebung im Meppener Versuch II/4	86
Abb. 5-16	Einfluss der Genauigkeit auf berechnete Plattenverschiebungen im Meppener Versuch II/4.....	86
Abb. 5-17	Einfluss des Kontaktalgorithmus auf berechnete Plattenverschiebungen im Meppener Versuch II/4	87
Abb. 5-18	Einfluss des Parameters $\epsilon_{f,\min}$ auf berechnete Plattenverschiebungen im Meppener Versuch II/4.....	87

Abb. 5-19	Einfluss des Schädigungsmodells auf berechnete Plattenverschiebung im Meppener Versuch II/4 (Bruchenergie 100 J/m ² bzw. 150 J/m ²)	88
Abb. 5-20	Vergleich von Plattenschädigungen bei verschiedenen Aufprallgeschwindigkeiten (m_p = Masse des Projektils).....	89
Abb. 5-21	Projektilrestgeschwindigkeiten und Frontseiten der Stahlbetonplatte in Rechnungen mit und ohne Bügel nach 45 ms.....	90
Abb. 5-22	Schadensbilder der Plattenquerschnitte der Meppener Versuche nach 45 ms bei verschiedenen Graden an Schubbewehrung	91
Abb. 5-23	Analysemodell des Projektils im IRIS Bending Versuch.....	93
Abb. 5-24	Vernetzungsdetails des IRIS Bending Versuches	93
Abb. 5-25	Details des Stahlbetonplattenmodells im IRIS Bending Versuch.....	94
Abb. 5-26	Vergleich von Ergebnissen zur zentralen rückseitigen Plattenverschiebung in den IRIS Bending Versuchen von Blindrechnungen der IMPACT Partner.....	96
Abb. 5-27	SDD für Betondatensätze in Blind- und Nachrechnung zum IRIS Bending Versuch	98
Abb. 5-28	Vergleich von SDD für Projektilwerkstoff und Bewehrungsstahl in Blind- und Nachrechnung zum IRIS Bending Versuch	98
Abb. 5-29	Vergleich der Deformationen des Projektils in Blind- und Nachrechnung mit Versuch B1	99
Abb. 5-30	Vergleich der Lasteinträge zum IRIS Bending Versuch.....	99
Abb. 5-31	Vergleich des Projektilverhaltens zum IRIS Bending Versuch.....	100
Abb. 5-32	Kräfte und Impulse am Widerlager im IRIS Bending Versuch	100
Abb. 5-33	IRIS Bending Versuche: Vergleich von berechneten Plattenverschiebungen an der Rückseite mit entsprechenden Messdaten	102
Abb. 5-34	Plastifizierung in der rückseitigen Bewehrung im IRIS Bending Versuch (Momentaufnahme 60 ms nach dem Aufprall)	103
Abb. 5-35	Dehnungen auf der frontseitigen Bewehrung im IRIS Bending Versuch.	104
Abb. 5-36	Dehnungen auf der rückseitigen der Bewehrung im IRIS Bending Versuch	105
Abb. 5-37	Einfluss des Projektilmaterials auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch	106

Abb. 5-38	Einfluss des Elastizitätsmodul von Beton auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch	106
Abb. 5-39	Einfluss der Betondruckfestigkeit auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch	107
Abb. 5-40	IRIS Bending Versuch: Einfluss der Zugfestigkeit auf Verschiebungen an Position D1 und D1 (siehe Abb. 5-33).....	108
Abb. 5-41	Einfluss der Bewehrungsdaten auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch	109
Abb. 5-42	IRIS Bending Versuch: Einfluss des HGD Algorithmus auf Verschiebungen an Position D1 und D1	109
Abb. 5-43	IRIS Bending Versuch: Einfluss der HG-Dämpfungskonstante auf Verschiebungen an Position D1 und D1	110
Abb. 5-44	Einfluss der Genauigkeit auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch	110
Abb. 5-45	Projektilgeometrie der VTT Punching Rupture Mode Versuche	111
Abb. 5-46	Zur Definition des Stanzkegelwinkels.....	113
Abb. 5-47	Schädigungsbilder der Versuchsplatte im Versuch P1	114
Abb. 5-48	Rechenmodell der Blindrechnung im IRIS Punching Versuch.....	114
Abb. 5-49	Zeitlicher Verlauf der Projektilrestgeschwindigkeit in der Blindrechnung	116
Abb. 5-50	Schädigungsparameter D des RHT-Modells in der Blindrechnung zum IRIS_2010 Punching Versuch nach 50 ms.....	116
Abb. 5-51	Zustand der Bewehrung nach 50 ms und Eindringtiefe des Projektils in Blindrechnung zum IRIS_2010 Punching Versuch.....	117
Abb. 5-52	In IRIS_2010 berechnete Restgeschwindigkeiten und verwendete Rechenprogramme (Histogramme nach /ORB 11/)......	118
Abb. 5-53	Vergleich von Zeitverläufen „blind“ simulierter zeitlicher Verläufe von Projektilgeschwindigkeiten (Abbildung aus /CAL 11a/)	118
Abb. 5-54	Rechenmodell „Lagrange“ für den IRIS Punching Versuch	119
Abb. 5-55	Rechenmodell „SPH“ für den IRIS Punching Versuch.....	120
Abb. 5-56	Ergebnisse der Nachrechnungen zum IRIS Punching Versuch.....	121
Abb. 5-57	HS-Kamera Aufnahmen der Plattenvorderseite im Vergleich zu Simulationsmodellen zum IRIS Punching Versuch.....	122

Abb. 5-58	HS-Kamera Aufnahmen der Plattenrückseite im Vergleich zu Simulationsmodellen zum IRIS Punching Versuch.....	122
Abb. 5-59	Zum Einfluss der Vernetzungseinheit im IRIS Punching Versuch	123
Abb. 5-60	Zum Einfluss der Materialdaten des Bewehrungsstahls im IRIS Punching Versuch.....	124
Abb. 5-61	Zum Einfluss der Versagensdehnung des Bewehrungsstahls im IRIS Punching Versuch (Rechnungen mit Modell „Lagrange“).....	124
Abb. 6-1	Versuchsplatte im Stützrahmen und Bewehrungsmatten vor dem Betonieren im Versuch 673.....	126
Abb. 6-2	Details zur Targetmodellierung für den VTT Versuch 673.....	127
Abb. 6-3	Projektilgeometrie im Versuch 673 und vereinfachtes Modell für ANSYS AUTODYN	128
Abb. 6-4	Zustand der Versuchsplatte in Versuch 673 nach dem Versuch (Vorderseite links, Rückseite rechts).....	130
Abb. 6-5	VTT Versuch 673: Geschwindigkeit des Projektilhecks und Berstlängen	131
Abb. 6-6	Bruchstücke des Projektils im VTT Versuch 673.....	132
Abb. 6-7	VTT Versuch 673: Berechnete Lastüberträge zwischen Projektil und Zielstruktur.....	133
Abb. 6-8	Reaktionen im Widerlager in der Simulation zu VTT Versuch 673	133
Abb. 6-9	Energiebilanzen der TEST 673 Simulation.....	134
Abb. 6-10	Vergleich der Energiebilanzen von Projektil und Zielstruktur.....	134
Abb. 6-11	Vergleich der Energiebilanzen von Beton und Bewehrung in Versuch 673	135
Abb. 6-12	Vergleich zwischen gemessenen und simulierten Plattenverschiebungen auf der Rückseite in VTT Versuch 673.....	137
Abb. 6-13	Vergleich von gemessenen und simulierten Dehnungen auf rückseitiger Bewehrung in VTT Versuch 673	138
Abb. 6-14	Ergebnisse bei Eintrag der LZF über Druckrandbedingung für die Simulation von VTT Versuch 673.....	139
Abb. 6-15	Projektildetails in Versuchen mit Wasserfüllung in VTT Matrix B.....	142
Abb. 6-16	Mott-Verteilungen zu verschiedenen Werten von γ	143

Abb. 6-17	Bruchbild des Projektils in TF13 mit (links) und ohne (rechts) Aktivierung von stochastischem Materialversagen.....	143
Abb. 6-18	Effekte der stochastischen Verteilung der Versagensdehnung auf Impulsübertrag und Verschiebung der Versuchsplatte an der Position von D3	144
Abb. 6-19	Vergleich von HS-Kameraaufnahmen und Rechenmodellen zu den Versuchen TF11 und TF13 nach jeweils 10 ms	145
Abb. 6-20	Vergleich von LZF zwischen den Versuchen TF11 und TF13	146
Abb. 6-21	Vergleich von kinetischer Energie und plastischer Verformung der Projektile zwischen Rechnungen für TF11 und TF13.....	146
Abb. 6-22	Vergleich von Impulsüberträgen zwischen den Versuchen TF11 und TF13	147
Abb. 6-23	Vergleich von rückseitigen Plattenverschiebungen für die Versuche TF11 und TF13.....	148
Abb. 6-24	Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Matrix B Versuche ohne Wasserfüllung bei Variation der Aufprallgeschwindigkeit	149
Abb. 6-25	Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Matrix B Versuche mit Wasserfüllung bei Variation der Aufprallgeschwindigkeit..	150
Abb. 6-26	Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Versuch TF16 mit Wasserfüllung	151
Abb. 6-27	Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Versuch TF17 ohne Wasserfüllung.....	152
Abb. 6-28	An der Position von D2 gemessene Maximalverschiebungen in VTT Matrix B	153
Abb. 6-29	An der Position von D3 gemessene Maximalverschiebungen in VTT Matrix B	154
Abb. 6-30	Verschiebungsfiguren in den Versuchen TF11, TF12 und TF15	155
Abb. 6-31	Bilder der Plattenrückseiten und simulierte Betonschädigung in VTT Matrix B Versuchen ohne Wasserfüllung	156
Abb. 6-32	Bilder der Plattenrückseiten und simulierte Betonschädigung in VTT Matrix B Versuchen mit Wasserfüllung	157
Abb. 6-33	Einfluss der Größenskala auf die Plattenverschiebungen untersucht anhand von VTT Versuch TF15	159

Abb. 6-34	Projektil auf der Startrampe im Versuch WE1A1	160
Abb. 6-35	Details zur Konstruktion des Projektils in Versuch WE1A1	161
Abb. 6-36	Details zur Vernetzung des Projektils aus Versuch WE1A1	162
Abb. 6-37	Projektildeformation in Simulation und Force Plate Versuch	163
Abb. 6-38	Vergleich von LZF und Impulsüberträgen für Versuch WE1A1	164
Abb. 6-39	Vergleich der Projektildeformation nach dem Aufprall in Versuch WE1A1	164
Abb. 6-40	Schädigungsbilder der Versuchsplatte im VTT Versuch WE1A1 (oben: Vorderseite, unten: Rückseite).....	165
Abb. 6-41	Vergleich von rückseitigen Plattenverschiebungen zu WE1A1.....	166
Abb. 6-42	Äußere Abmessungen und Bewehrung der Versuchsplatte in TEST 699	167
Abb. 6-43	AUTODYN Modell für die Simulation von TEST 699.....	168
Abb. 6-44	Energiebilanz TEST 699 Simulationen.....	169
Abb. 6-45	Energiebilanzen für Projektil und Betonplatte in TEST 699	170
Abb. 6-46	Energiebilanzen für Beton und Bewehrung in TEST 699	170
Abb. 6-47	Kontaktkräfte, Projektilverzögerung und Auflagerkräfte im Vergleich zu Versuchsdaten.....	171
Abb. 6-48	Frontseitige Betonschädigung in TEST 699.....	172
Abb. 6-49	Rückseitiges Schadensbild des Betons in TEST 699.....	172
Abb. 6-50	Schadensbild des Betons im Querschnitt in TEST 699	172
Abb. 6-51	Dehnungen in der rückseitigen Bewehrung im Vergleich zu Versuchsdaten.....	173
Abb. 6-52	Projektilrestgeschwindigkeiten für Versuch A21 ($v_0 = 120$ m/s)	175
Abb. 6-53	Projektilrestgeschwindigkeiten für Versuch A12 ($v_0 = 110$ m/s).....	176
Abb. 6-54	Projektilrestgeschwindigkeiten zu den Versuchen A1R bzw. A1 (678) ($v_0 = 100$ m/s).....	176
Abb. 6-55	Projektilrestgeschwindigkeiten für Versuch AT2 und AT2R ($v_0 = 140$ m/s)	179
Abb. 6-56	Mit dem SPH Modell berechnete Restgeschwindigkeiten des Projektils zu verschiedenen Aufprallgeschwindigkeiten.....	180
Abb. 6-57	Rückseitige simulierte Plattenschädigungen nach 15 ms für VTT Versuch AT2 (mit Bügel) und IRIS Punching Versuch (ohne Bügel)	180

Abb. 6-58	Aufprall eines Flüssigkeitszylinders auf eine starre Zielstruktur (Zeichnung nach /BOW 64/)	182
Abb. 6-59	LZF und Ausschnitt der Lastüberhöhung für Simulationen zu den SNL Water Slug Versuchen	183
Abb. 6-60	Gemessene und simulierte rückseitige Plattenverschiebungen für den Versuch Water Slug 1	184
Abb. 6-61	Lastüberhöhung im VTT Versuch TF13	185
Abb. 6-62	Verschiebungen der Versuchsplatte in TF13	185
Abb. 6-63	Simulierte Lasteinträge für SNL Water Slug Versuche im Vergleich zur Methode nach Riera	186
Abb. 6-64	Einzelbilder zur Simulation eines Water Slug Versuches mit Durchdringung (Betonmaterial ausgeblendet)	187
Abb. 6-65	Zur Abschätzung der Durchdringung von Wassermassen	188

Tabellenverzeichnis

Tab. 2-1	Parameter der Zustandsgleichung des RHT-Modells	16
Tab. 2-2	Modellparameter des RHT Festigkeitsmodells für Simulationen zum VTT Versuch TF11 (siehe Abschnitt 6.2.1)	22
Tab. 2-3	Modellparameter des RHT Schädigungsmodells	24
Tab. 2-4	JC-Materialdaten zu verschiedenen Stahltypen	32
Tab. 3-1	Übersicht zu Versuchsständen für Aufprallversuche mit Stahlbetontarget	39
Tab. 3-2	Überblick über simulierte Aufprallversuche mit Stahlbetontarget.....	40
Tab. 4-1	Materiadaten der Referenzrechnung (Bezeichnungen nach Gln. 2.24)	48
Tab. 4-2	Übersicht über Rechnungen zu verschiedenen Versagenskriterien	55
Tab. 4-3	Umrechnungstabelle für Vergleiche verschiedener Größenskalen.....	67
Tab. 5-1	Übersicht über die Bewehrungselemente des Analysemodells zum Meppener Versuch II/4.....	74
Tab. 5-2	Überblick über die Modellgröße und Bestandteile des Rechenmodells für den Meppener Versuch II/4.....	74
Tab. 5-3	Übersicht über die Bewehrungselemente des Analysemodells zum IRIS Bending Versuch	95
Tab. 5-4	Überblick über die Modellgröße und Bestandteile für den IRIS Bending Versuch	95
Tab. 5-5	Koordinaten ausgewählter DMS im IRIS Bending Versuch (Ansicht auf Frontseite der Versuchsplatte)	103
Tab. 5-6	Grenz- und Restgeschwindigkeiten nach empirischen Formeln im Vergleich zu Versuchsergebnissen.....	113
Tab. 5-7	Überblick über die Modellgröße und Bestandteile für den IRIS Punching Versuch.....	115
Tab. 6-1	Übersicht über die Bewehrungselemente des Analysemodells zum Versuch 673	126
Tab. 6-2	Überblick über die Modellgröße und Bestandteile des Rechenmodells für den VTT Versuch 673.....	129
Tab. 6-3	Materialdaten für Bewehrung und Projektil in der Simulation zum Versuch 673	130
Tab. 6-4	Positionen der Sensoren in TEST 673	135

Tab. 6-5	Übersicht über Versuchsparameter zu zweiachsig gelagerten Stahlbetonplatten.....	141
Tab. 6-6	Im Modell berücksichtigte Komponenten des Projektils im Versuch WE1A1	161
Tab. 6-7	Überblick über die Bewehrungsbestandteile im Rechenmodell zu Test 699	167
Tab. 6-8	Übersicht über die Randbedingungen und Ergebnisse zu VTT Matrix A Versuchen ohne Schubbewehrung	174
Tab. 6-9	Übersicht über die Randbedingungen und Ergebnisse zu VTT Matrix A Versuchen mit Schubbewehrung	178

1 Einleitung

Bei der Auslegung deutscher Kernkraftwerke gegen zivilisatorische Einwirkungen von außen wurde für den Lastfall Flugzeugabsturz der unfallbedingte Absturz eines Militärflugzeuges /RSK 96/ zugrunde gelegt. Als Folge der Terroranschläge vom 11. September 2001 wird beispielsweise von der US-NRC /NRC 11/ für in den USA neu zu genehmigende Kernkraftwerke auch der gezielte Absturz großer Passagierflugzeuge bei der Auslegung berücksichtigt.

Ein Flugzeugabsturz auf eine Stahlbetonstruktur kann sowohl lokale wie globale Beschädigungen der Struktur verursachen. Lokale Schädigungsmechanismen sind zu meist mit dem Aufprall von vergleichsweise starren Flugzeugkomponenten wie z. B. Triebwerkswellen in Verbindung zu bringen. Die infolge des Aufpralls von stark verformbaren Flugzeugkomponenten auf Stahlbetonstruktur wirkenden zeitabhängigen Belastungen können, abhängig von der Aufprallfläche und Geschwindigkeit, globale und auch lokale Schädigungsformen erzeugen. Zusätzlich sind Besonderheiten des Aufpralls von Treibstoffmassen zu beachten. Hierbei sind sowohl die räumliche Treibstoffverteilung als auch die Möglichkeit des Eintrages von Treibstoffmassen in das Gebäude von Interesse.

Ziel der Arbeiten im Vorhaben ist es, mehrdimensionale Analysemethoden zur Simulation der Phänomene beim hochenergetischen Aufprall von deformierbaren, starren oder flüssigkeitsgefüllten Stoßkörpern auf widerstandsfähige Strukturen bereitzustellen und zu erproben. Basis dafür sollen im In- und Ausland durchgeführte Aufprallexperimente deformierbarer Projektile mit bzw. ohne Flüssigkeitsfüllung auf starre bzw. deformierbare Targetstrukturen sein. Durch vertiefte Auswertung von Aufprallversuchen im In- und Ausland sowie entsprechenden Simulationsrechnungen sollen Vorschläge zur Erweiterung des vereinfachten Modells zur Bestimmung von Last-Zeit-Funktionen nach Riera erarbeitet werden. Während im Vorhaben RS1167 die Simulation des Verhaltens von Projektilen beim Aufprall auf starre Wände im Vordergrund stand, soll bei den vorliegenden Arbeiten das Verhalten von Targetstrukturen aus Stahlbeton, insbesondere auch die Schädigung bis hin zur Perforation und die Ausbreitung von Flüssigkeiten simuliert werden.

Basierend auf verfügbaren Modellansätzen und Analysemethoden werden im Sinne des Gesamtziels folgende Einzelziele verfolgt:

– **Erstellung und Erprobung verfeinerter Analysemodelle zur Simulation der mechanischen Einwirkungen und der Schädigung von Strukturen aus Stahlbeton**

Ziel ist die Erstellung von verfeinerten Analysemodellen zur Beschreibung der mechanischen Einwirkungen beim Aufprall dünnwandiger, flüssigkeitsgefüllter Behälter auf widerstandsfähige Strukturen. Dabei soll die Methode der Finiten Elemente angewendet werden und durch Vergleich mit der vereinfachten Methode basierend auf dem Riera-Modell /RIE 68/ die Aussagegenauigkeit bei der Bestimmung von Last-Zeit-Funktionen für Teilstrukturen (z. B. Tankbereiche) beim gezielten Flugzeugabsturz auf widerstandsfähige Gebäudestrukturen quantifiziert bzw. verbessert werden. Zur Absicherung der Modellvorstellungen für die Bestimmung der mechanischen Lastannahmen sollen Modellversuche zur Fragmentierung von deformierbaren Strukturen beim Aufprall auf starre Wände, die bei der MPA der Universität Karlsruhe durchgeführt wurden bzw. werden, vertieft ausgewertet und durch Berechnungen simuliert werden.

Weiterhin sollen in die Untersuchungen Ergebnisse von bei VTT und bei SNL durchgeführter Aufprallversuche, insbesondere Versuche mit Targetstrukturen aus Stahlbeton, einbezogen und die Modellvorstellungen zur Fragmentierung von dünnwandigen Projektilen und zur Schädigung von Targetstrukturen abgesichert werden. Dabei soll die Widerstandsfähigkeit der in ausgewählten Versuchen verwendeten Barrieren in Form von Wänden aus Stahlbeton mit der verfügbaren strukturmechanischen Analysetechnik unter Berücksichtigung dynamischer Materialeigenschaften bestimmt werden.

– **Weiterentwicklung und Erprobung von Modellen zur Simulation der Flüssigkeitsausbreitung beim Aufprall flüssigkeitsgefüllter Projektilen**

Bei der Simulation ausgewählter Aufprallexperimente mit flüssigkeitsgefüllten Behältern sollen Modelle zur Flüssigkeitsausbreitung erprobt werden. Dabei steht im Vordergrund eine Analysemethodik bereitzustellen und zu erproben, mit der unter Berücksichtigung von Targetschädigungen bis hin zur Perforation, der Flüssigkeitseintrag durch das Target abgeschätzt werden kann.

– **Erweiterung des vereinfachten Modells zur Bestimmung von Last-Zeit-Funktionen nach Riera**

Ziel der Arbeiten ist es, Unsicherheiten und Schwachstellen in der vereinfachten Methodik nach Riera zu identifizieren und Möglichkeiten zur Verbesserung der Me-

thodik aufzuzeigen. Dabei stehen die Beschreibung der Anfangsphase eines Aufpralls und die Behandlung von Flüssigkeitsmassen im Vordergrund.

Bei der Bereitstellung, Entwicklung und Erprobung der Simulationsmodelle sollen die jeweiligen Anwendungsgrenzen aufgezeigt werden. In Anbetracht der Komplexität der Fragestellungen werden in Teilbereichen Unsicherheiten und Wissenslücken bestehen bleiben. Im Rahmen internationaler Kooperationen sollen bilateral Erfahrungen zu experimentellen sowie analytischen Ergebnissen ausgetauscht werden. Das Arbeitsprogramm gliedert sich in die folgenden Arbeitspakete (AP).

AP 1: Simulation des Aufpralls deformierbarer Projektile auf starre Targetstrukturen

In den zuvor durchgeführten Untersuchungen zeigten verschiedene Modellierungsparameter, wie die Art und Feinheit der Finiten Elemente, die Zeitschrittwahl und die gewählten Versagenskriterien einen Einfluss auf den Last-Zeit-Verlauf am Target. Dazu sollen anhand von Vergleichsrechnungen zu ausgewählten Aufprallversuchen mit einfachen Geometrien die optimalen Modellierungsparameter für AUTODYN bestimmt werden. In diesem Zusammenhang sollen der Einfluss von dynamischen Belastungen auf die Materialeigenschaften des Projektils und des Targets berücksichtigt und die verwendeten Versagensmodelle für die Projektile auf Unabhängigkeit von der Projekttilgröße untersucht werden. Weiterhin soll im Rahmen von Parameterstudien das Verständnis verbessert werden, welche Einflussparameter für das Auftreten von Beulen bzw. Fragmentieren des Projektils verantwortlich sind.

AP 2: Simulation des Aufpralls deformierbarer Projektile auf Targetstrukturen aus Stahlbeton einschließlich der Schädigung

In diesem Arbeitspunkt soll das Verhalten von Targetstrukturen aus Stahlbeton simuliert werden. Weiterhin soll untersucht werden, welche Unterschiede im Targetverhalten entstehen, wenn das aufprallende Projektil mitmodelliert wird oder wenn die Wirkung eines Projektils durch eine Last-Zeit-Funktion auf das Target gegeben wird. In diesem Zusammenhang soll auch geprüft werden, ob das Verhalten von Targetstrukturen aus Stahlbeton mit SPH (smooth-particle-hydrodynamics) -Formulierungen in AUTODYN modelliert werden kann. Insgesamt sollen die Auswirkungen von Unsicherheiten bei der Bestimmung von Last-Zeit-Funktionen (siehe AP 4) auf die Tragfähigkeit von Targetstrukturen untersucht werden. In diesem Zusammenhang soll der Einfluss von dynamischen Belastungen auf die Materialeigenschaften des Projektils und des

Targets berücksichtigt werden. Weiterhin sollen die verwendeten Versagensmodelle für die Projektile und die Targetstrukturen auf Unabhängigkeit von der Größe der Projektile und der Targetstrukturen untersucht werden. Durch Erfahrungsaustausch mit ausländischen Experten sollen gezielt bereits durchgeführte Experimente für einen Vergleich zwischen verschiedenen Modellansätzen ausgewählt und im Rahmen von Vergleichsanalysen Modelldefizite aufgezeigt werden.

AP 3: Simulation der Flüssigkeitsausbreitung in Aufprallversuchen mit flüssigkeitsgefüllten Projektilen

Im Rahmen des Vorhabens RS1167 wurde begonnen, die Möglichkeiten der Berücksichtigung von Fluidmassen beim Aufprall flüssigkeitsgefüllter Projektile zu erproben. In Ergänzung dazu soll die Leistungsfähigkeit der SPH (smooth-particle-hydrodynamics) -Formulierungen in AUTODYN zur Simulation des Flüssigkeitsverhaltens beim Aufprall untersucht werden. Dabei ist ein wesentlicher Aspekt, eine Methodik zur Abschätzung der Flüssigkeitsmengen, die im Falle einer Perforation des Targets durch das Target dringen können, bereitzustellen. Durch Erfahrungsaustausch mit ausländischen Experten sollen gezielt bereits durchgeführte Experimente für einen Vergleich zwischen verschiedenen Modellansätzen ausgewählt und im Rahmen von Vergleichsanalysen Modelldefizite aufgezeigt werden.

AP 4: Erweiterung des vereinfachten Modells zur Bestimmung von Last-Zeit-Funktionen nach Riera

Im Vorhaben RS1167 wurde exemplarisch aufgezeigt, dass in der Anfangsphase eines Aufpralls die Stoßlast gemäß Riera deutlich niedriger als in den AUTODYN-Simulationen ist. Dieser Effekt soll im Rahmen vertiefter Auswertungen von Aufprallversuchen und entsprechenden Simulationen weiter untersucht werden. Im nächsten Schritt soll erarbeitet werden, in wie weit das Riera-Modell in der Anfangsphase des Aufpralls durch eine Erhöhung der Berstlast verbessert werden kann. Dafür ist eine Kalibrierung auf Basis von Aufprallversuchen und Vergleichsrechnungen erforderlich. Weiterhin soll in Anbetracht der kurzen Dauer dieser Lasterhöhung untersucht werden, welchen Einfluss dieser sehr kurze hochfrequente Stoß auf die Beanspruchung massiver Stahlbetonstrukturen mit wesentlich niedrigeren Eigenfrequenzen hat. Weiterhin soll basierend auf den Ergebnissen aus AP 2 die Behandlung von Flüssigkeitsmassen im Rahmen von Riera-Abschätzungen bewertet und ggf. verbessert werden.

2 Stand von Wissenschaft und Technik

2.1 Überblick

Zur Beschreibung der Phänomene, die beim Flugzeugabsturz auf eine Stahlbetonstruktur auftreten können wurden an verschiedenen Versuchsständen Aufprallversuche durchgeführt.

Experimentelle Untersuchungen zum Aufprall von Projektilen auf Stahlbetonplatten wurden in den 70er und 80er Jahren an der Erprobungsstelle 91 der Bundeswehr in Meppen durchgeführt /HOC 83/, /HOC 87/.

Zur Validierung bestehender Rechenmodelle für die Abschätzung von Last-Zeit-Funktionen bei Flugzeugabstürzen wurde an den Sandia National Laboratories (SNL) in Originalgröße ein Aufprallversuch mit einem F4-Phantom Militärflugzeug durchgeführt /SUG 93/. Ferner fanden Versuche zum harten Aufprall von triebwerkartigen Strukturen auf Stahlbeton statt /SUG 93a/, /SUG 93b/. Die Besonderheiten des Aufpralls großer Flüssigkeitsmassen auf Stahlbetonplatten wurden ebenfalls bei SNL /HES 06/ untersucht.

Im Rahmen des internationalen Projektes IMPACT werden seit 2005 bei VTT Aufprallversuche /LAS 07/ mittlerer Größenskala durchgeführt. Die Experimente werden zur quantitativen Beschreibung von Phänomenen beim Aufprall deformierbarer Stoßkörper, des Einflusses von Flüssigkeitsfüllungen der Stoßkörper sowie des harten Aufpralls starrer Stoßkörper durchgeführt. Es werden zahlreiche Versuchsparameter variiert, um ihren jeweiligen Einfluss auf Projektil- und Targetverhalten herauszuarbeiten. Das Versuchsprogramm wird durch vergleichende numerische Simulationen der Projektpartner begleitet.

Bei der Materialprüfungs- und Forschungsanstalt (MPA) des Karlsruher Institut für Technologie (KIT) wurden kleinskalige Versuche zum Anprall dünnwandiger Behälter mit und ohne Flüssigkeitsfüllung auf starre Zielstrukturen /KRE 03/, /RUC 10/ durchgeführt, welche als Grundlage für die Validierung von Rechenmodellen zur Ermittlung von Last-Zeit-Funktionen genutzt werden können.

Der Last-Zeit-Verlauf beim Aufprall deformierbarer Projektile wurde bisher üblicherweise gemäß der Methode von Riera /RIE 68/ als Summe von Trägheitskräften und Berstlast abgeschätzt. Ein so ermittelter Last-Zeit-Verlauf kann zusammen mit einer entsprechenden Aufprallfläche als Lastannahme für die Analyse der globalen Strukturantwort dienen. Getrennt davon kann nach /LIQ 05/ die Beurteilung von lokalen Schädigungsmechanismen wie etwa Durchstanzen und Perforation beispielsweise anhand von empirischen Formeln, semiempirischen analytischen Ansätzen oder auch aufwändigen Simulationen mit komplexen Programmsystemen erfolgen. Zunehmend stellen Autoren /ARR 07/, /BRA 08/, /HEN 07/, /ITO 05/, /JOV 07/, /KAT 04/, /KIR 09/, /STE 09/ Analysemodelle für komplexe Programmsysteme vor, in denen der Belastungsfall Flugzeugabsturz im Rahmen einer numerischen Simulation als komplexes Kontaktproblem zwischen Stoßkörpern und Gebäudestruktur behandelt wird. Für die aufprallenden Flugzeuge einschließlich Tankfüllungen sowie harter und deformierbarer Teile werden Modelle mit hohen Detaillierungsgraden entwickelt. Eine derartige Vorgehensweise findet auch zunehmend Eingang in die Genehmigungsverfahren einzelner Länder für neue Reaktoren.

2.2 Bisherige Arbeiten der GRS

Im Rahmen des Vorhabens RS 1146 /GRS 03/ hat die GRS mit kompetenten Partnern die Thematik des Aufpralls eines Verkehrsflugzeuges auf kerntechnische Anlagen, insbesondere die resultierenden mechanischen und thermischen Einwirkungen, experimentell und analytisch untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass sich mit den bereitgestellten Simulationsmodellen zur Beschreibung der wesentlichen Phänomene Analysen der Auswirkungen eines solchen Anschlags auf kerntechnische Anlagen durchführen lassen. Bei den Untersuchungen wurde jedoch, bedingt durch die zeitlichen Vorgaben des Vorhabens RS 1146, deutlich, dass die bereitgestellten Simulationsmodelle teilweise auf stark vereinfachten Annahmen beruhen und die gewonnenen experimentellen Daten vertieft ausgewertet werden sollten. Weiterhin sollten zusätzliche, in anderen Ländern durchgeführte Experimente und Analysen in die Modellentwicklung einfließen bzw. zur Überprüfung der Modelle herangezogen werden.

Im Rahmen des Vorhabens RS1167 /SIE 08a/, /SIE 08b/ erfolgte die Qualifizierung von Analysemodellen zu ausgewählten Aufprallversuchen mit einfachen Projektilgeometrien, welche jeweils ein definiertes eindeutiges Versagensverhalten zeigen. Dabei stand die Simulation des Verhaltens von deformierbaren Projektilen beim Aufprall auf

starre Zielstrukturen im Vordergrund, wobei das Rechenprogramm ANSYS AUTODYN /AAU 12/ eingesetzt wurde. Dabei wurde auch begonnen, die Möglichkeiten der Berücksichtigung von Fluidmassen beim Aufprall flüssigkeitsgefüllter Projektile zu erproben. Hierzu wurden vornehmlich Aufprallversuche der MPA Karlsruhe /KRE 03/, /RUC 10/ simuliert.

Aus den im Rahmen RS 1146 /GRS 03/ und RS1167 /SIE 08a/ bei der PTB¹ und dem Fh-ITEM² durchgeführten, kleinskaligen Aufprallexperimenten zur Flüssigkeitszerstäubung wurden Gesetzmäßigkeiten zum Lachenanteil, zum luftgetragenen Anteil und zur Reichweite der Spraywolke abgeleitet. Die entwickelten Modellvorstellungen zur Treibstoffausbreitung wurden an Ergebnissen ausländischer Experimente, insbesondere den großskaligen Experimenten bei SNL³ /SAN 04/, überprüft.

Der im Rahmen von RS 1146 entwickelte Modellansatz zum Kerosineintrag durch geschädigte Stahlbetonstrukturen basiert auf einfachen Annahmen zur Kerosinausbreitung, zur Bildung von Öffnungsflächen in der Stahlbetonstruktur und zum zeitlichen Ablauf des Strukturversagens.

Im Rahmen einer AUTODYN-Parameterstudie mit Analysemodellvarianten wurde gezeigt, dass einige Modellierungsparameter wie Elementart, Werkstoffkenndaten und Erosionskriterium einen deutlichen Einfluss auf den Kraft-Zeitverlauf haben. Dabei spielt insbesondere die unterschiedliche Energieaufnahme der einzelnen Elemente in der Schädigungszone des Projektils bis zum Erodieren (Löschen) eine wesentliche Rolle. Einen erheblichen Einfluss auf die Kraft zeigt sich auch beim Übergang zu einem massiven Projektil, wohingegen eine weitere Erhöhung des Durchmesser-zu-Wandstärke-Verhältnisses in den AUTODYN Rechnungen keinen starken Einfluss zeigte.

Weiterhin wurde im Vorhaben RS1167 exemplarisch aufgezeigt, dass in der Anfangsphase eines Aufpralls die Stoßlast gemäß Riera deutlich niedriger als in den AUTODYN-Simulationen ist. Dieser Effekt soll im Rahmen vertiefter Auswertungen von Aufprallversuchen und entsprechenden Simulationen weiter untersucht werden. Im

¹ PTB – Physikalisch-Technische Bundesanstalt in Braunschweig

² Fh-ITEM – Fraunhofer Institut für Toxikologie und Experimentelle Medizin

³ SNL - Sandia National Laboratories, USA

nächsten Schritt soll erarbeitet werden, in wie weit das Riera-Modell in der Anfangsphase des Aufpralls durch eine Erhöhung der Berstlast verbessert werden kann. Dafür ist eine Kalibrierung auf Basis von Aufprallversuchen und Vergleichsrechnungen erforderlich. Weiterhin sollte in Anbetracht der kurzen Dauer dieser Lasterhöhung untersucht werden, welchen Einfluss dieser sehr kurze hochfrequente Stoß auf die Beanspruchung massiver Stahlbetonstrukturen mit wesentlich niedrigeren Eigenfrequenzen hat. Prinzipiell können mit AUTODYN Berstlasten für das Riera-Modell berechnet werden. Dazu sind aber noch Vergleiche zu Experimenten mit einfachen Geometrien notwendig, um die optimalen Modellierungsparameter für AUTODYN zu bestimmen. In die Untersuchungen sollen Daten aus dem Flugzeugbau, insbesondere bezüglich der Materialeigenschaften für Aluminium, einfließen.

In /RAM 05/ werden für den postulierten Aufprall eines Passagierflugzeuges Ergebnisse des Riera-Modells mit denen eines Finite Elemente (FE) Codes verglichen. Dabei wird festgestellt, dass die Ergebnisse des FE-Codes wesentlich höhere Spitzenlasten als das Riera-Modell zeigen. Der Grund dafür liegt u. a. in der unterschiedlichen Behandlung der Treibstoffmassen in den Flügeltanks.

2.3 Voraussetzungen für die Analysen

Der Einstieg in das Arbeitsgebiet der expliziten Aufprallsimulation mit komplexen Programmsystemen wurde in der GRS im Rahmen des Vorhabens RS1167 /SIE 08a/ begonnen. Es erscheint an dieser Stelle zweckmäßig, ergänzende Ausführungen zu diesem Vorhaben zusammenzustellen, um den im Rahmen von RS1182 gewonnen Erkenntnisgewinn darzustellen. Diese beziehen sich insbesondere auf Simulationen zum Verhalten von stoßbeanspruchten Betonstrukturen, die von der GRS in RS1182 schwerpunktmäßig durchgeführt wurden.

2.3.1 Analyseprogramm ANSYS AUTODYN

Für die Simulation hochdynamischer Aufprallvorgänge wurde das Rechenprogramm ANSYS AUTODYN /AAU 12/ in seiner jeweils aktuellen Version eingesetzt. Es eignet sich zur Beschreibung des nichtlinearen Materialverhaltens bei großen Verformungen unter hohen Dehnraten. Grundlegende Aspekte zur Handhabung der verfügbaren bzw. genutzten Optionen von AUTODYN werden im Folgenden kurz erläutert.

Das Rechenprogramm AUTODYN fällt in die Klasse der sog. Hydrocodes /ZUK 04/, welche auf der Erhaltung von Masse, Impuls und Energie basieren. Typisch für die Materialbeschreibung ist die Trennung von hydrostatischen und deviatorischen Anteilen der Belastungen. Somit besteht ein Materialgesetz aus einer Zustandsgleichung (equation of state, „EOS“), welche zur Beschreibung des hydrostatischen Anteils Druck, Dichte und innere Energie in Beziehung setzt. Zur Beschreibung der deviatorischen Anteile dient ein Festigkeitsgesetz, welches das Verhalten unter Scherverformungen beschreibt. Versagensmodelle begrenzen hierbei nach Bedarf die erlaubten Spannungszustände und beschreiben die Verringerung der Steifigkeit infolge von Materialschädigung.

Die Zeitintegration der Bewegungsgleichungen erfolgt explizit. Der Zeitschritt ergibt sich gemäß dem CFL (Courant-Friedrich-Lewy)-Kriterium aus dem Verhältnis der minimalen Diskretisierungslänge L_{min} und maximaler Wellenausbreitungsgeschwindigkeit v_{max} im Rechenmodell, d. h. $dt = c \frac{L_{min}}{v_{max}}$. Für eine stabile Berechnung ist die sog. Courant-Zahl $c < 1$ zu wählen. Größere Zeitschritte können zu Instabilitäten führen. Bei sehr kleinen Zeitschritten erhält man eine stabile Lösung, welche jedoch infolge der Aufsummierung von Rundungsfehlern ungenau ausfallen kann. Weist ein Rechenmodell Materialien mit stark unterschiedlichen Impedanzen auf, so bestimmt bei ähnlichen Diskretisierungslängen das Material mit der höheren Impedanz bzw. Wellenausbreitungsgeschwindigkeit den globalen Zeitschritt. So bestimmt beispielsweise beim Kontakt von Stahlprojektilen mit Beton das Projektil den Zeitschritt. Andererseits wird bei gleichen Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten der Zeitschritt durch die kleinste Elementkantenlänge festgelegt. Diese kann beispielsweise im Fall einer komplizierten Geometrie deutlich von der durchschnittlichen Diskretisierungslänge abweichen. Es ist darauf hinzuweisen, dass die Zeitschrittweite für jeden Zeitschritt jeweils separat ermittelt wird. Bei Aufprallrechnungen kann es zu starken Stauchungen von Elementkantenlängen kommen. Diese können ebenfalls zu sehr kleinen Zeitschritten führen. Erläuterungen zur Genauigkeit und Stabilität bei expliziter Zeitintegration finden sich z. B. in /HIE 03/.

Schematisch ist die Arbeitsweise von AUTODYN während eines Zeitschrittes in Abb. 2-1 gezeigt. Zur Beschreibung der darzustellenden Körper stehen verschiedene Möglichkeiten der Diskretisierung zur Verfügung. Diese lassen sich bis zu einem gewissen Umfang in einem Rechenmodell untereinander koppeln.

Massive Körper können z. B. mit Lagrange-Volumenelementen reduzierter Integration dargestellt werden. Bei dieser Formulierung bewegt sich das Rechennetz mit dem Material. Es ist eine Methode zur Dämpfung von Hourglass-Verformungen (HGD) erforderlich. Hourglass-Verformungen (Sanduhrverformungen) entsprechen Elementverformungen, bei denen die Differenzen der Koordinaten von diagonal gegenüberliegenden Knoten unverändert bleiben. Infolge der reduzierten Integration sind solche Verformungen ohne Energieaufwendung möglich. Die Herkunft der Bezeichnung Hourglass-Verformung wird anhand von Abb. 2-2 deutlich. Es existieren in 2D eine und in 3D vier verschiedene Hourglass-Moden /FLA 81/. Standardmäßig nutzt AUTODYN die viskose HGD wie sie auch in dem Rechenprogramm LS-DYNA /HAL 06/ zur Verfügung steht. Weiterhin steht viskose Dämpfung und Steifigkeitsdämpfung nach Flanagan-Belytschko /FLA 81/ zur Verfügung. Die zur Dämpfung von Hourglass-Verformungen aufgebrauchte Energie wird separat bilanziert.

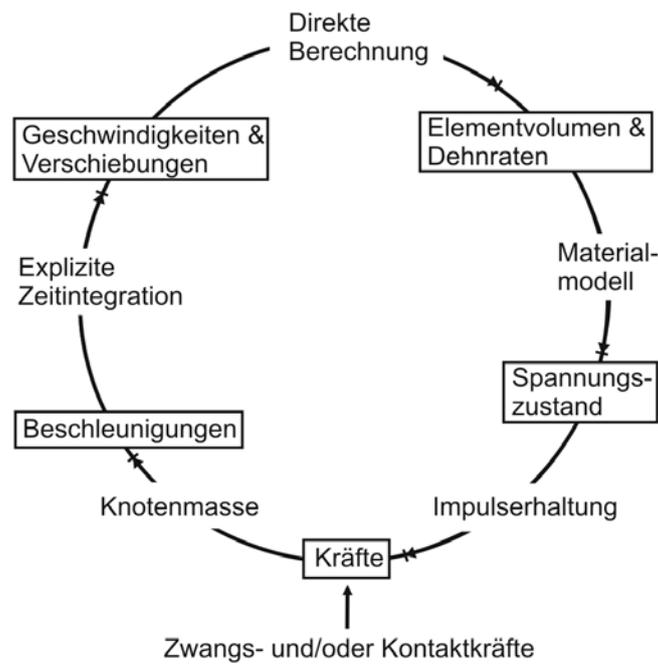


Abb. 2-1 Ablaufdiagramm eines expliziten Zeitschritts für Lagrange Elemente nach /AAU 12/

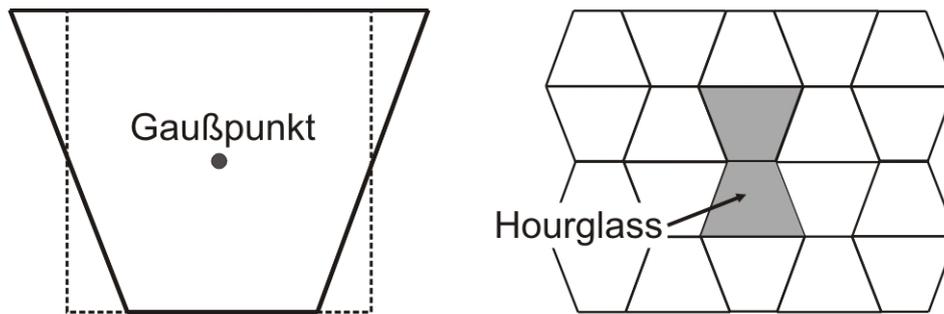


Abb. 2-2 Veranschaulichung von Hourglass-Verformungen in 2D

Schalenstrukturen werden meist mit Schalenelementen dargestellt. In AUTODYN ist lediglich das Belytschko-Tsay Schalenelement /BEL 84/ verfügbar. Dieses weist einen Gaußpunkt in der Schalenebene sowie weitere Integrationspunkte über die Schalendicke auf und bedarf ebenfalls einer HGD. Es wurden für sämtliche Rechnungen im Rahmen dieses Vorhabens fünf Integrationspunkte über die Schalendicke gewählt. Es ist an dieser Stelle anzumerken, dass bislang in AUTODYN keine Korrektur der plastischen Dehnrates für Schalenelemente zur Verfügung steht. Die Korrektur ist erforderlich, um die von Zeitschritt zu Zeitschritt stark veränderliche Dehnrates in eine mittlere Dehnrates zu überführen, welche zur Berücksichtigung von Dehnrateseffekten Eingang in Stoffgesetze findet. Das hat zur Folge, dass momentan in AUTODYN mit Schalenelementen dehnratesabhängiges Materialverhalten nur pauschal berücksichtigt werden kann. Es wurde daher Kontakt zu den Entwicklern von AUTODYN aufgenommen. In zukünftigen Programmversionen soll diese Schwäche behoben werden. Einige Auswirkungen der fehlenden Dehnrateskorrektur für Aufprallsimulationen mit dünnwandigen Projektilen werden in diesem Bericht in den Abschnitten 4.6 und 4.9 aufgezeigt.

Sowohl Schalen- wie auch Volumenelemente können bei starken Verzerrungen gemäß dem CFL Kriterium auf sehr geringe Zeitschritte führen. Um die damit verbundenen Probleme zu umgehen, steht die Option der Elementerosion zur Verfügung. Bei dieser wird ein verzerrtes Element nach Erreichen eines Erosionskriteriums aus der Rechnung entfernt. Es können z. B. zeitschrittbasierte, dehnungsbasierte oder Kombinationen für das Erosionskriterium definiert werden. Da es sich um numerische Parameter handelt, sollten diese so hoch wie möglich angesetzt werden. Formal ermöglicht die Erosion das Fragmentieren von Körpern. Es besteht die Möglichkeit der Trägheitserhaltung erodierter Elemente. Dabei wird die Masse eines erodierten Elementes entweder seinen Nachbarn zugeordnet oder es entstehen freie Knoten, die noch an der Kontaktbehandlung teilnehmen.

Linienartige Körper lassen sich effizient durch Balken- oder Stabelemente darstellen. Hierzu zählen im Rahmen dieses Vorhabens Bewehrungsstäbe. Das einzige in AUTODYN implementierte Balkenelement ist der Belytschko-Schwer-Beam /BEL 77/, wobei das Biegemoment vom Balken berücksichtigt wird. Es muss darauf hingewiesen werden, dass sich der explizite Zeitschritt des Belytschko-Schwer Beam stark reduziert, sofern die Elementlänge kleiner als der Durchmesser ist. Dies bedeutet für praktische Anwendungen eine Beschränkung der Elementkantenlänge von Stahlbetonstrukturen, bei denen Knoten von Beton und Bewehrungsstahl miteinander verbunden werden müssen.

Für die Beschreibung von Wasserfüllungen von Projektilen als auch für stark verformte Betonplatten wurde im Vorhaben überwiegend die netzfreie Partikelmethode SPH (smoothed particle hydrodynamics) benutzt. Hierbei stellen die einzelnen Partikel Interpolationspunkte dar, an denen physikalische Größen berechnet werden. Räumlich benachbarte Partikel stehen untereinander in Wechselwirkung. Zusätzlich zu den in Abb. 2-1 aufgeführten Rechenoperationen ist eine Nachbarsuche durchzuführen. Der Vorteil besteht darin, dass die Definition eines Erosionskriteriums bei der Behandlung großer Verformungen entfällt, da sich Nachbarschaftsbeziehungen lösen können. Ein Nachteil besteht in der vergleichsweise hohen Rechenzeit.

Generell bestehen die Berechnungsmodelle aus strukturierten und unstrukturierten Netzen. In strukturierten Netzen sind Elementknoten bzw. Partikel über räumliche Indizes i und j in 2D bzw. i , j und k in 3D anwählbar (vgl. Viereck in Abb. 2-3). Diese Zuordnung besteht für unstrukturierte Netze nicht. Viele Geometrien lassen sich lediglich mit unstrukturierten Netzen füllen. Dies veranschaulicht die Vernetzung des Dreieckes in Abb. 2-3. Strukturierte Netze lassen sich direkt in der graphischen Oberfläche von AUTODYN oder über die Schnittstellen zu anderen Netzgeneratoren z. B. ANSYS ICEM CFD /AIC 12/ oder TrueGrid /TRU 12/ einlesen. Mittels ANSYS Design Modeler /ADM 12/ und ANSYS Mechanical /AME 12/ erzeugte Netze sind stets unstrukturiert. Es besteht die Möglichkeit, strukturierte Netze in unstrukturierte Netze zu konvertieren. Hierdurch wird signifikant Rechenzeit eingespart. Allerdings verliert man die Möglichkeit der Anwahl von Elementgruppen durch Indexbereiche während der Pre- und Post-processingphase.

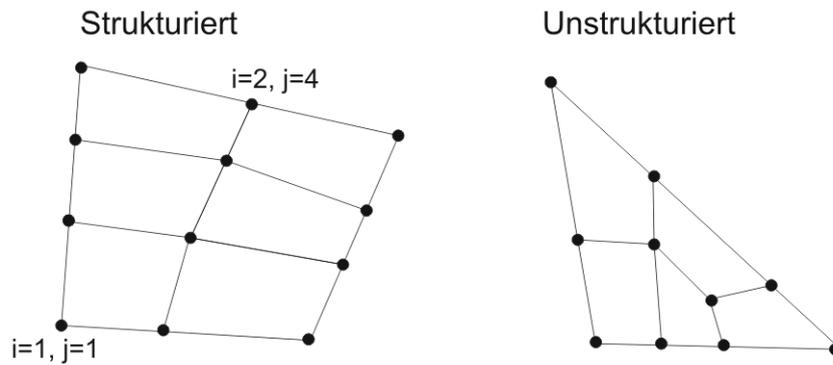


Abb. 2-3 Strukturierte und unstrukturierte Netze

Analysemodelle können sowohl in 2D unter rotations- und planarer Symmetrie als auch in 3D erstellt werden. Für 3D Modelle besteht die Möglichkeit, Symmetrieebenen für 90° oder 180° Symmetrie zu definieren. Vielfach weisen die simulierten Aufprallversuche hinsichtlich der Geometrie von Projektil und Target entsprechende Symmetrien auf. Es zeigte sich jedoch im Rahmen der Arbeiten, dass das Versagensverhalten von Projektil und Target nicht zwingend symmetrisch verlaufen muss. Dies gilt z. B. für das Beulmuster deformierbarer Projektile. Ebenso sind Rissbild und Fragmentverteilung bei wassergefüllten Stoßkörpern nicht symmetrisch. Weiterhin finden sich in Versuchen mit Perforation von Stahlbetonplatten durch starre Projektile häufig Abweichungen der Projektilflugbahn von der ursprünglichen Aufprallrichtung. Um Unsicherheiten im Vorfeld zu vermeiden, wurde im späteren Verlauf der Arbeiten durchgehend auf die Definition von Symmetrierandbedingungen verzichtet. Somit beziehen sich sämtliche in diesem Bericht vorgestellten Analyseergebnisse auf volle 360° 3D Modelle.

2.3.2 Betonmodellierung mit dem RHT-Modell

Das von Riedel, Hiermaier und Thoma entwickelte RHT-Modell /RIE 00/ weist eine vergleichsweise hohe Anzahl von Eingabeparametern auf. Im Rahmen des Vorhabens RS1182 wurde das RHT-Modell umfassend für die Simulation von stoßbeanspruchtem Beton verwendet. Deswegen soll im Folgenden zunächst ein Überblick über die Modellkomponenten Zustandsgleichung (Abschnitt 2.3.2.1), Festigkeits- und Versagensmodell (Abschnitt 2.3.2.2) gegeben werden. In Abschnitt 2.3.2.3 wird das Verhalten des Materials anhand von Simulationen mit einem Element erläutert. Anschließend werden Anpassungen von Parametern an gegebene Materialdaten für Beton diskutiert (Abschnitt 2.3.2.4). Die in den folgenden Abschnitten beschriebenen Formeln entsprechen der Darstellung in /RIE 00/.

2.3.2.1 Parameter der Zustandsgleichung

Die in Verbindung mit dem RHT-Modell eingesetzte sog. p - α Zustandsgleichung nach Herrmann /HER 69/ berücksichtigt Porosität und Kompaktierbarkeit des Betons (siehe /AAU 05/). Die Porosität α ist nach Gln. 2.1 als Verhältnis der spezifischen Volumina von nicht porösen (d. h. vollständig kompaktiertem) und porösem Beton definiert.

$$\alpha = \frac{v}{v_{\text{solid}}} = \frac{\rho_{\text{solid}}}{\rho} \quad (2.1)$$

Der Zusammenhang von hydrostatischem Druck, und innerer Energie e wird allgemein als Zustandsgleichung bezeichnet. Die p - α Zustandsgleichung geht von einer Formulierung nach Gln. 2.2 für ein nicht poröses Material ohne Scherspannungseffekten aus.

$$p = f(v, e) \quad (2.2)$$

Ausgehend hiervon wird für die Zustandsgleichung des porösen Materials angesetzt:

$$p = \frac{1}{\alpha} \cdot f\left(\frac{v}{\alpha}, e\right) \quad (2.3)$$

Hierbei wird zwischen Druck- und Zugbereich unterschieden. Die in Tab. 2-1 aufgeführten Parameter $A_1, A_2, A_3, T_1, T_2, B_1, B_2, T_{\text{ref}}$ und C_v beschreiben hier einen konkreten Verlauf (hier „Polynomial“) der Funktion f .

Die Abhängigkeit der Porosität vom hydrostatischen Druck wird standardmäßig durch die Funktion in Gln. 2.4 beschrieben. Hierbei sind n, p_{el} und p_{solid} Eingabeparameter.

$$\alpha(p) = 1 + (\alpha_{\text{el}} - 1) \cdot \left(\frac{p_{\text{solid}} - p}{p_{\text{solid}} - p_{\text{el}}} \right)^n \quad (2.4)$$

Der sog. Porenkollapsdruck („initial compaction pressure“) p_{el} ist mit $2/3f_c$ zu belegen. Um eine strikte Trennung zwischen den Parametern der EOS sowie des Festigkeitsmodells zu gewährleisten, müssen die Werte von p_{el} und f_c separat eingegeben werden. Bei Überschreitung von p_{solid} („solid compaction pressure“) ist das Material vollständig kompaktiert und verhält sich bei weiterer Erhöhung der hydrostatischen Belas-

tung gemäß Gln. 2.2. Das unbelastete poröse Material weist die ursprüngliche Porosität α_0 auf und wird bis zu einer Porosität α_{el} bzw. bis zum Porenkollapsdruck elastisch verdichtet. Bei weiterer Verdichtung berechnet sich der Druck p gemäß Gln. 2.3 mit einem nach Gln. 2.4 berechneten Parameter α . Das Material lässt sich bis zur vollständigen Verdichtung beim Druck p_{solid} kompaktieren. Entlastungen verlaufen elastisch bis zu einer Porosität unterhalb von α_{el} . Die Entlastung verläuft infolge der Kompaktierung mit einem höheren Bulkmodulus als der anfängliche elastische Anstieg. Diese Zusammenhänge sind schematisch in Abb. 2-4 dargestellt.

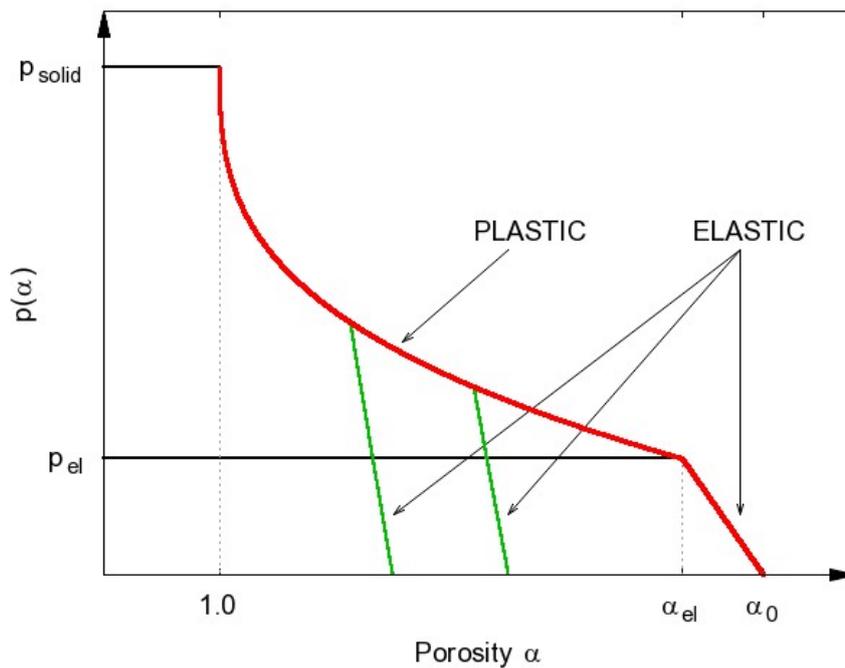


Abb. 2-4 Schematische Darstellung der Kompaktierungspfade eines porösen Materials

In Tab. 2-1 sind die Eingabeparameter der p - α Zustandsgleichung zusammengestellt. Die Zahlenwerte basieren auf einem Parametersatz CONC-35 aus /RIE 00/, welcher auch in der AUTODYN Materialdatenbank enthalten ist. Eine Reihe von Parametern wurde gemäß der in Abschnitt 2.3.2.4. beschriebenen Vorgehensweise an die Betoncharakterisierung des VTT Versuches TF11 (vgl. Abschnitt 6.2.1) angepasst.

Tab. 2-1 Parameter der Zustandsgleichung des RHT-Modells

Concrete EOS: p-α EOS input parameters			
Variable	Meaning	Unit	Value
ρ_0	Reference density	g/cm ³	2,75
ρ_{porous}	Porous density	g/cm ³	2,33175E+00
c_{porous}	Porous sound speed	m/s	2,24333E+03
p_{init}	Initial compaction pressure	kPa	4,13333E+04
p_{solid}	Solid compaction pressure	KPa	6,00e+006
n	Compaction exponent	-	3,0
Solid EOS	Type of Solid EOS	-	Polynomial
A_1	Bulk Modulus	kPa	1,56461E+07
A_2	Parameter A_2	kPa	3,95800E+07
A_3	Parameter A_3	kPa	9,04000E+06
B_0	Parameter B_0	-	1,22
B_1	Parameter B_1	-	1,22
T_1	Parameter T_1	kPa	1,56461E+07
T_2	Parameter T_2	kPa	0,0
T_{ref}	Reference temperature	K	300
C_v	Specific heat	J/kgK	6,54E+02
k	Thermal conductivity	W/mK	0,0
Curve	Type of compaction curve	-	Standard

2.3.2.2 Festigkeitsmodell und Versagensmodell

Die Charakterisierung des RHT-Modells erfolgt durch Einführung von drei Flächen im Hauptspannungsraum, die Versagensfläche, die elastische Grenzfläche sowie die Restfestigkeitsfläche des vollständig geschädigten Materials.

Im Folgenden werden die Parameter der Flächen erläutert. Auf die Druckfestigkeit bezogene Spannungen werden durch den oberen Index * gekennzeichnet. Eine Veranschaulichung der Flächen erfolgt in Abb. 2-5. Im meridialen Schnitt liegt die Druckachse horizontal, wohingegen sie im deviatorischen Schnitt senkrecht auf der Papierebene steht.

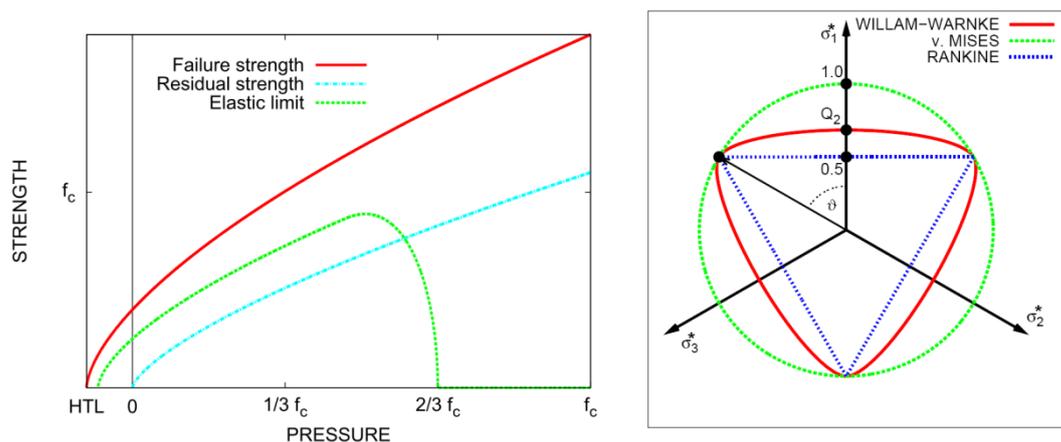


Abb. 2-5 Schematische Darstellung der Versagensfläche des RHT-Modells im meridialen (links) und deviatorischen (rechts) Schnitt

Die Versagensfläche charakterisiert durch die Fließspannung besitzt drei Komponenten (siehe Gln. 2.5). Diese berücksichtigen die Abhängigkeit der Festigkeit vom hydrostatischem Druck, der zweiten und dritten Invarianten des Spannungstensors sowie der Dehnrates. Im Zugbereich (negativer Druck) wird die Fläche durch den Parameter HTL (Hydro Tensile Limit) begrenzt.

$$Y_{\text{fail}}(p, \vartheta, \dot{\varepsilon}) = Y_{\text{txc}}(p) \cdot R_3(\vartheta, p) \cdot F_{\text{rate}}(\dot{\varepsilon}, p) \quad (2.5)$$

mit dem Lode-Winkel ϑ (siehe Abb. 2-5 und Gln. 2.9).

Der Dehnratenüberhöhungsfaktor (DIF) des RHT-Modells ist von /BIS 88/ übernommen und berechnet sich abhängig vom hydrostatischen Druck nach Gln. 2.6. Hierbei ist die Druckfestigkeit f_c in MPa anzusetzen.

$$F_{\text{rate}}(\dot{\varepsilon}, p) = \left\{ \begin{array}{l} 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^\alpha \quad \text{mit} \quad \alpha = \frac{1}{5 + \frac{3}{4}f_c} \quad \text{für } p \geq \frac{1}{3}f_c \quad \text{und} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 30 \cdot 10^{-6} \text{s}^{-1} \\ 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^\delta \quad \text{mit} \quad \delta = \frac{1}{10 + \frac{1}{2}f_c} \quad \text{für } p \leq -\frac{1}{3}f_c \quad \text{und} \quad \dot{\varepsilon}_0 = 3 \cdot 10^{-6} \text{s}^{-1} \end{array} \right\} \quad (2.6)$$

Im Übergangsbereich von Druck- zu Zugbelastung der hydrostatischen Drücke wird linear interpoliert. Der in Gln. 2.7 gegebene dreiachsige Anteil enthält ebenfalls den DIF.

Aus diesem Grund lässt sich eine Modifikation des DIF mit Hilfe von nutzereigenen Subroutinen nicht direkt über eine Änderung der Fließspannung vollziehen und würde einen höheren Aufwand erfordern. Änderungen des DIF für das RHT-Modell werden z. B. in /SCH 04/, /LEP 06/ und /TU 10/ diskutiert. Die Abhängigkeit des DIF von der Betondruckfestigkeit wird in Abb. 2-6 und Abb. 2-7 veranschaulicht. Prinzipiell nehmen die Werte des DIF für Dehnraten oberhalb der quasistatischen Dehngeschwindigkeiten mit steigender Druckfestigkeit ab. Im Vergleich zu den Experimentaldaten in Abb. 2-6 und Abb. 2-7 fällt auf, dass zu höheren Dehnraten (über 1 s^{-1}) die im RHT-Modell benutzte Form den DIF womöglich unterschätzt. Dies gilt insbesondere für den Zugbereich.

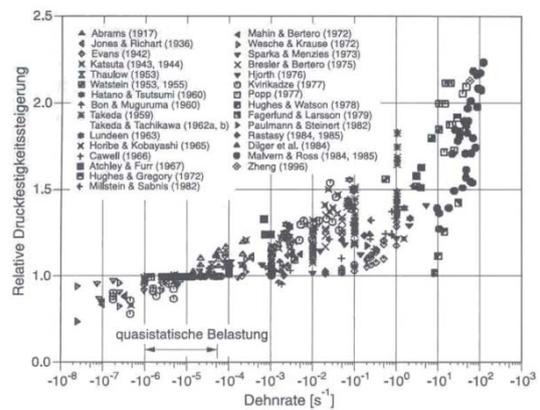
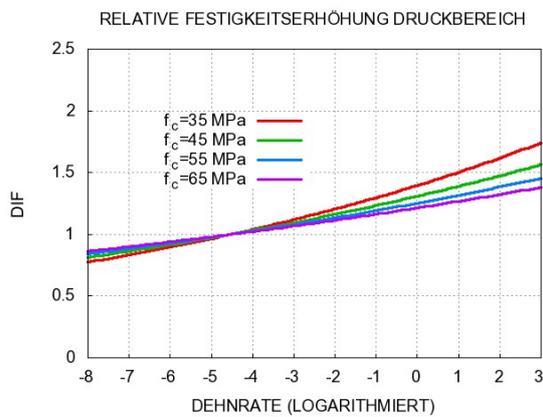


Abb. 2-6 DIF des RHT-Modells im Druckbereich zu verschiedenen Druckfestigkeiten im Vergleich zu Messdaten (Diagramm nach /BIS 91/)

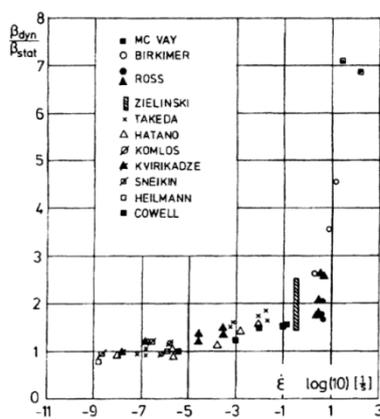
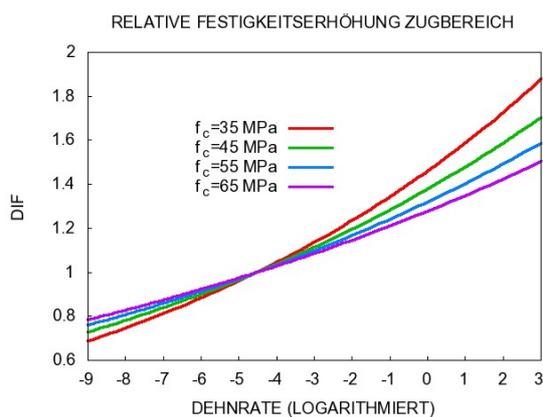


Abb. 2-7 DIF des RHT-Modells im Zugbereich zu verschiedenen Druckfestigkeiten im Vergleich zu Messdaten (Diagramm nach /BAC 93/)

Die Druckabhängigkeit der Versagensfläche wird durch eine parabolische Form gemäß Gln. 2.7 beschrieben. Diese wird jedoch für geringere Drücke durch einen linearen Ansatz ersetzt (siehe Abb. 2-9).

$$Y_{\text{tvc}}^*(p) = A_{\text{fail}} \cdot (p^* - f_t^* \cdot F_{\text{rate}}(\dot{\varepsilon}, p))^{N_{\text{fail}}} \quad (2.7)$$

Für hydrostatische Drücke unterhalb der Zugbelastbarkeit von $\text{HTL} = f_t^* \cdot F_{\text{rate}}(\dot{\varepsilon}, p)$ verschwindet die Fließspannung. Weiterhin weist die Fließspannung eine Abhängigkeit von der zweiten und dritten Invarianten J_2 bzw. J_3 des Spannungstensors auf. Hierzu wird die in Gln. 2.8 gezeigte Form von Willam-Warnke /WIL 75/ benutzt.

$$R_3(\vartheta, Q_2) = \frac{2(1-Q_2^2)\cos(\vartheta) + (2Q_2-1)[4(1-Q_2^2)\cos^2(\vartheta) + 5Q_2^2 - 4Q_2]^{\frac{1}{2}}}{4(1-Q_2^2) \cdot \cos^2(\vartheta) + (1-2Q_2)^2} \quad (2.8)$$

Der sogenannte Lode-Winkel ϑ ist zwischen 0° und 60° definiert und berechnet sich zu

$$\cos(3\vartheta) = \frac{3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{3/2}} \quad (2.9)$$

Schematisch ist die Winkelabhängigkeit von R_3 in Abb. 2-5 (rechts) dargestellt. R_3 entspricht hier dem Abstand eines Spannungszustandes von der Hydrostatenachse. Der Parameter Q_2 ist eine lineare Funktion des hydrostatischen Druckes gemäß Gln. 2.9. Hierdurch wird das Phänomen berücksichtigt, dass sich Beton bei hohen hydrostatischen Drücken duktiler verhält.

$$0.5 \leq Q_2 = Q_{2,0} + BQ \cdot p^* \leq 1.0 \quad (2.10)$$

Im Deviatorschnitt in Abb. 2-5 (rechts) wird dieser Effekt deutlich. Die Form von Willam-Warnke ist in der Lage, zwischen ausgeprägt spröden ($Q_2 = 0,5$) und ausgeprägt duktilen Material ($Q_2 = 1$) zu interpolieren.

Die elastische Grenzfläche wird ausgehend von der in Gln. 2.5 angegebenen Versagensfläche gemäß Gln. 2.11 aufgebaut.

$$Y_{\text{elastic}}(p, \vartheta, \dot{\varepsilon}) = Y_{\text{fail}}(p, \vartheta, \dot{\varepsilon}) \cdot Y_{\text{of}}(p) \cdot F_{\text{cap}}(p) \quad (2.11)$$

Mittels dem in Abb. 2-8 gezeigten Verlauf interpoliert der Faktor $YoF(p) = \frac{Y_{elastic}}{Y_{fail}}$ von einachsigen zu allgemeinen Spannungszuständen.

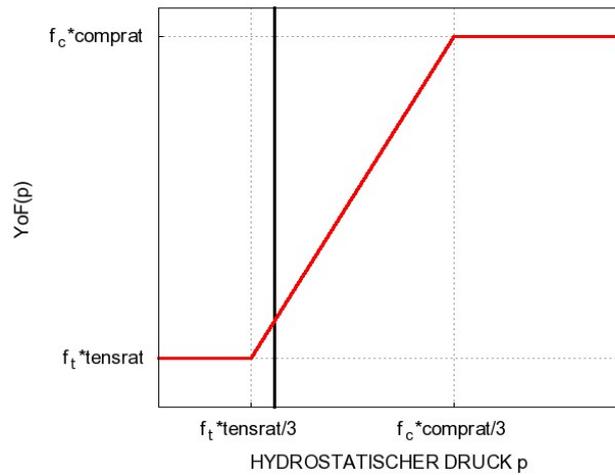


Abb. 2-8 Faktor zur Interpolation der elastischen Grenzfläche auf allgemeine Spannungszustände (tensrat und comprat siehe Tab. 2-2)

Durch die Abschneidefunktion $F_{cap}(p)$ werden die elastische Grenzfläche $Y_{elastic}$ sowie die nach Gln. 2.12 berechnete Verfestigungsfläche Y_{pre}^* für höhere hydrostatische Drücke begrenzt. Der Effekt der Abschneidefunktion wird in Abb. 2-5 bzw. in Abb. 2-9 verdeutlicht.

$$Y_{pre}^* = \left(1 - \frac{\epsilon_{pl}}{\epsilon_{pre}}\right) \cdot Y_{elastic} + \frac{\epsilon_{pl}}{\epsilon_{pre}} \cdot Y_{fail} \quad (2.12)$$

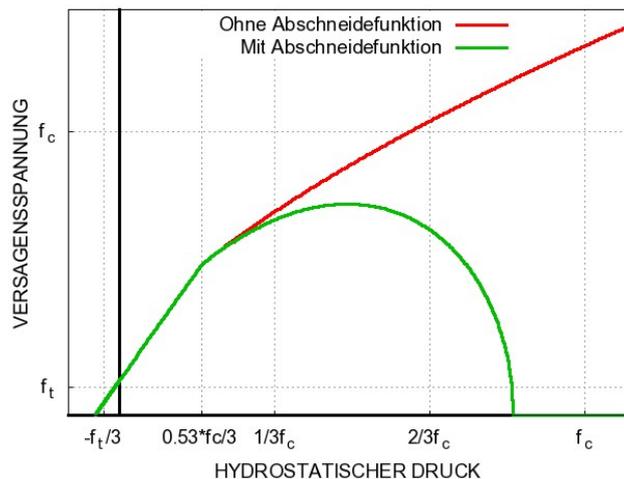


Abb. 2-9 Druckabhängige elastische Grenzfläche aufgezeichnet anhand eines Ein-Element-Modells

Bei Überschreitung elastischer Verformung setzt Verfestigung des Betons ein. Die elastische Grenzfläche wird gemäß Gln. 2.12 solange ausgedehnt, bis sie sich mit der Versagensfläche deckt.

Die plastische Dehnung ε_{pl} wird hierbei auf die plastische Dehnung beim Versagen normiert. Das Verhältnis kann als Verfestigungsparameter angesehen werden, welcher sich nach dem Hookeschen Gesetz in Form von Gln. 2.13 berechnen lässt.

$$\frac{\varepsilon_{pl}}{\varepsilon_{pl}^{pre}} = \frac{Y_{fail} - Y_{elastic}}{3G} \cdot \left(\frac{G_{elastic}}{G_{elastic} - G_{plastic}} \right) \quad (2.13)$$

Für einachsige Druckbelastung ist die Verfestigung in Abb. 2-10 dargestellt. Bis zu einem Bruchteil „comprat“ der Druckfestigkeit verhält sich das Material elastisch. Beim Erreichen der Druckfestigkeit ist die Versagensfläche erreicht.

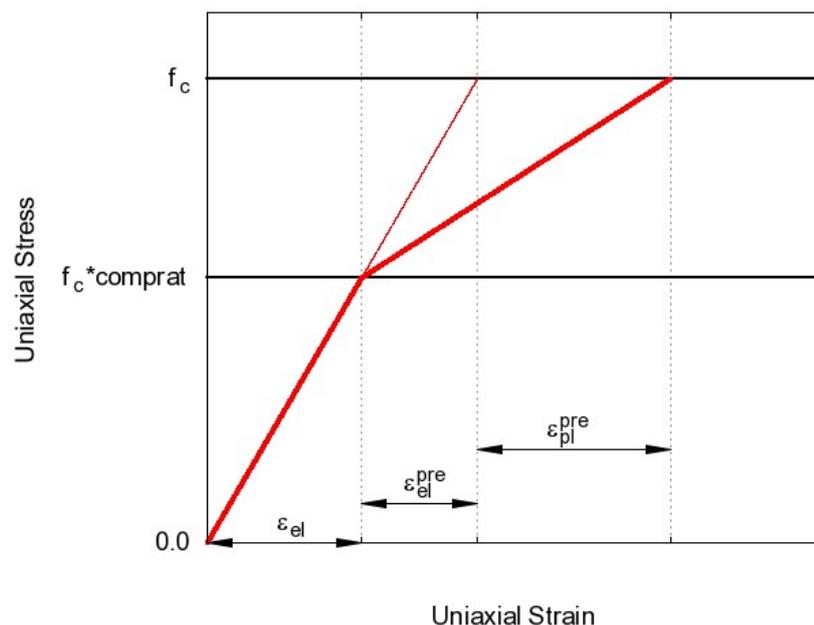


Abb. 2-10 Einachsige Verfestigung im RHT-Modell im Druckbereich

In Tab. 2-2 sind die Eingabeparameter des Festigkeitsmodells für den in den Simulationen zum VTT Versuch TF11 (siehe Abschnitt 6.2.1) zusammengestellt. Die Parameteranpassung erfolgte ebenfalls gemäß der in Abschnitt 2.3.2.4 beschriebenen Vorgehensweise.

Tab. 2-2 Modellparameter des RHT Festigkeitsmodells für Simulationen zum VTT Versuch TF11 (siehe Abschnitt 6.2.1)

Concrete strength model: RHT strength model input parameters			
Variable	Meaning	Unit	Value
G	Shear modulus	kPa	1,17346E+07
f _c	Compressive strength	kPa	6,20000E+04
f _t /f _c	Tensile strength	-	5,66130E-02
f _s /f _c	Shear strength	-	0,18
A _{fail}	Intact Failure Surface Constant	-	1,6
N _{fail}	Intact Failure Surface Constant	-	0,61
Q _{2,0}	Tens./Comp. Meridian	-	0,6805
BQ	Brittle to ductile transition	-	1,05E-02
ratio	G(elas)/(elas.-plas.)	-	2,0
tensrat	Elastic strength / f _t	-	0,7
comprat	Elastic strength / f _c	-	0,53
B _{fric}	Fracture strength constant	-	1,6
M _{fric}	Fracture strength exponent	-	0,6
α	Compressive strain rate exp.	-	1,94180E-02
δ	Tensile strain rate exp.	-	2,43900E-02
CAP	Use CAP on elastic surface?	-	Yes

Bei fortschreitender plastischer Verformung nach dem Erreichen der Versagensfläche setzt Materialschädigung ein. Hierzu wird durch einen Schädigungsparameter ausgehend von der Versagensfläche auf die Fläche der Restfestigkeit interpoliert. Zur Berechnung des Schädigungsparameters D werden gemäß Gln. 2.14 Inkremente effektiver plastischer Dehnungen relativ zu einer Bruchdehnung summiert.

$$0 \leq D = \sum_{\Delta} \frac{\Delta \varepsilon_{\text{eff}}^{\text{pl.}}}{\varepsilon_f^{\text{pl.}}(p)} \leq 1 \quad (2.14)$$

Die Bruchdehnung errechnet sich druckabhängig gemäß Gln. 2.15.

$$\varepsilon_f^{\text{pl.}}(p) = D_1 (p^* - f_t^*)^{D_2} \geq \varepsilon_{f,\text{min}} \quad (2.15)$$

Der Parameter $\varepsilon_{f,\text{min}}$ wird aus zyklischen Drucktests abgeleitet (siehe Abb. 2-11).

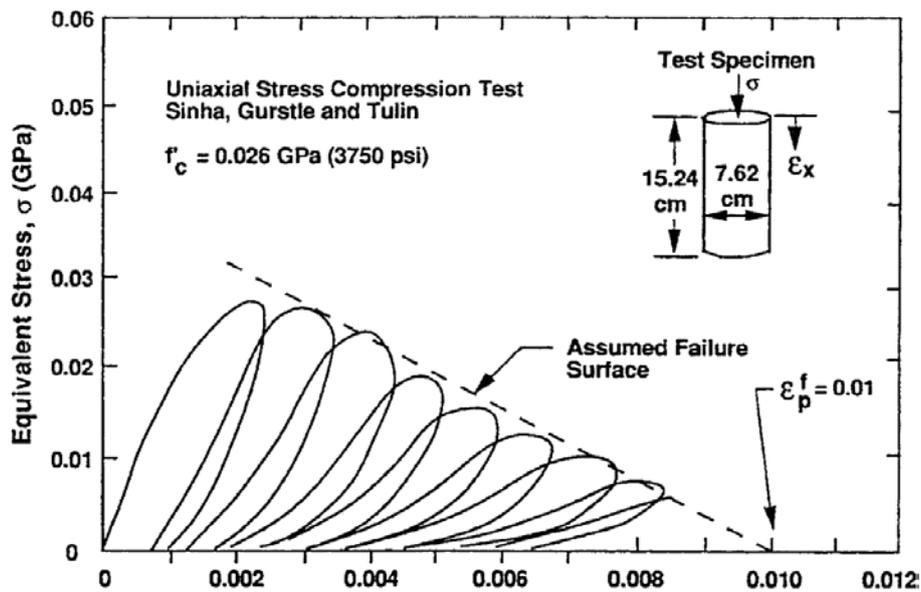


Abb. 2-11 Kalibrierung des Parameters $\epsilon_{f,min}$ aus zyklischen Drucktests nach /SIN 64/.

Ein Nachteil dieser Form der Schädigungsbeschreibung scheint zu sein, dass bei der Summierung von Inkrementen in Gln. 2.14 plastischer Dehnung nicht zwischen Druck- und Zugbelastung unterschieden wird. Dies kann beispielsweise bei Biegebelastungen zu Ungenauigkeiten hinsichtlich der Schädigung bzw. Restfestigkeit führen. Ansätze für eine Erweiterung des RHT-Modells im Hinblick auf das Rissentfestigungsverhalten geben z. B. Schuler /SCH 04/ oder Leppänen /LEP 06/, wobei nutzereigene Unterprogramme zu entwickeln sind. Alternativ lässt sich in AUTODYN direkt die Rissentfestigung durch die Eingabe einer maximal zulässigen Hauptspannung (das sog. Rankine Kriterium /RAN 58/) und einer Bruchenergie beschreiben. Zu beachten ist jedoch, dass hierdurch der DIF im Zugbereich deaktiviert wird.

Bei gegebenem Schädigungsgrad wird zwischen Restfestigkeit und Versagensfläche linear interpoliert.

$$Y_{\text{damaged}}^* = (1 - D) \cdot Y_{\text{fail}}^* + Y_{\text{fric}}^* \quad (2.16)$$

Dabei ist die Fläche der Restfestigkeit im Druckbereich ($p^* > 0$) gegeben durch

$$Y_{\text{fric}}^* = B_{\text{fric}} \cdot (p^*)^{M_{\text{fric}}} \quad (2.17)$$

Im Zugbereich verschwindet die Versagensfläche. Zugkräfte im vollständig geschädigten Material können lediglich über Scherung übertragen werden. Hierzu besitzt das Modell den Parameter G_{res} , welcher den Schermodul des vollständig geschädigten Materials beschreibt. Für Zwischenzustände wird der Schermodul gemäß Gln. 2.18 ebenfalls linear interpoliert.

$$G_D = G_{D=0} \cdot (1 - D) + G_{res} \cdot D \quad (2.18)$$

Die Parameter des Schädigungsmodells für den Parametersatz CONC-35 werden in Tab. 2-3 aufgeführt.

Tab. 2-3 Modellparameter des RHT Schädigungsmodells

Concrete failure model: RHT failure model input parameters			
Variable	Meaning	Unit	Value
D_1	Damage constant	-	0,04
D_2	Damage exponent	-	1,0
	Minimum strain to failure	-	0,01
Tensile failure	Tensile failure criteria	-	Hydro. tens. Limit
p_{min}	Hydrostatic tensile limit	kPa	$-f_t$
G_{res}	Residual / elastic Shear Modulus	-	0,13

Standardmäßig wird für den Parametersatz CONC-35 das Versagenskriterium „hydrostatic tensile limit“ gewählt. Der hydrostatische Zug wird hierbei durch Gln. 2.19 begrenzt.

$$p = \max[D \cdot f_t, p(\rho, e)] \quad (2.19)$$

Wählt man „Hydrostatic Tensile Limit“ als Kriterium für „Tensile Failure“, so ist keine Anpassung weiterer Parameter erforderlich. Bei Wahl von „Maximum Principle Stress“ ist eine einachsige Versagensspannung anzugeben. Wählt man „Crack Softening = Yes“ kann eine Bruchenergie und eine Fließregel angegeben werden.

2.3.2.3 Statisches und dynamisches Verhalten des RHT-Modells in Ein-Element Modellen

Um die Wirkungsweise einiger Modellparameter zu veranschaulichen, wird das statische Materialverhalten zunächst unter definierten Spannungszuständen getestet. Dehnrateneffekte werden hierzu deaktiviert. Um strukturelle Effekte zu vermeiden, wird lediglich ein würfelförmiges Element benutzt. Ein- und zweiachsige Spannungszustände können durch Aufbringung von festen Geschwindigkeiten als Randbedingungen auf die Knoten des Elementes realisiert werden. Zur Untersuchung des dreiachsigen Verhaltens werden Spannungsrandbedingungen auf die Elementflächen aufgebracht.

In Abb. 2-12 sind Spannungen und Schädigungsparameter für einachsige und zweiachsige Zugbelastungen aufgetragen. Die Dehnung, bei der vollständige Entfestigung vorliegt, beläuft sich auf 1 %, was für Beton im Zugbereich einen ungewöhnlichen Wert darstellt und dem Wert des Parameters $\varepsilon_{f,min}$ entspricht. Die Ursache hierfür ist die Wahl des Zugversagenskriteriums „hydrostatic tensile limit“. Ein Riss wird über ein gesamtes Element verschmiert dargestellt. Mit dem vorliegenden Zugversagenskriterium werden weder Diskretisierungslänge noch Bruchenergie berücksichtigt, daher sind die Ergebnisse bei Zugversagen grundsätzlich netzabhängig. Wie bereits erwähnt, lässt sich durch die Wahl des „maximum principal stress“ Kriteriums diese Netzabhängigkeit beheben. Im Rahmen dieses Abschnittes sollen jedoch lediglich die Zusammenhänge von Spannung und Schädigung, Effekte der Mehrachsigkeit sowie der Dehnrate aufgezeigt werden.

