

## **SimSEB II**

**Weiterentwicklung  
von Methoden  
zur Simulation  
stoßbeanspruchter  
Stahlbetonstrukturen**



Gesellschaft für Anlagen-  
und Reaktorsicherheit  
(GRS) gGmbH

## SimSEB II

### Weiterentwicklung von Methoden zur Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen

#### Abschlussbericht

Christian Heckötter  
Ludwig Bahr  
Jens Arndt  
Jürgen Sievers

August 2023

#### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV) unter dem Förderkennzeichen RS1583 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei der GRS.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung der GRS wieder und muss nicht mit der Meinung des BMUV übereinstimmen.

**GRS - 699**  
**ISBN 978-3-949088-90-2**

**Deskriptoren**

ANSYS AUTODYN, Aufprallversuche, Erdreich, Flugzeugabsturz, LS-DYNA, multiple Barrieren, Neigungswinkel, Skaleneffekte

## **Kurzfassung**

Im Rahmen des Vorhabens RS1583 (SimSEB, Phase II) wurden Analysemethoden zur Beschreibung des strukturmechanischen Verhaltens von Stahlbetonstrukturen unter hochdynamischen Belastungen infolge des Aufpralls von Projektilen weiterentwickelt und erprobt. Ein Schwerpunkt der Arbeiten bestand in der Beteiligung an Phase IV des internationalen Forschungsprojekts IMPACT, in dem Aufprallversuche bei VTT durchgeführt wurden. Weiterhin wurden multiple Barrieren in Form von geschichteten Stahlbetonplatten unter Aufprallbelastungen sowie Aufprallversuche, in denen das Projektil einen Neigungswinkel aufweist, untersucht. Anhand eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi wurden Simulationen zum Lastfall Flugzeugabsturz durchgeführt. In den untersuchten Szenarien weisen die Flugzeugmodelle Neigungswinkel gegenüber der Oberflächennormalen des Reaktorgebäudemodells auf. Es wurden numerische Studien zu möglichen Skaleneffekten von stoßbeanspruchten Stahlbetonstrukturen durchgeführt. Weiterhin wurden Aufprallszenarien untersucht, bei denen harte Projektile in Erdreich eindringen.

Im Rahmen des Vorhabens wurden die in den Rechenprogrammen LS-DYNA und ANSYS AUTODYN verfügbaren Materialmodelle für Beton und Erdreich hinsichtlich ihrer Eignung zur Simulation der relevanten Phänomene bei Aufprallszenarien erprobt und untereinander verglichen.

Im Rahmen der Teilnahme am IMPACT-Projekt erfolgten die Spezifikation und Auswertung einer Versuchsreihe zum Aufprall harter Projektile auf Stahlbetonplatten. Ziel der Versuchsreihe war die Untersuchung des Einflusses von Bügelbewehrung auf den Perforationswiderstand bei verschiedenen Plattendicken. Ebenso erfolgten Simulationen zu Versuchen zum Aufprall von verformbaren und harten Projektilen unter Neigungswinkeln. Weitere Teilaspekte umfassen Simulationen eines Versuches zum Aufprall nahe einer Auflagerbedingung sowie Versuche zur Wirksamkeit von Überlappungsstößen von Biegebewehrungsstäben.

Es wurden Untersuchungen zur Aufprallbelastung von geschichteten Stahlbetonplatten durchgeführt. Der Perforationswiderstand von multiplen Barrieren wurde mit dem von monolithischen Barrieren gleicher Gesamtdicke verglichen.

Der Einfluss verschiedener Neigungswinkel auf induzierte Erschütterungen in generischen Szenarien zum Flugzeugabsturz wurde anhand eines Modells eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi untersucht.

Mögliche Skaleneffekte von stoßbeanspruchten Stahlbetonstrukturen wurden numerisch untersucht. Als Grundlage hierzu dienten Referenzversuche aus VTT IMPACT zum kombinierten Biege- und Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls verformbarer Projektile.

Szenarien zum Aufprall von harten Projektilen in Erdreich sowie die Schutzwirkung einer Erdreichüberdeckung einer stoßbeanspruchten Stahlbetonplatte wurden numerisch untersucht. Berechnete Eindringtiefen des Projektils wurden mit Ergebnissen empirischer Formeln verglichen. Die Methodik wurde anhand von Aufprallversuchen zur Eindringtiefe von Projektilen in Sand validiert.

Insgesamt haben die durchgeführten Untersuchungen zur Weiterentwicklung der Methoden zur Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen beigetragen und damit zum Erhalt und zur Erweiterung der Kompetenz auf diesem Fachgebiet.

## **Abstract**

In the frame of the project RS1583 (SimSEB, Phase II) methods for the analysis of the structural-mechanical behaviour of reinforced concrete structures subjected to fast transient loading due to missile impact were further developed and validated. One focus of the work was related to the participation in phase IV of the international research project IMPACT, in which impact experiments have been performed at VTT. Further layered reinforced concrete structures subjected to impact loading as well as impact tests related to inclined missile impact were analysed. Based on an analysis model of a reactor building of type Konvoi, simulations on the loading case airplane crash were performed. In the considered scenarios the airplane model is inclined relative to the surface normal of the reactor building model. Numerical studies related to a potential scale effect of impact loaded reinforced concrete structures were performed. Further, impact scenarios related to penetration of hard missiles in soil were considered.

In the frame of the project several constitutive models for concrete and soil available in the analysis codes LS-DYNA and ANSYS AUTODYN were tested and compared with respect to their capabilities to simulate the relevant phenomena of impact scenarios.

In the frame of the participation in the IMPACT-project a test series related to hard missile impact on reinforced concrete slabs was specified and analysed. The objective of this test series was to study the influence of shear reinforcement on the perforation resistance for different slab thicknesses. Likewise, simulations on test series related to inclined soft and hard missile impact were performed. Further specific aspects included simulations on a test with an impact close to a supporting condition and tests related to the effectiveness of overlapping splicing of bending reinforcement.

Simulations on impact loading of layered reinforced concrete slabs were performed. The perforation resistance of layered targets was compared to those of monolithic targets of the same total thickness.

The influence of different angles of inclination on induced vibrations in generic airplane crash scenarios was analysed using a model of a reactor building of type Konvoi.

Possible scale effects of impact loaded reinforced concrete structures were numerically investigated. This study is based on reference tests carried out in the frame of the VTT IMPACT project. These tests are related to combined bending and punching failure of reinforced concrete slabs subjected to soft missile impact.

Scenarios related to impact of hard projectiles in soil media and protective effects of a soil cover of an impact loaded reinforced concrete slab were numerically analysed. Calculated penetration depths were compared to results of empirical formulas. The methodology was validated based on impact tests on the penetration depths of hard missiles in sand.

Overall, the investigations carried out have contributed to the further development of the methods for simulating impact-loaded reinforced concrete structures and thus to the maintenance and expansion of competence in this area of expertise.

# Inhaltsverzeichnis

	<b>Kurzfassung.....</b>	<b>I</b>
	<b>Abstract.....</b>	<b>III</b>
<b>1</b>	<b>Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....</b>	<b>1</b>
1.1	Gesamtziel.....	1
1.2	Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele .....	2
<b>2</b>	<b>Stand des Wissens; bisherige Arbeiten .....</b>	<b>5</b>
2.1	Experimentelle und analytische Arbeiten .....	5
2.2	Bisherige Arbeiten der GRS.....	9
<b>3</b>	<b>Aufprallversuche mit harten Projektilen .....</b>	<b>11</b>
3.1	Überblick .....	11
3.2	Analysen zu Versuchen der ITP-Reihe .....	13
3.3	IP-Reihe .....	23
3.4	Fazit.....	27
<b>4</b>	<b>Aufprallversuche mit verformbaren Projektilen .....</b>	<b>29</b>
4.1	Aufprallversuche unter einem Neigungswinkel in der IB-Reihe .....	29
4.2	Versuch zum Einfluss der Randbedingung bei kombiniertem Auftreten von Biege- und Durchstanzversagen .....	55
4.3	Versuche mit Überlapp der Biegebewehrung im Aufprallbereich.....	68
4.4	Fazit.....	74
<b>5</b>	<b>Simulation eines Versuches zu einer geschichteten Stahlbetonplatte unter Aufprallbelastung.....</b>	<b>75</b>
<b>6</b>	<b>Effekte der Größenskala.....</b>	<b>79</b>
6.1	Einleitung.....	79
6.2	Das Winfrith-Betonmodell im Hinblick auf Skaleneffekte .....	80
6.3	Einfluss der Größenskala auf Simulationsergebnisse zu Last-Zeit- Funktionen.....	85

6.4	Numerische Studien anhand der VTT X-Reihe .....	87
6.5	Fazit.....	93
<b>7</b>	<b>Aufprallszenarien mit in Erdreich (unterirdisch) angeordneten Strukturen .....</b>	<b>95</b>
7.1	Materialmodelle für Erdreich .....	95
7.2	Projektil-Aufprall in Sandreservoir .....	96
7.2.1	Aufprallbereich mit adaptiver Umwandlung von Volumenelementen zu SPH .....	98
7.2.2	Aufprallbereich mit SPH.....	99
7.3	Numerische Studie zum Einfluss der Nasenform .....	102
7.4	Numerische Studie zur Schutzwirkung einer Erdreichüberdeckung auf Basis von Punching-Versuchen .....	105
7.5	Fazit.....	107
<b>8</b>	<b>Simulationen zu einem Reaktorgebäudemodell unter Flugzeugabsturzlasten bei Variation der Lagewinkel .....</b>	<b>109</b>
8.1	Überblick .....	109
8.2	Phänomene beim Aufprall unter einem Neigungswinkel .....	110
8.3	Einfluss von Neigungswinkeln auf Last-Zeit-Funktionen .....	112
8.4	Einfluss der Neigungswinkel auf Verschiebungen.....	114
8.5	Fazit.....	122
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>123</b>
9.1	Zusammenfassung .....	123
9.2	Schlussfolgerungen und Ausblick .....	123
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>127</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>139</b>
	<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>147</b>
	<b>Abkürzungen und Symbole.....</b>	<b>149</b>

<b>A</b>	<b>Anhang .....</b>	<b>151</b>
A.1	Parameter der Aufprallversuche in den Phasen I-III des VTT IMPACT Projektes .....	151
A.2	Anhang zu Versuchen der VTT ITP-Reihe .....	158
A.3	Anhang zu Versuchen der VTT IB-Reihe .....	158
A.4	Eingabeparameter für Sand in Erdreichmodellen von LS-DYNA.....	177



# 1 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

Ein Flugzeugabsturz auf eine Stahlbetonstruktur kann sowohl lokale wie globale Beschädigungen der Struktur verursachen /LI 05/. 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 Stahlbetonstrukturen wirkenden zeitabhängigen Belastungen können, abhängig von der Aufprallfläche und Geschwindigkeit, globale und auch lokale Schädigungsformen erzeugen.