Mit dem Erreichen der Zugfestigkeit setzt die Materialschädigung ein. In beiden Fällen wächst der Schädigungsparameter linear, was in Übereinstimmung mit dem linearen Anstieg der effektiven plastischen Dehnung ist. Im zweiachsigen Fall ist die maximale Spannung etwas höher als die einachsige Zugfestigkeit.

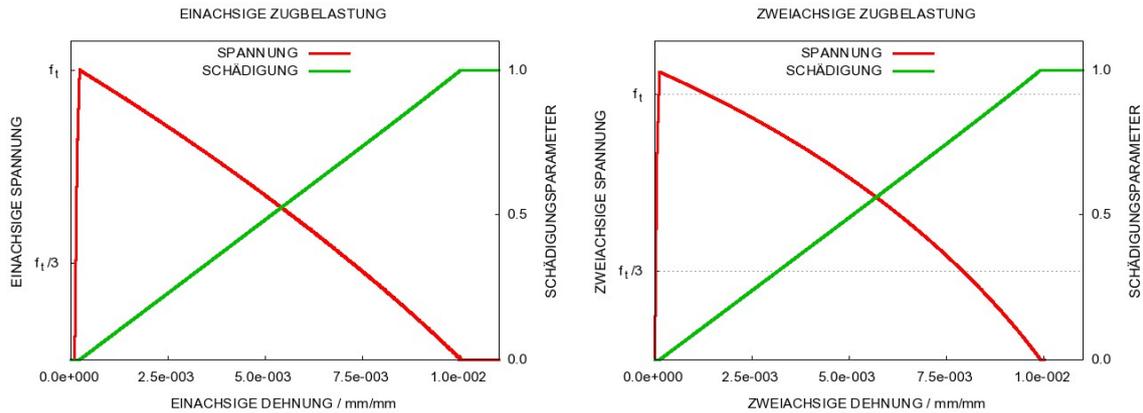


Abb. 2-12 Spannungs-Dehnungs-Diagramme für das RHT-Modell für Zugzustände (Ein-Element Simulation)

Spannungen und Schädigungen zu ein- und zweiachsiger Druckbelastung zeigt Abb. 2-13. Der bereits in Abb. 2-10 angesprochene Verlauf der Verfestigung zeigt sich hier ebenfalls. Mit dem Erreichen der Druckfestigkeit setzt im einachsigen Fall eine Schädigung ein. Es ergibt sich eine permanente Restfestigkeit von ca. 60 % der Druckfestigkeit. Im zweiachsigen Fall sind deutlich höhere Spannungen möglich. Auch hier stellt sich für hohe Dehnungen eine permanente Restfestigkeit ein.

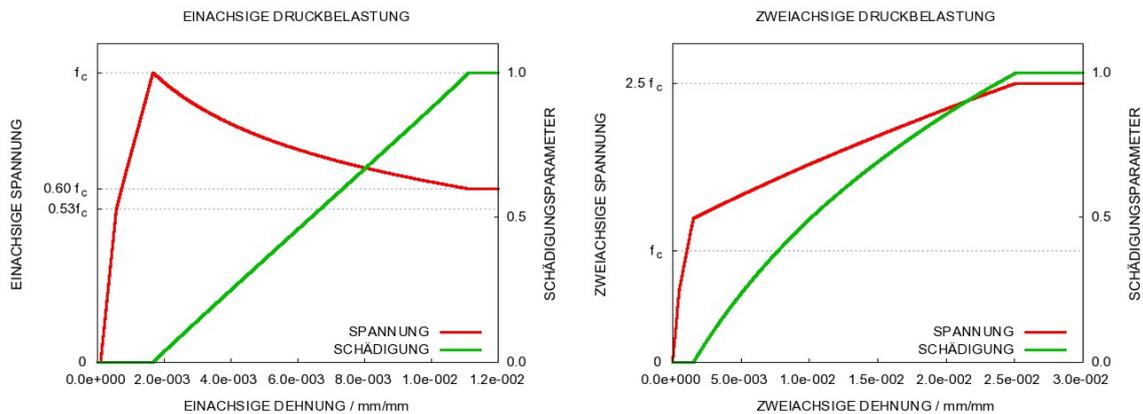


Abb. 2-13 Spannungs-Dehnungs-Diagramme für das RHT-Modell für Druckzustände (Ein-Element Simulation)

Abb. 2-14 zeigt Spannungs-Dehnungs-Diagramme (SDD) für dreiachsige bzw. hydrostatische Belastungen. Weder für Zug- noch für Druckzustände kommt es zur Materialschädigung, da keine deviatorischen Verformungen auftreten. Es kommt somit nicht zur Entfestigung im Zugbereich. Da ein rein hydrostatischer Spannungszustand, d. h. verschwindende Scherspannungen und drei gleiche Hauptspannungen, unwahrscheinlich ist, sollte diese Schwäche für praktische Rechnungen nicht von Bedeutung sein.

Die Wirkungsweise der p - α -EOS wird anhand der dreiachsigen Druckbelastung ersichtlich. Infolge der Kompaktierung verlaufen die Entlastungspfade mit einer jeweils anderen Steigung als der anfängliche elastische Anteil des porösen Materials.

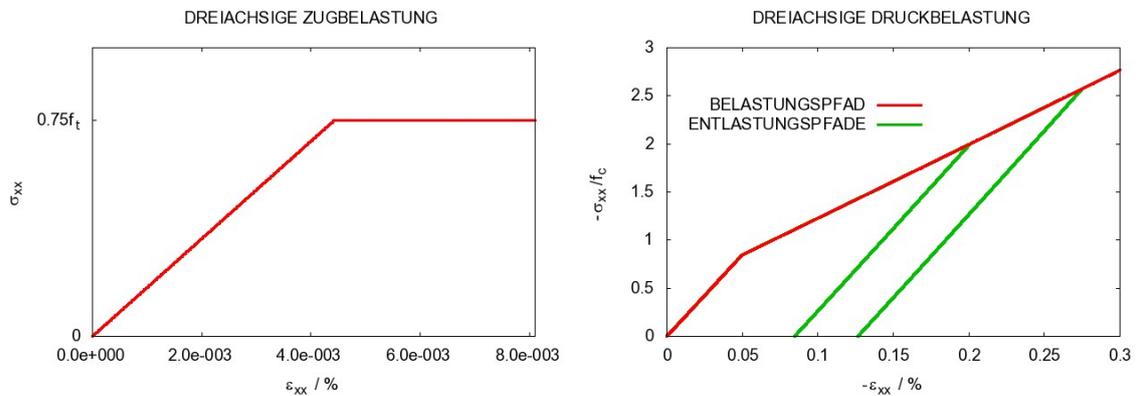


Abb. 2-14 Spannungs-Dehnungs-Diagramme für das RHT-Modell bei hydrostatischer Belastung (Ein-Element Simulation)

Die Wirkungsweise des DIF wird in Abb. 2-15 dargestellt. Bei dynamischer Beanspruchung erhöhen sich Zug- und Druckfestigkeit, wobei die Erhöhung im Zugbereich etwas höher ist. Der Schädigungsprozess ist für statische und dynamische Belastung jeweils bei der gleichen Dehnung abgeschlossen. Die Maxima der dynamischen SDD werden jeweils bei einer höheren Dehnung angenommen als im statischen Fall.

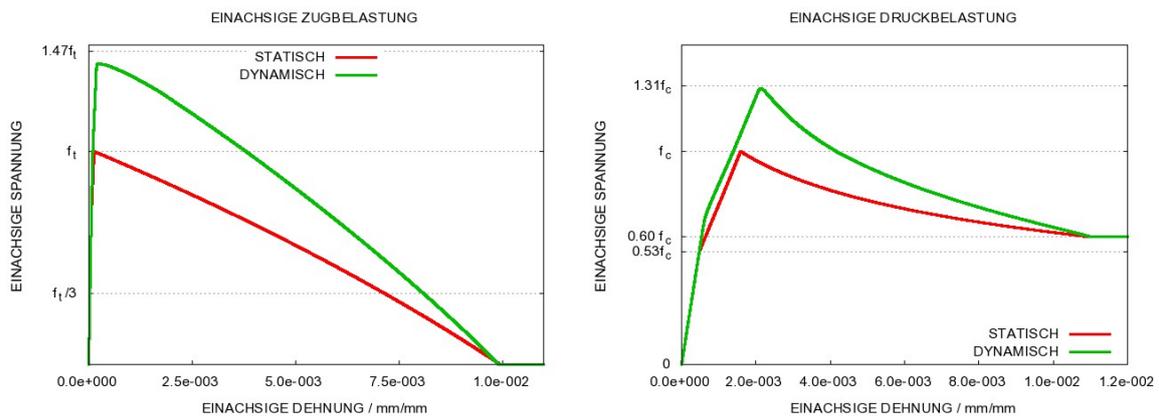


Abb. 2-15 Einfluss der Dehnrates im Druck- und Zugbereich (Ein-Element Simulation)

2.3.2.4 Parameteranpassung für das RHT-Modell bei gegebenen Versuchsdaten zu Betonprobekörpern

Die AUTODYN Materialdatenbank enthält mit dem Material CONC-35 einen validierten Parametersatz. In diesem Abschnitt wird kurz die Vorgehensweise für die Anpassung gewisser Parameter des RHT-Modells gegeben, sofern bestimmte Versuchsdaten zu Betonprobekörpern bereitstehen.

Für die Druckfestigkeit („Compressive Strength“) f_c werden üblicherweise Messwerte gegeben, wobei der Wert für die an zylindrischen Probekörpern ermittelte Druckfestigkeit benutzt wird. Stehen lediglich Versuche mit würfelförmigen Probekörpern zur Verfügung, so ist die Würfeldruckfestigkeit auf die Zylinderdruckfestigkeit umzurechnen.

Weiterhin steht häufig ein Messwert für den Elastizitätsmodul E zur Verfügung. Der Bulkmodulus K (Parameter $A1 = T1$, siehe Tab. 2-1) sowie der Schermodul G (siehe Tab. 2-2) werden nach Gln. 2.20 berechnet. Für das Poissonverhältnis μ von Beton werden Werte zwischen 0,2 und 0,3 angesetzt.

$$K = \frac{E}{3(1-2\mu)} \quad \text{und} \quad G = \frac{E}{2(1+\mu)} \quad (2.20)$$

Es ist zu beachten, dass hier der Bulkmodulus des nicht porösen Materials angepasst wird, da der Bulkmodulus des porösen Betons keine direkte Eingabegröße darstellt. Dieser vielmehr wird indirekt über Gln. 2.21 eingegeben. Da der Bulkmodulus des nicht porösen Materials allgemein größer ist, wird an dieser Stelle eine Ungenauigkeit akzeptiert. Da bei den im Rahmen dieses Vorhabens betrachteten Aufprallvorgängen die Aufprallgeschwindigkeiten vergleichsweise niedrig sind, wird lediglich geringe Betonkompaktierung erwartet. Insofern sollte die Ungenauigkeit hinsichtlich der Charakterisierung des vollständig kompaktierten Materials nicht gravierend sein.

Ist die Dichte des porösen Betons bekannt, so wird der Parameter „Porous density“ entsprechend mit diesem Wert belegt. Die transversale Schallgeschwindigkeit im porösen Beton errechnet sich gemäß Gln. 2.21.

$$c_{\text{porous}} = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\mu)}} \quad (2.21)$$

Wie bereits erwähnt, ist der Parameter „Initial Compaction Pressure“ mit $2/3 f_c$ zu belegen. Das Verhältnis f_t/f_c („tensile to compressive strength“) ist entsprechend anzupassen, sofern für die Zugfestigkeit f_t Werte angegeben werden können. Die Exponenten des DIF („Compressive strain rate exp.“ und „Tensile strain rate exp.“) werden in Abhängigkeit der Druckfestigkeit nach Gln. 2.6 berechnet.

In einigen Rechnungen (vgl. z. B. Abschnitt 5.1.2) wurde der Parameter „Minimum strain to failure“ variiert. Außerdem wurde die Option „Principal Stress“ als Versagenskriterium unter Zug erprobt. Als Versagenshauptspannung wurde in diesen Fällen die einachsige Zugfestigkeit f_t gewählt. Um das Rissentfestigungsverhalten abzubilden, ist „Crack Softening = Yes“ zu wählen und eine typische Bruchenergie einzugeben. Testrechnungen haben gezeigt, dass lediglich eine assoziative Fließregel (vgl. /AAU 05/) plausible Ergebnisse lieferte. Daher wird stets eine assoziative Fließregel verwendet.

Im Übrigen werden die Werte des Parametersatzes CONC-35 unverändert übernommen.

2.3.3 Modellierung duktiler Werkstoffe

Bei den Berechnungen im Rahmen des Vorhabens ist neben Beton auch die Modellierung von duktilen Werkstoffen wie Baustahl bei der Simulation von Bewehrung sowie Edelstahl und Aluminium bei der Simulation von dünnwandigen Projektilen von Bedeutung. Im Folgenden werden die verwendeten Stoffgesetze und die Anpassung ihrer Parameter erläutert.

2.3.3.1 Zustandsgleichung

Für die Beziehung zwischen hydrostatischem Druck P und Dichte ρ bzw. Kompression μ_c wird das Hockesche Gesetz in Form von Gln. 2.22 angenommen.

$$P = K \cdot \mu_c = K \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_0} - 1 \right) \quad (2.22)$$

Hierbei sind vom Anwender Bulkmodulus K und Referenzdichte ρ_0 anzugeben. Der Bulkmodulus errechnet sich bei gegebenem Poissonverhältnis μ gemäß Gln. 2.23, wo-

bei der Elastizitätsmodul E z. B. aus einem gemessenen Spannungs-Dehnungs-Verlauf abgeleitet werden kann.

$$K = \frac{E}{3(1-2\mu)} \quad (2.23)$$

2.3.3.2 Festigkeit

Für Metalle wird vorwiegend das Festigkeitsmodell nach Johnson-Cook (JC-Modell) /JOH 83/ eingesetzt. Im Johnson-Cook Modell errechnet sich die Fließspannung nach Gln. 2.24.

$$\sigma = (A + B \cdot \varepsilon_{pl}^n) \cdot (1 + C \cdot \ln \dot{\varepsilon}_{pl}^*) \cdot (1 - [T^*]^m) \quad (2.24)$$

$$\text{mit } \dot{\varepsilon}_{pl}^* = \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_{pl,ref}} \quad \text{und} \quad T^* = \frac{T - T_{ref}}{T_{melt} - T_{ref}}.$$

Der erste Faktor auf der rechten Seite von Gln. 2.24 beschreibt die parabolische Verfestigung in Abhängigkeit von plastischer Dehnung ε_{pl} , wobei die Parameter statische Fließgrenze A , Verfestigungsparameter B und Verfestigungsexponent n anhand quasi-statischer Spannungs-Dehnungs-Beziehungen ermittelt werden können. Erhöhungen der Fließspannung infolge einer endlichen plastischen Dehnrates werden durch den zweiten Faktor (DIF_{JC} - Dynamic Increase Faktor nach Johnson-Cook) berücksichtigt. Die plastische Dehnrates wird dabei auf eine Referenzdehnrates bezogen. Der Referenzdehnrates kommt eine Bedeutung zu, welche über die eines reinen Normierungsfaktors hinausgeht. In /SCH 07/ wird der Einfluss der Referenzdehnrates auf die SDD diskutiert. Der in der AUTODYN Materialdatenbank übliche Standardwert von $1,0 \text{ s}^{-1}$ empfiehlt sich für die in diesem Bericht behandelten Anwendungen nicht. Vielmehr sollte die Referenzdehnrates einer quasistatischen Dehnrates eines Zugversuches belegt werden, an dem die Parameter A , B und n angepasst werden. Die Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften wird durch den dritten Faktor beschrieben. Im Hinblick auf die im Rahmen dieses Vorhabens betrachteten vergleichsweise kurzen Zeiträume werden thermische Effekte nicht berücksichtigt.

Im Folgenden wird eine mögliche Variante zur Anpassung der Parameter an eine gegebene statische Spannungs-Dehnungs-Beziehung beschrieben. Werden technische Dehnungen und Spannungen bereitgestellt, so werden diese gemäß den Gln. 2.25 und

2.26 in wahre Dehnungen und Spannungen überführt. Es ist zu beachten, dass die Gültigkeit dieser Beziehungen lediglich bis zum Erreichen der Gleichmaßdehnung gegeben ist.

$$\varepsilon_{true} = \ln(\varepsilon_{eng} + 1) \quad (2.25)$$

$$\sigma_{true} = \sigma_{eng}(\varepsilon_{eng} + 1) \quad (2.26)$$

Der Schubmodul errechnet sich elastisch nach Gln. 2.27.

$$G = \frac{E}{2(1+\mu)}. \quad (2.27)$$

Statische Fließgrenze σ_0 , Gleichmaßdehnung ε_m sowie Zugfestigkeit R_m werden dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm entnommen. Daraus errechnen sich die Parameter der parabolischen Verfestigung gemäß den Gln. 2.28 und 2.29.

$$n = \frac{\varepsilon_{m,true} \cdot R_{m,true}}{\left(1 - \frac{R_{m,true}}{E}\right) \cdot (R_{m,true} - \sigma_0)} \quad (2.28)$$

$$B = \frac{R_{m,true} - \sigma_0}{\varepsilon_{m,true}^n}. \quad (2.29)$$

Für die Wahl des Parameters C stehen üblicherweise keine konkreten, anhand des untersuchten Werkstoffes gewonnenen Versuchsdaten, zur Verfügung. Die Bedeutung des Parameters Referenzdehnrate $\dot{\varepsilon}_{pl,ref}$ ist höher als die eines reinen Normierungsfaktors. Programmintern nimmt dieser die Rolle einer Minimaldehnrate ein.

Nachfolgend werden zwei Beispiele für die Anwendung der zuvor beschriebenen Vorgehensweise angegeben. Als Grundlage dienen hierbei Versuche zum Einfluss der Dehnrate auf das Spannungs-Dehnungs-Diagramm von Bewehrungsstählen /AMM 82/. In dieser Quelle werden gemessene Spannungs-Dehnungs-Diagramme von kaltgeformten sowie naturharten Bewehrungsstählen abhängig von der Dehnrate vorgestellt. Hierbei werden verschiedene Dehnraten ausgehend von quasistatischer Verformung ($\dot{\varepsilon} = 5^{-5} \cdot s^{-1}$) bis hin zu dynamischer Beanspruchung mit $\dot{\varepsilon} = 5 \cdot s^{-1}$ behandelt (siehe Abb. 2-16). In den Simulationen zum großskaligen Meppener Aufprallversuch II/4 (siehe Abschnitt 5.1) finden sich maximale Dehnraten von ca. $\dot{\varepsilon} = 10 \cdot s^{-1}$ in der rückseitigen Bewehrung. Beim VTT Versuch 673 (siehe Abschnitt 6.1) findet man höhere ma-

ximale Dehnraten von bis zu ca. $\dot{\epsilon} = 70 \cdot s^{-1}$. Diese sind meist räumlich und zeitlich stark lokalisiert, während Zugversuche zur Materialcharakterisierung aufgrund der experimentellen Randbedingungen üblicherweise bei konstanter Dehnrates durchgeführt werden. Im Rahmen dieses Vorhabens werden Parameter nach /AMM 82/ als Grundlage für die Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit des Bewehrungsmaterials angesetzt.

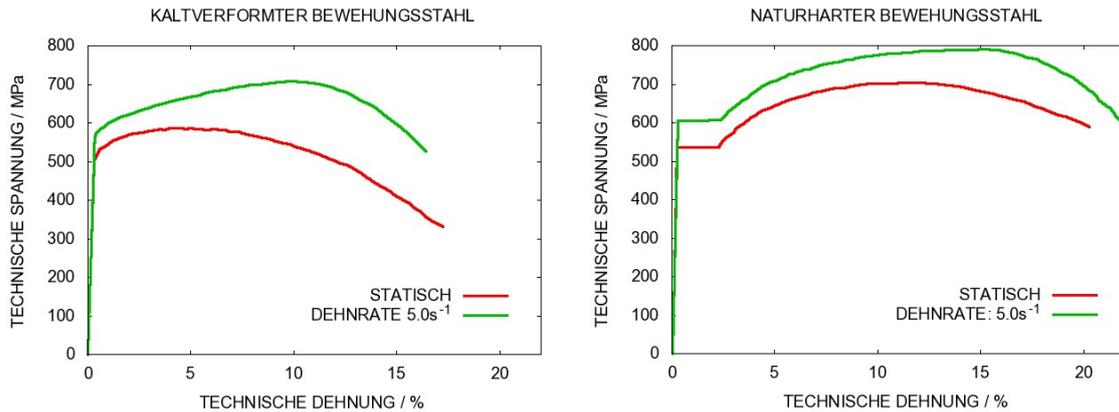


Abb. 2-16 Idealierte Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Bewehrungsstähle nach /AMM 82/

Zu den in Abb. 2-16 dargestellten SDD werden gemäß der beschriebenen Vorgehensweise die in Tab. 2-4 aufgeführten Parameter abgeleitet. Mit diesen wurden die in AUTODYN verfügbaren Balkenelemente anhand von Ein-Element Simulationen getestet. Die Ergebnisse hierzu zeigt Abb. 2-17.

Tab. 2-4 JC-Materialdaten zu verschiedenen Stahltypen

Stahltyp	K / GPa	G / GPa	σ_0 / MPa	B / MPa	n	C	$\dot{\epsilon}_{pl,ref} / s^{-1}$
Kaltverformt	175	80,8	419	248,8	0,1506	0,025	5,0 E-5
Naturhart	175	80,8	429	455	0,347	0,025	5,0 E-5

Mit dem JC-Modell lassen sich durch die zuvor beschriebene Parameteranpassung (siehe Tab. 2-4 und Gln. 2.24) offenbar zufriedenstellende Ergebnisse für kaltverformten Bewehrungsstahl erzielen. Naturharter Bewehrungsstahl zeigt hingegen einen ausgeprägten Streckgrenzeneffekt. Diesen könnte man besser mit einem stückweise linearen Ansatz approximieren, welcher mittlerweile ebenfalls in AUTODYN zur Verfügung steht. In zukünftigen Arbeiten sollte naturharter Stahl auf diese Weise beschrieben werden.

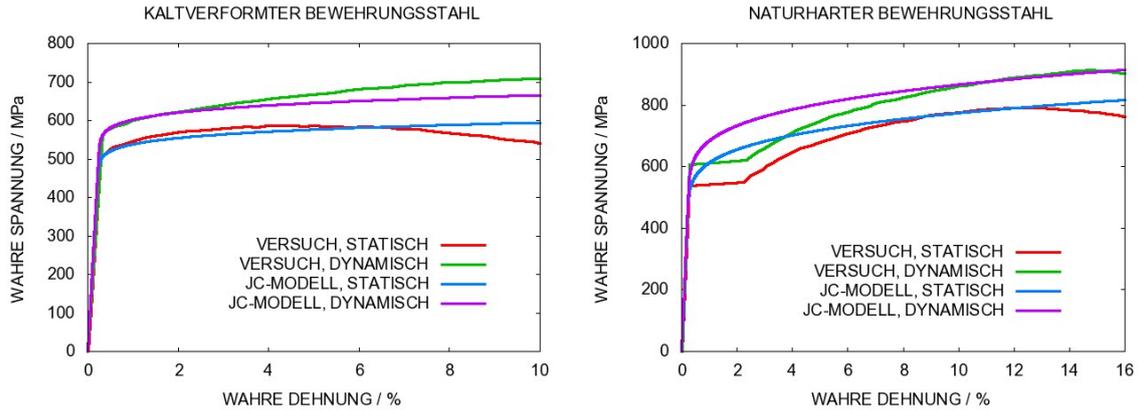


Abb. 2-17 Spannungs-Dehnungs-Beziehungen nach dem JC-Modell im Vergleich zu Messkurven (quasistatisch bzw. bei Dehnrates $5s^{-1}$) in Ein-Element Simulationen.

Neben der Formulierung des DIF nach Johnson-Cook (zweiter Faktor in Gln. 2.24) steht auch die in Gln. 2.29 genannte Formulierung nach Cowper-Symonds (CS) zur Verfügung.

$$DIF_{CS} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}_{pl}}{D}\right)^{1/q} \quad (2.29)$$

In diesem Modell entspricht D der Dehnrates, welche die Fließgrenze verdoppelt. Für die Berechnungen von LZF nach der sog. Riera-Methode (vgl. Abschnitt 4.1) wird die CS-Form für den DIF in der Form von Gln. 4.7 verwendet.

Die momentane Implementierung in AUTODYN sieht im CS-Modell eine feste Minimaldehnrates von $1/s$ vor, was im Bereich geringer Dehnrates zu falschen Ergebnissen führen kann (vgl. hierzu Abschnitt 4.6). Aus diesem Grund wurde für die überwiegende Anzahl von AUTODYN Rechnungen dem JC-Modell der Vorzug gegeben. Weiterhin wurde mit den Programmentwicklern Kontakt aufgenommen. In zukünftigen Programmversionen wird die Minimaldehnrates aus dem CS-Modell entfernt werden. An dieser Stelle sollen prinzipielle Unterschiede im Verlauf aufgezeigt werden. Für Baustahl nennt Jones /JON 89/ Parameter von $q = 5$ und $D = 40,4/s$. Für diese Werte werden in Abb. 2-18 die Verläufe mit denen des JC-Modells verglichen. Für den Vergleich wurde der Parameter $C = 0,339$ des JC-Modells derart gewählt, dass $DIF_{JC} = DIF_{CS} = 2$ bei einer Dehnrates von $40,4 \text{ 1/s}$ gilt. Hier zeigt sich, dass oberhalb dieser Dehnrates die Werte nach dem CS-Modell deutlich über denen des JC-Modells liegen. Unterhalb dieser Dehnrates liefert das JC-Modell deutlich höhere Werte, was ebenfalls zu falschen

Ergebnissen im Bereich geringerer Dehnraten führen würde. Ein Beispiel hierfür bilden die Blindrechnungen zum IRIS Punching Versuch (vgl. Abschnitt 5.3.2). Umgekehrt würde das JC-Modell für $C = 0,025$ (vgl. Tab. 2-4) im Bereich geringer Dehnraten geringere Werte als das CS-Modell ergeben. Es ist zu beachten, dass der Vergleich in Abb. 2-18 unabhängig von besonderen Punkten eines SDD erfolgt. Schwer /SCH 07/ untersucht verschiedene Formen des DIF und stellt fest, dass das JC-Modell geeignet ist, vollständige Verläufe von dehnratenabhängigen SDD zu reproduzieren.

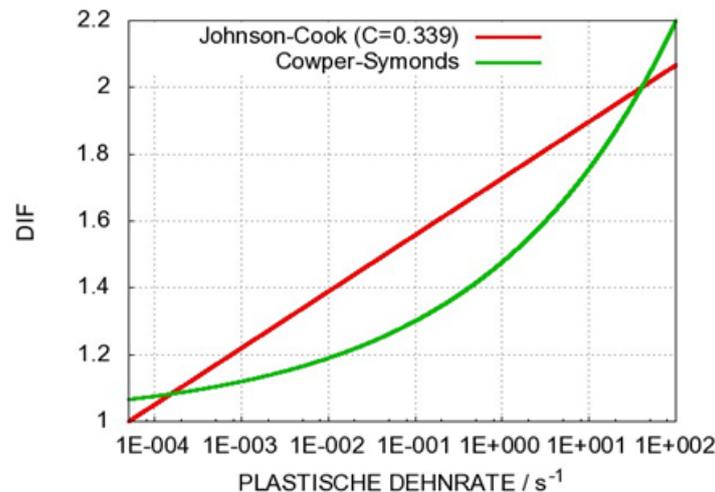


Abb. 2-18 Vergleich der Verläufe des DIF im JC-Modell und CS-Modell

2.3.3.3 Versagensmodelle

Für metallische Werkstoffe stehen in AUTODYN in Verbindung mit Balken- und Schalelementen nur wenige Versagensmodelle zur Verfügung. Abb. 2-19 zeigt anhand von Ein-Element Simulationen mit Balkenelementen aufgezeichnete SDD für das Versagenskriterium effektiver plastischer Dehnung von 12 %. Es wurden die Materialdaten für kaltverformten Bewehrungsstahl aus Tab. 2-4 verwendet, wobei für die Aufzeichnung des statischen SDD $C = 0$ zu wählen ist. Die effektive plastische Dehnrates liegt bei ca. $1,5 \text{ s}^{-1}$, was bei den gegebenen Parametern für die Dehnratesabhängigkeit auf einen DIF von ca. 1,3 führt. Dieser bestätigt sich durch die höhere Maximalspannung von 778,6 MPa für das dynamische gegenüber 599,8 MPa für das statische SDD. Die effektive Dehnung, bei der die Spannung verschwindet, ist im dynamischen Fall ebenfalls höher als im statischen. Durch den DIF steigen also sowohl Fließgrenze als auch Duktilität des Materials.

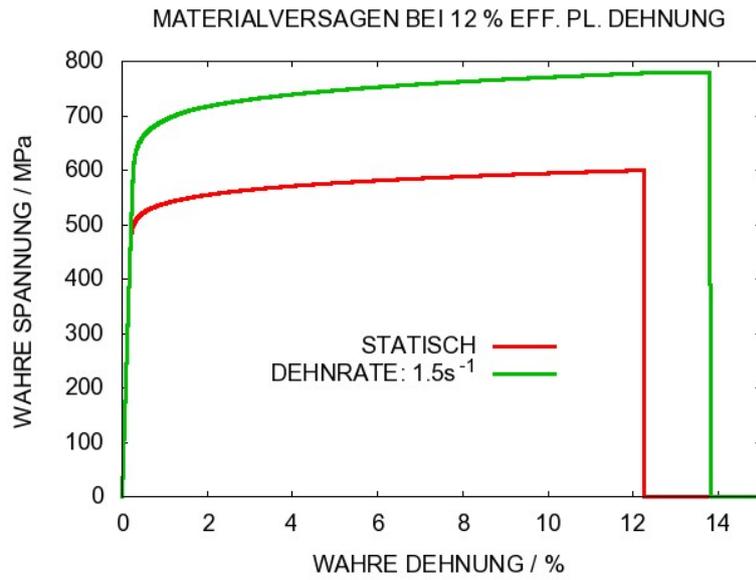


Abb. 2-19 SDD für Ein-Element Simulation für Versagen bei effektiver plastischer Dehnung

3 Überblick zu ausgewählten Aufprallversuchen

Während sich im Vorhaben RS1167 /SIE 08a/ die numerischen Untersuchungen vornehmlich auf die Simulation von Versuchen kleineren Größenmaßstabs mit starrem Target beschränkten, werden im Rahmen von RS1182 Versuche größeren Maßstabes mit Stahlbetontarget simuliert. In diesem Kapitel erfolgt eine kurze Beschreibung zu den jeweiligen Versuchseinrichtungen.

3.1 Phänomene beim Aufprall von Projektilen auf Stahlbeton

Einführend wird im Folgenden eine Begriffsklärung gegeben.

Li et al. /LIQ 05/ unterscheiden fünf lokale sowie zwei globale Schädigungsmechanismen von Betonstrukturen infolge Projektilaufpralls. Zu den lokalen Mechanismen zählen Eindringen des Projektils in das Target bis zu einer bestimmten Tiefe (Penetration), Ausbildung kegelförmiger Risse unterhalb des Projektilquerschnittes (Stanzen), frontseitiges Abplatzen von Beton (Spalling), rückseitiges Abplatzen von Beton (Scabbing) und vollständiger Durchtritt des Projektils durch die Struktur bei endlicher Restgeschwindigkeit (Perforation). Globale Schädigungsmechanismen sind die globale Ausbildung radial verlaufender Risse sowie die globale aus Biege-, Membran- und Schubversagen bestehende Strukturantwort.

Grundsätzlich unterscheidet man in Abhängigkeit von der Deformierbarkeit des Projektils relativ zum Target die Art des Stoßes. Ist die Projektildeformierbarkeit hoch, spricht man von einem weichen Stoß. Der Aufprall von starren Projektilen wird entsprechend als harter Stoß bezeichnet. In der Literatur finden sich verschiedene Definitionen zur Unterscheidung von weichem und hartem Stoß (z. B. /RAM 05/ und /KOE 09/). Dabei lässt sich jedoch feststellen, dass für weiche Stöße häufig eine Entkopplung der Behandlung von Projektil und Target vorgenommen wird. Die Last-Zeit-Funktion (LZF) kann z. B. mit der vereinfachten Methode nach Riera (vgl. Abschnitt 4.1) bestimmt werden, welche anschließend als Randbedingung auf die Targetstruktur aufgebracht werden kann.

3.2 VTT - Versuche

Am Technical Research Centre of Finland (VTT) werden im Rahmen des internationalen Projektes IMPACT Aufprallversuche einer mittleren Größenordnung durchgeführt.

Eine Skizze des Versuchsaufbaus nach /LAS 07/ zeigt Abb. 3-1. Durch Druckluft wird ein Kolben beschleunigt, welcher über eine Finne das Projektil antreibt. Durch diese Schlittenkonstruktion ist der Aufbau bezüglich Projekttilgeometrien flexibel. Es können starre, deformierbare und wassergefüllte Stoßkörper eingesetzt werden. Projekttilmassen liegen im Bereich von ca. 40-60 kg. Es lassen sich, abhängig von der Masse, Aufprallgeschwindigkeiten zwischen 60 m/s bis zu 170 m/s realisieren. Als Zielstruktur lassen sich sowohl Stahlbetonplatten mit verschiedenen Abmessungen und Lagerbedingungen, als auch starre Kraftmessvorrichtungen installieren.

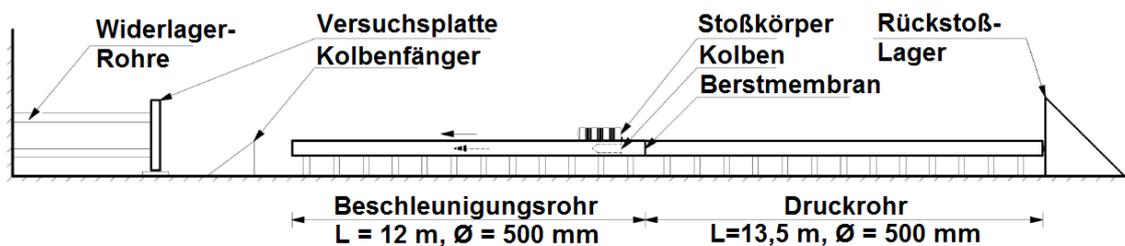


Abb. 3-1 Schematischer Aufbau des VTT Versuchsstandes nach /LAS 07/.

3.3 Meppen - Versuche

In den 1970er und 1980er Jahren wurde in Deutschland im Rahmen der Projekte RS 149, RS 165 sowie 1500408/RS 467 der Aufprall deformierbarer Projektile auf Stahlbetonstrukturen erforscht. Es wurden hierzu an der Erprobungsstelle 91 der Bundeswehr in Meppen großmaßstäbliche Aufprallversuche seitens der Firma Hochtief durchgeführt. Die Forschungsbetreuung lag bei der GRS und es steht eine umfangreiche Datenbasis in Form der Berichte /HOC 83/ und /HOC 87/ zur Verfügung. Der Versuchsaufbau ist schematisch in Abb. 3-2 wiedergegeben. Versuchsreihe I beschäftigte sich zunächst mit dem Berstverhalten deformierbarer Projektile beim Aufprall auf starre Strukturen. In Versuchsreihe II wurde der Aufprall auf Stahlbetonplatten untersucht.

Versuchsparameter waren hierbei unter anderem Aufprallgeschwindigkeit, Plattendicke und Schubbewehrungsgrad.

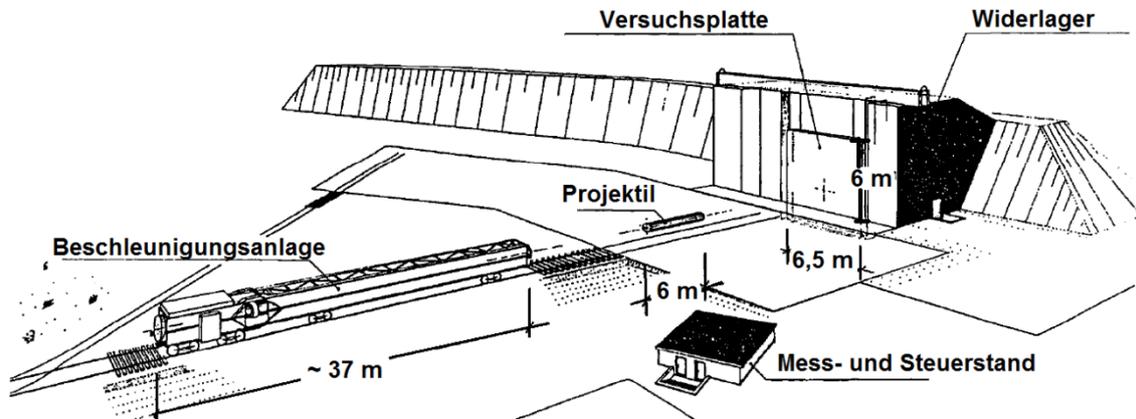


Abb. 3-2 Schematischer Aufbau des Versuchsstandes in den Meppener Versuchen nach /HOC 83/.

3.4 Sandia National Laboratories - Versuche

Die Besonderheiten des Aufpralls großer Wassermassen auf Stahlbetonstrukturen werden im Rahmen der sog. „Water Slug“ Versuche behandelt, welche an den SNL /SAN 04/ durchgeführt wurden. Abb. 3-3 enthält eine Sequenz von Einzelbildern einer HS-Kamera (siehe /HES 06/).



Abb. 3-3 Einzelbilder eines "Water Slug" Versuches aus /HES 06/

Die Versuche wurden im Rahmen des Vorhabens RS1167 von der GRS ausgewertet /EIS 08/. Wenngleich über gewisse Details wie etwa der Wasserfreisetzung Veröffentlichungen existieren /YOO 07/, so sind die Versuchsergebnisse weitestgehend als „confidential“ eingestuft und werden entsprechend als „Verschlussache – Nur für den Dienstgebrauch (VS-NFD)“ behandelt. Die im Rahmen von RS1182 durchgeführten Analysen mit AUTODYN sind in einem entsprechend eingestuften Bericht /HEC 12/ dokumentiert. Im vorliegenden Bericht wird diesbezüglich in Abschnitt 6.4 auf die wesentlichen Phänomene eingegangen.

3.5 Überblick zu Simulationen ausgewählter Aufprallversuche

In Tab. 3-1 werden vier Versuchsreihen nach verschiedenen Kriterien vergleichend gegenübergestellt. Matrix A der VTT-Versuche behandelt das Durchstanzverhalten von Stahlbetonplatten beim Aufprall starrer Projektile, wohingegen sich Matrix B mit dem Versagen beim Aufprall deformierbarer Projektile befasst.

Tab. 3-1 Übersicht zu Versuchsständen für Aufprallversuche mit Stahlbetontarget

		VTT (A)	VTT (B)	Meppen	SNL
Größenordnung		Mittel	Mittel	Groß	Groß
Projektil	Masse m_p / kg	47	ca. 40 - 60	ca. 1000	Einige Tsd.
	v_0 / ms^{-1}	60-160	100-160	170-250	*)
	Charakter	Starr	Weich	Weich	Wasser
Stahlbeton- target	Dimension	2,1 x 2,1 m	2,1-2,3 x 2,1 m	6,5 x 6 m	*)
	Dicke H	0,25 m	0,15 m	0,5-0,7 m	*)
Versagensmechanismus im Target		Stanzen, Perforation, Scabbing, Spal- ling	Biegen, Scab- bing	Biegen, Stanzen, Perforation, Scabbing, Spal- ling	Biegen, Perforation, Scabbing
Varierte Versuchsparameter		v_0 , Bewehrung, Vorspannung, Liner	v_0 , Projektil, La- ger-bedingung, Bewehrung	Targetdicke, Bewehrung, v_0 , Projektil	Masse des Wassers, v_0

*) siehe /SAN 04/

Im Rahmen dieses Vorhabens wurde eine Vielzahl einzelner Aufprallversuche untersucht. Diese sind in Tab. 3-2 gegenübergestellt.

Tab. 3-2 Überblick über simulierte Aufprallversuche mit Stahlbetontarget

Versuchs- bezeichnung	Projektile		Stahlbetonplatte			Versuchs- reihe	Abschnitt
	$v_0 /$ ms^{-1}	$m_p /$ kg	Bügel	Lager	Dominantes Versagen		
673	127	51,5	Ja	Einachsig	Biegen	VTT (B)	6.1
699	100	47	Ja	Zweiachsig	Stanzen	VTT (A)	6.3.1
IRIS Pun- ching	135	47	Nein	Zweiachsig	Perforation	VTT (A)	5.3
IRIS Bending	110	50,5	Ja	Zweiachsig	Perforation	VTT (B)	5.2
II/4	247,7	1016	Ja	Zweiachsig	Biegen, Stanzen	Meppen	5.1
II/5	234,8	974	Ja	Zweiachsig	Biegen, Stanzen	Meppen	5.1.4
II/9	235,8	970	Ja	Zweiachsig	Biegen, Stanzen	Meppen	5.1.3
Water Slug 1	*)					SNL	6.4.1
Water Slug 2	*)					SNL	6.4.2
TF11	108	50,5	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2.1
TF12	130	50,5	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2
TF13	111	51,5	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2.1
TF14	128,9	51,5	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2
TF15	148,3	50,5	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2
TF16	147,7	50,5	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2
TF17	159,6	51,5	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2
WE1A1	121	42,7	Ja	Zweiachsig	Biegen	VTT (B)	6.2.5
678 & A1	100	47	Nein	Zweiachsig	Stanzen, Perforation	VTT (A)	6.3.2
A12	110	47	Nein	Zweiachsig	Perforation	VTT (A)	6.3.2
A21	120	47	Nein	Zweiachsig	Perforation	VTT (A)	6.3.2
AT2	140	47	Ja	Zweiachsig	Perforation	VTT (A)	6.3.3
ATL2	123,2	47	Ja	Zweiachsig	Perforation	VTT (A)	6.3.2

*) siehe /SAN 04/

4 Untersuchungen zum Aufprall dünnwandiger Stoßkörper auf starre Zielstrukturen

In diesem Abschnitt wird der Aufprall deformierbarer Stoßkörper auf starre und unnachgiebige Zielstrukturen untersucht. Es werden hierbei Abhängigkeiten von verschiedenen Parametern diskutiert, wobei sowohl eine Variation von Materialdaten als auch von numerischen Parametern erfolgt. Ebenso werden Effekte der Größenskala sowie ein Vergleich zwischen Rechnungen mit AUTODYN und LS-DYNA aufgeführt. Das simulierte Berstverhalten des Projektils und der Lasteintrag in die Zielstruktur wird jeweils Ergebnissen der vereinfachten sogenannten Riera-Methode /RIE 68/ gegenübergestellt.

4.1 Vereinfachte Methode nach Riera

LZF von deformierbaren Stoßkörpern werden oftmals mit dem sogenannten Riera-Modell /RIE 68/, /RIE 80/ abgeschätzt, welches im Rahmen von Großversuchen validiert /SUG 93/ wurde. Die Anwendung des Riera-Modells soll im Folgenden kurz beschrieben werden.

Abb. 4-1 veranschaulicht die einzelnen Modellbestandteile. Das Riera-Modell basiert auf der Annahme eines ideal-plastischen Stoßes. Das bedeutet, dass die kinetische Energie des Projektils vollständig in plastische Verformung umgesetzt wird. Der Aufprall erfolgt auf eine starre und unnachgiebige Zielstruktur. Es wird an dieser Stelle lediglich der Lasteintrag senkrecht zur Zielstruktur betrachtet, wobei jedoch eine Verallgemeinerung auf schiefwinkligen Aufprall möglich ist /RIE 68/. In der Modellvorstellung beschränkt sich die Projektildeformation auf eine Prozesszone geringer Ausdehnung nahe dem Kontaktbereich von Projektil und Target. Die zum Zeitpunkt t bereits geborstene Projektillänge wird von der Nase aus gemessen und mit x bezeichnet. Über die Projektillänge sind Verteilungen für die Masse pro Einheitslänge (μ) sowie die Berstlast (P_c) anzugeben. Hierbei ist die ggf. auch geschwindigkeitsabhängige Berstlast $P_c(x)$ die Kraft, die zum Bersten eines Längeninkrementes an der Position x aufgebracht werden muss. Die LZF setzt sich gemäß Gln. 4.1 als Summe aus Berstlast und Trägheitskräften infolge des Massenstroms zusammen. Über den Faktor α lässt sich der radiale Verlust von Masse während des Aufpralls berücksichtigen. Im Rahmen des Phantom Großversuches ergaben sich mit $\alpha = 0,9$ die besten Übereinstimmungen mit dem Versuchsergebnis /SUG 93/. Für sämtliche in diesem Bericht behandelten Untersuchun-

gen wird jedoch $\alpha = 1$ gewählt. Der intakte Teil des Projektils wird währenddessen als starr angesehen. Die Berstlast verzögert gemäß Gln. 4.2 die unzerstörte Restmasse M_{res} , welche sich in einfacher Weise nach Gln. 4.3 berechnen lässt.

$$F(x(t)) = P_c(x(t), v(t)) + \alpha \cdot \mu(x(t)) \cdot v^2(t) \quad (4.1)$$

$$M_{res}(x(t)) \cdot \dot{v}(t) = -P_c(x(t), v(t)) \quad (4.2)$$

$$M_{res}(x(t)) = \int_{x(t)}^{L_0} \mu(x') dx' \quad (4.3)$$

Durch die Annahme eines ideal-plastischen Stoßes entspricht der Impulsübertrag auf die Zielstruktur dem Aufprallimpuls. Allerdings tritt bei elastisch-plastischem Materialverhalten stets auch elastische Verformungsenergie im Projektil auf, wodurch es zu einem Rückstoß von Masse kommt. Demzufolge sind in Versuchen bzw. numerischen Simulationen auch höhere Impulsüberträge möglich. Effekte im Hinblick auf Stoßwellenausbreitung im Projektil bleiben durch die Annahme eines starren Restprojektils unberücksichtigt. Ebenso lassen sich Selbstwechselwirkungen außerhalb der Prozesszone und Fragmentierungen in Einzelprojektilen nicht erfassen.

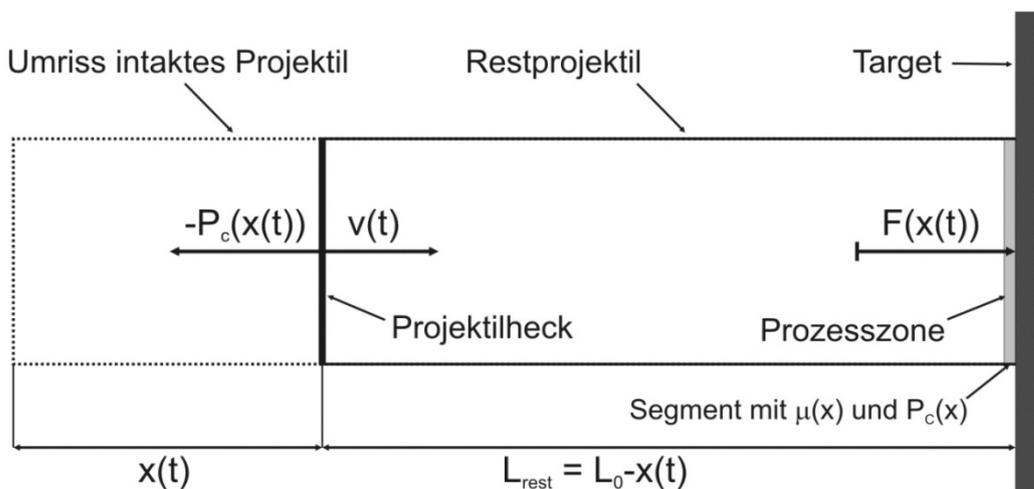


Abb. 4-1 Veranschaulichung der Riera-Methode

Der wesentliche Parameter des Riera-Modells in der Anwendung auf Aufprallversuche ist die Berstlast. Geeignete Ansätze für die Berechnung von Berstlasten von verschiedenen deformierbaren Strukturen werden in /JON 89/ aufgeführt. Im Folgenden werden verschiedene Ansätze für einen elastisch plastischen Faltungsmechanismus von zylindrischen Rohren angegeben. Hierbei sind R der Mittenradius, t die Wandstärke und

σ_0 die Fließspannung des Projektilmaterials. Gln. 4.4 geht von einer geradlinigen Form der Faltungen aus.

$$P_c = 2(\pi \cdot t)^{3/2} \cdot R^{1/2} \cdot \frac{\sigma_0}{3^{1/4}} \cdot \text{DIF}(v(t)) \quad (4.4)$$

Gln. 4.5 verbessert diesen Ansatz durch die Berücksichtigung der gekrümmten Form der Faltungen.

$$P_c = 2(\pi \cdot t)^{3/2} \cdot R^{1/2} \cdot \sigma_0 \cdot \left(3^{1/4} \cdot \left[0.86 - 0.37 \left(\frac{t}{R} \right)^{1/2} \right] \right)^{-1} \cdot \text{DIF}(v(t)) \quad (4.5)$$

Zusätzlich hierzu berücksichtigt Gln. 4.6 Variationen in der Umfangsspannung.

$$P_c = 2\pi \cdot R \cdot t \cdot \sigma_0 \cdot 3.36 \left(1 + 0.29 \left(\frac{2t}{R} \right)^{1/2} \right) \cdot \left(3.03 \left(\frac{2t}{R} \right)^{-1/2} - 1 \right)^{-1} \cdot \text{DIF}(v(t)) \quad (4.6)$$

Hierbei kann die Dehnratenabhängigkeit der Berstlast jeweils über einen ggf. geschwindigkeitsabhängigen Dehnratenfaktor DIF berücksichtigt werden. In diesem Bericht wird dabei der Dehnratenfaktor nach Cowper-Symonds /COW 57/ benutzt.

$$\text{DIF}_{\text{CS}}(v(t)) = \left(1 + \left[\frac{v(t)}{4R \cdot D} \right]^{1/q} \right) \quad (4.7)$$

Typische Werte sind gemäß /JON 89/ für Stahl $D = 40,4 \text{ s}^{-1}$ und $q = 5$ bzw. für Aluminium $D = 6500 \text{ s}^{-1}$ und $q = 4$. Die Dehnratenrate wird hierbei nach /JON 89/ abgeschätzt zu

$$\dot{\epsilon}_{\text{pl}}(t) \approx \frac{v(t)}{4R} \quad (4.8)$$

Die Stoßkraft von Flüssigkeiten ist im Wesentlichen durch den Massenstrom gegeben. Daher wird im Rahmen der Riera-Methode Flüssigkeitsmasse über die Anpassung der Massenverteilung $\mu(x)$ berücksichtigt. Hydrodynamische Effekte wie Schwappen oder Stoßwellenausbreitung werden nicht berücksichtigt. Eine nähere Diskussion hierzu ist in Abschnitt 6.4.1 enthalten.

Mit den Ansätzen für die Berstlast wird eine mittlere LZF berechnet, d. h. zeitliche Schwankungen im Lastniveau infolge des Beulens werden nicht berücksichtigt. Untersuchungen zur Variation des Ansatzes für die Berstlast wurden anhand des VTT Versuches TEST 673 durchgeführt. Eine detaillierte Beschreibung des Versuches erfolgt in Abschnitt 6.1. Für das Aluminiummaterial in dieser Studie wurden gemäß /JON 89/ die Parameter $\sigma_0 = 217 \text{ MPa}$, $D = 6500 \text{ s}^{-1}$ und $q = 4$ gewählt. Zur Berechnung der Berst-

last werden die Formeln aus Gln. 4.4, Gln. 4.5 und Gln. 4.6 verwendet. Die Graphen in Abb. 4-2 (links) zeigen, dass die LZF nach der Riera-Methode im vorliegenden Fall sehr stark von der Wahl der Berstlast abhängig sind. Bei der Berechnung des DIF in Gln. 4.4, Gln. 4.5 und Gln. 4.6 wird statt der momentanen Projektilrestgeschwindigkeit $v(t)$ die Aufprallgeschwindigkeit v_0 benutzt. Aufgrund der nichtlinearen Abhängigkeit des DIF von der Geschwindigkeit ist der Einfluss auf die LZF jedoch gering und die Berücksichtigung der momentanen Geschwindigkeit würde lediglich den steilen Abfall am Ende des Aufpralls abrunden. Abb. 4-2 (rechts) zeigt, dass die Riera Kurve mit der nach Gln. 4.6 berechneten Berstlast bezüglich Aufpralldauer gut mit den Kontaktkräften der numerischen Simulation übereinstimmt. Zusätzlich ist eine nach einer in /SIE 08a/ beschriebenen Methode geglättete LZF eingetragen, welche der zeitlichen Ableitung einer stückweise linearen Approximation der Impulsüberträge entspricht. Hier tritt unmittelbar zu Aufprallbeginn eine kurzzeitige Lastüberhöhung auf. Diese ist konsistent mit der anfangs stärkeren Verzögerung des Projektils in der numerischen Simulation im Vergleich zum Riera-Modell, wie aus den in Abb. 4-3 gezeigten Geschwindigkeitsverläufen ersichtlich ist.

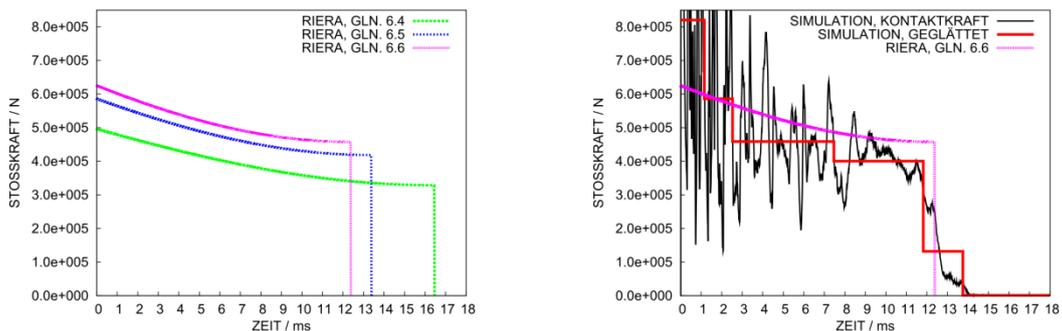


Abb. 4-2 VTT Test 673: Vergleich von LZF in Abhängigkeit der Berstlast (links) und Ergebnisse der numerischen Simulation (rechts)

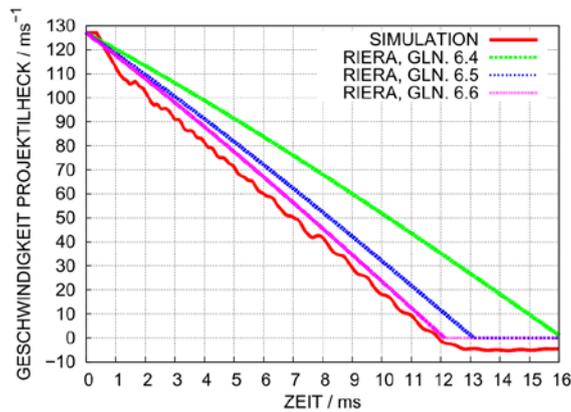


Abb. 4-3 VTT Test 673: Vergleich von Projektilrestgeschwindigkeiten in Abhängigkeit der Berstlast und in numerischer Simulation

Die zeitlich integrierten Kontaktkräfte werden mit den Riera Kurven in Abb. 4-4 (links) verglichen. Ein weiterer Parameter beim Aufprall deformierbarer Projektile ist die unzerstörte Projektilrestlänge. Diese ist gegeben durch die ursprüngliche Projektillänge abzüglich der Projektilheckverschiebung und der Länge des stark verformten Projektilsegmentes, d. h. der gebeulte Teil wird nicht der Restlänge zugeschrieben. Der zeitliche Verlauf dieser Größe wird anhand von HS-Kamerabildern abgeschätzt und in Abb. 4-4 Ergebnis der Riera-Methode gegenübergestellt. Die im Versuch gemessene Restlänge von ca. 100 cm wird mit dem Berstlastansatz aus Gln. 4.6 exakt reproduziert.

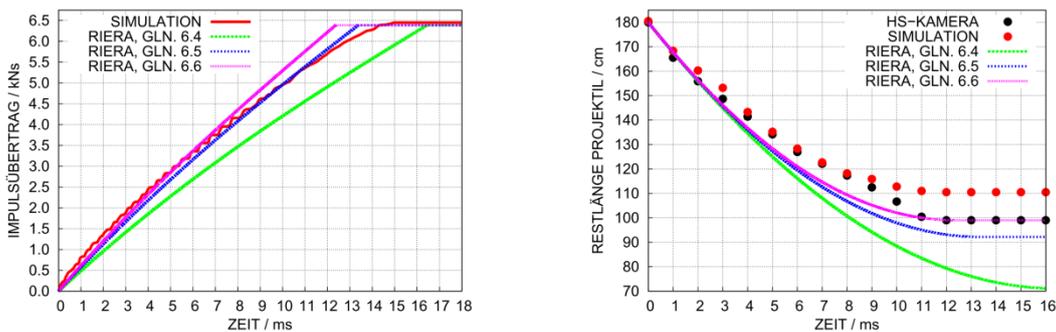


Abb. 4-4 VTT Test 673: Vergleich von Impulsüberträgen (links) und Projektilrestlängen (rechts) in Abhängigkeit der Berstlast

Zusammenfassend ist darauf hinzuweisen, dass im vorliegenden Beispiel der Einfluss der Berstlast auf die LZF nach Riera signifikant ist. Der Versagensmechanismus des Projektils ist komplexer als der zur Berstlastberechnung angenommene axialsymmetrische Beulmechanismus, da zusätzlich noch Fragmentierung, Aufreißen und nicht axi-

alsymmetrisches Beulen des Projektils auftritt (vgl. Abb. 6-6). Dies führt zu Unsicherheiten bei der Abschätzung der Berstlast. Zusammenfassend zeigt sich, dass die Berstlast beulender Projektile mit Gln. 4.6 am genauesten berechnet werden kann. Sofern nicht anders erwähnt wurde daher Gln. 4.6 im Folgenden für die Berechnung der Berstlast genutzt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung wurden auf der internationalen Konferenz SMiRT 20 /HEC 09/ präsentiert.

4.2 Berstverhalten deformierbarer Projektile

Der Einfluss gewisser Modellierungsparameter auf das Berstverhalten deformierbarer Projektile wird in diesem Abschnitt diskutiert. Hierzu wird der Aufprall eines deformierbaren Projektils auf eine starre und unnachgiebige Targetstruktur studiert. Als Grundlage dient der in Abb. 4-5 nach /HOC 87/ dargestellte Projektiltyp. Dies ist der vornehmlich in der Versuchsreihe II der Meppener Versuche zum Einsatz gekommene Projektiltyp. Bei dieser Versuchsreihe prallen deformierbare Projektile auf Stahlbetonplatten auf. Ausgewählte Versuche Meppener Versuche werden in Abschnitt 5.1 nähergehend analysiert.

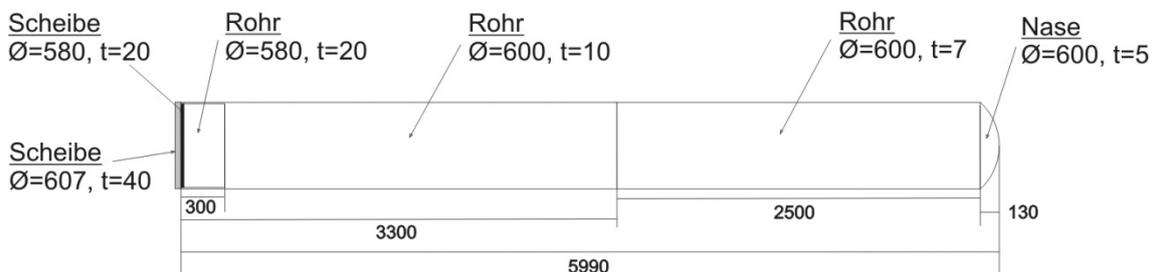


Abb. 4-5 Geometrie des Projektils (Typ 11) im Meppener Versuch II/4 /HOC 87/

Den Deformationszustand des Versuchskörpers nach dem Aufprall mit 247,7 m/s zeigt Abb. 4-6. Im Wesentlichen zeigt das Projektil ein Beulversagen. Es wurden drei größere Fragmente gefunden. Die unzerstörte Restlänge liegt zwischen 1,45 m – 1,54 bzw. zwischen 1,9 m – 2,0 m, sofern die zerbeulenden Segmente mitgerechnet werden. Demzufolge beträgt die Berstlänge 4,46 m – 4,55 m bzw. 4,0 m – 4,1 m, wenn die zerbeulenden Segmente mitgerechnet werden. Ferner stehen noch Abschätzungen des Zeitverlaufes der Geschwindigkeit des Hecks zur Verfügung, welche anhand von HS-Kamerabildern gewonnen wurden. Im Hinblick auf den Versagensmechanismus bieten sich Vergleiche der Rechenergebnisse mit AUTODYN zu Ergebnissen der Riera-Methode an.

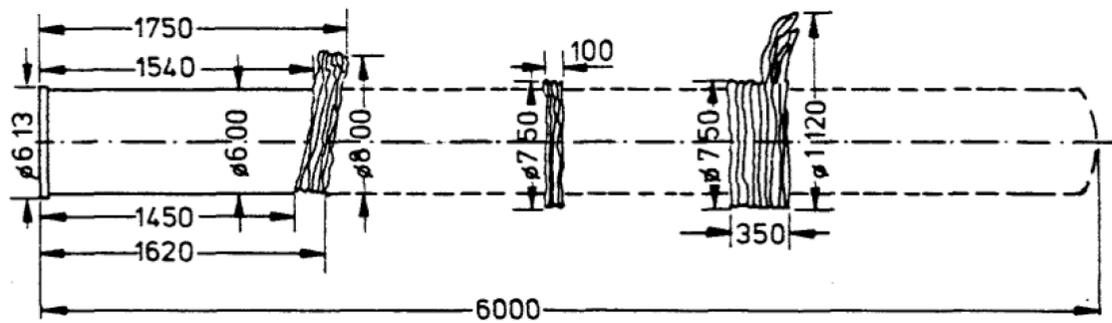


Abb. 4-6 Beulmuster im Meppener Versuch II/4 nach /HOC 87/

Abb. 4-7 zeigt die Umsetzung im Rechenmodell für AUTODYN. Die Modellierung erfolgt über Schalenelemente, wobei fünf Integrationspunkte über die Schalendicke gewählt werden. Den Schalenkörpern einfacher Geometrie wird jeweils eine Schalendicke gemäß Abb. 4-5 zugewiesen.

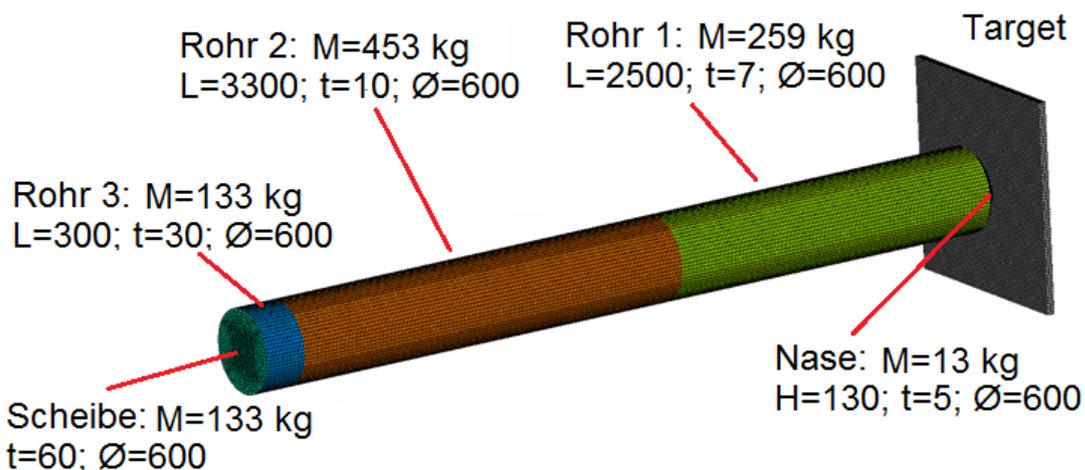


Abb. 4-7 AUTODYN Modell zur Simulation des Berstverhaltens im Meppener Versuch II/4

Die realisierte Gesamtmasse beträgt ca. 991 kg, wohingegen im Meppener Versuch die realisierte Masse mit 1016 kg geringfügig höher ausfällt. Zum Vergleich sei die im Versuch II/5 etwas geringere Projektilmasse von 974 kg genannt. Insgesamt besteht das Projektilmodell aus 15200 Elementen, was einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von etwa 20 mm entspricht. Als Anfangsbedingung wird die Geschwindigkeit $v_0 = 247,7$ m/s senkrecht zum Target gerichtet zugewiesen. Die in der Referenzrechnung benutzten Materialdaten werden in Tab. 4-1 aufgeführt.

Tab. 4-1 Materiadaten der Referenzrechnung (Bezeichnungen nach Gl. 2.24)

$\rho / \text{g/cm}^3$	K / GPa	G / GPa	σ_0 / MPa	B / MPa	n	C	$\dot{\epsilon}_{pl,ref} / \text{s}^{-1}$
7.85	175	80.8	235	418	0.316	0.025	1.0E-5

Untersuchungen zu ausgewählten Aufprallversuchen anhand von 2D- und 3D-Modellen und einer Modellierung des Projektils mit Volumenelementen zeigte, dass es hierbei stets zur Fragmentierung der Projektile kommt. Die Ursache liegt in den sehr hohen Dehnungen im Knickbereich, welche zur Aktivierung des Erosionskriteriums führen. Ohne die Definition von Erosion stellen sich derartige Modelle im Hinblick auf die sehr kleinen Zeitschritte von stark verformten Elementen als nicht lauffähig heraus. Eine Modellierung mit Volumenelementen wurde hauptsächlich im Rahmen des Vorhabens RS1167 /SIE 08a/, /SIE 08b/ verfolgt, wobei Aufprallversuche der MPA des KIT simuliert wurden. Im Rahmen von RS1182 wurden darüber hinaus in einzelnen Testrechnungen dünnwandige Projektile einiger VTT Versuche betrachtet. Um ein Beulmuster darzustellen, wird eine Vernetzung mit mindestens drei Elementschichten über die Wandstärke des Projektils empfohlen. Durch die geringe Elementkantenlänge erhält man bereits zu Beginn der Simulation sehr kleine Zeitschritte. Weiterhin sind geringe Elementkantenlängen stark nachteilig bei der Kontaktbehandlung zwischen Projektil und Target. Insbesondere beim Aufprall auf Stahlbetonstrukturen erscheint es erforderlich, dass Elementkantenlängen von Projektil und Target ähnlich sind. Die Wandstärke des in diesem Abschnitt betrachteten Projektils beträgt im vorderen Segment 7 mm. Bei Verwendung von drei Elementschichten über die Wandstärke erhält man Kantenlängen von etwa 2,34 mm. Eine derartige Vernetzungsfineinheit in der Stahlbetonstruktur ist nicht umsetzbar. Aus den oben genannten Gründen werden daher zur Simulation dünnwandiger Projektile im Rahmen dieses Vorhabens ausschließlich Schalenelemente verwendet.

4.3 Einfluss der Targetsteifigkeit

Zunächst werden Ergebnisse des Modells mit dem starren Target Ergebnissen gegenübergestellt, welche in Rechnungen mit Stahlbetontarget erzielt wurden. Ziel hierbei ist es, den Einfluss der Entkopplung von Projektil und Targetverhalten herauszuarbeiten sowie die Aussagegenauigkeit der Riera-Methode zur Abschätzung des Projektilverhaltens aufzuzeigen. Bezüglich der Details zu den Rechnungen mit Stahlbetontarget sei auf Abschnitt 5.1 verwiesen. In Abb. 4-8 werden die durch den Aufprall des Projektils

(siehe Abb. 4-2) mit 247,7 m/s auf das Target wirkenden Kontaktkräfte sowie die daraus berechneten Impulsüberträge verglichen. Bezüglich Aufpralldauer unterscheiden sich die Simulationsergebnisse nicht wesentlich. Beide Kontaktkraftverläufe weisen das typische stark oszillatorische Verhalten auf, wobei die Kraftspitzen im Falle des starren Targets stärker ausgeprägt sind. Eine gewisse Nachgiebigkeit des Betontargets kommt also in geringeren Kräften zum Ausdruck. Demgegenüber stellt die LZF nach der Riera-Methode ein gemittelt Lastniveau dar. Der Übergang zum Aufprall des Segmentes mit Wandstärke 10 mm ist deutlich erkennbar. Das stark oszillierende Verhalten der Kontaktkräfte ist zum einen durch den Knickvorgang begründet, aber wird auch von numerischen Effekten überlagert. Die jeweilige Höhe einzelner Ausschläge der Kontaktkräfte hängt stets signifikant von numerischen Parametern wie z. B. Vernetzungseinheit von Projektil und Target, Kontaktalgorithmus, Zeitschritt und von der Abtastrate beim Schreiben von Ausgabedateien ab. Aus diesem Grund lässt sich der Höhe der Kontaktkräfte nicht immer direkt eine physikalische Bedeutung zuordnen und es sollten stets auch zeitlich gemittelte Kräfte betrachtet werden. Der Vergleich der Impulsüberträge veranschaulicht, dass diese Größe nahezu unabhängig von der Targetsteifigkeit ist. Darüber hinaus stimmen die Ergebnisse innerhalb der ersten 15 ms des Aufpralls exakt mit der Riera-Kurve überein.

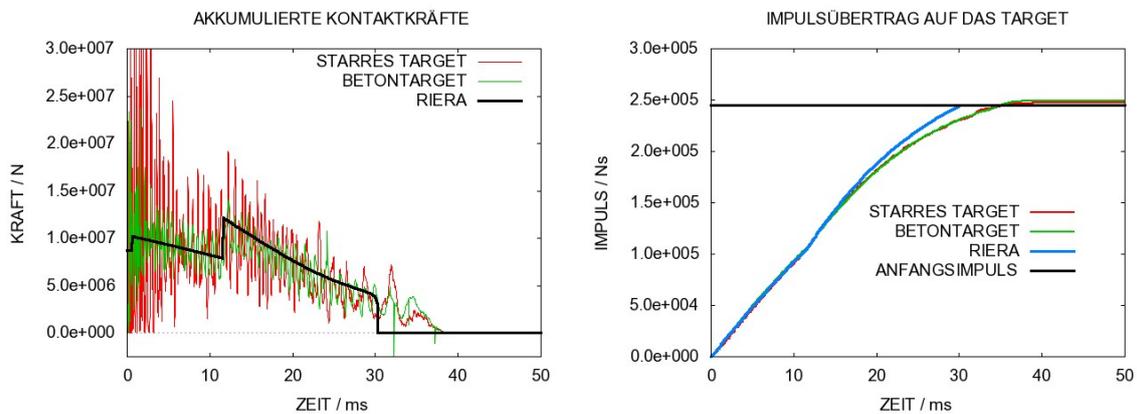


Abb. 4-8 Meppen Versuch II/4: Vergleich von LZF und Impulsüberträgen zwischen starrem Target und Stahlbetonplatte

Geschwindigkeiten und Beschleunigungen des Projektilhecks werden in Abb. 4-9 gegenübergestellt. Bezüglich der Geschwindigkeit erhält man in beiden Simulationen sehr ähnliche Ergebnisse, welche ebenfalls in der Anfangsphase des Aufpralls sehr gut mit dem Riera-Modell übereinstimmen. Bezüglich der Aufpralldauer bestätigen die Simula-

tionsdaten die Versuchsdaten, während das Riera-Modell eine etwas kürzere Aufpralldauer vorhersagt. Die zeitliche Ableitung der Geschwindigkeitsverläufe entspricht der Verzögerung. Im Riera-Modell ergibt sich diese aus dem Verhältnis von Berstlast zur Restmasse. Die Simulation zeigt bei den Verzögerungen stark oszillatorisches Verhalten, wohingegen das Riera-Modell durchschnittliche Werte darstellt. Auch nach dem Stoßvorgang erfährt das Projektilheck in den Simulationen eine zeitlich variierende Beschleunigung infolge des Rückpralls. Hier zeigt sich, dass die im Riera-Modell getroffene Annahme eines starren Restprojektils nicht zutreffend ist.

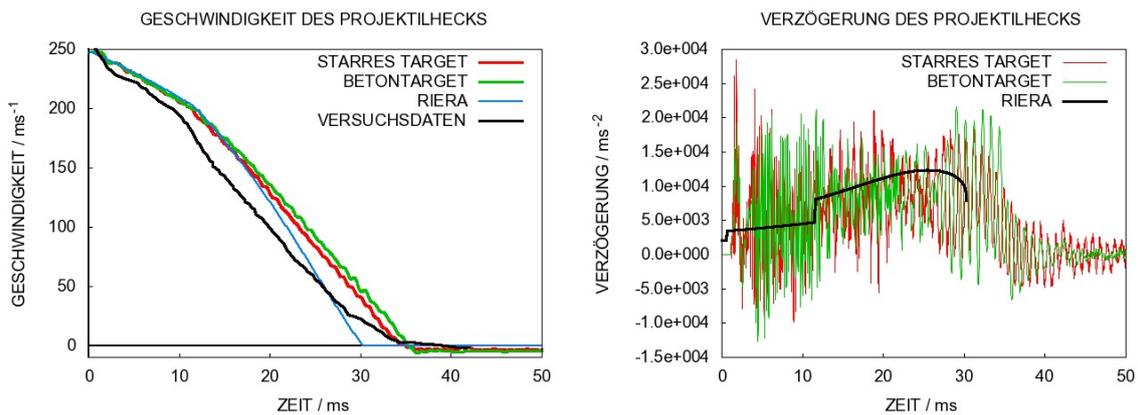


Abb. 4-9 Meppen Versuch II/4: Vergleich von Geschwindigkeiten und Verzögerungen des Projektilhecks zwischen starrem Target und Stahlbetonplatte

In Abb. 4-10 werden Berst- und Restlängen des Projektils verglichen. Hierzu werden die in Abb. 4-9 gezeigten Geschwindigkeitsverläufe zeitlich integriert. Die so erhaltenen Verschiebungen des Projektilhecks werden mit der Berstlänge identifiziert, wobei die Länge des gefalteten Segmentes bei der Bestimmung der Restlänge mitgerechnet wird. Zu Vergleichszwecken ist der im Versuchsbericht angegebene Streubereich für Berst- und Restlänge in Abb. 4-10 mit eingetragen. Rechnungen mit starrem Target und Stahlbetonplatte ergeben annähernd identische Ergebnisse. Weitere Untersuchungen zum Vergleich der experimentell ermittelten Berst- und Restlängen im Vergleich zum Riera-Modell und den numerischen Simulationen sind in Abschnitt 4.4 beschrieben.

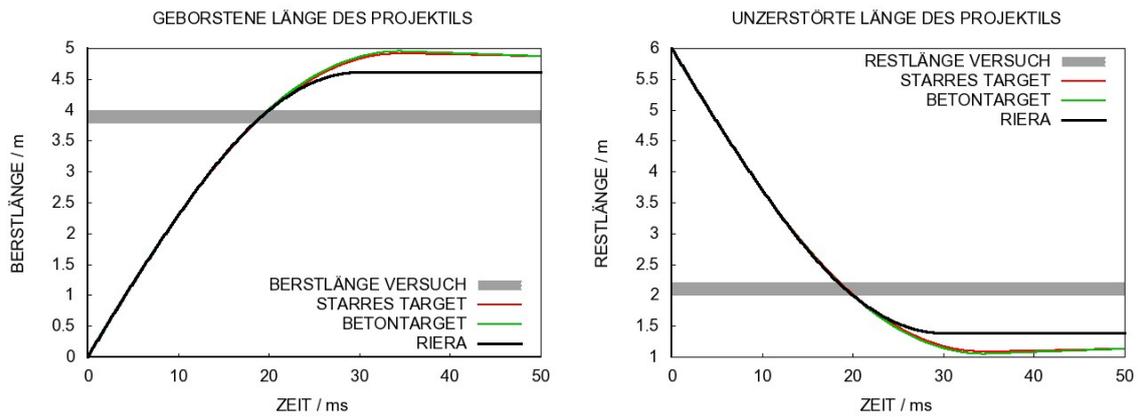


Abb. 4-10 Meppen Versuch II/4: Vergleich Berst- und Restlängen des Projektils für starres Target und Stahlbetonplatte

Abschließend wird in Abb. 4-11 eine Bilanzierung von kinetischer Energie und plastischer Verformungsenergie des Projektils vorgenommen. Im Riera-Modell wird die kinetische Energie vollständig in plastische Verformung umgesetzt. Im Gegensatz hierzu verbleibt in der Simulation mit starrem Target infolge des Rückpralls ein gewisser Anteil kinetischer Energie im Projektil. Das abschließende Niveau der plastischen Verformungsenergie ist somit leicht geringer. In der Rechnung mit Stahlbetontarget nimmt die Stahlbetonplatte einen gewissen Energieanteil auf. Demzufolge ist die plastische Verformungsenergie für diese Rechnung geringer als bei der Vergleichsrechnung mit starrem Target. Hinsichtlich kinetischer Energie stellt man keine merklichen Unterschiede fest.

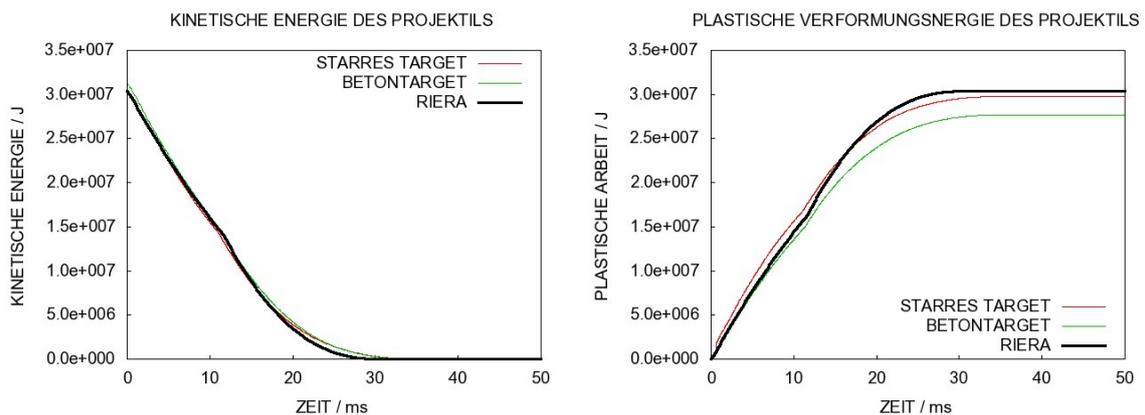


Abb. 4-11 Meppen Versuch II/4: Vergleich von kinetischer Energie und plastischer Verformung des Projektils zwischen starrem Target und Stahlbetonplatte

Zusammenfassend lässt sich schlussfolgern, dass sowohl das Riera-Modell als auch die numerische Simulation das Berstverhalten des Projektils zufriedenstellend beschreiben können. Bezüglich gewisser Größen (LFZ, Verzögerung des Projektilhecks) treten Unterschiede auf, wobei die Simulationen oszillatorische Zeitverläufe aufweisen. Andere Größen wiederum zeigen infolge einer zeitlichen Mittelung einen stetigeren Verlauf und stimmen besser mit dem Riera-Modell überein. Dies gilt für Impulsüberträge, Projektilrestgeschwindigkeiten, Rest- und Berstlängen, kinetische Energie und Deformationsenergie. Rechnungen mit starrem Target und Stahlbetontarget zeigen für diesen Projektiltyp keine wesentlichen Unterschiede im Lasteintrag und Berstverhalten.

4.4 Einfluss der Vernetzungsfeinheit

Um den Einfluss der Vernetzungsfeinheit aufzuzeigen, wurden Simulationen mit drei Feinheiten durchgeführt. Die durchschnittlichen Elementkantenlängen betragen hierbei 15 mm, 25 mm bzw. 40 mm. Abb. 4-12 zeigt den Einfluss der Feinheit auf das Verformungsmuster des Projektils. Prinzipiell lässt sich feststellen, dass sich die Anzahl der Faltungen bei gröberen Netzen verringert. Das grobe Netz weist zudem eine höhere Projektilrestlänge L_1 auf. Die experimentell aus den Einzelfragmenten (siehe Abb. 4-6) ermittelten Längen liegen im Bereich von $L_1 = 2070 \text{ mm} - 2200 \text{ mm}$ bzw. $L_2 = 1450 \text{ mm} - 1540 \text{ mm}$ (siehe Abb. 4-6). Sie werden in den Rechnungen jeweils unterschätzt. Der Grund hierfür ist insbesondere, dass die Dehnratenabhängigkeit des Projektilwerkstoffs mit Schalenelementen nicht korrekt berücksichtigt wird, wie bereits in Abschnitt 2.3.1 erwähnt wurde. Daher wurde in einer weiteren Parameterstudie vereinfacht der Dehnrateneffekt durch eine pauschale Erhöhung der Festigkeitskennwerte berücksichtigt, was zu einer besseren Simulation der Projektilrestlänge führte (siehe Abschnitt 4.6). Die entsprechende Restlänge L_1 im Riera-Modell liegt im Bereich von etwa 1,5 m. Eine Annahme des Riera-Modells ist, dass der Zerstörungsvorgang auf eine Prozesszone geringer Ausdehnung beschränkt ist. Diese Annahme greift offenbar nicht für das Verformungsbild im Versuch (vgl. Abb. 4-6) bzw. den Verformungsbilder in den numerischen Simulationen (vgl. Abb. 4-14). Das Riera-Modell berechnet allerdings Verschiebungen des Projektilhecks, welche sich durchaus direkt mit den Ergebnissen der numerischen Simulation vergleichen lassen. Die Verschiebung kann in beiden Fällen als Berstlänge aufgefasst werden. Bezogen auf die Projektilrestlänge bedeutet dies, dass die Werte für L_1 zu vergleichen sind. Wie bereits in Abschnitt 4.1 behandelt, werden im Riera-Modell Effekte wie Wellenausbreitung im Projektil, Fragmentierung oder mögliche Wechsel im Beulmechanismus nicht erfasst. Die numerischen Simulationen zeigen

beispielsweise nach einigen rotationssymmetrischen Beulen einen Wechsel zu nicht-rotationssymmetrisch geformten Beulen. Ferner knickt in vielen Rechnungen das Projektil auch relativ zur Rotationsachse ab. Auch aus diesen Gründen kann es zu Abweichungen im Vergleich zum Riera-Modell kommen, welche sich üblicherweise in der Endphase eines Aufprallvorgangs ausprägen.

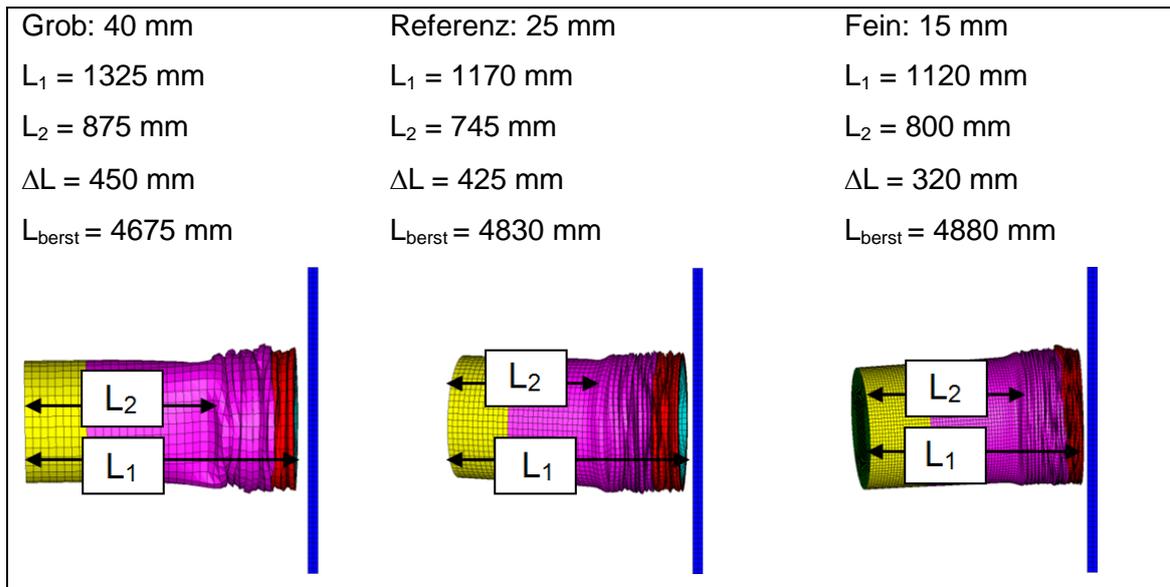


Abb. 4-12 Meppen Versuch II/4: Vergleich von Projektilverformungen zu verschiedenen Vernetzungsfeinheiten

Abb. 4-13 vergleicht die LZF sowie die Impulsüberträge. Die Aufpralldauer ist für das grobe Netz leicht geringer und für das feinere Netz geringfügig höher als in der Referenzrechnung. Die Unterschiede bei den Impulsüberträgen sind minimal.

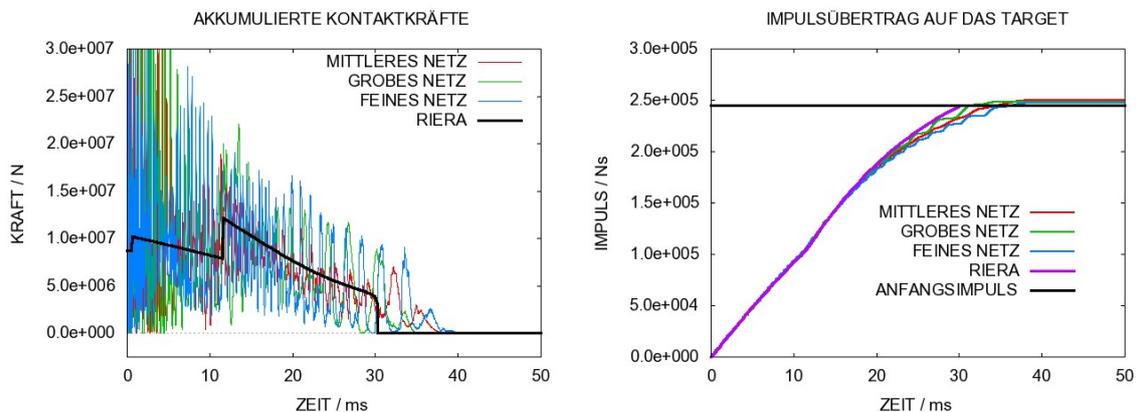


Abb. 4-13 Meppen Versuch II/4: Vergleich von LZF und Impulsüberträgen für verschiedene Vernetzungsfeinheiten des Projektils

Die Projektildeformation wird in Abb. 4-14 veranschaulicht. Aus den Geschwindigkeiten des Projektilhecks ist ersichtlich, dass die Verzögerung für das gröbere Netz (40 mm) stärker ist. Wie bereits erwähnt, erhält man mit dem gröberen Netz eine geringere geborstene Länge bzw. eine größere Projektilrestlänge. Bemerkenswert ist, dass die Unterschiede sich nach dem Aufprall des Segments mit Wandstärke von 10 mm herausbilden. Offenbar wird die für den Knickvorgang benötigte Kraft für das gröbere Netz überschätzt. Die Ergebnisse der Referenzrechnung (25 mm) und der Rechnung mit dem feinen Netz (15 mm) unterscheiden sich bezüglich Geschwindigkeit und Berstlänge kaum. Die Rechnung mit grober Vernetzung (40 mm) zeigt Abweichungen im späteren Verlauf des Aufpralls, welche mit den Unterschieden der Endzustände (vgl. Abb. 4-12) konsistent sind.

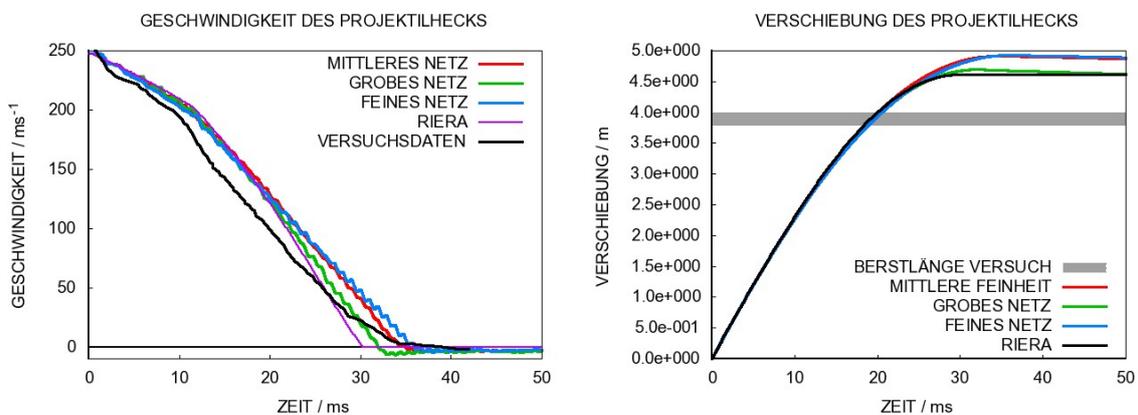


Abb. 4-14 Meppen Versuch II/4: Vergleich der Projektildeformationen zu verschiedenen Vernetzungsfeinheiten

Es stellt sich offenbar Konvergenz der Ergebnisse bei feineren Vernetzungen ein. Größere Vernetzungen beeinflussen das Deformationsverhalten des Projektils sichtbar, wohingegen der Effekt auf den Lasteintrag weniger stark ausgeprägt ist.

4.5 Einfluss von Versagenskriterien des Projektilmaterials

In diesem Abschnitt wird der Einfluss von Versagenskriterien auf das Verhalten des Projektils untersucht. Für Schalenelemente stehen spannungs- und dehnungsbasierte Versagenskriterien zur Verfügung. Letzte eignen sich insbesondere zur Beschreibung des Versagens duktiler Materialien. Tab. 4-2 gibt einen Überblick über die hier diskutierten Rechnungen. Es liegen keine Daten für Bruchdehnungen des Materials vor. Ver-

suchsweise werden hier im Rahmen einer Parameterstudie zwei Versagensdehnungen untersucht.

Tab. 4-2 Übersicht über Rechnungen zu verschiedenen Versagenskriterien

Bezeichnung	Versagenskriterium
R1	Ohne Materialversagen
R2	Versagen bei 100 % eff. plastischer Dehnung, Erosion bei 200 % geom. Dehnung
R3	Versagen bei 40 % eff. plastischer Dehnung, Erosion bei 200 % geom. Dehnung
R4	Versagen bei 40 % eff. plastischer Dehnung, Erosion bei 200 % geom. Dehnung, Ohne Massenerhaltung erodierter Elemente

Abb. 4-15 zeigt die Simulationsmodelle nach 50 ms. In R2 kommt es zu einer moderaten Fragmentierung des vorderen Segmentes innerhalb einiger Falten. Es ist erkennbar, dass für eine hohe Versagensdehnung das Verformungsbild dem der Rechnung ohne Versagen stark ähnelt. Für den Fall R3 kommt es zu ausgeprägter Fragmentierung. Nahezu alle deformierten Elemente verlieren infolge des Versagenskriteriums ihre Steifigkeit und erreichen somit schnell das Erosionskriterium. Es finden sich regelrechte Ausbeulungen des Projektils außerhalb der Kontaktzone. Diese resultieren aus der Wechselwirkung mit den freien Knoten, welche infolge der Erosion erzeugt werden. Deaktiviert man die Massenerhaltung erodierter Elemente, so erhält man das Bruchbild aus R4. Die Restprojektilängen werden offenbar unterschätzt.

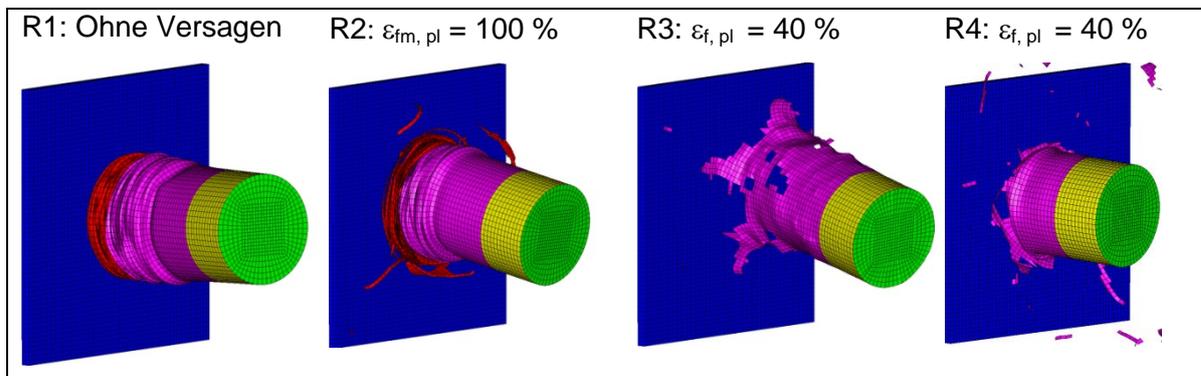


Abb. 4-15 Einfluss der Versagensdehnung auf das Berstverhalten

Anhand der in Abb. 4-16 gezeigten Lastverläufe ist erkennbar, dass R3 und R4 offenbar keine zufriedenstellenden Ergebnisse liefern. In R3 treten nach 50 ms infolge der freien Knoten noch Kontaktkräfte auf. Durch diese Kontakte erhält man in R3 einen deutlich höheren Impulsübertrag. Ohne Massenerhaltung erhält man in R4 entsprechend einen deutlich geringeren Impulsübertrag. Für R1 und R2 gleichen sich die Ergebnisse, was stimmig mit dem vergleichsweise ähnlichen Verformungsbild ist.

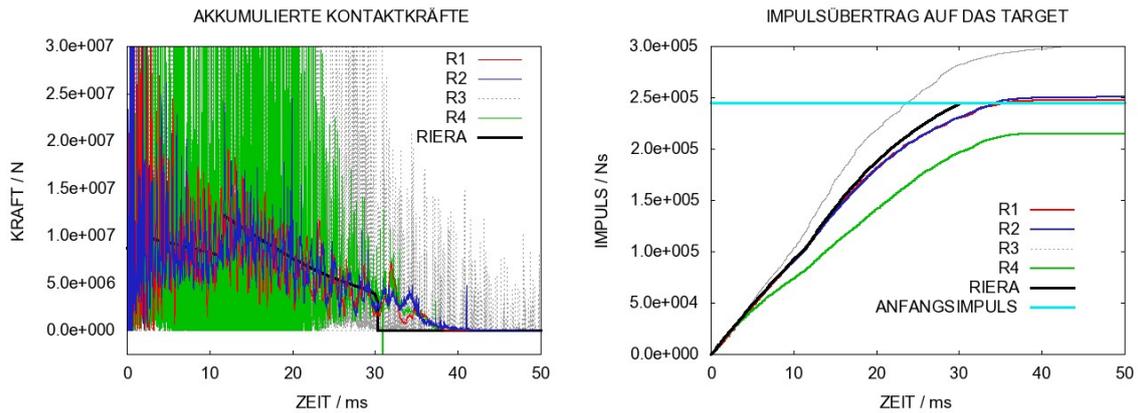


Abb. 4-16 Einfluss der Versagensdehnung auf LZF und Impulsübertrag

Materialversagen kann zu hohen Ausschlägen in den Kontaktkräften führen. Dies kann in Rechnungen mit Stahlbetontargets zu Instabilitäten im Kontakt führen. Aus diesem Grund werden diese Rechnungen ohne Materialversagen durchgeführt, wobei Rechnungen mit wassergefüllten Stoßkörpern eine Ausnahme bilden.

4.6 Einfluss von Parametern der Materialmodellierung des Projektils

Die Verfestigung im JC-Modell lässt sich nach Gln. 2.24 durch die Wahl von $B = 0$ MPa deaktivieren. Auf diese Weise wird ein ideal-plastisches Materialverhalten beschrieben. Dieses wird auch im Riera-Modell für die Berstlastansätze zugrunde gelegt. Für die korrekte Simulation des Beulmusters ist jedoch die Berücksichtigung von Verfestigung wichtig, wie die in Abb. 4-17 gezeigten Verformungen belegen.

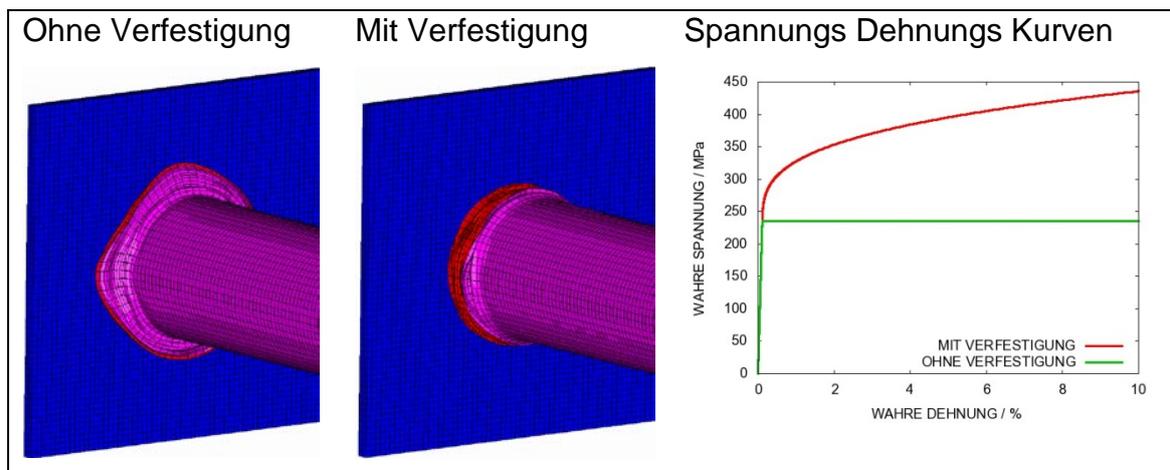


Abb. 4-17 Einfluss von Verfestigung des Projektilmaterials auf das Beulmuster

Abb. 4-18 zeigt Lasteinträge bei Variationen des Parameters C im JC-Modell (Gln. 2.24). Für höhere Werte von C wurden unter anderem eine kürzere Stoßzeit und eine größere Restprojektillänge erwartet. Tatsächlich unterscheiden sich die Impulsüberträge nicht. Bezüglich Projektilverformungen wurden ebenfalls keinerlei Unterschiede festgestellt. Als Grund für das Ausbleiben der erwarteten Effekte lässt sich die für Schalenelemente momentan nicht zur Verfügung stehende Dehnratenkorrektur ausmachen (vergleiche Abschnitt 2.3.1). Das vorliegende Projektilmaterial weist eine durchaus signifikante dehnratenabhängige Festigkeitssteigerung auf, welche wegen der genannten Defizite in AUTODYN zunächst nicht berücksichtigt werden kann.

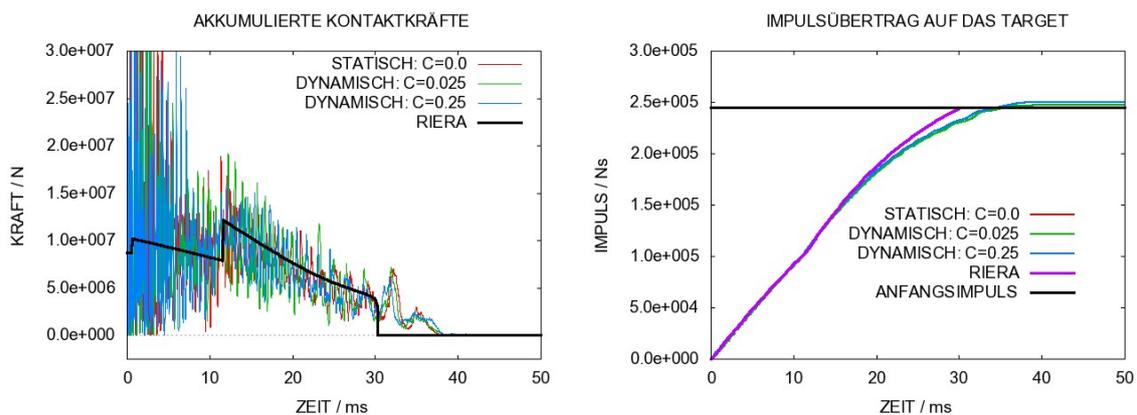


Abb. 4-18 Vergleich von LZF und Impulsüberträgen für verschiedene Werte des JC-Parameters C des Projektilmaterials

Um den Dehnrateneffekt für Schalenelemente zu berücksichtigen, kommt eine pauschale Überhöhung der statischen Parameter σ_0 und B des JC-Modells in Frage. Hierzu wurde die durchschnittliche Dehnraten gemäß /JON 89/ zu $\dot{\epsilon} \approx \frac{v_0}{4R} \approx 206 \frac{1}{s}$ abgeschätzt. Hieraus errechnet sich nach dem JC-Modell mit $C = 0,025$ und Referenzdehnraten $5E-5 \text{ 1/s}$ ein DIF von ca. 1,38. Um den Effekt einer pauschalen konstanten Festigkeitserhöhung herauszuarbeiten, wurden Rechnungen mit Faktoren von 1,2 und 1,4 für die Parameter σ_0 und B durchgeführt. Die resultierenden SDD zeigt Abb. 4-19.

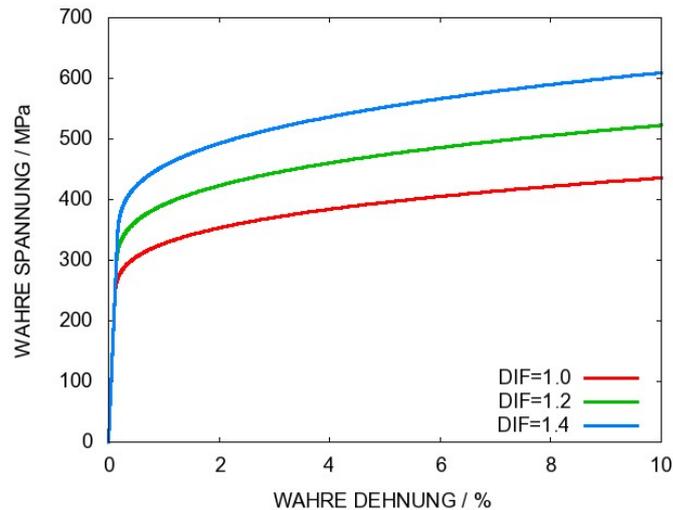


Abb. 4-19 SDD mit pauschaler Steigerung der Festigkeit

Erwartungsgemäß führt die Erhöhung der Festigkeitswerte zu einer höheren Projektilrestlänge, wie die Deformationszustände in Abb. 4-20 zeigen. Das Simulationsergebnis mit dem Überhöhungsfaktor 1,2 stimmt bezüglich Berstlänge L_1 am besten mit den Versuchsdaten überein (vgl. auch Abb. 4-22).

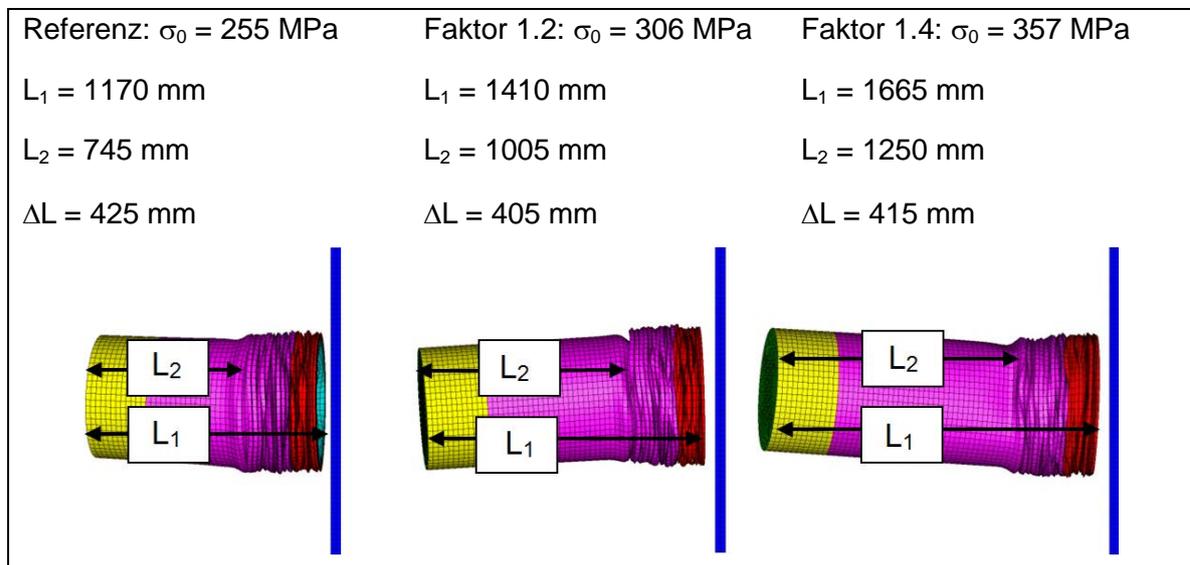


Abb. 4-20 Vergleich von Projektilverformungen zu verschiedenen Parametern σ_0 und B

Die in Abb. 4-21 verglichenen Lasteinträge zeigen, dass mit Festigkeitssteigerung die Aufpralldauer leicht sinkt. Mit dem Erhöhungsfaktor 1,2 stimmen die Simulationsergebnisse für die Impulsüberträge gut mit der Riera-Kurve überein.

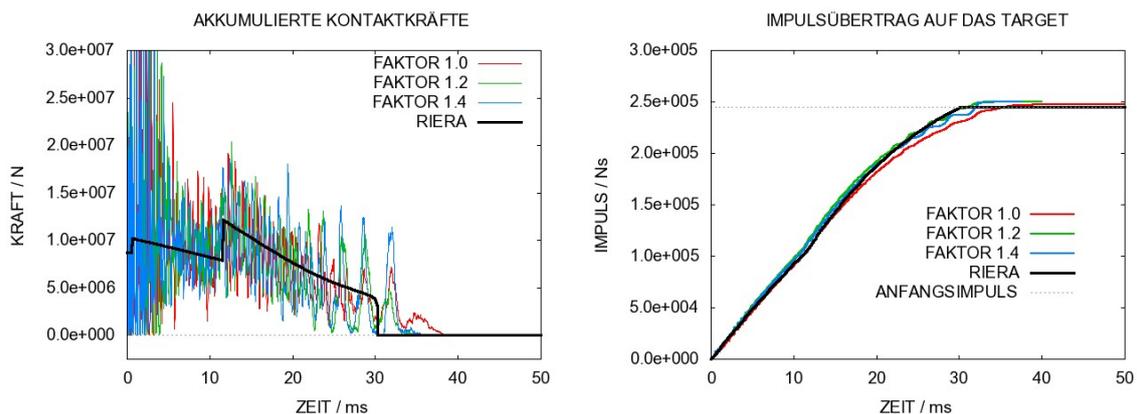


Abb. 4-21 Lasteinträge zu verschiedenen Festigkeitserhöhungen

Geschwindigkeiten und Verschiebungen des Projektilhecks werden in Abb. 4-22 gegenübergestellt. Auch hier zeigt sich, dass die beste mit den Riera Kurven in der Rechnung mit Überhöhungsfaktor 1,2 erzielt wird. Der Vergleich der Projektilheckverschiebungen enthält zusätzlich Ergebnisse zu Rechnungen mit pauschalen Überhöhungsfaktoren von 1,6, 1,8 und 2,0. Erwartungsgemäß führen größere Faktoren zu geringeren Deformationen des Projektils sowie zu geringeren Stoßzeiten. Die pauschale Berücksichtigung der Dehnrateneffekte über einen konstanten Überhöhungsfaktor lässt sich prinzipiell dadurch rechtfertigen, dass hierdurch die Projektilrestlänge des Versuches besser reproduziert wird. Auf die Sensitivität der Reaktion der Stahlbetonplatte auf derartig geänderte LZF wird in Abschnitt 5.1.2 näher eingegangen (vgl. Abb. 5-14).

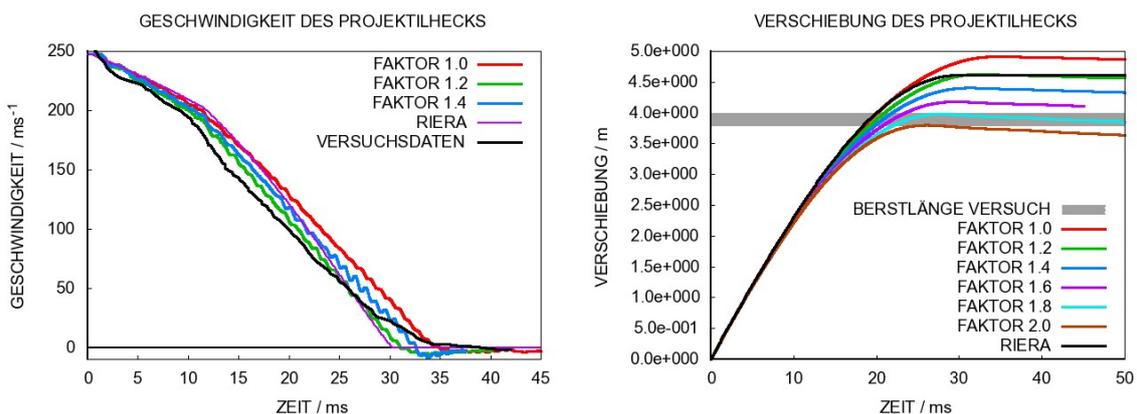


Abb. 4-22 Vergleich der Projektildeformationen zu verschiedenen Festigkeitserhöhungen

Somit ergibt sich, dass die Festigkeitssteigerung infolge des Dehnrateneffektes einen wesentlichen Einfluss auf Restlänge und Aufpralldauer haben kann. Die Abweichungen

bilden sich erst in der letzten Phase des Aufpralls aus. Unterschiede zu Beginn des Lasteintrages sind als geringer anzusehen, da hier der Massenstrom von größerer Bedeutung ist. Durch die pauschale Überhöhung kann allerdings die zeitliche Variation der Dehnrate nicht abgebildet werden, welche während des Beulvorgangs als durchaus erheblich anzusehen ist.

Unterschiede zwischen Ergebnissen mit dem JC-Modell (vgl. Gl. 2.24) und dem CS-Modell (vgl. Gl. 4.7) sind in Abb. 4-23 und Abb. 4-24 dargestellt. Demnach ergibt sich mit dem CS-Modell im Vergleich zum Riera-Modell und den Versuchsdaten eine gute Übereinstimmung. Die Ursache hierfür besteht darin, dass bei Verwendung des CS-Modells intern in AUTODYN eine Minimaldehnrate von 1/s vorgesehen ist. Gemäß Gl. 4.7 ergibt sich daraus mit $D = 40,4 \text{ 1/s}$ und $q = 5$ ein minimaler DIF von ca. 1,48. Hierbei handelt es sich jedoch lediglich um eine scheinbare Verbesserung. Aufgrund der zuvor erwähnten nicht zur Verfügung stehenden Dehnratenkorrektur erhält für Schalenelemente man hierdurch abweichende Ergebnisse. Die Ergebnisse mit dem CS-Modell stimmen in Übereinstimmung mit obiger Abschätzung am besten mit den Ergebnissen des JC-Modells bei pauschaler Festigkeitssteigerung um den Faktor 1,4 überein.

Der Einfluss des Modells für den DIF auf das Verhalten der Stahlbetonstruktur wird in Abschnitt 5.1.2 herausgearbeitet. Hier zeigt sich, dass mit dem CS-Modell die Antwort der Stahlbetonstruktur nicht zufriedenstellend berechnet werden konnte. Aufgrund dieser Beobachtung und der Tatsache, dass das CS-Modell in der vorliegenden Implementierung in AUTODYN im Bereich geringerer Dehnraten (unterhalb von 1/s) zu falschen Ergebnissen führt, wurde für sämtliche Simulationen mit Stahlbetonstrukturen stets das JC-Modell verwendet.

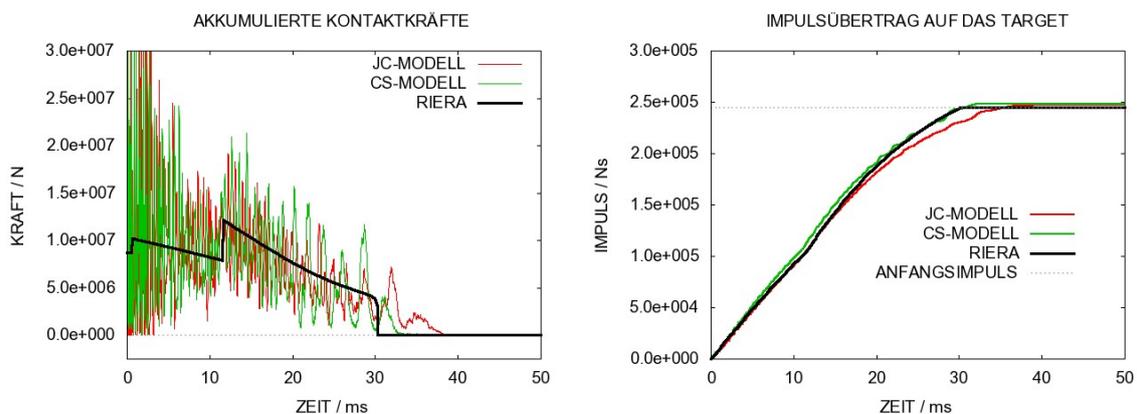


Abb. 4-23 Meppen Versuch II/4: Vergleich der Lasteinträge zu verschiedenen Formen des DIF

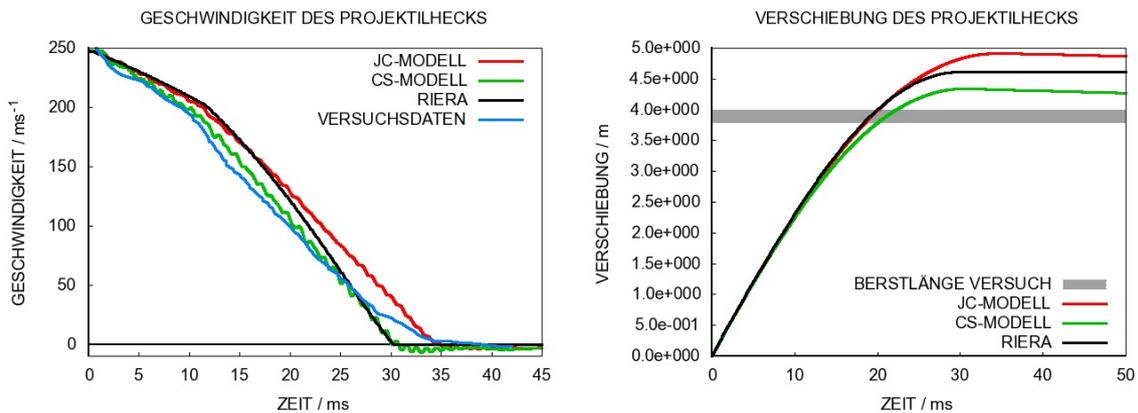


Abb. 4-24 Meppen Versuch II/4: Vergleich der Projektildformationen zu verschiedenen Formen des DIF

4.7 Einfluss von Parametern der Kontaktalgorithmen

Seit der Version 12.0 steht in AUTODYN zur Vermeidung der Durchdringung von Strukturteilen, die z. B. bei der Ausbildung faltenartiger Beulen im Projektil in Kontakt treten können, zusätzlich zum Gap-Kontakt die Klasse der sog. Trajectory-Kontakte zur Verfügung. Diese beinhalten den sog. Penalty- sowie den Decomposition-Kontakt, welche teilweise Vorteile hinsichtlich der Rechenzeiten aufweisen. Penalty- und Decomposition-Kontakt gestatten prinzipiell die Durchdringung von in Kontakt stehenden Körpern. Ein in eine Oberfläche eindringender Knoten wird durch Federkräfte einer bestimmten Steifigkeit zurückgedrängt. Für Schalenelemente lässt sich ein sogenannter Schalendickenfaktor („Shell Thickness Factor“, STF) angeben. Hierdurch lässt sich gemäß Abb. 4-25 die Ebene spezifizieren, auf der das Kontakt ereignis zu registrieren ist. Hierdurch wird es möglich, während des Kontaktes die tatsächliche Schalendicke zu berücksichtigen. Dies kann wesentlich zur Verbesserung der Simulation von Beulmustern von Schalenstrukturen führen, für die die Schalendicke während des Selbstkontaktes ein wichtiger Parameter ist.

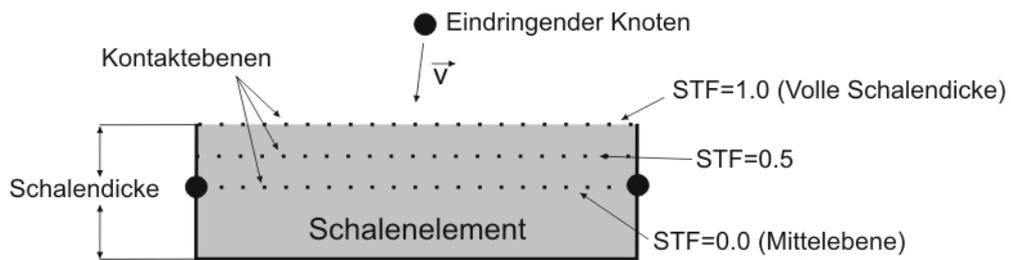


Abb. 4-25 Veranschaulichung des „Shell Thickness Factor“ (STF) beim Penalty- und Decomposition-Kontakt

Abb. 4-26 veranschaulicht den Effekt des STF auf die Verformungen des Projektils. Durch einen endlichen STF erzielt man eine stärkere Ähnlichkeit der Beulmuster zu dem Beulmuster, welches sich mit dem etablierten Gap-Kontakt sowie zu realen Beulmustern ergibt. Die Belegung von $STF = 1$ erzeugte in Testrechnungen Instabilitäten, welche in Abb. 4-27 veranschaulicht werden.

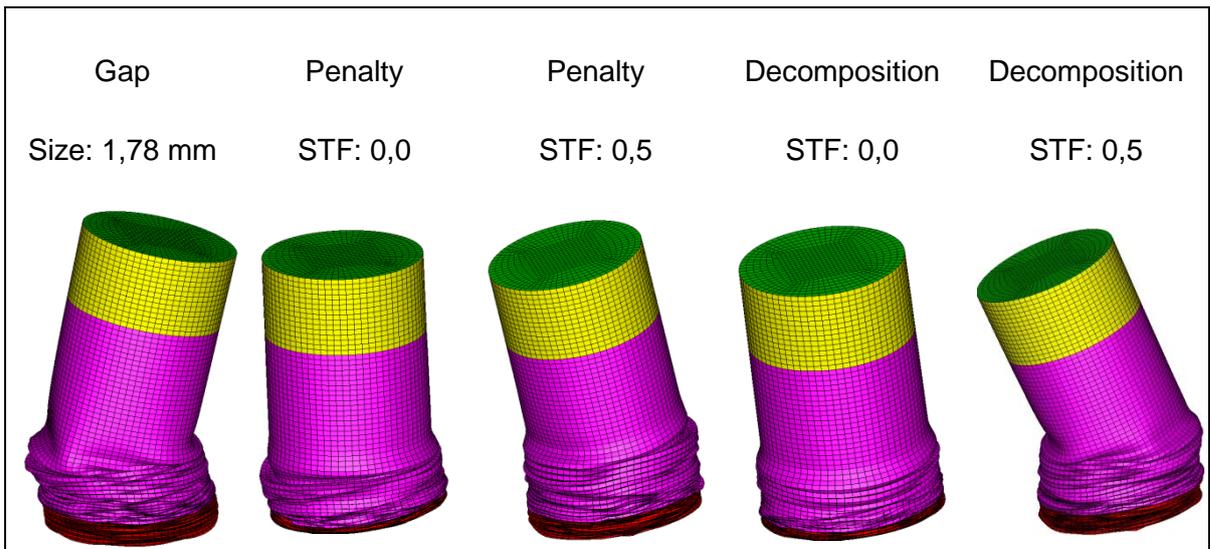


Abb. 4-26 Beulformen zu verschiedenen Einstellungen bezüglich des Kontaktalgorithmus

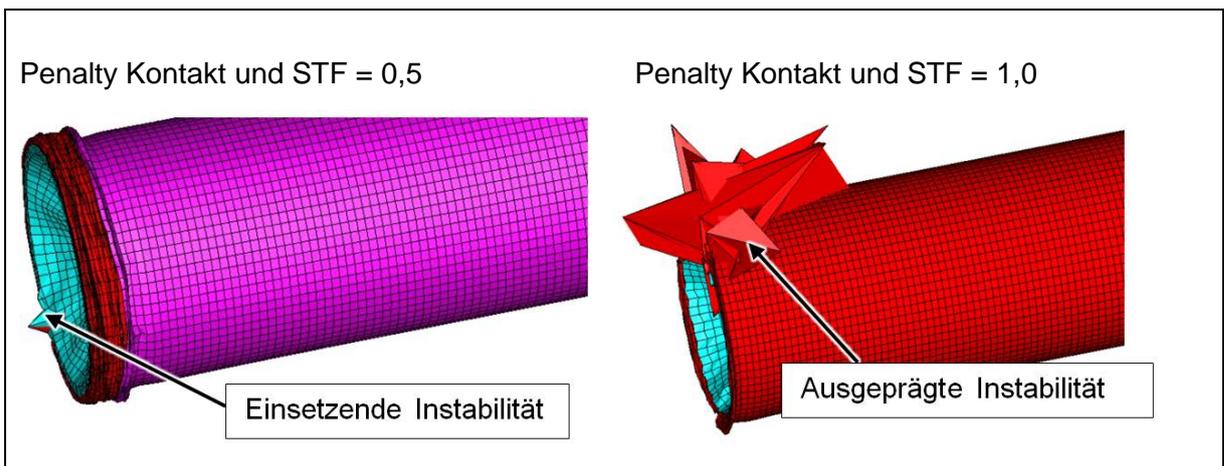


Abb. 4-27 Instabilitäten bei STF = 0,5 (links) STF = 1 (rechts)

Es zeigte sich, dass die Stabilität des Penalty-Algorithmus durch die Berücksichtigung von Reibung verbessert werden kann. Allgemein errechnen sich gemäß Gln. 4.9 Reibungskräfte als Produkt aus Normalkraft und Reibungskoeffizient.

$$F_R = \mu \cdot F_n \quad (4.9)$$

Der Reibungskoeffizient errechnet sich nach Gln. 4.10.

$$\mu = \mu_d + (\mu_s - \mu_d) e^{-\beta v} \quad (4.10)$$

Hierbei stellt μ_d den dynamischen und μ_s den statischen Reibungskoeffizienten dar. Der Betrag der Relativgeschwindigkeiten reibender Oberflächen wird mit v bezeichnet. Typische Werte des Übergangskoeffizienten β liegen zwischen 0 und 10 /REI 04/. Für Penalty-Kontakt und Decomposition-Kontakt lassen sich statische und dynamische Reibungskoeffizienten angeben, für den Gap-Kontakt lediglich statische. In der Literatur finden sich verschiedene Werte für μ_s von Stahl auf Stahl. Um den Einfluss der Reibung herauszustellen, wurde ein vergleichsweise hoher statischer Koeffizient von $\mu_s = 0,7$ gewählt /SUL 88/. Abb. 4-28 zeigt jeweils für Gap- und Penalty-Kontakt den Einfluss der Reibung auf die Kontaktkräfte. Infolge der Reibung weisen die Kontaktkräfte des Penalty-Kontaktes weniger hochfrequente Anteile auf. Im Vergleich hierzu erweist sich der Einfluss von Reibung beim Gap-Kontakt als geringer. Weiterhin konnte kein nennenswerter Einfluss der Aktivierung von dynamischer Reibung (vgl. Gl. 4.10) festgestellt werden.

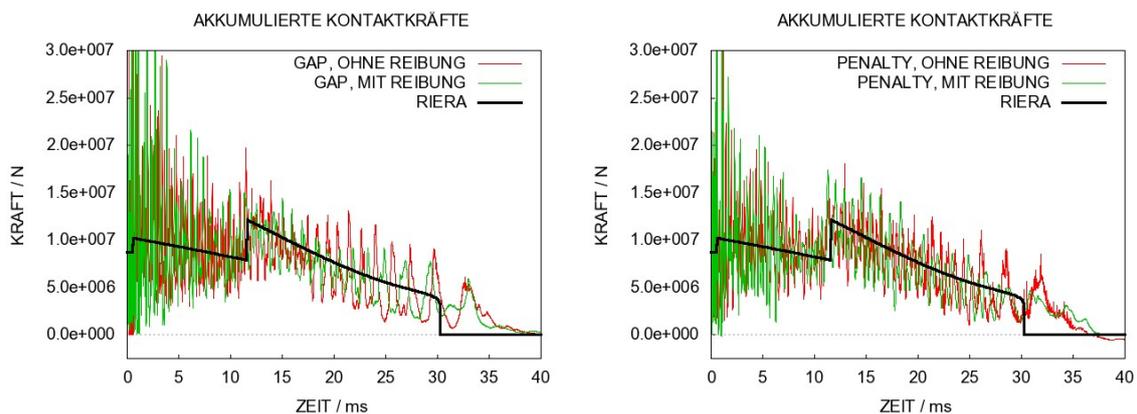


Abb. 4-28 Einfluss der Reibung auf LZF für Gap- und Penalty-Kontakt

Durch die Stabilisierung des Penalty-Kontaktes durch Berücksichtigung von Reibung lässt sich eine Berechnung mit $STF = 1$ durchführen. Zusammenfassend zeigt Abb. 4-29 den Einfluss des STF auf die Beulformen. Mit steigendem STF nimmt erwartungsgemäß der Abstand zwischen einzelnen Faltungen des Projektils zu und die Anzahl von Selbstdurchdringungen ab.

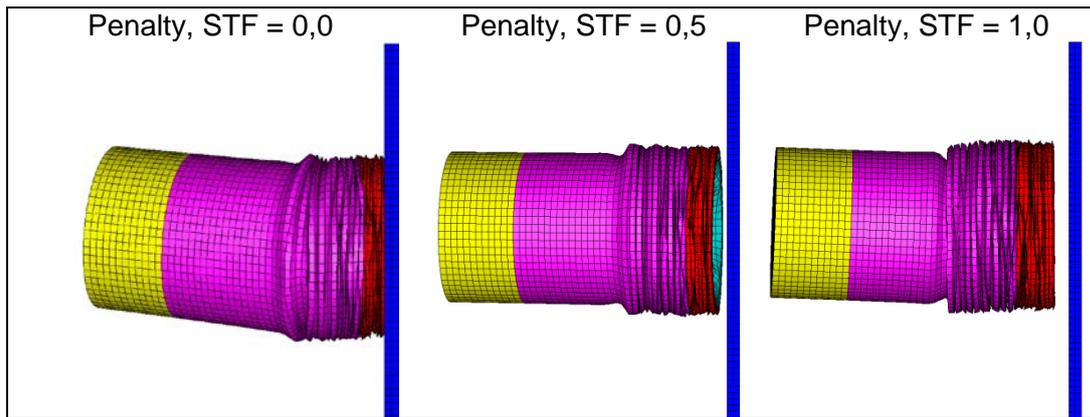


Abb. 4-29 Beulformen zu verschiedenen Werten des STF

Rechnungen mit dem Decomposition-Kontakt lieferten bezüglich Kontaktkräfte kein zufriedenstellendes Ergebnis. Hier kam es stets zum Eindringen des Projektils in das Target sowie stark oszillierenden positiven und negativen (d. h. in und entgegen Aufprallrichtung gerichteten) Kontaktkräften. Daher wurde dieser Kontakt für Rechnungen mit Stahlbetontarget nicht näher erprobt.

4.8 Vergleich von AUTODYN und LS-DYNA

Im Rahmen des Erfahrungsaustausches mit der MPA des KIT wurden zu dem in diesem Abschnitt behandelten Projektil Vergleichsrechnungen von GRS mit AUTODYN und von der MPA /BOR 12/ mit LS-DYNA durchgeführt. Hierzu wurde auf ein identisches Rechennetz zurückgegriffen. Bezüglich Materialdaten und Elementformulierung wurden jeweils identische Einstellungen benutzt.

Der Vergleich von Kontaktkräften erfolgt in Abb. 4-30. Die Ergebnisse der LS-DYNA Rechnung zeigen höhere Maximalkräfte und höherfrequente Anteile. In den durch zeitliche Integration ermittelten Impulsüberträgen verschwinden diese Unterschiede, wie Abb. 4-31 veranschaulicht.

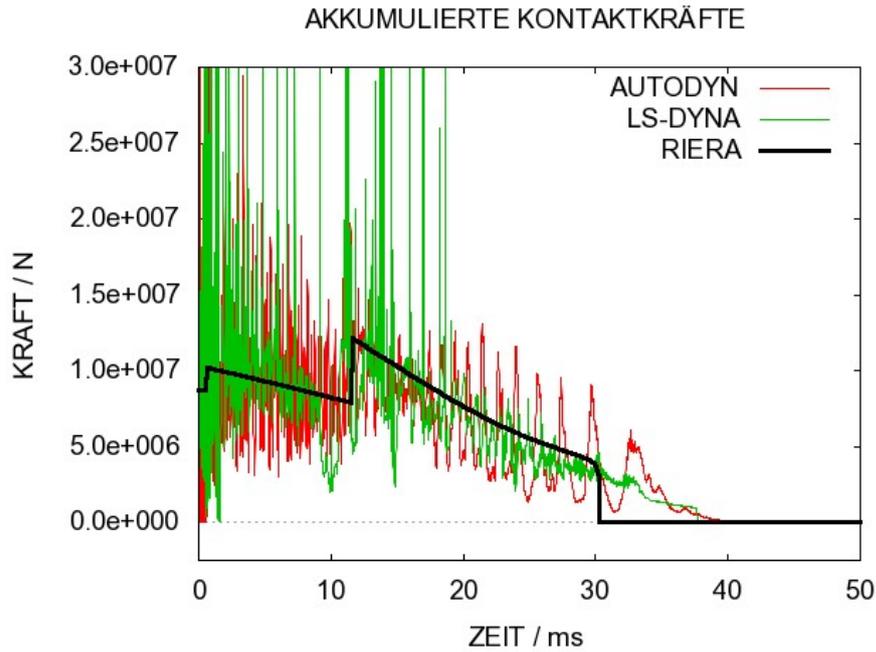


Abb. 4-30 Vergleich von Kontaktkräften nach AUTODYN und LS-DYNA

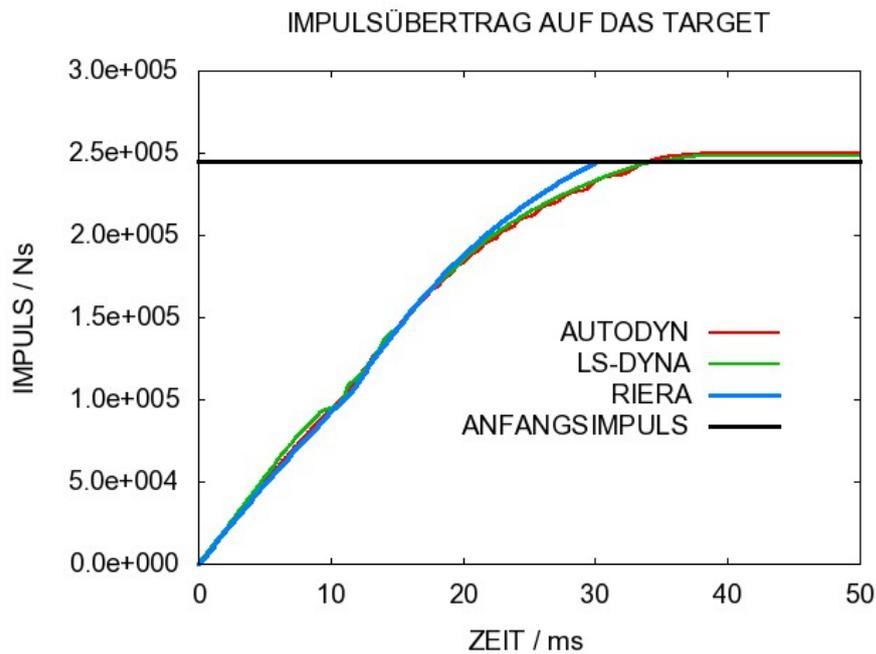


Abb. 4-31 Vergleich von Impulsüberträgen nach AUTODYN und LS-DYNA

Abb. 4-32 zeigt, dass die Restprojektilängen 50 ms nach dem Aufprall gut übereinstimmen. Allerdings ergeben sich gewisse Unterschiede im Beulmuster.

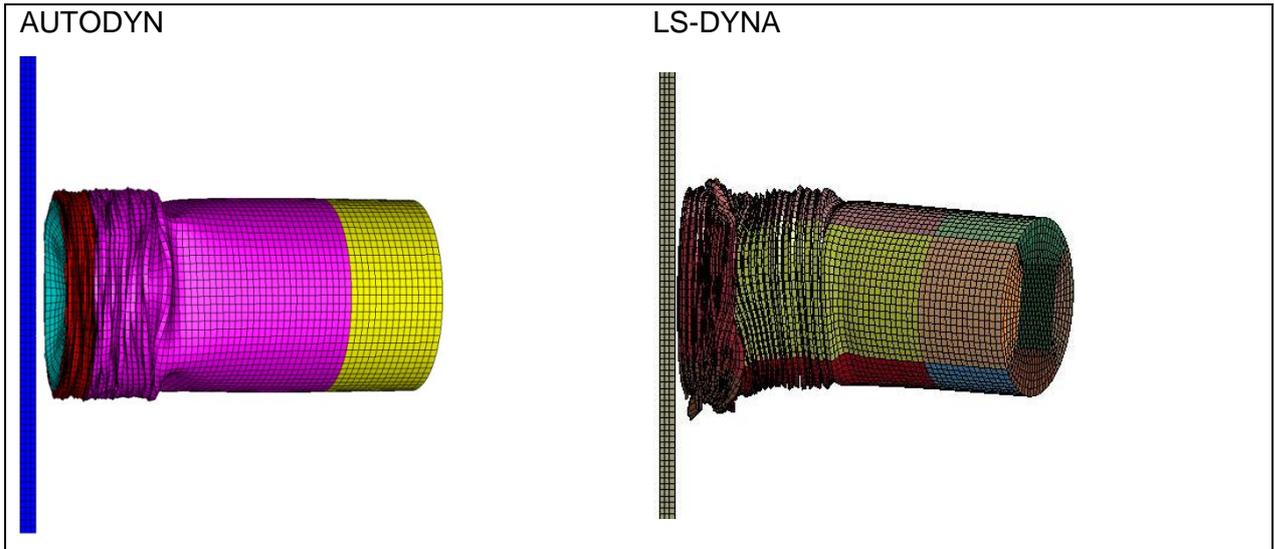


Abb. 4-32 Vergleich der Verformungen des Projektils nach 50 ms nach AUTODYN und LS-DYNA

4.9 Effekte der Größenskala

In diesem Abschnitt wird das zuvor behandelte Projektil jeweils auf einer um den Skalierungsfaktor $\beta = 0,25$ gestauchten und $\beta = 4$ gestreckten Größenskala untersucht. Hierzu wird die Elementkantenlänge der Schalenelemente ebenfalls skaliert, sodass die Elementanzahl konstant bleibt. Tab. 4-3 listet Skalierungsfaktoren für eine Reihe relevanter Parameter auf.

Tab. 4-3 Umrechnungstabelle für Vergleiche verschiedener Größenskalen

Größe	Originalskala	Skaliert	Faktor
Länge	L	l	β
Zeit	T	t	β
Geschwindigkeit	V	v	1
Beschleunigung	A	a	β^{-1}
Masse	M	m	β^3
Impuls	I	i	β^3
Kraft	F	f	β^2
Energie	E	e	β^3
Dehnung	E	ϵ	1
Spannung	Σ	σ	1
Pl. Dehnrates	\dot{E}_{pl}	$\dot{\epsilon}_{pl}$	β^{-1}
Dehnratesfaktor	DIF	dif	dif/DIF

Gemäß /JON 89/ lassen sich eine Reihe von Eigenschaften nicht problemlos skalieren. Hierzu zählt dehnratesabhängiges Materialverhalten, da die Dehnrates gemäß Tab. 4-3

mit β^{-1} zu skalieren ist, wohingegen Spannungen und Dehnungen unabhängig von der Größenskala sind. Somit sind dehnratenabhängige Spannungs-Dehnungs-Beziehungen über den DIF im Allgemeinen von der Größenskala abhängig.

Im Rahmen der Riera-Methode ergeben sich aufgrund der Dehnratenabhängigkeit der Berstlast (vgl. Gln. 4.6 und 4.7) somit Abweichungen bei den LZF. Abb. 4-33 vergleicht die LZF der drei Größenskalen, wobei jeweils zum Zweck der Vergleichbarkeit gemäß Tab. 4-3 auf den Originalmaßstab skaliert wurde.

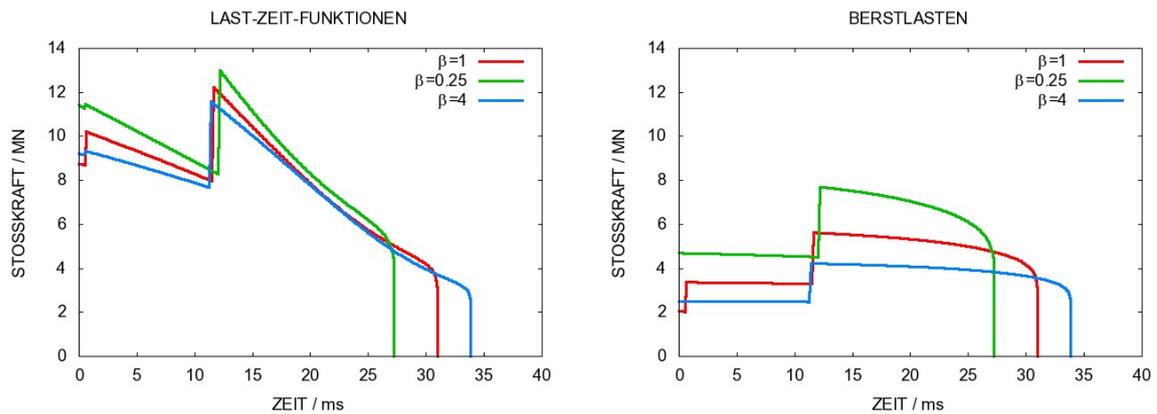


Abb. 4-33 LZF nach der Riera-Methode (links) und Berstlasten (rechts) in verschiedenen Größenskalen

Wie bereits erwähnt, lässt sich momentan dehnratenabhängiges Materialverhalten (vgl. Abschnitt 2.3.1) mit Schalenelementen in AUTODYN nicht automatisch, sondern nur pauschal erfassen. Dies hat zur Folge, dass auch erwartete Effekte der Größenskala derzeit nicht automatisch herausgearbeitet werden können. Exemplarisch wird dies in Abb. 4-34 anhand von Impulsüberträgen verdeutlicht. Es werden AUTODYN Rechnungen mit der Riera-Methode auf verschiedenen Größenskalen verglichen, wobei die Kurven gemäß Tab. 4-3 auf den Originalmaßstab skaliert sind. Bezüglich LZFs, Heckgeschwindigkeiten und Projektilverformung ergeben sich in den AUTODYN Simulationen keine nennenswerten Unterschiede.

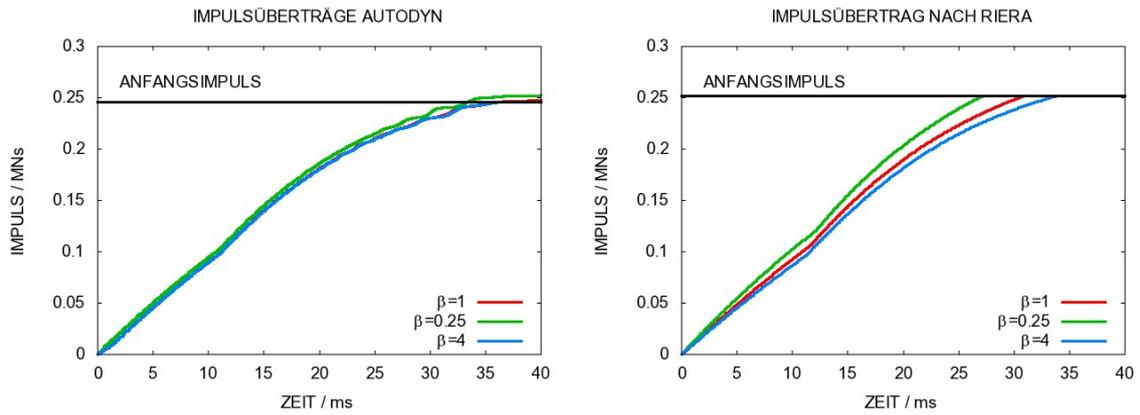


Abb. 4-34 Vergleich von Impulsüberträgen (AUTODYN links, Riera rechts)

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der Effekt der Größenskala infolge der Dehnratenabhängigkeit der Verfestigung sich durch Schalenelemente derzeit nicht wiedergeben lässt. Effekte der Größenskala für numerische Simulationen mit Stahlbetontarget werden in Abschnitt 6.2.4 diskutiert.

5 Internationale Vergleichsanalysen zu ausgewählten Aufprallversuchen - Überblick über die CSNI Aktivität IRIS_2010

Von der Working Group IAGE des CSNI der OECD/NEA wurde die Aktivität IRIS_2010 ausgerichtet /NEA 12/. Ziel dieser Aktivität ist der Vergleich von Analysemethoden zur Integritätsbewertung von Stahlbetonstrukturen bei Aufprallbelastungen. Dieser erfolgt anhand der Simulation von Aufprallversuchen. Es wurden Rechnungen zum Meppener Versuch II/4 (vgl. Abschnitt 5.1) und zu einem VTT Versuch mit Biegeschwingung einer zweiachsig gelagerten Stahlbetonplatte (VTT Bending, vgl. Abschnitt 5.2) durchgeführt. Weiterhin wurde ein VTT Versuch mit Perforation einer Stahlbetonplatte durch ein starres Projektil untersucht (VTT Punching, vgl. Abschnitt 5.3). Die Ergebnisse des Meppener Versuchs waren bekannt, wohingegen die VTT Versuche zunächst im Sinne von blinden Vorausrechnungen untersucht wurden. Ein umfassender Überblick über IRIS_2010 wurde auch bei der Konferenz SMiRT21 gegeben. Genannt seien hier u. a. die Beiträge /RAM 11/, /VEP 11/, /ORB 11/, /BER 11/, /TAR 11/ und /CAL 11a/. Dieses Kapitel gibt einen Überblick über die Aktivität, die in diesem Rahmen erzielten Analyseergebnisse aus Blindrechnungen sowie Modellanpassungen für Rechnungen nach Bekanntgabe der Versuchsergebnisse.

5.1 Meppener Versuch II/4

Die Versuchsanordnung, Randbedingungen und die Versuchsergebnisse zum Meppener Versuch II/4 wurden von der GRS aufbereitet /GRS 09/ und den Teilnehmern der Aktivität IRIS_2010 zur Verfügung gestellt. Abschnitt 5.1.1 beschreibt Rechenmodell sowie Ergebnisse der GRS und enthält Kommentare zu den Vergleichen zwischen den Analyseergebnissen anderer Teilnehmer. Sensitivitäten der Analyseergebnisse der GRS werden in Abschnitt 5.1.2 diskutiert. In Abschnitt 5.1.3 werden Effekte bei Variation der Aufprallgeschwindigkeit und in Abschnitt 5.1.4 der Effekt der Bügelbewehrung untersucht.

5.1.1 Versuchsbeschreibung, Modellbildung und Simulationsergebnisse

Der Meppener Versuch II/4 zeigt eine Kombination von Biegeschwingung der Stahlbetonplatte und Ausbildung eines Stanzkegels infolge des Aufpralls eines verformbaren Projektils. Abb. 5-1 gibt einen Überblick über die Dimensionen der Stahlbetonplatte

sowie deren Lagerbedingung. Die Platte ist mit insgesamt 48 Kraftmessdosen (KMD) bzw. Blindzylindern gegen das Widerlager abgestützt. Mit dem Widerlager verankert sind durch die Stahlbetonplatte getriebene Spannglieder, wodurch ein Abheben der Platte während des Versuches verhindert wird. Rückseitige Verschiebungen der Versuchsplatte werden durch die Verschiebungsaufnehmer W1-W8 gemessen. Ferner werden Dehnungen der Bewehrung auf Front- und Rückseite sowie in Bügeln durch insgesamt 55 Dehnmessstreifen (DMS) aufgezeichnet. Das im Versuch verwendete Projektil ist in Abschnitt 4.2 beschrieben. Die Aufprallgeschwindigkeit des Projektils im Versuch war $v_0 = 247,7 \text{ m/s}$ bei einer Gesamtmasse von $m_p = 1016 \text{ kg}$.

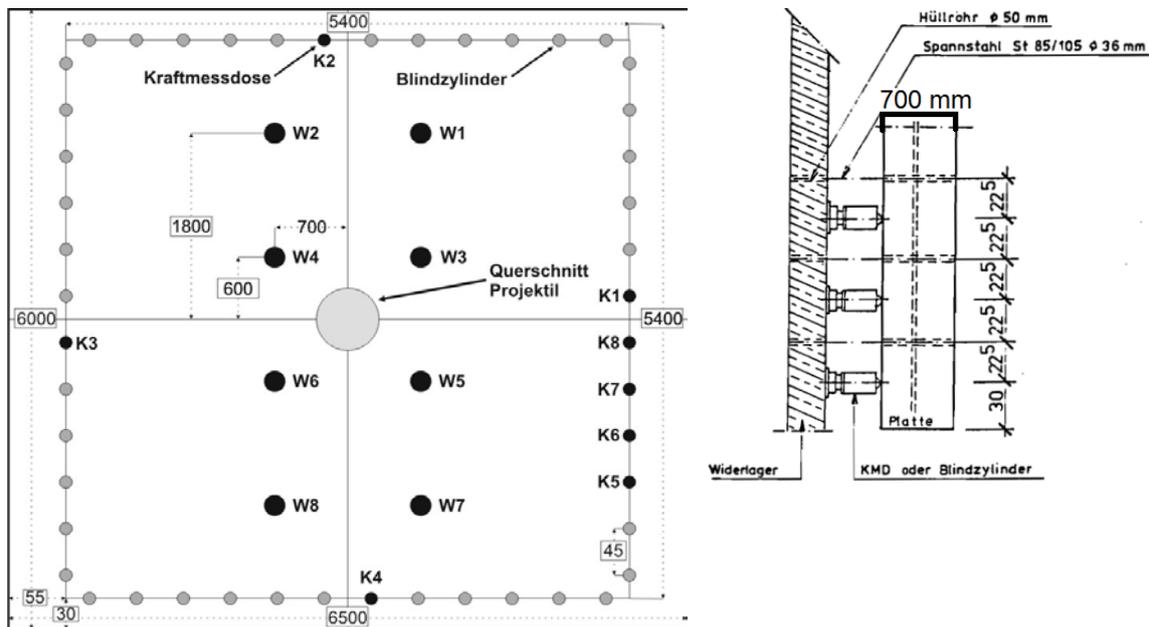


Abb. 5-1 Plattendimensionen, Randbedingungen und Sensorpositionen auf der Targetrückseite im Meppener Versuch II/4

Im Folgenden werden Modellierungsparameter und Ergebnisse des Analysemodells aufgeführt, mit denen die GRS an der Aktivität IRIS_2010 teilgenommen hat. Abb. 5-2 zeigt ausgewählte Modellbestandteile während die Details der Bewehrungsanordnung Abb. 5-3 entnommen werden können. Die in den Berichten /HOC 87/ verfügbaren Informationen hinsichtlich Dimensionierung von Versuchsplatte und Bewehrungsanordnung sind mit den Erfordernissen der Modellbildung in Einklang zu bringen. Im Folgenden soll die Modellbildung im Detail erläutert werden.

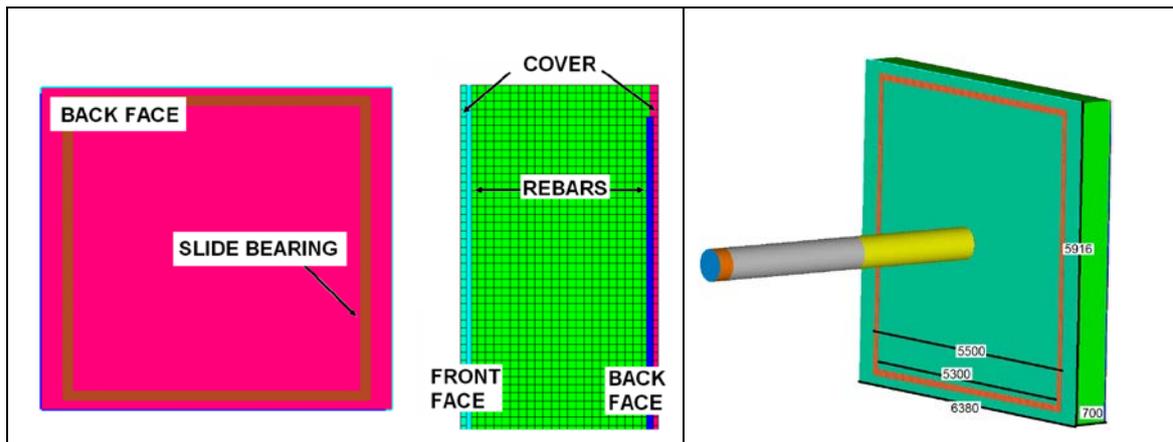


Abb. 5-2 Details der Targetmodellierung im Meppener Versuch II/4

Im Rechenmodell belaufen sich die äußeren Abmessungen der Betonplatte auf 6380 x 5916 x 700 mm. Es wurden keine Informationen bezüglich Dicke der Betonüberdeckung der Bewehrungslagen gefunden. Für die Modellierung wurden jeweils 30 mm auf Front- und Rückseite angenommen. Betonüberdeckung an den vier seitlichen Flächen der Platte wird nicht berücksichtigt. Die Kanten der Betonelemente sind ca. 30 mm lang, wobei horizontal 220, vertikal 204 und über die Plattendicke 24 Elementunterteilungen vorgenommen werden. Es werden Volumenelemente mit reduzierter Integration und viskoser „Hourglass-Dämpfung“ (HGD) nach Hallquist /HAL 06/ benutzt. Hierbei wird eine recht hohe Dämpfungskonstante von $C = 0,5$ gewählt, um die erwarteten starken Hourglass-Verformungen im unmittelbaren Aufprallbereich zuverlässig zu unterbinden. Im Rahmen späterer Rechnungen zeigte sich allerdings, dass auch der Standardwert von $C = 0,1$ ausreichend ist. Es wird auf die Betonelemente auf Front- und Rückseite eine rechteckige Gleitlagerbedingung aufgebracht, welche bezüglich Geometrie der in Abb. 5-1 gezeigten Anordnung von KMD, Blindzylindern und Spannkabeln nachempfunden ist. Hierbei ist es wichtig, die Randbedingung auch auf der Frontseite aufzubringen, da es sonst zu einem Abheben der Platte während des Nachschwingvorganges kommen kann.

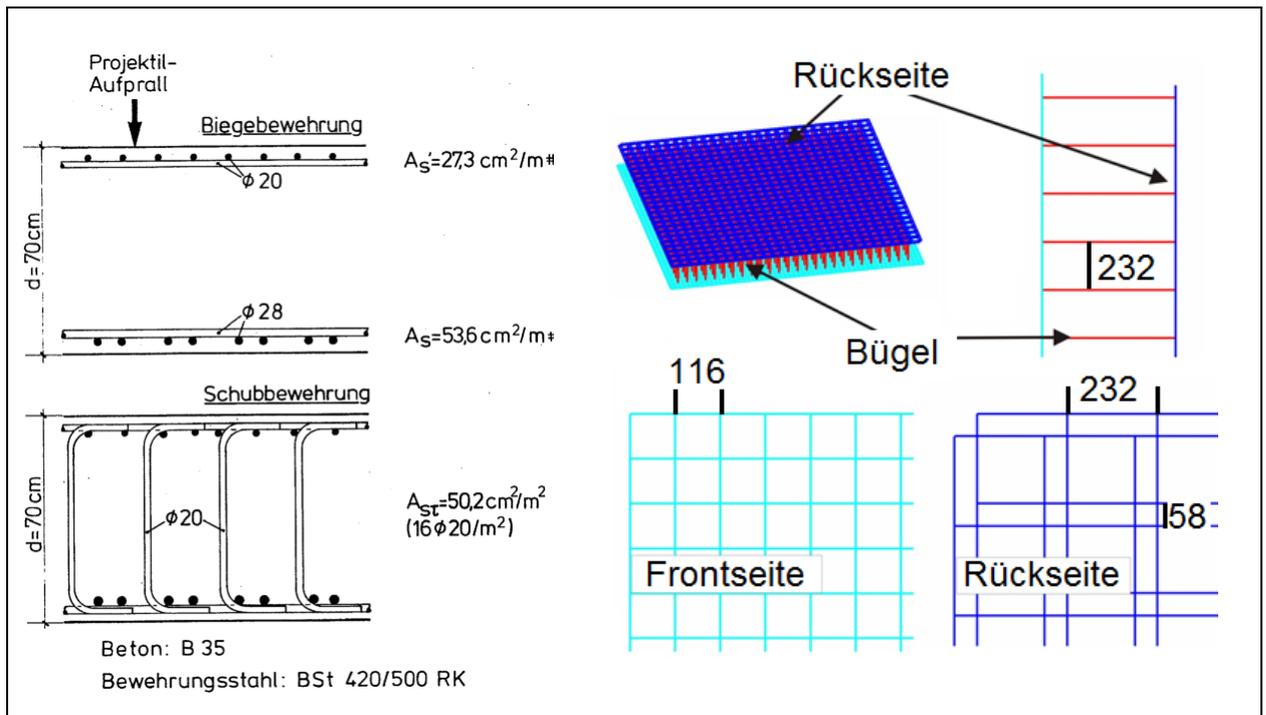


Abb. 5-3 Modellierung der Bewehrung im Meppener Versuch II/4

Abb. 5-3 zeigt aus /HOC 87/ verfügbare Information über die Bewehrungsanordnung und eine Darstellung der Umsetzung im Rechenmodell. Den mit Balkenelementen dargestellten Bewehrungsstäben werden jeweils kreisförmige Querschnitte zugewiesen. Die frontseitige Bewehrung besteht im Rechenmodell aus einem quadratischen Gitter mit der Kantenlänge 116 mm. Auf der Rückseite besteht die Bewehrung aus zwei quadratischen Gittern der Kantenlänge 232 mm, welche diagonal um 58 mm gegeneinander verschoben sind. Horizontal und vertikal verlaufende Stäbe sind dabei jeweils in der gleichen Ebene angeordnet und jeweils miteinander verbunden. Die C-förmigen Bügel werden im Rechenmodell durch gradlinige Verbindungen der beiden Bewehrungslagen durch Stäbe dargestellt. Sämtliche Knoten der Bewehrung sind fest mit entsprechenden Betonknoten verbunden. Eine umfassende Übersicht über Anzahl und Geometrie der Stäbe im Modell gibt Tab. 5-1. Die in /HOC 87/ angeführten Bewehrungsgrade werden durch den Modellaufbau zufriedenstellend angenähert.

Tab. 5-1 Übersicht über die Bewehrungselemente des Analysemodells zum Meppener Versuch II/4

Bewehrungsbestandteil	Ø Stab / mm	Länge / mm	Anzahl Stäbe	Verhältnis Modell	Verhältnis Versuch
Frontseite horizontal	20	6380	52	27,56 cm ² /m	27,3 cm ² /m
Frontseite vertikal	20	5916	56	27,61 cm ² /m	27,3 cm ² /m
Rückseite horizontal	28	6380	52	54,12 cm ² /m	53,6 cm ² /m
Rückseite vertikal	28	5916	56	54,05 cm ² /m	53,6 cm ² /m
Bügel	20	640	625	52,02 cm ² /m ²	50,10 cm ² /m ²

Eine Übersicht über die Elementanzahl und der benutzten Materialmodelle der einzelnen Modellbestandteile gibt Tab. 5-2. Mit über 10⁶ Betonelementen ist die Modellgröße erheblich. Auf vier CPU beträgt die Rechenzeit zur Simulation von 100 ms etwa fünf Tage. Der explizite Zeitschritt von ca. 6,5 E-4 ms wird hierbei durch Schalenelemente des Projektils bestimmt.

Tab. 5-2 Überblick über die Modellgröße und Bestandteile des Rechenmodells für den Meppener Versuch II/4

Bestandteil	Elementtyp	Materialmodell	Anzahl
Beton	Volumen, Red. Integration	RHT	1,08 E+06
Frontseitige Bewehrung	Belytschko Balken	Johnson Cook	2,29 E+04
Rückseitige Bewehrung	Belytschko Balken	Johnson Cook	2,24 E+04
Bügel	Belytschko Balken	Johnson Cook	1,43 E+04
Projektil	Belytschko-Tsay Schale	Cowper Symonds	1,83 E+04

Das Projektil ist aus RSt 37-2 Stahl gefertigt. Für die Verfestigung wurden ausgehend von einem gegebenen SDD $\sigma_0 = 235$ MPa, $B = 433$ MPa und $n = 0,308$ angepasst. Für den DIF nach Cowper Symonds wurden als typische Werte für Stahl aus /JON 89/ (vgl. Gln. 4.7) $D = 40,4$ s⁻¹ und $q = 5$ und gewählt. Die Parameteranpassung an das SDD von BSt 420/500 RK der Bewehrung ergab $\sigma_0 = 430$ MPa, $B = 287$ MPa und

$n = 0,00908$. Gemäß den Untersuchungen aus Kapitel 4 wurde für das Projektilmaterial kein Versagenskriterium gewählt. Ebenso wurde für den Bewehrungsstahl kein Materialversagen berücksichtigt, da dieses hier nicht erwartet wird. Es handelt sich um Beton vom Typ B35. Zur Simulation wird aus der AUTODYN Materialdatenbank der Parametersatz CONC-35 für das RHT-Modell unverändert übernommen.

Die Energiebilanzierung des Gesamtsystems in der Simulationsrechnung erfolgt in Abb. 5-4. Innerhalb von ca. 30 ms wandelt sich der Großteil der kinetischen Energie in plastische Verformung. Hourglass-Energie akkumuliert sich auf etwa 5,5 % der Gesamtenergie. Es bildet sich eine negative Kontaktenergie, welche betragsmäßig ca. 5 % der Gesamtenergie ausmacht. Die Ursache der endlichen Kontaktenergie liegt überwiegend in der Selbstwechselwirkung des beulenden Projektils. Anteile aus der Wechselwirkung von Beton und Projektil heben sich untereinander weitestgehend auf.

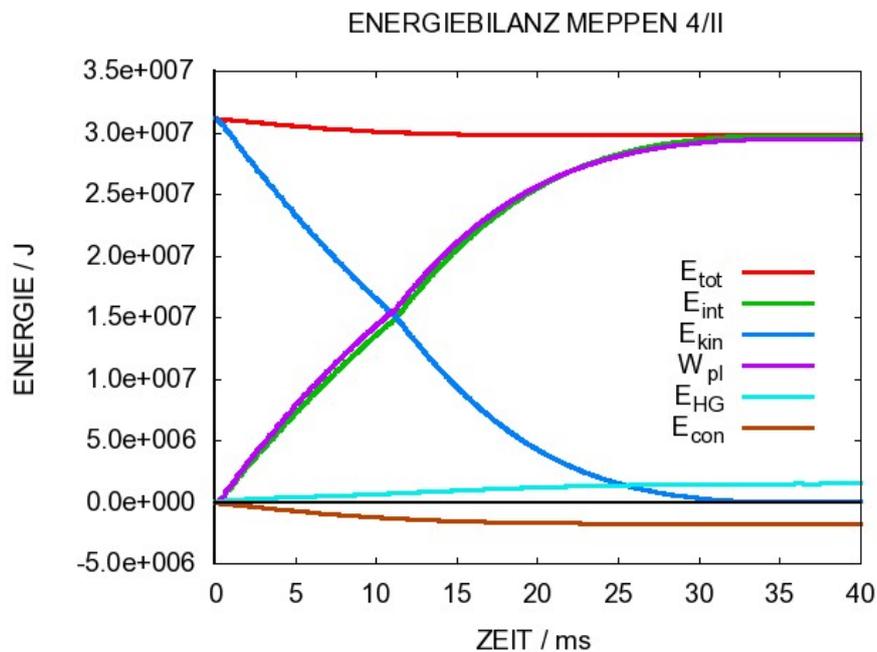


Abb. 5-4 Energiebilanz zur Simulation des Meppener Versuches II/4

Der in Abb. 5-5 gezeigte Vergleich von Kontaktkräften und Impulsüberträgen mit Ergebnissen nach der Riera-Methode deckt sich mit den Untersuchungen aus Kapitel 4. Dies gilt ebenso für Projektilrestgeschwindigkeiten und Berstlängen in Abb. 5-6. Der Impulsübertrag in der Simulation ist mit 263,5 kNs etwas höher als der Aufprallimpuls von 251,7 kNs. Die Differenz von etwa 11,8 kNs ist konsistent mit der durchschnittlichen Rückprallgeschwindigkeit von ca. 6,54 m/s bzw. einem Rückprallimpuls von schätzungsweise 6,65 kNs in die entgegengesetzte Aufprallrichtung.

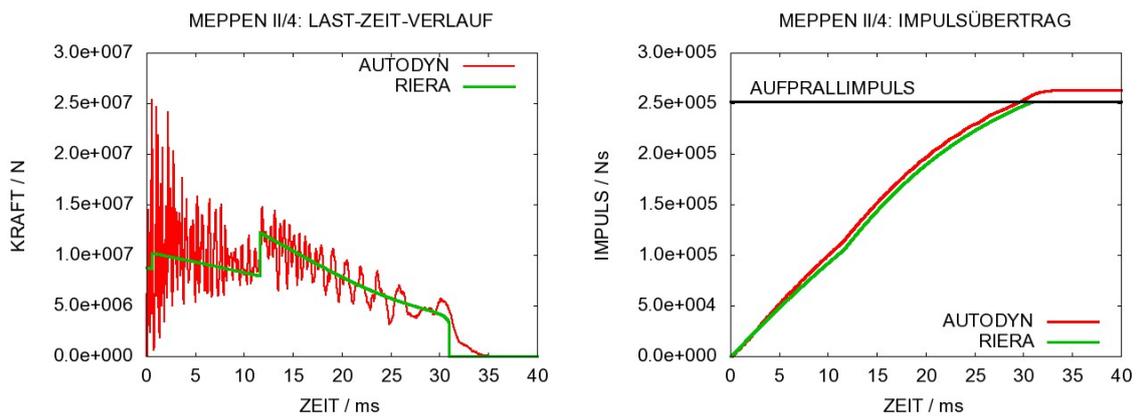


Abb. 5-5 Kontaktkräfte und Impulsüberträge der Simulation des Meppener Versuches II/4 im Vergleich zur Ergebnissen der Riera-Methode

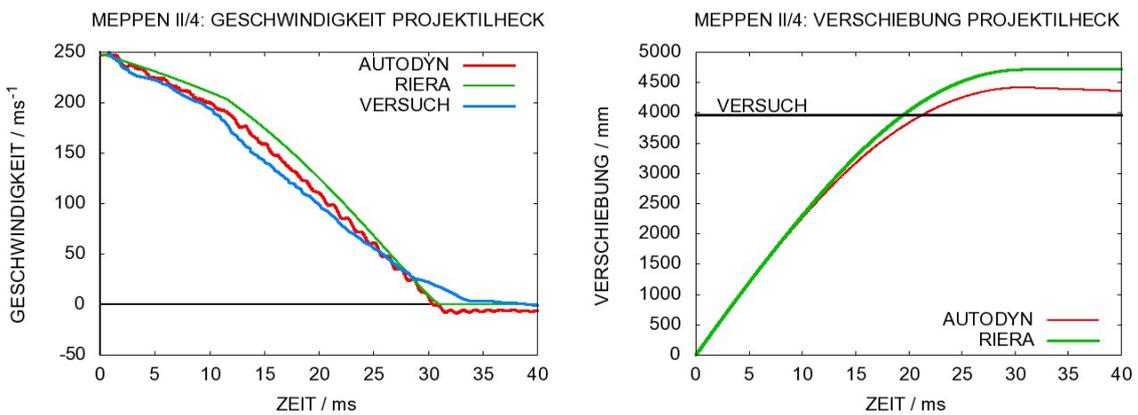


Abb. 5-6 Mittlere Restgeschwindigkeit und Berstlänge des Projektils in der Simulation des Meppener Versuches II/4

In Abb. 5-7 werden simulierte rückseitige Plattenverschiebungen mit an verschiedenen Sensoren gemessenen Daten verglichen. Anhand der Versuchsdaten ist erkennbar, dass die Reaktion nicht völlig symmetrisch ist. Die Sensoren um unteren Bereich der Platte liefern jeweils höhere Verschiebungen, wobei es zu Abweichungen von über 20 % kommen kann. Über die Ursachen können an dieser Stelle lediglich Vermutungen angestellt werden. Hier kommen z. B. ein eventuell nicht zentraler Stoß des Projektils oder Effekte des Eigengewichtes der Betonkonstruktion in Frage. Im Vergleich von Messdaten zum Simulationsergebnis stellt man fest, dass in der Simulation die Plattenschädigung leicht überschätzt wird. Zum einen ist die Maximalauslenkung leicht überschätzt. Weiterhin wird die Frequenz der Nachschwingung unterschätzt, d. h. die Verringerung der Steifigkeit infolge der Schädigung überschätzt. Die permanente Plat-

tenverschiebung wird zufriedenstellend wiedergegeben. Es muss ausdrücklich darauf hingewiesen werden, dass die zeitlichen Verläufe der Plattenverschiebungen vergleichsweise sensitiv auf Variation bestimmter Modellierungsparameter reagieren. Einige Sensitivitäten werden in Abschnitt 5.1.2 aufgezeigt. Zur Teilnahme am IRIS_2010 Workshop wurde die in diesem Abschnitt vorgestellte Referenzrechnung ausgewählt, da diese die am stärksten ausgeprägte Schädigung der Versuchsplatte zeigte.

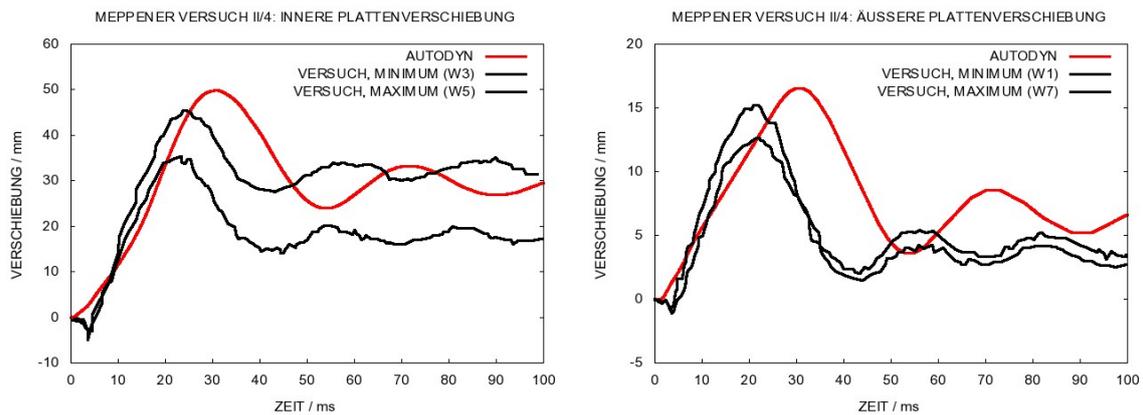


Abb. 5-7 Rückseitige Plattenverschiebungen in der Simulation des Meppener Versuchs II/4 im Vergleich zu Messdaten

Die 3D Simulation mit Volumenelementen gestattet eine Auswertung des Schadensbildes entlang der Plattendicke. In Abb. 5-8 werden Konturplots des Schadensparameters des RHT-Modells im horizontalen und vertikalen Querschnitt mit Rissbildern aus /HOC 87/ verglichen. Im unmittelbaren Aufprallbereich wurden einige stark verformte Betonelemente erodiert. Die Konturplots deuten zum einen Spalling an. Besonders deutlich ist die Ausbildung eines Stanzkegels, dessen geometrische Parameter zufriedenstellend mit den Angaben der Rissbilder übereinstimmen. In der Simulation ist bereits eine leichte Verschiebung des Stanzkegels sowie leichtes Scabbing andeutungsweise erkennbar. Diesbezüglich wird die Schädigung der Platte etwas überschätzt, welche im Versuch noch keine Stanzkegelverschiebung bzw. Scabbing zeigt.