Zur Reduzierung von Unsicherheiten bei der Integritätsbewertung von Stahlbetonstrukturen sowie zur Quantifizierung von Sicherheitsmargen wurden an verschiedenen Versuchsständen bereits zahlreiche Aufprallversuche und Berechnungen unterschiedlicher Komplexität durchgeführt. Zuletzt wurden Versuche bei VTT im Rahmen der Phase III des internationalen IMPACT-Projektes sowie des CSNI-Projektes IRIS Phase 3 durchgeführt.

Zum Know-How-Erhalt auf dem Gebiet der hochdynamischen Beanspruchung von Stahlbetonstrukturen wurden im Rahmen des Vorhabens Eigenforschungsarbeiten zur Weiterentwicklung der Analysemethoden basierend auf komplexen Programmsystemen sowie empirischen bzw. semi-empirischen Verfahren durchgeführt.

## 1.1 Gesamtziel

Gesamtziel der Arbeiten war die Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Simulation der Schädigung von Stahlbetonstrukturen nuklearer Anlagen infolge stoßartiger Belastungen, welche etwa bei Flugzeugabsturzscenarien auftreten können.

Die Erweiterungen der Analysemethoden erstreckten sich dabei auf

- die ganzheitliche Simulation von Aufprallszenarien im Hinblick auf Maßstabseffekte und Fragen der Übertragbarkeit skalierten Aufprallversuche auf reale Strukturen (siehe Kapitel 6),
- multiple Barrieren (siehe Kapitel 5),
- Aufprallszenarien mit im Erdreich (unterirdisch) vorhandenen Gebäudestrukturen (siehe Kapitel 7) und
- Aufprallszenarien mit Neigungswinkel (siehe Kapitel 8).

Hierzu wurden experimentelle Untersuchungen und Erweiterungen der Analysemethoden im Rahmen einer Beteiligung an der Phase IV des VTT IMPACT Projektes durchgeführt (siehe Kapitel 3 und Kapitel 4). Weiterhin wurden zur Verbesserung der Zuverlässigkeit und Robustheit der Analysemethoden Ergebnisse experimenteller und numerischer Studien aus vorangegangenen Verbundvorhaben der deutschen Reaktorsicherheitsforschung berücksichtigt.

## **1.2 Wissenschaftliche und technische Arbeitsziele**

Im Rahmen der durchgeführten Arbeiten wurde die Aussagegenauigkeit von Analysemethoden zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen kerntechnischer Anlagen, wie die der Reaktorgebäude und der Zwischenlager, bei stoßartigen Belastungen (insbesondere beim Lastfall Flugzeugabsturz) erhöht. Dabei wurden zur Validierung der numerischen Analysemethoden die experimentellen Ergebnisse der Aufprallversuche an der Versuchsanlage bei VTT in Finnland genutzt. Insbesondere der Einfluss der Durchstanzbewehrung für die Bemessung von Stahlbetonstrukturen gegen stoßartige Belastungen war Gegenstand kontroverser Diskussionen internationaler Untersuchungen. Durch eine aktive Beteiligung an der Planung der Experimente im Rahmen von VTT IMPACT Phase IV erfolgten schwerpunktmäßig Untersuchungen zum Einfluss der Plattendicke und der Durchstanzbewehrung auf den Penetrationswiderstand, zum Einfluss gekrümmter Stahlbetonstrukturen und zu Aufprallszenarien unter Neigungswinkeln. Ganzheitliche Simulationen und generische Analysen zu Aufprallszenarien an einem Reaktorgebäude der Baureihe Konvoi haben die Untersuchungen vervollständigt.

Aufprallversuche wurden aus technischen und wirtschaftlichen Gründen überwiegend auf einer Größenskala durchgeführt, welche gegenüber der Größenskala realer Aufprallszenarien auf die genannten Gebäude reduziert ist. Somit stellten sich die Fragen nach der Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf die Abmessungen generischer Flugzeugabsturzzenarien und der Übertragbarkeit auf reale Anlagen. Ein Ansatz zur Betrachtung von Ähnlichkeitsbeziehungen besteht in vergleichenden Studien an verschiedenen Versuchsständen. Im Rahmen der Arbeiten wurden Ansätze zur Größenskalierung von Aufprallversuchen untereinander verglichen und auch im Hinblick auf ihre Schwierigkeiten bei der praktischen Umsetzung ausgewertet. Hierzu wurden insbesondere ältere Versuchsreihen verwendet.

Kerntechnische Anlagen, insbesondere die Reaktorgebäude, bestehen in der Regel aus der massiven Außenhülle und weiteren sekundären Barrieren im Inneren. Bei Letzteren handelt es sich oft ebenfalls um Stahlbetonstrukturen. Bei der Analyse der Auswirkungen des Belastungsszenarios Flugzeugabsturz auf kerntechnische Anlagen ist es notwendig, die Schäden an sämtlichen betroffenen Stahlbetonbarrieren zu analysieren und zu bewerten. Ziel dieser Simulationsaufgabe war, die Schutzwirkung vorgelagerter Barrieren zu beurteilen und sowohl Belastung als auch Schädigung nachgelagerter Barrieren zu ermitteln.

Experimentelle Studien zu stoßbelasteten Stahlbetonstrukturen weisen üblicherweise bezüglich möglicher lokaler Schädigungsmechanismen konservative Aufprallbedingungen auf, d. h. es wird ein senkrechter, zentrischer Aufprall auf eine ebene Stahlbetonstruktur untersucht. In realen Aufprallszenarien ist ein Aufprall unter einem Neigungswinkel, mit einer azentrischen Belastung sowie ggf. auf eine gekrümmte Stahlbetonstruktur relevant. Die hiermit verbundenen Effekte wie etwa Drehungen des Projektils und zeitliche Verschiebungen des Aufprallpunktes wurden im Rahmen einer numerischen Studie erfasst. Weiterhin wurden die Ergebnisse entsprechender Versuche, die im Rahmen von Phase IV des VTT IMPACT Projektes durchgeführt wurden, für Validierungszwecke genutzt.

In Hinblick auf mögliche unterirdische Zwischenlagerkonzepte sowie auf erdverlegte sicherheitstechnisch relevante Systeme von Kernkraftwerken (insbesondere Leitungen und Schächte), wurden mittels generischer Studien die mechanischen Auswirkungen eines Flugzeugabsturzes bzw. Turbinenaufpralls auf die betroffenen (unterirdischen) Anlagenteile erfasst. Es wurden in Abhängigkeit von Bodentiefe, Bodeneigenschaften, Abstand von Aufprallort und Art der Aufprallbelastung die Auswirkungen auf Stahlbetonstrukturen ermittelt. Zur Modellierung des Aufprallvorgangs im Boden wurden entsprechende Material- und Berechnungsmodelle entwickelt, getestet und anhand neuer international durchgeführter Versuche validiert.



## **2 Stand des Wissens; bisherige Arbeiten**

In den zuletzt stillgelegten deutschen Kernkraftwerken wurde bei der Auslegung gegen zivilisatorische Einwirkungen von außen für den Lastfall Flugzeugabsturz der unfallbedingte Absturz eines Militärflugzeuges /BFS 15/ zugrunde gelegt. Die Empfehlung der Entsorgungskommission /ESK 13/ für die trockene Zwischenlagerung bestrahlter Brennelemente und Wärme entwickelnder radioaktiver Abfälle in Behältern legt bezüglich des Lastfalls Flugzeugabsturz die bereits erwähnten Lastannahmen gemäß /BFS 15/ zugrunde. Als Folge der Terroranschläge vom 11. September 2001 wurden sowohl Reaktorgebäude als auch Zwischenlagergebäude /KOE 17/ hinsichtlich ihrer Widerstandsfähigkeit gegenüber gezielten Abstürzen von großen Passagierflugzeugen überprüft. Ein vom amerikanischen Nuclear Energy Institute (NEI) bereitgestelltes Dokument /NEI 11/ enthält Empfehlungen zur Anwendung von Berechnungs- und Analysemethoden für Lastfall Flugzeugabsturz, welche in den Aufsichts- und Genehmigungsverfahren zahlreicher Staaten zum Einsatz kommen.

### **2.1 Experimentelle und analytische Arbeiten**

Grundsätzlich ist für Aufprallszenarien zwischen harten und weichen Stößen zu unterscheiden. Für weiche Stöße lässt sich die Belastung über eine Last-Zeit-Funktion darstellen. Im Gegensatz zum weichen Stoß ist bei einem harten Stoß eine Entkopplung der Dynamik von Stoßkörper und Zielstruktur nicht möglich. In Deutschland wurden in den 1970er und 1980er Jahren Großversuche zum Aufprall verformbarer Projektile auf Stahlbetonplatten an der Wehrtechnischen Dienststelle 91 der Bundeswehr in Meppen durchgeführt /HOC 83/, /HOC 87/. Zu den Versuchsparametern zählten unter anderem die Plattendicke, die Dichten von Biege- und Schubbewehrung sowie die Belastung.