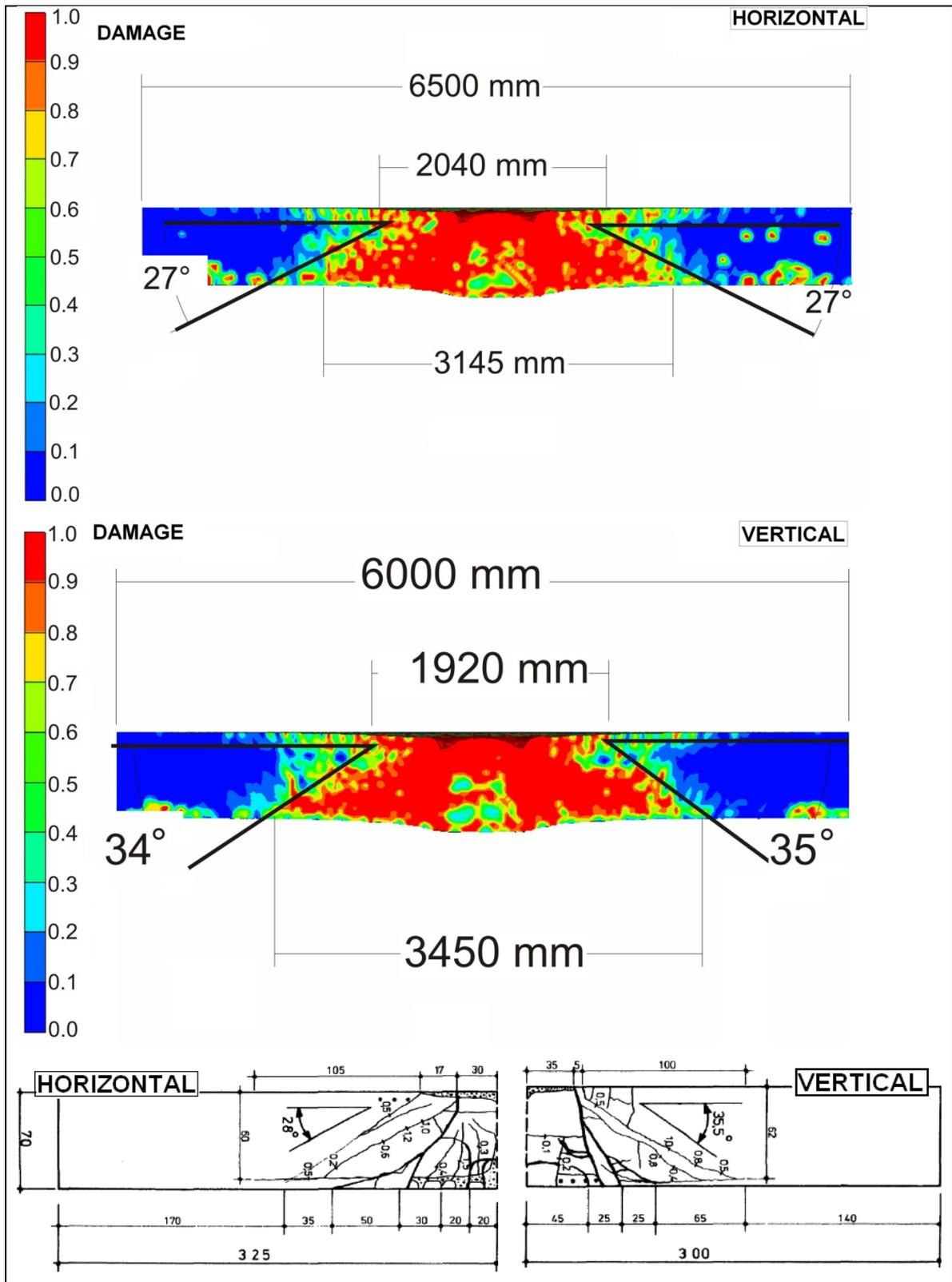


Abb. 5-8 Simulierte Plattenschädigung im Querschnitt für den Meppener Versuch II/4

Die rückseitigen Rissbilder werden in Abb. 5-9 miteinander verglichen. Radiale Rissbildung ist jeweils in Simulation und Versuch deutlich ausgeprägt. Im zentralen Plattenbereich findet sich in der Simulation eine Region ausgeprägter Schädigung, die mit Scabbing in Verbindung gebracht werden kann, da der Beton hier über keinerlei Festigkeit im Zugbereich verfügt. Gemäß Versuchsbericht finden sich in diesem Bereich lose Platten, welche jedoch noch mit der Versuchsplatte verbunden sind. Die Fragestellung, ob rückseitige Bewehrung freigelegt wird, lässt sich anhand der numerischen Simulation offenbar nicht abschließend klären. Entlang der Randbedingung zeigt das Rechenmodell jeweils ausgeprägte Schädigung, was für diese Art von Simulationen typisch ist.

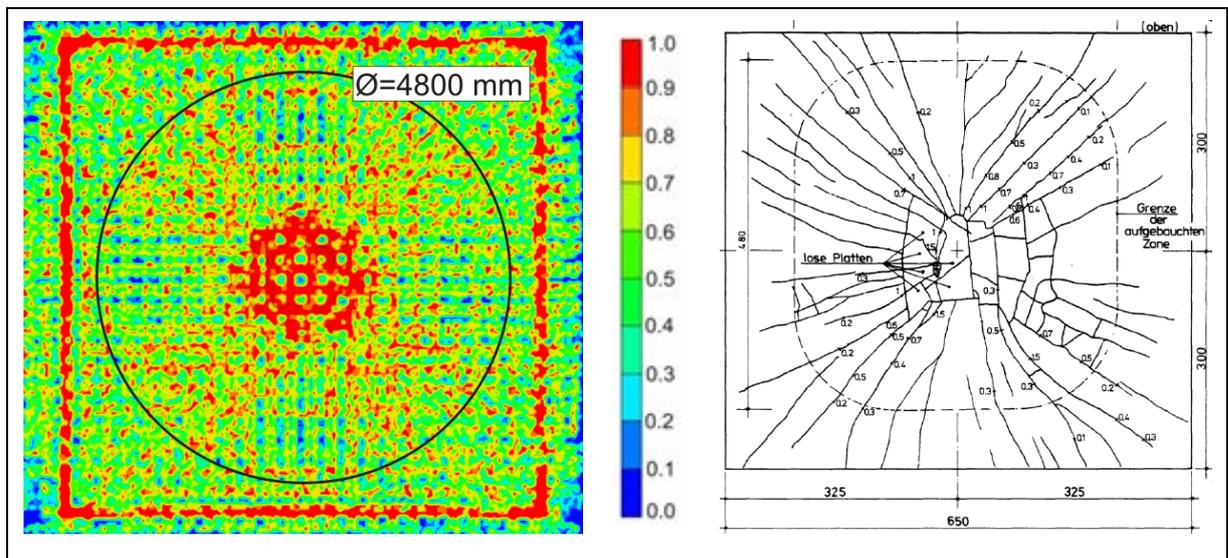


Abb. 5-9 Simulierte Plattenschädigung auf der Rückseite für den Meppener Versuch II/4

Ferner wurden auch simulierte Dehnungen der Bewehrung an den Positionen verschiedener DMS mit Versuchsergebnissen verglichen. Die Ergebnisse zeigen zum Teil erhebliche Abweichungen. Messwerte für Dehnungen sind insbesondere im Bereich von Rissen um Beton räumlich stark veränderliche Größen. Es ist außerdem zu beachten, dass Messlängen der DMS nicht mit Elementlängen in Simulationsrechnungen übereinstimmen. Aus diesen Gründen erscheint die zufriedenstellende direkte Simulation von Bewehrungsdehnungen lediglich schwer realisierbar zu sein. Es finden sich stark lokalisierte maximale plastische Dehnungen von ca. 3,5 % im Aufprallbereich in der frontseitigen und bis zu 4,6 % in der rückseitigen Bewehrung (siehe Abb. 5-10). Durchtrennung von Bewehrungsstäben wird daher nicht erwartet und wurde auch im Versuch nicht festgestellt. Der lokalisierte Charakter der Dehnungen in der Simulation wird anhand der Konturen in Abb. 5-10 deutlich.

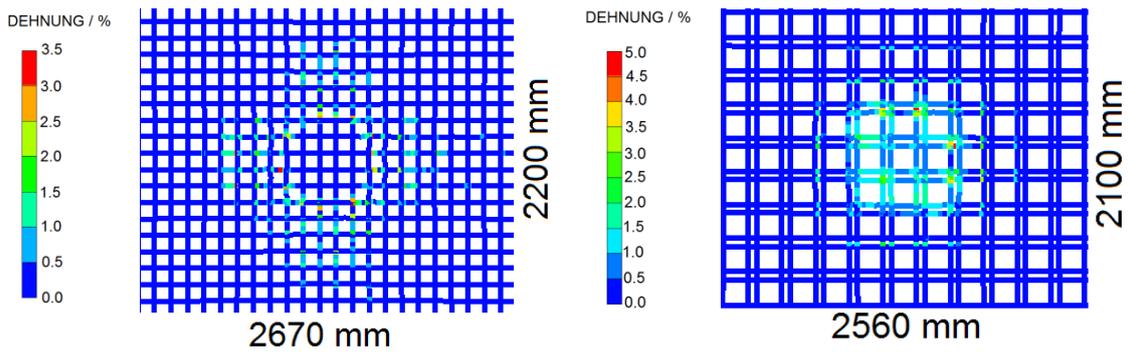


Abb. 5-10 Permanente Dehnungen nach 100 ms in frontseitiger (links) und rückseitiger Bewehrung in der Simulation zum Meppener Versuch II/4

Der Vergleich von zeitlichen Verläufen von Dehnungen auf der Frontseite der Bewehrung an der Position ausgewählter DMS erfolgt in Abb. 5-11. Vergleicht man die hohen Dehnungen an zentralen DMS (D17 und D22) mit den geringeren Werten weiter entfernt liegender DMS, so verdeutlicht dies die starken räumlichen Gradienten in der Dehnungsverteilung. Im Bereich geringerer Dehnungen reproduziert das Simulationsmodell die gemessenen Werte besser.

In Abb. 5-12 sind zeitlichen Verläufe von Dehnungen auf der Rückseite der Bewehrung an Positionen ausgewählter DMS dargestellt. Auch hier zeigt sich, dass die hohen Dehnungen räumlich stark lokalisiert sind. Teilweise werden die gemessenen Dehnungen durch die Simulation zufriedenstellend reproduziert (vgl. D3 und D8). Andererseits können sich an der Position von hierzu benachbart liegenden DMS signifikante Abweichungen ergeben, wie die Ergebnisse für D4 und D7 zeigen. Bemerkenswerte Abweichungen ergeben sich auch unter den Versuchsdaten für DMS, welche die gleiche Entfernung zum Zentrum der Platte aufweisen. Besonders ausgeprägt sind die Abweichungen für die Paare D4 und D7 sowie D9 und D10. Bezogen hierauf verhält sich das Rechenmodell symmetrischer.

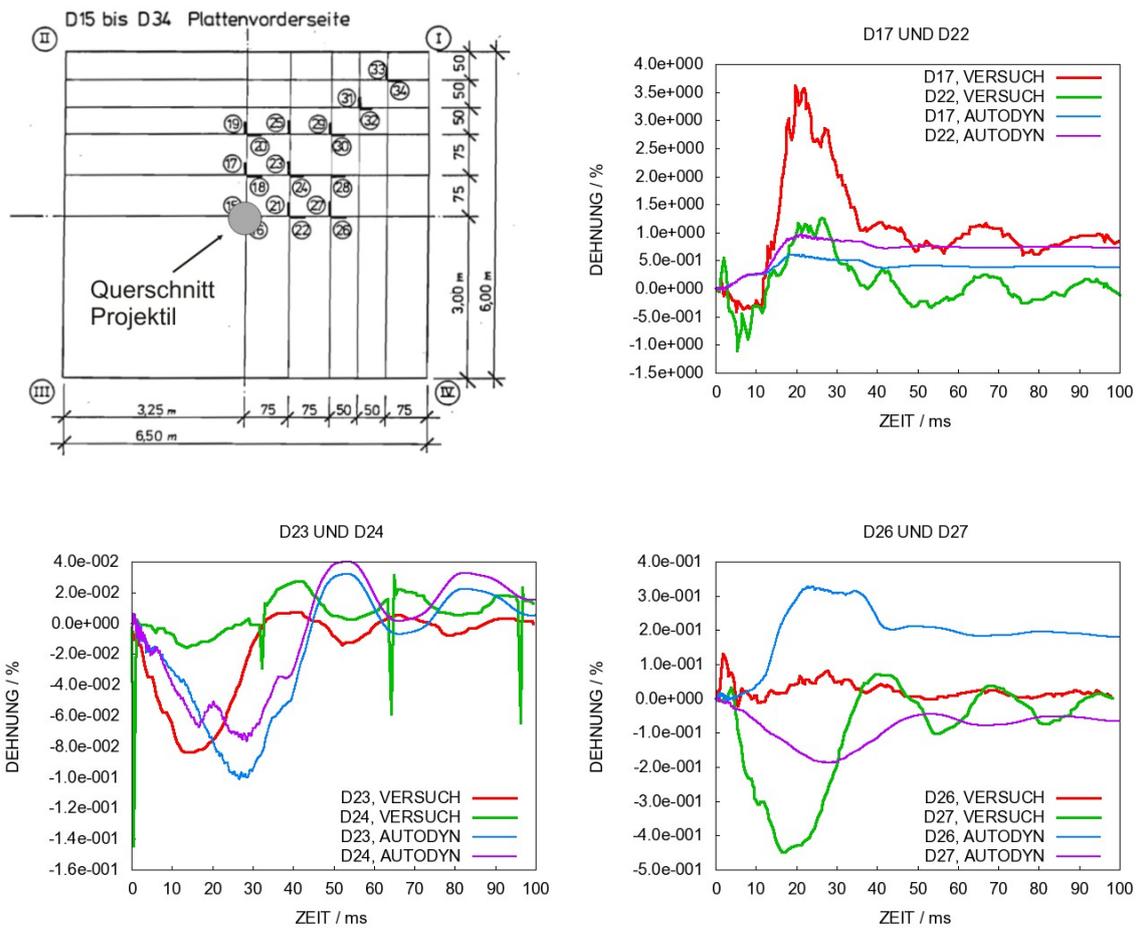


Abb. 5-11 Vergleich von simulierten und gemessenen Dehnungen auf Frontseite der Bewehrung im Meppener Versuch II/4

Globale Plattenverschiebungen sind experimentell und numerisch besser zugänglich als Bewehrungsdehnungen und können als räumlich gemittelttes Maß für die Plattenschädigung angesehen werden. Daher sollten Plattenverschiebungen als Grundlage für Sensitivitätsuntersuchungen von Simulationsmodellen genutzt werden.

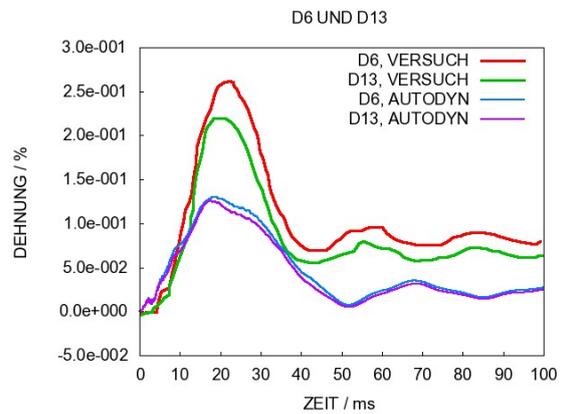
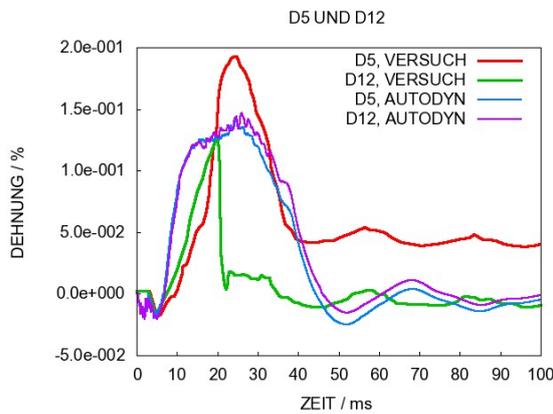
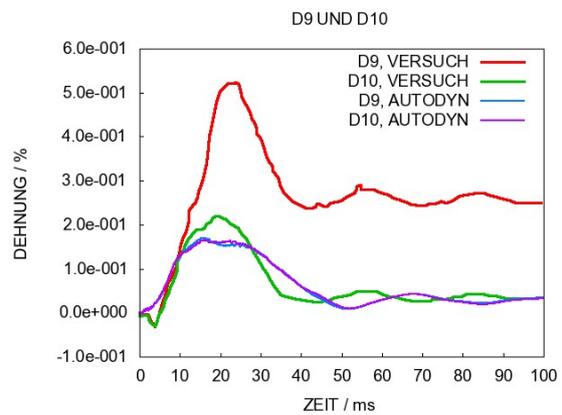
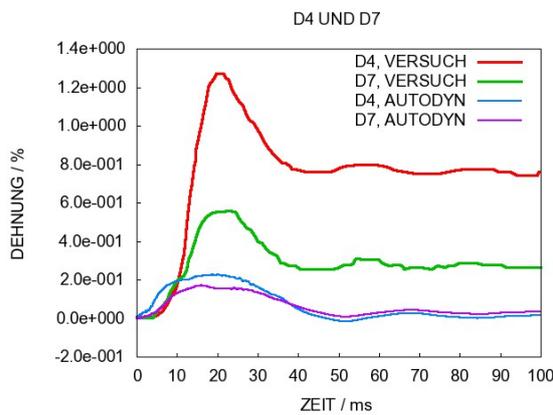
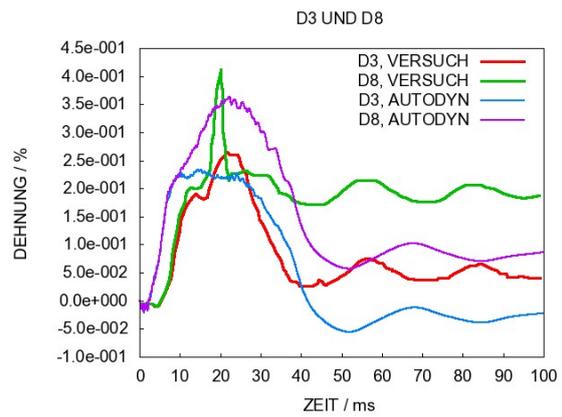
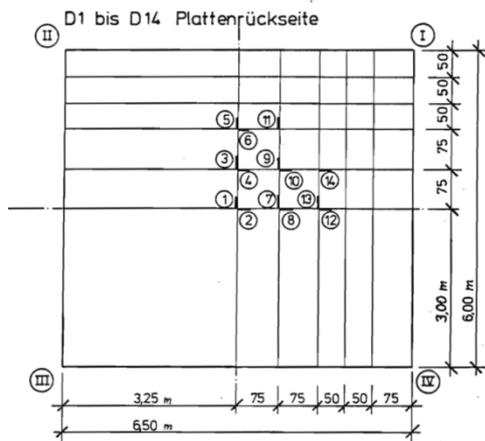


Abb. 5-12 Vergleich von simulierten und gemessenen Dehnungen auf Rückseite der Bewehrung im Meppener Versuch II/4

Der Vergleich der Simulationsergebnisse der Teilnehmer in IRIS_2010 in /ORB 11/ zeigt, dass nur wenige Teilnehmer eine gute Übereinstimmung mit den ausgewählten Messwerten erreichen. Es treten zum Teil erhebliche Abweichungen zwischen Messdaten und Simulationsergebnissen auf. Weiterhin unterscheiden sich die Simulationsergebnisse untereinander signifikant. Die vergleichsweise große Streuung der Simula-

tionsergebnisse ist insbesondere auf die unterschiedlichen Methoden, Vorgehensweisen und verwendeten Eingabeparameter sowie Unterschiede in den personellen Kapazitäten und Kompetenzen der teilnehmenden Organisationen zurückzuführen. Etwa die Hälfte der Simulationen sagt eine permanente Plattenverschiebung voraus. Hierbei treten sowohl Varianten mit bleibender Oszillation als auch mit starker Dämpfung auf. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die permanente Verschiebung, welche ein Maß für den globalen Schädigungszustand der Platte darstellt, in vielen Simulationen gut beschrieben wird. Zeitpunkt und Höhe der maximalen Verschiebung sowie die Charakteristika der Nachschwingung sind offenbar wesentlich schwieriger wiederzugeben. Wie bereits erwähnt sind die Gründe für die Abweichungen vielfältig und hängen jeweils mit verschiedenen Besonderheiten der einzelnen Rechenmodelle zusammen. Für eine genauere Diskussion sind zusätzliche Informationen erforderlich, die derzeit nicht vorliegen.

In Abb. 5-13 sind ergänzend ausgewählte Ergebnisse von Teilnehmern am VTT IMPACT Projekt gegenübergestellt. Innerhalb der entsprechenden Organisationen sind in den letzten Jahren Kompetenzen in der Simulation von Aufprallversuchen mit komplexen Programmsystemen erarbeitet worden. In vier Simulationen wurden Modelle mit Volumenelementen und in drei Simulationen Modelle mit Schalenelementen benutzt. Letztere erleichtern aufgrund Ihres Rechenzeitvorteils die Durchführung von Sensitivitätsstudien erheblich. Insgesamt sind die Abweichungen der Versuchs- und Simulationsergebnisse weniger signifikant ausgeprägt als bei dem Vergleich sämtlicher IRIS_2010 Ergebnisse. Der Zeitpunkt, bei dem die Maximalverschiebung angenommen wird, wird verhältnismäßig genau vorhergesagt. Die Maximalverschiebung an der Position von W6 wird im Vergleich zum Experiment von der GRS etwas überschätzt, während alle anderen Simulationen diesen Wert unterschätzen. Bezüglich permanenter Verschiebung sind die Ergebnisse durchaus vergleichbar, wenngleich Unterschiede in der Dämpfung und der Reststeifigkeit bzw. Frequenz der Schwingung auftreten.

MEPPENER VERSUCH II/4: ERGEBNISVERGLEICH

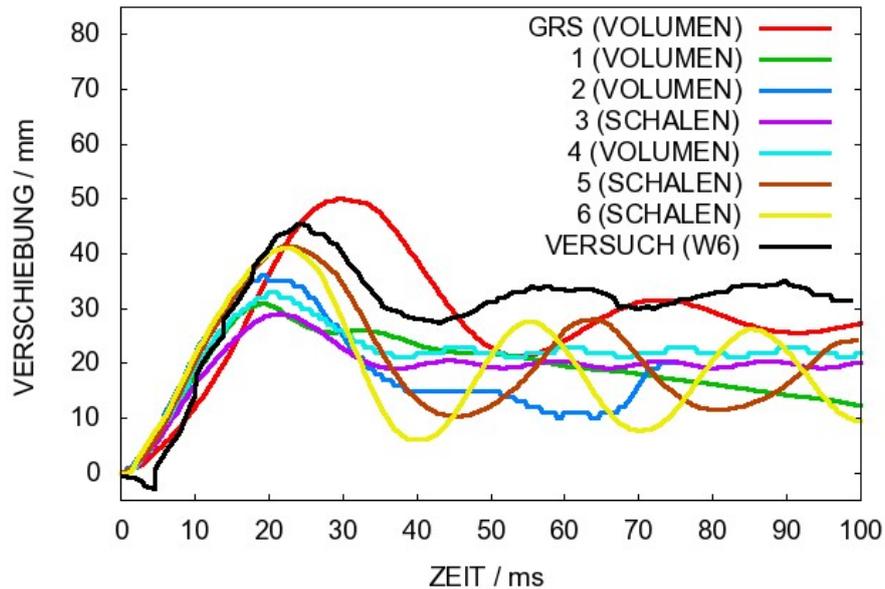


Abb. 5-13 Vergleich ausgewählter Ergebnisse für Verschiebungen an der Position von W6 im Meppener Versuch II/4

Zusammenfassend wird festgestellt, dass sich das Schädigungsbild der Stahlbetonplatte gut beschreiben lässt. Plattenverschiebungen können zufriedenstellend simuliert werden, wobei Defizite bei der Erfassung des Nachschwingverhaltens vorhanden sind.

5.1.2 Sensitivitäten der Ergebnisse zum Meppener Versuch II/4

Im Rahmen der Untersuchungen wurde eine Vielzahl von Veränderungen verschiedener Modellierungsparameter durchgeführt. Hierbei zeigten sich verschiedene Abhängigkeiten der Simulationsergebnisse von gewissen Parametern. Im Folgenden werden Abhängigkeiten von ausgewählten Parametern diskutiert:

- Modell für den DIF des Projektilmaterials
- HGD Algorithmus der Betonelemente
- Genauigkeit der Berechnung
- Kontaktalgorithmus
- Parameter $\varepsilon_{f,min}$ des RHT-Modells (siehe Gln. 2.15)
- Zugversagensarten im RHT-Modell

Hierzu werden Ergebnisse der rückseitigen Plattenverschiebung zu Rechenmodellen verglichen, die sich lediglich hinsichtlich eines Modellierungsparameters unterscheiden.

Die Ergebnisse können sich zum Teil signifikant unterscheiden. Zur Bewertung der Abweichungen werden auch die Streuungen der Messwerte an verschiedenen Sensorpositionen berücksichtigt.

Wie in Abschnitt 4.6 ausgeführt, kommt es zu geringen Unterschieden in der LZF bei einer Variation bezüglich begrenzter Berücksichtigung der Dehnratenabhängigkeit des Projektilmaterials (siehe Abb. 4-20). Abb. 5-14 zeigt, dass der DIF nach dem CS-Modell leicht höhere Plattenauslenkungen als der DIF nach dem JC-Modell liefert. Die Auswirkung besteht in Erhöhungen um ca. 30 % für die zentralen bzw. ca. 20 % für die äußeren maximalen Verschiebungen. Im Hinblick auf die recht geringen Unterschiede im Lasteintrag (vgl. Abb. 4-23) ist dieser deutliche Unterschied in der Reaktion der Versuchsplatte durchaus bemerkenswert. Bezüglich Frequenz der nachfolgenden Schwingung gleichen sich die Modelle, wobei allerdings die permanente Verschiebung für das CS-Modell leicht höher vorhergesagt wird.

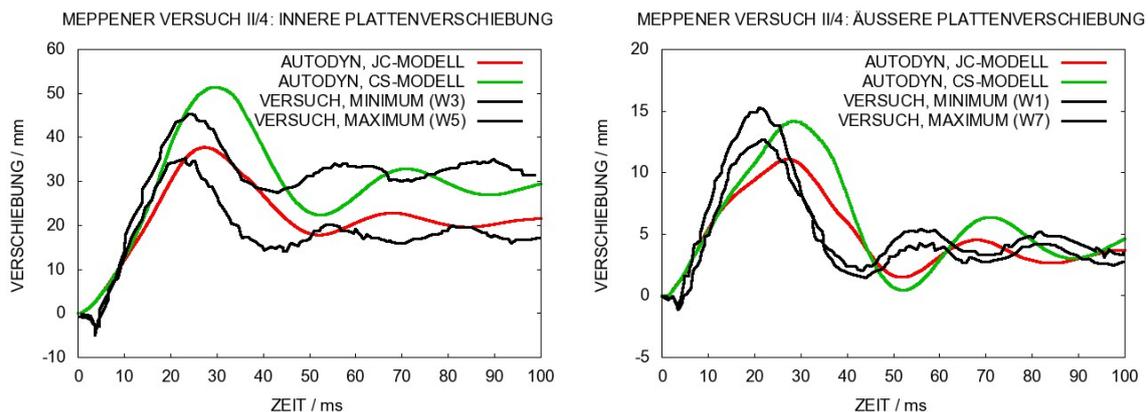


Abb. 5-14 Einfluss des Projektilmaterials auf berechnete Plattenverschiebung im Meppener Versuch II/4

Die Simulation zeigt ebenfalls Anhängigkeiten der Plattenverschiebung von der Form des HGD-Algorithmus. In Abb. 5-15 werden Ergebnisse der viskosen Form nach Hallquist bzw. nach Flanagan-Belytschko verglichen. Der Wert der Dämpfungskonstanten wurde jeweils zu 0,5 gewählt. Es zeigt sich, dass die Form von Hallquist ca. 25 % höhere zentrale bzw. 20 % höhere äußere maximale Plattenverschiebungen vorhersagt als die Form von Flanagan-Belytschko. Der Unterschied in den permanenten Verschiebungen ist deutlich geringer. Die Frequenzen der nachfolgenden Schwingungen gleichen sich für beide Formen, wobei die Dämpfung bei Verwendung von Flanagan-Belytschko HGD deutlich ausgeprägter ist.

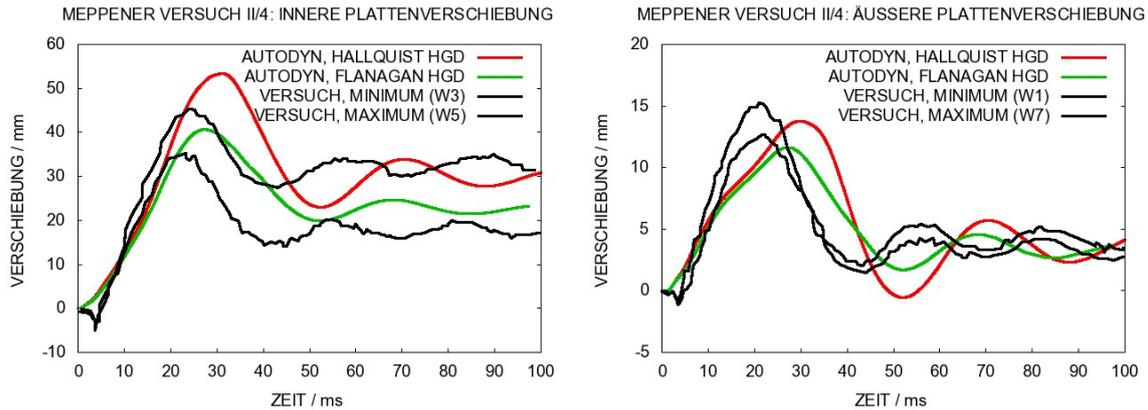


Abb. 5-15 Einfluss der HGD auf berechnete Plattenverschiebung im Meppener Versuch II/4

In Abb. 5-16 werden Ergebnisse von Simulationen verglichen, bei denen das identische Modell jeweils in einfacher Genauigkeit bzw. doppelter Genauigkeit gerechnet wurde. Es zeigt sich, dass die Maximalverschiebungen in doppelter Genauigkeit wesentlich geringer ausfallen können und die Versuchsplatte ein wesentlich steiferes Nachschwingverhalten zeigt. Dies deutet darauf hin, dass die Plattenschädigung deutlich unterschätzt wird. Vergleiche von Rechnungen in einfacher und doppelter Genauigkeit zu anderen Versuchen werden auch in den Abschnitten 5.3.3, 6.2.5 und 6.3.2 angestellt. Tendenziell wird in doppelter Genauigkeit die Schädigung des Betons eher unterschätzt, sofern dieser mit Volumenelementen approximiert wird. Im Beispiel des Meppener Versuches II/4 treten die Unterschiede besonders deutlich hervor.

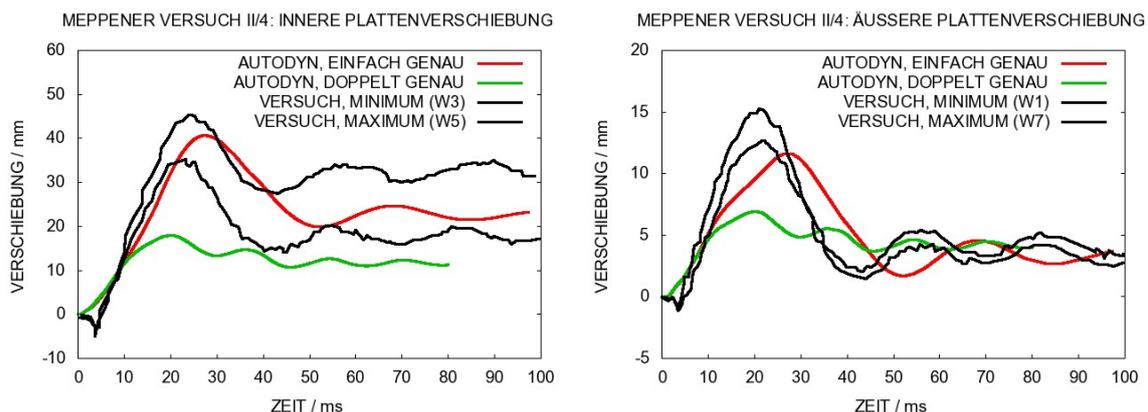


Abb. 5-16 Einfluss der Genauigkeit auf berechnete Plattenverschiebungen im Meppener Versuch II/4

Abb. 5-17 zeigt Ergebnisse zu verschiedenen Kontaktalgorithmen. Hier lassen sich lediglich unwesentliche Unterschiede feststellen, wobei der Penalty-Kontakt zu leicht hö-

heren Verschiebungen führt. Dies ist konsistent mit der Beobachtung, dass der Penalty-Kontakt zu höheren Maximalwerten in den Kontaktkräften neigt (vgl. Abschnitt 4.7). Im Gegensatz hierzu erhält man z. B. für den VTT Versuch TF15 (vgl. Abschnitt 6.2.2) mit dem Penalty-Kontakt leicht geringere Plattenverschiebungen als mit dem Gap-Kontakt, wie eine entsprechende Parameterstudie zeigte. Vor diesem Hintergrund lassen sich keine allgemeinen Aussagen über den Einfluss des Kontaktalgorithmus ableiten.

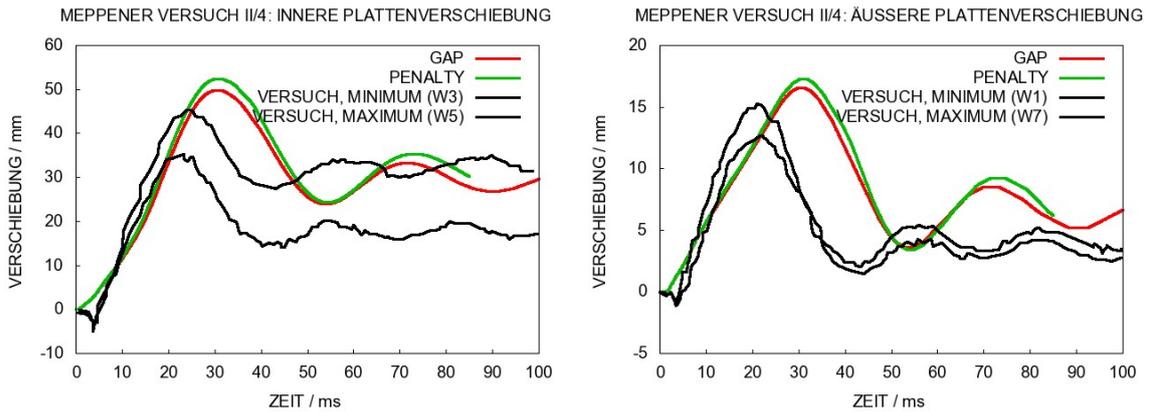


Abb. 5-17 Einfluss des Kontaktalgorithmus auf berechnete Plattenverschiebungen im Meppener Versuch II/4

Der Einfluss des Parameters $\epsilon_{f,min}$ des RHT-Modells (siehe Gln. 2.15) wird in Abb. 5-18 herausgestellt. Erwartungsgemäß erhält man bei Erhöhung dieses Parameters geringere maximale und permanente Plattenverschiebungen. Der Einfluss auf die Frequenz ist im vorliegenden Fall vergleichsweise gering. Im Gegensatz hierzu konnte die Steifigkeit der beschädigten Versuchsplatte für den VTT Versuch 673 über den Parameter $\epsilon_{f,min}$ maßgeblich beeinflusst werden (vgl. Abschnitt 6.1).

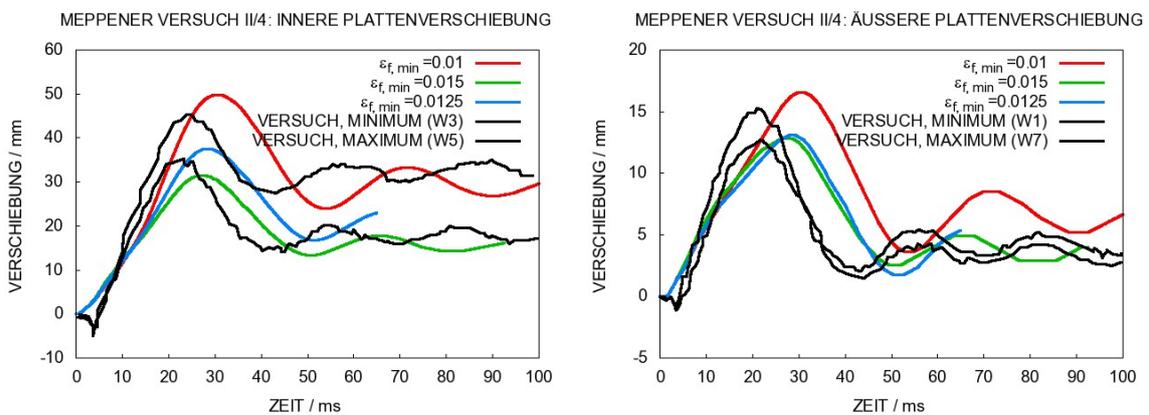


Abb. 5-18 Einfluss des Parameters $\epsilon_{f,min}$ auf berechnete Plattenverschiebungen im Meppener Versuch II/4

Neben dem standardmäßig verwendeten Kriterium für Zugversagen bietet das RHT-Modell die Möglichkeit, das Hauptspannungskriterium in Verbindung mit einer Bruchenergie zu benutzen. Die Abhängigkeit der Ergebnisse vom Zugversagenskriterium ist erheblich, wie Abb. 5-19 zeigt. Mit dem Hauptspannungskriterium verbessern sich die Ergebnisse für die Verschiebungen bezüglich der Lage der Maxima. Ebenso verbessert sich die Beschreibung der nachfolgenden Schwingung, wobei die permanente Verschiebung an der Position von W8 überschätzt wird. Bezüglich des Parameters Bruchenergie besteht grundsätzlich eine Unsicherheit. Die Sensitivitätsstudie zeigt, dass eine höhere Bruchenergie erwartungsgemäß zu geringeren Auslenkungen und stärkerer Dämpfung führt. Bezogen auf die Untersuchungen zum Meppener Versuch II/4 konnten mit dem Hauptspannungskriterium zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Hieraus lässt sich jedoch keine allgemeine Empfehlung ableiten. So ergaben beispielsweise Rechnungen mit Hauptspannungskriterium für den Meppener Versuch II/5 (vgl. Abschnitt 5.1.4) keine plausiblen Ergebnisse.

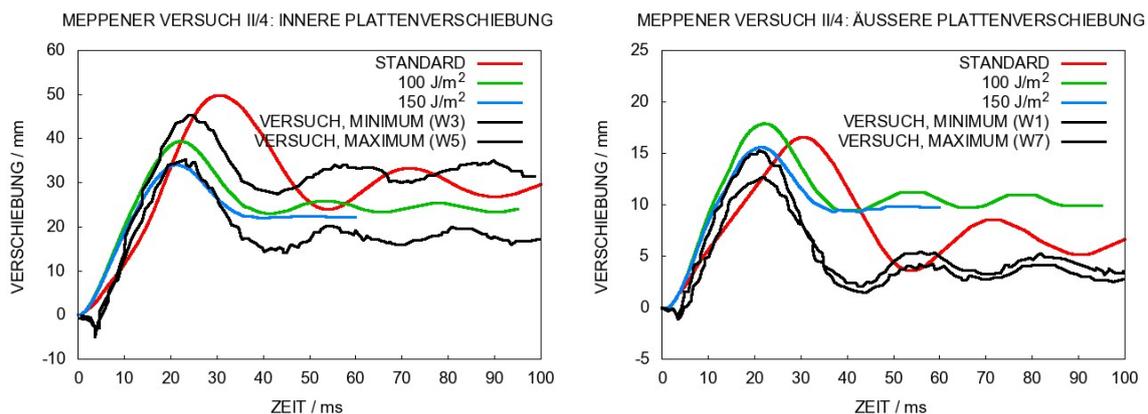


Abb. 5-19 Einfluss des Schädigungsmodells auf berechnete Plattenverschiebung im Meppener Versuch II/4 (Bruchenergie 100 J/m² bzw. 150 J/m²)

5.1.3 Effekt der Aufprallgeschwindigkeit

Das für den Meppener Versuch II/4 entwickelte Modell wird auf andere Versuche aus dieser Serie angewendet. Der Einfluss des Versuchsparameters Aufprallgeschwindigkeit wurde in den Versuchen II/4, II/6 und II/9 untersucht. Abb. 4-20 enthält die entsprechenden Geschwindigkeiten und vergleicht simulierte sowie experimentell ermittelte Schädigungsbilder im Plattenquerschnitt. Mit steigender Geschwindigkeit verändert sich in den Versuchen der Schädigungszustand der Platte von „radiale Risse“ in II/9

über „Stanzkegelausbildung“ in II/4 bis hin zu „Abbruch und Verschiebung des Stanzkegels“ in II/6. Tendenziell nimmt auch in den Simulationen der Schädigungsgrad des Querschnitts zu. Allerdings ist die Prognosefähigkeit des Modells dahingehend begrenzt, dass sich nicht unmittelbar der Übergang zwischen unterscheidbaren Grenzzuständen beschreiben lässt. Im Bereich der Grenztragfähigkeit der Stahlbetonplatte können bereits geringe Änderungen der Belastung signifikante Änderungen des Schädigungszustandes hervorrufen.

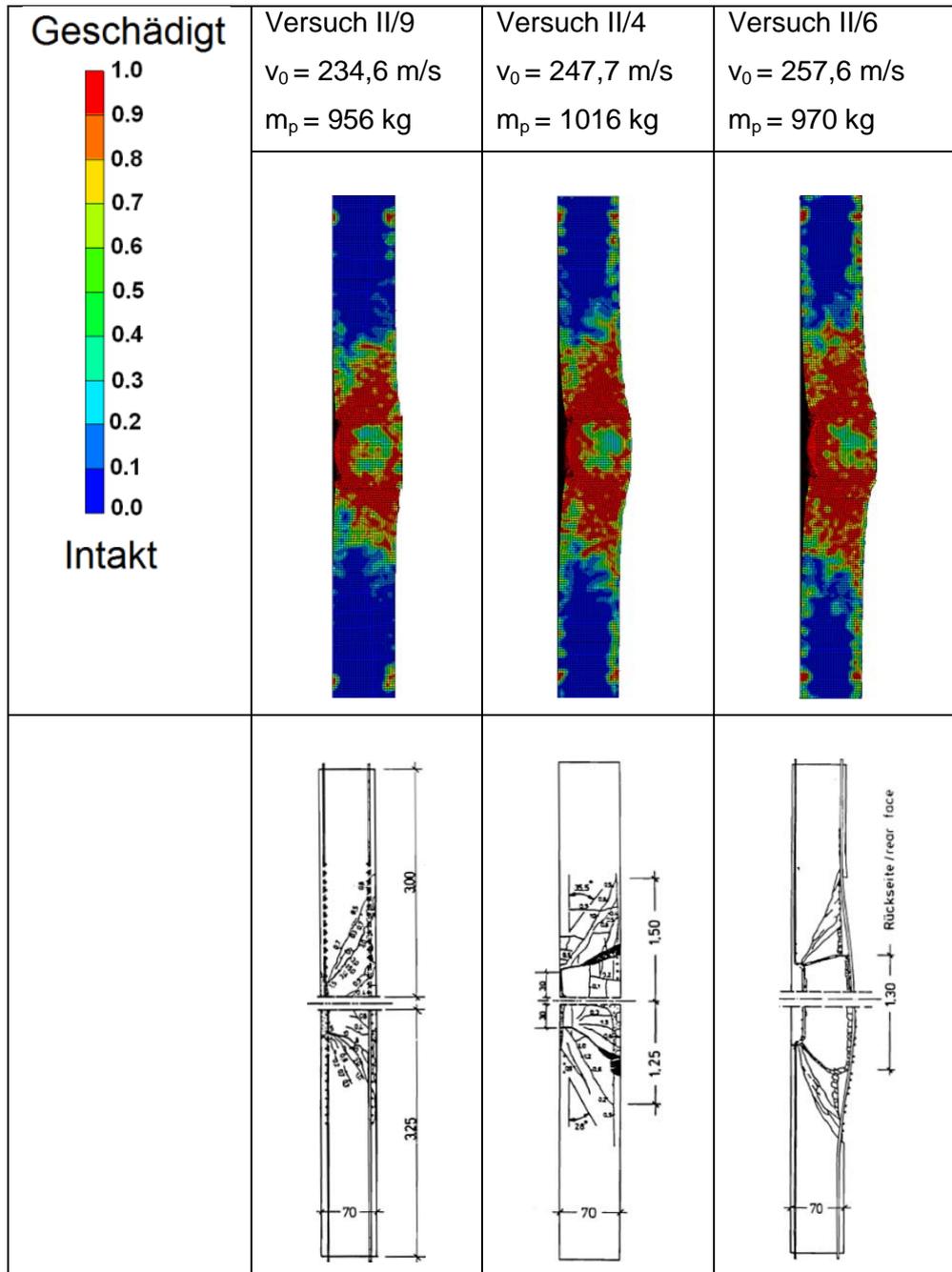


Abb. 5-20 Vergleich von Plattenschädigungen bei verschiedenen Aufprallgeschwindigkeiten (m_p = Masse des Projektils)

5.1.4 Effekt der Bügelbewehrung

Zur Veranschaulichung des Effektes der Bügelbewehrung wurde ausgehend vom Modell für den Meppener Versuch II/4 eine Rechnung durchgeführt, bei der die Elemente der Bügelbewehrung aus dem Modell entfernt wurden. Ziel dieser Untersuchung ist es, die Bedeutung der Bügel für die Grenztragfähigkeit der Stahlbetonplatte zu unterstreichen. Hierbei geht es ausdrücklich nicht um die Abbildung realer Strukturen. Weiterhin wird ausgehend vom Modell für den Versuch II/4 der Versuch II/5 simuliert. Hierzu werden im Modell für Versuch II/4 etwa 75 % der Bügel entfernt und Werte für $v_0 = 234,8 \text{ m/s}$ sowie $m_p = 974 \text{ kg}$ angepasst. Sämtliche Materialdaten sind in den drei Rechnungen identisch.

Die zeitlichen Verläufe der jeweiligen Geschwindigkeiten des Projektilhecks für Rechnungen mit und ohne Bügel werden in Abb. 5-21 verglichen. In den Ergebnissen der Simulation ohne Bügel erkennt man deutlich die Perforation der Platte mit einer Restgeschwindigkeit von ca. 58 m/s.

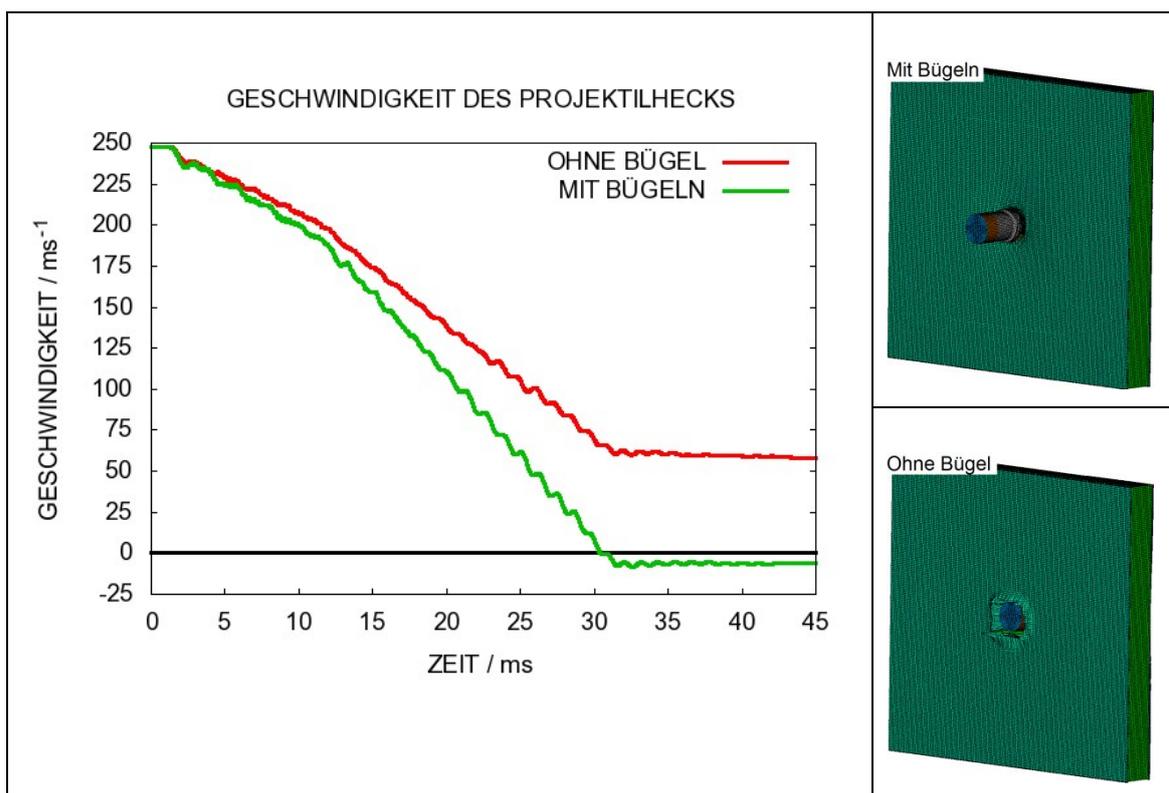


Abb. 5-21 Projektilrestgeschwindigkeiten und Frontseiten der Stahlbetonplatte in Rechnungen mit und ohne Bügel nach 45 ms

Der Effekt der Bügelbewehrung wird auch aus dem Vergleich der Schädigungsbilder der Plattenquerschnitte in Abb. 5-22 deutlich. Wenngleich im Versuch II/5 v_0 und m_p

geringer sind als im Versuch II/4, kommt es infolge der geringeren Bügelbewehrung zu einer deutlichen Verschiebung des Stanzkegels und zu einem tieferen Eindringen des Projektils in die Stahlbetonplatte. Der Stanzkegelwinkel verringert sich. Diese Beobachtung deckt sich mit der Dokumentation des Versuchsergebnisses in /HOC 87/. Die Perforation der Stahlbetonplatte in der Rechnung ohne Bügel ist offensichtlich.

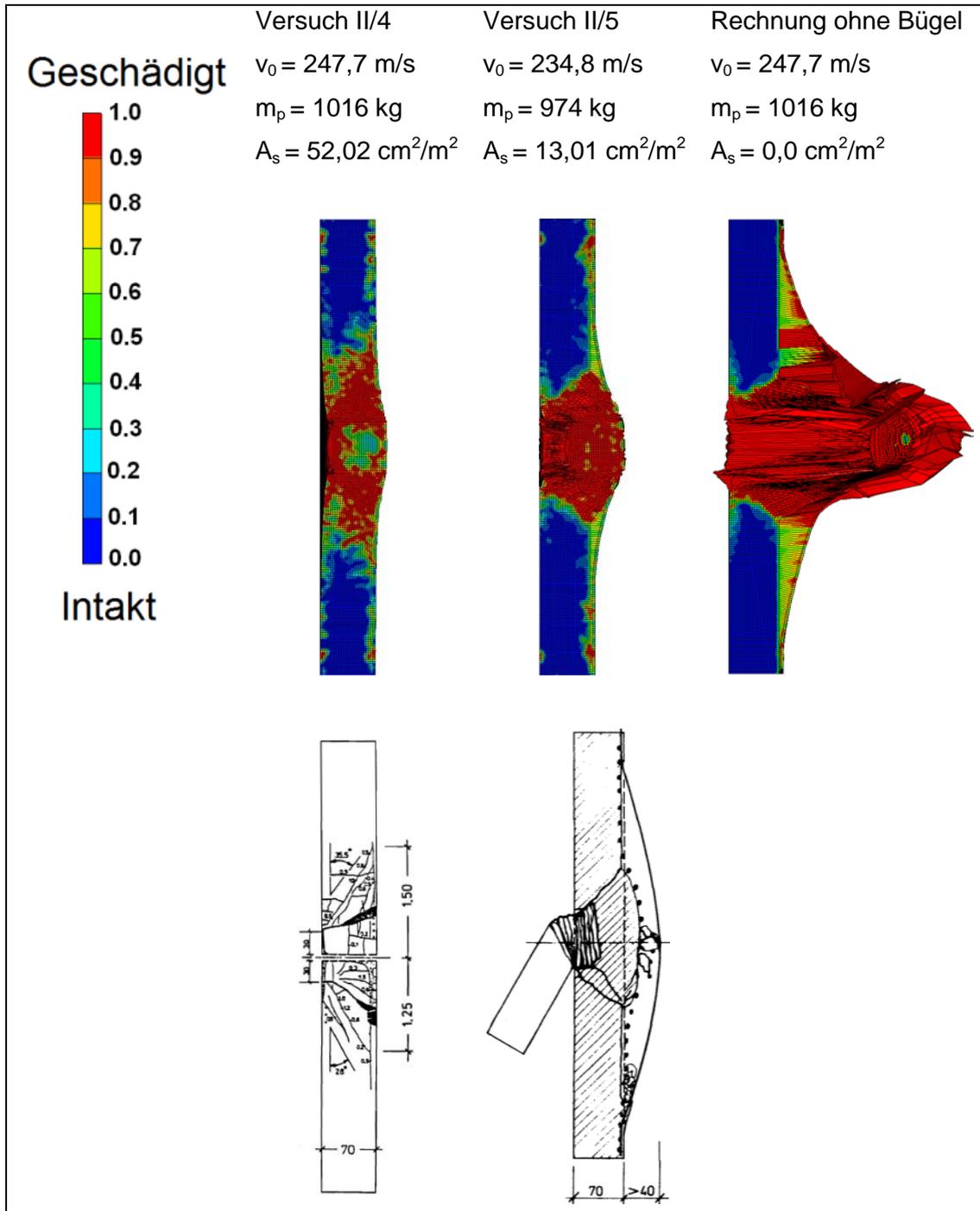


Abb. 5-22 Schadensbilder der Plattenquerschnitte der Meppener Versuche nach 45 ms bei verschiedenen Graden an Schubbewehrung

Schlussfolgernd lässt sich feststellen, dass der Einfluss der Bügelbewehrung auf die Grenztragfähigkeit enorm ist. Prinzipiell kann die Perforation von Stahlbetonplatten durch deformierbare Projektile simuliert werden. Art und Verhältnis der Bügelbewehrung zählen zu den Versuchsparametern in Versuchsreihe II der Meppener Versuche.

5.2 VTT Bending Rupture Mode Versuch

Dieser am Versuchsstand von VTT durchgeführte Versuch beschäftigt sich mit der Biegeschwingung einer zweiachsig gelagerten Stahlbetonplatte infolge des Aufpralls eines deformierbaren Projektils. In diesem Abschnitt wird in 5.2.1 zunächst der Versuch und die Modellbildung sowie Ergebnisse der „blinden“ Voraussrechnung beschrieben. Im Anschluss werden in Abschnitt 5.2.2 Modellvariationen beschrieben, die zu einer besseren Übereinstimmung mit den Messdaten führen. Abschnitt 5.2.3 behandelt Sensitivitäten der Analyseergebnisse.

5.2.1 Versuchsbeschreibung, Rechenmodell und Ergebnisse der Blindrechnungen

Zur Klärung der Reproduzierbarkeit von Versuchsergebnissen wurde der IRIS Bending Versuch insgesamt zweimal unter ähnlichen Randbedingungen durchgeführt. Die einzelnen Versuche werden im Folgenden mit B1 und B2 bezeichnet. Zunächst werden die Randbedingungen der Versuche sowie die Umsetzung im Analysemodell ausgeführt. Eine Skizze des eingesetzten Projektils sowie eine Darstellung des Modells aus Schalenelementen gibt Abb. 5-23. Es handelt sich um ein dünnwandiges Edelstahlrohr mit sphärisch gekrümmter Nase. Für die Beschleunigung sind nach einer Modifikation der Beschleunigungsanlage nun im Vergleich zu TEST 673 (vgl. Abb. 6-3) keine Führungsleisten am Projektil mehr erforderlich, welche das Berstverhalten unerwünscht beeinflussen könnten. Etwa 50 % der Gesamtmasse entfallen auf den Bereich der Stahlscheibe und des Stahlrohrs im Heckbereich. Im Rechenmodell werden die angegebenen Gesamtmassen über entsprechende Dichteanpassungen erreicht. Für die Vernetzung wird eine durchschnittliche Elementkantenlänge von 10 mm gewählt. Die Aufprallgeschwindigkeit beträgt $110,5 \pm 0,5$ m/s in B1 und $111,6 \pm 0,5$ m/s in B2 bei einer Gesamtmasse von jeweils 50,5 kg.

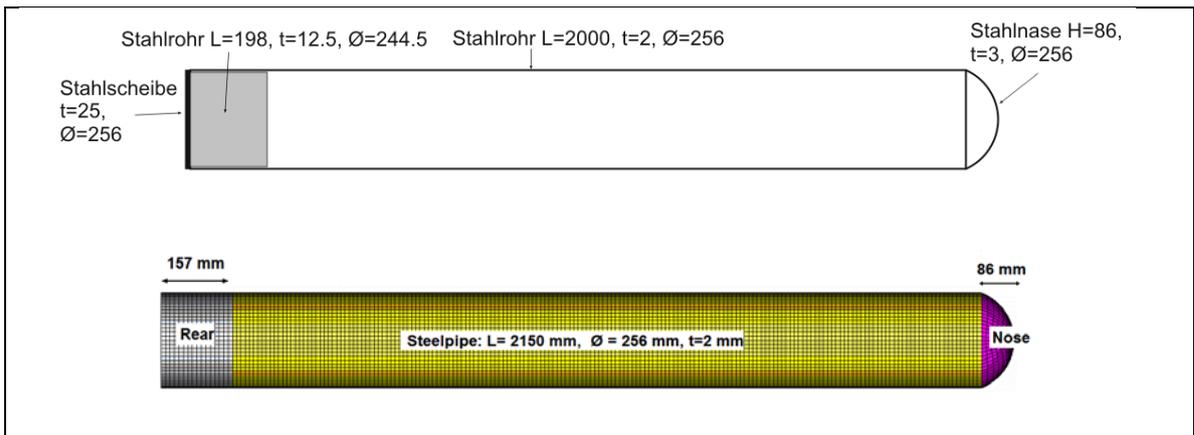


Abb. 5-23 Analysemodell des Projektils im IRIS Bending Versuch

Die äußeren Abmessungen der Stahlbetonplatte betragen 2082 x 2082 x 150 mm. Als Randbedingung werden Gleitlager auf Vorder- und Rückseite entlang aller Kanten aufgebracht, d. h. die Lagerbedingung entspricht der einer zweiachsig gelagerten Platte. Im Versuch wird die Randbedingung durch eine Rahmenkonstruktion realisiert, wohingegen im Rechenmodell die Betonknoten an den Plattenkanten eine Gleitlagerbedingung erhalten. Eine Darstellung des Modells gibt Abb. 5-24. Im Rechenmodell wird ein zentraler und senkrechter Stoß mit Aufprallgeschwindigkeit $v_0 = 110$ m/s angenommen. Der Aufprallpunkt weicht in den Versuchen jeweils einige mm vom Mittelpunkt der Versuchsplatte ab (20 \leftarrow , 9 \uparrow in B1 und 3 \rightarrow , 17 \uparrow in B2), was als vernachlässigbar angesehen werden kann.

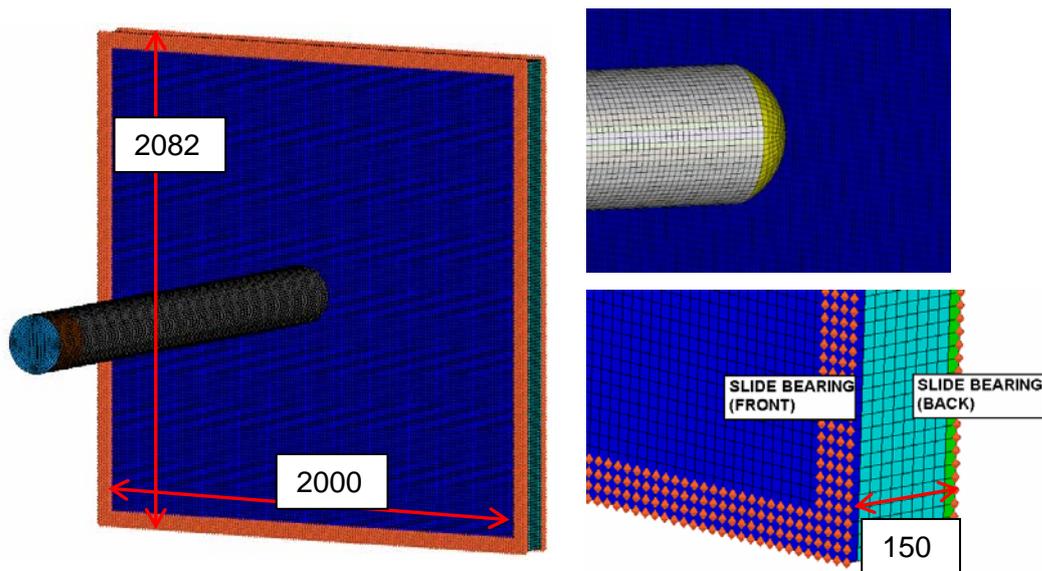


Abb. 5-24 Vernetzungsdetails des IRIS Bending Versuches

Weitere Details der Vernetzung im Rechenmodell sowie der Bewehrungsanordnung können Abb. 5-25 entnommen werden. Die Betonüberdeckung der Bewehrung ist jeweils 15 mm stark. Über die Plattendicke werden zehn Elementschichten verwendet, wobei jeweils eine Elementschicht für die Betonüberdeckung benutzt wird. In vertikaler und horizontaler Richtung beträgt die Elementkantenlänge jeweils 13,75 mm. Es wurde viskose Dämpfung der Hourglass-Moden nach Flanagan-Belytschko mit einer recht hohen Dämpfungskonstanten von $C = 0,4$ verwendet, da starke Hourglass-Verformungen erwartet wurden. Schubbewehrung ist in Form von geschlossenen Bügeln installiert. Zur genauen Position der Bewehrungselemente stehen detaillierte Informationen in Tab. 5-3 zur Verfügung, die im Analysemodell entsprechend simuliert wurden. Im Vergleich zum Meppener Versuch II/4 ($53,6 \text{ cm}^2/\text{m}$ auf Rückseite, vgl. Tab. 5-1) fällt auf, dass der Grad an Biegebewehrung im IRIS Bending Versuch deutlich geringer ist. Der Grad an Schubbewehrung hingegen liegt in der gleichen Größenordnung. Diese Bewehrungsanordnung soll lokales Durchstanzen vermeiden und eine ausgeprägte Biegeschwungung der Stahlbetonplatte ermöglichen. Im Rechenmodell sind horizontale und vertikale Bewehrungsstäbe sowie die vertikal verlaufenden Kanten der Bügel jeweils in einer Ebene angeordnet.

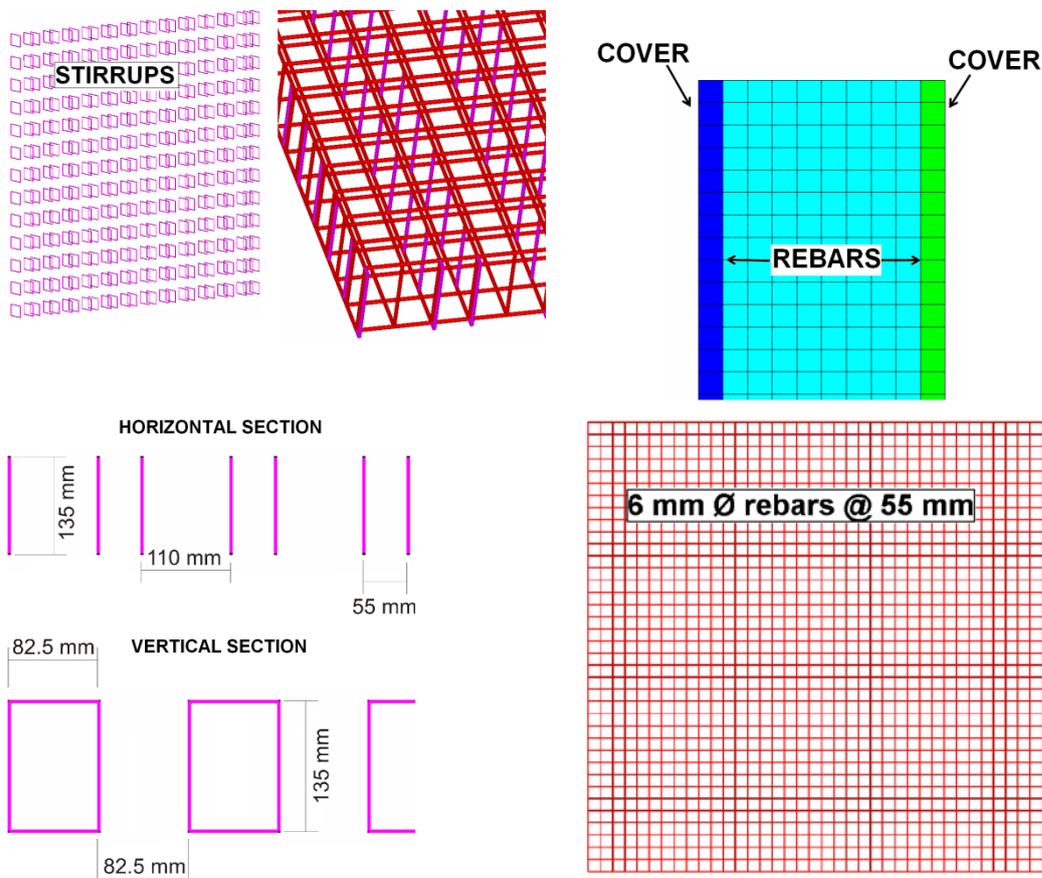


Abb. 5-25 Details des Stahlbetonplattenmodells im IRIS Bending Versuch

Tab. 5-3 Übersicht über die Bewehrungselemente des Analysemodells zum IRIS Bending Versuch

Bewehrungsbestandteil	Ø Stab / mm	Länge / mm	Anzahl	Verhältnis Modell	Verhältnis Versuch
Biegebewehrung	6	2035	38 (JSJR)	5,2 cm ² /m	5,1 cm ² /m
Bügel	6	135	338 Bügel	44,1 cm ² /m ²	44,1 cm ² /m ²

Tab. 5-4 gibt einen Überblick über die verschiedenen Modellbestandteile. Der explizite Zeitschritt von ca. 2,4 E-4 ms wird hierbei durch Schalenelemente des Projektils bestimmt. Für die Simulation von 100 ms werden auf 4 CPU eines Linux Clusters ca. 3 Tage Rechenzeit benötigt.

Tab. 5-4 Überblick über die Modellgröße und Bestandteile für den IRIS Bending Versuch

Bestandteil	Elementtyp	Materialmodell	Anzahl
Beton	Volumen, red. Integration	RHT	2,31 E+05
Bewehrung	Belytschko Balken	Johnson Cook	2,37 E+04
Bügel	Belytschko Balken	Johnson Cook	9,46 E+03
Projektil	Belytschko-Tsay Schalen	Cowper Symonds	1,55 E+04

Die Simulationsergebnisse für die rückseitigen Plattenverschiebungen aus den „blinden“ Vorausrechnungen der IMPACT-Partner einschließlich GRS, die am IRIS Workshop teilgenommen haben, sind in Abb. 5-33 den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Der Vergleich der Versuchsergebnisse untereinander zeigt, dass diese zufriedenstellend reproduzierbar sind. Die Simulationsergebnisse überschätzen die Messergebnisse zum Teil erheblich. Es werden hierbei sowohl maximale als auch permanente Verschiebungen überschätzt. Es ist darauf hinzuweisen, dass im Rahmen der Blindrechnungen zum Teil erhebliche Abweichungen zwischen verschiedenen Rechnungen aufgetreten sind, was eine Folge der großen Anzahl von Modellierungsparametern ist. Insbesondere waren für Werkstoffkennwerte die im Rahmen der Aufgabenstellungen zur Verfügung gestellten Informationen zum Teil unvollständig. Für die Workshopteil-

nahme der GRS wurde unter den plausibel erscheinenden Rechnungen diejenige ausgewählt, welche die höchste Maximalverschiebung liefert.

Bei den in Abb. 5-26 gezeigten Ergebnissen der IMPACT-Partner wurden viermal Modelle mit Volumenelementen und dreimal Modelle mit Schalenelementen benutzt. Vier Simulationen überschätzen die maximale Plattenverschiebung, wobei die Abweichungen zum Teil erheblich sind. Zwei Rechnungen unterschätzen die Maximalauslenkung. Rechnung 6 gibt die Maximalauslenkung exakt wieder. Für die Abweichungen der Versuchsergebnisse von den Simulationsergebnissen wurden von den Autoren verschiedene Gründe angegeben, z. B. nutzt Rechnung 5 ein Schalenmodell, bei dem eine LZF als Randbedingung aufgebracht wurde, die auf einem ungünstigen Berstlastansatz beruht. Das Modell aus Rechnung 3 wurde durch Anpassung der Parameter des Betonmodells zur Beschreibung der Rissentfestigung im Zugbereich in Übereinstimmung mit den Messdaten gebracht. Die Ergebnisse von Rechnung 2 können möglicherweise auf ungünstige HGD-Einstellungen zurückgeführt werden.

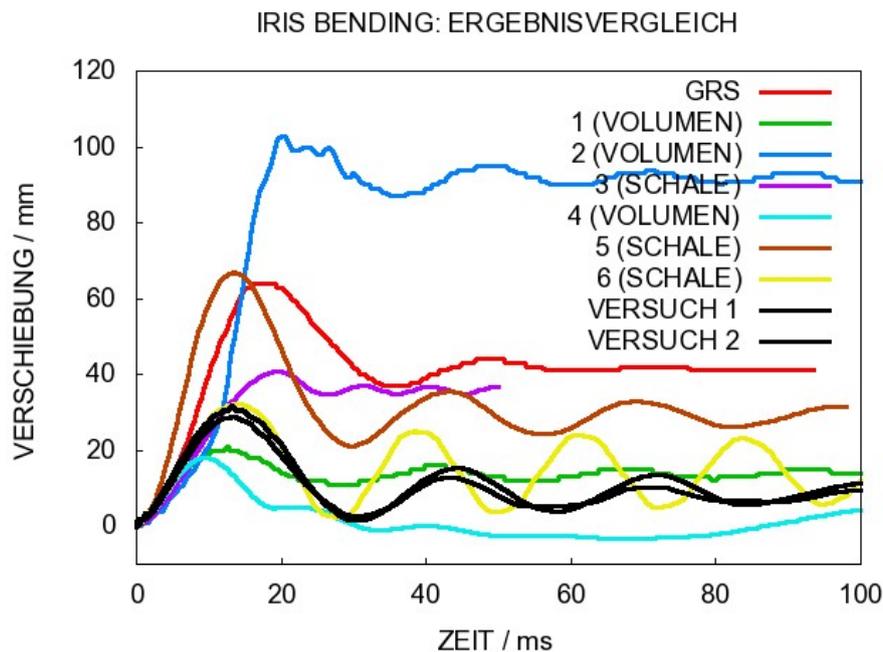


Abb. 5-26 Vergleich von Ergebnissen zur zentralen rückseitigen Plattenverschiebung in den IRIS Bending Versuchen von Blindrechnungen der IMPACT Partner

Die Erfahrungen bei der Simulation von einachsig gelagerten Stahlbetonplatten, die bei VTT untersucht wurden, konnten nur begrenzt auf die Simulation von zweiachsig gelagerten Platten übertragen werden.

5.2.2 Modellvariationen der Nachrechnungen

Nach der Bekanntgabe der Versuchsergebnisse zu den beiden IRIS Bending Versuchen wurde das Simulationsmodell kritisch auf Modellschwächen untersucht und eine Reihe von Modellverbesserungen vorgenommen. In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Simulationen mit dem verbesserten Modell beschrieben. Der neu entwickelte Satz von Modellierungsparametern wird in Abschnitt 6.2 auf die Simulation nahezu sämtlicher Versuche mit zweiachsig gelagerten Stahlbetonplatten der VTT Matrix B angewendet.

Im Folgenden werden die Modellanpassungen kurz erläutert.

- Für die Vernetzung der Betonüberdeckung werden nun zwei Elementschichten anstelle von einer Schicht verwendet. Diese Maßnahme soll die Ausbildung von Hourglass-Verformungen vermeiden, welche in den Blindrechnungen nicht vernachlässigbar waren.
- Die HGD wird von $C = 0,4$ gemäß /FLA 81/ nach $C = 0,1$ nach /HAL 06/ geändert.
- Das JC-Modell wird für den DIF des Projektmaterials verwendet, da durch das CS-Modell die Projektileistigkeit und folglich das Niveau der LZF überschätzt wird.
- Die Parameter des JC-Modells für den Bewehrungsstahl werden an ein zu einem späteren Zeitpunkte bereitgestelltes SDD angepasst.
- Die Dehnratenabhängigkeit des Bewehrungsstahls wird durch Parameter nach /AMM 82/ anstelle von /SCH 07/ beschrieben.
- Die Materialdaten für den Beton werden an zu einem späteren Zeitpunkt bekanntgegebene Werkstoffdaten angepasst. Insbesondere werden die Werte für Druckfestigkeit, Zugfestigkeit und elastische Konstanten geändert.
- Es wird in doppelter Genauigkeit anstelle von einfacher Genauigkeit gerechnet

Die Auswirkungen sämtlicher Änderungen werden im Folgenden den Versuchsergebnissen bzw. den Ergebnissen der Blindrechnung gegenübergestellt. Nähere Aussagen zum Einfluss einzelner Modellierungsparameter sind in Abschnitt 5.2.3 enthalten. Abb.

5-27 zeigt die Änderungen der Materialdaten anhand der SDD für Beton und Abb. 5-28 für das Projektilmaterial und den Bewehrungsstahl.

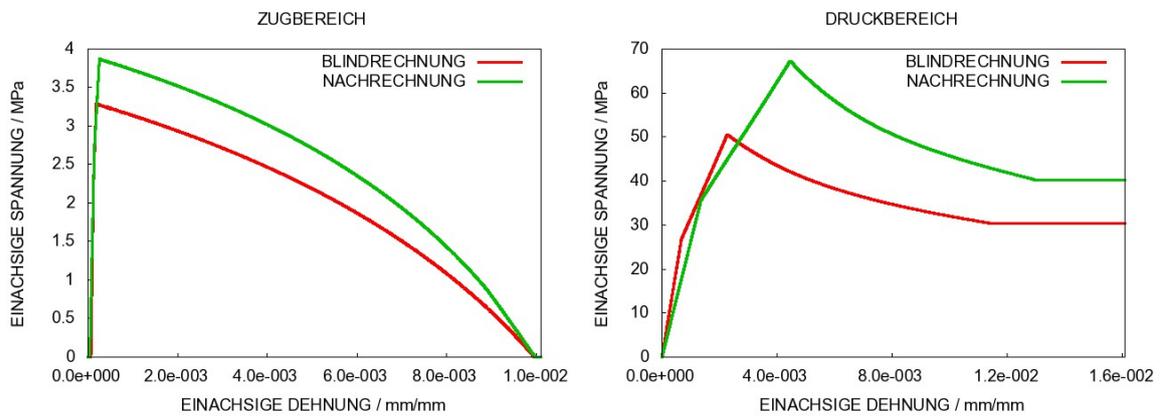


Abb. 5-27 SDD für Betondatenätze in Blind- und Nachrechnung zum IRIS Bending Versuch

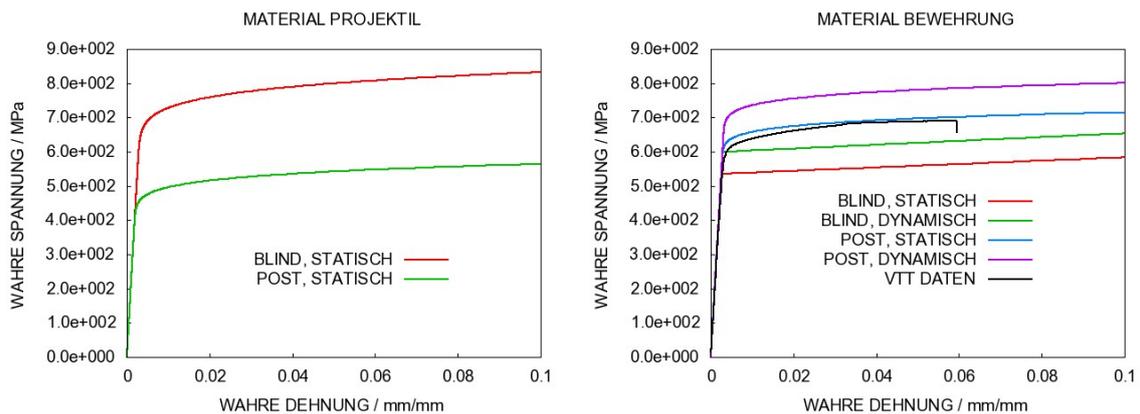


Abb. 5-28 Vergleich von SDD für Projektilwerkstoff und Bewehrungsstahl in Blind- und Nachrechnung zum IRIS Bending Versuch

Das hier zum Einsatz kommende Edelstahlmaterial zeigt gegenüber dem z. B. in Test 673 (vgl. Abschnitt 6.1) verwendeten Aluminium keine Tendenz zum Fragmentieren, sondern es neigt zu einem ausgeprägten Beulen. Abb. 5-29 zeigt neben den Beulformen in Blind- und Nachrechnung auch eine Fotografie des deformierten Projektils in Versuch B1. Hinsichtlich des Schädigungsmechanismus im Projektil bestehen geringere Unsicherheiten, da Fragmentierung und Aufreißen des Projektils hier weitestgehend unterbleiben. Aus Abb. 5-29 ist auch ersichtlich, dass das Verformungsbild in der Nachrechnung eine starke Ähnlichkeit mit dem Versuchsergebnis aufweist. Insbesondere besteht eine bessere Übereinstimmung bezüglich der Restprojektillänge.

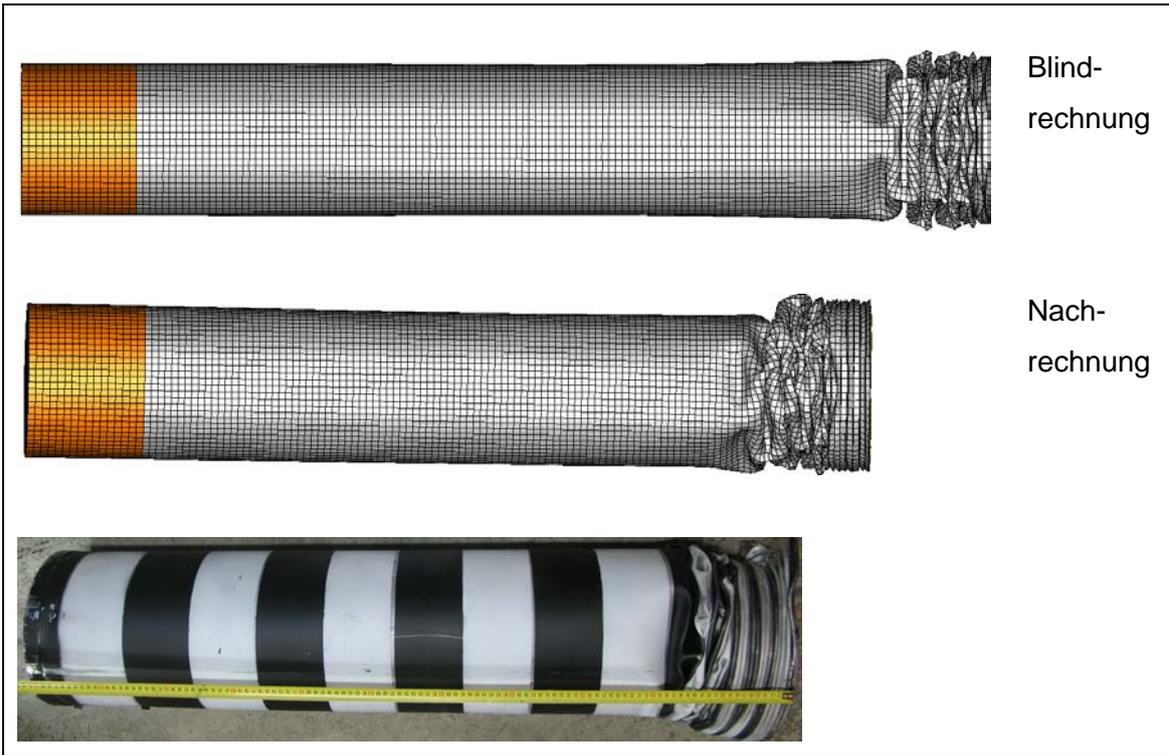


Abb. 5-29 Vergleich der Deformationen des Projektils in Blind- und Nachrechnung mit Versuch B1

Zunächst kommt es zur Ausbildung rotationssymmetrischer Beulen. Anschließend wechselt der Beulmechanismus. Die Riera-Methode mit dem Berstlastansatz nach Gln. 4.1 liefert zufriedenstellende Ergebnisse für das durchschnittliche Lastniveau (siehe Abb. 5-30). Die Aufpralldauer in den Versuchen beträgt jeweils etwa 17 ms. Infolge der zu großen Fließspannung ist das mittlere Niveau LZF für die Blindrechnung zu hoch und die Aufpralldauer zu gering.

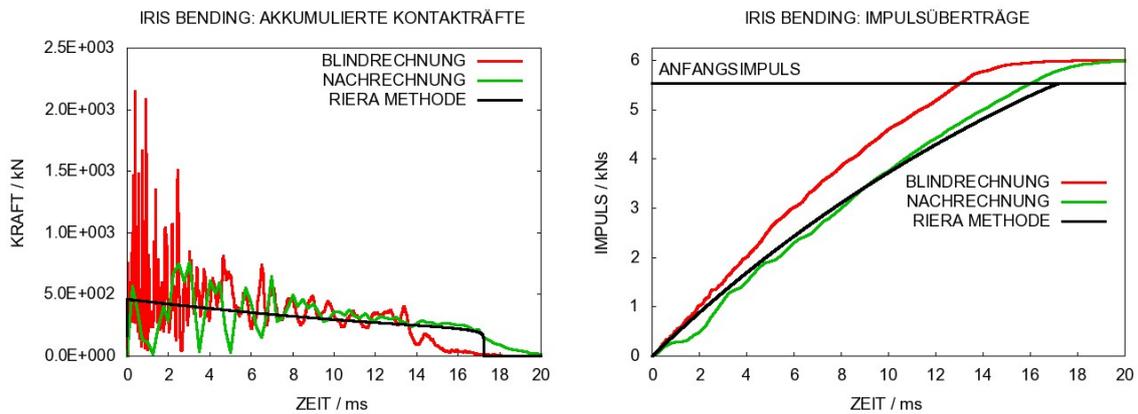


Abb. 5-30 Vergleich der Lasteinträge zum IRIS Bending Versuch

In Abb. 5-31 werden Restgeschwindigkeiten und Verschiebungen des Projektilhecks verglichen. Letztere wird mit der Berstlänge des Projektils in Verbindung gebracht. Es wird auch hier deutlich, dass die Verzögerung des Projektils in der Blindrechnung zu stark ist. Weiterhin wird die Berstlänge im Vergleich zu den Versuchen in der Blindrechnung um ca. 300 mm unterschätzt und in der Nachrechnung sehr gut approximiert. Die Ergebnisse nach der Riera-Methode decken sich auch hier weitestgehend mit den Ergebnissen der Nachrechnung.

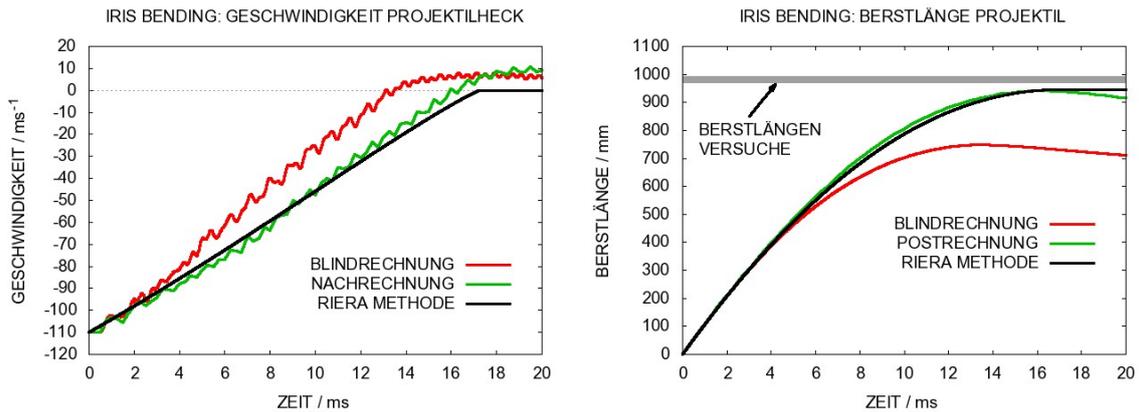


Abb. 5-31 Vergleich des Projektilverhaltens zum IRIS Bending Versuch

In Abb. 5-32 werden am Widerlager gemessene Kräfte und daraus berechnete Impulse verglichen. Hier zeigen sich in der Nachrechnung bessere Übereinstimmungen mit den Versuchsergebnissen, insbesondere bezüglich der Frequenzen und dem Dämpfungsverhalten.

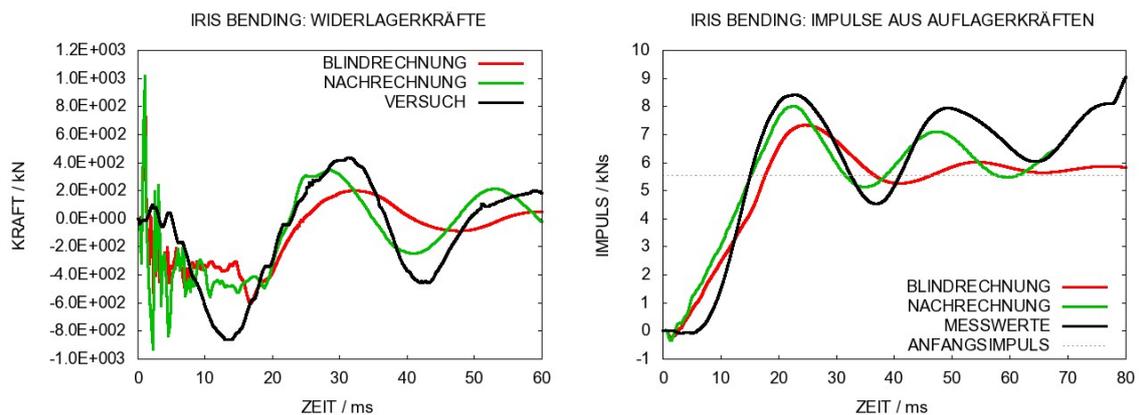


Abb. 5-32 Kräfte und Impulse am Widerlager im IRIS Bending Versuch

In Blind- und Nachrechnung simulierte zeitliche Verläufe der rückseitigen Plattenverschiebungen werden in Abb. 5-33 den Messdaten gegenübergestellt. Es zeigt sich,

dass in der Nachrechnung eine wesentlich bessere Übereinstimmung mit den Versuchsdaten erzielt wird. Die jeweiligen Maximalverschiebungen sind weitaus geringer als in der Blindrechnung und in besserer Übereinstimmung mit dem Versuchsergebnis. Bezüglich Dämpfungsverhalten der Nachschwingung und permanenter Verschiebung stimmen die Ergebnisse ebenfalls besser mit dem Versuch überein, wobei die Frequenz der Nachschwingung etwas höher ausfällt.