An den Sandia National Laboratories (SNL) in den USA wurden ebenfalls großmaßstäbliche Versuche durchgeführt. Diese umfassen Untersuchungen zur Last-Zeit-Funktion beim Aufprall eines Militärflugzeugs des Typs F4-Phantom /SUG 93c/. Weiterhin wurde bei SNL die lokale Schädigung von Stahlbetonstrukturen beim Aufprall von Triebwerksstrukturen /SUG 93b/, /SUG 93a/ untersucht. Diese Untersuchung schließt eine umfangreiche Versuchsreihe mit bei Kobori und CRIEPI (Kobori Research Complex und Central Research Institute of the Electric Power Industry, Japan) durchgeführten kleinmaßstäblichen Versuchen ein. Eine weitere Großversuchsreihe bei SNL beschäftigte sich mit dem Aufprall von Wassertanks auf Stahlbetonplatten /SNL 06/.

Kojima /KOJ 91/ und Shirai et al. /SHI 97/ stellten kleinmaßstäbliche Versuche zur lokalen Schädigung von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls harter Projektile vor. Diese Versuchsreihen beinhalten Versuche zur Schädigung nachgelagerter Stahlbetonplatten bei Perforation einer vorgelagerten Platte. Weiterhin erfolgte jeweils ein Vergleich der Effektivität einer Anordnung von zwei Stahlbetonplatten gegenüber der einer monolithischen Stahlbetonplatte, deren Dicke der Summe der Einzeldicken der gestaffelten Platten entspricht. Kojima /KOJ 91/ folgerte, dass die Effektivität der gestaffelten Barrieren geringer sei. Zu dieser Schlussfolgerung gelangen ebenfalls Ben-Dor et al. /BEN 09/ im Rahmen der von ihnen vorgestellten analytischen Studie. Im Gegensatz hierzu wird in den Schlussfolgerungen von Shirai et al. /SHI 97/ eine höhere Effektivität der gestaffelten Barrieren ausgewiesen. Eine weitere experimentelle Studie zum Einfluss vorgelagerter Barrieren auf die Belastungen nachgelagerter Strukturen wurde von Tsubato et al. /TSU 99/ durchgeführt. Hierbei prallen um den Faktor 7,5 skalierte Stoßkörpermodelle von Flugzeugstrukturen auf Stahlbetonplatten auf. Zur Ermittlung der Belastung nachgelagerter Strukturen wird ein Pendelsystem verwendet. Begleitend wurden numerische Untersuchungen zu den Versuchen /MOR 99/ und zur Übertragbarkeit auf reale Dimensionen /MIZ 99/ durchgeführt.

Bei der Materialprüfungs- und Forschungsanstalt (MPA) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) wurden kleinskalige Versuche zum Anprall dünnwandiger Behälter mit und ohne Flüssigkeitsfüllung auf starre Zielstrukturen durchgeführt /KRE 03/, /RUC 10/. In den Untersuchungen wurde unter anderem der Lagewinkel des Projektils variiert.

Am Technical Research Center of Finland (VTT) wurden in den Phasen I-III des internationalen Projektes IMPACT, unter Beteiligung der GRS, Aufprallversuche mit Stahlbetonstrukturen zu unterschiedlichen Fragestellungen durchgeführt. Diese lassen sich in fünf Versuchsreihen einteilen:

- B-Reihe (Bending) zum Biegeversagen von Stahlbetonplatten beim Aufprall verformbarer Projektile /VTT 12/, /VTT 19a/ (vgl. Anhang A, Tab. A.1-Tab. A.2)
- L-Reihe (Liquid) zum Aufprall flüssigkeitsgefüllter Projektile auf Stahlbetonplatten (von der GRS spezifiziert) /VTT 19e/ (vgl. Anhang A, Tab. A.3)
- P-Reihe (Punching) zum lokalen Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls harter Projektile /VTT 19c/ (vgl. Anhang A, Tab. A.4-Tab. A.5)

- X-Reihe (Combined bending and punching) zum kombinierten Biege- und Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls teilharder Projektile /VTT 19b/ (vgl. Anhang A, Tab. A.6)
- V-Reihe (Vibration) zur Ausbreitung und Dämpfung von induzierten Erschütterungen in komplexeren Stahlbetonstrukturen /VTT 19d/ (vgl. Anhang A, Tab. A.7)

Weitere am Versuchsstand von VTT durchgeführte Versuche bilden den Ausgangspunkt für Vergleichsstudien im Rahmen der durch das CSNI (Committee on the Safety of Nuclear Installations) der OECD-NEA ausgerichteten Aktivitäten IRIS\_2010 /NEA 12/, IRIS-2012 /NEA 14/ und IRIS-3 /EDF 17/, /NEA 23/. In IRIS\_2010 und IRIS\_2012 wurden der B-Reihe und der P-Reihe zuzuordnende Versuche analysiert, wohingegen sich IRIS-3 mit einem Versuch zur Schwingungsausbreitung beschäftigt.

Im Rahmen der Vorhaben 1501438 /TUD 16/, 1501477 /BAM 17/ und 1501479 /TUD 17/ wurden Aufprallversuche zum harten Stoß an der Fallturmanlage der TU Dresden durchgeführt und analysiert. Zu den Versuchsparametern zählen Aufprallgeschwindigkeit, Betonfestigkeitsklasse, Durchmesser und Abstand der Bewehrungsstäbe, Masse und Form des Projektils und die Plattendicke. Es wurde der Einfluss der Versuchsparameter auf die Form des Stanzkegels, die Resttragfähigkeit der Platte und das Eindringverhalten von Flüssigkeiten untersucht. Unter Verwendung einer Druckluftbeschleunigungsanlage wurden Aufprallgeschwindigkeiten von bis zu 100 m/s erreicht. Die Arbeiten werden im Rahmen der Vorhaben 1501541 an der TU Dresden und 1501542 an der BAM weitergeführt.

Vereinfachte Methoden /RIE 80/ zur Ermittlung von Last-Zeit-Funktionen für Flugzeugabsturzscenarien mit Neigungswinkeln basieren unter anderem auf der sog. Riera-Methode /RIE 68/. Weiterhin wurden dreidimensionale FE-Rechnungen zu dieser Thematik für Aufprallversuche in /BOR 13/ und für Flugzeugstrukturen in /KOS 15/ vorgestellt. Experimentelle Untersuchungen zur Stoßbeanspruchung von Stahlbetonstrukturen unter schiefwinkligem Aufprall sind für im Hinblick auf den Lastfall Flugzeugabsturz relevante Aufprallgeschwindigkeiten weder für harte noch für verformbare Projektile bekannt. Numerische Studien /NIS 17/, /KAN 19/) orientieren sich an Aufprallversuchen mit senkrechtem /SUG 93b/ und geneigtem Stoß /KAN 22/.

Im Hinblick auf Fragestellungen der Skalierbarkeit wurden durch die UKAEA (United Kingdom Atomic Energy Agency) basierend auf Versuchen in Meppen zum weichen Stoß, Aufprallversuche mit einer reduzierten Größenskala durchgeführt /SAG 79/. Der Skalierungsfaktor betrug 5,6. Ebenfalls am Versuchsstand in Meppen wurde ein Großversuch zum harten Stoß durchgeführt /HOC 84/. Die Abmessungen orientieren sich an Versuchen kleineren Maßstabs einer weiteren Versuchsreihe der UKAEA. Die Versuchsreihen von Sugano et al. /SUG 93b/ wurden auf insgesamt drei Größenskalen durchgeführt. An der TU Dresden wurde der Einfluss der Skalierung von stoßbeanspruchten Stahlbetonplatten experimentell untersucht /HER 22/, wobei die Skalierungsfaktoren 1,25 und 1,5 betragen. Bei dieser Versuchsreihe wurde eine sehr gute Skalierbarkeit der Versuchsergebnisse verzeichnet.

Sicherheitstechnisch relevante Systeme von kerntechnischen Anlagen sind teilweise erdverlegt, insbesondere Kabel und Schächte. Weiterhin wird eine längerfristige Zwischenlagerung hoch radioaktiver Abfälle erforderlich sein, als sie durch die bislang für 40 Jahre genehmigten standortnahen Zwischenlager möglich ist. Eine Option zur sog. Langfristzwischenlagerung besteht im Neubau unterirdischer oberflächennaher Zwischenlager. Weiterhin besteht eine Entsorgungsoption in der Tiefenlagerung mit Vorkehrungen zur Rückholbarkeit /KOE 17/, wobei der Flugzeugabsturz einen relevanten Lastfall zur Bewertung von offen zu haltenden Schächten und eines oberflächennahen Pufferlagers darstellt. Vor diesem Hintergrund weisen Aufprallszenarien in Erdreich eine sicherheitstechnische Bedeutung auf. In frühen Untersuchungen zur Einwirkung von in Erdreich eindringender kompakter Projektile auf erdverlegte Leitungen und Schächte /IRS 74/ wurden statische Berechnungen mit linear-elastischem Materialverhalten zur Ermittlung von Mindestabständen redundanter Systeme durchgeführt. Insbesondere für wehrtechnische Anwendungen /YOU 97/ aber auch für Anwendungsbereiche innerhalb der Kerntechnik (/KAR 77/, /KAR 79/) beschreiben empirische Formeln das Eindringen starrer Projektile in Erdreich. Koyanagi et al. /KOY 19/ untersuchten zuletzt das Eindringverhalten harter Projektile mit einer Masse von 100 g in Sand. Die Aufprallgeschwindigkeiten wurden zwischen 100 m/s und 200 m/s variiert.

Insgesamt ergibt sich daraus ein Bedarf, Analysewerkzeuge zur Bewertung von Flugzeugabsturzzenarien in Erdreich zu validieren, zumal der Leitfaden /NEI 11/ zu dieser Thematik keine Empfehlungen enthält.

## 2.2 Bisherige Arbeiten der GRS

Im Rahmen des Vorhabens RS1146 /GRS 03/ hat die GRS mit kompetenten Partnern die Thematik des gezielten 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 RS1146, 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. Daher qualifizierte die GRS im Rahmen des Vorhabens RS1167 /GRS 08/ Analysemodelle zu Aufprallversuchen, bei denen das Verhalten deformierbarer Projektile mit vereinfachter Geometrie beim Aufprall auf starre Zielstrukturen untersucht wurde. Im Vordergrund stand die Ermittlung von Last-Zeit-Funktionen mit numerischen Methoden. Hierzu wurde das für derartige Fragestellungen geeignete Rechenprogramm AUTODYN in der jeweils aktuellen Version eingesetzt.

In den Vorhaben RS1182 /GRS 12/ und RS1509 /GRS 16/ erfolgten Analysen zu im In- und Ausland durchgeführten Aufprallversuchen mit Stahlbetontargets, insbesondere im Hinblick auf die Simulation von Schädigungsphänomenen des Targets unter Verwendung von AUTODYN /ANS 20/.

Im Vorhaben RS1509 /GRS 16/ wurde neben AUTODYN auch das Rechenprogramm LS-DYNA /LST 15/ in der jeweils aktuellen Version zur Simulation hochdynamischer Einwirkungen auf Stahlbetonstrukturen eingesetzt, welches insbesondere auch Simulationen mit größeren Modellen und komplexeren Strukturen ermöglicht. Hierbei wurden auch Effekte von Flüssigkeitsfüllung der Projektile hinsichtlich Last-Zeit-Funktion und Schädigung des Targets untersucht /HEC 13/, /HEC 15a/, /HEC 15b/.

Die GRS beteiligte sich an den Phasen I bis Phase III des internationalen Projekts IMPACT, in dem bei VTT Aufprallversuche durchgeführt wurden. Die Versuchsreihe der Phase III des VTT IMPACT Projektes zum Aufprall von Projektilen mit Wassertanks (vollständig und teilweise gefüllt) wurde von der GRS spezifiziert und ausgewertet /GRS 20/.

/HEC 22c/. Weiterhin beteiligte sich die GRS an blinden Vergleichsanalysen im Rahmen der vom CSNI ausgerichteten Aktivität IRIS\_2010 /NEA 12/ sowie an Nachuntersuchungen im Rahmen der Aktivität IRIS\_2012 /NEA 14/. Es zeigte sich im Rahmen der Vergleichsanalysen, dass die Prognosefähigkeit der verwendeten Rechenprogramme durch Unsicherheiten bei der Wahl der Modellierungsparameter stark eingeschränkt sein kann. Dies hebt die Notwendigkeit der Validierung der Rechenprogramme hervor. Im Rahmen des Vorhabens RS1197 /GRS 14/ wurden Simulationen zur lokalen Schädigung von Stahlbetonstrukturen eines generischen Reaktorgebäudes in Flugzeugabsturzscenarien durchgeführt.

Im Rahmen des Verbundvorhabens SimSEB hat die GRS zusammen mit der TU Kaiserslautern Analysemethoden zur Simulation der Schädigung und der induzierten Erschütterungen in Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen weiterentwickelt und erprobt /GRS 20/. Es wurden die Eignung und Anwendungsgrenzen verschiedener Betonmodelle (/MAL 97/, /BRO 93/, /FHA 07/, /RIE 04/, /HEC 17/) insbesondere in Hinblick auf das lokale Schädigungsverhalten von Stahlbeton unter stoßartiger Belastung untersucht. Es wurde weiter das Verhalten von Stahlbetonstrukturen beim Aufprall von Turbinen untersucht, insbesondere hinsichtlich des Perforationspotentials der Welle eines Zweistrom-Strahltriebwerks. Zur Thematik induzierter Erschütterungen in Stahlbetonstrukturen erfolgten ganzheitliche Simulationen von im Rahmen der Phase III des VTT IMPACT Projektes durchgeführter Versuche. Ebenso beteiligte sich die GRS an der CSNI-Aktivität IRIS-3 /EDF 17/, /NEA 23/. Es wurden weiterhin Aufprallsimulationen auf reale Gebäudestrukturen eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi, unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen und der Kopplung von Boden und Bauwerk durchgeführt. Die GRS hat im Rahmen von SimSEB den ersten Teil der Phase IV des VTT IMPACT Projektes begleitet.

## 3 Aufprallversuche mit harten Projektilen

### 3.1 Überblick

Im Rahmen von Phase IV des VTT IMPACT Projektes wurden Versuche (ITP1, ITP2R, ITP2RR, ITP4R, ITP4RR) zum Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten durchgeführt. Die wesentlichen Versuchsparameter sind in Tab. 3.1 aufgeführt, wobei ergänzend Daten aus vorangegangenen Phasen aufgenommen sind. In den vorangegangenen Phasen I-III des VTT IMPACT Projektes betrug die Plattendicke  $H$  jeweils 250 mm. Im Rahmen von Phase IV wurden erstmals abweichende Plattendicken von 300 mm (ITP1) und 350 mm (ITP2R, ITP2RR, ITP4R, ITP4RR) untersucht (vgl. Tab. 3.1). Bereits im Rahmen von SimSEB /GRS 20/ wurden die Versuche ITP2 und ITP4 mit Plattendicken von 350 mm analysiert. Im Hinblick auf ein unerwünschtes Aufreißen der Projektile in diesen Versuchen kann in diesen Versuchen nicht mehr von einem harten Stoß ausgegangen werden. Demzufolge gehen diese Versuche nicht in die weiteren Auswertungen von SimSEB-II ein. Weiterhin wurde in Phase IV erstmalig eine Variation des Neigungswinkels  $\alpha$  vorgenommen, nachdem zuvor lediglich ein senkrechter Aufprall untersucht wurde. Die Neigungswinkel von  $20^\circ$  (IP1) und  $30^\circ$  (IP2) werden durch die Oberflächennormale der Stahlbetonplatte und der Längsachse des Projektils eingeschlossen. Als Projektile wurden mit Leichtbeton gefüllte Stahlrohre verwendet. Die Masse des Projektils  $m_p$  betrug jeweils ca. 47 kg und der Durchmesser jeweils 168,3 mm. Gewisse Unterschiede bestehen bei der Ausführung der Nase. Die Mehrzahl der Versuche wurde mit der in Abb. 3.13 dargestellten Form durchgeführt. Aufgrund des unerwünschten Projektilversagens in ITP2 und ITP4 wurde für die entsprechenden Nachfolgeversuche an dickeren Stahlbetonplatten eine ellipsoide Form (vgl. Abb. 3.1) im Inneren verwendet. In sämtlichen hier betrachteten Versuchen mit Ausnahme von ITP2, ITP4 (Penetrationstiefe 3,7 cm) und ITP4R (Penetrationstiefe 15 cm) kam es zur Perforation der Stahlbetonplatte. In ITP2 konnte keine Penetrationstiefe ermittelt werden. Das Projektil durchdrang die Platte vollständig und wurde lediglich durch die Membranwirkung der rückseitigen Biegebewehrung gestoppt. Tab. 3.1 enthält Werte für die ballistische Grenzgeschwindigkeit  $v_{bl}$ , welche aus Messdaten zur ausgeworfenen Betonmasse  $m_c$  und Residualgeschwindigkeit des Projektils  $v_r$  über den Ansatz von Kar /KAR 79/ abgeschätzt werden kann. Vereinfacht sind in diesem  $v_0$ ,  $v_r$ ,  $v_{bl}$ ,  $m_p$  und  $m_c$  gemäß Gleichung (3.1) miteinander verbunden.

$$v_r = \sqrt{\frac{v_0^2 - v_{bl}^2}{1 + \frac{m_c}{m_p}}} \quad (3.1)$$

**Tab. 3.1** Überblick zu Versuchsparametern und Ergebnissen der VTT-Versuche zum Aufprall harter Projektile

Versuch	$v_0$ / m/s	Bewehrung	Bügel	H / mm	$f_c$ / MPa	$v_r$ / m/s	$m_c$ / kg	$v_{bl}$ / m/s
IRIS P1	136	Ø10/cc90	-	250	60,5	34	N/A	-
IRIS P2	135	Ø10/cc90	-	250	58,3	45	~120	105
IRIS P3	137	Ø10/cc90	-	250	60,5	36	N/A	-
A12	110	Ø10/cc90	-	250	50,3	20	N/A	-
P6	111	Ø10/cc90	Ø12	250	49,7	5	~40	110
P3	140	Ø16/cc90	-	250	48,8	45	125	111
P4	120	2*Ø10/cc90	-	250	51,2	15	N/A	-
P11	127	Ø10/cc90	-	250	88,4	38	122.6	105
P12	131	Ø10/cc45	-	250	88,4	21	160.5	125
ITP1	138	Ø10/cc90	-	300	59,0	25	129	126
ITP2	149	Ø10/cc90	-	350	60,5	-	220	-
ITP2R	162	Ø10/cc90	-	350	64,5	48	136	132
ITP2RR	144	Ø10/cc90	-	350	47,5	35	110	129
ITP4	152	Ø10/cc90	Ø12	350	61,0	p=15 cm	28	-
ITP4R	144	Ø10/cc90	Ø12	350	63,6	p=15 cm	50	-
ITP4RR	156	Ø10/cc90	Ø12	350	47,5	29	44	151
IP1	135	Ø10/cc90	-	250	66,5	27	N/A	-
IP2	139	Ø10/cc90	-	250	63,2	25	96	132