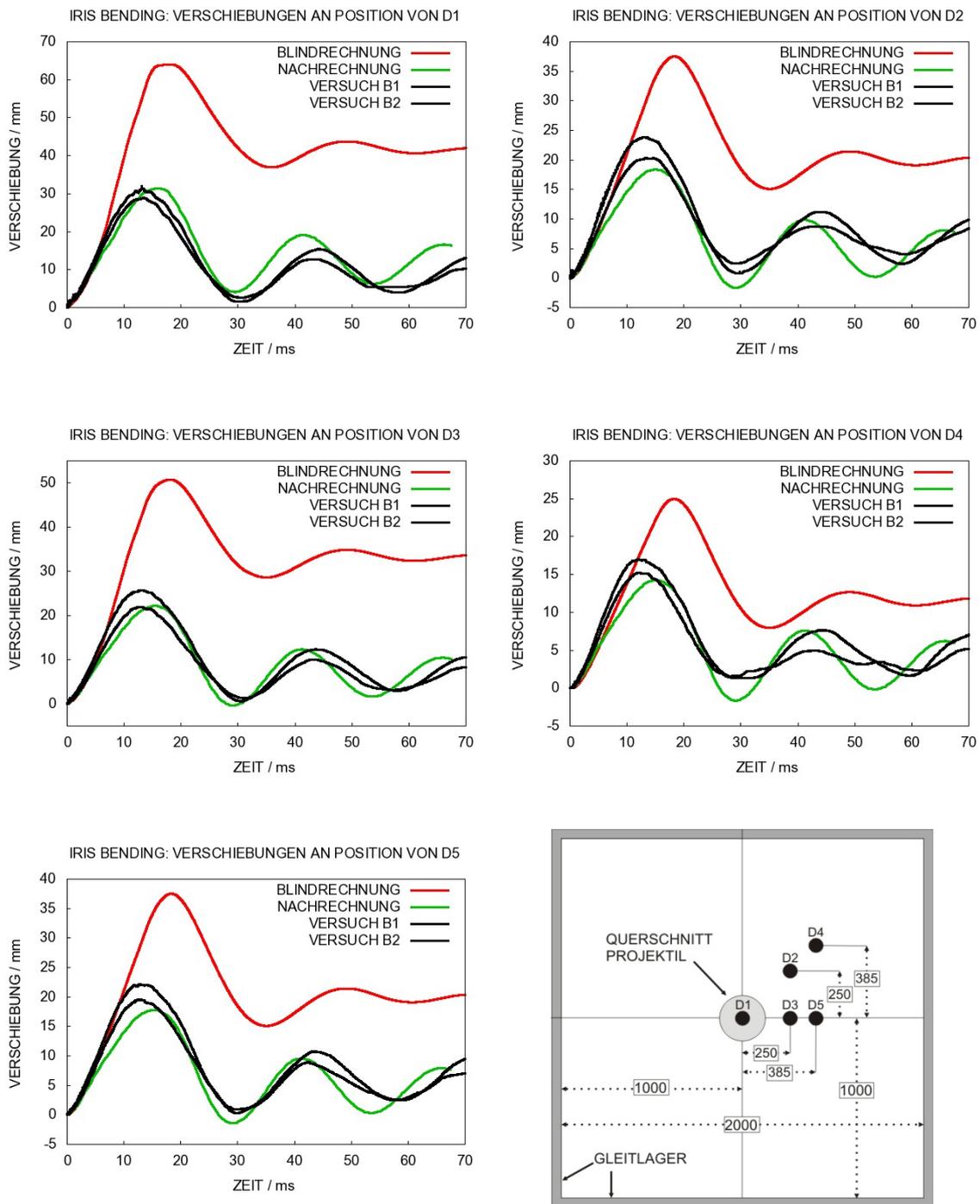
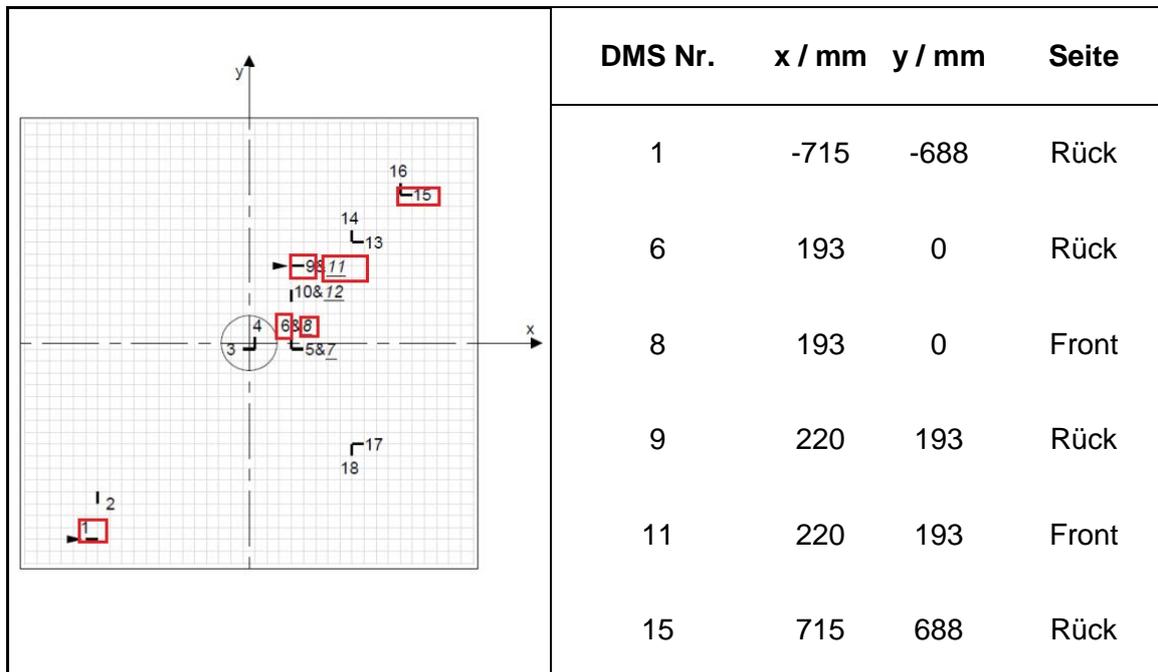


Abb. 5-33 IRIS Bending Versuche: Vergleich von berechneten Plattenverschiebungen an der Rückseite mit entsprechenden Messdaten

Während des Versuches werden Dehnungen in den Bewehrungsstäben an insgesamt 18 Positionen gemessen. Hier sollen Ergebnisse an zwei DMS auf der frontseitigen und vier DMS auf der rückseitigen Biegebewehrung aufgeführt werden. Die Positionen der DMS sind Tab. 5-5 zu entnehmen.

Tab. 5-5 Koordinaten ausgewählter DMS im IRIS Bending Versuch (Ansicht auf Frontseite der Versuchsplatte)



Aufgrund der zweiachsigen Lagerbedingung werden diagonal verlaufende plastische Gelenke in der Bewehrung vermutet. Die DMS 1, 9, 11 und 15 sollten jeweils in den Bereich der plastischen Gelenke fallen, während die DMS 6 und 8 horizontal leicht versetzt sind. Die roten Bereiche der Konturplots in Abb. 5-34 zeigen plastische Dehnungen über 0,9 % auf der rückseitigen Bewehrung. In der Nachrechnung sind die Dehnungen wesentlich stärker im Zentrum lokalisiert.

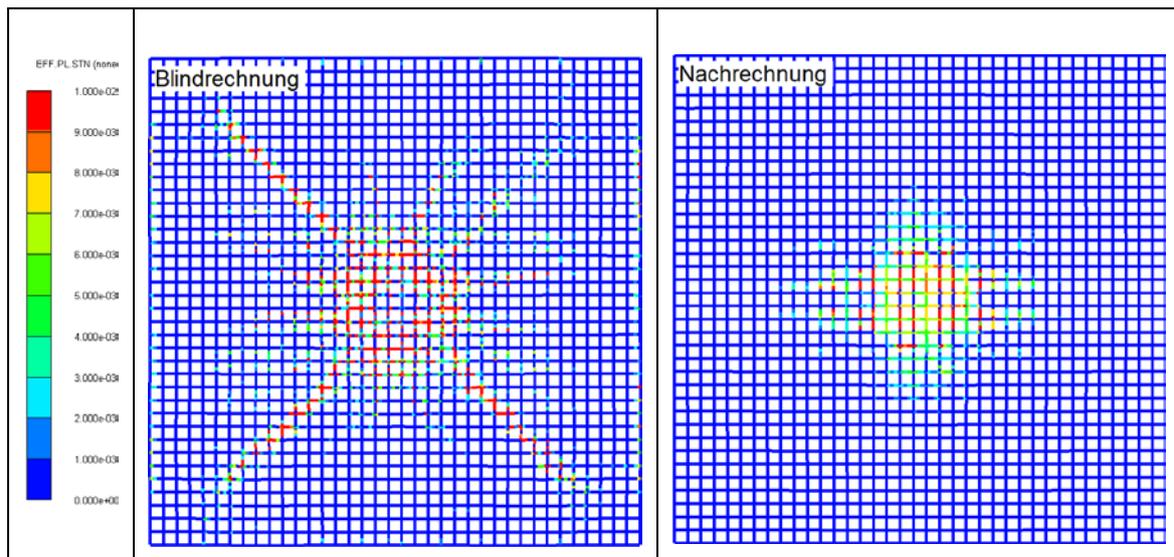


Abb. 5-34 Plastifizierung in der rückseitigen Bewehrung im IRIS Bending Versuch (Momentaufnahme 60 ms nach dem Aufprall)

Dehnungen auf der frontseitigen Bewehrung werden in Abb. 5-35 verglichen, während Abb. 5-36 Dehnungen der rückseitigen Bewehrung zeigt. An den Positionen von DMS 9 und 11 stehen lediglich Daten von Versuch B2 zur Verfügung. Auf der Frontseite (DMS 11) kommt es zunächst zu einer Stauchung und anschließend zu einer Streckung. Umgekehrt zeigt die Messung an DMS 9 auf der Rückseite zunächst eine Streckung gefolgt von einer Stauchung. Dieses Ergebnis ist typisch für eine Biegeschwungung. Die Dehnungen auf der Rückseite fallen insgesamt deutlich größer aus.

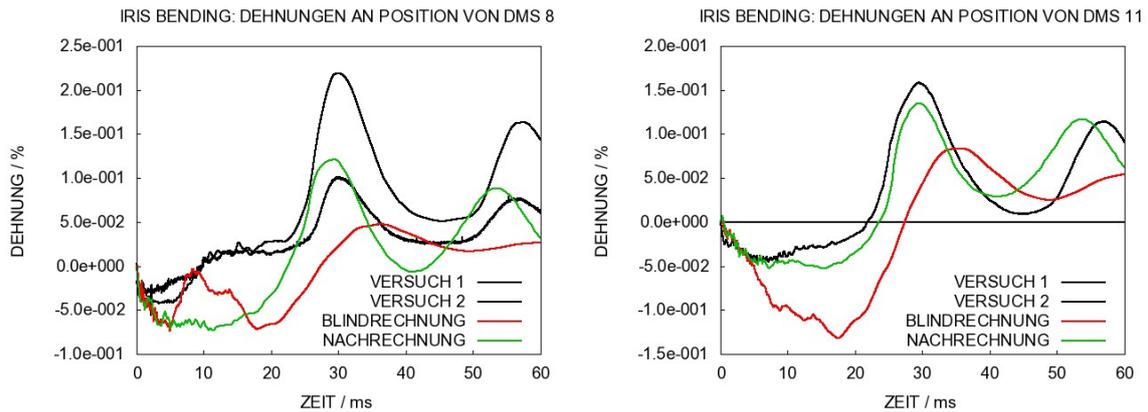
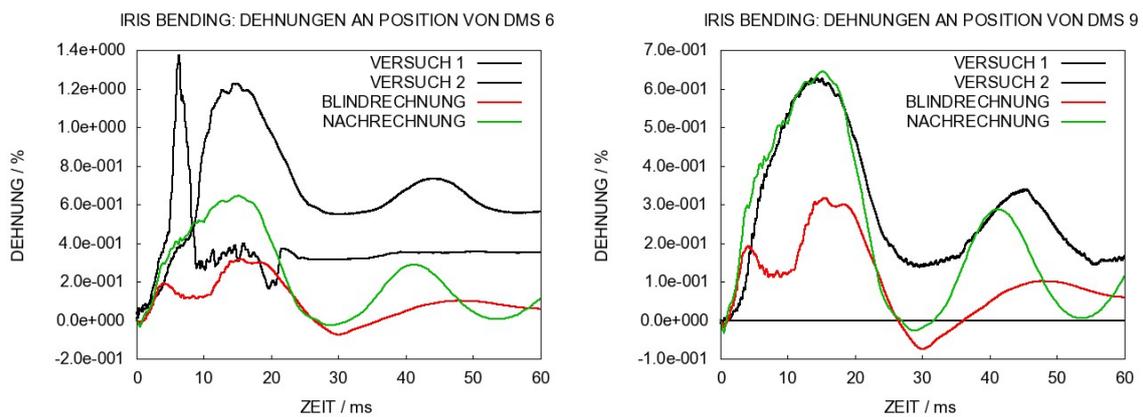


Abb. 5-35 Dehnungen auf der frontseitigen Bewehrung im IRIS Bending Versuch

Die höchsten Messwerte treten mit ca. 1,4 % an der Position von DMS 6 auf. Der Vergleich der Messdaten an DMS 1 und DMS 15 zeigt, dass die Dehnungsverteilung eine Punktsymmetrie gemäß dem Verlauf der Fließgelenke aufzuweisen scheint. Dies gilt ebenfalls für die Nachrechnung.



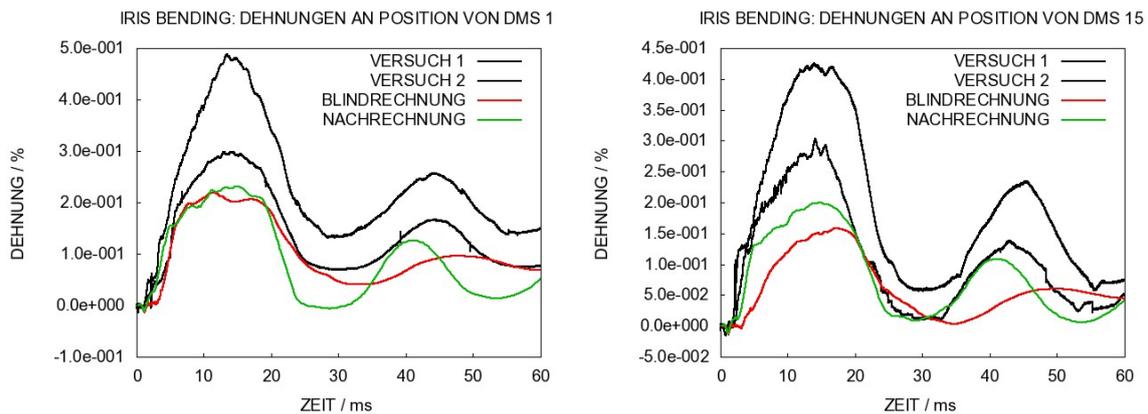


Abb. 5-36 Dehnungen auf der rückseitigen der Bewehrung im IRIS Bending Versuch

5.2.3 Sensitivitäten der Ergebnisse

In diesem Abschnitt soll die Vorgehensweise der Modellverbesserung zwischen Blind- und Nachrechnung erläutert werden. Dabei wird eine Reihe von Sensitivitäten aufgezeigt. Ziel ist es, die Einflüsse der in Abschnitt 5.2.2 getätigten Modellverbesserungen auf das Simulationsergebnis herauszuarbeiten. Als Unterscheidungsmerkmale der Simulationsergebnisse werden die Zeitverläufe der rückseitigen Plattenverschiebung an den ausgewählten Positionen von D1 und D2 (siehe Abb. 5-33) verglichen. Die Rechnungen unterscheiden sich jeweils lediglich durch einen Modellierungsparameter, um dessen Einfluss auf die Ergebnisse isoliert zu untersuchen.

Der Einfluss des derzeit begrenzten Ansatzes zur Berücksichtigung der Dehnratenabhängigkeit des Projekttilmaterials (siehe Abschnitt 2.3.3.2) ist erheblich, wie der Vergleich in Abb. 5-37 zeigt. Das CS-Modell liefert einen um über 100 % höheren Maximalwert für die zentrale Verschiebung als das JC-Modell. Die Ursache dafür dürfte in den Unterschieden der LFZ (siehe Abb. 5-30) infolge der begrenzten Berücksichtigung der Dehnratenabhängigkeit des Projekttilmaterials liegen. Die Rechnungen zum Meppener Versuch zeigten bereits eine ähnliche Tendenz bei der Reaktion des Stahlbetontargets (vgl. Abb. 5-15). Bei den deutlich kleineren Abmessungen der VTT Versuche dominiert die Berstlast des Projekttils die LZF (vgl. /HEC 09/). Bei den Meppener Versuchen weist hingegen der Massenstrom einen deutlich höheren Anteil an der LZF auf (vgl. Abb. 4-29). Demzufolge sind die Auswirkungen auf die Plattenschädigung infolge der höheren Fließspannung im CS-Modell für die VTT-Versuche deutlich höher. Es

wird deutlich, dass das CS-Modell eine nicht adäquate Wahl für die Beschreibung des Projektilmaterials darstellt. Ausgehend von dieser Untersuchung wurde in sämtlichen nachfolgenden Rechnungen das JC-Modell verwendet.

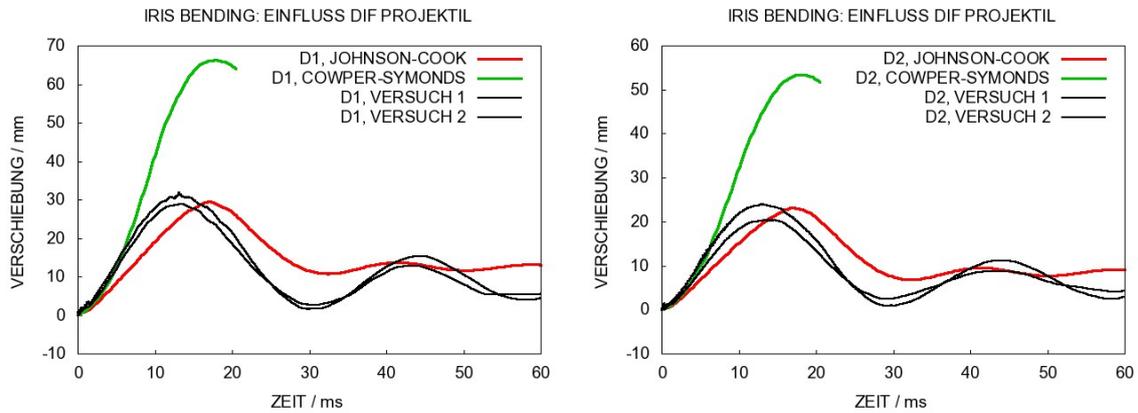


Abb. 5-37 Einfluss des Projektilmaterials auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch

Für die IRIS Bending Versuche wurde für den Elastizitätsmodul des Betonwerkstoffs nachträglich ein Wert von ca. 29,5 GPa angegeben. Ferner wurde für die Poissonzahl der Wert 0,2 verwendet. Ausgehend von diesen Anpassungen berechnet man gemäß Abschnitt 2.3.2.4 einen modifizierten Parametersatz. In Abb. 5-38 wird der Einfluss einer Anpassung des Elastizitätsmodul herausgestellt. Die Verringerung des E-Moduls für Beton äußert sich erwartungsgemäß in der Erhöhung von Maximalverschiebung und Verringerung der Frequenz der geschädigten Platte.

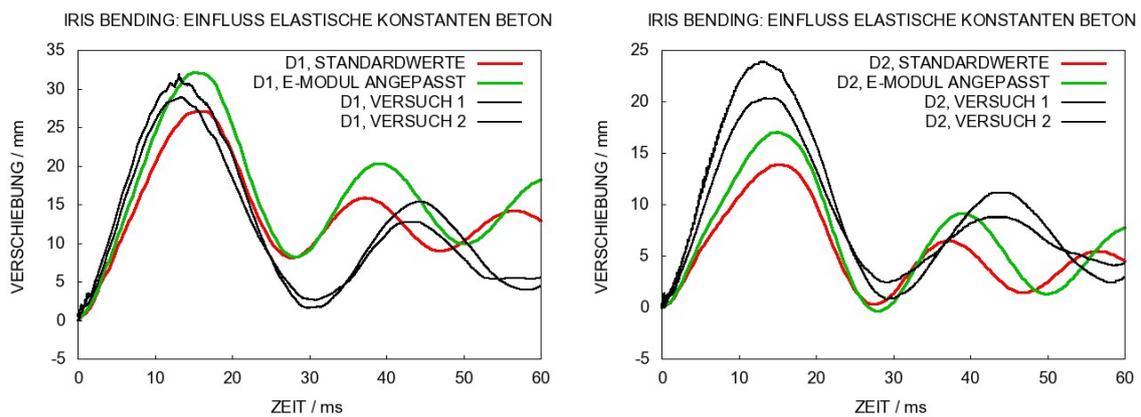


Abb. 5-38 Einfluss des Elastizitätsmodul von Beton auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch

In Abb. 5-39 werden Plattenverschiebungen zu zwei verschiedenen Betondruckfestigkeiten verglichen. In den Parametersätzen wurden sämtlich Parameter mit Druckfestigkeitsabhängigkeit angepasst. Bemerkenswert ist hierbei, dass die höhere Druckfestigkeit von 67,3 MPa zu einer höheren Plattenauslenkung und einer geringeren Steifigkeit der geschädigten Platte führt. Eine mögliche Erklärung dieses Verhaltens könnte darin bestehen, dass der DIF im Zugbereich des Betons mit der Druckfestigkeit abnimmt (vgl. Abb. 2-7).

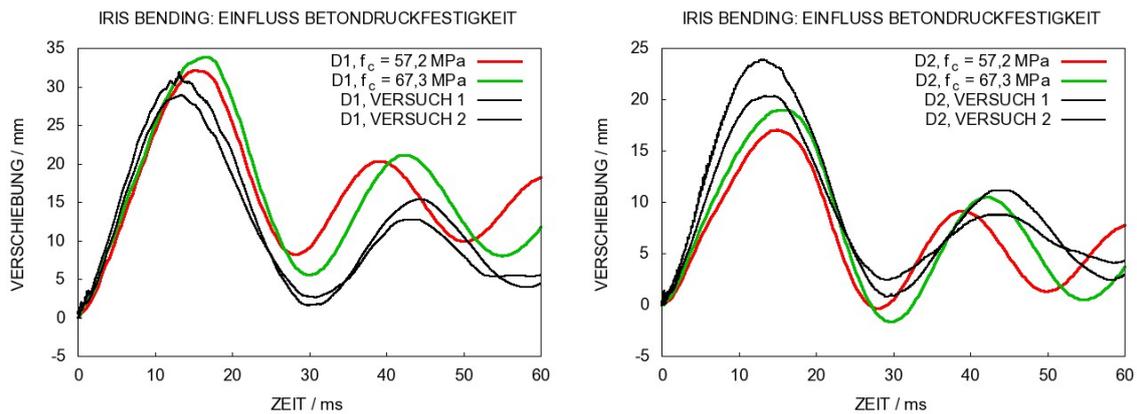


Abb. 5-39 Einfluss der Betondruckfestigkeit auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch

Der Effekt der Zugfestigkeit wird in Abb. 5-40 deutlich. Hier erhält man das erwartete Ergebnis, dass eine höhere Zugfestigkeit eine geringere Plattenverschiebung bewirkt. Die betrachteten Werte von $f_t = 3,71$ MPa und $f_t = 4,04$ MPa befinden sich im üblichen Streubereich der Ergebnisse für Beton ähnlicher Herstellungsbedingungen im Rahmen des VTT IMPACT Projektes. Der Effekt auf die maximale Plattenverschiebung ist im Hinblick auf den geringen Unterschied der Zugfestigkeiten durchaus signifikant. Bei einer um ca. 9 % erhöhten Zugfestigkeit verringert sich die zentrale Plattenverschiebung um über 20 %.

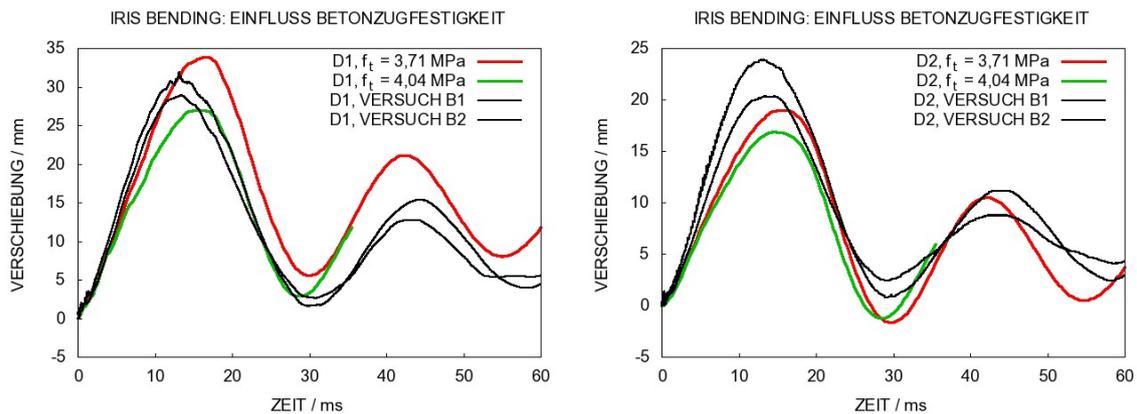


Abb. 5-40 IRIS Bending Versuch: Einfluss der Zugfestigkeit auf Verschiebungen an Position D1 und D1 (siehe Abb. 5-33)

Schlussfolgernd stellt man aus den Vergleichen in Abb. 5-39 und Abb. 5-40 fest, dass für diese Art von Durchbiegungsversuchen der Einfluss der Zugfestigkeit bedeutend höher als der Einfluss der Druckfestigkeit ist. Dies ist aufgrund der Unsicherheiten bei der Messung von Zugfestigkeiten bemerkenswert.

Der Einfluss der Parameter des Bewehrungsmaterials wird in Abb. 5-41 herausgearbeitet. In praktischen Anwendungen wird vielfach ein bilinearer Ansatz für die SDD von Stahl verwendet, welcher hier über die Parameter $A = 535$ MPa, $B = 500$ MPa und $n = 1$ (vgl. Gln. 2.24) realisiert ist. Im Vergleich zu Ergebnissen einer Rechnung, bei der die Parameter gemäß der in Abschnitt 2.3.3.2 beschriebenen Vorgehensweise an gegebene SDD angepasst wurden, zeigt, dass die Bewehrungsbeschreibung einen erheblichen Einfluss auf die Ergebnisse haben kann. Der bilineare Ansatz führt zu knapp 50 % höheren maximalen Plattenverschiebungen. Weiterhin fällt die Frequenz der Nachschwingung leicht geringer aus, was eine höhere Plattenschädigung andeutet.

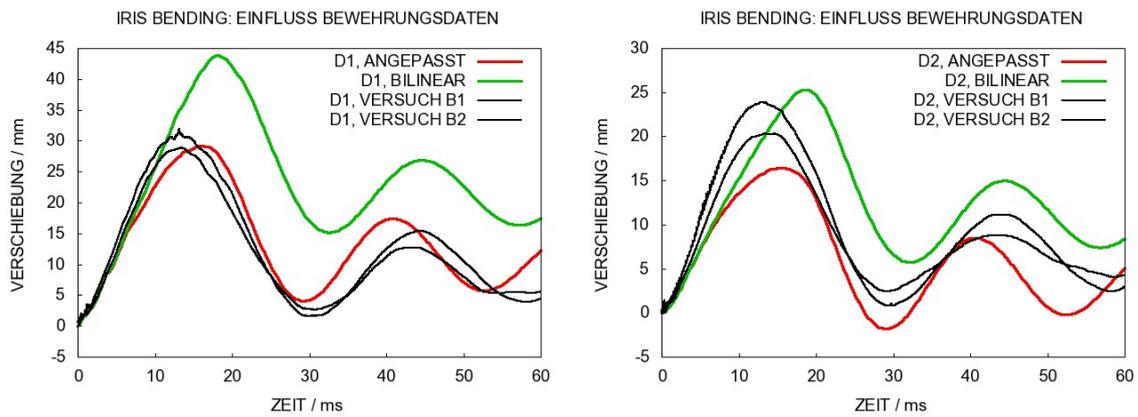


Abb. 5-41 Einfluss der Bewehrungsdaten auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch

Vielfach wurden im Rahmen dieses Vorhabens Abhängigkeiten von Parameter des HGD festgestellt (vgl. Abb. 5-15), daher wurde auch für diesen Testfall eine Parameterstudie bezüglich HGD durchgeführt. Abb. 5-42 vergleicht Ergebnisse zu verschiedenen HGD-Algorithmen, wohingegen in Abb. 5-43 der Einfluss der Dämpfungskonstante für den HGD-Algorithmus nach Hallquist /HAL 06/ herausgestellt ist. Für diesen konkreten Testfall scheint der Einfluss der Parameter des HGD unbedeutend zu sein. Dennoch erscheint es im Hinblick auf die Befunde in anderen Simulationen ratsam, diesbezügliche Parameterstudien durchzuführen, um ggf. Anpassungen bei der Vernetzung vorzunehmen.

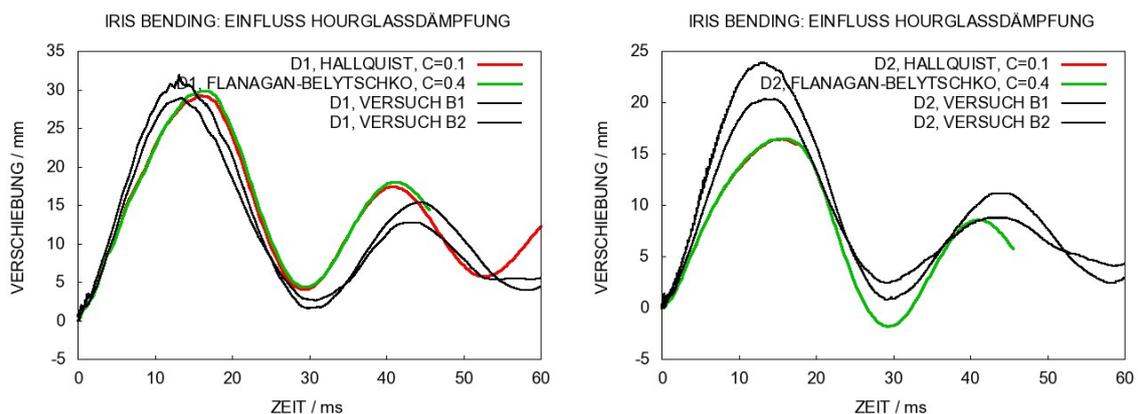


Abb. 5-42 IRIS Bending Versuch: Einfluss des HGD Algorithmus auf Verschiebungen an Position D1 und D1

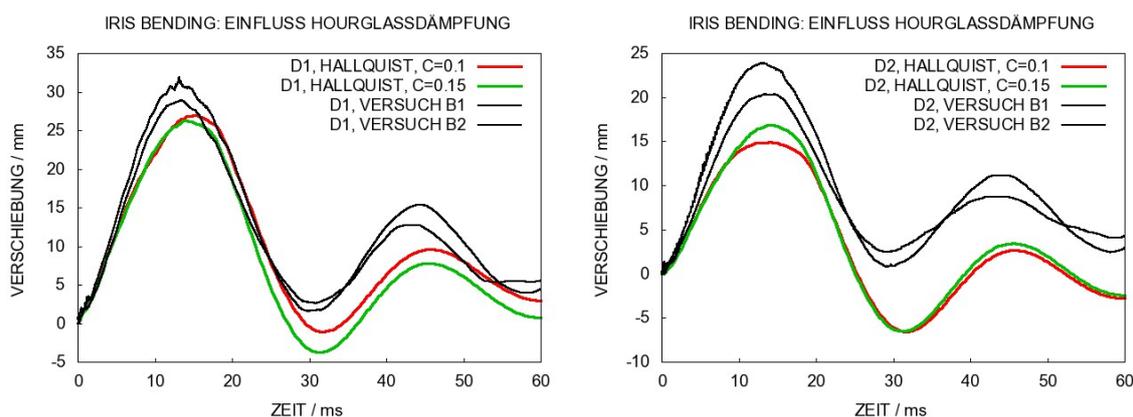


Abb. 5-43 IRIS Bending Versuch: Einfluss der HG-Dämpfungskonstante auf Verschiebungen an Position D1 und D1

Wie Abb. 5-44 zeigt, ist der Einfluss der Genauigkeit der Berechnung auf die Simulationsergebnisse nicht vernachlässigbar. In diesem konkreten Beispiel wird für eine doppelt genaue Rechnung eine stärkere Schädigung simuliert. Diese Beobachtung kann nicht verallgemeinert werden, da entsprechende Sensitivitätsstudien zu anderen Rechenmodellen (z. B. Abb. 5-17 und Abb. 5-56), bei denen die Schädigung in einfacher Genauigkeit höher ausfällt. In diesem konkreten Beispiel scheint die Rechnung in doppelter Genauigkeit besser die Dämpfung der Schwingung wiederzugeben.

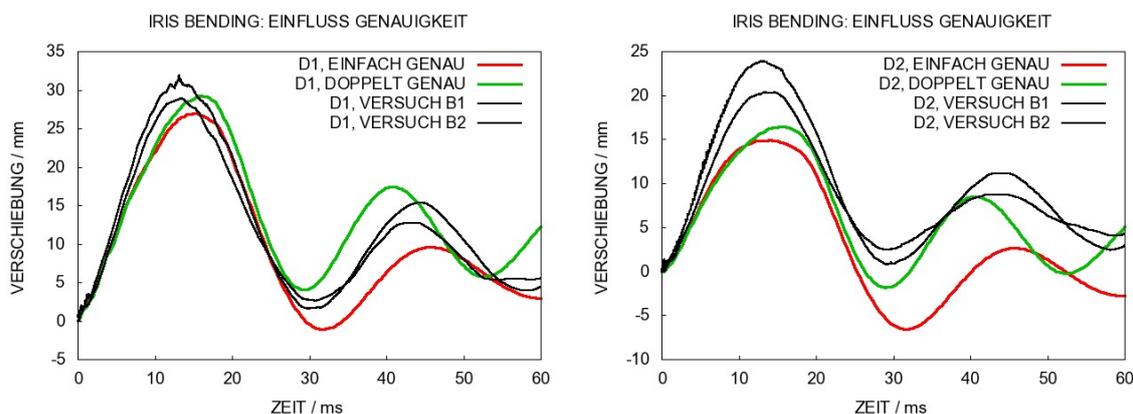


Abb. 5-44 Einfluss der Genauigkeit auf die Simulationsergebnisse im IRIS Bending Versuch

Schlussfolgernd stellt man fest, dass sowohl Parameter der Materialdaten als auch rein numerische Parameter einen wesentlichen Einfluss auf die Simulationsergebnisse haben können. Als wesentliche Ursache für die Überschätzung der Maximalen Plattenverschiebung wurde der nicht adäquat gewählte DIF des Projektilmaterials identifiziert.

5.3 VTT Punching Rupture Mode Versuch

Bei diesem am VTT Versuchsstand durchgeführten Versuch perforiert ein starres Projektil eine Stahlbetonplatte. In Abschnitt 5.3.1 wird der Versuch detailliert beschrieben. Abschnitt 5.3.2 beschreibt das Rechenmodell und die Interpretation der Blindrechnung. Die Ergebnisse der GRS-Blindrechnung wurde zusammen mit Ergebnissen anderer Teilnehmer des VTT IMPACT Projektes bei der Konferenz SMiRT21 /CAL 11a/ vorgestellt. Modellanpassungen für Nachrechnungen nach Bekanntgabe der Versuchsergebnisse werden in Abschnitt 5.3.3 diskutiert.

5.3.1 Versuchsbeschreibung, Voranalysen und Versuchsergebnisse

Zur Klärung der Reproduzierbarkeit von Versuchsergebnissen wurde der IRIS Punching Versuch insgesamt dreimal unter ähnlichen Randbedingungen durchgeführt. Die einzelnen Versuche werden im Folgenden mit P1, P2 und P3 bezeichnet. Das hierzu eingesetzte starre Projektil ist in Abb. 5-45 schematisch dargestellt. Es entspricht dem Stoßkörper der VTT Versuchsmatrix A. Abweichend von Test 699 (vgl. Abschnitt 6.3.1) ist hier zusätzlich am Heck ein Aluminiumrohr zur Abschätzung der Restgeschwindigkeit aus HS-Kameraaufnahmen angebracht. Die Aufprallgeschwindigkeit beträgt $v_0 = 135$ m/s bei einer Projektilmasse von $m_p = 47$ kg.

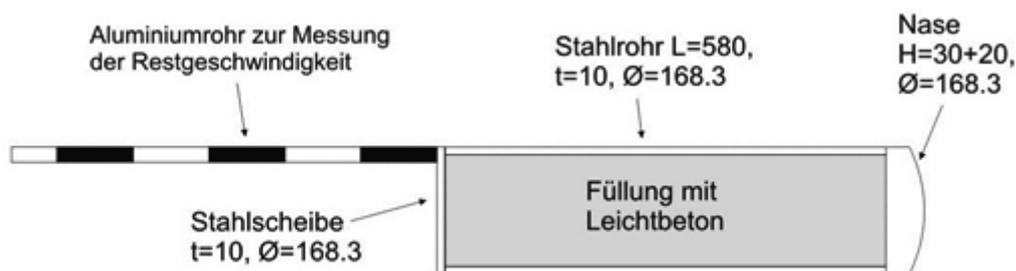


Abb. 5-45 Projektilgeometrie der VTT Punching Rupture Mode Versuche

Die Versuchsplatte weist die äußeren Abmessungen $2,1 \times 2,1 \times 0,25$ m auf. Sie ist entlang eines Quadrates mit 2 m Kantenlänge zweiachsig gleitend gelagert. Biegebewehrung wird durch ein quadratisches Netz mit Kantenlänge 90 mm auf Front- und Rückseite realisiert. Die Bewehrungsstäbe weisen einen kreisförmigen Querschnitt mit dem Durchmesser 10 mm auf. Diese Anordnung entspricht einem Bewehrungsgrad von ca. $8,98 \text{ cm}^2/\text{m}$ bzw. von etwa $r = 0,36$ % pro Seite und Richtung (JSJR). Es wird keinerlei Schubbewehrung verwendet.

Ob ein starrer Stoßkörper eine Stahlbetonwand durchdringt, wird häufig durch empirische Formeln abgeschätzt. Diese sind jeweils anhand bestimmter Versuchsreihen validiert. Li /LIQ 05/ gibt einen umfassenden Überblick über verschiedene bislang entwickelte empirische Formeln. Einige Formeln berechnen eine Grenzgeschwindigkeit v_l . Für $v_0 > v_l$ wird Perforation vorhergesagt. In diesem Bericht werden exemplarisch Ergebnisse für zwei Formeln angegeben. Die Grenzgeschwindigkeit nach der CEA-EDF Formel errechnet sich nach Gln. 5.1.

$$v_{l,CEA-EDF} = 1.3 \cdot \rho_c^{1/6} \cdot f_c^{1/2} \cdot \left(\frac{U \cdot H^2}{\pi \cdot m_p} \right)^{2/3} \cdot (r + 0.3)^{1/2} \quad (5.1)$$

Die Gln. 5.2 – Gln. 5.3 geben die UKAEA Formel an.

$$v_{l,UKEA} = \begin{cases} v_a & \text{für } v_a \leq 70 \text{ m/s} \\ v_a \cdot \left(1 + \left(\frac{v_a}{500} \right)^2 \right) & \text{für } v_a > 70 \text{ m/s} \end{cases} \quad (5.2)$$

$$v_a = 1.3 \cdot \rho_c^{1/6} \cdot k_c^{1/2} \cdot \left(\frac{U \cdot H^2}{\pi \cdot m_p} \right)^{2/3} \cdot (r + 0.3)^{1/2} \cdot \left[1.2 - 0.6 \left(\frac{U}{H} \right) \right] \quad (5.3)$$

Hierbei ist ρ_c die Betondichte, f_c die Betondruckfestigkeit, U der Umfang des Projektilquerschnittes, m_p die Projektilmasse, H die Betonwandstärke, $k_c = f_c$ für $f_c \leq 37$ MPa und $k_c = 37$ MPa für $f_c > 37$ MPa. Die Formeln berücksichtigen jeweils den Bewehrungsgrad r (JSJR) in %.

Eine Abschätzung der Restgeschwindigkeit v_r bei Überschreitung der Perforationsgrenze v_l lässt sich laut /KAR 79/ bei gegebener Projektil- und Stanzkegelmasse m_p und m_k gemäß Gln. 5.4 vornehmen.

$$v_r = \left[\frac{v_0^2 - v_l^2}{1 + \frac{m_k}{m_p}} \right]^{1/2} \quad (5.4)$$

Zur Berechnung der Stanzkegelmasse bzw. des Stanzkegelvolumens wird der Stanzwinkel nach Gln. 5.5 abgeschätzt. Die entsprechenden Größen werden in Abb. 5-46 veranschaulicht.

$$\alpha = \frac{\pi}{4} \cdot \left(\frac{D}{H}\right)^{\frac{1}{3}} \leq \frac{\pi}{3} \quad (5.5)$$

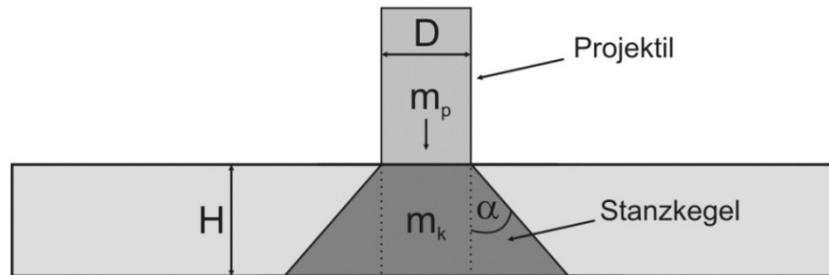


Abb. 5-46 Zur Definition des Stanzkegelwinkels

Tab. 5-6 stellt die Versuchsergebnisse den Abschätzungen der empirischen Formeln gegenüber. In sämtlichen Versuchen kam es zur Perforation. Die Abschätzungen der Restgeschwindigkeiten anhand von HS-Kamerabildern liefern Werte zwischen 32,4 bis 47,1 m/s. Anhand der empirischen Formeln wird ebenfalls Perforation vorhergesagt, wobei die Restgeschwindigkeiten zufriedenstellend mit dem Streubereich von P2 übereinstimmen.

Tab. 5-6 Grenz- und Restgeschwindigkeiten nach empirischen Formeln im Vergleich zu Versuchsergebnissen

	CEA-EDF	UKAEA	P1	P2	P3
v_l / ms^{-1}	118,9	123,4	-	-	-
v_r / ms^{-1}	47,0	40,22	32,4 – 35,3	43,4 – 47,1	34,2 – 37,5

Abb. 5-47 gibt einen Überblick über den Schadenszustand der Versuchsplatte in Versuch P1. Auf der Frontseite der Bewehrung wurden jeweils ein Stab und auf der Rückseite je zwei vertikale bzw. horizontale Stäbe zertrennt. Der Querschnitt des sichtbaren Loches entspricht dem Projektilquerschnitt. Anhand der Plattenquerschnitte wird deutlich, dass das Projektil zunächst in einer sog. Tunnelphase bis etwa zur halben Plattendicke eindringt. Anschließend kommt es zu einer Phase der Stanzkegelausbildung. Da die horizontale Bewehrung außen liegt, ist die Ausdehnung der Fläche mit Scabbing in horizontale Richtung etwas größer. Ferner ist erkennbar, dass die Bewehrungsstäbe auf der Rückseite auseinandergebogen wurden.

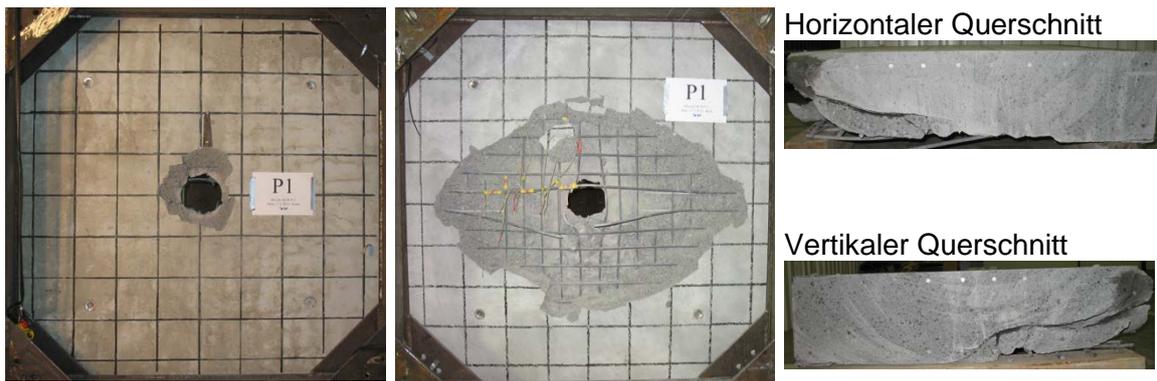


Abb. 5-47 Schädigungsbilder der Versuchsplatte im Versuch P1

5.3.2 Modellierung und Vorhersagen der „blinden“ Vorausrechnung

Abb. 5-48 zeigt das Rechenmodell der Blindrechnung. Die durchschnittliche Elementkantenlänge beträgt 11,25 mm bei 22 Elementschichten über die Plattendicke. Für die Stärke der Betonüberdeckung werden 20 mm angenommen. Für die HGD wird die viskose Form mit Standardparametern gewählt. Es wird eine Kombination von Erosionskriterien verwendet. Zum einen werden Elemente ab einer geometrischen Dehnung über 150 % und zum anderen beim Unterschreiten einer bestimmten Zeitschrittgröße aus der Rechnung entfernt. Die Massenerhaltung erodierter Elemente ist aktiviert. Horizontale Bewehrungsstäbe sind jeweils in einer Ebene angeordnet und untereinander verbunden. Eine Übersicht über die Modellgröße gibt Tab. 5-7.

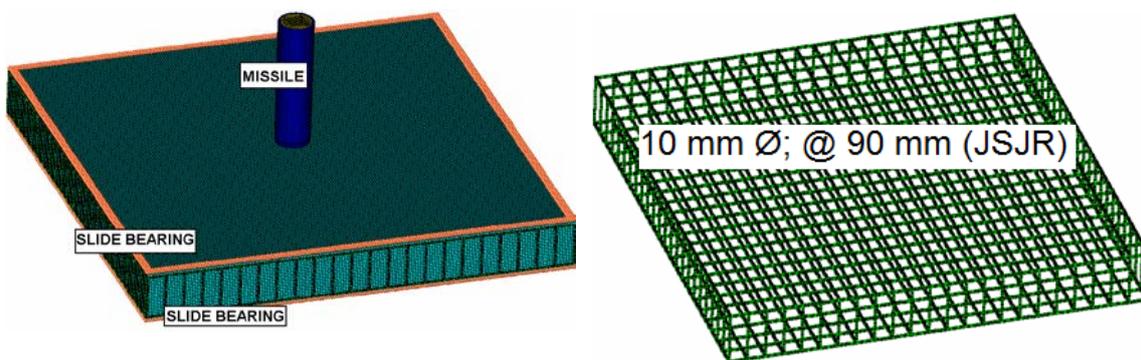


Abb. 5-48 Rechenmodell der Blindrechnung im IRIS Punching Versuch

Tab. 5-7 Überblick über die Modellgröße und Bestandteile für den IRIS Punching Versuch

Bestandteil	Element	Materialmodell	Anzahl Elemente
Beton	Volumen, red. Integration	RHT	7,45 E+05
Bewehrung	Belytschko-Balken	Johnson-Cook	19,3 E+03
Projektilstahl	Volumen, red. Integration	Johnson-Cook	3,64 E+03
Projektilfüllung	Volumen, red. Integration	Drucker-Prager	1,04 E+04

Detaillierte Angaben zu den Materialdaten, insbesondere zur Charakterisierung des Betons, waren für diesen Versuch zunächst nicht verfügbar. Vielmehr wurden typische Werte für diese Versuchsreihe bereitgestellt. Ausgehend davon wurden die Parameter für das RHT-Modell auf $f_c = 63,75$ MPa und $f_t = 4,04$ MPa angepasst. Für den Bewehrungsstahl wurde eine bilineare SDD mit der JC-Form des DIF angenommen. Die statischen Parameter $\sigma_0 = 535$ MPa, $B = 550$ MPa und $n = 1$ entsprechen dabei typischen Werten für Bewehrungsstahl (A500HW). Es wurde $C = 0,075$ bei einer Referenzdehnrate von $1,54 \text{ E-}4 \text{ s}^{-1}$ gewählt. Dieser vergleichsweise hohe Wert für C wurde derart gewählt, dass $\text{DIF} = 2$ bei einer Dehnrate von $40,3 \text{ s}^{-1}$ besteht. Gemäß /JON 89/ verdoppelt sich die Festigkeit von Stahl bei dieser Dehnrate. Materialversagen der Bewehrung wird bei 20 % plastischer Dehnung angenommen. Zur Darstellung der Leichtbetonfüllung des Projektils wurde ein Parametersatz für das Drucker-Prager Modell aus der AUTODYN Materialdatenbank übernommen. Ebenso wird für die Stahlbestandteile des Projektils ein JC-Parametersatz für Baustahl aus der AUTODYN Materialdatenbank benutzt.

Abb. 5-49 zeigt den zeitlichen Verlauf der Projektilrestgeschwindigkeit in den Blindrechnungen im Vergleich zum Streubereich der Versuchsergebnisse. Die Geschwindigkeit sinkt innerhalb von 20 ms auf annähernd Null ab und unterschätzt somit die Versuchsergebnisse.

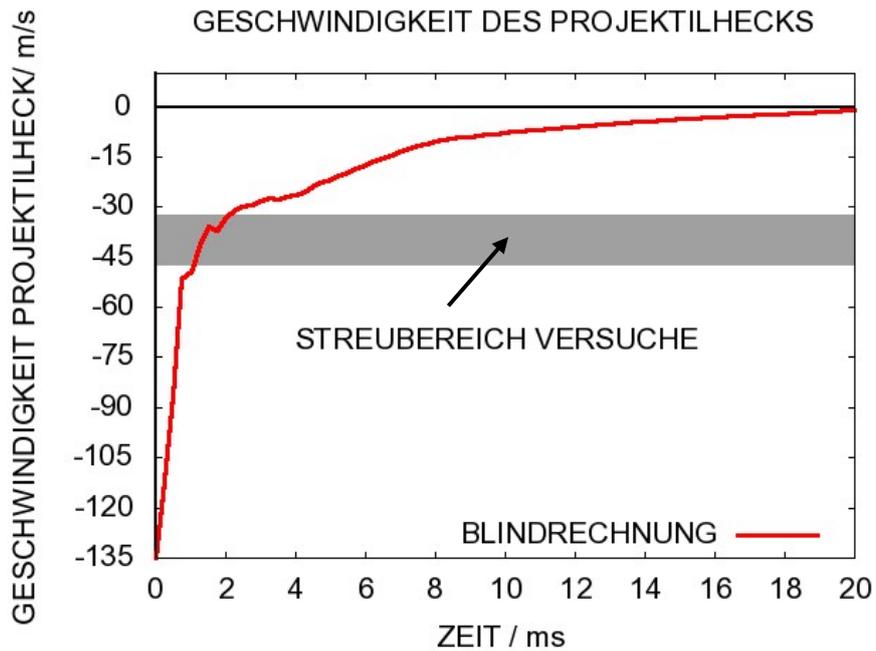


Abb. 5-49 Zeitlicher Verlauf der Projektilrestgeschwindigkeit in der Blindrechnung

Der wesentliche Teil der Stoßkraft wirkt innerhalb der ersten 2 ms. Während dieses Zeitraumes wird das Projektil in der sog. Tunnelphase stark verzögert. Die anschließend stattfindet Verzögerung ist wesentlich schwächer. In dieser Phase bildet sich der Stanzkegel aus und wird in Aufprallrichtung verschoben. Konturplots des Schädigungsparameters zeigt Abb. 5-50. Anhand des Querschnittes lassen sich die beiden Phasen der Eindringung des Projektils erkennen. Auf der Plattenrückseite wird demnach stark ausgeprägtes Scabbing erwartet.

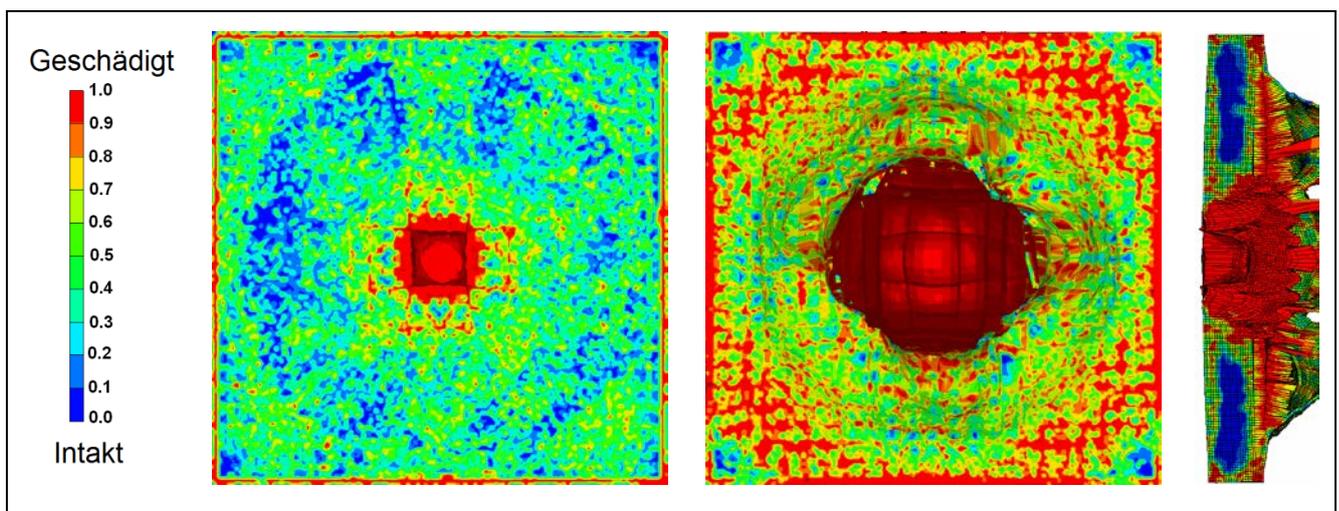


Abb. 5-50 Schädigungsparameter D des RHT-Modells in der Blindrechnung zum IRIS_2010 Punching Versuch nach 50 ms

Der Zustand der Bewehrung nach 50 ms sowie der zeitliche Verlauf der Eindringtiefe der Projektilnase sind in Abb. 5-51 dargestellt. Auf der Frontseite wird die Bewehrung durchtrennt während auf der Rückseite das Versagenskriterium nicht erreicht wird. Allerdings fallen die großen Verschiebungen und recht hohen plastischen Dehnungen von lokal über 9 % auf. Die Eindringtiefe der Projektilnase ist größer als die Dicke der Platte.

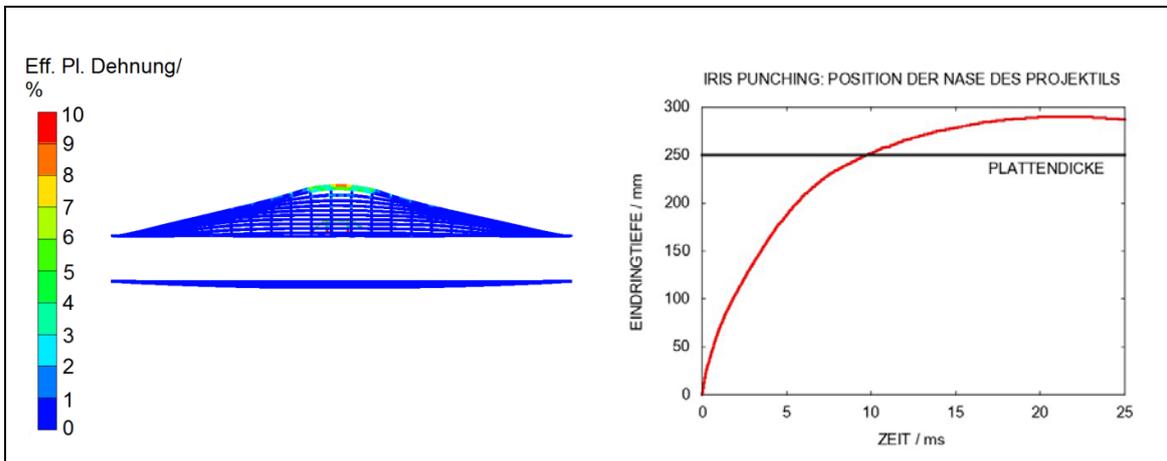


Abb. 5-51 Zustand der Bewehrung nach 50 ms und Eindringtiefe des Projektils in Blindrechnung zum IRIS_2010 Punching Versuch

Die Bewertung des Simulationsergebnisses der Blindrechnung ist, dass das Projektil die Stahlbetonplatte perforiert. Dies folgert sich aus der vollständigen Schädigung des Plattenquerschnitts, den Verformungen der Bewehrung und der Eindringtiefe des Projektils. Die Restgeschwindigkeit geht dabei nach 20 ms auf nahezu den Wert Null. Der Grund hierfür scheint eine Überschätzung der Restfestigkeit der Struktur aus Bewehrung und vollständig geschädigtem Beton zu sein, insbesondere dürfte die Membranwirkung der rückseitigen Bewehrung überschätzt werden.

Die Histogramme in Abb. 5-52 veranschaulichen den Streubereich der von den Teilnehmern blind berechneten Projektilrestgeschwindigkeiten sowie eine Auflistung der eingesetzten Rechenprogramme nach /ORB 11/. Hier sind positive Geschwindigkeiten in Richtung des Aufpralls gerichtet. Insgesamt wurden 25 Rechnungen vorgestellt. Neunmal wurde Perforation der Stahlbetonplatte vorhergesagt während 16 Rechenergebnisse einen Rückprall des Projektils andeuten. Lediglich sieben Arbeitsgruppen sagen Perforation voraus und geben eine endliche Projektilrestgeschwindigkeit an. Zwei Arbeitsgruppen haben Perforation vorhergesagt, ohne eine Restgeschwindigkeit anzugeben. Der überwiegende Teil der berechneten Rückprallgeschwindigkeiten liegt im In-

tervall zwischen -10 m/s und 0 m/s. Es ist davon auszugehen, dass viele dieser Simulationsergebnisse sich ebenfalls als Perforation interpretieren lassen würden.

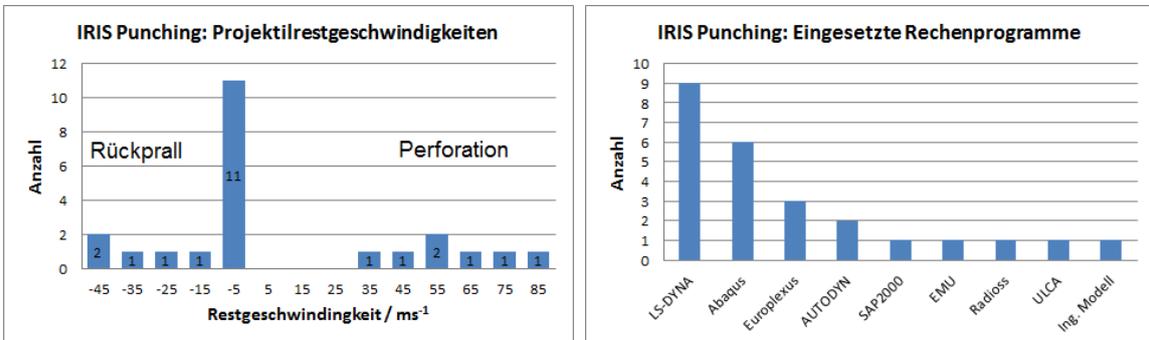


Abb. 5-52 In IRIS_2010 berechnete Restgeschwindigkeiten und verwendete Rechenprogramme (Histogramme nach /ORB 11/)

Ergänzend werden auch für diesen Versuch ausgewählte Ergebnisse von Teilnehmern am VTT IMPACT Projekt in Abb. 5-53 gegenübergestellt. Zwei Rechnungen sagen Restgeschwindigkeiten vorher, welche exakt in den Bereich der Versuchsergebnisse fallen.

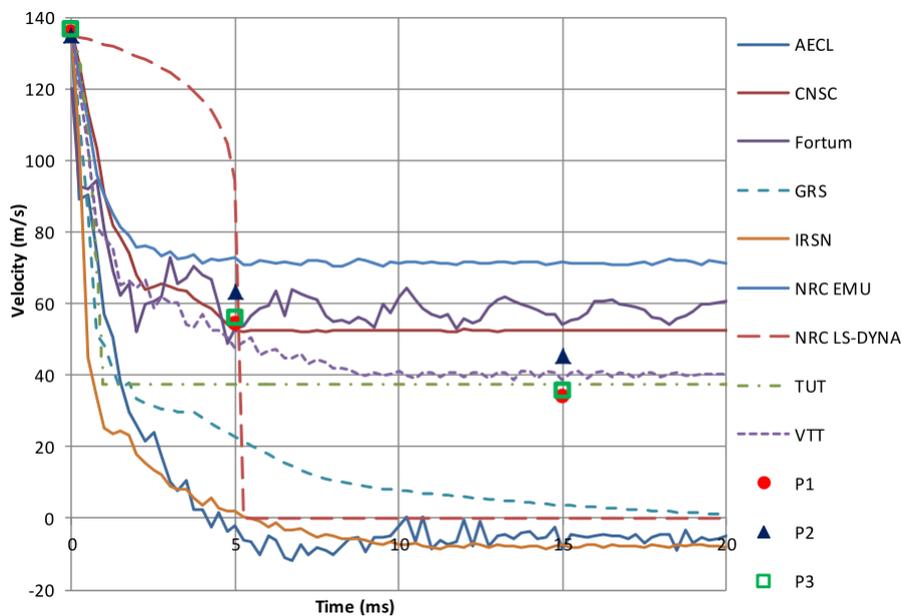


Abb. 5-53 Vergleich von Zeitverläufen „blind“ simulierter zeitlicher Verläufe von Projektilgeschwindigkeiten (Abbildung aus /CAL 11a/)

5.3.3 Modellverbesserungen im Rahmen der Nachrechnung

Es wurden einige Modellschwächen identifiziert, welche für Nachrechnungen des Versuches behoben wurden. Zum einen zeigten die Versuchsdaten, dass die Schädigung der Stahlbetonplatte nicht vollkommen symmetrisch ist (vgl. Abb. 5-47). Um Unterschiede in vertikale und horizontale Richtung abbilden zu können, wurden die Bewehrungslagen im Rechenmodell durch eine Schicht Betonelemente getrennt. Dies veranschaulicht Abb. 5-54. Dieser Modellaufbau soll ebenso das Beobachtete Aufbiegen der Bewehrungsstäbe ermöglichen. Die Anzahl der Elemente erhöht sich hierdurch leicht.

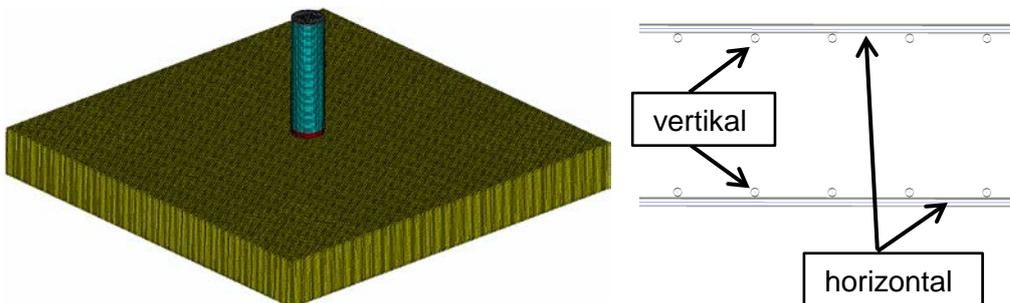


Abb. 5-54 Rechenmodell „Lagrange“ für den IRIS Punching Versuch

Das Erosionskriterium für Betonelemente ist ebenfalls ein Parameter, welche zur Überschätzung der Tragfähigkeit der Struktur beitragen kann. Deswegen wurde noch eine Modellvariante erstellt, bei der der Beton im Aufprallbereich durch die SPH Methode dargestellt wird. Um die Anzahl der SPH Partikel und damit die Rechenzeit zu beschränken, wurden die äußeren Betonbereiche mit Volumenelementen dargestellt. Sämtliche Modellbestandteile sind untereinander verbunden. Der Vorteil dieser Vorgehensweise besteht darin, dass die SPH Methode die Perforation ohne Erosionskriterium beschreiben kann. Als nachteilig ist insbesondere die anfangs erhöhte Rechenzeit anzusehen. Allerdings ist der explizite Zeitschritt des SPH Modells weitestgehend konstant. Demgegenüber können Rechnungen mit der Modellvariante „Lagrange“ infolge stark verformter Elemente zum Teil sehr geringe Zeitschritte aufweisen, was zu entsprechend hohen Rechenzeiten führen kann. In AUTODYN lassen sich SPH Partikel lediglich an Bestandteile koppeln, welche als strukturiert definiert sind. Hierdurch erhöht sich zum einen die Rechenzeit, welche für unstrukturierte Netze deutlich geringer ist. Weiterhin bedeutet dies eine erhebliche Einschränkung der Funktionalität der Modellerstellung. Beispielsweise lassen sich über die Schnittstellen zur ANSYS WORKBENCH lediglich unstrukturierte Netze einlesen. Ferner müssen für die Koppelung von Bewehrung und Beton die Knoten der Balkenelemente mit entsprechenden

SPH Partikeln zusammenfallen. Da die Optionen zur Füllung von geometrischen Körpern mit SPH Partikeln nicht sehr mächtig sind, können komplexere Bewehrungsanordnungen lediglich schwer an SPH Bestandteile gekoppelt werden. Für die hier vorliegende einfache Geometrie ist die Kopplung jedoch realisierbar (siehe Abb. 5-55). Um einen stabilen Rechenlauf zu gewährleisten, wird bei der SPH Methode eine Kombination von Abschneidebedingungen für Geschwindigkeit, Schallgeschwindigkeit, Dichte und Zeitschritt definiert.

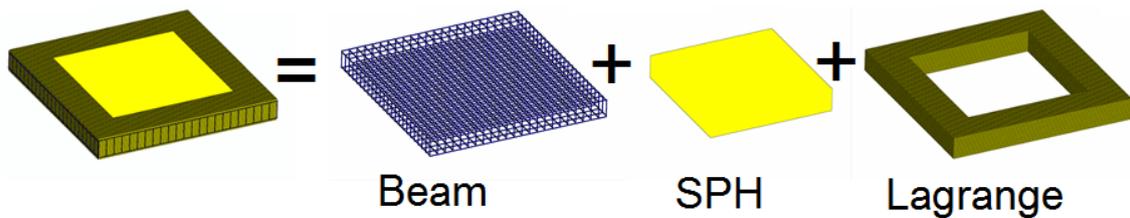


Abb. 5-55 Rechenmodell „SPH“ für den IRIS Punching Versuch

Nach einer Literaturrecherche /AMM 82/ wurden die Parameter C und Referenzdehnrates auf 0,025 bzw. $5,0 \text{ E-}5 \text{ s}^{-1}$ geändert (vgl. Tab. 2-4). Dadurch ergibt sich für eine Dehnrates von 1 s^{-1} nach Gln. 2.24 ein DIF von 1,108 im Vergleich zum Wert von 1,286 für die Parameter der Blindrechnung. Weiterhin wurde nach Bekanntgabe der Betondaten der Parametersatz auf eine Druckfestigkeit von 71 MPa geändert. Der Wert für die Zugfestigkeit verblieb bei 4,04 MPa.

Die Simulationsergebnisse der Nachrechnungen für die Projektilrestgeschwindigkeit zeigt Abb. 5-56. Es wurde jeweils in einfacher und doppelter Genauigkeit gerechnet. Es zeigt sich, dass die Restgeschwindigkeit in den SPH Modellen sowie dem in einfacher Genauigkeit berechnetem Lagrange-Modell jeweils in den Streubereich der Versuchsergebnisse fällt. Demgegenüber wird sie mit dem Lagrange-Modell in doppelter Genauigkeit unterschätzt. Bereits bei den Sensitivitätsstudien zum Meppener Versuch II/4 (vgl. Abschnitt 5.1.2) fiel auf, dass in doppelter Genauigkeit die Schädigung einer Stahlbetonplatte unterschätzt werden kann.

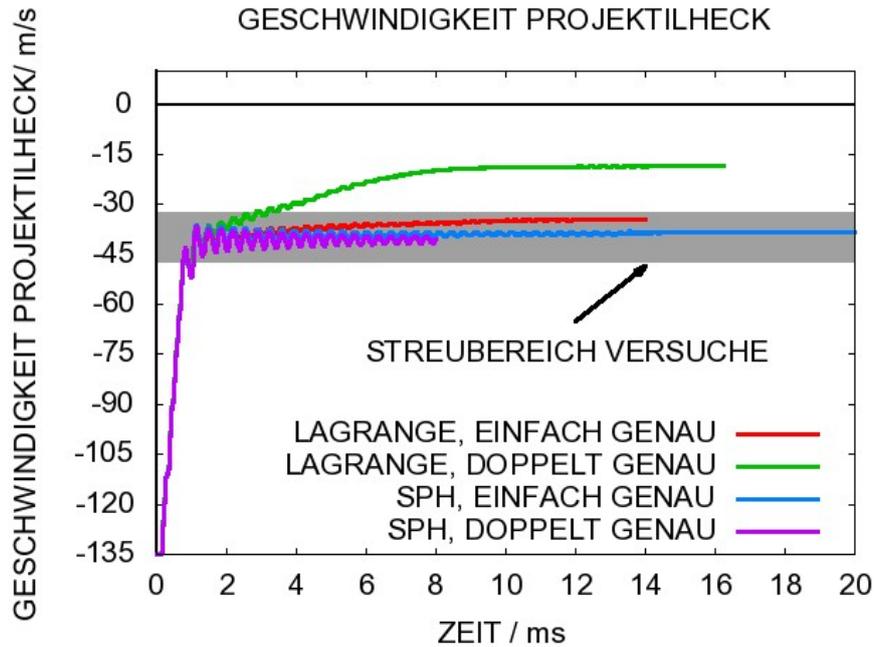


Abb. 5-56 Ergebnisse der Nachrechnungen zum IRIS Punching Versuch

Abb. 5-57 zeigt zu verschiedenen Zeiten die Vorderseite der Versuchsplatte der Rechenmodelle in einfacher Genauigkeit im Vergleich zu HS-Kameraaufnahmen. Im Versuch entspricht nach ca. 15 ms gemäß der HS-Aufnahme die Eindringtiefe des Projektils in etwa der Länge des Projektils. In den Rechenmodellen findet man zu diesem Zeitpunkt eine vergleichbare Eindringtiefe.

Für die Plattenrückseite ist ein entsprechender Vergleich in Abb. 5-58 gezeigt. Es ist anhand der Form des Scabbings erkennbar, dass die Symmetrie des Modells durch die Trennung der Bewehrungslagen aufgehoben wurde.

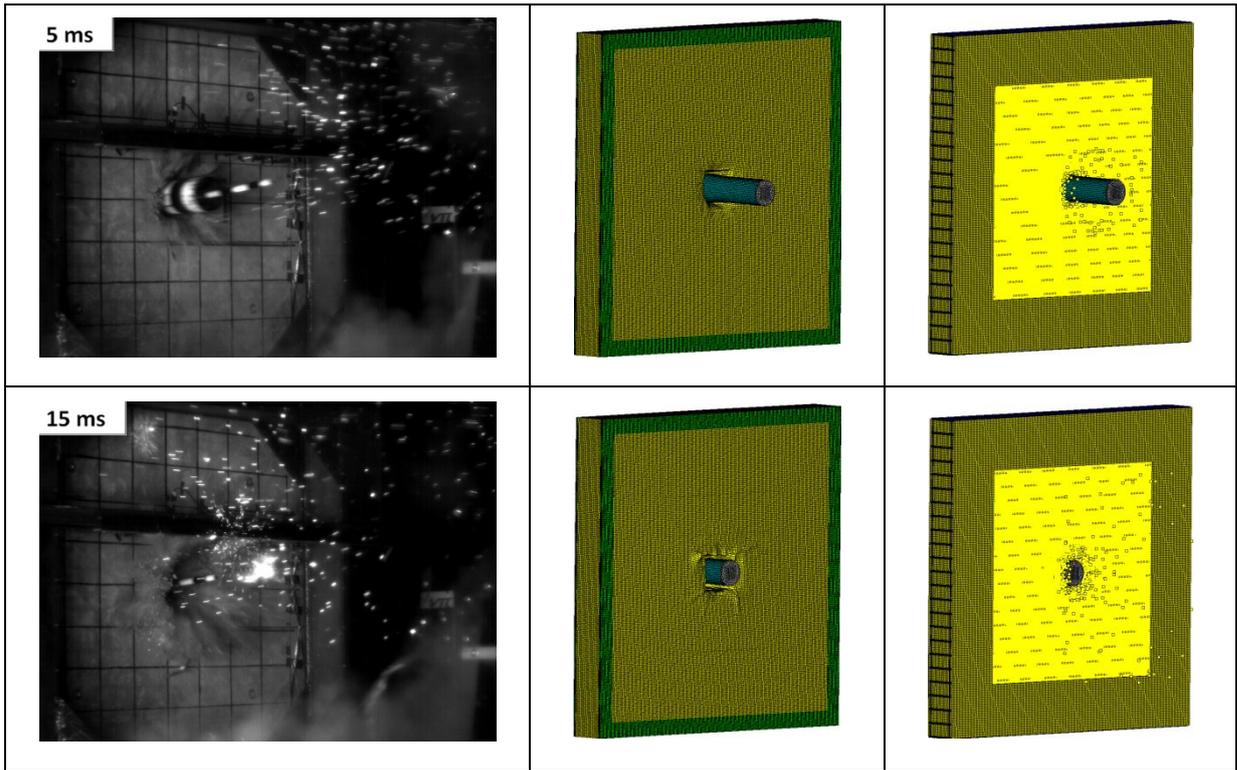


Abb. 5-57 HS-Kamera Aufnahmen der Plattenvorderseite im Vergleich zu Simulationsmodellen zum IRIS Punching Versuch

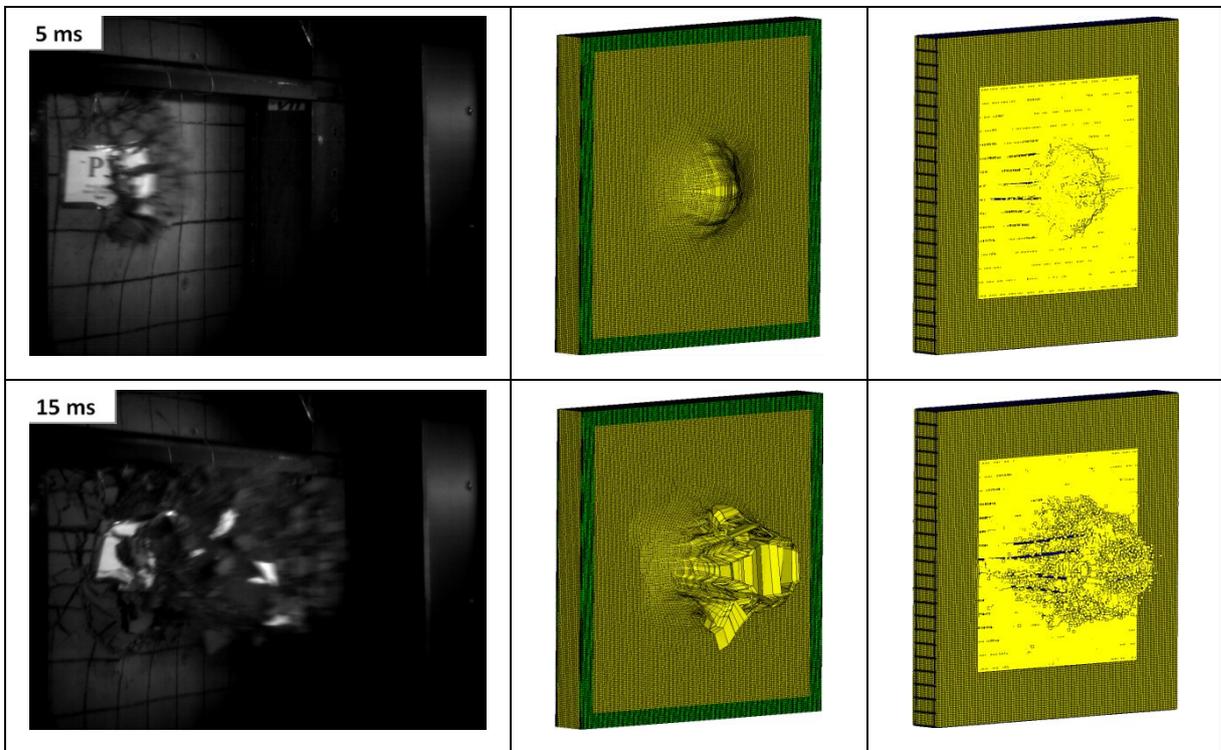


Abb. 5-58 HS-Kamera Aufnahmen der Plattenrückseite im Vergleich zu Simulationsmodellen zum IRIS Punching Versuch

Im Folgenden soll im Rahmen einer Sensitivitätsstudie herausgearbeitet werden, welche Modellanpassungen für die verbesserte Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen maßgeblich sind. Zunächst wird in Abb. 5-59 der Einfluss der Vernetzungsfeinheit herausgestellt. Hierzu wurde das Netz der Blindrechnung übernommen und die Materialdaten der Nachrechnung verwendet. Der Vergleich mit dem verfeinerten Lagrange-Modell zeigt, dass die Vernetzungsfeinheit einen erheblichen Einfluss auf die Restgeschwindigkeit hat.

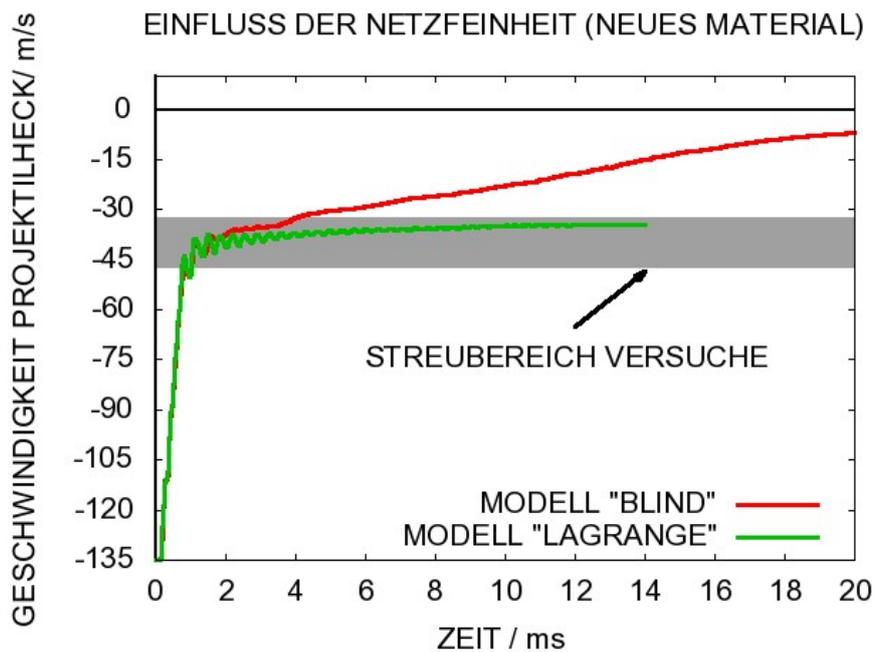


Abb. 5-59 Zum Einfluss der Vernetzungsfeinheit im IRIS Punching Versuch

Anhand von Abb. 5-60 wird der Einfluss der Materialdaten der Zielstruktur verdeutlicht. Die Ergebnisse unterscheiden sich in der Modellbildung lediglich durch die Wahl des Parameters C für die Bewehrung und die entsprechende Referenzdehnrade. Der Wert für C ist in der Blindrechnung offenbar nicht adäquat gewählt worden. Abschließend soll in Abb. 5-61 der Einfluss der Versagensdehnung des Bewehrungsstahls herausgestellt werden. Hierzu werden Ergebnisse für Versagen bei 10 % und 20 % plastischer Dehnung verglichen. Bemerkenswerterweise ist der Unterschied sehr gering und die Restgeschwindigkeit bei einer höheren Versagensdehnung sogar leicht höher. Offenbar ist die durch den Parameter C variierte Fließgrenze der Bewehrung ein wesentlich sensiblerer Parameter als die Bruchdehnung.

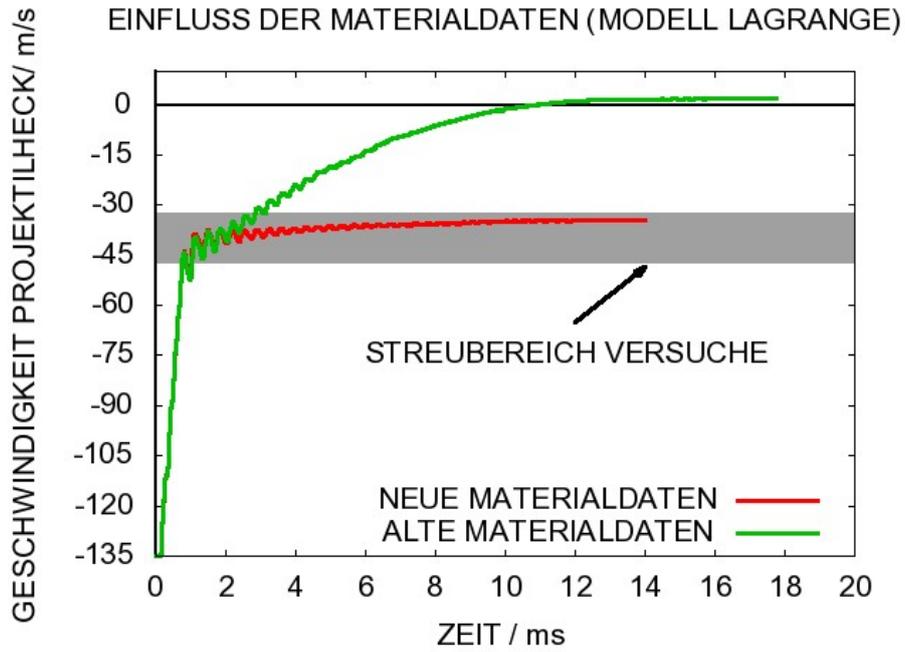


Abb. 5-60 Zum Einfluss der Materialdaten des Bewehrungsstahls im IRIS Punching Versuch

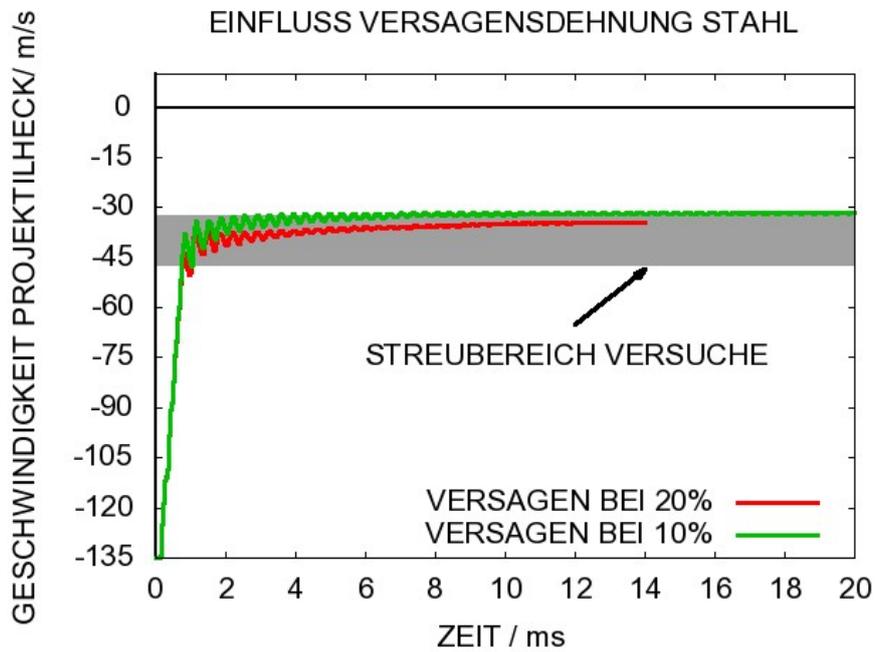


Abb. 5-61 Zum Einfluss der Versagensdehnung des Bewehrungsstahls im IRIS Punching Versuch (Rechnungen mit Modell „Lagrange“)

6 Berechnungen zu Aufprallversuchen mit Zielstrukturen aus Stahlbeton

In diesem Kapitel werden Analyseergebnisse zu Aufprallversuchen mit Zielstrukturen aus Stahlbeton vorgestellt. Die Gliederung in Unterabschnitte erfolgt nach dem jeweiligen Versuchsstand und Versagensmechanismus der Zielstruktur. Zunächst werden Simulationen zu Versuchen mit einachsig bzw. zweiachsig gelagerten bei VTT untersuchten Stahlbetonplatten beschrieben (Abschnitt 6.1 bzw. Abschnitt 6.2). Abschnitt 6.3 enthält Berechnungen zu VTT-Versuchen mit Durchstanzen und Abschnitt 6.4 zu Effekten mit großen Flüssigkeitsmassen.