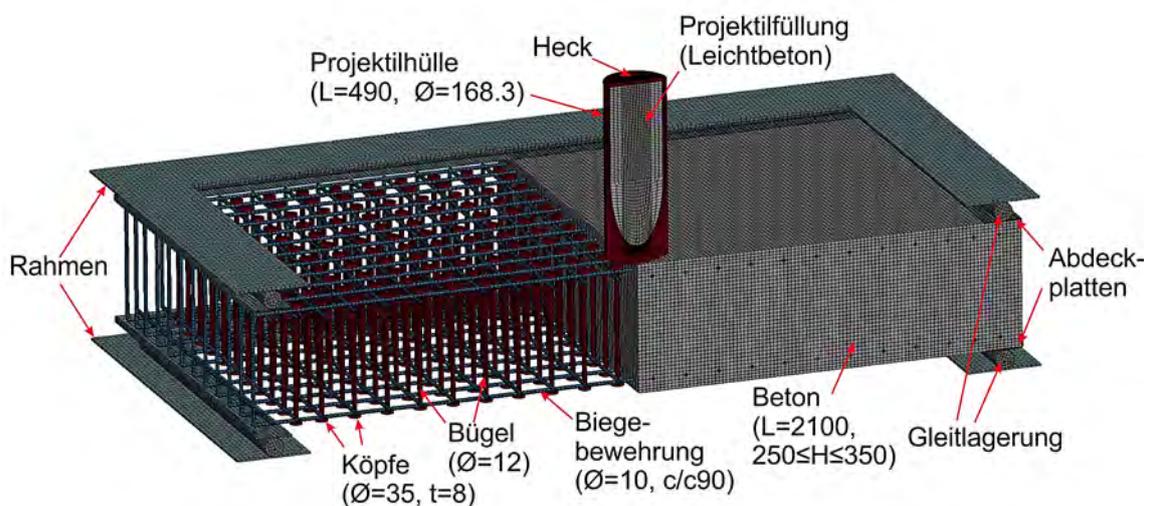
### 3.2 Analysen zu Versuchen der ITP-Reihe

In der ITP-Reihe (Increased Thickness Punching) wurde der Einfluss der Plattendicke untersucht. Einen zentralen Aspekt nahm dabei der Einfluss der Bügelbewehrung auf den Perforationswiderstand bei Variation der Plattendicke ein, um diesbezüglich bestehende Unsicherheiten zu reduzieren. Anhand von Versuchen zu 250 mm dicken Platten wurde gefolgert, dass Schubbewehrung einen geringen oder sogar einen negativen Effekt auf den Perforationswiderstand aufweist /GAL 15/. Eine numerische Studie bestätigte dieses Ergebnis ebenfalls für eine Plattendicke von 350 mm /ORB 15/. In diesem Zusammenhang ist darauf hinzuweisen, dass in zahlreichen in der Praxis verwendeten empirischen Formeln /LI 05/ Schubbewehrung üblicherweise nicht explizit berücksichtigt wird. Für die weitere Validierung der Modellbildung wurden zusätzlich Versuche zur Variation der Biegebewehrung (P3, P4, P11, P12) simuliert.

Die lateralen Abmessungen der zweiachsig gleitend gelagerten Platten betragen 2,1 x 2,1 m bei einem Auflagerabstand von 2 m. Es wurden in horizontale und vertikale Richtung auf jeder Plattenseite Biegebewehrungsstäbe mit Durchmesser 10 mm und B500B Betonstahl verwendet. Die Stababstände betragen 90 mm und die Betonüberdeckung 20 mm. Sofern Schubbewehrung verwendet wurde, ist sie in Form von doppelköpfigen Stäben ( $\varnothing 12$  mm) in Abständen von 90 mm in jede Richtung eingesetzt. Bezüglich der Druckfestigkeiten lassen sich für die Versuche der ITP-Reihe gewisse Abweichungen feststellen (vgl. Tab. 3.1). Im Hinblick auf die höhere Druckfestigkeit in ITP2R im Vergleich zu ITP2RR sind der geringe Unterschied bezüglich des Perforationswiderstandes und die hohe Residualgeschwindigkeit in ITP2R überraschend. Eine mögliche Erklärung besteht darin, dass weitere Parameter des Betons den Perforationswiderstand beeinflussen. So wurde für die Betoncharge von ITP2R eine geringe Duktilität festgestellt. Weitergehende Details zu den Versuchen lassen sich /VEP 22c/ entnehmen. Die Ergebnisse der numerischen Studien wurden im Rahmen der SMiRT-Konferenz /HEC 22b/ vorgestellt.

Ein typisches Simulationsmodell für das Rechenprogramm LS-DYNA ist in Abb. 3.1 im Schnittbild dargestellt. Der Verbund von Bewehrung und Beton erfolgt über gemeinsame Knoten. Es wurde eine durchschnittliche Elementkantenlänge von 10 mm gewählt, welche eine detaillierte Berücksichtigung der Bewehrungselemente gestattet. Vertikale und horizontale Bewehrungsstäbe befinden sich in verschiedenen Lagen und sind durch eine Schicht von Betonelementen getrennt. Ebenso werden gemeinsame Knoten von Biegebewehrung und Bügeln vermieden. Modelle mit Bügelbewehrung enthalten auch die

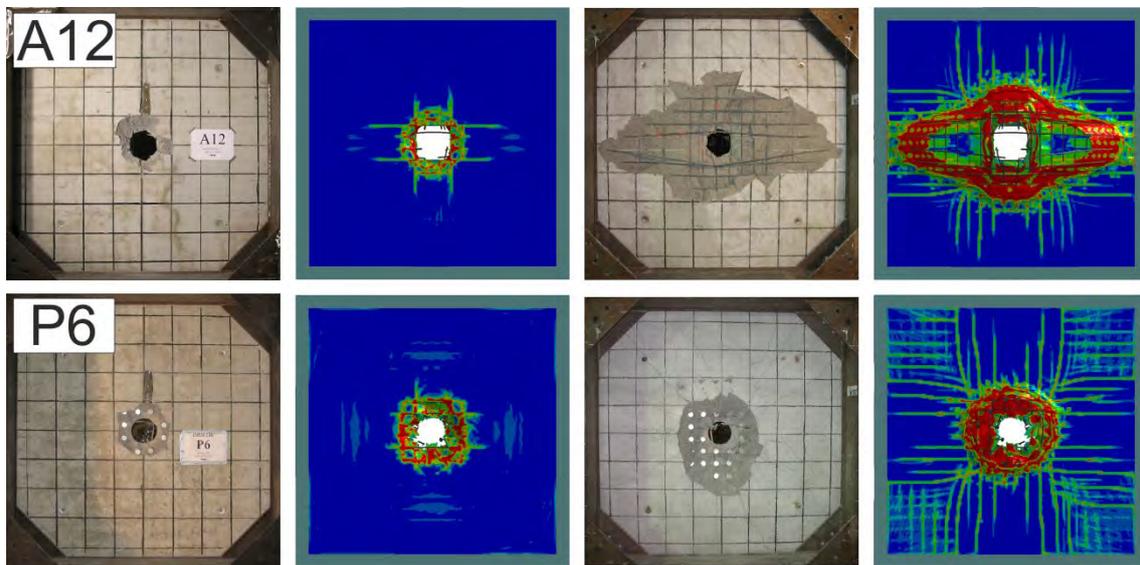
kreisrunden Köpfe der Stäbe, welche über Schalenelemente abgebildet werden. Da hierfür im Hinblick auf die Netzgeneration gemeinsame Knoten schwer umsetzbar sind, wurden die Köpfe über die Option *\*Constrained\_Lagrange\_in\_Solid* an den Beton angebunden. Die Auflagerbedingung wird vereinfacht über einen starren fixierten Rahmen und zylindrische Rollen (Durchmesser 48 mm) berücksichtigt, für welche jeweils ein Kontakt mit Rahmen und Stahlbetonplatte definiert ist. Das Materialverhalten der Bewehrungsstäbe wird durch das Modell *\*Mat\_Piecewise\_Linear\_Plasticity* abgebildet, wobei eine tabellierte Spannungs-Dehnungs-Beziehung auf Grundlage von durch VTT bereitgestellter Daten verwendet wird. Für die Dehnratenabhängigkeit des Verfestigungsverhaltens wird ein tabelliertes Modell auf Basis von Versuchsdaten zu Bewehrungsstäben /AMM 82/ verwendet. Als Versagenskriterium für Bewehrungsstahl werden 10 % effektive plastische Dehnung angenommen. Das Verhalten der metallischen Bestandteile des Projektils wird durch das Johnson-Cook-Modell /JOH 83/ ohne Materialversagen abgebildet. Zur Beschreibung des Betons wird das RHT-Modell /RIE 04/ in der LS-DYNA Implementierung /BOR 11/ mit einer an die IRIS-Versuche angepassten Parameterbelegung /HEC 17/ eingesetzt. Erosion eines Elementes erfolgt, wenn dessen Zeitschritt 10 % des Anfangszeitritttes unterschreitet.



**Abb. 3.1** Bestandteile eines typischen LS-DYNA Modells zur Simulation von Versuchen der ITP-Reihe

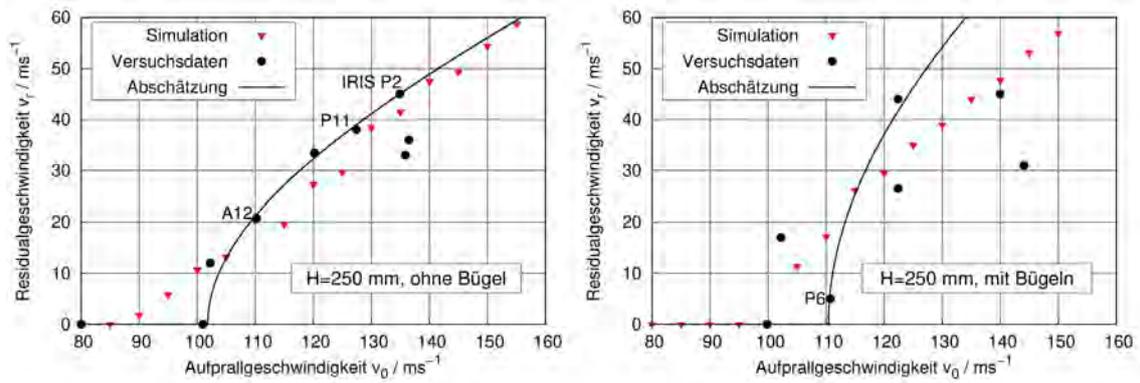
Im Folgenden werden Photographien der Rückseiten der Versuchsplatten mit Konturplots des Schadensparameters des RHT-Modells verglichen. Der Einfluss der Bügelbewehrung auf das rückseitige Schadensbild für  $H=250$  mm ist in Abb. 3.2 dargestellt. Grundsätzlich reduzieren Bügel die Ausdehnung der von Scabbing betroffenen Fläche.

Die ausgeworfene Betonmasse ist in P6 gegenüber A12 deutlich reduziert. In P6 kommt es zu einer Perforation mit geringer Stanzkegelausbildung, d. h. das ausgeworfene Volumen ist näherungsweise zylindrisch.



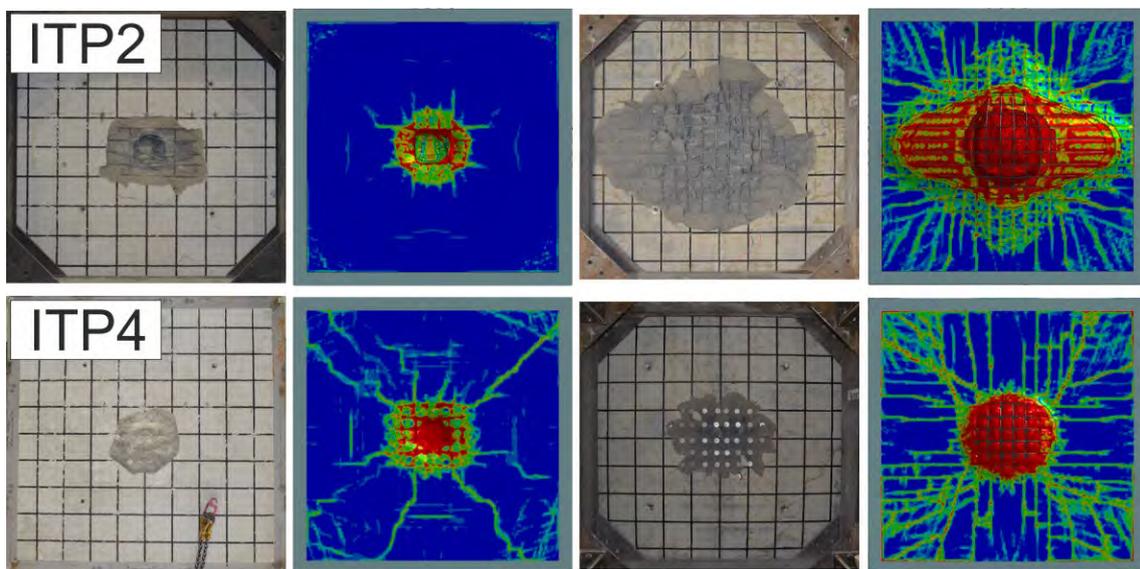
**Abb. 3.2** Schadensbilder der Platten in den Versuchen A12 und P6

Abb. 3.3 zeigt Ergebnisse einer numerischen Studie zur Variation der Aufprallgeschwindigkeit mit Versuchsdaten für die Plattendicke  $H=250$  mm. Ferner ist eine Abschätzung auf Basis der Versuchsergebnisse zu A12 und P6 gemäß Gleichung (3.1) dargestellt. Als numerisches Ergebnis der Residualgeschwindigkeit wird die Geschwindigkeit des Projektilhecks bei einer Penetrationstiefe der Nase von  $H+50$  mm angesehen. Für Platten ohne Bügel prognostiziert die Abschätzung nach Gleichung (3.1) erstaunlich gut die Ergebnisse von Simulationen und Versuchen für höhere Aufprallgeschwindigkeiten. Demgegenüber scheinen Versuchsergebnisse zu Platten mit Bügeln stärkeren Streuungen zu unterliegen. Der Effekt von Bügeln auf die ballistische Grenzgeschwindigkeit bei den hier realisierten geometrischen Randbedingungen scheint gering zu sein. Sobald die Aufprallgeschwindigkeit die ballistische Grenzgeschwindigkeit überschreitet, prognostiziert die Abschätzung aufgrund der geringeren ausgeworfenen Betonmasse für Platten mit Bügeln einen steileren Anstieg der Residualgeschwindigkeiten. Im Rahmen der numerischen Studie ergibt sich ebenfalls, ähnlich wie in /ORB 15/, kein positiver Effekt der Bügel im Hinblick auf die Residualgeschwindigkeiten. Dies ist höchstwahrscheinlich auf das hier realisierte geometrische Verhältnis von Projektildurchmesser und Abstand der Bügel zurückzuführen.



**Abb. 3.3** Relationen von Aufprallgeschwindigkeiten und Residualgeschwindigkeiten zu Versuchen mit H=250 mm

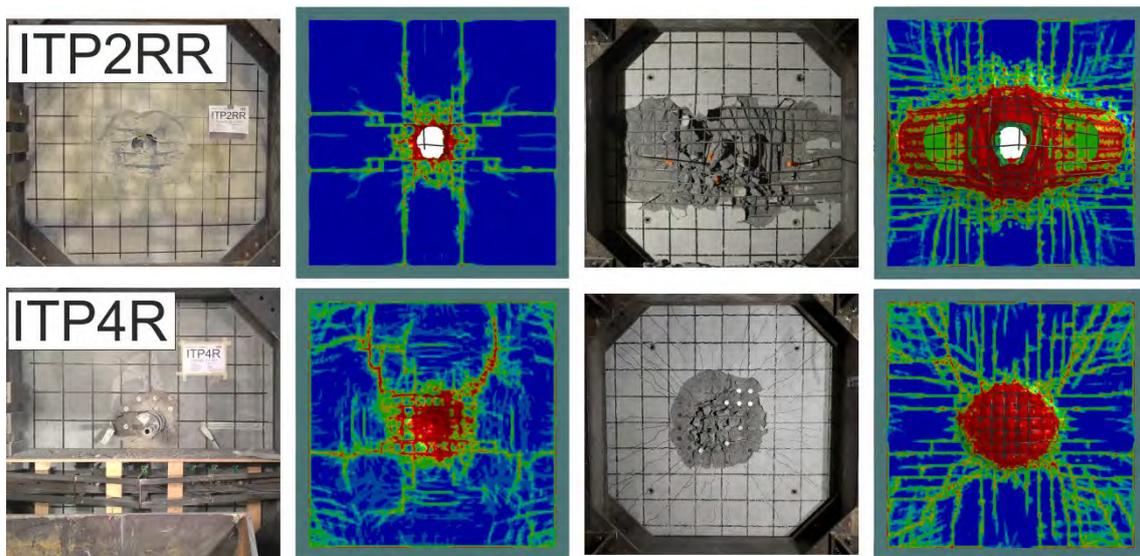
In den Versuchen ITP2 und ITP4 kam es zu einem Aufreißen der Projektstruktur in Längsrichtung, so dass die Bedingungen eines harten Stoßes nicht mehr erfüllt waren. In den numerischen Simulationen wurde Materialversagen der Projektstruktur nicht berücksichtigt. Allerdings zeigten sich hier starke Verformungen an der Verbindung zwischen Nase und Stahlrohr sowie ein hoher Anteil plastischer Verformung in der Energiebilanz. In der Folge wurde für beide Versuche der Versagensmechanismus Penetration prognostiziert, wobei in ITP2 Stäbe der frontseitigen Biegebewehrung durchtrennt werden. Abb. 3.4 zeigt den Vergleich zwischen Simulations- und Versuchsergebnissen.



**Abb. 3.4** Schadensbilder der Platten in den Versuchen ITP2/ITP4

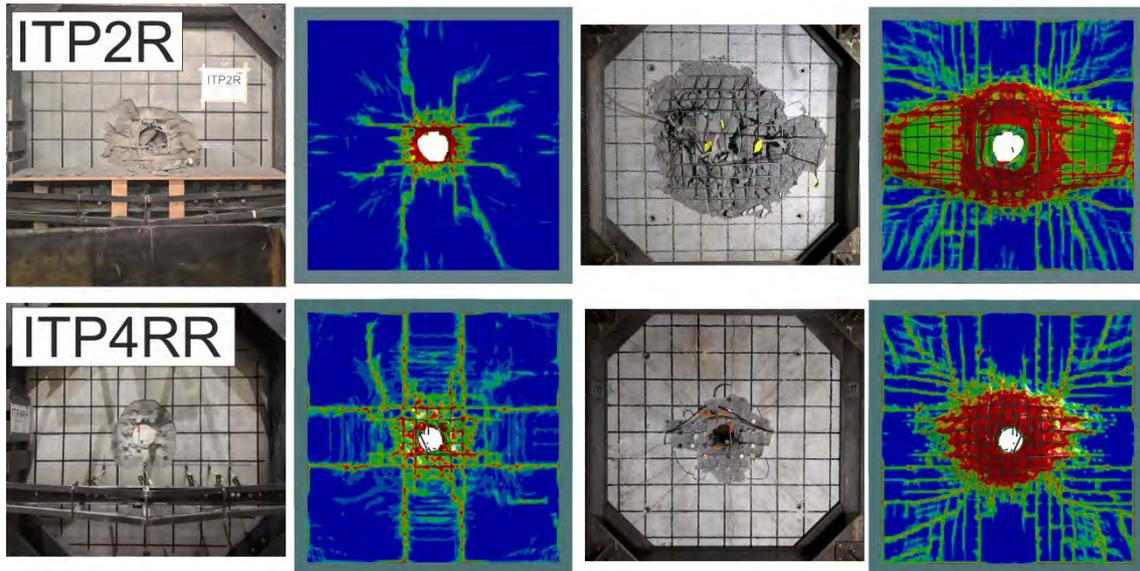
Mit ITP2RR/ITP4R und ITP2R/ITP4RR stehen zwei bezüglich der Aufprallgeschwindigkeit vergleichbare Versuchspaare zur Verfügung, um den Einfluss einer Bügelbewehrung für H=350 mm aufzuzeigen. Die rückseitigen Schadensbilder werden in Abb. 3.5

und Abb. 3.6 miteinander verglichen. Der Vergleich von ITP2RR (Perforation) zu ITP4R (Penetrationstiefe 15 cm) zeigt, dass Bügelbewehrung bei den hier möglichen geometrischen Randbedingungen einen positiven Effekt auf den Versagensmechanismus aufweisen könnte. Einschränkend sind Unterschiede in den Betoneigenschaften (vgl. Tab. 3.1) zu beachten. Da für ITP4R die gleiche Betoncharge wie für ITP2R verwendet wurde, steht der höheren Druckfestigkeit allerdings eine geringe Duktilität gegenüber. Die numerischen Simulationen geben die jeweiligen Versagensmechanismen einschließlich der Penetrationstiefe in ITP4R korrekt wieder.