6.1 Biegeschwingung einer einachsig gelagerten Stahlbetonplatte (VTT Versuch 673)

In diesem Abschnitt werden Simulationen zur Biegeschwingung einer einachsig gelagerten Stahlbetonplatte unter dem Aufprall eines deformierbaren Projektils behandelt. Die Versuchsplatte ist entlang der vertikalen Kanten gleitend gelagert und entlang der horizontalen Kanten frei beweglich.

Der VTT Versuch TEST 673 stellte den Ausgangspunkt für die Analysen von Stahlbetonstrukturen unter Aufpralllasten mit AUTODYN im Rahmen des Vorhabens RS1182 dar. Weiterhin war dieser Versuch Gegenstand vergleichender Analysen unter den Partnern des VTT IMPACT Projektes. Die Ergebnisse wurden in verschiedenen Konferenzbeiträgen vorgestellt. Der Beitrag /HEC 09/ befasst sich insbesondere mit Details der LZF. In den Beiträgen /HEC 10/ und /CAL 11/ werden Vergleiche von Analyseergebnissen der Teilnehmer des VTT IMPACT Projektes vorgenommen.

Die äußeren Abmessungen der Versuchsplatte betragen 2,3 x 2,0 x 0,15 m. Durch einen Stützrahmen wird eine einachsige Lagerung entlang der vertikalen Kanten realisiert, wobei die horizontalen Kanten über eine Länge von 2,2 m frei beweglich sind. Abb. 6-1 zeigt die in den Stützrahmen eingebrachte Versuchsplatte sowie die Bewehrungsanordnung.



Abb. 6-1 Versuchsplatte im Stützrahmen und Bewehrungsmatten vor dem Betonieren im Versuch 673

Tab. 6-1 listet die im Rechenmodell berücksichtigten Bewehrungselemente auf, welches in Abb. 6-2 gezeigt ist. Der in der Versuchsbeschreibung angegebene Grad der Biegebewehrung kann exakt reproduziert werden. Die genaue Anordnung von Bügeln ist hingegen nicht bekannt. Dennoch dürfte das Modell im zentralen Bereich die Gegebenheiten im Versuch, welche anhand von Photographien abgeschätzt wurden, zutreffend wiedergeben.

Tab. 6-1 Übersicht über die Bewehrungselemente des Analysemodells zum Versuch 673

Bewehrungsbestandteil	Ø Stab / mm	Länge / mm	Anzahl	Verhältnis Modell	Verhältnis Versuch
Stäbe, horizontal	8	2300	41	10,27 cm ² /m	10,27 cm ² /m
Stäbe, vertikal	8	2000	47	10,27 cm ² /m	10,27 cm ² /m
Bügel	6	135	312 Bügel	48,9 cm ² /m ²	50,3 cm ² /m ²

Der Stützrahmen wird in der Modellbildung nicht berücksichtigt und stattdessen eine Gleitlagerrandbedingung auf die Betonknoten entlang der vertikalen Kanten aufgebracht. Der Einfluss dieser Vereinfachung auf Verschiebungen und die Frequenz der beschädigten Versuchsplatte wird als verhältnismäßig gering angesehen. Dies zeigten Testrechnungen, bei denen die Steifigkeit des Stützrahmens versuchsweise über Stabelemente berücksichtigt wurde.

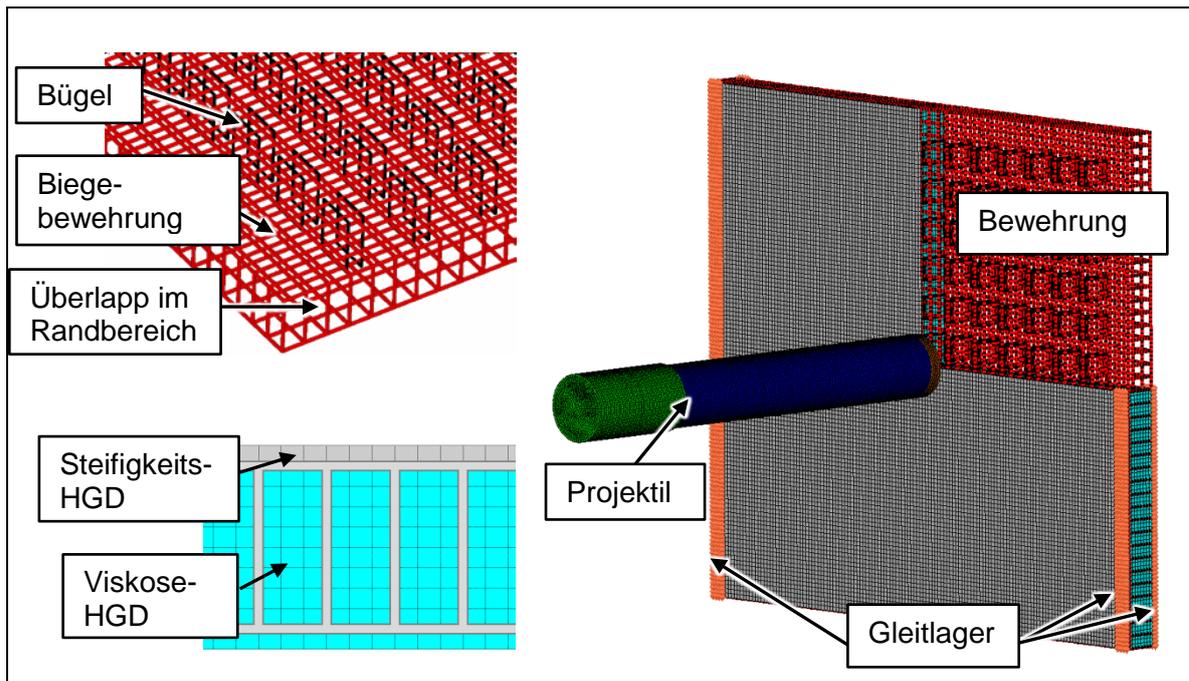


Abb. 6-2 Details zur Targetmodellierung für den VTT Versuch 673

Das Projektil (Aufprallgeschwindigkeit 127 m/s) besteht aus einem dünnwandigen Aluminiumrohr (EN AW 5754 H22/H32) und einem Heck aus Stahl. Abb. 6-3 zeigt eine Skizze des Projektils sowie die vereinfachte Umsetzung für das AUTODYN Modell. Etwa 19,4 kg der Gesamtmasse von 50,5 kg entfallen auf das dünnwandige Aluminiumrohr. Die Nase besteht aus einer Kreisscheibe. Um ein streifenförmiges Aufreißen des Projektils zu vermeiden, ist im Nasenbereich zusätzlich ein Aluminiumband angeschweißt. Die übrige Masse entfällt auf die Stahlkomponenten und wurde für das Rechenmodell im Heck konzentriert. Die für den Beschleunigungsvorgang erforderliche Führungsschiene ist dabei im Rechenmodell lediglich über die dem Heck zugeschriebene Masse berücksichtigt. Für die Phase II des VTT IMPACT Projektes wurde der Versuchsaufbau dahingehend geändert, dass keine Führungsschienen mehr erforderlich sind (vgl. Abschnitt 6.2).

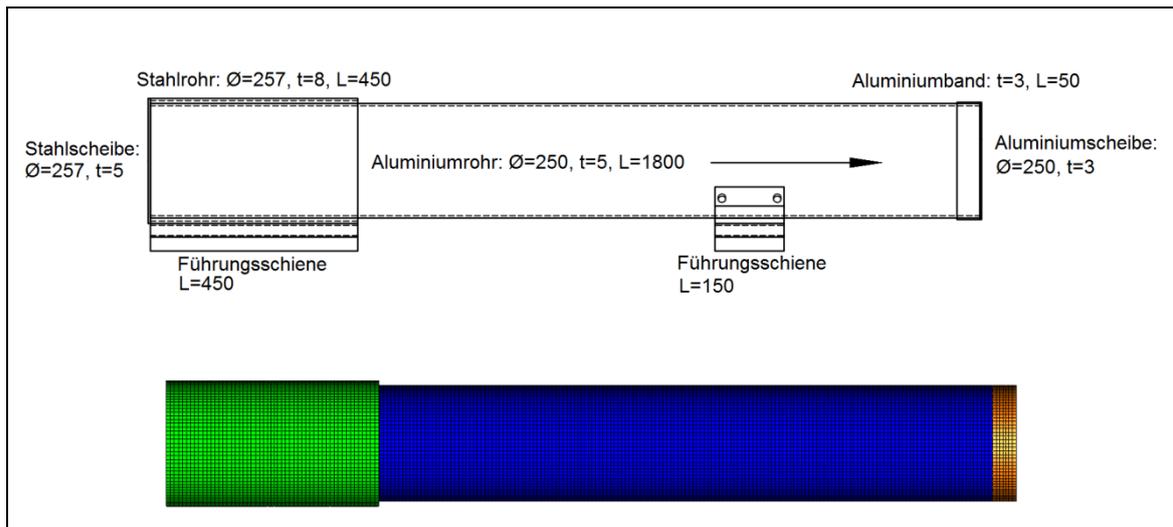


Abb. 6-3 Projekttilgeometrie im Versuch 673 und vereinfachtes Modell für ANSYS AUTODYN

Einen Überblick über die im Rechenmodell genutzten Elementtypen, Materialmodelle sowie die Modellgröße gibt Tab. 6-2. Die durchschnittliche Elementkantenlänge des Betons beträgt 16 mm, wobei 10 Elementschichten über die Plattendicke verwendet werden. Die Stärke der Betonüberdeckung beträgt 15 mm. Es wurden viele Varianten des HGD getestet. Es kommt in vielen Rechnungen zur ausgeprägten Ausbildung von Hourglass-Verformungen im Kontaktbereich von Projektil und Beton sowie im Bereich der Randbedingung. Insbesondere der senkrechte Aufprall von Schalenelementen auf eine durch Bewehrung versteifte Struktur aus Volumenelementen scheint Hourglass-Verformungen stark anzuregen. Viskose HGD verlangsamt lediglich die Ausbildung von Hourglass-Verformungen. Um einen stabilen Rechenlauf zu erhalten, wurde für die Betonüberdeckung auf der Frontseite daher Steifigkeits-HGD nach /FLA 81/ verwendet. Für die übrigen Bereiche wurde die Standardform der viskosen HGD in AUTODYN nach Hallquist /HAL 06/ benutzt. Diese Kombination von HGD Algorithmen ist in Abb. 6-2 veranschaulicht. Prinzipiell würden sich die Schwierigkeiten der Hourglass-Verformungen auch durch eine Änderung der Vernetzung überwinden lassen. Dies erscheint im Hinblick auf die deutliche Überschätzung der Betonschädigung durch Steifigkeits-HGD ratsam, wenngleich diese im vorliegenden Modell auf die Frontseite beschränkt ist und der Einfluss auf die Gesamtreaktion der Versuchsplatte vergleichsweise gering sein dürfte. Weiterhin zeigt der Erfahrungsaustausch mit Anwendern anderer vergleichbarer Rechenprogramme, dass die Verwendung von Elementen mit einer größeren Zahl von Integrationspunkten die HGD-Effekte reduzieren können. Diesbezüglich wurde Kontakt mit dem Programmierer aufgenommen.

Sämtliche Knoten der Bewehrungselemente sind mit einem Betonknoten verbunden. Horizontal und vertikal verlaufende Bewehrungsstäbe sind auf Front- und Rückseite jeweils in der gleichen Ebene angeordnet und ebenfalls untereinander verbunden. Die Bügel verbinden Front- und Rückseite der Biegebewehrung.

Die Vernetzung des Projektils erfolgt durch Schalenelemente einer durchschnittlichen Kantenlänge von 10 mm. Hierbei werden fünf Integrationspunkte durch die Schalendicke gewählt. In ersten Testrechnungen wurde eine Darstellung des Projektils durch Volumenelemente versucht. Dies ist im Hinblick auf die resultierenden sehr kleinen Zeitschritte als nicht praktikabel anzusehen.

Das Rechenmodell macht keinen Gebrauch von Symmetrierandbedingungen. Zwar ließe sich hierdurch die Rechenzeit reduzieren, allerdings zeigten Testrechnungen, dass die Reaktion der Versuchsplatte nicht zufriedenstellend wiedergegeben wurde. Dies wird im Wesentlichen auf die Kontaktbehandlung zwischen Projektil und Versuchsplatte zurückgeführt. Das Projektil weist im Experiment Verformungen auf, welche durch die ursprüngliche Symmetrie nicht wiedergegeben werden können. Ferner können für ein Projektil unter Symmetrierandbedingungen nicht sämtliche allgemein möglichen Beulformen berücksichtigt werden.

Tab. 6-2 Überblick über die Modellgröße und Bestandteile des Rechenmodells für den VTT Versuch 673

Bestandteil	Elementtyp	Materialmodell	Anzahl
Beton	Volumen, red. Integration	RHT	165.600
Bewehrung	Belytschko Balken	Johnson Cook	23.972
Bügel	Belytschko Balken	Johnson Cook	8.112
Projektil	Belytschko-Tsay Schalen	Johnson Cook	17.352

Die verwendeten Materialdaten für Bewehrung und Aluminium sind in Tab. 6-3 aufgeführt. Der Ansatz für die Dehnratenabhängig der Bewehrung ist aus /SCH 07/ entnommen. Daten des Aluminiums stammen aus einem Parametersatz der AUTODYN Materialdatenbank.

Tab. 6-3 Materialdaten für Bewehrung und Projektil in der Simulation zum Versuch 673

Linear EOS for metal parts				
Variable	Meaning	Unit	Rebars	Aluminium
ρ_0	Density	g/cm ³	7,83	2,7
K	Bulk Modulus	GPa	175	58,33
Johnson-Cook strength model parameters for metal parts				
Variable	Meaning	Unit	Rebar	Aluminium
G	Shear modulus	GPa	80,77	26,92
σ_0	Static yield stress	MPa	535	167
B	Hardening constant	GPa	1,275	0,596
n	Hardening exponent	-	1,0	0,551
C	Strain rate constant	-	1,622E-02	0,0
$\epsilon_{s,ref}$	Reference strain rate	1/s	1,54E-02	1,54 E-02
-	Strain rate correction	-	1 st order	1 st order

Infolge der einachsigen Lagerbedingung verhält sich die Versuchsplatte unter Aufprallbelastung annähernd wie ein Balken. Hierbei bildet sich ein vertikal verlaufendes Fließgelenk entlang der Plattenmitte. Den Zustand der Versuchsplatte nach dem Aufprall zeigt Abb. 6-4. Die Frontseite weist außer dem Abdruck des Projektils keine sichtbaren Schäden auf. Auf der Rückseite sind im Wesentlichen vertikal verlaufende Risse erkennbar, welche durch rote Linien herausgestellt werden.

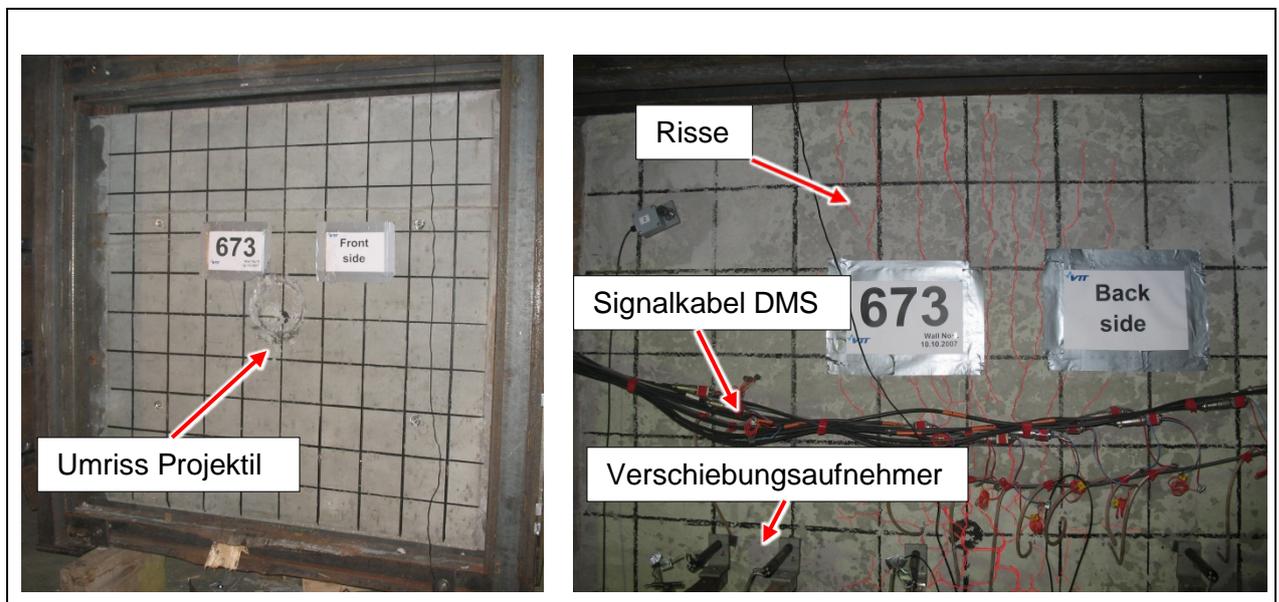


Abb. 6-4 Zustand der Versuchsplatte in Versuch 673 nach dem Versuch (Vorderseite links, Rückseite rechts)

Momentane Geschwindigkeiten des Projektilhecks sowie Projektilrestlängen werden in Abb. 6-5 gezeigt. Für Vergleichszwecke wurde eine Abschätzung nach dem Riera-Modell durchgeführt. Hierbei wurde die Berstlast nach Gln. 4.6 abgeschätzt. Es ist erkennbar, dass das Projektil in der Simulation zunächst stärker verzögert wird als im Riera-Modell. Hierbei ist jedoch anzumerken, dass die nach dem Riera-Modell berechneten LZF stark von der Wahl für die Berstlast abhängig sind. Details zur Anwendung des Riera-Modells für diesen Versuch sind in Abschnitt 4.1 sowie in /HEC 09/ enthalten.

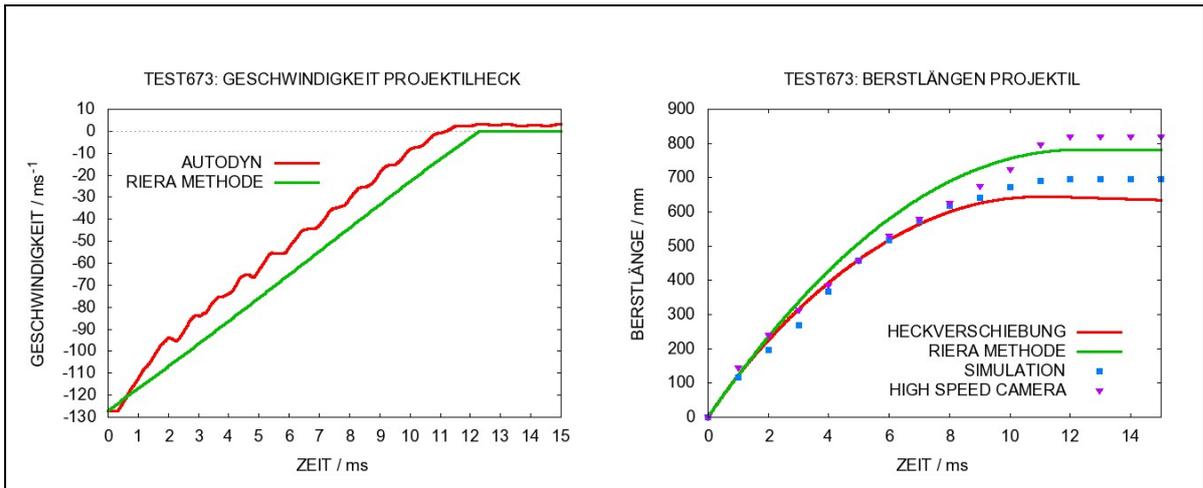


Abb. 6-5 VTT Versuch 673: Geschwindigkeit des Projektilhecks und Berstlängen

Neben Beulen kommt es auch zur Fragmentierung und Aufspaltung des Aluminiumrohres, wie Abb. 6-6 zeigt. Die Führungsschiene wurde vom Rohr abgetrennt und hat die Versuchsplatte möglicherweise als nicht verformbares Teil getroffen. In der Simulation können Versagensmechanismen im Zusammenhang mit Rissbildung in der Projektilwand nicht im Detail berücksichtigt werden. Weiterhin wird die Berstlast des realen Projektilversagens nur näherungsweise mit Gln. 4.6 approximiert. Aus diesen Gründen besteht eine gewisse Unsicherheit bezüglich der realen LZF für diesen Versuch. Allerdings wird in der Simulation mit AUTODYN sowie dem Riera-Modell die unzerstörte Projektillänge sowie die Dauer des Aufpralls von ca. 12,5 ms recht zufriedenstellend wiedergegeben. Die Dauer des Aufpralls lässt sich grob aus HS-Kameraaufnahmen abschätzen, wengleich auch hier eine gewisse Unsicherheit besteht. Vor diesem Hintergrund wird die LZF mit den angewendeten Methoden zufriedenstellend approximiert.

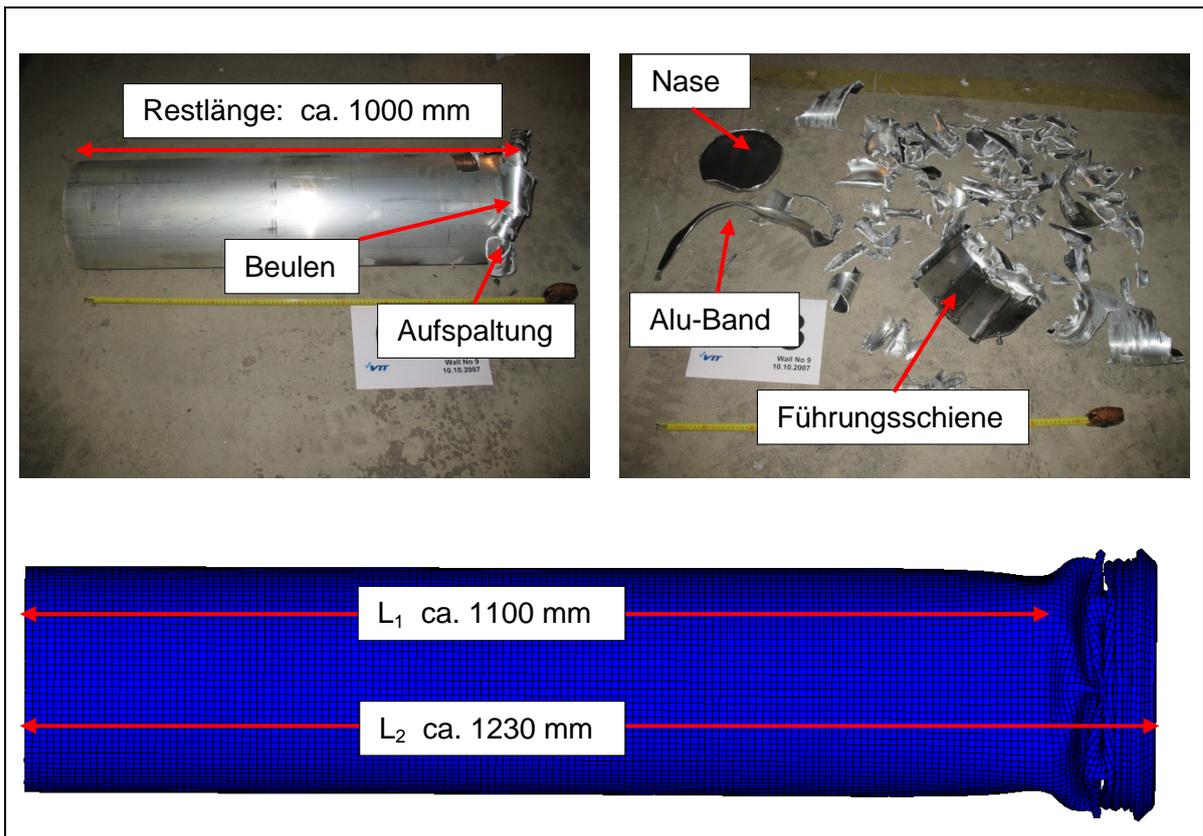


Abb. 6-6 Bruchstücke des Projektils im VTT Versuch 673

Die akkumulierten Kontaktkräfte, welche auf die Betonüberdeckung der Zielstruktur einwirken, werden in Abb. 6-7 der LZF nach der Riera-Methode gegenübergestellt. Wie üblich weisen die Kontaktkräfte starke Oszillationen auf. Die Höhe und Breite der einzelnen Impulse hängen dabei unter anderem von Vernetzungsfeinheit, Zeitschritt und Abtastrate beim Schreiben der Ausgabedaten ab. Die kurzzeitige Lastüberhöhung während der Anfangsphase des Aufpralls ist durch die Tatsache bedingt, dass die Projektilnase planparallel auf die Wand trifft. Der Effekt weist eine Analogie zu den in Abschnitt 6.4 angesprochenen Effekten von Flüssigkeiten auf. Die zwischen ca. 1 ms und 5,5 ms auftretenden Lastspitzen können mit der Ausbildung von fünf rotationssymmetrischen Beulen in Verbindung gebracht werden, wie der Vergleich mit dem Verformungsbild in Abb. 6-6 zeigt. Die Spitze nach ca. 6 ms fällt mit der Ausbildung von nicht rotationssymmetrischen Beulen zusammen. Der ebenfalls in Abb. 6-7 gesamtete Impulsübertrag nach der Riera-Methode entspricht dem Anfangsimpuls von 6,41 kNs, wohingegen die numerische Simulation einen Sättigungswert von 7,0 kNs liefert. Die Diskrepanz der Impulsüberträge ist durch den weitestgehend senkrechten Rückprall des Projektils begründet, den das Riera-Modell nicht berücksichtigt.

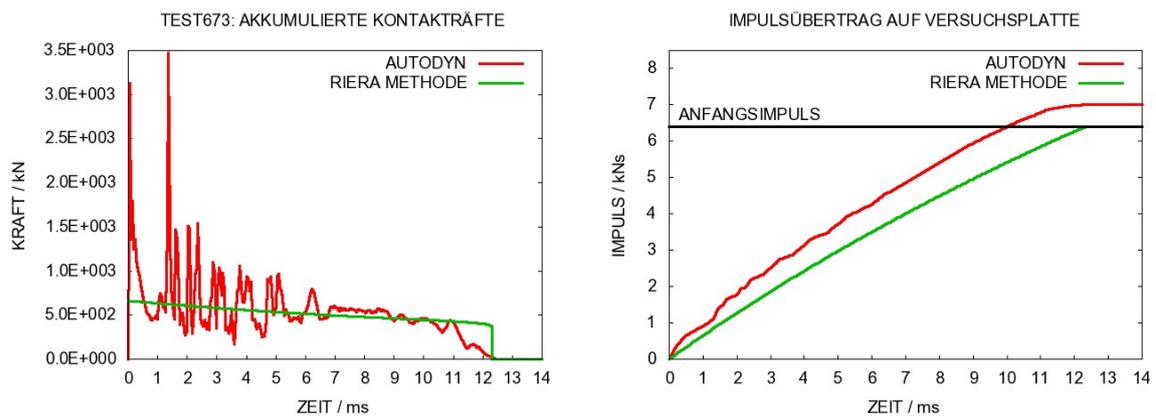


Abb. 6-7 VTT Versuch 673: Berechnete Lastüberträge zwischen Projektil und Zielstruktur

Abb. 6-8 zeigt den Vergleich von akkumulierten Zwangskräften der Randbedingung mit den Messdaten der Widerlagerrohre. Während des ersten Zyklus stimmen die Kraftverläufe zufriedenstellend überein. Im Verlauf der nachfolgenden Schwingung kommt es zu Abweichungen bezüglich der Frequenz. In der Simulation ist die Zielstruktur steifer als im Versuch. Ein ähnliches Verhalten zeigen auch die aus den Widerlagerkräften abgeleiteten Impulse. Hier wird noch die stärker ausgeprägte Dämpfung bei den Versuchsdaten deutlich. Insgesamt werden die Messdaten von den Simulationsergebnissen gut approximiert.

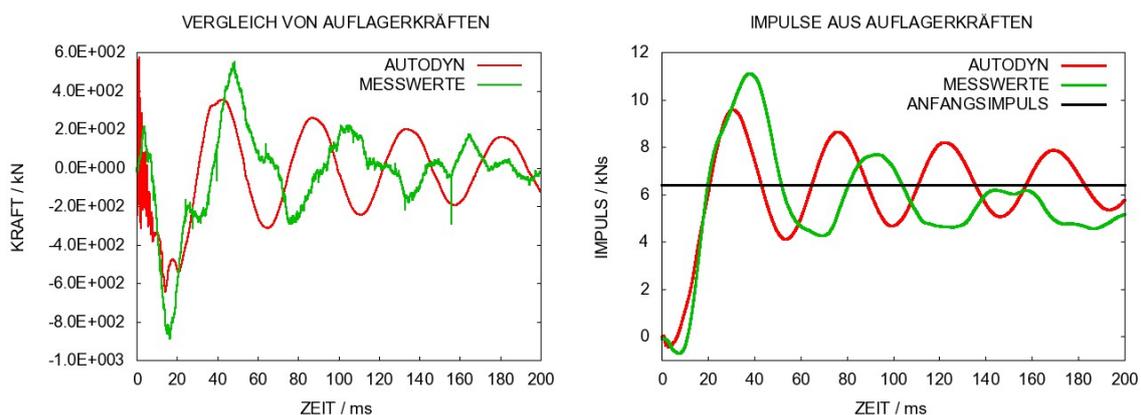


Abb. 6-8 Reaktionen im Widerlager in der Simulation zu VTT Versuch 673

Eine Bilanzierung verschiedener Energieformen erfolgt in Abb. 6-9 für das gesamte Modell. Der überwiegende Anteil kinetischer Energie wird in plastische Verformungen umgesetzt. Die Hourglass-Energie beträgt maximal 5 % der Gesamtenergie, während die Kontaktenergie vernachlässigbar ist.

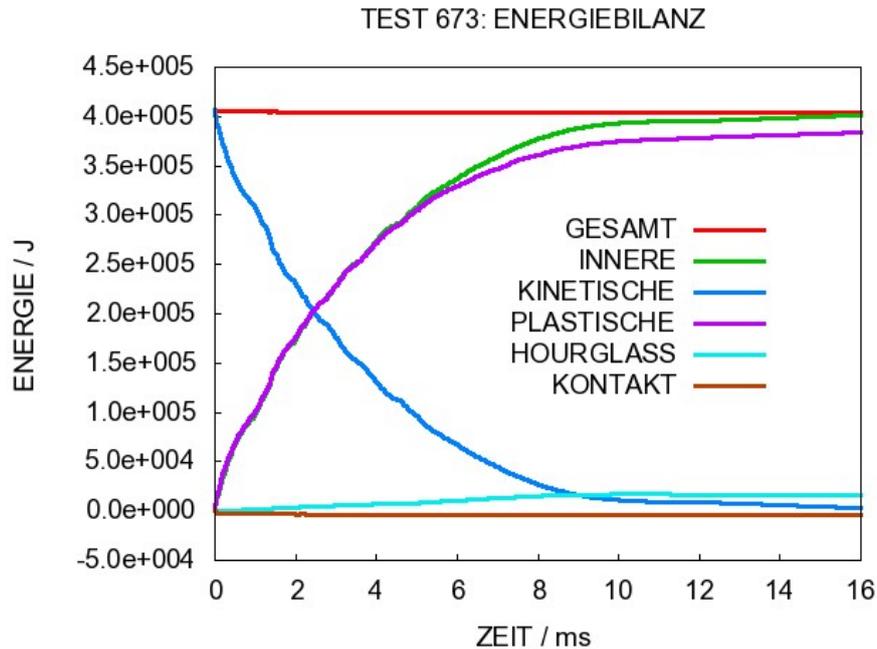


Abb. 6-9 Energiebilanzen der TEST 673 Simulation

Zur weiteren Unterscheidung zeigt Abb. 6-10 jeweils separat die Energiebilanzen für Projektil und Zielstruktur. Weiterhin wird in Abb. 6-11 die Bilanzierung für Beton und Bewehrungsstahl getrennt gezeigt. Die kinetische Energie des Projektils von etwa 0,407 MJ wird nahezu vollständig in andere Energieformen umgesetzt. Der überwiegende Anteil davon entfällt auf plastische Verformung des Projektils und weniger als 12 % der Gesamtenergie werden in das Target eingeleitet. Hourglass-Energie bildet sich sowohl im Projektil als auch im Target aus, allerdings liegt der Anteil bezogen auf die Gesamtenergie bei maximal ca. 5 %, was als akzeptabel angesehen wird. Es ist jedoch bemerkenswert, dass der Anteil von Hourglass-Energie bezogen auf die in das Target eingeleitete Energie ca. 17 % beträgt.

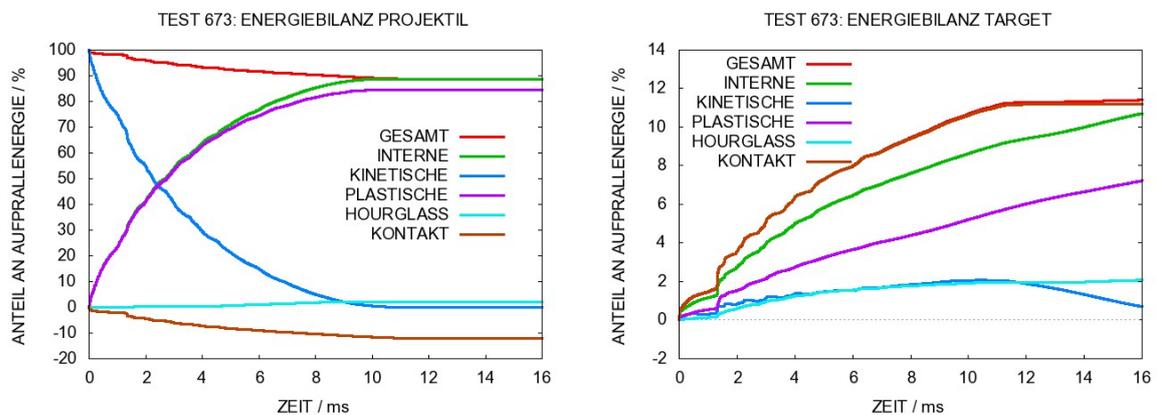


Abb. 6-10 Vergleich der Energiebilanzen von Projektil und Zielstruktur

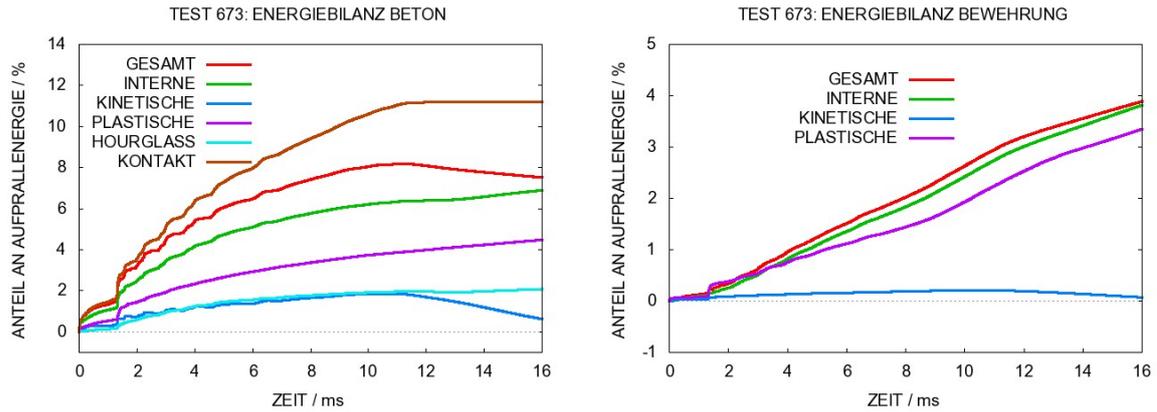


Abb. 6-11 Vergleich der Energiebilanzen von Beton und Bewehrung in Versuch 673

Im Versuch wurden rückseitige Verschiebungen der Versuchsplatte sowie Dehnungen der Bewehrung aufgezeichnet. Die Positionen der einzelnen Sensoren können Tab. 6-4 sowie Abb. 6-12 und Abb. 6-13 entnommen werden.

Tab. 6-4 Positionen der Sensoren in TEST 673

Sensorbezeichnung	Verschiebungsaufnehmer			Sensorbezeichnung	Dehnmessstreifen		
	x / mm	y / mm	z / mm		x / mm	y / mm	z / mm
D1	-110	-25	150	BH2	-225	0	135
D2	-390	-25	150	BH3	25	0	135
D3	-550	-30	150	BH4	-125	0	135
D4	470	-20	150	BH5	225	0	135
D5	0	-930	150				

In Abb. 6-12 werden simulierte rückseitige Plattenverschiebungen den Versuchsdaten gegenübergestellt. Hierbei werden sowohl Simulationsergebnisse einer Referenzrechnung als auch Ergebnisse einer Modellvariante angegeben. Bei letzterer ist der Parameter „minimum strain to failure“ $\epsilon_{f,min}$ des RHT Versagensmodells von standardmäßig 0,01 auf 0,005 reduziert. Die Verschiebungen der Referenzrechnung zeigen, dass die Steifigkeit der geschädigten Platte überschätzt wird. Die zentrale Verschiebung wird leicht überschätzt, wohingegen die weiter entfernt liegenden Verschiebungen unterschätzt werden. Der Verschiebungssensor Nr. 5 wurde während des Versuches zerstört und hat daher kein brauchbares Messergebnis geliefert. Allerdings zeigt sich in der Simulation, dass das Niveau der Verschiebung an D5 vergleichbar mit der zentralen Verschiebung bei D1 ist. Hieraus leitet man ab, dass das Verformungsbild der Plat-

te qualitativ der Biegung eines Balkens entspricht. Durch die Änderung des Parameters $\varepsilon_{f,\min}$ von 0,01 auf 0,005 stellen sich signifikante Änderungen in den Verschiebungen ein. Die Verschiebung an D1 wird zwar dadurch stärker überschätzt, allerdings verbessert sich die Form der außenliegenden Verschiebungen (D3, D4) erheblich. Weiterhin sind die Frequenz sowie das Dämpfungsverhalten der geschädigten Platte in wesentlich besserer Übereinstimmung mit dem Versuchsergebnis. Für das Verhalten der nachfolgenden Schwingung scheinen Details der Rissentfestigung offenbar von großer Wichtigkeit zu sein.

Die Ausbildung eines vertikalen Fließgelenkes im Simulationsmodell wird im Konturplot in Abb. 6-13 sichtbar. Hierbei sind die Bereiche mit plastischen Dehnungen über 3,5 % sehr stark entlang der Mittelebene in vertikale Richtung lokalisiert. Dadurch sind die räumlichen Gradienten in der Dehnungsverteilung sehr groß. Dies kommt auch in den Versuchsdaten zum Ausdruck. DMS BH2 und BH5 liegen symmetrisch zur Mittelebene und liefern dennoch signifikant verschiedene Messwerte. Es sollte beim Vergleich von Mess- und Simulationsdaten beachtet werden, dass die Dehnungen in der Simulation jeweils an der Position eines Balkenelementes gemessen werden. Die Messlängen der in den Versuchen eingesetzten DMS sind üblicherweise geringer als die typischen Elementlängen in der Simulation. Bezüglich der Maximaldehnung erhält man in den Simulationen ähnliche Werte wie in den Messungen, wenn man für die Daten von BH2 und BH5 die Mittelwerte vergleicht. Die Werte für die permanenten Dehnungen sind ebenfalls zufriedenstellend. Die bereits bei der Diskussion der simulierten Verschiebungen erwähnte Überschätzung der Steifigkeit der Versuchsplatte kommt auch in den Dehnungen zum Ausdruck.

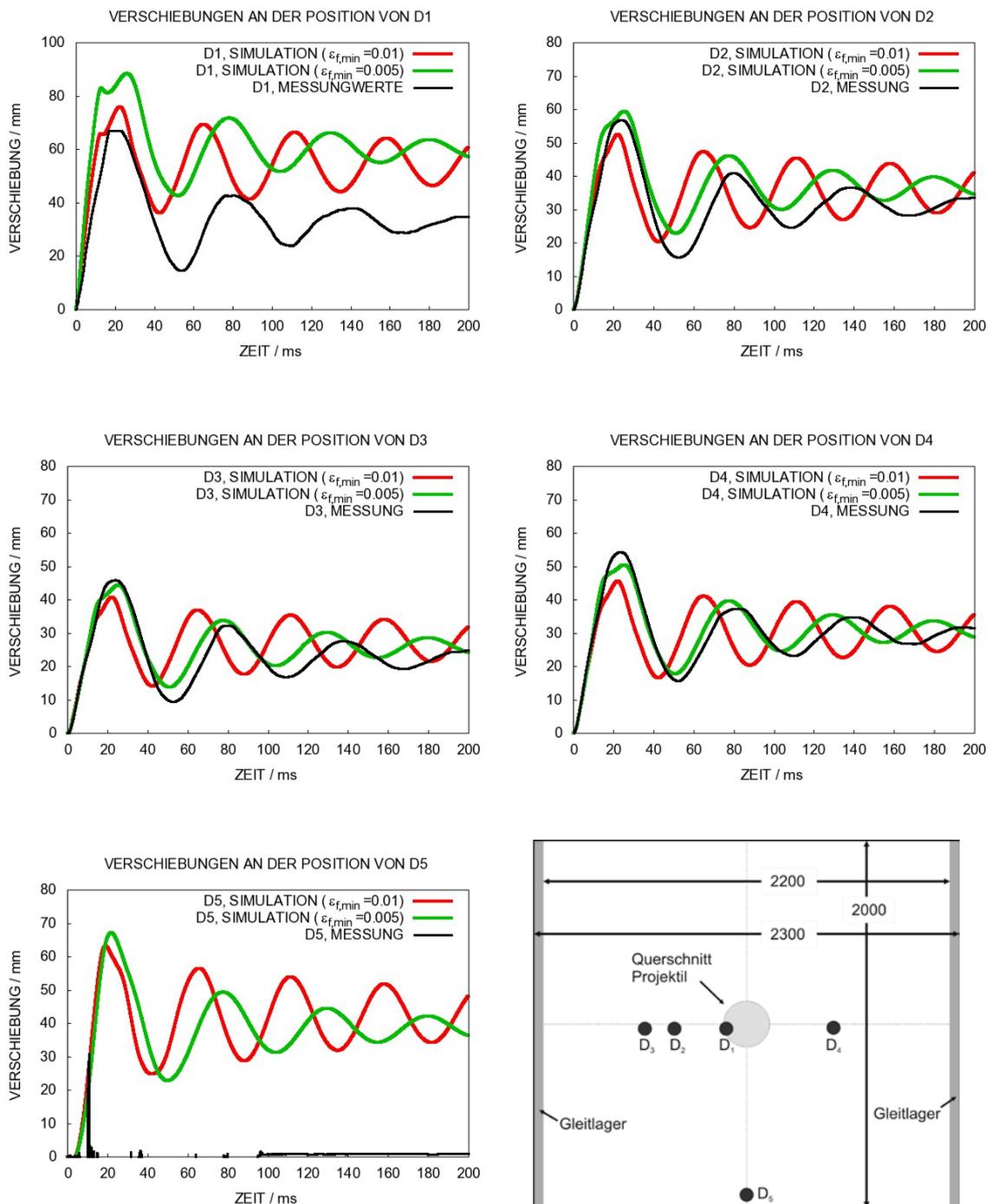


Abb. 6-12 Vergleich zwischen gemessenen und simulierten Plattenverschiebungen auf der Rückseite in VTT Versuch 673

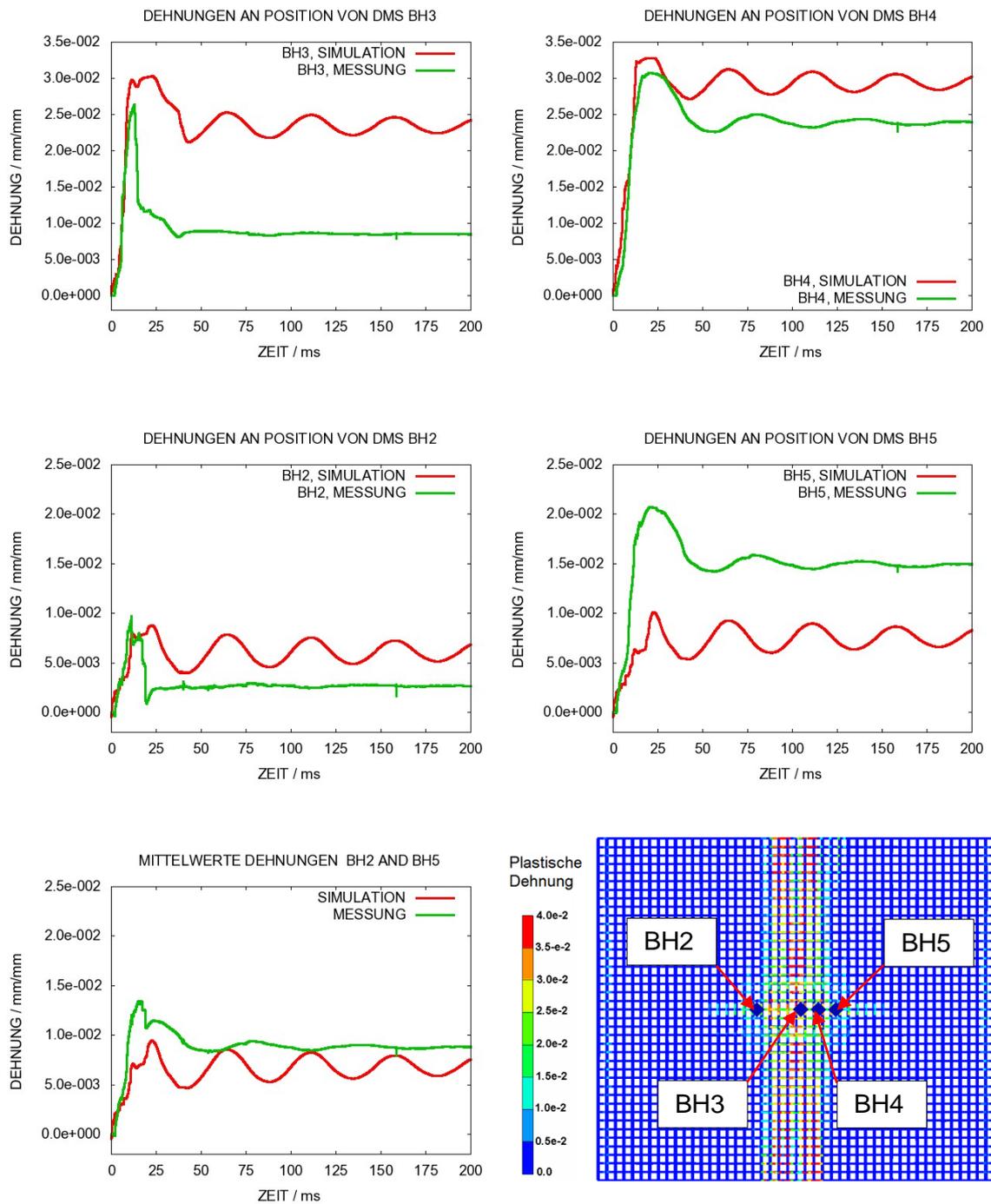


Abb. 6-13 Vergleich von gemessenen und simulierten Dehnungen auf rückseitiger Bewehrung in VTT Versuch 673

Abschließend wird diskutiert, inwiefern sich die explizite Wechselwirkung von Projektil und Betonplatte durch das Aufbringen einer LZF auf das Modell der Zielstruktur ersetzen lässt. Hierzu wird die nach der Riera-Methode berechnete LZF (vgl. Abb. 6-7) als zeitabhängige Druckrandbedingung auf das Targetmodell aufgebracht. Die belastete Fläche ist hierbei quadratisch und ihr Flächeninhalt entspricht dem Querschnitt des Projektils von etwa $0,05 \text{ m}^2$. Es ist darauf hinzuweisen, dass die Form der belasteten Fläche einen weiteren, mit Unsicherheiten behafteten, Parameter darstellt. In Anbetracht des dünnwandigen Projektils würde eine kreisringförmige Fläche den Aufprall realistischer wiedergeben. Eine Parameterstudie zur Variation der Fläche zeigte für diesen konkreten Versuch vergleichsweise geringe Sensitivität der Ergebnisse. Es wurden Simulationen ohne Symmetrieebenen sowie mit Definition einer 180° bzw. 90° Symmetrie durchgeführt. Ergebnisse für rückseitige Plattenverschiebungen werden in Abb. 6-14 den Ergebnissen der Rechnung mit Projektil sowie den Messdaten verglichen. In den Rechnungen mit LZF ist die Verschiebung geringer als in der Rechnung mit Projektil und auch geringer als im Experiment. Weiterhin ist die Frequenz wie in der Rechnung mit Projektil höher als im Experiment. Die Schädigung der Platte ist also insgesamt geringer. Die Unterschiede sind durch die Form des Lasteintrages bedingt. Es ist anzumerken, dass die Rechenergebnisse unabhängig von der Symmetrie des Modells sind. Dies ist bei den Rechnungen mit Projektil in der Regel nicht der Fall.

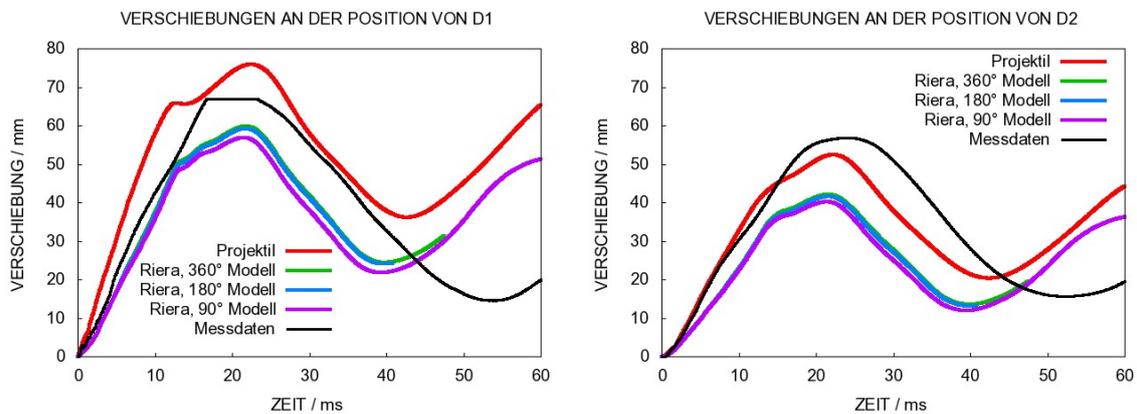


Abb. 6-14 Ergebnisse bei Eintrag der LZF über Druckrandbedingung für die Simulation von VTT Versuch 673

Das Riera-Modell liefert eine zeitlich gemittelte LZF, wohingegen die Kräfte während des realen Aufpralls zeitlich stark schwanken können. Weiterhin ist zu beachten, dass der Impulsübertrag auf das Target nach dem Riera-Modell etwas geringer ist. Eine Erhöhung des Impulsübertrages der LZF lässt sich selbstverständlich problemlos realisieren.

ren, wohingegen die Berücksichtigung von hochfrequenten zeitlichen Schwankungen in den Kontaktkräften einen erheblichen Mehraufwand erfordern würde. Grundsätzlich ist das Aufbringen einer LZF aufgrund des enorm geringeren Rechenzeitaufwandes attraktiv. Es ist jedoch zu beachten, dass neue Modellierungsparameter entstehen, welche mit Unsicherheiten behaftet sind. Hierzu zählen, wie bereits erwähnt, Form und Fläche der zu belastenden Fläche, aber auch der zeitliche Verlauf der LZF. Ferner kann es bei stärkeren Lasten zu einer Formänderung der belasteten Fläche kommen, so dass die Oberflächennormalen nicht mehr parallel zur Richtung des Aufpralls orientiert sein müssen. Bei stark deformierbaren Projektilen ändert sich zudem zeitlich die Form der belasteten Fläche. Dies gilt insbesondere bei einer Wasserfüllung, wo die belastete Fläche sich während des Aufpralls stark vergrößern kann. Sämtliche genannten Effekte werden bei einer expliziten Kontaktbehandlung von Projektil und Zielstruktur berücksichtigt.

6.2 Biegeschwingung zweiachsig gelagerte Stahlbetonplatten (VTT)

In diesem Abschnitt werden Simulationen zur Biegeschwingung von zweiachsig gelagerten Stahlbetonplatten unter dem Aufprall von deformierbaren Projektilen behandelt. Die Versuchsplatten sind jeweils entlang der vertikalen und horizontalen Kanten gleitend gelagert.

Der Versuch TF11 ähnelt sehr stark den IRIS Bending Versuchen. Bezüglich Projektiltyp und Aufprallgeschwindigkeit sind die Versuche sehr ähnlich. Der Unterschied besteht darin, dass der Bewehrungsstababstand in TF11 50 mm anstelle von 55 mm wie in den RIS Bending Versuchen beträgt. Somit ist der Bewehrungsgrad mit $5,79 \text{ cm}^2/\text{m}$ etwas höher als der Wert von $5,2 \text{ cm}^2/\text{m}$ der IRIS Bending Versuche. Bezüglich Schubbewehrung unterscheiden sich die Versuchsplatten nicht. Vor diesem Hintergrund bietet die in Tab. 6-5 aufgeführte Versuchsmatrix eine geeignete Datenbasis, um die Grenzen der in Abschnitt 5.2.2 beschriebenen Modellierung aufzuzeigen. Die Versuchsparameter sind Aufprallgeschwindigkeit und Projektiltyp. Abb. 6-15 zeigt den Stoßkörper, der im Bereich der Nase einen Wassertank enthält. Die Betondaten variieren je nach Lagerbedingung und Alter der Proben. In den meisten Versuchen werden Werte von ca. 61 MPa für die Druckfestigkeit erreicht. Bei den Angaben für die Zugfestigkeit treten zum Teil Abweichungen auf.

Tab. 6-5 Übersicht über Versuchsparameter zu zweiachsig gelagerten Stahlbetonplatten

Versuch	v_0	m_p	Projektil	f_c / MPa	f_t / MPa	Plattenrückseite
TF11	108 ms^{-1}	50,5 kg	Trocken	62	3,51	Haarrisse
TF12	130 ms^{-1}	50,5 kg	Trocken	61	4,47	Sichtbare Risse
TF13	111 ms^{-1}	51,5 kg	Wasser	60,6	3,51	Leichtes Scabbing, ausgeprägte diagonale Risse
TF14	130 ms^{-1}	51,5 kg	Wasser	69	4,47	Scabbing, ausgeprägte diagonale Risse
TF15	148 ms^{-1}	50,5 kg	Trocken	61	4,47	Sichtbare Risse, leichtes Scabbing
TF16	148 ms^{-1}	51,5 kg	Wasser	60,7	3,52	Starkes Scabbing, Starke Risse, lokales Aufbiegen Bewehrungsstäbe
TF17	160 ms^{-1}	50,5 kg	Trocken	61	4,47	Starke Rissbildung, leichtes Scabbing
WE1A1	121 ms^{-1}	42 kg	3D Projektil	65	4,24	Diagonale Risse

Das in den Versuchen mit Flüssigkeitsfüllung eingesetzte Projektil ist schematisch in Abb. 6-15 einschließlich seiner Realisierung im AUTODYN Modell abgebildet. Mit 26,25 kg entfällt etwa die Hälfte der Projektillmasse auf die Wasserfüllung. Diese wird im Rechenmodell über die SPH Methode dargestellt, wobei die Partikelgröße 8 mm beträgt. Es werden Stoßparameter einer linearen Zustandsgleichung aus der AUTODYN Materialdatenbank verwendet, um den Zusammenhang von Druck und Dichte des Wassers zu beschreiben.

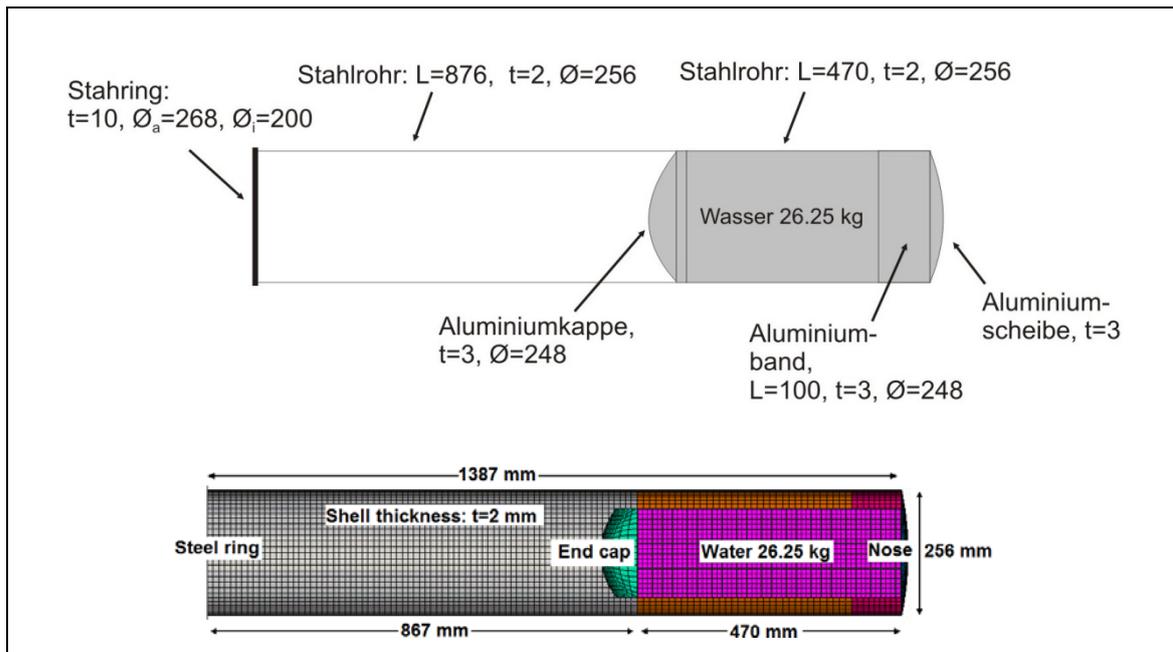


Abb. 6-15 Projektdetails in Versuchen mit Wasserfüllung in VTT Matrix B

Um formal die Freisetzung des Wassers beschreiben zu können, ist die Definition eines Versagenskriteriums für den Projektilwerkstoff in Verbindung mit einem Erosionskriterium erforderlich. Die Versagensdehnung lässt sich hierbei auch statistisch verteilen, wozu die in Abb. 6-16 skizzierte sog. Mott-Verteilung (siehe Gln. 6.1) zur Verfügung steht. Der Parameter C ist durch die Nebenbedingung $P(\varepsilon_f) = 1/2$ festgelegt, wohingegen γ die Breite der Verteilung bestimmt. Abb. 6-16 zeigt Versagenswahrscheinlichkeiten zu verschiedenen Werten von γ .

$$P(\varepsilon) = 1 - \exp\left[-\frac{C}{\gamma} \cdot (\exp(\gamma \cdot \varepsilon) - 1)\right] \quad (6.1)$$

Eine derartige Vorgehensweise dürfte tendenziell eine realitätsnahe Abbildung des Projektilverhaltens liefern. Allerdings kommen hier neue und zunächst unbekannte Modellierungsparameter hinzu. Es wurde für die Analysen im Rahmen dieses Vorhabens $\gamma = 25$ aus der Materialdatenbank von AUTODYN als Wert für Stahl übernommen. Als plastische Versagensdehnung ε_f wurde für das dünnwandige Stahlrohr 20 % angenommen. Als Erosionskriterium wird eine Kombination aus zeitschrittbasierter Erosion und Erosion bei 150 % geometrischer Dehnung definiert.

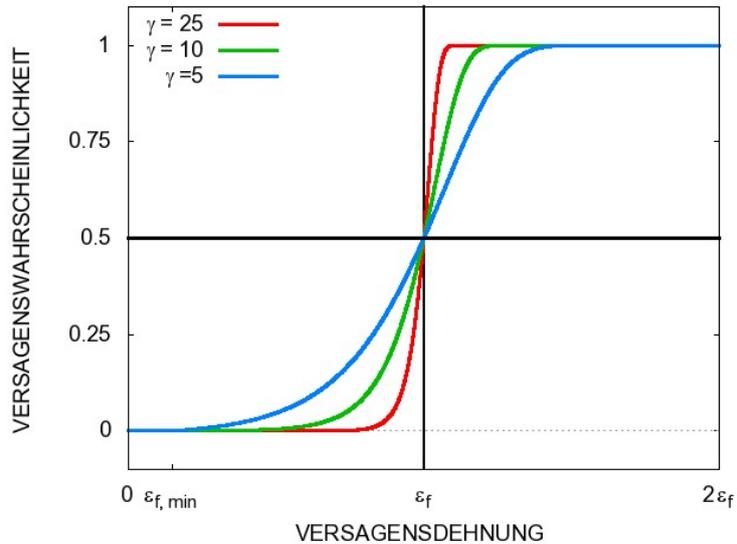


Abb. 6-16 Mott-Verteilungen zu verschiedenen Werten von γ

Exemplarisch zeigt Abb. 6-17 die Fragmente für das Projektil aus Versuch TF13 mit und ohne stochastisches Versagen. Der Einfluss der stochastischen Verteilung der Versagensdehnung auf Bruchstückgröße und Verteilung ist vergleichsweise gering.



Abb. 6-17 Bruchbild des Projektils in TF13 mit (links) und ohne (rechts) Aktivierung von stochastischem Materialversagen

Der Einfluss auf die Reaktion der Stahlbetonplatte wird in Abb. 6-18 dargestellt. Vergleicht man die Impulsüberträge auf das Target so fällt auf, dass signifikante Unterschiede erst nach ca. 7 ms auftreten. Der Einfluss auf die rückseitigen Plattenverschiebungen an der Position des VA D3 (vgl. Abb. 6-23) zeigt, dass der Einfluss der Versagensmodellierung erheblich ist.

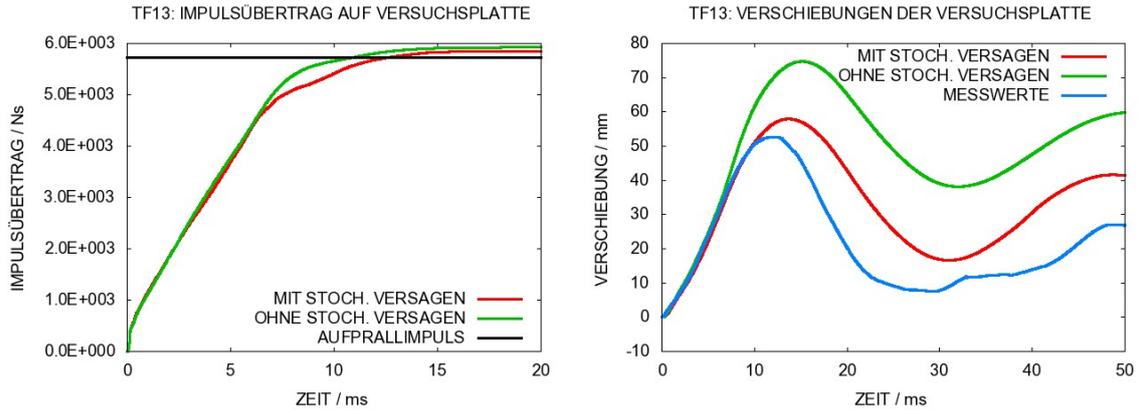


Abb. 6-18 Effekte der stochastischen Verteilung der Versagensdehnung auf Impulsübertrag und Verschiebung der Versuchsplatte an der Position von D3

6.2.1 Einfluss der Flüssigkeitsfüllung

In diesem Abschnitt wird der Einfluss einer Flüssigkeitsfüllung auf die LZF und die Schädigung der Versuchsplatte behandelt. Hierzu erfolgt der direkte Vergleich von Ergebnissen zu den Versuchen TF11 und TF13. Dieser Vergleich wurde auch in Form eines Beitrages beim Workshop Kompetenzerhalt in der Kerntechnik im Rahmen der Jahrestagung Kerntechnik 2012 vorgestellt /HEC 12b/.

Abb. 6-19 zeigt den Zustand der jeweiligen Rechenmodelle im Vergleich zu den HS-Kamerabildern nach 10 ms. Für den Versuch TF11 zeigen sowohl Rechenmodell und Versuch das erwartete Beulen des Projektils, wie es bereits für die IRIS Bending Versuche beschrieben wurde. Das Rechenmodell für den Versuch TF13 zeigt, dass auch Fragmentierung und Wasserfreisetzung simuliert werden kann. Hierzu ist die Definition eines Versagenskriteriums sowie von Erosionskriterien erforderlich.

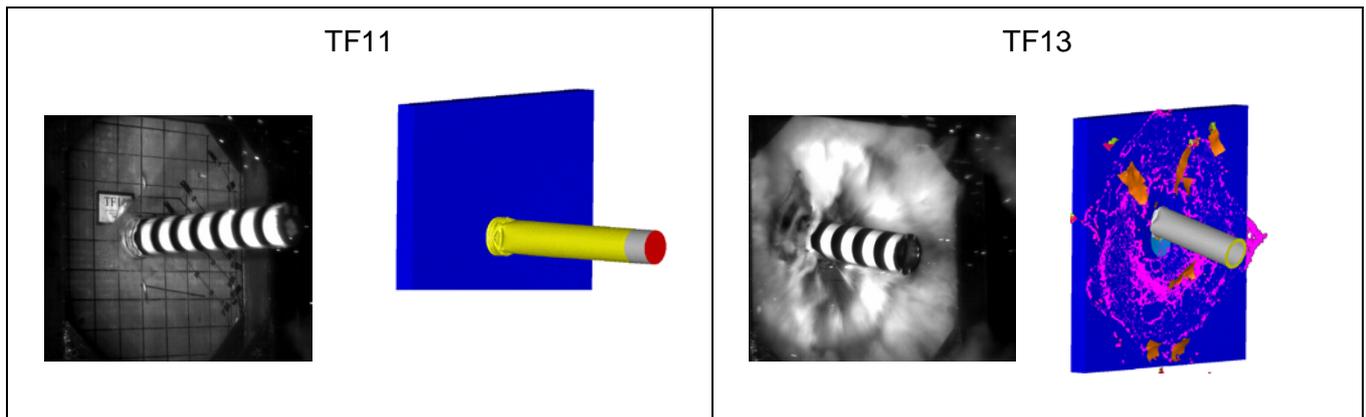


Abb. 6-19 Vergleich von HS-Kameraaufnahmen und Rechenmodellen zu den Versuchen TF11 und TF13 nach jeweils 10 ms

In Abb. 6-20 werden für beide Versuche Kontaktkräfte mit LZF verglichen, welche nach der Riera-Methode abgeschätzt wurden. Der für die Berstlast gewählte Ansatz entspricht Gln. 4.6. Bei Anwendung der Riera-Methode auf das Projektil in Versuch TF13 wurde die Berstlast für das vordere Segment, welches den Wassertank enthält, um ca. 53 % reduziert. Infolge der Wasserfüllung ändert sich der Versagensmechanismus und dementsprechend die Berstlast. Dadurch beträgt die Einwirkungsdauer des Wassertanks ca. 6 ms gemäß den HS-Kamerabildern. Die Wassermasse wird im Riera-Modell durch eine entsprechende Dichteerhöhung als steifigkeitslose Masse berücksichtigt, d. h. sie geht lediglich in einen erhöhten Massenstrom ein. Für den Versuch TF13 stehen zusätzlich Messdaten für einen Versuch mit starrer Kraftmesseinrichtung zur Verfügung. Prinzipiell unterscheiden sich die LZF dadurch, dass in TF11 die Berstlast und in TF13 der Massenstrom dominiert. Um dies herauszustellen, ist in den Graphen von Abb. 6-20 noch der Massenstrom eingetragen, welcher sich nach der Riera-Methode ergibt. Die Kontaktkräfte in TF11 zeigen den für Knickvorgänge typischen oszillierenden Verlauf wohingegen die Kräfte in TF13 durch den kontinuierlichen Massenstrom ein weitaus weniger impulsives Verhalten zeigen. Man beobachtet in der Anfangsphase des Aufpralls für TF13 in den Kontaktkräften die typische Lastüberhöhung. Dieser auf die Flüssigkeit zurückzuführende Effekt wird in Abschnitt 6.4.1 detaillierter angesprochen.

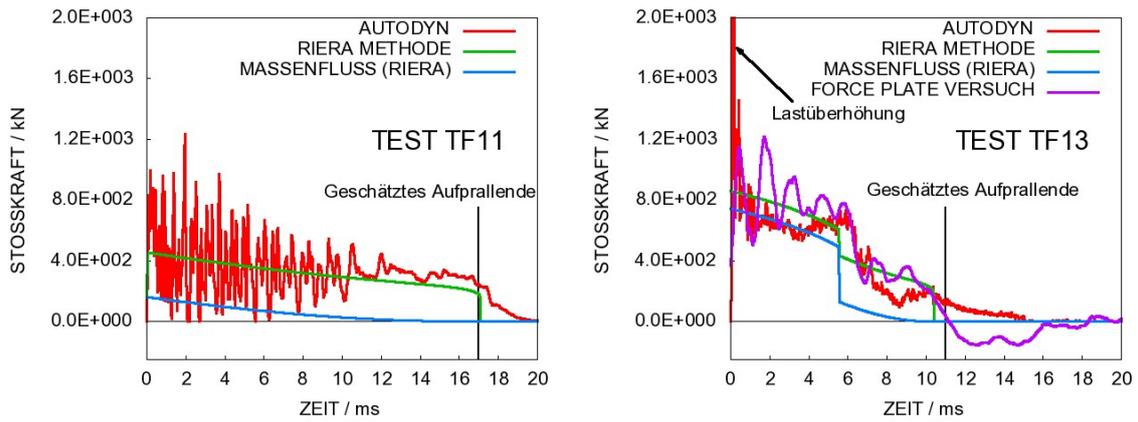


Abb. 6-20 Vergleich von LZF zwischen den Versuchen TF11 und TF13

Die jeweilige Aufpralldauer wurde ebenfalls mittels der HS-Kameraaufnahmen abgeschätzt. Sie beträgt ca. 17 ms in TF11 und lediglich 11 ms in TF13. Zur weiteren Unterscheidung der Vorgänge im Projektil werden noch Energiebilanzen für kinetische Energie und plastische Arbeit, jeweils bezogen auf die Aufprallenergie, in Abb. 6-21 verglichen. Hauptsächlich infolge der radialen Wasserausbreitung verbleiben bei TF13 ca. 40 % der Gesamtenergie als kinetische Energie im Projektil. Entsprechend wird das Projektil in TF11 im Wesentlichen dadurch verzögert, dass sich kinetische Energie in plastische Verformung wandelt.

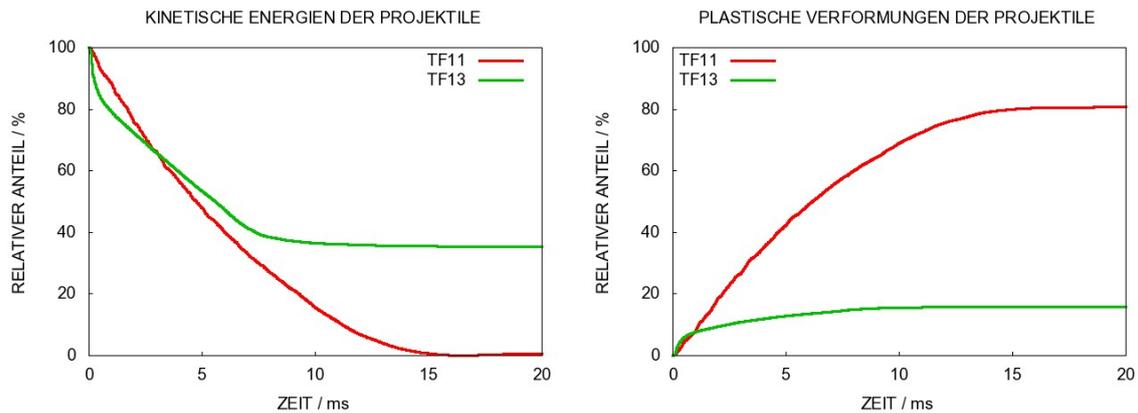


Abb. 6-21 Vergleich von kinetischer Energie und plastischer Verformung der Projektile zwischen Rechnungen für TF11 und TF13

Die in Abb. 6-22 verglichenen Impulsüberträge auf das Target zeigen, dass die Riera-Methode in beiden Fällen eine zufriedenstellende mittlere LZF beschreibt. Infolge des Rückpralls des Projektils ist der Impulsübertrag in den expliziten Simulationen teilweise größer als der Anfangsimpuls. Dies gilt insbesondere für TF11, wo sich der Rückprall

annähernd entgegen der Aufprallrichtung vollzieht. In TF13 kommt es zu einer stärkeren seitlichen Ablenkung des Projektils (vgl. Abb. 6-19).

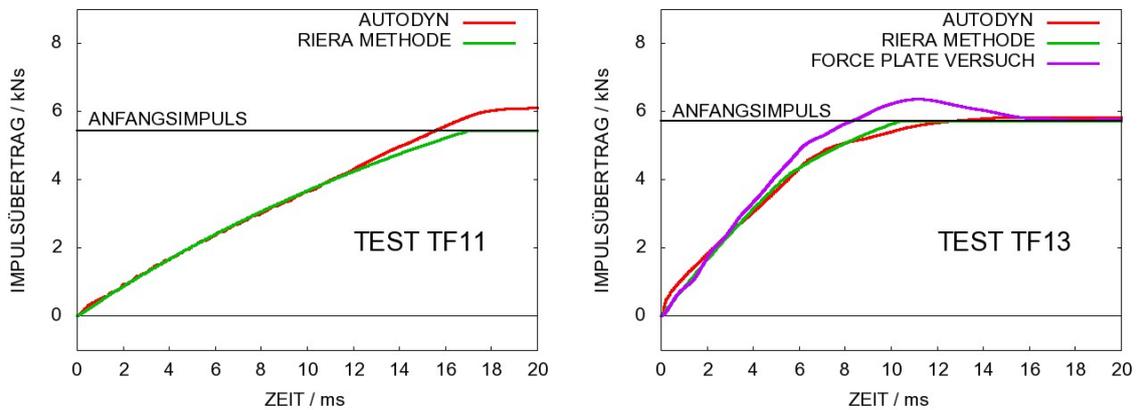


Abb. 6-22 Vergleich von Impulsüberträgen zwischen den Versuchen TF11 und TF13

Die Auswirkungen auf die Stahlbetonplatte werden in Abb. 6-23 dargestellt. Hier werden rückseitige Plattenverschiebungen an den Positionen verschiedener VA verglichen. Es wird deutlich, dass in TF13 die Verschiebungen wesentlich höher sind als in TF11. Die Ursache hierfür liegt im höheren mittleren Niveau der LZF während der ersten ms des Aufpralls. Bereits in Abschnitt 5.2.3 wurde darauf hingewiesen, dass die Verschiebungen stark von den Details der LZF abhängig sein können. In der Simulation zu TF11 wird die Plattenschädigung tendenziell leicht unterschätzt. Insbesondere zeigt sich, dass weiter außen liegende Verschiebungen unterschätzt werden. Die Frequenz der Nachschwingung wird insbesondere im Versuch TF11 etwas überschätzt, was ebenfalls eine zu geringe Schädigung anzeigt. Allerdings sind die Ergebnisse tendenziell in wesentlich besserer Übereinstimmung mit den Versuchsdaten als dies bei der Blindrechnung zum IRIS Bending-Versuch der Fall ist. Insofern kann der gewählte Satz Modellierungsparameter als gut geeignet angesehen werden. Die Simulation zu TF13 liefert hinsichtlich der Plattenverschiebungen sehr gute Übereinstimmungen mit dem Versuchsergebnis. Dies gilt sowohl für Maximalverschiebung sowie die Frequenz der Nachschwingung. Anhand beider Charakteristiken wird deutlich, dass die Schädigung der Versuchsplatte in TF13 wesentlich stärker ausgeprägt ist.

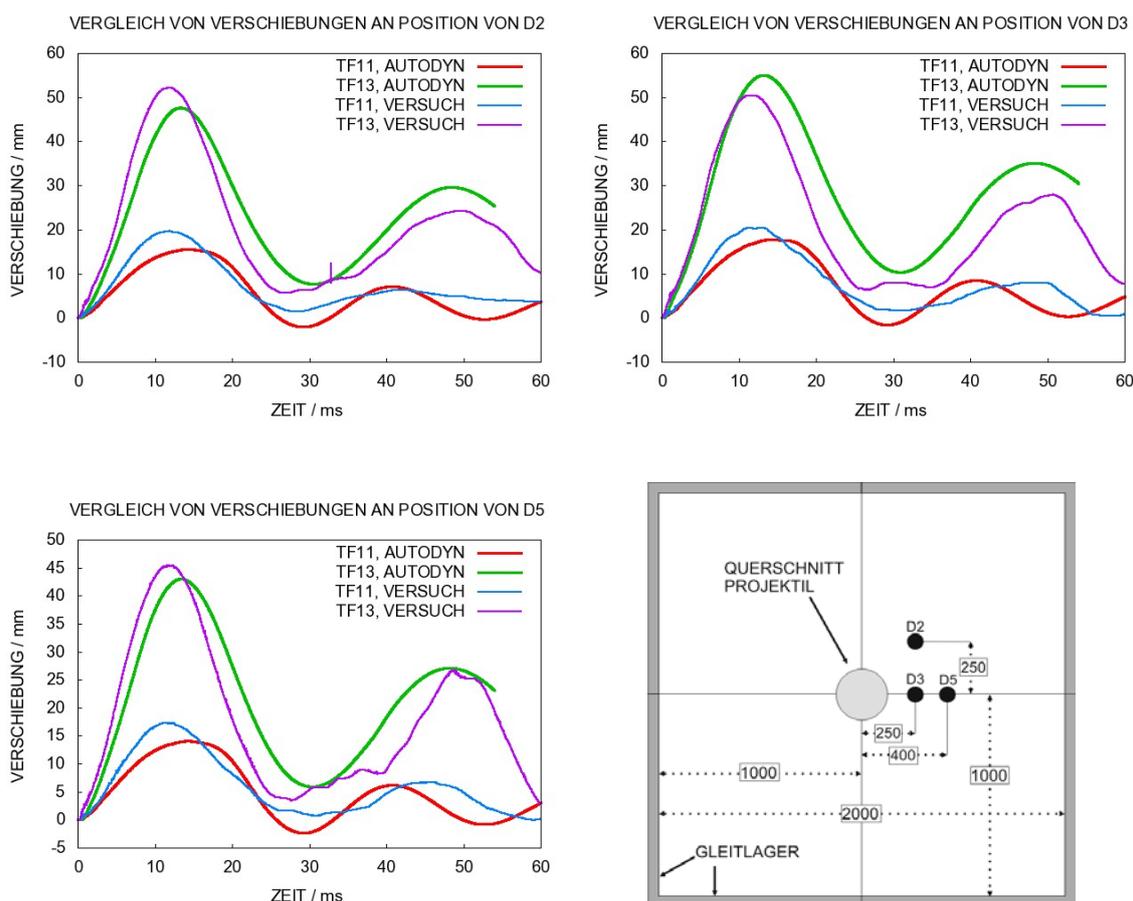


Abb. 6-23 Vergleich von rückseitigen Plattenverschiebungen für die Versuche TF11 und TF13

6.2.2 Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit auf die Plattenverschiebungen diskutiert. Zu den Versuchen TF11, TF12 und TF15 ohne Wasserfüllung sind die Simulationsergebnisse in Abb. 6-24 den Messwerten gegenübergestellt. Die berechneten Maximalauslenkungen an den einzelnen Sensorpositionen werden im Vergleich zu den Messdaten jeweils zu einem späteren Zeitpunkt angenommen. Es zeigt sich, dass die Daten für die Messwerte der zentralen Verschiebung an der Position von D1 in TF11 und TF12 sehr gut reproduziert werden, wohingegen die Maximalverschiebung in TF15 leicht überschätzt wird. Die Messdaten für TF12 und TF15 steigen an der Position von D1 bis zur Maximalauslenkung und verbleiben dann auf diesem Wert. Die Ursache ist der Bruch der Verankerung von Sensor und Platte. An der diagonal vom Mittelpunkt versetzten Sensorposition D2 unterschätzen sämtliche Simu-

lationen die jeweiligen Messwerte. Mögliche Gründe hierfür werden in Abschnitt 6.2.3 diskutiert. Für die horizontal versetzte Sensorposition von D3 ergeben sich bessere Übereinstimmungen bezüglich Maximalverschiebung. In den Simulationen wird die Frequenz der Nachschwingung jeweils überschätzt. Die simulierten Werte für permanente Verschiebungen scheinen zufriedenstellend zu sein, insbesondere auch an den Messstellen, an denen die Maximalauslenkung unterschätzt wird. Es ist bemerkenswert, dass in der Simulation von TF12 eine höhere Nachschwingfrequenz als für TF11 vorhergesagt wird. Infolge der höheren Geschwindigkeiten wird aufgrund der höheren Schädigung eine geringere Frequenz erwartet. Die Versuchsdaten deuten an, dass die Frequenzen in TF11 und TF12 etwa gleich sind.

Durch Änderung einzelner Modellparameter, z. B. zur Charakterisierung des Rissentfestigungsverhaltens des Betons, ist es gemäß der in Abschnitt 6.1 beschriebenen Erfahrungen vermutlich möglich, Maximalauslenkungen und Frequenzen an den Positionen der außenliegenden VA zu verbessern.

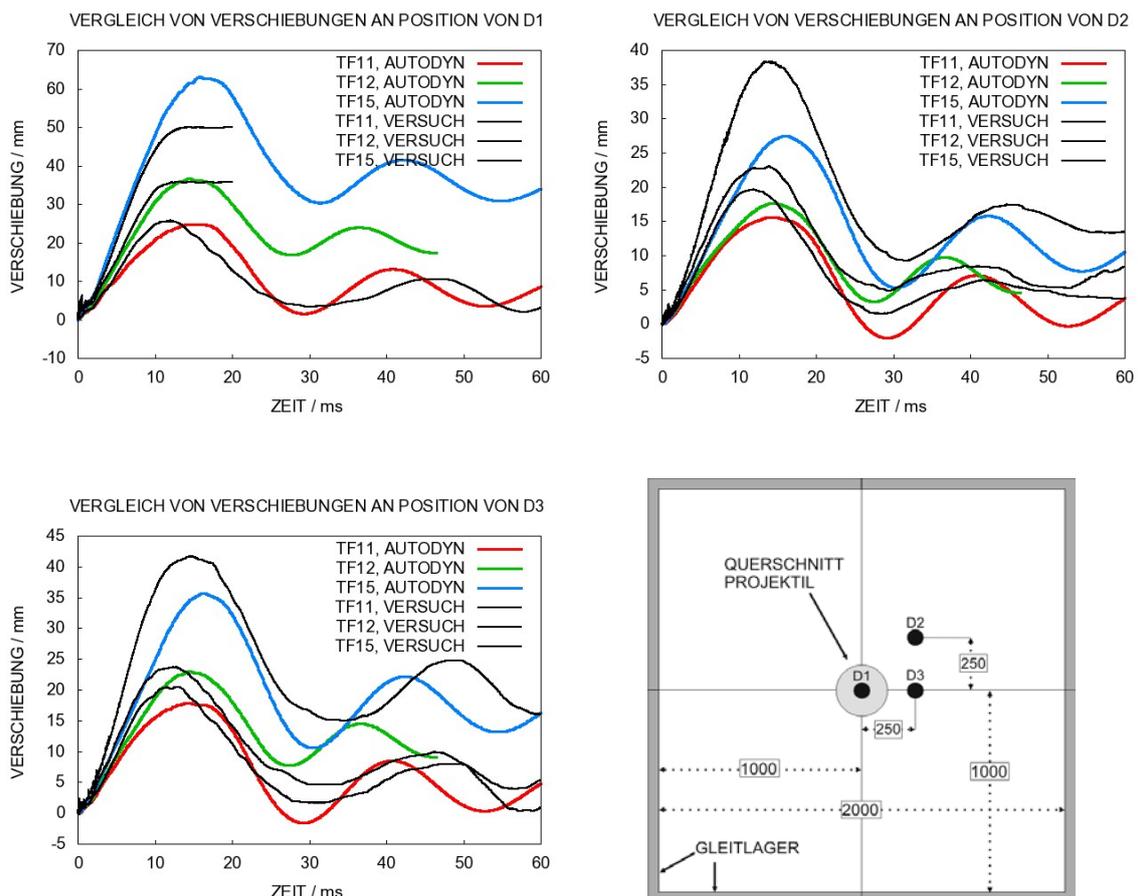


Abb. 6-24 Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Matrix B Versuche ohne Wasserfüllung bei Variation der Aufprallgeschwindigkeit

Zur Diskussion der Versuche mit Wasserfüllung werden die Ergebnisse von TF13 und TF14 in Abb. 6-25 verglichen. Aufgrund der deutlich abweichenden Ergebnisse in Versuch TF16 werden diese in Abb. 6-26 separat gezeigt. Für diese Versuche stehen keine Messdaten an der zentralen Position D1 zur Verfügung. Die für die in den Versuchen ohne Wasserfüllung beobachtete Tendenz zur Unterschätzung der Verschiebungen an der diagonal versetzten Sensorposition zeigt sich auch hier. An der horizontal versetzten Position von D3 werden die Messwerte hingegen leicht überschätzt. Insgesamt ist festzustellen, dass die Verformung der Stahlbetonplatte gut beschrieben werden kann. Dies gilt insbesondere auch für die Frequenz der Nachschwingung.