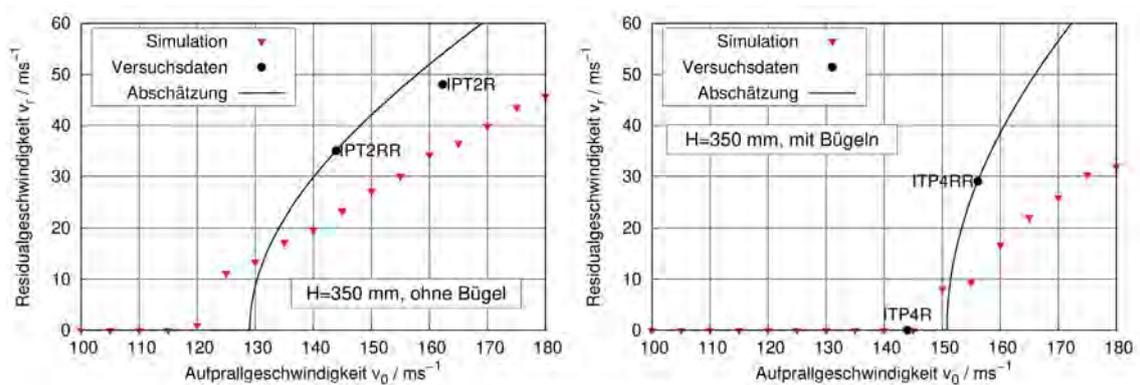
**Abb. 3.5** Schadensbilder der Platten in den Versuchen ITP2RR/ITP4R

Das Schadensbild in ITP2R weicht bezüglich der Bewehrungsverformung Unterschiede zu ITP2RR auf, welche möglicherweise durch die Unterschiede der Betonchargen zu begründen sind. Aufgrund der im Vergleich zu ITP4R höheren Aufprallgeschwindigkeit kommt es in ITP4RR zu einer Perforation der Stahlbetonplatte. Auch hier ist einschränkend auf die Unterschiede in den Betonchargen hinzuweisen. Die numerischen Simulationen reproduzieren in ITP4RR zufriedenstellend das Schadensbild, erfassen allerdings nicht den Bereich der Ausbauchung von Bewehrungsstäben in ITP2R.



**Abb. 3.6** Schadensbilder der Platten in den Versuchen ITP2R/ITP4RR

Für  $H=350$  mm scheint der Einfluss der Bügelbewehrung auf die ballistische Grenzgeschwindigkeit relevanter zu sein als für  $H=250$  mm, wie der Vergleich von Abb. 3.7 zu Abb. 3.3 zeigt. Die Versuchsdaten und auch die Simulationsergebnisse deuten anders als in /ORB 15/ sowohl für die ballistische Grenzgeschwindigkeit als auch für die Residualgeschwindigkeiten auf einen positiven Effekt der Bügelbewehrung hin. Bezüglich der Residualgeschwindigkeiten unterschätzen die Simulationsergebnisse jedoch die Versuchsdaten. Dies dürfte im Wesentlichen durch Unsicherheiten bei der Abbildung der Materialeigenschaften des Betons begründet sein, welche sich bei größeren Plattendicken stärker auf die Simulationsergebnisse auswirken.



**Abb. 3.7** Relationen von Aufprallgeschwindigkeiten und Residualgeschwindigkeiten zu Versuchen mit  $H=350$  mm

In Abb. 3.8 erfolgt ein Vergleich zum Einfluss von Biegebewehrung und auch einer Plattendicke von 300 mm auf das rückseitige Schadensbild. Für P3, P11 und P12 stellt IRIS P1 (vgl. Abb. 3.14) einen Referenzfall dar. In P12 kommt es infolge einer Verringerung des Stababstandes zu einer größeren Fläche mit rückseitigen Abplatzungen, da Bereiche der Betonüberdeckung von Bewehrungsstäben stärker durch Scabbing gefährdet sind. Im Vergleich zu P4 werden in P12 trotz identischer Bewehrungsstabdichte erwartungsgemäß mehr Bewehrungsstäbe aktiviert. Der Einfluss der Biegebewehrungsdichte auf die ballistische Grenzgeschwindigkeit (vgl. Abb. 3.9) scheint im Vergleich zum Einfluss von Bügeln (vgl. Abb. 3.3) vergleichsweise hoch zu sein. Durch eine Erhöhung des Bewehrungsstabdurchmessers (16 mm in P3) scheint sich der Perforationswiderstand lediglich geringfügig zu erhöhen. Für ITP1 werden sowohl Versagensmechanismus als auch Residualgeschwindigkeit durch die Simulation realistisch wiedergegeben. Es zeigt sich ein positiver Effekt der Erhöhung der Plattendicke von 250 mm auf 300 mm. Im Vergleich hierzu scheint die Erhöhung von 300 mm auf 350 mm einen geringeren zusätzlichen positiven Effekt zu bewirken. Dies lässt sich durch die Versteifung der Projektilstruktur im Nasenbereich (vgl. /VEP 22c/) erklären.