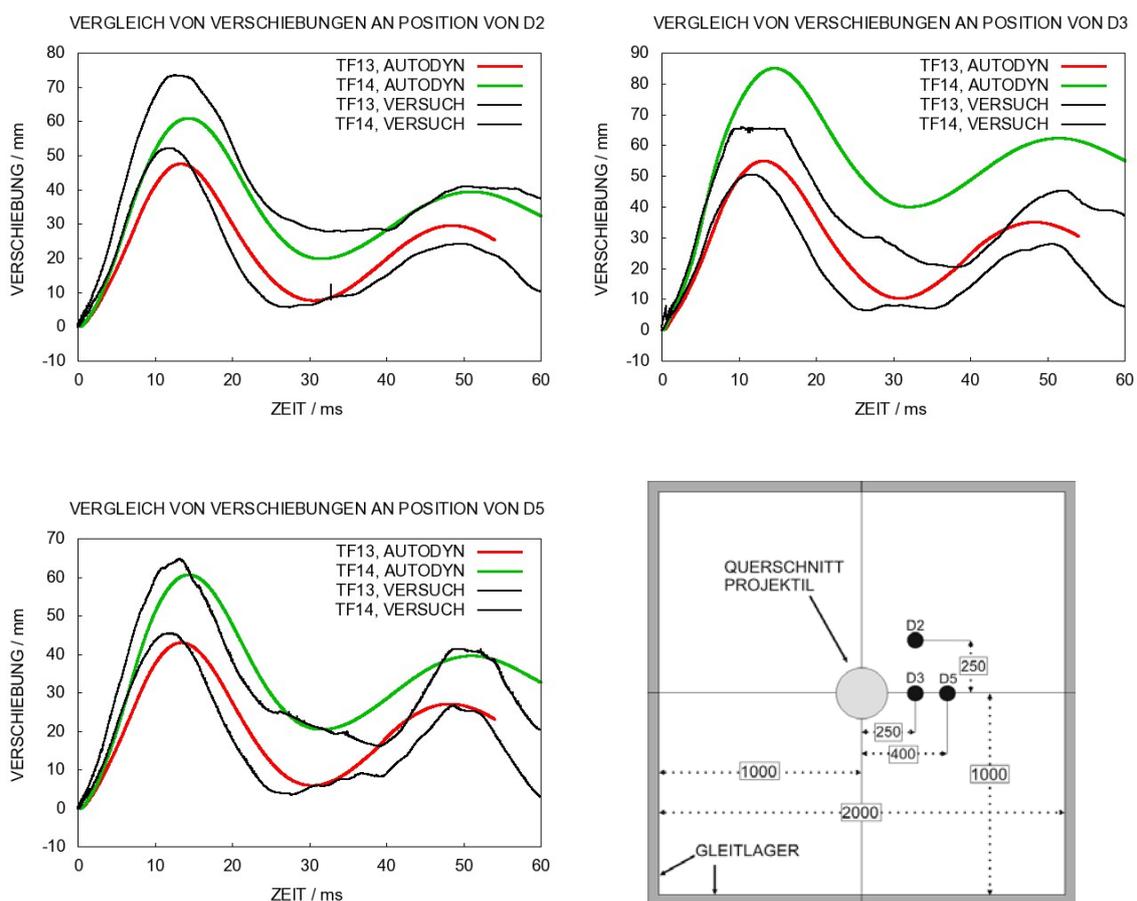


Abb. 6-25 Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Matrix B Versuche mit Wasserfüllung bei Variation der Aufprallgeschwindigkeit

In Abb. 6-26 wird deutlich, dass die Schädigung der Versuchsplatte in TF16 stark ausgeprägt ist. Die meisten Sensoren wurden im Laufe der Messung zerstört. Die Ursache dafür liegt im ausgeprägten Scabbing, welches in Abb. 6-32 gezeigt ist. Es wurden Sensoren an den Positionen $x = \pm 400$ mm, $y = 400$ mm eingesetzt. Die Messwerte zeigen, dass die Reaktion der Versuchsplatte vergleichsweise symmetrisch ausfällt. Auf-

grund der starken Verformungen der Elemente im Rechenmodell und der resultierenden kleinen Zeitschritte wurden lediglich die ersten 18 ms simuliert. In diesem Beispiel kommt es in der Simulation zu einem ausgeprägten Eindringen des Projektils in das Target und zu starken Verschiebungen der frontseitigen Bewehrung. Dies wurde im Versuch nicht beobachtet. Es hat den Anschein, dass die zentralen Verschiebungen zum Teil deutlich überschätzt werden, wohingegen an der Position von D4 das Versuchsergebnis eher unterschätzt wird. Der Anstieg der Verschiebungen an den Positionen von D2 und D3 gibt das Versuchsergebnis wieder. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass für TF16 die Anwendbarkeit des Rechenmodells nur eingeschränkt gegeben ist.

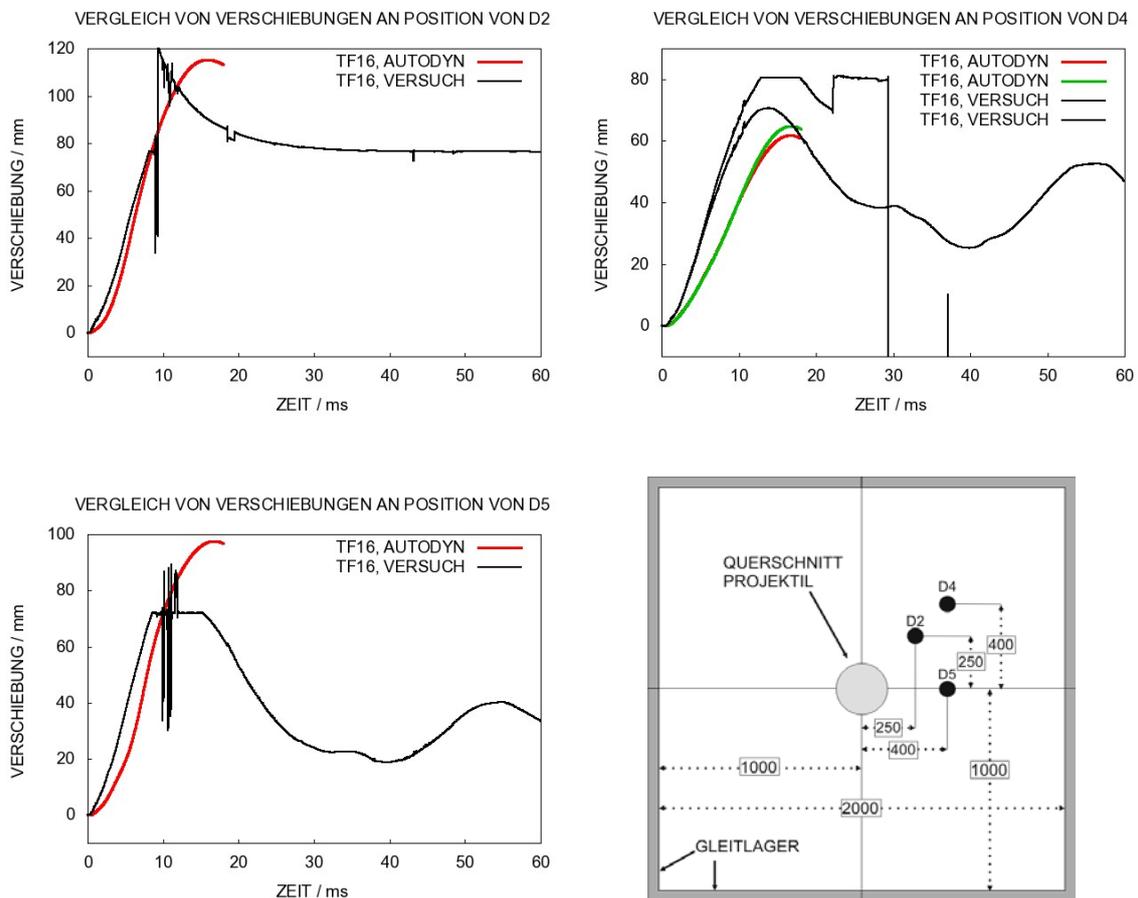


Abb. 6-26 Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Versuch TF16 mit Wasserfüllung

Rechenergebnisse zu TF17 werden in Abb. 6-27 mit den Versuchsdaten verglichen. Die Verschiebungen sind durch die höhere Aufprallgeschwindigkeit deutlich größer als

in TF15. An der Position von VA D3 werden bezüglich Maximalauslenkung gute Ergebnisse erzielt. Ebenso ist der Zeitpunkt, zu dem das Maximum angenommen wird auch an anderen Positionen in guter Übereinstimmung mit dem Versuch. Global gesehen wird die Plattenschädigung in der Simulation jedoch unterschätzt. Die Frequenz der Nachschwingung ist etwas zu hoch und die Verschiebungen entlang der Diagonalen (D 2) sowie für den weiter entfernt liegenden VA D5 werden unterschätzt. Mögliche Gründe hierzu werden in Abschnitt 6.2.3 diskutiert.

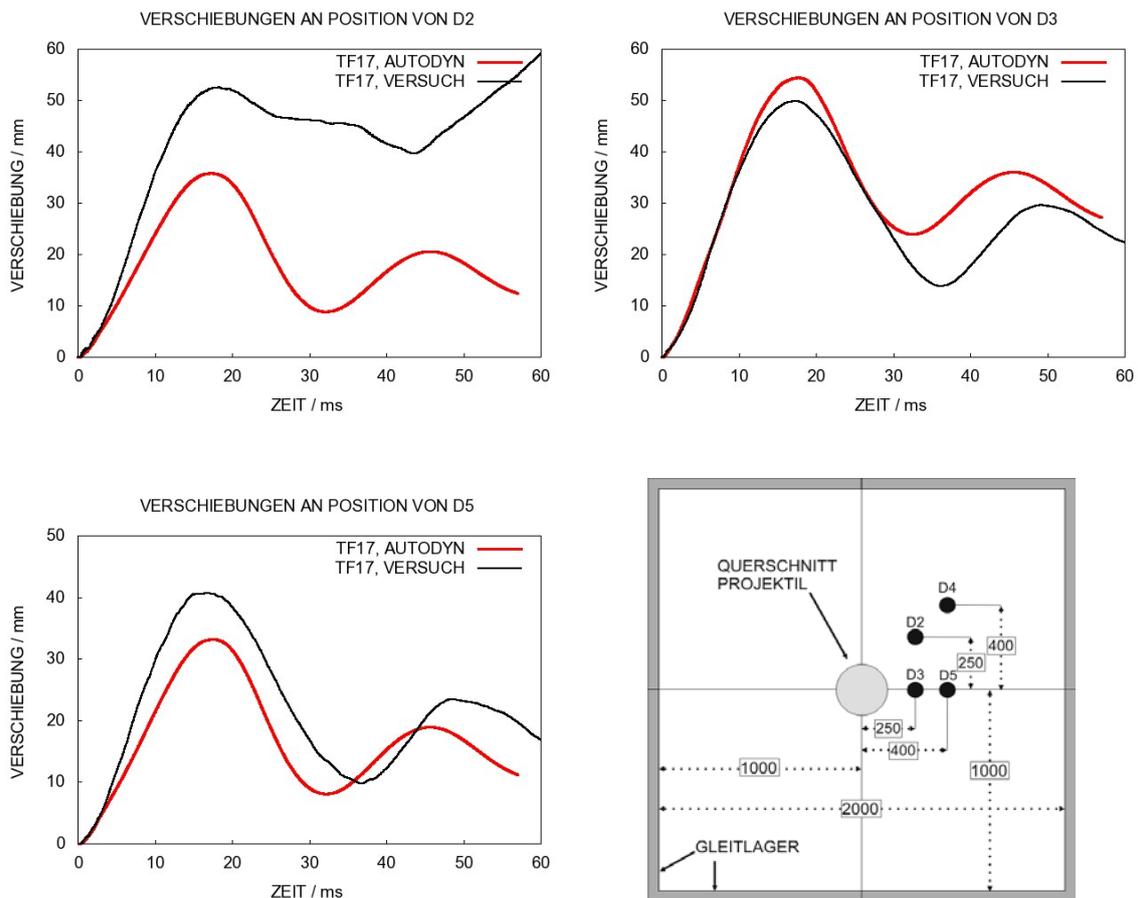


Abb. 6-27 Vergleiche von rückseitigen Plattenverschiebungen für VTT Versuch TF17 ohne Wasserfüllung

6.2.3 Übergeordnete Vergleiche

In diesem Abschnitt erfolgen einige übergeordnete Vergleich zwischen Simulationsrechnungen und Versuchen zur Matrix B der VTT Versuche. Diese beinhaltet neben

den bereits in den Abschnitt 6.2.1 und Abschnitt 6.2.2 angesprochenen Versuchen auch den Versuch WE1A1 mit komplexerer Projekttilstruktur (vgl. Abschnitt 6.2.5).

Die maximale Verschiebung an der Position von VA D2 wird in Abb. 6-28 gegen den Aufprallimpuls des Projekttils aufgetragen. Die gleiche Zuordnung erfolgt in Abb. 6-29 für VA D3. Die zuvor beschriebene Tendenz, dass entlang der Diagonalen die Verschiebung in der Simulation leicht unterschätzt und an der Position von VA D3 gut reproduziert bzw. leicht überschätzt wird, zeigt sich auch in diesen Diagrammen. Die Simulationen zu TF13 und TF14 fallen im geringen Maße aus diesem Schema heraus, da sie recht zufriedenstellend die Verschiebung an der Position von VA D2 reproduzieren. Dennoch kommt es auch in diesen Fällen zur Unterschätzung der Messdaten. Im Gesamtvergleich sämtlicher Simulationsrechnungen hat es den Anschein, dass die Rechnung zum Versuch TF13 diejenige ist, welche die besten Übereinstimmungen mit den Messdaten aufweist. Der in Abb. 6-28 und Abb. 6-29 zusätzlich eingetragene Versuch WE1A1 wird in Abschnitt 6.2.5 beschrieben.

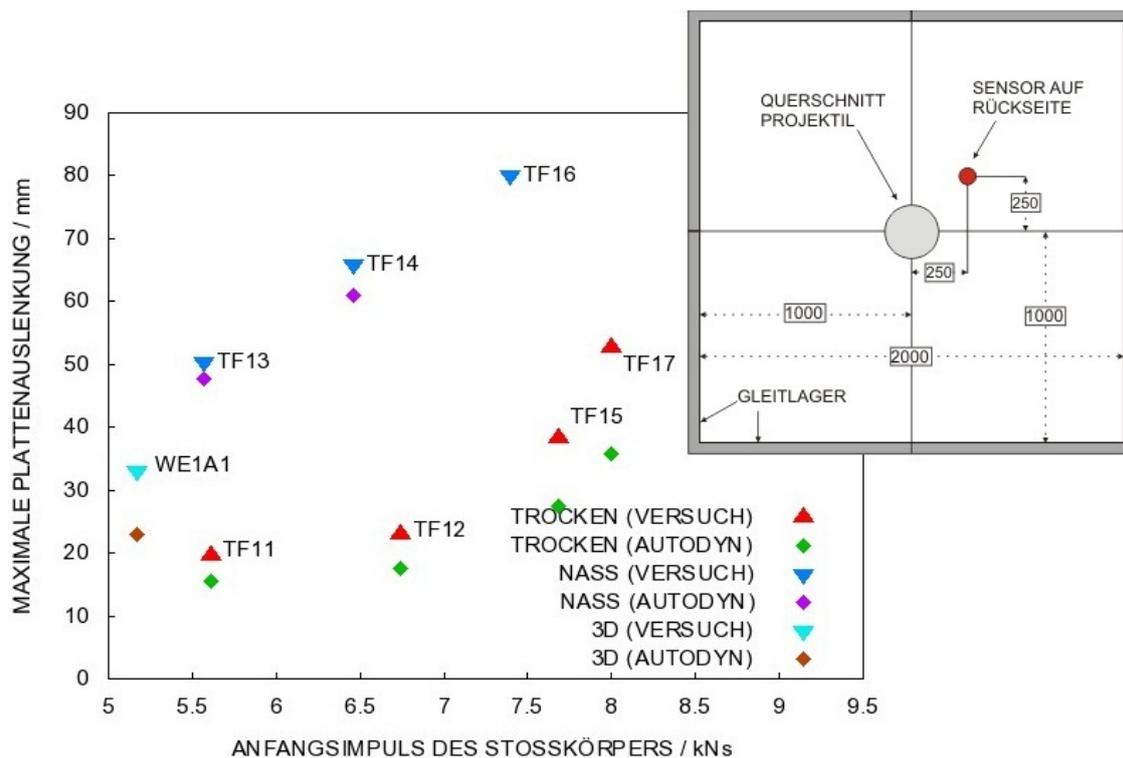


Abb. 6-28 An der Position von D2 gemessene Maximalverschiebungen in VTT Matrix B

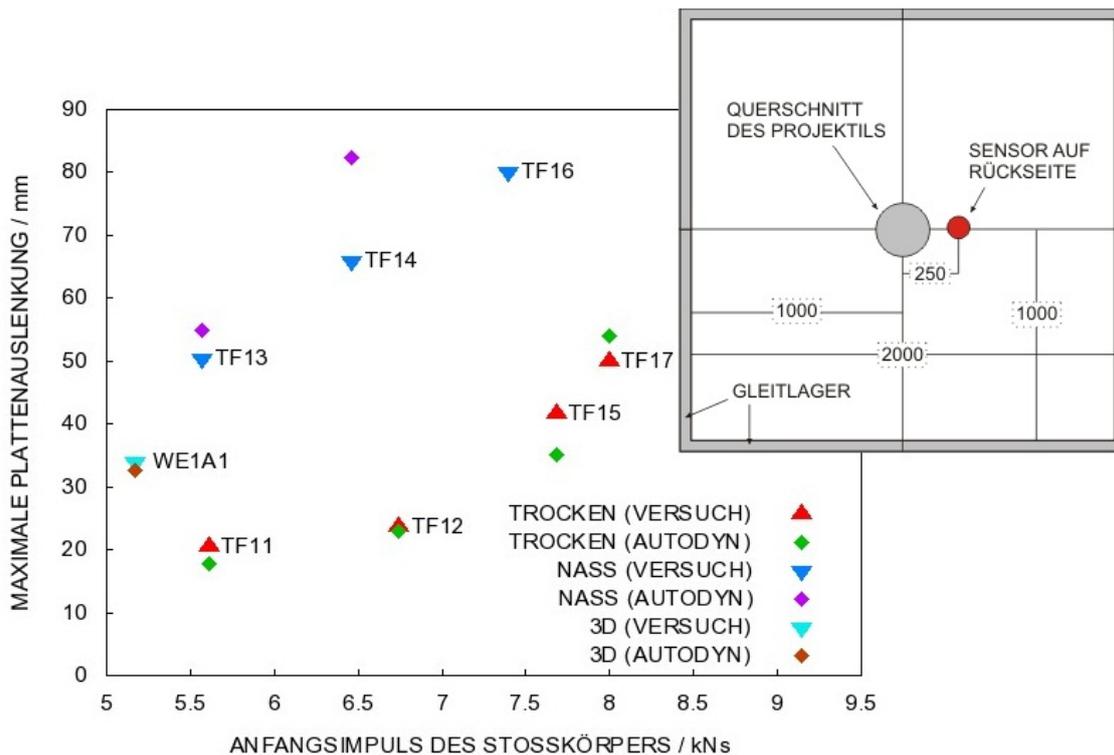


Abb. 6-29 An der Position von D3 gemessene Maximalverschiebungen in VTT Matrix B

Die Unterschätzung der Verschiebungen entlang der Diagonalen der Versuchsplatte zeigt offenbar ein grundsätzliches Defizit der Simulationsmodelle auf. Abb. 6-30 zeigt gemessene und simulierte Verschiebungsfiguren entlang der horizontalen und diagonalen Linie für die Versuche TF11, TF12, und TF15. Es wurde angenommen, dass an der Position der Lagerung keine Plattenverschiebung in Aufprallrichtung möglich ist. Tendenziell weisen die aus den Messdaten abgeleiteten Verschiebungsfiguren ein höheres Maß an Linearität auf, insbesondere auch entlang der Diagonalen. Die simulierten Verschiebungskurven erscheinen insbesondere entlang der Diagonalen eher eine bilineare Struktur aufzuweisen. In den Versuchen kommt es offenbar zur Bildung von Bruchlinien, worauf auch die rückseitigen Rissmuster (vgl. Abb. 6-31 und Abb. 6-32) hinweisen. Die resultierende Verschiebungsfigur würde näherungsweise einer Pyramide bestehend aus vier gleichseitigen Dreiecken entsprechen. Hierbei würden die Randbedingungen den Basen und die Bruchlinien den Schenkeln der gleichseitigen Dreiecke entsprechen. Die Sensoren D2 und D4 würden sich jeweils auf einer Bruchlinie befinden. Offenbar lässt sich der nicht glatte Verlauf der Verschiebungsfigur auf der stark lokalisierten Bruchlinie in der numerischen Simulation nicht abbilden. Für zukünftige Validierungsrechnungen wäre es im Hinblick auf die Bewertung von Verschiebungsfiguren wünschenswert, zusätzliche VA zur Verfügung zu haben, welche nicht

auf Bruchlinien liegen. Daher wurden diesbezügliche Anregungen für zukünftige Versuche im Rahmen von Phase III des VTT IMPACT Projektes gegeben.

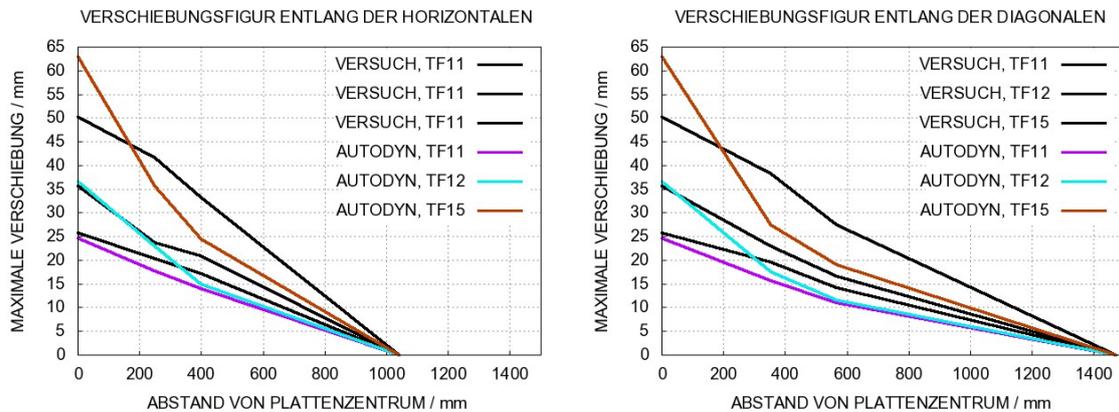


Abb. 6-30 Verschiebungsfiguren in den Versuchen TF11, TF12 und TF15

Konturplots des Schädigungsparameters des RHT-Modells auf der Rückseite der Platte werden für die Versuche ohne Wasserfüllung in Abb. 6-31 und mit Wasserfüllung in Abb. 6-32 entsprechenden Photographien der Versuchsplatten gegenübergestellt. Prinzipiell zeigen die Simulationen die wesentlichen Schädigungsmerkmale. Der breiteren Verteilung von moderat geschädigten Regionen in TF11 stehen in TF12 und TF15 konzentriertere Bereiche mit erhöhter Schädigung gegenüber. Die Versuchsplatte von TF11 zeigt lediglich Haarrisse, wohingegen die Risse in TF12 und TF15 sichtbar sind. In TF15 setzt bereits leichtes Scabbing ein.

In den Simulationen zu den Versuchen mit Wasserfüllung verlieren Elemente auf der Rückseite ihre Festigkeit und dehnen sich stark aus. Es ist erkennbar, dass die Bereiche dieser starken Verformungen mit steigender Aufprallgeschwindigkeit größer werden. Somit würde man diesen Bereichen Scabbing zuordnen. Die Größen stimmen zumindest in TF13 und TF14 zufriedenstellend mit den Versuchsergebnissen überein. In TF16 zeigt die Fläche mit Scabbing bereits Formen von Bruchlinien, wohingegen die Simulation noch einen kreisrunden Bereich mit Scabbing vorhersagt.

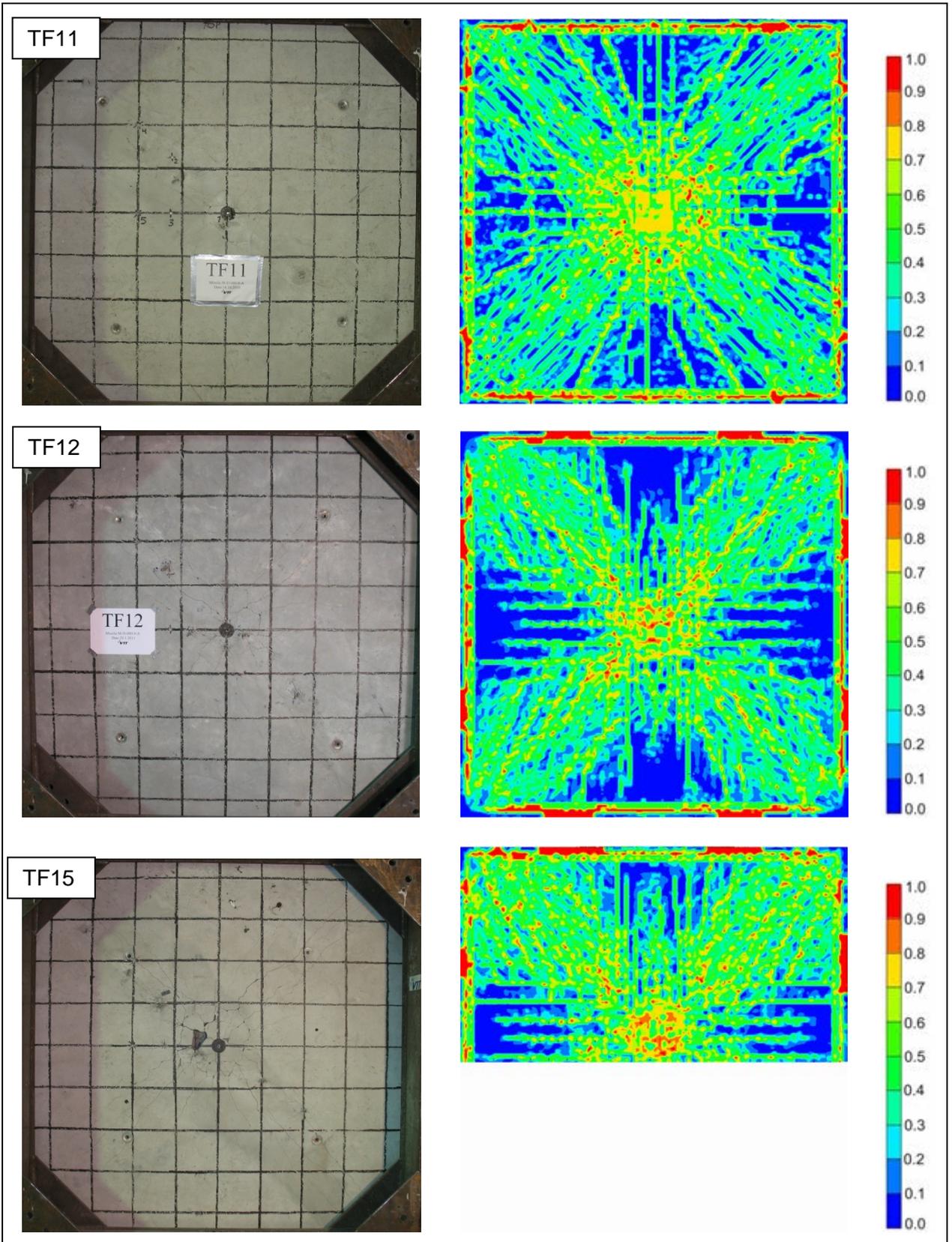


Abb. 6-31 Bilder der Plattenrückseiten und simulierte Betonschädigung in VTT Matrix B Versuchen ohne Wasserfüllung

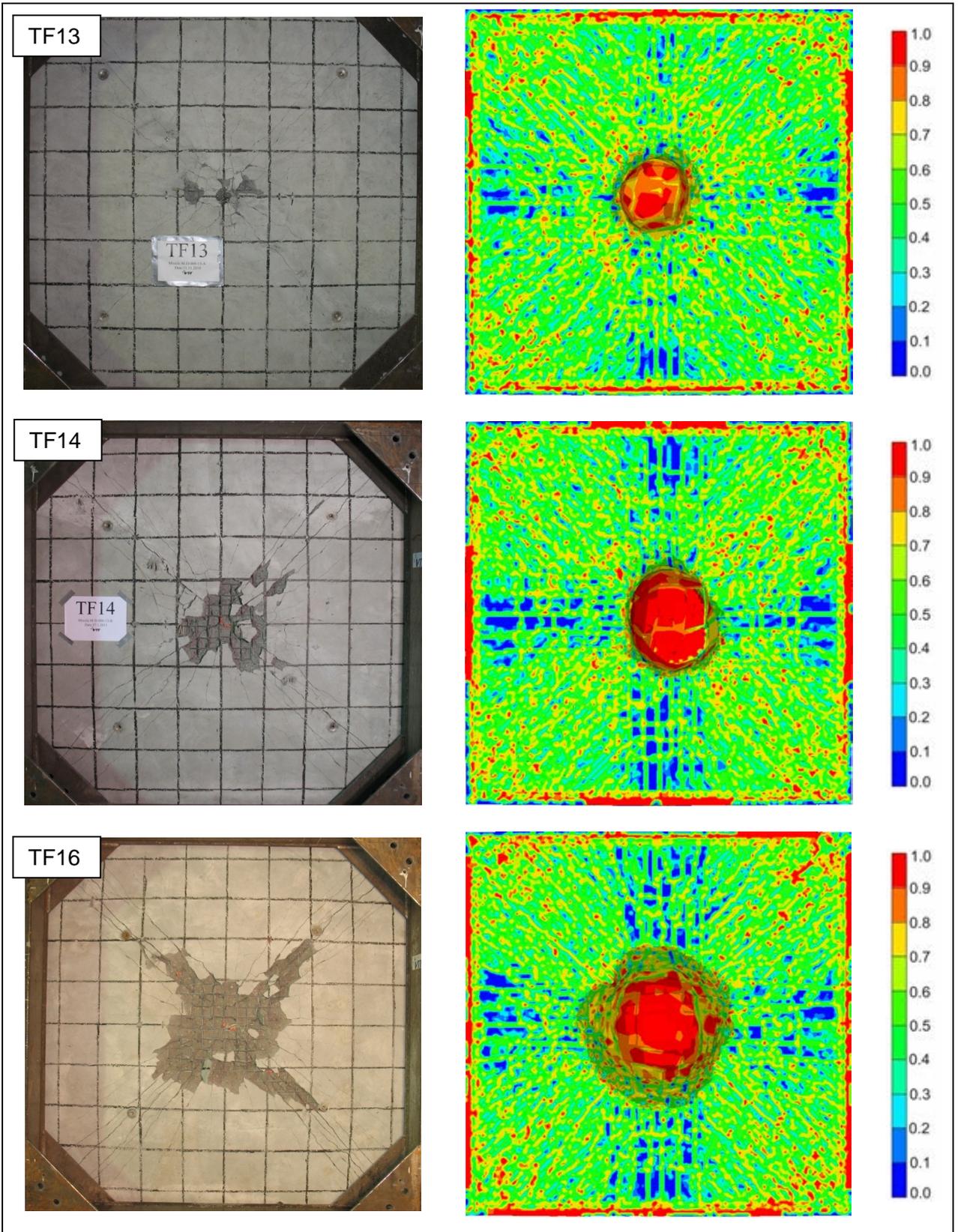


Abb. 6-32 Bilder der Plattenrückseiten und simulierte Betonschädigung in VTT Matrix B Versuchen mit Wasserfüllung

6.2.4 Effekte der Größenskala

Ein Teilaspekt des Vorhabens besteht darin, die verwendeten Versagensmodelle für Projektile und Targetstrukturen auf Unabhängigkeit von der Größe zu untersuchen. Zu diesem Zweck wird das Rechenmodell (Projektil und Target) für Versuch TF15 um den Faktor zwei gestreckt, während die Aufprallgeschwindigkeit gleich bleibt. Die Elementkantenlängen werden ebenfalls entsprechend gestreckt. In Abb. 6-33 werden die Messdaten der rückseitigen Plattenverschiebungen mit Simulationsdaten verglichen, wobei die Ergebnisse des größeren Rechenmodells entsprechend Tab. 4-3 skaliert sind. Die Plattenverschiebungen der Rechnung mit dem vergrößerten Modell sind mit Ausnahme des Ergebnisses für D3 leicht geringer und die Frequenz der Schwingung ist höher als in der Referenzrechnung. Im größeren Modell wird die Plattenschädigung tendenziell geringer berechnet. Bezüglich LZF, Widerlagerkraft und Energiebilanzen stimmen die Rechnungen gut überein. Um den Einfluss der Größenskala herauszuarbeiten, wäre es sinnvoll, höhere Stauchungs- bzw. Streckungsfaktoren als zwei zu untersuchen.

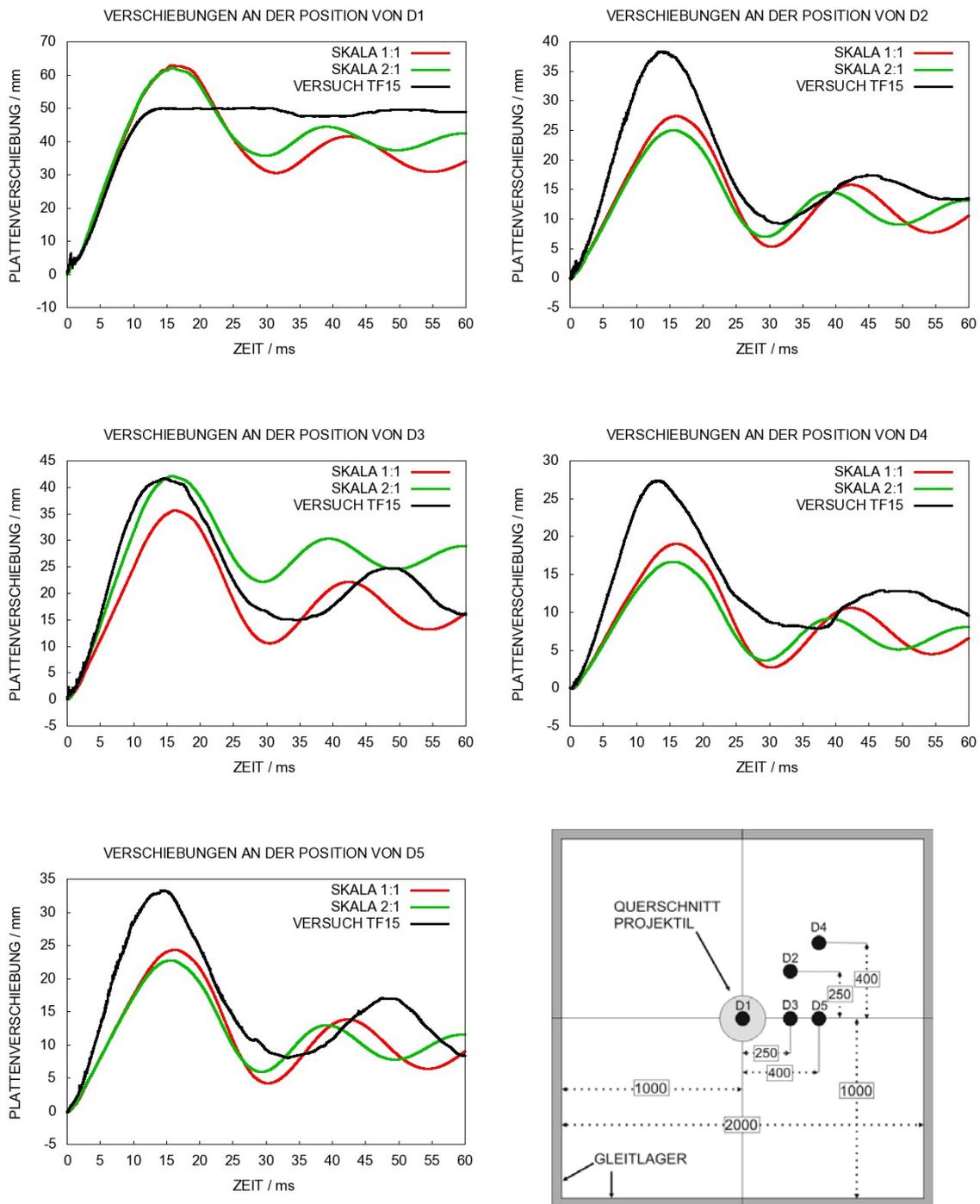


Abb. 6-33 Einfluss der Größenskala auf die Plattenverschiebungen untersucht anhand von VTT Versuch TF15

Die hier vorgestellte Studie bezieht sich auf Biegeversagen von Stahlbetonplatten. Bezüglich Durchstanzversagen wäre eine entsprechende Untersuchung sinnvoll. Diese kann z. B. an den Sugano /SUG 93a/ Versuchen oder dem Meppener „Hard Missile

Versuch“ /HOC 87/ erfolgen, zu denen jeweils auch Versuchsdaten verschiedener Größenskalen vorliegen.

6.2.5 Komplexere Projektilgeometrie

In diesem Abschnitt sollen Rechnungen und Versuchsergebnisse zum Versuch WE1A1 mit komplexerer Geometrie des Projektils vorgestellt werden. In diesem Fall handelt es sich um eine durch eine Flügelstruktur versteifte Geometrie. Photographien des Projektils auf der Startrampe zeigt Abb. 6-34. Das Ziel dieses Versuches ist es, den Einfluss der komplexeren Projektilstruktur auf die LZF und die Betonplattenschädigung zu studieren. Als Versuchsplatte dient die bereits in der TF-Reihe verwendete zweiachsig gelagerte Stahlbetonplatte. Bei einer Projektilmasse von ca. 42 kg und einer Aufprallgeschwindigkeit von ca. 123 m/s beträgt die kinetische Energie 0,318 MJ. Insofern ist WE1A1 mit den Versuchen TF11 (0,295 MJ) und TF13 (0,318 MJ) vergleichbar. Um das Berstverhalten des Projektils zu studieren und die LZF aufzuzeichnen, wurde auch ein zugehöriger „Force Plate“ Versuch mit einer starren Kraftmesseinrichtung durchgeführt. Bemaßungen des Projektils können Abb. 6-35 entnommen werden. Das Projektil setzt sich aus deformierbaren und vergleichsweise wenig deformierbaren Bestandteilen zusammen. Rumpf, Flügel und Steifen wurden aus dem Aluminiummaterial gefertigt, welches u. a. bereits für TEST 673 (vgl. Abschnitt 6.1) verwendet wurde. Die übrigen Komponenten bestehen aus Baustahl. Für die Simulation mit AUTODYN wurde angestrebt, das Projektil möglichst wirklichkeitsnah abzubilden. Der Lasteintrag in die Stahlbetonplatte erfolgt über eine Kontaktdefinition.



Abb. 6-34 Projektil auf der Startrampe im Versuch WE1A1

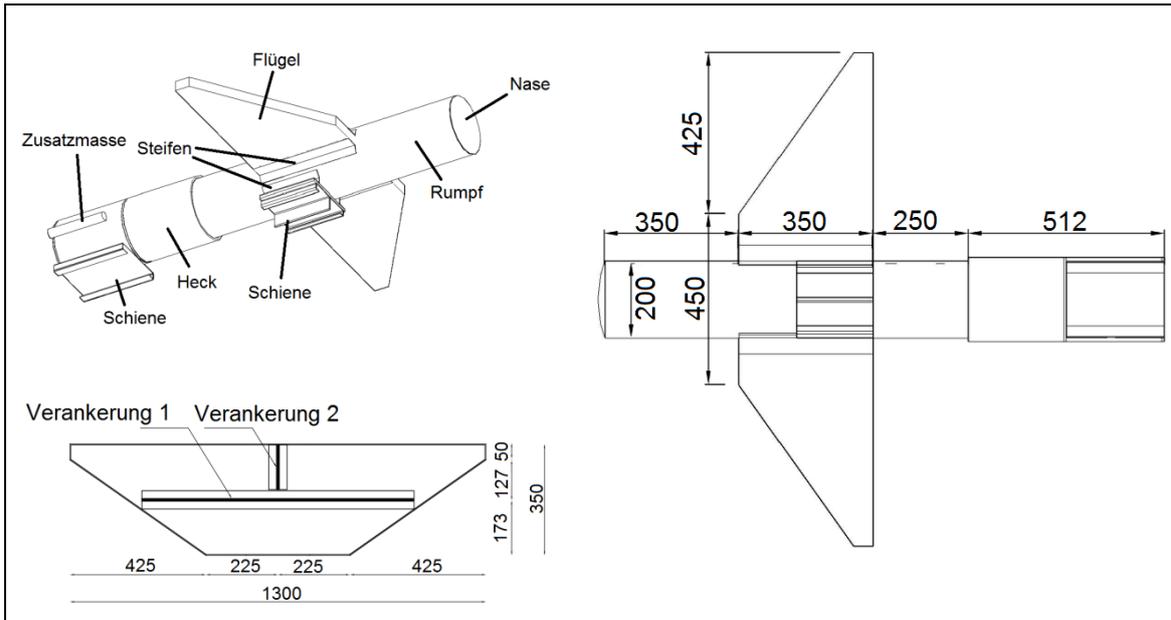


Abb. 6-35 Details zur Konstruktion des Projektils in Versuch WE1A1

Die einzelnen Bestandteile des Analysemodells werden in Tab. 6-6 aufgeführt. Um die im Versuch realisierte Gesamtmasse von 42,04 kg zu erreichen, wurden die am Projektilheck angebrachten Zusatzmassen entsprechend angepasst.

Tab. 6-6 Im Modell berücksichtigte Komponenten des Projektils im Versuch WE1A1

Komponente	Material	Schalendicke	Anzahl	Masse
Rumpf	Aluminium	4 mm	1	7,5 kg
Heck	Stahl	Hartes Teil	1	19,4 kg
Flügel	Aluminium	4 mm	1	7,65 kg
Schiene, vorne	Stahl	Hartes Teil	1	1,64 kg
Schiene, Heck	Stahl	Hartes Teil	1	1,64 kg
Steife an Schiene	Stahl	3 mm	2	0,14 kg
Steife an Flügeln	Stahl	3 mm	4	0,2 kg
Zusatzmassen	Stahl	Harte Teile	2	1,74 kg
Gesamt			13	42,04 kg

Details der Vernetzung des mit Schalenelementen dargestellten Projektils werden in Abb. 6-36 gegeben. Es werden sowohl für die Aluminium- als auch die Stahlkomponenten dieselben Materialparameter wie in den Analysen zu TEST 673 verwendet. Insbesondere wird auch hier zunächst kein Materialversagen berücksichtigt. Der Grund hierfür besteht darin, dass die Kontaktbehandlung zwischen Beton und Projektilfragmenten zu Instabilitäten und Abbrüchen der Simulation führen kann. Dadurch ist die Definition eines Erosionskriteriums nicht erforderlich. Die Fragmentierung ist hierdurch bereits im Vorfeld ausgeschlossen. Die Bestandteile des Modells sind jeweils entlang

der Kanten untrennbar miteinander verbunden, d. h. auf die Definition bestimmter Abreibedingungen, z. B. an den Schweinten der Steifen oder den Nietverbindungen innerhalb der Flügelstruktur wurde verzichtet.

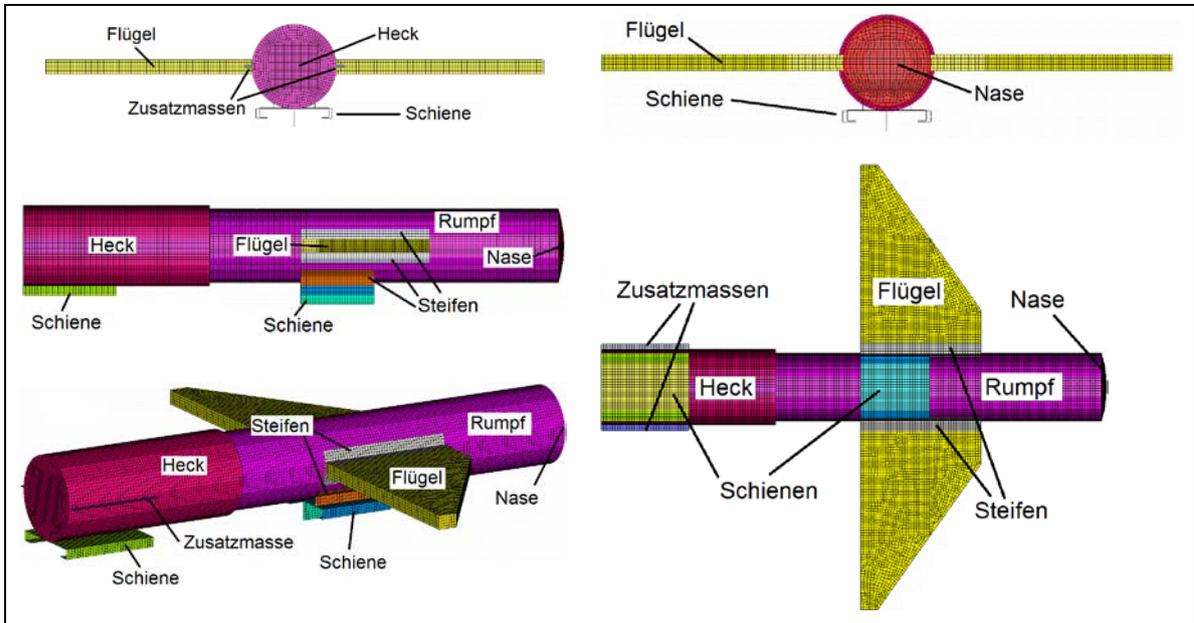


Abb. 6-36 Details zur Vernetzung des Projektils aus Versuch WE1A1

Abb. 6-37 vergleicht die Deformationszustände der Simulation mit HS-Kamerabildern zu bestimmten Zeitpunkten nach dem Aufprall im „Force Plate“-Versuch. Der zeitliche Ablauf des Deformationsvorganges lässt sich anhand der Kraftverläufe nachvollziehen. Hierzu sind in Abb. 6-38 LZF und Impulsüberträge im Vergleich zu den Ergebnissen des Force Plate Versuches aufgetragen. Innerhalb der ersten 3 ms zerbeult der Rumpfbereich zwischen Nase und Flügeln. Die Kontaktkräfte zeigen den für einen Knickvorgang typischen stark oszillierenden Verlauf. Nach ca. 3 ms kommt es zum ersten direkten Kontakt zwischen Target und der wesentlich steiferen Flügelstruktur. Die Kräfte wachsen zwischen 3 und 6 ms entsprechend an. Schon während der Flgeldeformation beginnt das massive Heck den Rumpfbereich zwischen Flügeln und Heck zu zerbeulen. Dieser Deformationsvorgang setzt sich bis ca. 9-10 ms fort. Mit dem Einschlag des Hecks in die Flügelstruktur nach ca. 10 ms zeigen die Kraftverläufe jeweils einen Ausschlag. Der Aufprallvorgang ist schätzungsweise nach 11 ms abgeschlossen und der Projektilrckprall beginnt.

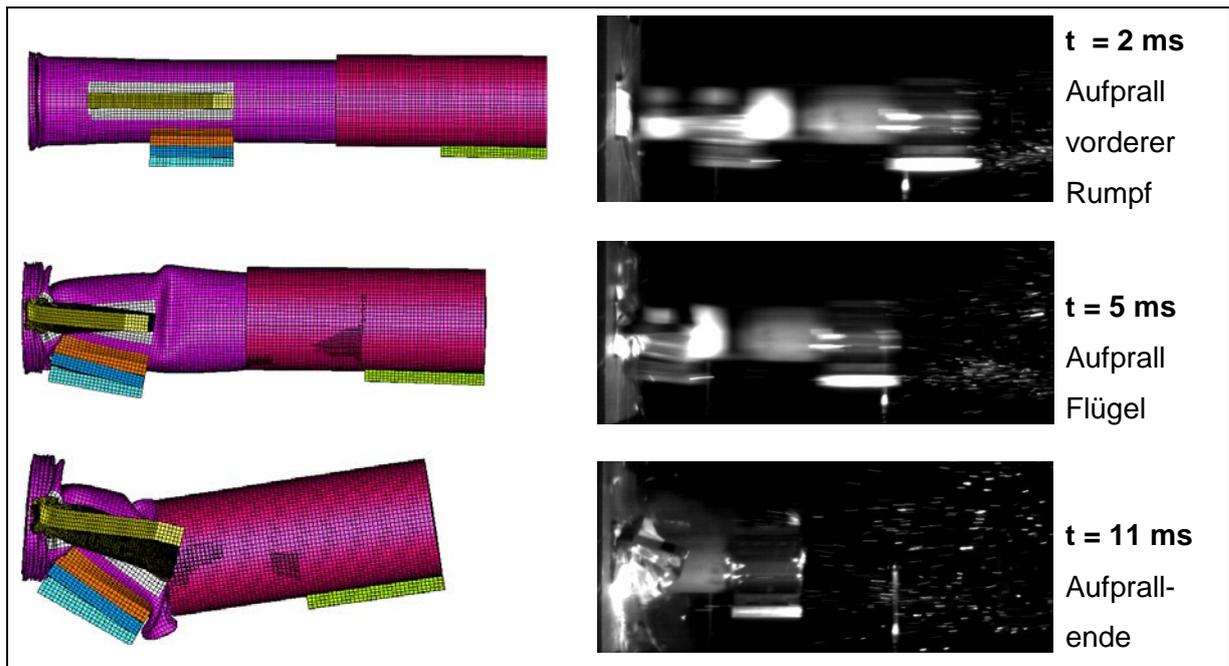


Abb. 6-37 Projektild deformation in Simulation und Force Plate Versuch

Da es in der Simulation zu einem Abgleiten des Rumpfes des Projektils am Target kommt, besteht nach wie vor Kontakt bei entsprechenden Kontaktkräften. Anhand der Impulsüberträge ist erkennbar, dass spätestens nach 16 ms der Sättigungsbereich erreicht ist und zwischen Projektil und Target kein Kontakt mehr besteht. Infolge des Abgleitens und des Rückpralls des Heckteils erhält man aus den Kontaktkräften Impulsüberträge, welche den Anfangsimpuls übersteigen. Ausschläge der Messdaten nach 11 ms sind zum einen der nunmehr schwingenden Kraftmesseinrichtung zuzuschreiben. Im Rahmen des VTT IMPACT Projektes zeigten Versuchen mit Kraftmesseinrichtungen häufig ein Anwachsen oder sogar ein Divergieren der Impulsüberträge. Neben Effekten des Eigenschwingverhaltens der Kraftmesseinrichtung kann die nachströmende Druckluft zu einem weiteren Anwachsen des Impulsübertrages auf das Target nach dem eigentlichen Aufprall führen. Zur endgültigen Klärung der oftmals beobachteten Diskrepanzen sind weitergehende Untersuchungen notwendig. Insgesamt zeigt der Vergleich der Impulsüberträge aus den Messdaten mit den Kontaktkräften, dass die Lasteinträge in den ersten 10 ms gut übereinstimmen. Aufgrund der zunächst nicht berücksichtigten Fragmentierung und der Unsicherheiten hinsichtlich der Steifigkeiten in der Flügelstruktur verbleiben gewisse Unterschiede in der LZF.

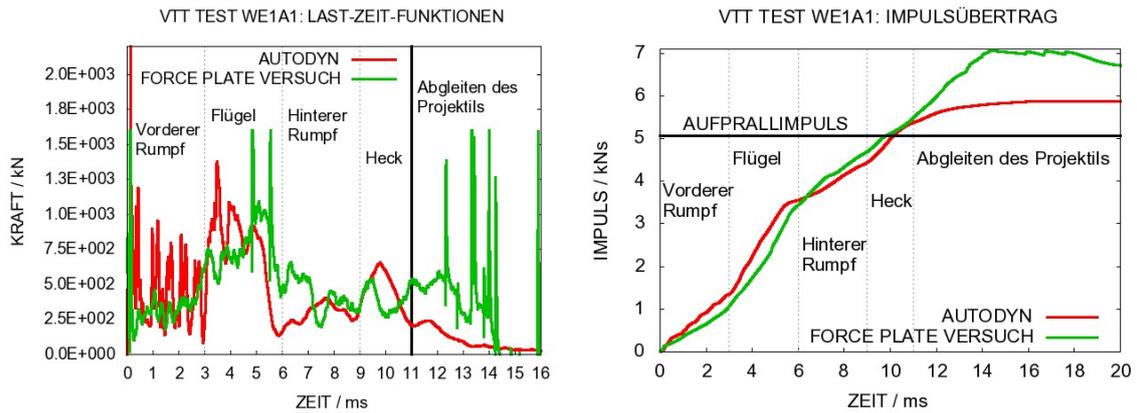


Abb. 6-38 Vergleich von LZF und Impulsüberträgen für Versuch WE1A1

Die Deformationen nach dem Aufprall werden in Abb. 6-39 gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass es im Versuch insbesondere im vorderen Rumpfbereich zu einem Aufreißen gekommen ist, welches in der Simulation nicht erfasst werden kann. Dies gilt auch für das im Bild nicht sichtbare Abscheren der vorderen Führungsleiste. Hinsichtlich der Knautschlängen stimmen Rechenmodell und Versuch zufriedenstellend überein. Insbesondere ist die Deformation der Flügelstruktur gut reproduziert. Es ist darauf hinzuweisen, dass Heckteil und Rumpf im Versuch miteinander verkeilt sind, wohingegen sich diese Teile in der Simulation trennen. Der Rumpf gleitet über eine gewisse Zeit am Target ab um anschließend zurückzuprallen, wohingegen das Heckteil mit einer höheren Geschwindigkeit zurückprallt. Die in Abb. 6-39 dargestellte Deformation des Rechennetzes entspricht dem Zustand nach 18 ms.

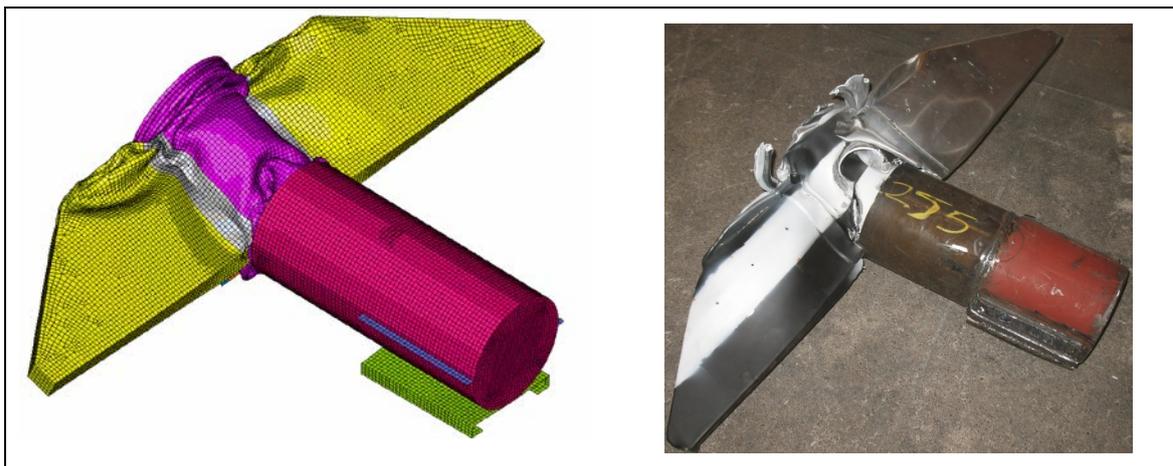


Abb. 6-39 Vergleich der Projektildeformation nach dem Aufprall in Versuch WE1A1

Abschließend soll darauf hingewiesen werden, dass die Anwendbarkeit der Riera-Methode für dieses Beispiel fraglich ist, da es zu starken Deformationen außerhalb der Kontaktzone kommt und eine ausgeprägte Geschwindigkeitsverteilung über das Pro-

jektill beobachtet werden kann. Insofern ist die Voraussetzung einer starren Projektilrestmasse nicht erfüllt.

Abb. 6-40 zeigt die Schädigung der Versuchsplatte, insbesondere erkennt man in der Simulation den Aufprallbereich. Die simulierten zeitlichen Verläufe der rückseitigen Plattenverschiebung werden in Abb. 6-41 mit den jeweiligen Messwerten verglichen. Die maximale Verschiebung an der zentralen Position D1 wird etwas überschätzt, an der Position D3 sehr gut approximiert und an den Stellen D2, D4 und D5 unterschätzt.

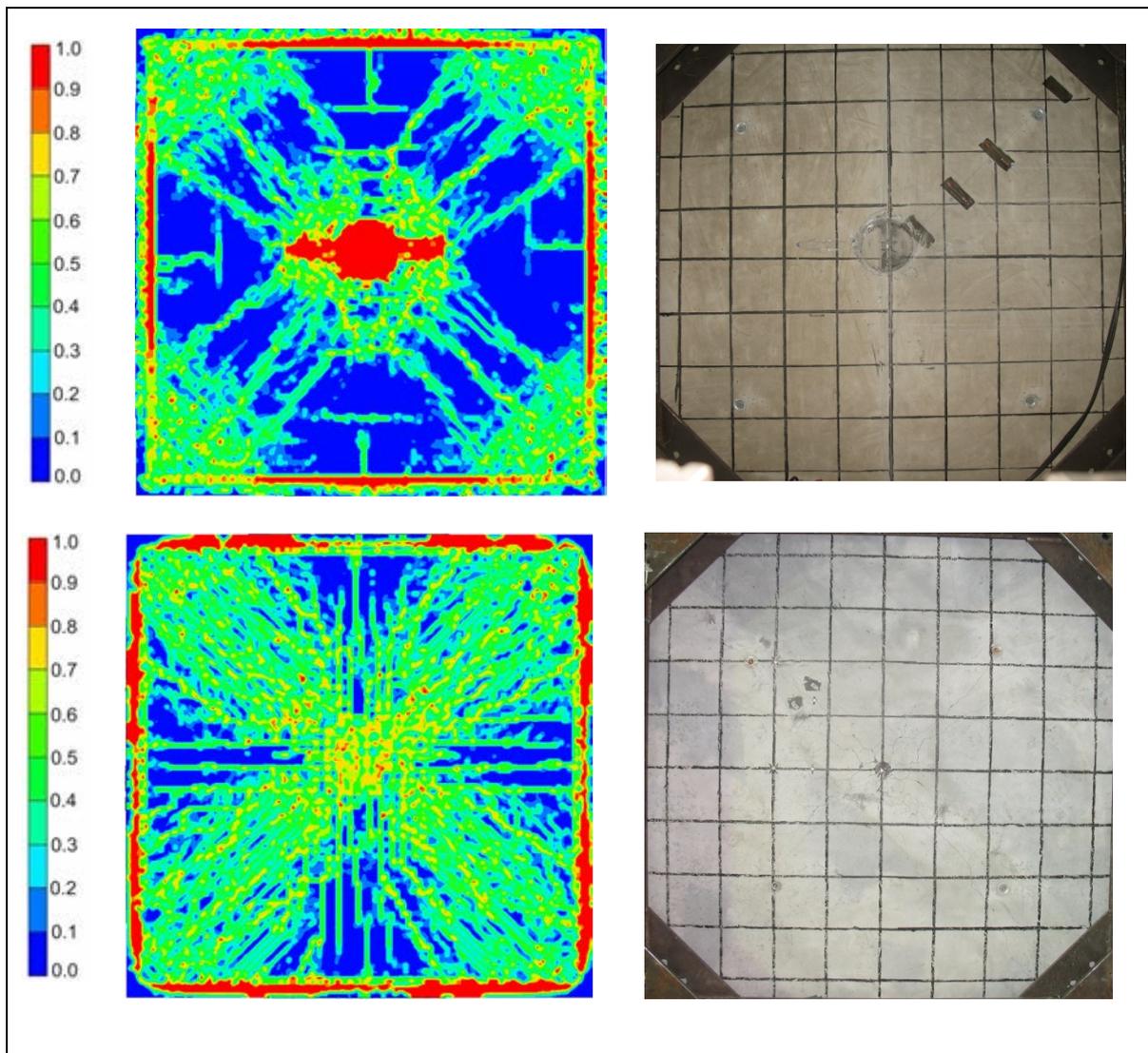


Abb. 6-40 Schädigungsbilder der Versuchsplatte im VTT Versuch WE1A1(oben: Vorderseite, unten: Rückseite)

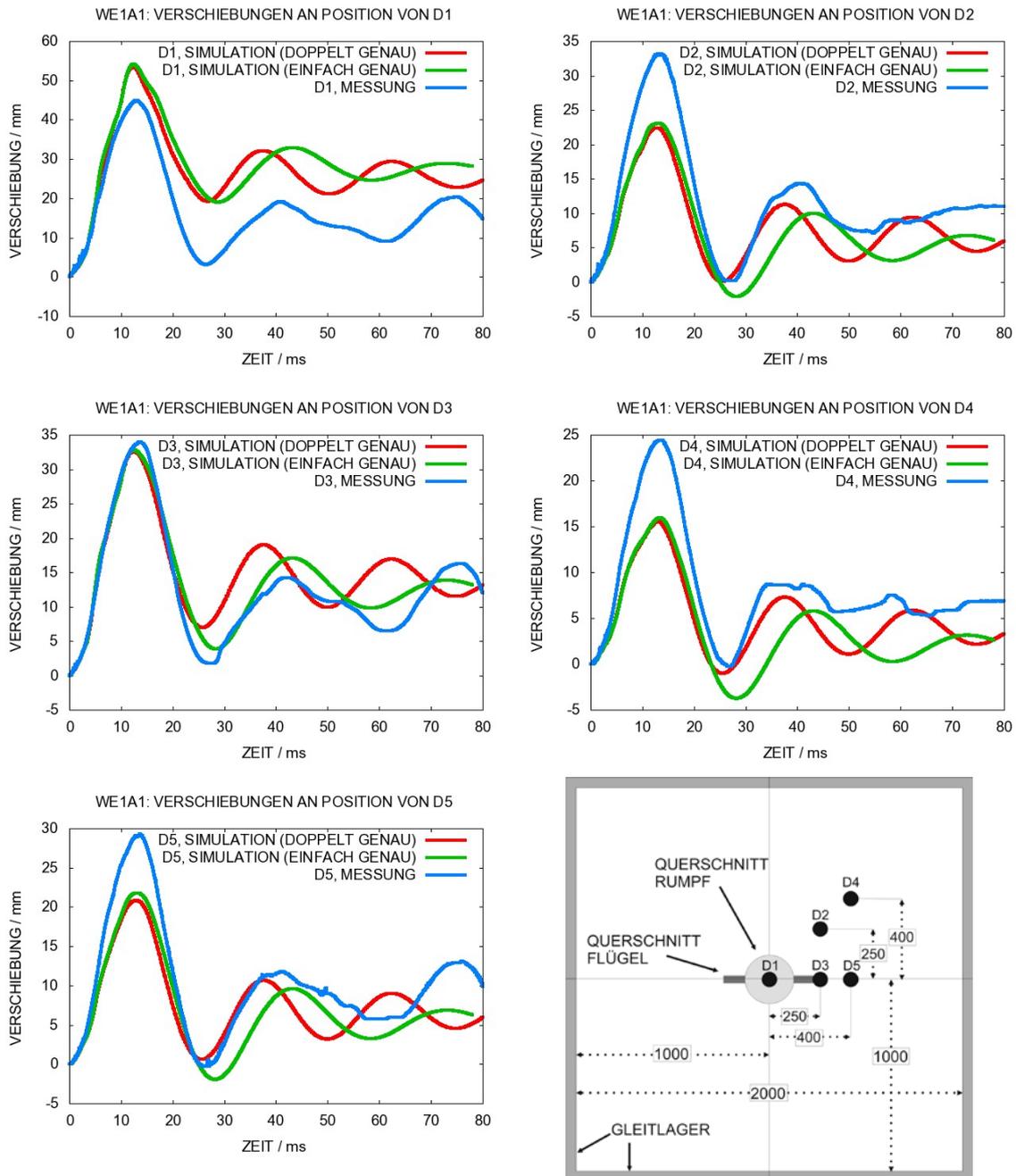


Abb. 6-41 Vergleich von rückseitigen Plattenverschiebungen zu WE1A1

6.3 Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten (VTT)

Das Durchstanzversagen infolge des Aufpralls starrer Projektile wurde im Rahmen des IRIS Punching Versuchs untersucht (vgl. Abschnitt 5.3). An dieser Stelle wird zunächst in Abschnitt 6.3.1 eine Simulation von Test 699 vorgestellt, welcher in Phase 1 des IMPACT Projektes durchgeführt wurde. In Abschnitt 6.3.2 wird der Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit untersucht. Für Abschnitt 6.3.3 werden die Rechenmodelle um

Bügelbewehrung erweitert und entsprechenden Versuchsergebnissen gegenübergestellt.

6.3.1 Durchstanzversagen ohne Perforation (Test 699)

Beim VTT-Versuch 699 prallt ein starres Projektil mit $v_0 = 100$ m/s und $m_p = 47$ kg auf eine Stahlbetonplatte auf. Die Projektilgeometrie entspricht im Wesentlichen der des IRIS Punching Versuches. Schubbewehrung ist in Form von sogenannten „t-headed bars“ enthalten, welche in Abb. 6-42 vor dem Einbetonieren gezeigt sind. Die im Modell realisierten Bewehrungsgrade sind in Tab. 6-7 aufgelistet.

Tab. 6-7 Überblick über die Bewehrungsbestandteile im Rechenmodell zu Test 699

Bewehrungsbestandteil	Ø Stab	Länge	Anzahl	Verhältnis Modell
Biegebewehrung	10 mm	2035 mm	24 (JSJR)	8,96 cm ² /m
Bügel	10 mm	200 mm	484 Bügel	86,16 cm ² /m ²

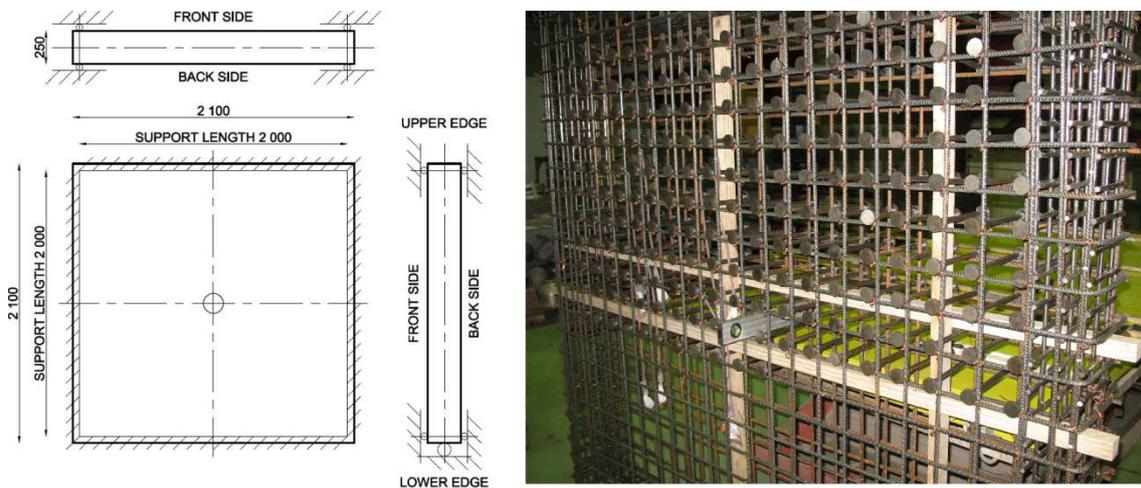


Abb. 6-42 Äußere Abmessungen und Bewehrung der Versuchsplatte in TEST 699

Einen Überblick über Bestandteile des Rechenmodells gibt Abb. 6-43. Die äußeren Abmessungen der Versuchsplatte sowie die Bewehrungsanordnung im Rechenmodell entsprechen den Gegebenheiten des Versuches. Die Randbedingung wird durch eine

auf die Betonknoten entlang der Kanten aufgebrachte Gleitlagerbedingung berücksichtigt. Elemente der Bewehrung sind jeweils untereinander und mit dem Beton verbunden. Es werden elf Elementschichten über die Plattendicke berücksichtigt, wobei die Betonüberdeckung an der Vorder- und der Rückseite jeweils 22,5 mm beträgt. Horizontale und vertikale Bewehrung sind jeweils in derselben Ebene angeordnet. Bei einer durchschnittlichen Kantenlänge von 22,5 mm enthält das Modell insgesamt 93104 Volumenelemente für Beton, 9660 Balkenelemente für Biegebewehrung und 4356 Balkenelemente für Schubbewehrung. Für die Betonelemente werden die Standardparameter des viskosen HGD verwendet. Die vergleichsweise grobe Vernetzung ergibt für den vorliegenden Fall zufriedenstellende Ergebnisse, da die Verformungen der Versuchsplatte deutlich moderater als in den IRIS Punching Versuchen sind. Die Eingabedaten für das RHT-Modell werden auf die Betondruckfestigkeit von $f_c = 54$ MPa angepasst. Die Elementkantenlänge im Projektil beträgt durchschnittlich ca. 10 mm, was insgesamt 14080 Volumenelementen entspricht. Die Materialmodellierung des Projektils entspricht der des Modells zu den IRIS Punching Versuchen (vgl. Abschnitt 5.3.2). Gleiches gilt für das Bewehrungsmaterial, wobei im JC-Modell gemäß Gln. 2.24 für $C = 0,01622$ und die Referenzdehnrate $1,54E-02$ 1/s gewählt wurde.

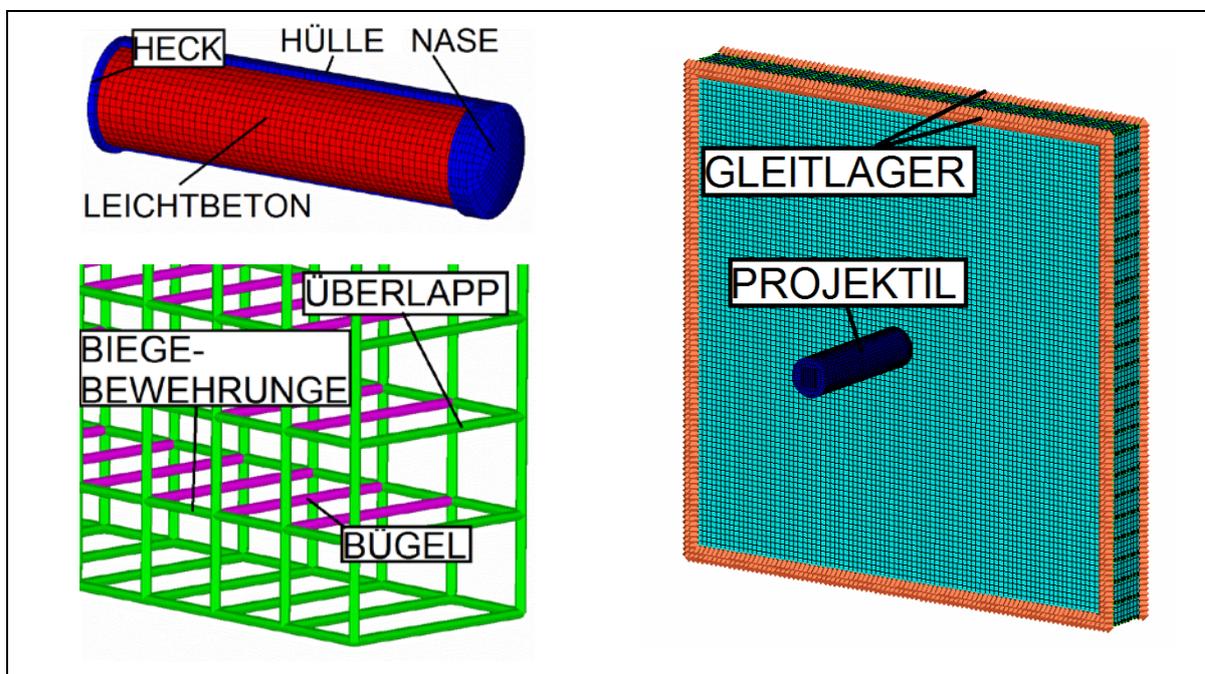


Abb. 6-43 AUTODYN Modell für die Simulation von TEST 699

Die Energiebilanz des gesamten Modells zeigt Abb. 6-44, während Abb. 6-45 jeweils separat die Energiebilanz für Projektil und Versuchsplatte aufführt. Ergänzend ist in

Abb. 6-46 die Bilanzierung nach Beton und Bewehrungsstahl unterschieden. Die kinetische Energie des Projektils von etwa 0,234 MJ wird innerhalb der ersten vier ms nahezu vollständig in andere Energieformen umgesetzt. Die hohen Anteile der Kontaktenergie in der Bilanz von Projektil und Target heben sich untereinander weitgehend auf. Etwa 60 % der Aufprallenergie werden für plastische Verformungen des Targets aufgebracht. Der überwiegende Anteil von ca. 55 % entfällt hierbei auf plastische Verformungen des Betons wohingegen lediglich ca. 5 % zu plastischen Verformungen der Bewehrungsstäbe führen. Knapp 10 % der Energie werden durch die HGD dissipiert. Es findet kein nennenswerter Transfer von kinetischer Energie in das Target statt. Die Tatsache, dass etwa 30 % der Gesamtenergie für die plastische Verformung des Projektils verwendet werden, verdeutlicht, dass der Stoßkörper nicht vollkommen starr ist. Die Verformbarkeit ist jedoch wesentlich geringer als beispielsweise im Vergleich zum Projektil aus TEST 673 (vgl. Abschnitt 6.1).

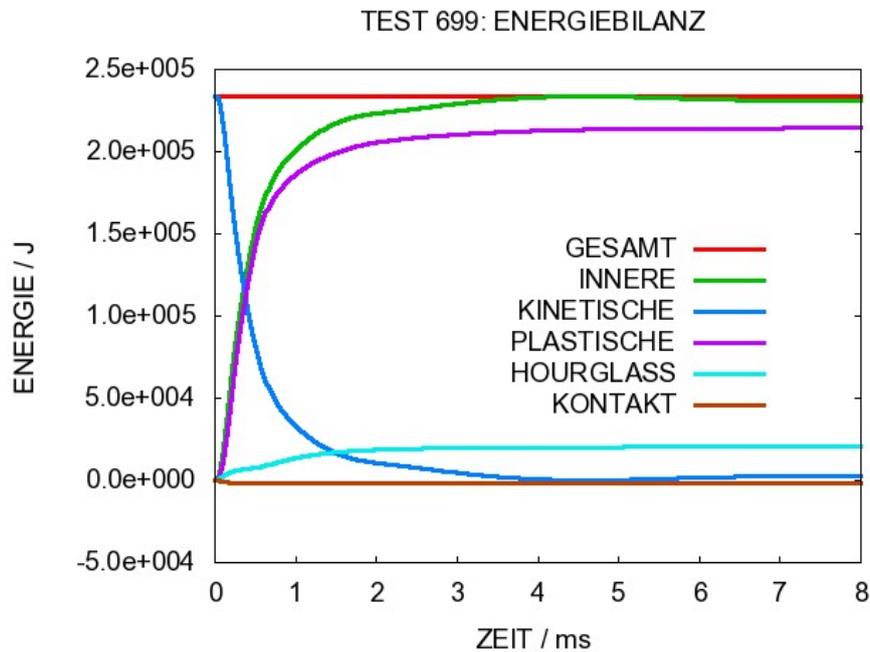


Abb. 6-44 Energiebilanz TEST 699 Simulationen

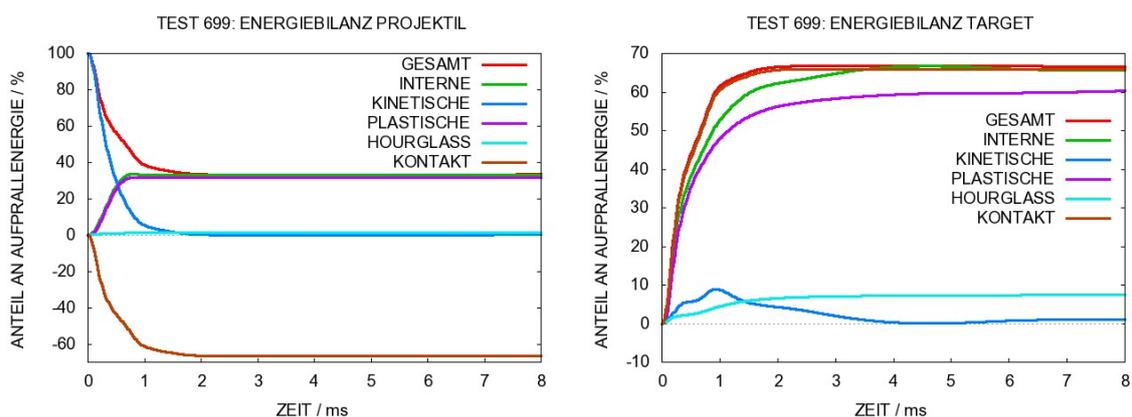


Abb. 6-45 Energiebilanzen für Projektil und Betonplatte in TEST 699

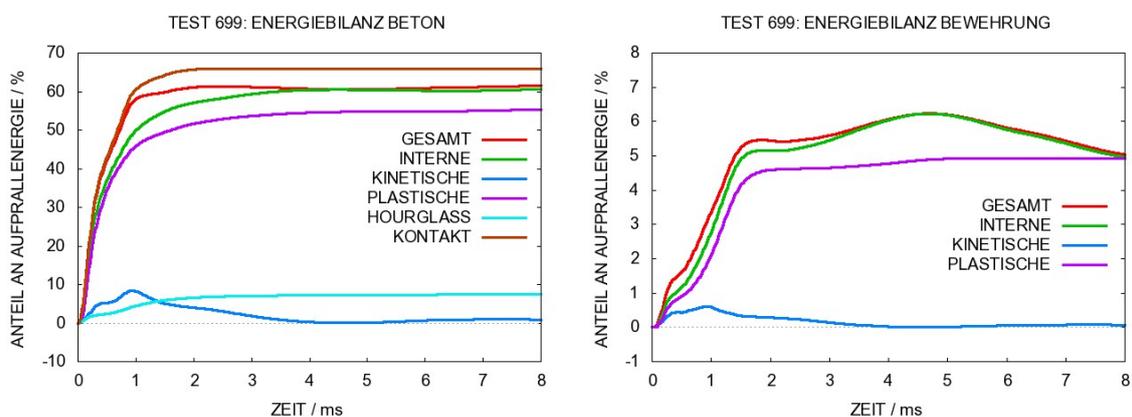


Abb. 6-46 Energiebilanzen für Beton und Bewehrung in TEST 699

Akkumulierte Kontaktkräfte, Geschwindigkeitsverlauf des Projektilhecks und der zeitliche Verlauf der Auflagerkräfte sind in Abb. 6-47 aufgetragen. Bei den Auflagerkräften sind positive Kräfte entgegen der Aufprallrichtung bzw. negative Kräfte in Aufprallrichtung gerichtet. Die gemessenen Auflagerkräfte werden als Summe der Signale der Widerlagerrohre angesehen. Aus den Kontaktkräften ist ersichtlich, dass die Stoßzeit geringer als 3 ms ist. Innerhalb dieses Zeitraums wird das Projektil nahezu vollständig abgebremst. Die Spitzenlast von ca. 9000 kN ist um etwa den Faktor 3 höher als in Versuchen mit deformierbaren Projektilen (vgl. z. B. Abb. 6-7). Zwischen ca. 3 ms und 6 ms bewegt sich das Projektil gleichförmig mit geringer Geschwindigkeit. Innerhalb dieses Zeitraumes wird der in Abb. 6-50 gezeigte Stanzkegel in Aufprallrichtung verschoben. Nach ca. 6 ms stellt sich infolge der zurückschwingenden Versuchsplatte ein erneuter Kontakt mit dem Projektil ein, welches anschließend mit ca. 5 m/s zurückprallt. Die Schwingung der Versuchsplatte infolge des Aufpralls spiegelt sich ebenfalls

im Verhalten der Auflagerkräfte wieder. Das Lastniveau im Widerlager während des ersten Durchgangs entspricht den Messwerten, wenngleich es zeitlich etwas versetzt ist. Im Vergleich zu den Versuchsdaten stellt man fest, dass in der Simulation die Vibration etwas stärker gedämpft wird, wobei die Steifigkeit der geschädigten Versuchsplatte offenbar überschätzt wird. Ferner kommt die erhöhte Steifigkeit durch die erhöhte Lastspitze während des Aufpralls zum Ausdruck.

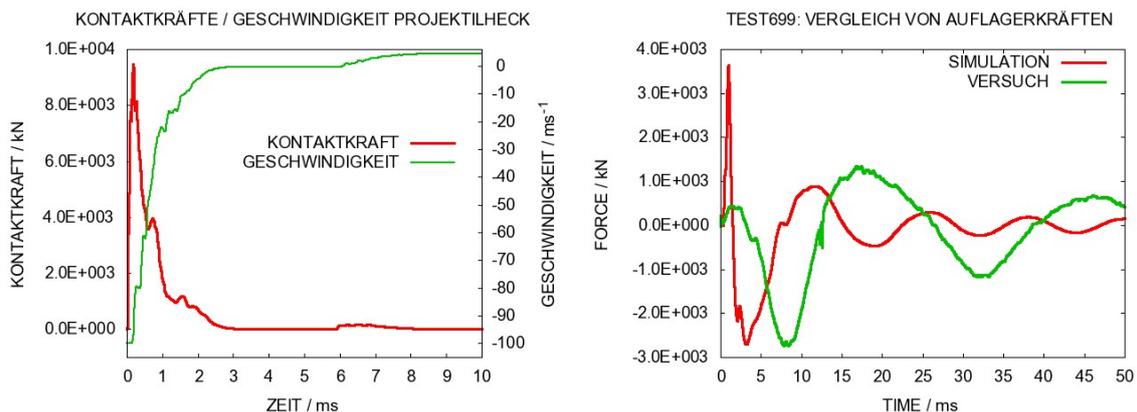


Abb. 6-47 Kontaktkräfte, Projektilverzögerung und Auflagerkräfte im Vergleich zu Versuchsdaten

Der Konturplot des Schädigungsparameters des RHT-Modells nach dem Aufprall ist in Abb. 6-48 auf der Frontseite und in Abb. 6-49 auf der Rückseite jeweils einer Fotografie der Versuchsplatte gegenübergestellt. Ferner zeigt Abb. 6-50 die Schädigung des Querschnittes im Vergleich zu horizontalen und vertikalen Querschnitten der Versuchsplatte. Anhand des Simulationsergebnisses lässt sich das in den Versuchen beobachtet Spalling und Scabbing ebenfalls ableiten. Auf Grundlage der stark verformten und vollständig geschädigten Elemente der Plattenrückseite schätzt man die Fläche, in der Scabbing auftritt, als kreisrund mit einem Durchmesser von ca. 600 - 700 mm ab. Dies entspricht sehr gut dem Versuchsergebnis. Die Geometrie des Stanzkegels mit einem Stanzwinkel von ca. 45° entspricht ebenfalls in zufriedenstellender Weise dem experimentellen Befund.

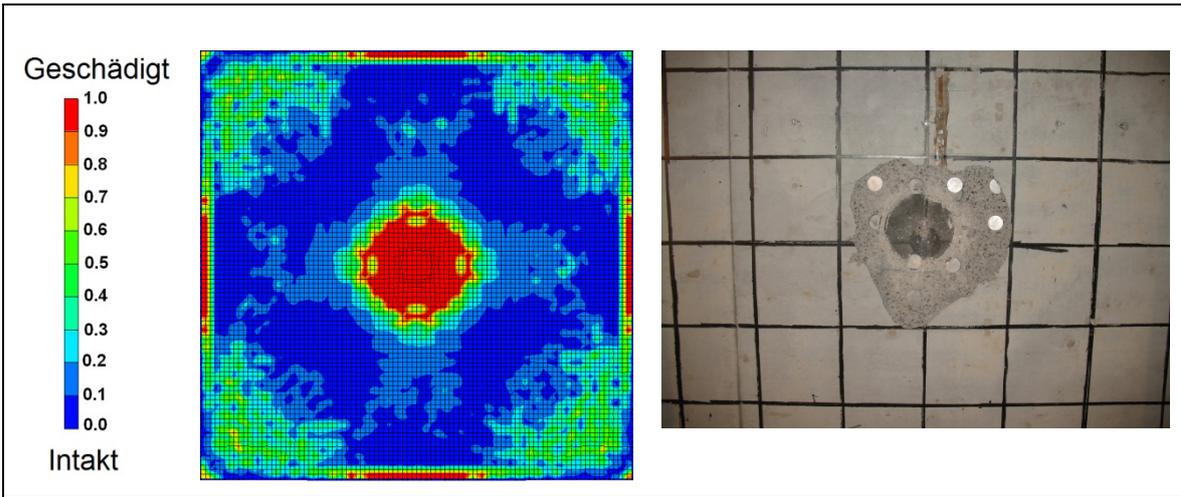


Abb. 6-48 Frontseitige Betonschädigung in TEST 699

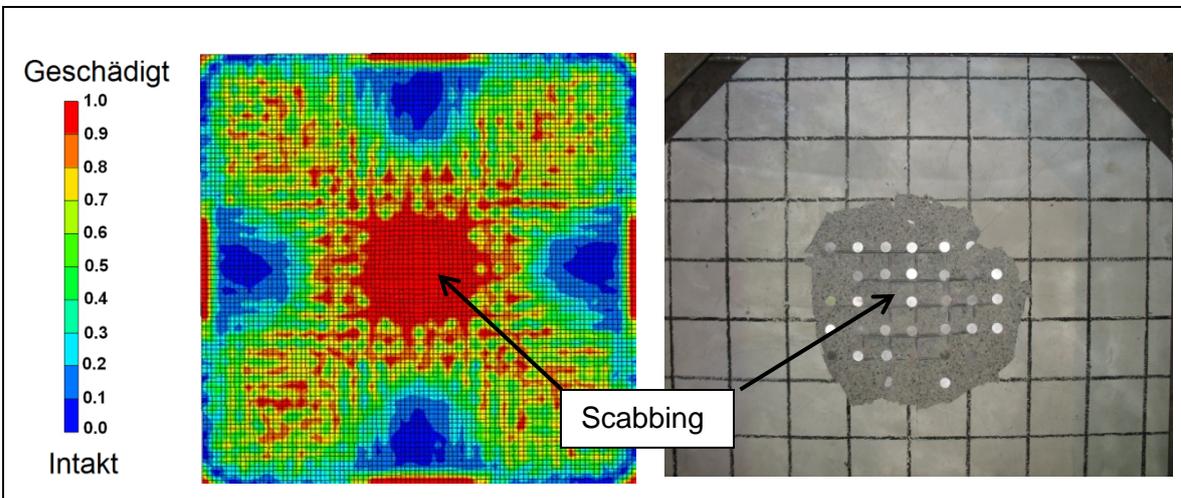


Abb. 6-49 Rückseitiges Schadensbild des Betons in TEST 699

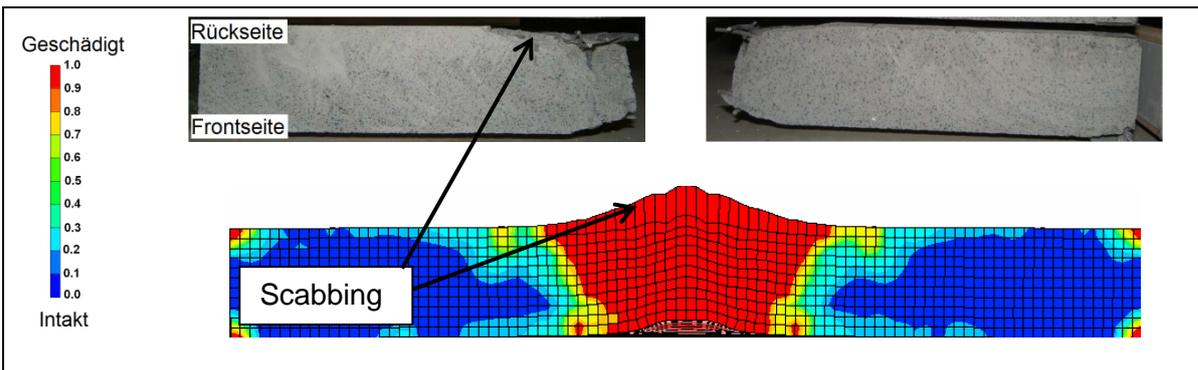


Abb. 6-50 Schadensbild des Betons im Querschnitt in TEST 699

Während des Versuches werden an der Position verschiedener DMS auf der rückseitigen Biegebewehrung Dehnungen gemessen. In Abb. 6-51 erfolgt der Vergleich von gemessenen und berechneten Dehnungen an ausgewählten DMS. Die Simulationsergebnisse stimmen bezüglich der Maximaldehnung sehr gut mit den Messdaten über-

ein. Die maximal erreichten Werte sind wesentlich kleiner als anzunehmende Versagensdehnungen. Für die Frequenz der nachfolgenden Schwingung treten die bereits bei der Diskussion der Widerlagerkräfte angeführten Defizite auf.

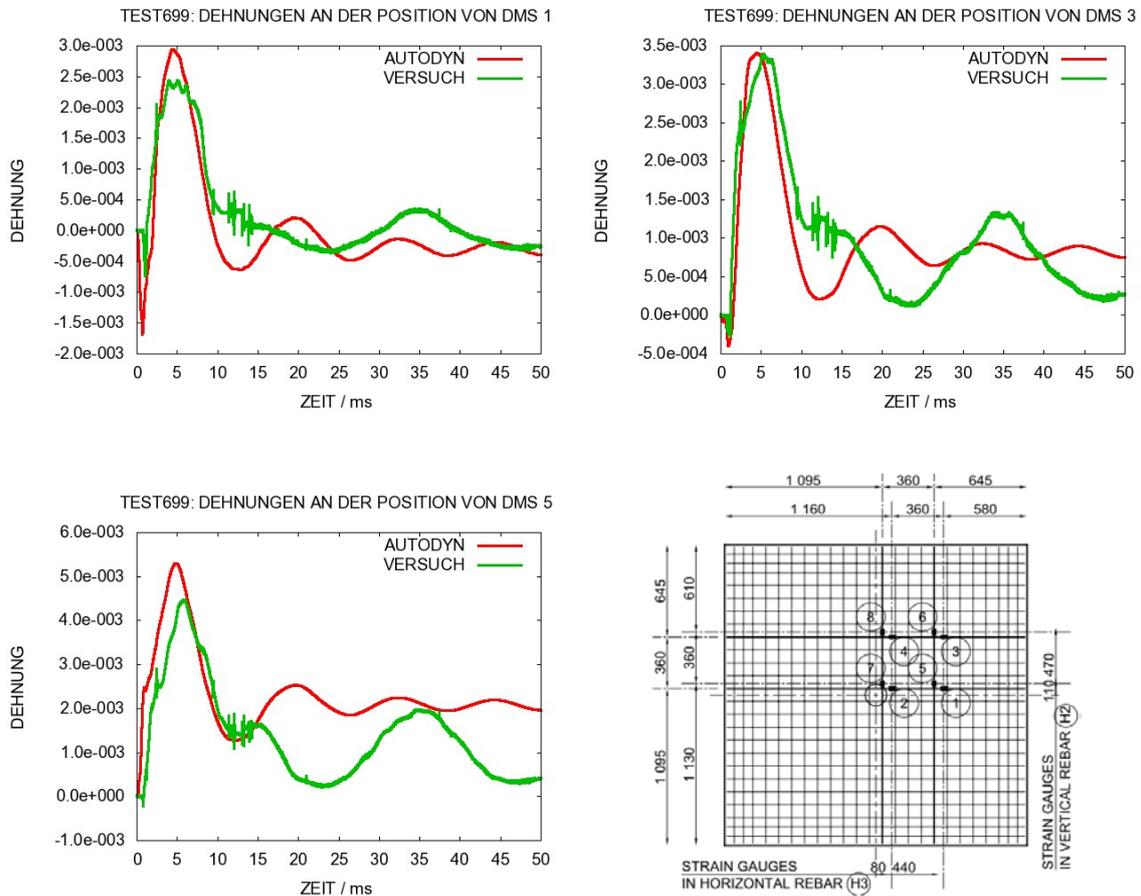


Abb. 6-51 Dehnungen in der rückseitigen Bewehrung im Vergleich zu Versuchsdaten

Zusammenfassend stellt man fest, dass die numerische Simulation das Schadensbild und die Dehnungen der Bewehrungsstähle zufriedenstellend wiedergeben kann. Im Hinblick auf das Nachschwingverhalten werden jedoch nicht alle Aspekte der Versuchsplattenantwort angemessen berücksichtigt.

Der Versuch 699 war Grundlage vergleichender Analysen unter den Partnern des VTT IMPACT Projektes. Die Ergebnisse vergleichender Rechnungen wurden im Rahmen der EUROSAFE Konferenz 2010 vorgestellt /HEC 10/.

6.3.2 Versuche mit Perforation, Einfluss der Geschwindigkeit

Während sich im Test 699 ein deutlicher Abstand zur Perforationsgrenze ergab, zeigen die Ergebnisse der IRIS Punching Versuche, der Simulationen sowie der Abschätzungen anhand empirischer Formeln, dass in diesen Versuchen die Perforationsgrenze deutlich überschritten wird. Daher werden im Folgenden Aufprallgeschwindigkeiten betrachtet, die kleiner sind als in den IRIS Punching Versuchen P1 – P3. Grundlage für die Untersuchungen bilden die in Tab. 6-8 aufgeführten VTT Versuche. Bezüglich der Betondruckfestigkeiten unterscheiden sich die jeweiligen Versuchsplatten. Dieser Umstand beeinflusst durchaus die Versuchsergebnisse. Im Versuch A1R kommt es zur Perforation, wohingegen es in A1 lediglich zu einem tiefen Eindringen des Projektils kommt. Die in Abschnitt 5.3.1 angeführten empirischen Formeln ergeben für die Versuche P1 – P 3 Grenzgeschwindigkeiten für Perforation (v_i) von 118 -123 m/s. Dabei werden teilweise Gültigkeitsgrenzen einzelner Formeln, z. B. bezüglich Betondruckfestigkeit oder geometrischer Größen, überschritten.

Tab. 6-8 Übersicht über die Randbedingungen und Ergebnisse zu VTT Matrix A Versuchen ohne Schubbewehrung

Versuch	v_0 / m/s	Targetschädigung (Versuch)	f_c / MPa	v_i (v_{res}) / m/s (UKAEA)	v_i / m/s (CEA_EDF)
A1 (678)	100	Penetration, Tiefe 120 mm	58,0	110 (-)	107 (-)
A1R	102	Perforation, $v_{res} = 12$ m/s	41,2	91 (34)	90 (36)
A12	110	Perforation, $v_{res} = 21$ m/s	56,5	108 (16)	105 (24)
A21	120	Perforation, $v_{res} = 33$ m/s	59,9	112 (33)	109 (38)
P1-P3	135	Perforation, $v_{res} = 32 - 47$ m/s	71 (P1)	123 (42)	118 (48)

Es wurden sowohl Rechnungen mit dem SPH Modell als auch mit dem Lagrange Modell durchgeführt (vgl. Abschnitt 5.3.3). Um den Effekt der Aufprallgeschwindigkeit auf die Rechenmodelle herauszuarbeiten, wurden sämtliche Materialparameter der Simulationen zu den IRIS Punching Versuchen beibehalten. Druck- und Zugfestigkeit des Betons fallen also im Vergleich zu den anderen Versuchen höher aus. Dies muss wegen der in Abb. 2-6 erwähnten Abhängigkeit des DIF von der Druckfestigkeit nicht not-

wendigerweise bedeuten, dass die Festigkeit in den Simulationsrechnungen tatsächlich die Festigkeit des Betons im Versuch überschätzt. Die Simulationsergebnisse für Geschwindigkeiten des Projektilhecks sind in den Abb. 6-52 bis Abb. 6-54 gegeben. Es zeigt sich, dass beide Rechenmodelle auch bei einer Aufprallgeschwindigkeit von 100 m/s die Perforation der Versuchsplatte vorhersagen. Die Restgeschwindigkeiten für die Aufprallgeschwindigkeiten 120 m/s, 110 m/s und 100 m/s stimmen sehr gut mit den von VTT anhand von HS-Kameraaufnahmen ermittelten Restgeschwindigkeiten in den Versuchen A21, A12 und A1R überein.

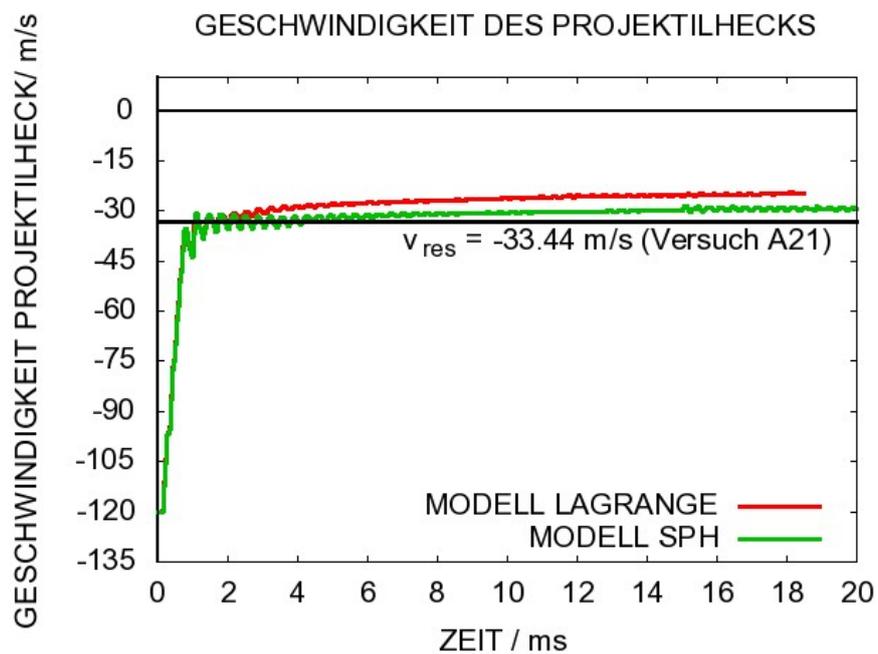


Abb. 6-52 Projektilestgeschwindigkeiten für Versuch A21 ($v_0 = 120$ m/s)

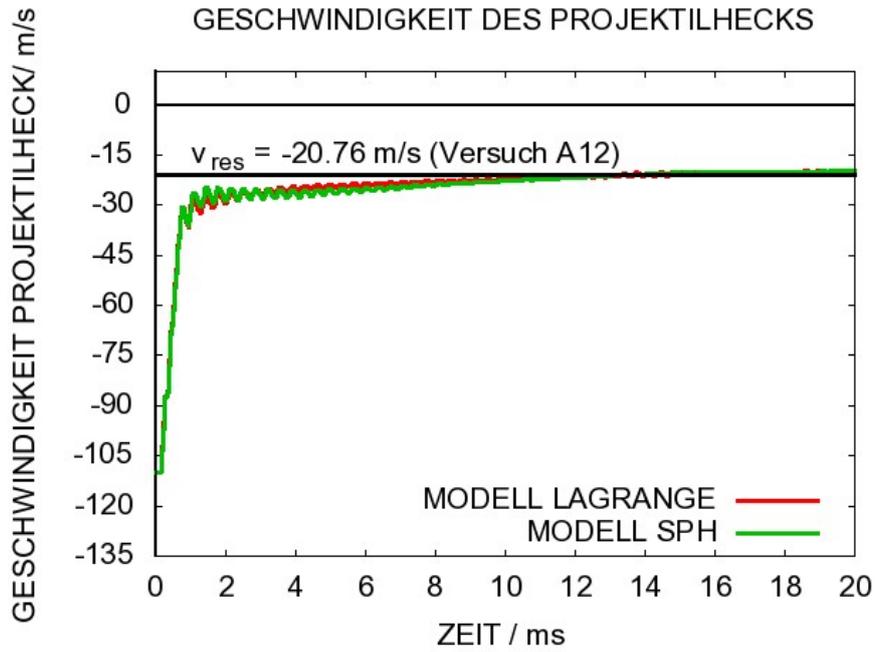


Abb. 6-53 Projektilrestgeschwindigkeiten für Versuch A12 ($v_0 = 110$ m/s)

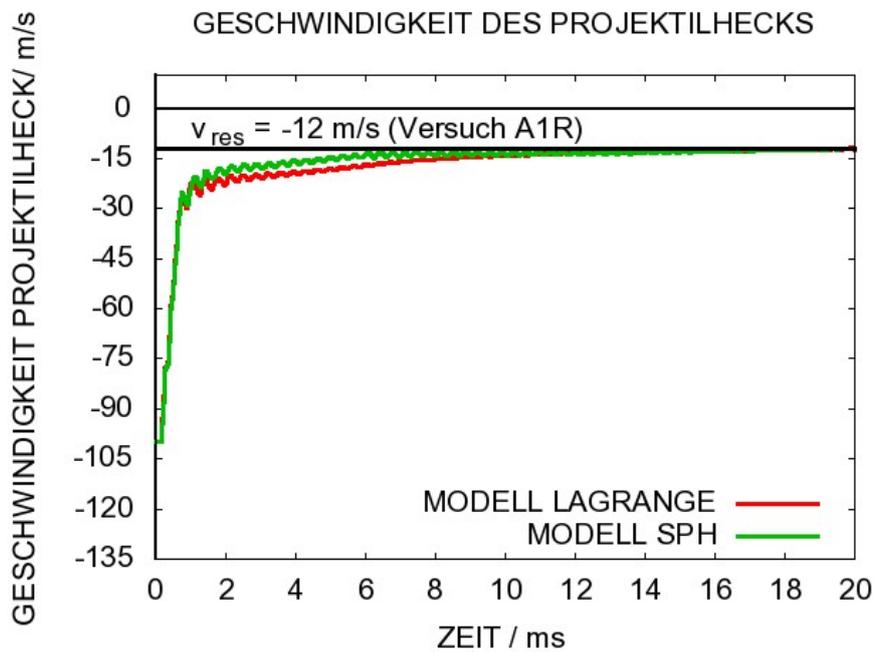


Abb. 6-54 Projektilrestgeschwindigkeiten zu den Versuchen A1R bzw. A1 (678) ($v_0 = 100$ m/s)

Zusammenfassend stellt man fest, dass die Simulationsmodelle auch für geringere Aufprallgeschwindigkeiten als in den Versuchen P1 – P3 die Perforation entsprechend den Versuchsergebnissen gut beschreiben können. Mit den Modellvarianten SPH und

Lagrange erzielt man jeweils ähnliche Ergebnisse. Es wurde bislang noch nicht untersucht, inwieweit sich eine Anpassung der Eingabedaten des RHT-Modells an die teilweise unterschiedlichen Daten der Betoneigenschaften für die verschiedenen Versuche (siehe Tab. 6-9) auswirken würde.

6.3.3 Versuche mit Perforation, Einfluss von Schubbewehrung

In diesem Abschnitt soll aufgezeigt werden, inwieweit die Rechenmodelle den Einfluss von Schubbewehrung auf die Restgeschwindigkeit nach Perforation bzw. die Grenzgeschwindigkeit zur Perforation erfassen können. Hierzu wird den Modellen Schubbewehrung, wie in Test 699 (vgl. Abschnitt 6.3.1) beschrieben, hinzugefügt. Es ist anhand von Abb. 6-42 erkennbar, dass die Bügelbewehrung lediglich zwischen die Bewehrungslagen eingelegt ist. Im Rechenmodell werden die Bügel mit den entsprechenden Knoten der Bewehrungslagen verbunden. Diese Verbindung wird als Kugelgelenk definiert und enthält somit keine unrealistische Biegesteifigkeit. Weiterhin werden für die anderen Modellierungsparameter Werte wie bei den Simulationen zum IRIS Punching Versuch verwendet.

Die zugehörigen Versuche sind in Tab. 6-9 aufgeführt. Der Versuch AT bzw. Test 699 zeigt ebenso wie seine Wiederholung AT1 keine Perforation. Allerdings ist die Eindringtiefe in AT1 deutlich höher, was möglicherweise auf Änderungen der Betonzusammensetzung und damit der Druckfestigkeit zurückzuführen ist. Das Projektil im Versuch AT21 wurde aufgrund von Fehlern bei der Fertigung im Nasenbereich fragmentiert. Aus diesem Grund ist das Ausbleiben der Perforation in diesem Versuch kritisch zu hinterfragen. In AS21 wird eine vergleichbare Menge Schubbewehrung mit C-förmigen Bügeln anstelle von „t-headed bars“ realisiert. Im Versuch ATL2 ist zusätzlich ein 1,5 mm starker Stahlliner auf die Plattenrückseite aufgebracht. Dessen Beitrag zur Tragfähigkeit wird als gering angesehen, weswegen ATL2 in diesem Vergleich ebenfalls aufgeführt ist.

Die Versuche AT2 bzw. seine Wiederholung AT2R zeigen, dass die Perforationsgeschwindigkeiten der Versuchsplatte offenbar einer gewissen Streuung unterliegen. Bemerkenswerterweise erhält man für AT2R trotz einer leicht höheren Aufprallgeschwindigkeit eine geringere Restgeschwindigkeit. Dieser Effekt könnte wieder in Änderungen der Betoneigenschaften begründet sein.

Tab. 6-9 Übersicht über die Randbedingungen und Ergebnisse zu VTT Matrix A Versuchen mit Schubbewehrung

Versuch	v_0 / m/s	Targetschädigung	f_c / MPa
AT (699)	100	Penetration, Tiefe 34 mm	54,0
AT1	101	Penetration durch Plattendicke	43
AT21	118	Penetration, Tiefe 34 mm (Probleme mit Projektil)	66,9
AS21	122	Perforation, $v_{res} = 44$ m/s (C-förmige Bügel)	56,5
ATL2	123	Perforation, $v_{res} = 27$ m/s (Liner auf Rückseite)	60,3
AT2	140	Perforation, $v_{res} = 45$ m/s	59,5
AT2R	144	Perforation, $v_{res} = 31$ m/s	67,5

Ergebnisse der Projektilrückgeschwindigkeiten zu der Aufprallgeschwindigkeit von $v_0 = 140$ m/s sind für das Lagrange Modell sowie das SPH Modell in Abb. 6-55 gezeigt. In beiden Rechnungen leitet man aus dem Rechenergebnis die Perforation der Versuchsplatte ab. Es zeigt jedoch, dass nur das Ergebnis des SPH Modells mit einer Restgeschwindigkeit von ca. $v_{res} = -34$ m/s im Streubereich der Ergebnisse von AT2 bzw. AT2R liegt. Die Restgeschwindigkeit in der Simulation mit dem Lagrange Modell ist mit ca. 6 m/s deutlich niedriger.

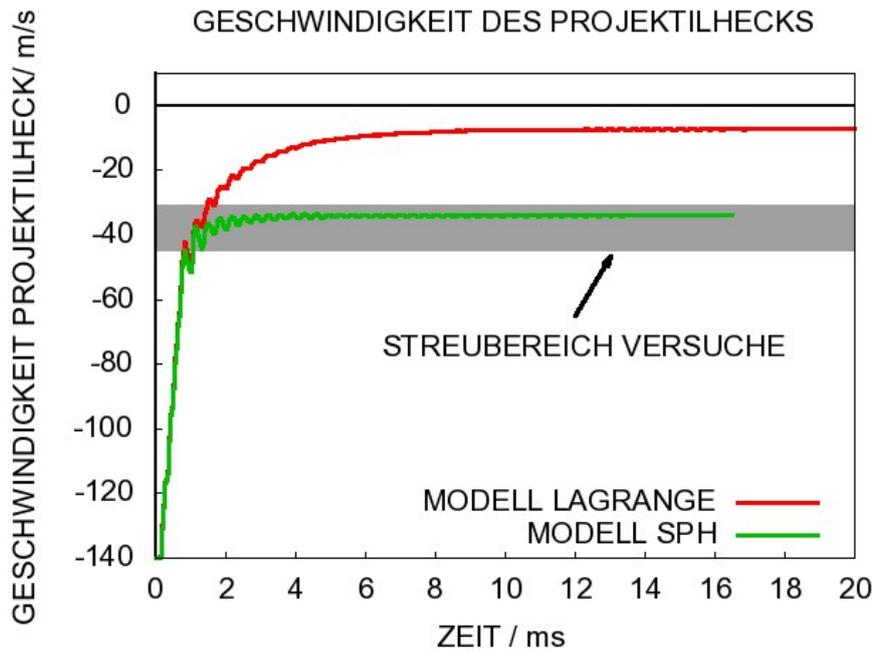


Abb. 6-55 Projektilestgeschwindigkeiten für Versuch AT2 und AT2R ($v_0 = 140$ m/s)

Es konnte im Rahmen dieses Vorhabens nicht abschließend geklärt werden, warum das Lagrange Modell mit Bügeln einen deutlich höheren Widerstand aufzuweisen scheint. Weiterführende Rechnungen mit dem Lagrange Modell zeigten, dass bereits bei leicht verringerten Aufprallgeschwindigkeiten keine Perforation mehr stattfindet, wohingegen das SPH Modell die Perforation noch vorhersagt. Weitere Rechenergebnisse mit dem SPH Modell zu verschiedenen Aufprallgeschwindigkeiten (siehe Abb. 6-56 zeigen, dass die Grenzggeschwindigkeit für Perforation einer Stahlbetonplatte mit Druckfestigkeit $f_c = 71$ MPa und Bügelbewehrung etwa im Bereich von $v_0 = 110$ - 115 m/s liegt. Durch Bügelbewehrung lässt sich die Fläche der rückseitigen Betonabplatzungen reduzieren (siehe Abb. 6-57). In Versuchen mit Perforation scheint die Restgeschwindigkeit empfindlich auf Variationen der Betonfestigkeit zu sein.

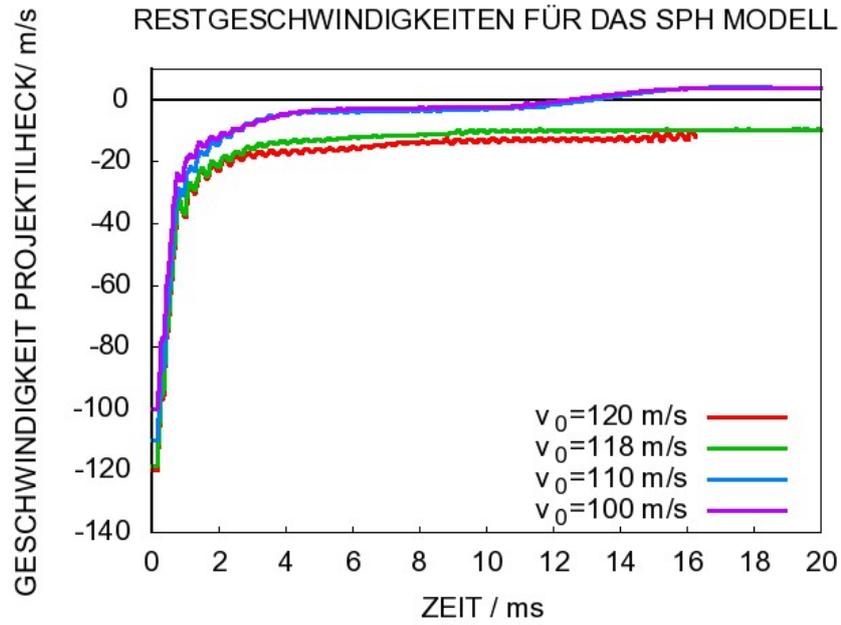


Abb. 6-56 Mit dem SPH Modell berechnete Restgeschwindigkeiten des Projektils zu verschiedenen Aufprallgeschwindigkeiten

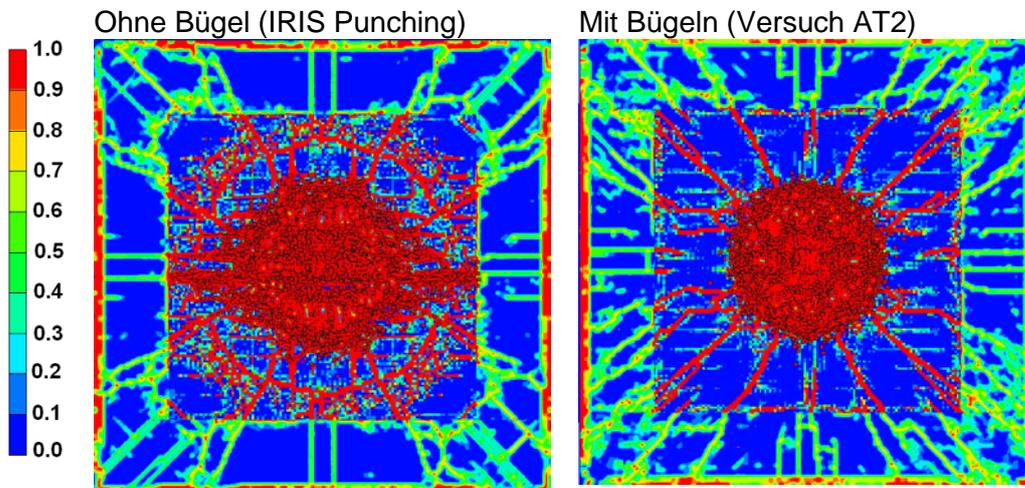


Abb. 6-57 Rückseitige simulierte Plattenschädigungen nach 15 ms für VTT Versuch AT2 (mit Bügel) und IRIS Punching Versuch (ohne Bügel)

6.4 Effekte großer Flüssigkeitsmassen

In diesem Abschnitt wird auf Effekte eingegangen, welche sich im Zusammenhang mit dem Aufprall großer Flüssigkeitsmassen auf Stahlbetonstrukturen ergeben. Zunächst wird in Abschnitt 6.4.1 auf die typische Lastüberhöhung während der Anfangsphase eines Aufpralls eingegangen. Weiterhin wird die bisherige Behandlung von Flüssigkeitsmassen im Rahmen der Riera-Methode diskutiert. In Abschnitt 6.4.2 wird angesprochen, wie sich die SPH Formulierung zur Abschätzung der Flüssigkeitsmenge einsetzen lässt, welche im Fall von Perforation das Target durchdringt.

Hierzu wurden Untersuchungen anhand der SNL Water Slug Versuche durchgeführt, welche die entsprechenden Phänomene zeigen. Aufgrund der Vorgaben der US NRC bezüglich der Verwendung der Versuchsergebnisse /SAN 04/ sei für Details zu den Simulationen und den Versuchsergebnissen auf /HEC 12/ verwiesen.

6.4.1 Lastüberhöhung zu Beginn eines Aufpralls

Beim Flüssigkeitsaufprall können kurzfristig starke Drucküberhöhungen auftreten. Konkret wird hier lediglich der planparallele Aufprall von Flüssigkeitszylindern auf eine Zielstruktur behandelt. Eine derartige Situation ist im Sandia Water Slug Versuch 1 sowie in den VTT Matrix B Versuchen mit Wasserfüllung näherungsweise realisiert. Die Lastüberhöhung kommt laut Bowden (vgl. /BOW 61/ und /BOW 64/) im Wesentlichen durch den Umstand zustande, dass anfangs lediglich die Flüssigkeit an den Randflächen radial abfließen kann, während die Flüssigkeit im Inneren des Zylinders zunächst komprimiert bleibt. Dieser Sachverhalt wird in Abb. 6-58 veranschaulicht. Innerhalb der grau schraffierten Bereiche befindet sich die Flüssigkeit in Kompression. Die Druckentlastungswelle breitet sich ausgehend von den Zylindermantelflächen mit Schallgeschwindigkeit in das Innere des Zylinders aus. Die Dauer der Drucküberhöhung wird aus der Laufzeit der Entlastungswelle bis zur Zylinderachse abgeschätzt zu

$$T_{\text{Peak}} = \frac{R}{c} \quad (6.2)$$

wobei R der Zylinderradius und c die longitudinale Schallgeschwindigkeit in der Flüssigkeit ist.

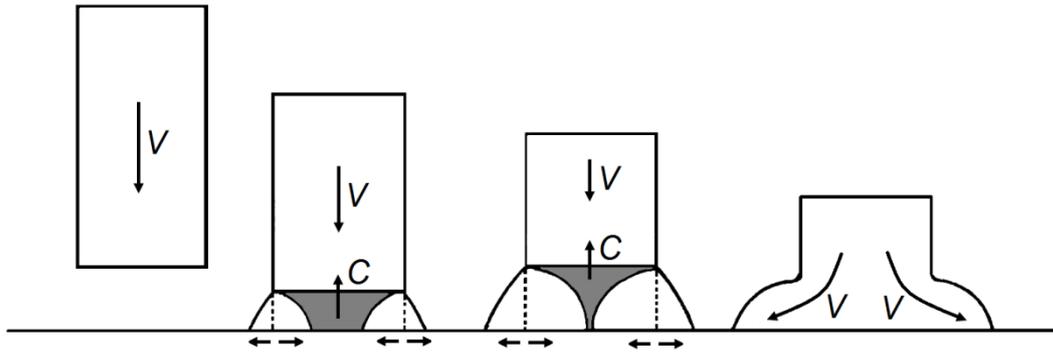


Abb. 6-58 Aufprall eines Flüssigkeitszylinders auf eine starre Zielstruktur (Zeichnung nach /BOW 64/)

Für das Niveau des Druckes gibt Bowden die Abschätzungen in Gln. 6.3 und 6.4. Für ein starres Target gilt demnach:

$$F_{\text{Peak}} = \pi \cdot R^2 \cdot P_{\text{Peak}} = \pi \cdot R^2 \cdot \rho \cdot c \cdot v_0 \quad (6.3)$$

In dieser Abschätzung ist ρ die Flüssigkeitsdichte. Weitergehend wird eine Abschätzung angegeben, welche die Reduzierung des Druckes infolge elastischer Verformungen des Targets berücksichtigt.

$$F_{\text{Peak}} = \pi \cdot R^2 \cdot P_{\text{Peak}} = \pi \cdot R^2 \cdot \rho \cdot c \cdot v_0 \cdot \left(1 + \frac{\rho \cdot c}{\rho_t \cdot c_t}\right)^{-1} \quad (6.4)$$

Hierbei ist ρ_t die Dichte und c_t die longitudinale Schallgeschwindigkeit im Material in der Zielstruktur.

Ausgehend von einem Sandia Water Slug Versuch sowie dem VTT Versuch TF13 soll die Genauigkeit dieser Abschätzungen diskutiert und die Auswirkung des sehr kurzen Kraftstoßes auf eine Stahlbetonstruktur diskutiert werden. Hierzu zeigt Abb. 6-59 die Kontaktkräfte einer Simulation zu einem Sandia Water Slug Versuch sowie einen Ausschnitt der kurzzeitigen Lastüberhöhung in der Anfangsphase. Die beiden Abschätzungen nach Gln. 6.3 bzw. Gln. 6.4 stimmen sehr gut mit den von AUTODYN berechneten Kontaktkräften überein, während die Dauer der Lastüberhöhung etwas kleiner als in der AUTODYN Simulation ist. Dies könnte z. B. ein Effekt des in der AUTODYN Simulation berücksichtigten Wassertanks sein, welcher die Flüssigkeitssäule einfasst.

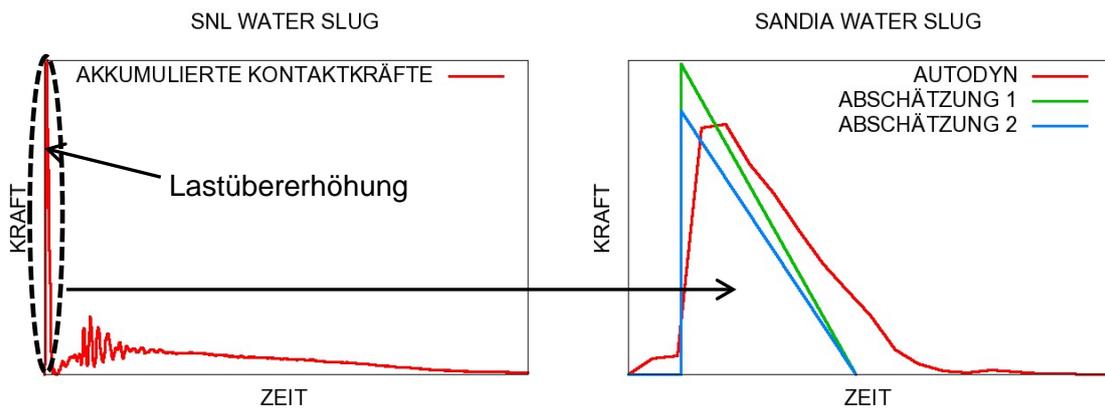


Abb. 6-59 LZF und Ausschnitt der Lastübererhöhung für Simulationen zu den SNL Water Slug Versuchen

Die Form der Lastübererhöhung ist stark geometrieabhängig. Es ist zu beachten, dass hier lediglich ein Spezialfall betrachtet wird. Andere Tankgeometrien, wie etwa Flügelstrukturen, erfordern eine andere Betrachtungsweise. Weiterhin ändert sich die Wellenausbreitung in der Flüssigkeit, z. B. wenn eine gekrümmte Flüssigkeitsfront auf eine ebene Zielstruktur aufprallt. Grundsätzlich ist festzustellen, dass derartige Effekte bei entsprechenden numerischen Simulationen mit AUTODYN erfasst werden können.

Die Auswirkungen der kurzzeitigen Lastübererhöhung auf eine Stahlbetonstruktur wird in Abb. 6-60 anhand von rückseitigen Plattenverschiebungen verdeutlicht. Die gemessenen zentralen Verschiebungen zeigen anfangs einen schnellen Anstieg. Dieser ist mit der zuvor Lastübererhöhung in Verbindung zu bringen und zeigt sich im Übrigen auch auf den Aufnahmen von HS-Kameras. Qualitativ zeigt sich dieses Verhalten ebenfalls als Ergebnis der Simulation mit AUTODYN. An einer etwas vom Plattenzentrum entfernt liegenden Messstelle ist der Effekt ebenfalls noch sichtbar. Für weiter entfernt liegende VA erhält man die für Biegeschwingungen typischen Verläufe.

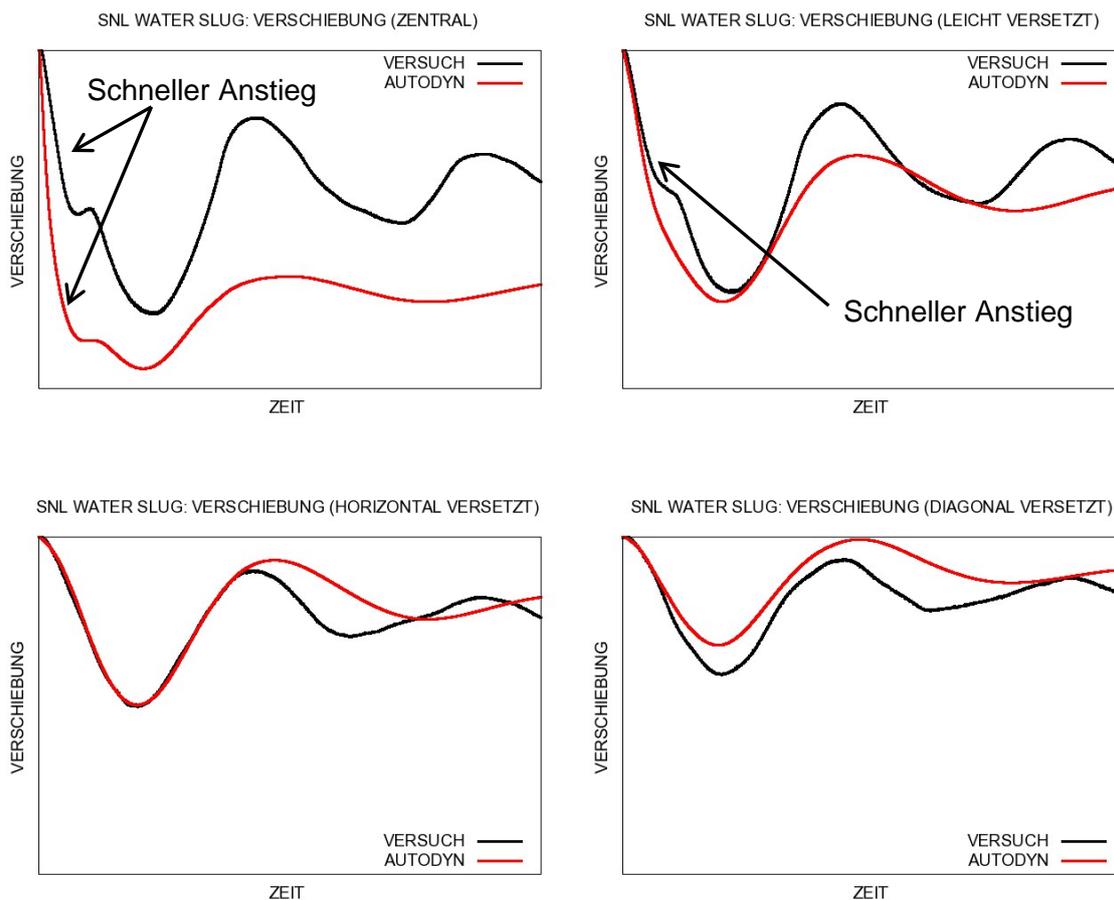


Abb. 6-60 Gemessene und simulierte rückseitige Plattenverschiebungen für den Versuch Water Slug 1

Ein zu den obigen Ausführungen ähnliches Bild zeigt sich für den VTT Versuch TF13. Abb. 6-61 zeigt ausschnittsweise die Lastüberhöhung während der Anfangsphase im Vergleich zu den Abschätzungen. Es zeigt sich, dass die Abschätzungen die Spitzenlast überschätzen. Hierzu ist anzumerken, dass der Zylinderradius in diesem Versuch deutlich geringer ist und somit Randeffecte einen größeren Einfluss haben. Eine weitere Erklärung besteht darin, dass die Flüssigkeitssäule in diesem Versuch keinen idealen Zylinder formt, sondern vielmehr eine leicht gekrümmte Oberfläche besitzt. Es stehen für TF13 zu den Plattenverschiebungen im zentralen Bereich keine Messdaten zur Verfügung. Allerdings erkennt man in Abb. 6-62, dass die Simulation ebenfalls einen kurzzeitigen schnellen Anstieg der zentralen Verschiebungen zeigt. An der 250 mm vom Zentrum versetzten Position von VA D3 ist bereits kein derartiger Effekt auf die Verschiebungen mehr zu erkennen.

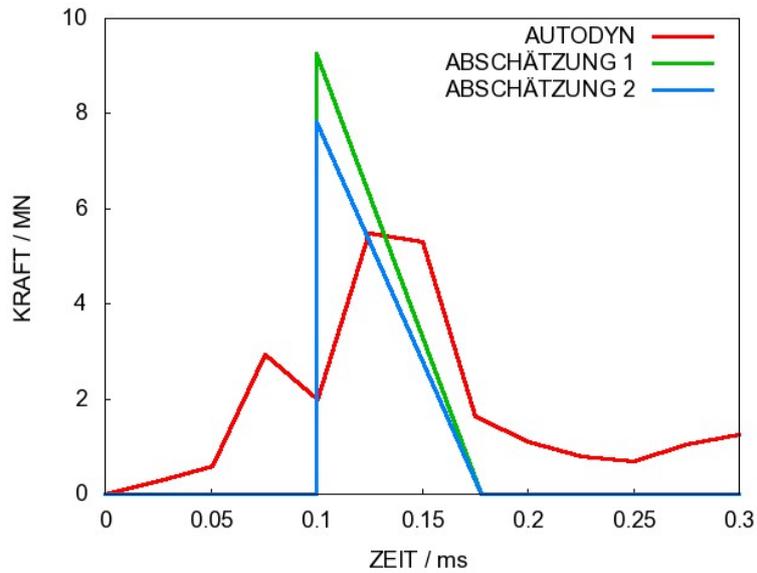


Abb. 6-61 Lastüberhöhung im VTT Versuch TF13

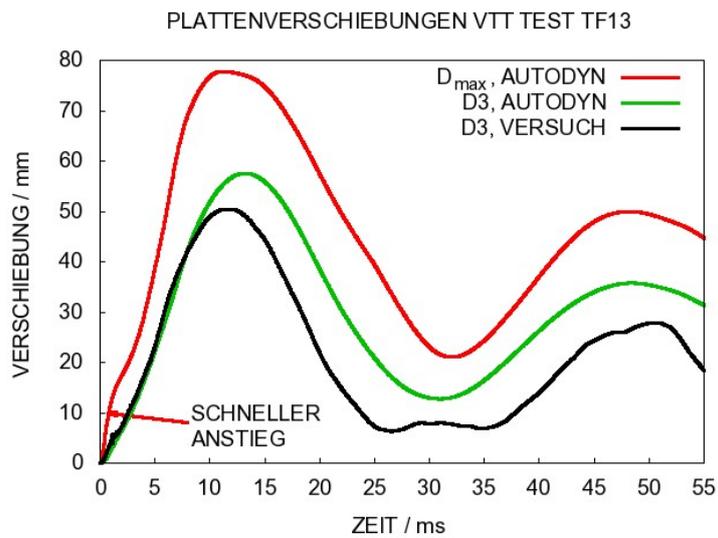


Abb. 6-62 Verschiebungen der Versuchsplatte in TF13

Abb. 6-63 zeigt einen Vergleich von Kontaktkräften und einer nach der Riera-Methode abgeleiteten LZF für den zuvor diskutierten SNL Versuch. Anhand des Impulsübertrages auf das Target ist der Beitrag der Lastüberhöhung deutlich erkennbar. Im Übrigen liefert die Riera-Methode über weite Bereiche des Lasteintrages ein ähnliches Ergebnis wie die numerische Simulation.

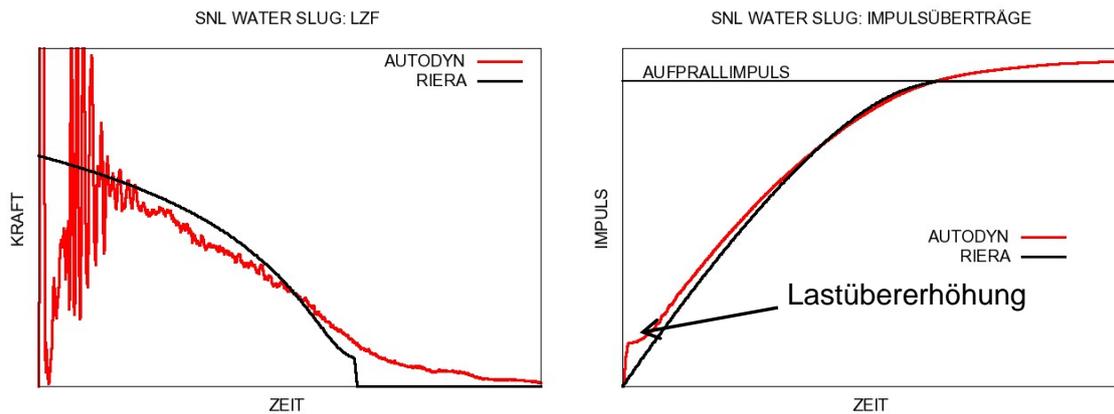


Abb. 6-63 Simulierte Lasteinträge für SNL Water Slug Versuche im Vergleich zur Methode nach Riera

Im Rahmen der Riera-Methode wird Flüssigkeit meist als steifigkeitslose Masse behandelt. Effekte der Flüssigkeit werden lediglich derart berücksichtigt, dass diese den Zerstörungsmechanismus des Projektils, welcher sich in Abwesenheit von Flüssigkeit ergeben würde, ändern können. So würde beispielsweise eine flüssigkeitsgefüllte Tankstruktur aufreißen anstatt zu beulen bzw. feiner zu fragmentieren. Entsprechend dem Zerstörungsmechanismus ist die Annahme für die Berstlast für das Riera-Modell anzupassen. In dieser Vorgehensweise ist die kurzfristige Drucküberhöhung zunächst nicht enthalten. Prinzipiell könnte man den Effekt der Lastüberhöhung durch eine geometrieabhängige Anpassung der LZF im Anfangsbereich berücksichtigen. Zur Abschätzung der Korrektur eignen sich prinzipiell auch Simulationen mit Rechenprogrammen wie AUTODYN.

Abschließend ist anzumerken, dass im Rahmen von RS1182 nur vollständig gefüllte Tankstrukturen untersucht wurden. Beim Aufprall teilgefüllter Tanks würde sich die Bewegung von Flüssigkeit und struktureller Stoßkörpermasse weiter entkoppeln. Dies kann Schwappeffekte zur Folge haben, zu deren Auswirkung bisher keine großmaßstäblichen Versuchsdaten bekannt sind. Daher hat die GRS vorgeschlagen, im Rahmen der Phase 3 des VTT IMPACT Projektes Aufprallversuche mit teilgefüllten Tankstrukturen durchzuführen. Hierbei ist zu klären, inwiefern die zu erwartenden Effekte die Anwendbarkeit der Riera-Methode einschränken.

6.4.2 Durchdringen von Flüssigkeit durch eine Stahlbetonstruktur

Wird die Grenztragfähigkeit einer Barriere aus Stahlbeton überschritten, so können Flüssigkeitsmassen diese ggf. überwinden. In diesem Abschnitt wird angesprochen, wie basierend auf Simulationen mit AUTODYN eine Methodik zur Abschätzung des Flüssigkeitsanteils, der die Stahlbetonstruktur durchdringt, gestellt werden kann.

Abb. 6-64 zeigt das Rechenmodell zu verschiedenen Zeitpunkten. In diesen Graphen ist das Betonmaterial ausgeblendet, um den Zustand der Bewehrung zu veranschaulichen. Die Wasserfüllung des Stoßkörpers ist hier mit SPH dargestellt. Zunächst kommt es zu einer radialen Freisetzung des Wassers aus dem Tank. Zunächst ist die Oberfläche der Versuchsplatte noch vergleichsweise eben, weswegen die Freisetzung tellerförmig ist. Im Zuge des fortschreitenden Eindringens des Stoßkörpers in die Zielstruktur ändert sich die Form der Flüssigkeitsfreisetzung in eine eher kegelförmige Struktur. Es ist offensichtlich, dass ein signifikanter Anteil der Flüssigkeit nicht radial abgelenkt wird und die Versuchsplatte völlig durchdringt. Ferner kommt es zu einem direkten Rückprall einer gewissen Menge an Flüssigkeit.

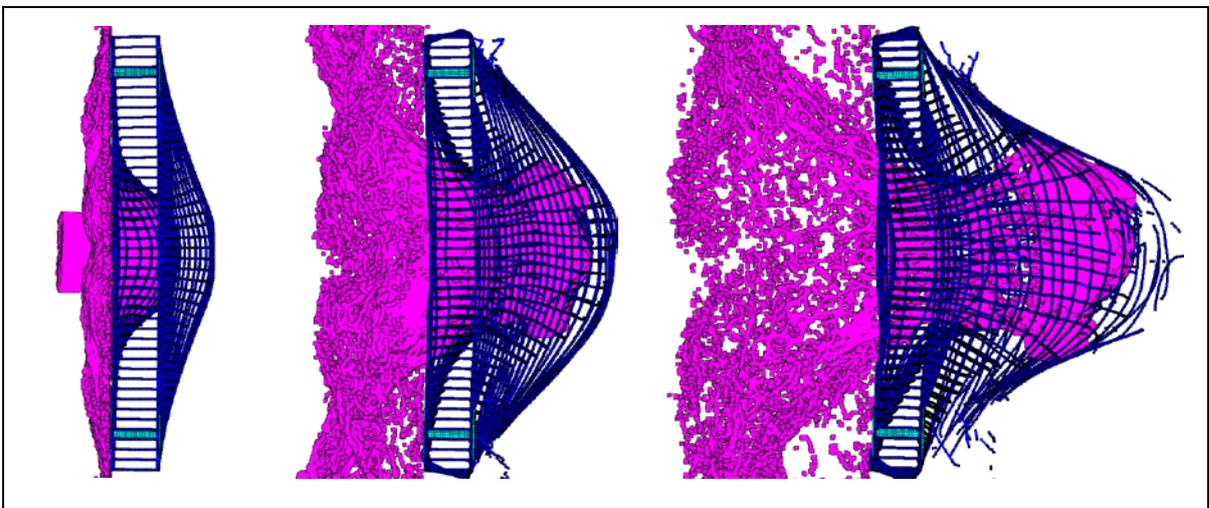


Abb. 6-64 Einzelbilder zur Simulation eines Water Slug Versuches mit Durchdringung (Betonmaterial ausgeblendet)

Mit Hilfe eines nutzereigenen Unterprogramms lassen sich die Trajektorien der einzelnen SPH-Partikel verfolgen und auswerten. Hieraus wurde die in Abb. 6-65 gezeigte Bilanzierung von Wassermassen abgeleitet. Zum Ende der Simulation befinden sich ca. 35 % der Wassermasse hinter und ca. 5 % innerhalb der Versuchsplatte. Weiterhin ist erkennbar, dass ein gewisser Teil des Wassers zunächst in die Versuchsplatte eindringt und diese anschließend wieder auf der Frontseite verlässt.

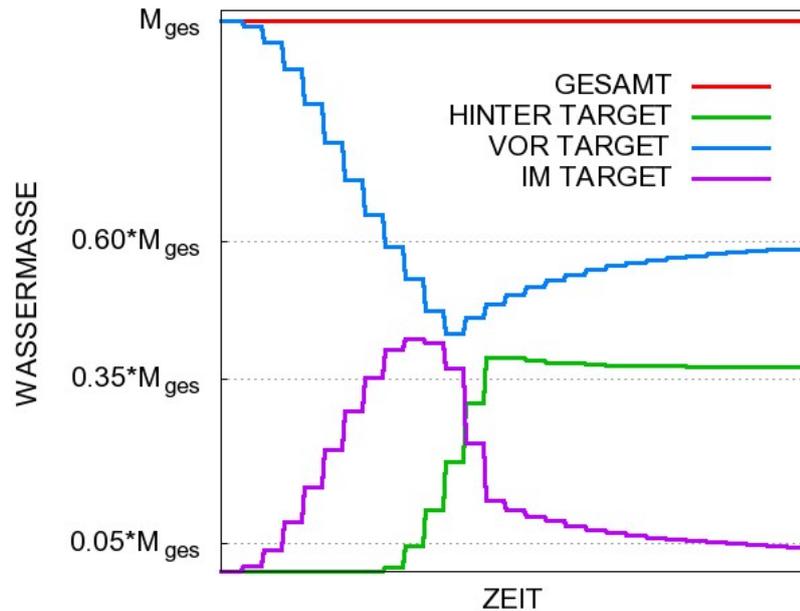


Abb. 6-65 Zur Abschätzung der Durchdringung von Wassermassen

Es ist zu erwähnen, dass die hier vorgestellten Simulationen rechenzeitintensiv sind. Momentan ist die zur Verfügung stehende Datenbasis für derartige Aufprallversuche noch auf die SNL Water Slug Versuche beschränkt. Daher strebt die GRS im Rahmen des VTT IMPACT Projektes eine Erweiterung der Datenbasis an. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das Durchdringen von Wassermassen durch eine Stahlbetonstruktur grundsätzlich simuliert werden kann. Zur Abschätzung der Aussagegenauigkeit sind diesbezüglich gezielte Versuche und begleitende Rechnungen einschließlich Parameterstudien erforderlich.

7 Zusammenfassung, Schlussfolgerung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Im Rahmen des Vorhabens wurden verschiedene Phänomene, die beim Aufprall von deformierbaren, starren sowie flüssigkeitsgefüllten Projektilen auf widerstandsfähige Barrieren auftreten, untersucht. Hierzu wurden Simulationen mit dem Programm ANSYS AUTODYN durchgeführt. Neben dem mechanischen Verhalten der Projektile selbst, stand schwerpunktmäßig die Simulation der Schädigungsprozesse von stoßbeanspruchten Stahlbetonstrukturen im Vordergrund der Arbeiten.

Dabei erfolgte eine verstärkte Analyse von im In- und Ausland durchgeführten Aufprallversuchen mit Stahlbetontargets, insbesondere hinsichtlich der Simulation von Schädigungsphänomenen des Targets. Weiterhin wurden auch die Effekte von Flüssigkeitsfüllung der Projektile hinsichtlich der Last-Zeit-Funktion und der Schädigungsmechanismen in der Zielstruktur untersucht. Die Versuche von VTT im Rahmen des internationalen IMPACT Projektes weisen eine mittlere Größenordnung auf, während die Versuche in Meppen und bei SNL annähernd originalmaßstäbliche Abmessungen besitzen. In den Versuchen kommen verformbare und unverformbare Projektile sowie verformbare Projektile mit Wasserfüllung zum Einsatz. Die Schädigungsmechanismen umfassen globales Biegen und Rissbildung, lokales Scabbing und Spalling, Stanzen, Penetration und Perforation.

Zur Erweiterung des Datenbestandes für numerische Analysen erfolgte im Rahmen bilateraler Kooperationen der Austausch von Versuchsergebnissen. Der Vergleich von Analyseergebnissen mit Organisationen im In- und Ausland trägt dazu bei, die Analysefähigkeiten zu verbessern. Gezielte Vergleichsrechnungen zu Aufprallversuchen wurden im Rahmen der Aktivität IRIS_2010 der WGIAGE des CSNI der OECD/NEA und im Rahmen des VTT IMPACT Projektes durchgeführt.

7.2 Schlussfolgerung

Parameterstudien zum Aufprall deformierbarer Projektile auf starre Zielstrukturen mit AUTODYN zeigen, dass eine Projektilmodellierung durch Schalenelemente prinzipiell dazu geeignet ist, Verformungsverhalten und Lasteintrag in die Zielstruktur zu erfassen. Es wurde festgestellt, dass gewisse Modellierungsparameter (z. B. Kontaktalgo-

rithmus, Reibung, Materialversagen) zu scharf ausgeprägten Maxima in den Kontaktkräften führen können. Integrale Größen wie etwa der Impulsübertrag auf die Zielstruktur weisen demgegenüber lediglich geringe Abhängigkeiten von diesen Modellierungsparametern auf. Dennoch können scharf ausgeprägte Maxima in den Kontaktkräften zu Instabilitäten führen, wenn der Aufprall auf Stahlbeton simuliert wird. Dies ist bei der Durchführung derartiger Simulationen zu beachten. Im Rahmen der Studien ergab sich, dass bezüglich der Berücksichtigung von dehnratenabhängiger Festigkeitssteigerung in AUTODYN für Schalenelemente momentan noch Defizite bestehen. Daher können derzeit dehnratenabhängige Effekte in Schalenelementen nur pauschal durch eine entsprechende Überhöhung der Festigkeitswerte des Materials berücksichtigt werden. Diesbezüglich wurde Kontakt mit dem Programmherstellern aufgenommen, der eine Lösung des Problems zugesagt hat. Weiterhin ist die vereinfachte Methode nach Riera ein nützliches Hilfsmittel, welches sich zur Prüfung der Konsistenz numerischer Simulationen nutzen lässt.

Zur Simulation von stoßbeanspruchtem Beton wurde im Rahmen dieses Vorhabens ausschließlich das von Riedel, Hiermaier und Thoma entwickelte RHT-Modell benutzt. Prinzipiell weist die Simulation des Verhaltens von Stahlbetonstrukturen unter Aufprallbelastungen Abhängigkeiten von physikalischen und numerischen Modellierungsparametern auf. Diese Abhängigkeiten kommen z. B. in der ausgeprägten Streuung der Simulationsergebnisse der Aktivität IRIS_2010 zum Ausdruck, da die Teilnehmer an dem Benchmark in den „blinden“ Vorausrechnungen teilweise sehr unterschiedliche Ansätze der Modellierung gewählt und unterschiedliche Annahmen bezüglich der Materialeigenschaften getroffen haben. Zu den physikalischen Parametern zählen unter anderem Materialdaten wie die Betondruck- und Zugfestigkeit oder Parameter zur Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit der Festigkeit. Numerische Parameter wie etwa Vernetzungseinheit, Hourglass-Dämpfung oder Genauigkeit der Berechnung können ebenfalls einen signifikanten Einfluss auf die Simulationsergebnisse haben. Aus diesen Gründen sollten bei der Simulation von stoßartig beanspruchten Betonstrukturen stets Sensitivitätsstudien hinsichtlich der als kritisch anzusehenden Modellierungsparameter durchgeführt werden. Der Aufprall harter und weicher Stoßkörper unterscheidet sich häufig hinsichtlich der Schädigungsmechanismen im Target. Deformierbare Stoßkörper führen zu globalen Biegeverformungen von Stahlbetonstrukturen, wohingegen harte Stoßkörper vorwiegend zu lokalen Schädigungsmechanismen wie Durchstanzen, Scabbing, Penetration oder Perforation führen.

Globale Biegeverformungen von Stahlbetonplatten bzw. eine Kombination von lokaler Stanzkegelbildung und globaler Biegeverformung infolge des Aufpralls deformierbarer Projektile lassen sich vergleichsweise zuverlässig reproduzieren und auch vorhersagen. Hierbei sind jedoch Parameterstudien erforderlich, um einen geeigneten Satz von Modellierungsparametern festzulegen. Es sind für wechselnde Bewehrungsanordnungen oder Lagerbedingungen jeweils erneute Anpassungen durchzuführen. Exemplarisch seien die Versuche der Matrix B des VTT IMPACT Projektes genannt. Der Versuchsparameter bestand in der Belastungsart bzw. der Last-Zeit-Funktion. Hierzu wurden Geschwindigkeiten und Struktur der Projektile (Hohlrohre, Hohlrohre mit Wasserfüllung, komplexe Projektilgeometrie) variiert. Für diese Versuchsreihe konnte prinzipiell eine zufriedenstellende Übereinstimmung von Mess- und Simulationsdaten zu den rückseitigen Plattenverschiebungen erzielt werden, wengleich teilweise Defizite bezüglich des Nachschwingverhaltens aufgetreten sind. Limitierungen bestehen insbesondere für den Bereich starker Schädigung, da insbesondere infolge des festen Verbunds von Bewehrung und Beton die Phänomene wie Betonauswurf und Schlupf derzeit nicht berücksichtigt werden können. Hinsichtlich Dehnungen in der Bewehrung ist die Aussagegenauigkeit geringer, insbesondere bezüglich maximaler Dehnungen. Messwerte für Dehnungen sind insbesondere im Bereich von Rissen im Beton räumlich stark veränderliche Größen. Diese Lokalisierung findet sich auch in den numerischen Simulationen wieder, was anhand des Meppener Versuches II/4 und des VTT Versuches 673 ausgeführt wurde. Die Schädigungen der Versuchsplatten in den Meppener Versuchen weisen eine Kombination von Biege- und Schubversagen auf. Der enorme Einfluss des Bügelbewehrungsgrades auf das Durchstanzverhalten konnte in den Simulationen nachvollzogen werden. Insbesondere wurde aufgezeigt, dass vollständiges Fehlen der Bügelbewehrung zur Perforation der Versuchsplatte führen würde. Weiterhin wurde untersucht, inwieweit sich in numerischen Simulationen der Aufprall eines deformierbaren Projektils durch Aufbringung einer geeigneten Randbedingung ersetzen lässt. Es wurde diesbezüglich festgestellt, dass die explizite Behandlung des Kontaktproblems als „best estimate“ Lösung anzusehen ist, da durch die Aufbringung einer Randbedingung zusätzliche Unsicherheiten, insbesondere bezüglich der belasteten Fläche und der LZF, eingeführt werden. Dies trifft insbesondere für zeitlich veränderliche Kontaktflächen bei flüssigkeitsgefüllten Stoßkörpern oder komplexeren Projektilgeometrien zu.

Der Aufprall von starren Projektilen auf Stahlbetonstrukturen wurde anhand von Simulationen mit AUTODYN zur Matrix A des VTT IMPACT Projektes und im Rahmen der

IRIS_2010 Teilnahme untersucht. Hierbei wurden insbesondere Versuche mit Perforation der Stahlbetonplatte betrachtet. Es wurde aufgezeigt, dass die Projektilrestgeschwindigkeiten nach Perforation stark von verschiedenen Modellierungsparametern abhängen können. Insbesondere wurde bei den Blindrechnungen zum IRIS_2010 Punching Versuch die Membranwirkung der Biegebewehrung überschätzt. Die Parameteranpassungen für Nachrechnungen erwiesen sich auch als geeignet, um Restgeschwindigkeiten für Versuche mit geringeren Aufprallgeschwindigkeiten gut vorherzusagen. Es zeigt sich, dass die Darstellung des Betons mit der SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics)-Methode für die Simulationen von Aufprallvorgängen mit Perforation gut geeignet ist. Die Lagrange-Methode in Verbindung mit Erosion erweist sich ebenfalls als prinzipiell geeignet.

Bezüglich der Behandlung von Flüssigkeitsfüllungen in den Stoßkörpern hat sich im Rahmen von Simulationen zu Aufprallversuchen verschiedener Größenordnung gezeigt, dass die SPH - Methode in AUTODYN prinzipiell dazu geeignet ist, die aus strukturemechanischer Sicht wesentlichen Phänomene beim Aufprall von flüssigkeitsgefüllten dünnwandigen Behältern zu beschreiben. Die kurzzeitige Lastüberhöhung zu Beginn eines Aufpralls lässt sich durch Stoßwellenausbreitung im Wasser erklären und auch quantitativ zufriedenstellend in den Simulationen wiedergeben. Prinzipiell erscheint es anhand von Simulationen zu den Sandia Water Slug Versuchen möglich, den Flüssigkeitseintrag durch eine Barriere aus Stahlbeton nachzuverfolgen und eine grobe Abschätzung der eingetragenen Flüssigkeitsmenge anzugeben.

7.3 Ausblick

Zielsetzung zukünftiger Arbeiten ist es, die Erprobung der Analysemethoden hinsichtlich der Simulation komplexer Lastannahmen für Stahlbetonstrukturen auszudehnen. Hierzu sollen Projektile komplexer Geometrie simuliert werden. In diesem Zusammenhang stehen Ergebnisse des am SNL durchgeführten Aufpralls eines Militärflugzeuges vom Typ Phantom sowie von Versuchen zum Triebwerkaufprall zur Verfügung. Ausgehend davon soll eine Vorgehensweise zur expliziten Simulation großer Passagierflugzeuge aufgebaut werden. Zusätzliche Phänomene werden beim Aufprall teilgefüllter Flüssigkeitstanks erwartet, da hier Schwapp-Effekte die Last-Zeit-Funktion beeinflussen können. In diesem Zusammenhang sollen zusätzliche Versuche im Rahmen des VTT IMPACT Projektes erfolgen.

8 Literatur und Quellen

- /AAU 05/ ANSYS Inc.
„ANSYS AUTODYN Theory Manual“, Revision 4.3, 2005
- /AAU 12/ ANSYS AUTODYN
(www.ansys.com/products/simulation+technology/explicit+dynamics/2012)
- /ADM 12/ ANSYS Design Modeler
(www.ansys.com/products/workflow+technology/ansys+workbench+platform)
- /AIC 12/ ANSYS ICEM CFD
(www.ansys.com/products/other+products)
- /AME 12/ ANSYS Mechanical
(www.ansys.com/products/workflow+technology/structural+mechanics)
- /AMM 82/ Amman, W., Mühlematter, M., Bachmann, H.
„Zugversuche an Bewehrungs- und Spannstahl mit erhöhter Dehngeschwindigkeit“
Institut für Baustatik und Konstruktion ETH Zürich, 1982, Bericht Nr. 7709-1
- /ARR 07/ Arros, J., Doumbalski, N.
Analysis of aircraft impact to concrete structures,
Nuclear Engineering and Design 237 (2007), S. 1241-1249
- /BAC 93/ Bachmann, H.
„Die Massenträgheit in einem Pseudo-Stoffgesetz für Beton bei schneller Zugbeanspruchung“
Schriftenreihe des Instituts für Baustofftechnologie und Massivbau der Universität Karlsruhe, Dissertation, 1993
- /BEL 77/ Belytschko, T., Schwer, L., Klein, M.J.
“Large Displacement Transient Analysis of Space Frames“
Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Eng. 11 (1977), 65-84

- /BEL 84/ Belytschko, T., Lin, J., Tsay, C.S.
 “Explicit Algorithmus for Nonlinear Dynamics of Shells“
 Comp. Meth. Appl. Mech. Eng. 42 (1984), 225-251
- /BER 11/ Berthaud, Y., Benboudjema, F., Colliat, J.-B., Tarallo, F., Orbovic, N.,
 Rambach, J. M.
 “IRIS_2010 Part IV: Numerical Simulations of Flexural VTT-IRSN Tests“
 SMiRT 21, New Dehli, India, 6-11 November 2011, Paper ID# 197
- /BIS 88/ Bischoff, P.H., Schlüter, F.
 „Concrete structures under impact and impulsive loading“
 Synthesis Report. Comité Euro-International du Béton (CEB).
 Bulletin d' Information No. 187, 1988
- /BIS 91/ Bischoff, P.H., Perry, S.H.
 „Compressive behaviour of concrete at high strain rates“
 Materials and Structures 24 (1991), 425-450
- /BOR 12/ Borschnek, F.
 Persönliche Mitteilung, Februar 2012
- /BOW 61/ Bowden, F.P., Brunton, J.H.
 „The Deformation of Solids by Liquid Impact at Supersonic Speed“
 Proceedings of the Royal Society A 263 (1961) 433-450
- /BOW 64/ Bowden, F.P., Field, J.E.
 „The Brittle Fracture of Solids by Liquid Impact, by Solid Impact and by
 Shock“
 Proceedings of the Royal Society A 282 (1964) 331-352
- /BRA 08/ Brachmann, I.
 “On efficient modeling of high-velocity fluid solid impact“
 Dissertation, Purdue University, USA, 2008

- /CAL 11/ Calonius, K., Elgohary, M., Galan, M., Varpasuo, P., Heckötter, C., Cirée, B., Ali, S., Tuomala, M.
 “Bending Failure of a Shear Reinforced Concrete Slab due to Deformable Missile Impact“
 SMiRT 21, New Dehli, India, 6-11 November 2011, Paper ID# 666
- /CAL 11a/ Calonius, K., Elgohary, M., Kähkönen, J., Heckötter, C., Cirée, B., Ali, S., Tuomala, M.
 “Punching Failure of a Shear Reinforced Concrete Slab due to Hard Missile Impact (IRIS_2010 Case)“
 SMiRT 21, New Dehli, India, 6-11 November 2011, Paper ID# 668
- /COW 57/ Cowper, G.R., Symonds, P.S.
 „Strain Hardening and Strain Rate Effects in the Impact Loading of Cantilever Beams“
 Brown University Division of Applied Mathematics, Report No. 28, 1957
- /EIS 08/ Eisert, P.
 „Auswertung von Aufprallversuchen der Sandia National Laboratories mit flüssigkeitsgefüllten zylindrischen Behältern auf Stahlbetonstrukturen“
 Technische Notiz im Vorhaben RS1167, (Verschlussache – Nur für den Dienstgebrauch), 2008
- /FLA 81/ Flanagan, D.P., Belytschko, T.
 “A uniform strain hexahedron and quadrilateral with orthogonal hourglass control“
 Int. Journal for Numerical Methods in Engineering 17 (1981), 679-706
- /GRS 03/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH
 Dringlichkeitsprojekt äußere Einwirkungen - Entwicklung von Modellen zur Simulation der Auswirkungen verschiedener gezielter Einwirkungen von außen auf kerntechnische Einrichtungen, Abschlussbericht, GRS-A-3117, Juli 2003 (Verschlussache - Nur für den Dienstgebrauch)
- /GRS 09/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH
 „Problem Statement concerning German Meppen-Tests II/4 and II/5“
 December 2009

- /HAL 06/ Hallquist, J.O.,
 „LS-DYNA Theory Manual“
 Livermore Software Technology Corporation, 2006
- /HEC 09/ Heckötter, C., Sievers, J.
 „Simulation of an Impact Test with a Deformable Missile on a Concrete Wall“
 SMiRT 20, Espoo, Finland, 9-14 August 2009, Paper 2502
- /HEC 10/ Heckötter, C., Sievers, J., Tarallo, F., Bourasseau, N., Cirée, B., Saarenheimo, A., Calonius, K., Tuomala, M.
 “Comparative Analyses of Impact Tests with Reinforced Concrete Slabs”
 EUROSAFE Forum, Köln, 2010
- /HEC 12/ Heckötter, C.
 „Numerische Simulation von Aufprallversuchen der Sandia National Laboratories mit flüssigkeitsgefüllten zylindrischen Behältern auf Stahlbetonstrukturen“
 Technische Notiz im Vorhaben RS1182 (Verschlussache – Nur für den Dienstgebrauch), 2012
- /HEC 12b/ Heckötter, C.
 “Numerical Simulation of Impact Tests on Reinforced Concrete Structures“
 Workshop Kompetenzerhalt in der Kerntechnik, Jahrestagung Kerntechnik, Stuttgart, 2012
- /HEN 07/ Henkel, F.-O., Klein, D.
 “Variant of Analysis of Load Case Airplane Crash”
 Transactions of SMiRT 19, Paper J03/2, 2007
- /HER 69/ Herrman, W.,
 „Constitutive Equation for the Dynamic Compaction of Ductile Porous Materials“
 Journal of Applied Physics, Vol 40, No 6, pp. 2490-2499, 1969

- /HES 06/ Hessheimer, M.F., Dameron, R.A.
 "Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories"
 NUREG/CR-6906, 2006
- /HIE 03/ Hiermaier, S.
 "Numerik und Werkstoffdynamik der Crash- und Impaktvorgänge"
 Fraunhofer IRB Verlag, 2003
- /HOC 83/ HOCHTIEF AG
 „Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten, BMFT Forschungs-
 vorhaben RS165/ RS149 (Meppener Versuche Teil I)“
 Technische Fachberichte:
 1 - Einführung und Zielsetzung (1978)
 2 - Versuchseinrichtung (1980)
 3 - Stoßlasten deformierbarer Projektile (1982)
 4 - Abschlussbericht (1983)
- /HOC 87/ HOCHTIEF AG
 „Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten, BMFT Forschungsvor-
 haben 1500408/ RS467 (Meppener Versuche Teil II)“
 Technische Fachberichte:
 1 - Hard Missile Test (1984)
 2 - Versuche 11/11-11/22 (1984)
 3 - Nichtlineare Untersuchungen (1983)
 4 - Stoßlast deformierbarer Projektile (1985)
 5 - Dreidimensionale Untersuchung des Lasteinleitungsbereiches (1987)
 6 - Schlussbericht (1986)
 7 - Anhangband Versuche II/1-II/10 (1986)
- /ITO 05/ Itoh, M., Katayama, M., Rainsberger, R.
 "Computer Simulation of an F-4 Phantom crashing into a reinforced con-
 crete wall"
 2nd International Conference on Computational Ballistics 2005, Cordoba,
 Spain. ISBN: 1-84564-015-2
- /JON 89/ Jones, N.,
 "Structural Impact"
 Cambridge University Press, 1989

- /JOH 83/ Johnson, G.R., Cook, W.H.
 „Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures“
 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, 1983
- /JOV 07/ Jovall, O.
 “Airplane Crash Simulations: Comparison of analyses with test data”
 Transactions of SMiRT 19 (2007), W J2/2
- /KAR 79/ Kar, A.K.
 „Residual Velocity for Projectiles“
 Nuclear Engineering and Design 53 (1979), 87-95
- /KAT 04/ Katayama, M., Itoh, M., Rainsberger, R.
 “Numerical Simulation of Jumbo Jet Impacting on Thick Concrete Walls – Effects of Reinforcement and Wall Thickness”
 Presented at the Second Asian Conference on High Pressure Research (ACHPR-2), in Nara, Japan on November 1-5, 2004
- /KIR 09/ Kirkpatrick, S.W., Bocchierie, R.T., MacNeill, R.A.
 “Expansion of the Riera Approach for Predicting Aircraft Impact Damage to Steel and Concrete Buildings Part 1 – Detailed Numerical Impact Simulations”
 Transactions of SMiRT 20 (2009), Paper 1711
- /KOE 09/ Koechlin, P., Papatov, S.
 “Classification of soft and hard impacts – Application to aircraft crash”
 Nuclear Engineering and Design 239 (2009), 613-618
- /KRE 03/ Kreuser, K., Herman, N., Stempniewski, L.
 „Flugzeugabsturz – Experimentelle Entwicklung von Last-Zeit-Funktionen“
 Abschlussbericht zum Unterauftrag des BMWA-Vorhabens RS1146 73 3060/02 VA-2240, 2003
- /LAS 07/ Lastunen, A., Hakola, I., Järvinen, E., Calonius, K., Hyvärinen, J.
 “Impact Test Facility”
 SMiRT 19, Toronto, Canada, 12-17 August 2007, Paper # J08/2

- /LEP 06/ Leppänen, J.
 „Concrete subjected to projectile and fragment impacts: Modelling of crack softening and strain rate dependency in tension“
 International Journal of Impact Engineering 32, (2006), 1828–1841
- /LIQ 05/ Li, Q.M., Reid, S.R., Wen, H.M., Telford, A.R.
 “Local impact effects of hard missiles on concrete targets”
 In: International Journal of Impact Engineering 32 (2005), S. 224-284
- /NEA 12/ NUCLEAR ENERGY AGENCY, COMMITTEE ON THE SAFETY OF
 NUCLEAR INSTALLATIONS
 “Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted
 by Missiles (IRIS_2010), Final Report“, NEA/CSNI/R (2011)8, 19-Jan-2012
- /NRC 11/ NRC Regulations. Title 10, Code of Federal Regulations.
<http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/cfr/> (Stand November 2011)
- /ORB 11/ Orbovic, N., Benboudjema, F., Berthaud, Y., Colliat, J-B., Tarallo, F.,
 Rambach, J.M.
 “IRIS_2010 Part III: Numerical Simulations of Meppen II/4 Test and VTT-
 IRSN-CNSC Punching Tests“
 SMiRT 21, New Dehli, India, 6-11 November 2011, Paper ID# 163
- /RAM 05/ Rambach, J.M., Tarallo, F., Lavarenne, S.
 “Airplane crash modelling: assessment of the Riera Model“
 SMiRT 18, Beijing, China, 7-12 August 2005, SMiRT 18-J04-3, 2531-2538
- /RAM 11/ Rambach, J.M., Orbovic, N., Tarallo, F.
 “IRIS_2010 Part I: General Overview of the Benchmark“
 SMiRT 21, New Dehli, India, 6-11 November 2011, Paper ID# 147
- /RAN 58/ Rankine, W. J. M.
 “Manual of Applied Mechanics“
 London, 1858

- /REI 04/ Reid, J.D., Hiser, N.R.
 „Friction modelling between solid elements“
 International Journal of Crashworthiness 9 (2004) 65-72
- /RIE 00/ Riedel, W.
 „Beton unter dynamischen Lasten. Meso- und makromechanische Modelle
 und ihre Parameter“
 Dissertation, Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik (EMI), 2000
- /RIE 68/ Riera, J. D.
 „On the stress analysis of structures subjected to aircraft impact forces“
 Nuclear Engineering and Design 8 (1968), 415-426
- /RIE 80/ Riera, J. D.
 „A critical reappraisal of nuclear power plant safety against accidental air-
 craft impact“
 Nuclear Engineering and Design 57 (1980), 193-206
- /RSK 96/ Reaktor-Sicherheitskommission (RSK)
 RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren. 3. Ausgabe vom 14. Oktober
 1981 mit Änderungen vom 15.11.1996
- /RUC 10/ Ruch, D.
 „Bestimmung der Last-Zeit-Funktion beim Aufprall flüssigkeitsgefüllter
 Stoßkörper“
 Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2010
- /SAN 04/ „Integrated Vulnerability Assessment, Structural and Fire Testing, Phase I
 Structural Testing “Water Slug” Tests”
 Official Use Only, Sandia National Laboratories, 2004, - Official Use Only
- /SCH 04/ Schuler, H.
 „Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Schädigung von
 stoßbeanspruchtem Beton“
 Dissertation, Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik (EMI), 2004

- /SCH 07/ Schwer, L.
 “Optional Strain-Rate Forms of the Johnson Cook Constitutive Model and the Role of the Parameter Epsilon_0“
 LS-DYNA Anwenderforum, Frankenthal, 2007
- /SIE 08a/ Sievers, J., T. Schimpfke, P. Eisert, D. Suchard, W. Brücher, W. Klein-Heßling, F.-N. Sentuc, C. Müller
 “Weiterentwicklung von Analysemodellen zur Simulation der mechanischen und thermischen Phänomene bei hochenergetischen Aufprallversuchen von flüssigkeitsgefüllten Strukturen“
 GRS-A-3444, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1167, November 2008
- /SIE 08b/ Sievers, J., Heckötter, C., Schimpfke, T.
 “Strukturmechanische Simulation von Aufprallversuchen mit weichen Projektilen“
 ANSYS Conference and 26th CADFEM User’s Meeting 2008, Darmstadt
- /SIN 64/ Sinha, B.P., Gerstle, K.H., Tulin, L.G.
 „Stress-Strain Relations for Concrete Under Cyclic Loading“
 American Concrete Institute Journal Proceedings 61 (1964), 195-212
- /STE 09/ Stepan, J.
 “Validation of FE model for impact analyses”
 Transactions of SMiRT 20 (2009), Paper 1929
- /SUG 93/ Sugano, T. et al.
 „Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact force“
 Nuclear Engineering and Design 140 (1993), 373-385
- /SUG 93a/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai K., von Riesenmann, W.A., Bickel, D.C., Parks, M.B.
 “Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test program, methods and results”
 In: Nuclear Engineering and Design 140 (1993), S. 387-405

- /SUG 93b/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasaia, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai, K., von Riesenmann, W.A., Bickel, D.C., Parks, M.B.
 “Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 2. Evaluation of test results”
 In: Nuclear Engineering and Design 140 (1993), S. 407-423
- /SUL 88/ Sullivan, J.F.
 „Technical Physics“, Wiley, 1988
- /TAR 11/ Tarallo, F., Rambach, J. M., Orbovic, N.
 “IRIS_2010 Part I: Lessons Learned, Recommendations and Tracks for Future Works”
 SMiRT 21, New Dehli, India, 6-11 November 2011, Paper ID# 145
- /TRU 12/ TrueGrid (www.truegrid.com)
- /TU 10/ Tu, Z., Lu, Y.
 „Modifications of RHT material model for improved numerical simulation of dynamic response of concrete“
 International Journal of Impact Engineering, Volume 37, Issue 10, October 2010, Pages 1072-1082
- /VEP 11/ Vepsä, A., Saarenheimo, A., Tarallo, F., Rambach, J.M., Orbovic, N.
 “IRIS_2010 Part II: Experimental Data“
 SMiRT 21, New Dehli, India, 6-11 November 2011, Paper ID# 520
- /WIL 75/ William, K.J., Warnke, E.
 „Constitutive Model for Triaxial Behavior of Concrete“, Proc. Concrete Structures Subjected to Triaxial Stresses”
 International Association for Bridge and Structural Engineering, Section III, Zürich, 1-30.

- /YOO 07/ Yoon, S.S., Jepsen, R.A., Nissen, M.R., O'Hern, T.J.
"Experimental investigation on splashing and nonlinear fingerlike instability
of large water drops"
Journal of Fluids and Structures 23 (2007), 101-115
- /ZUK 04/ Zukas, J.A.
"Introduction to Hydrocodes", Studies in Applied Mechanics 49 (2004)

9 Abkürzungen

2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
ALE	Arbitrary Lagrangian Eulerian
AUTODYN	Strukturdynamisches Analyseprogramm mit explizitem Gleichungslöser
CEA	Commissariat à l'énergie atomique et aux énergies alternatives
CS-Modell	Cowper-Symonds Materialmodell
CSNI/WGIAGE	Committee on the Safety of Nuclear Installations / Working Group on Integrity and Ageing of Components and Structures
DIF	Dynamic Increase Factor (Dehnratenüberhöhungsfaktor für Materialgesetze)
DMS	Dehnmessstreifen
EDF	Électricité de France
EOS	Zustandsgleichung (equation of state)
FEM	Finite Elemente Methode
H	Plattendicke des Stahlbetontargets
HGD	Hourglassdämpfung
HS-Kamera	Hochgeschwindigkeitskamera
HTL	Hydro Tensile Limit
IRIS	Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles
JC-Modell	Johnson-Cook Materialmodell
JSJR	Jede Seite, jede Richtung
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
KMD	Kraftmessdosen
LZF	Last-Zeit-Funktion
m_p	Projektilmasse

MPA	Materialprüfungs- und Forschungsanstalt
OECD/NEA	Organisation for Economic Cooperation and Development / Nuclear Energy Agency
PTB	Physikalisch-Technische Bundesanstalt in Braunschweig
RHT-Modell	Riedel, Hiermaier, Thoma-Betonmodell
SDD	Spannungs-Dehnungs-Diagramm
SMiRT	Structural Mechanics in Reactor Technology
SNL	Sandia National Laboratories
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
STF	Shell Thickness Factor
UKAEA	United Kingdom Atomic Energy Authority
US NRC	United States Nuclear Regulation Commission
v_0	Aufprallgeschwindigkeit
VA	Verschiebungsaufnehmer
VS-NFD	Verschlussache – Nur für den Dienstgebrauch
VTT	Technical Research Centre of Finland

10 Verteiler

		Exemplare: gedruckt	Exemplare: pdf	CD- ROM
BMWi				
Referat III B 4		1 x		
GRS-PT/B				
Internationale Verteilung	(FIZ)	10 x		30 x
Projektbegleiter	(eda)	2 x	1 x	1 x
GRS				
Geschäftsführung	(wfp, stj)		je 1 x	
Bereichsleiter	(erv, prg, rot, stc, ver, zir)		je 1 x	
Abteilungsleiter	(luw, som, vek)		je 1 x	
Projektleitung	(siv)		1 x	
Projektbetreuung	(wal)		je 1 x	
Informationsverarbeitung	(nit)		1 x	
Bibliothek	(Köln)	1 x		
Autoren	(hck, siv)	je 1 x	je 1 x	
Partner des IMPACT-Projekts				je 1x
Gesamtauflage	Exemplare	16		

**Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) mbH**

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de