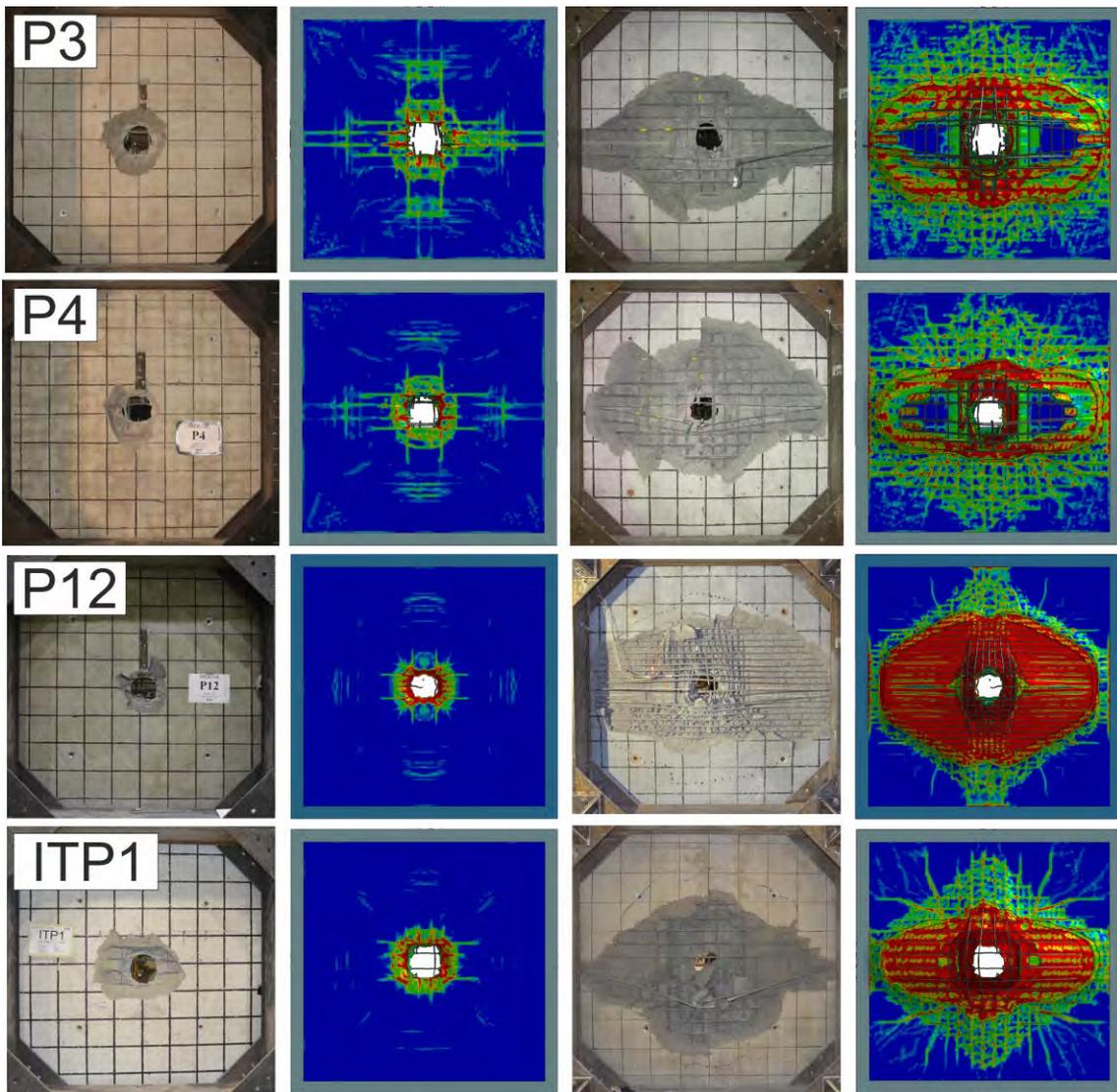


Abb. 3.8 Schadensbilder der Platten in den Versuchen P3/P4/P12 und ITP1

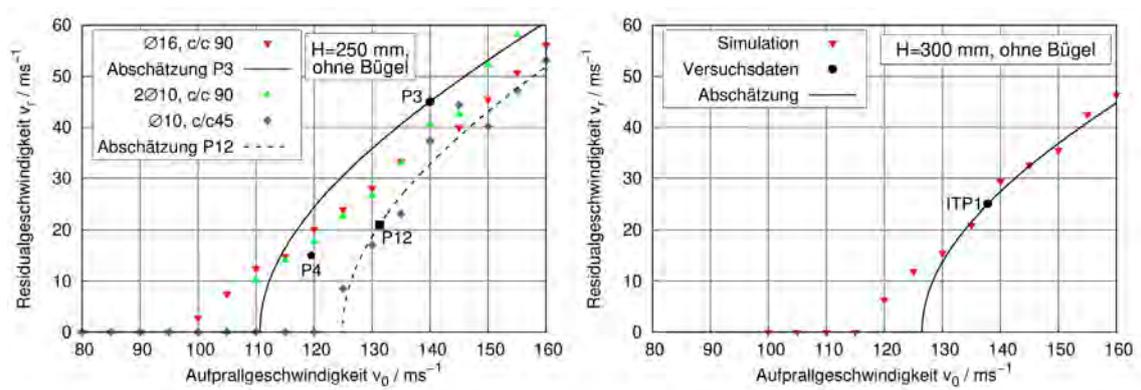
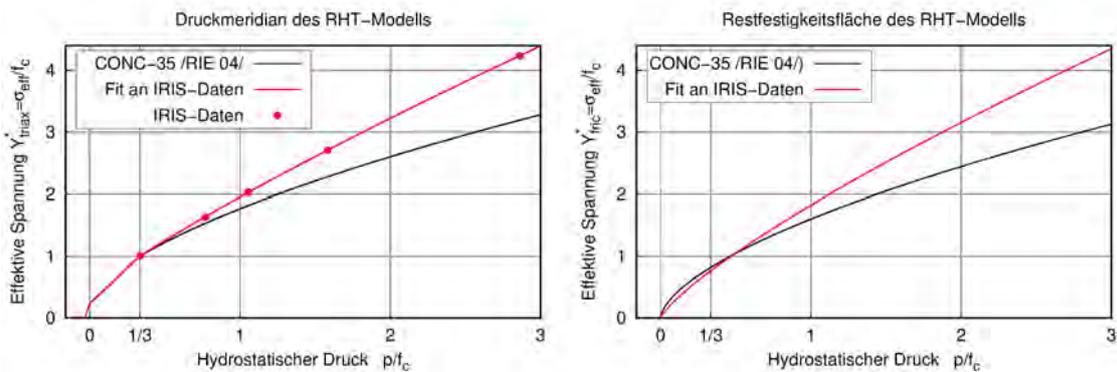


Abb. 3.9 Relationen von Aufprallgeschwindigkeiten und Residualgeschwindigkeiten zu Versuchen mit variiertem Biegebewehrung und zu H=300 mm

Wie bereits erwähnt, können Unsicherheiten bei der Beschreibung des Materialverhaltens von Beton erheblich das Simulationsergebnis zu Residualgeschwindigkeiten beeinflussen. Für das verwendete RHT-Modell wurden der Druckmeridian der Festigkeit nach Gleichung (3.2) und die Restfestigkeitsfläche von vollständig geschädigtem Material nach Gleichung (3.3) an Daten für triaxiale Druckversuche des IRIS-Benchmarks /NEA 14/ wie in /HEC 17/ beschrieben angepasst. Die entsprechenden Verläufe werden in Abb. 3.10 mit Verläufen nach einem Parametersatz für die Druckfestigkeit 35 MPa nach /RIE 04/ verglichen. Ein Asterisk deutet hierbei an, dass die Spannungen auf die einachsige Zylinderdruckfestigkeit normiert sind. Da keine Daten für vollständig geschädigten Beton zur Verfügung stehen erfolgt für beide Parametersätze die pragmatische Parameterbelegung  $A_{fail}=A_{fric}$  und  $n_{fail}=n_{fric}$ .

$$Y_{triax}^*(p) = A_{fail} + B_{fail} \cdot (p^* - HTL^*)^{n_{fail}} \quad (3.2)$$

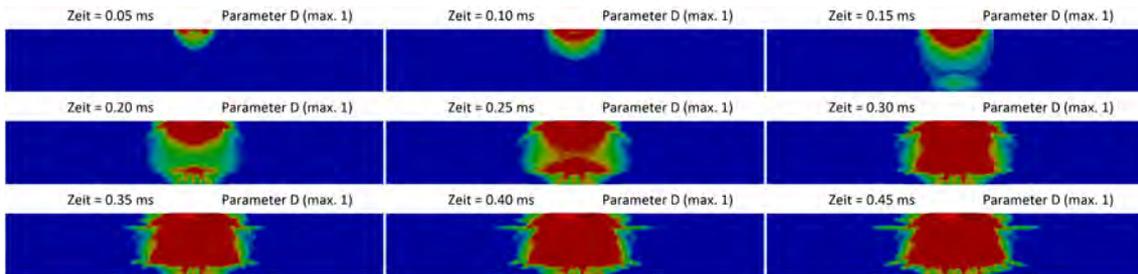
$$Y_{fric}^*(p) = B_{fric} \cdot (p^*)^{n_{fric}} \quad (3.3)$$



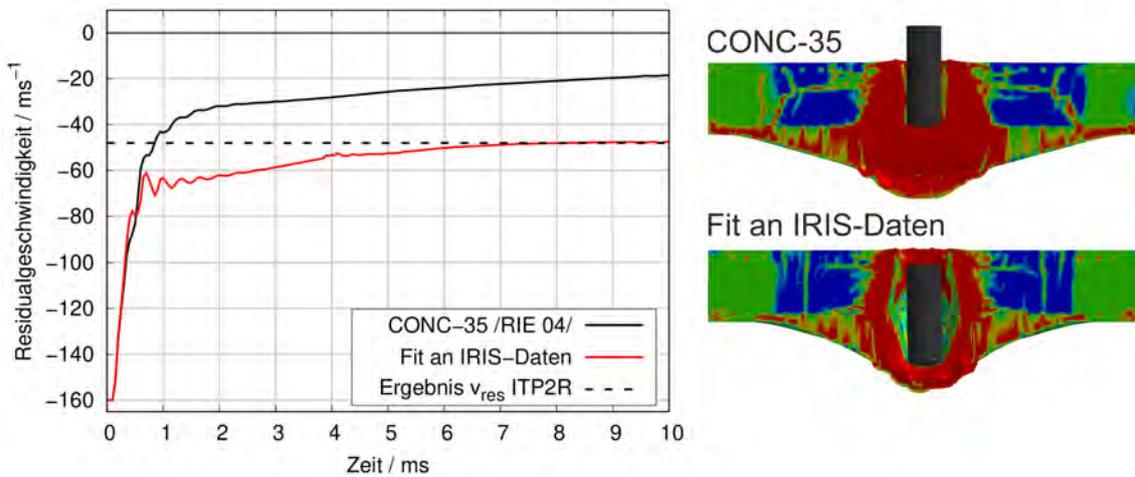
**Abb. 3.10** Druckmeridian und Restfestigkeitsfläche des RHT-Modells

Zur Veranschaulichung der Bedeutung der Restfestigkeitsfläche werden in Abb. 3.11 Konturen des Schadensparameters des RHT-Modells im Plattenquerschnitt ( $H=350$  mm) in der frühen Phase des Aufpralls gezeigt. Zunächst breitet sich eine Druckwelle in das Innere der Stahlbetonplatte aus. Durch Reflexion an der Rückseite kommt es zu Zugspannungen im Material. In der Folge kommt es auch zu Reflexionen an der Nase des Projektils und einer völligen Zerstörung des Betons im Bereich zwischen der Nase und der Plattenrückseite /LI 05/. Abb. 3.12 vergleicht für die beiden Parametersätze die berechneten Residualgeschwindigkeiten sowie die Modellverformungen nach 10 ms. Es wird deutlich, dass während des Ausschereins des Stanzkegels der volle

Plattenquerschnitt bereits geschädigt ist und somit die Restfestigkeitsfläche das Materialverhalten bestimmt. Während des Ausschereins liegen geringe hydrostatische Drücke vor. In diesem Bereich vermittelt der Parametersatz CONC-35 eine etwas höhere Restfestigkeit als die Parameteranpassung an die IRIS-Daten. Der erstaunlich hohe Einfluss der Restfestigkeitsfläche wird anhand der Ergebnisse der Residualgeschwindigkeiten deutlich. Eine ebenfalls hohe Sensitivität der Ergebnisse der Residualgeschwindigkeiten wurde mit Rechnungen mit dem Karagozian&Case Modell /MAL 97/ für den Versuch IRIS P1 auch in anderen Studien /DOR 11/ festgestellt.



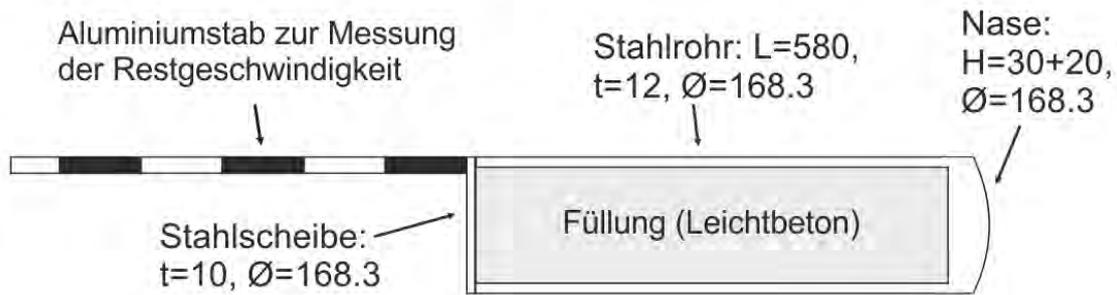
**Abb. 3.11** Simulierte Ausbildung der Betonschädigung in der Anfangsphase des Aufpralls im Querschnitt einer Platte mit einer Dicke von 350 mm (ITP2R)



**Abb. 3.12** Illustration der Abhängigkeit der Residualgeschwindigkeiten von den Parametern der Restfestigkeitsfläche des RHT-Modells

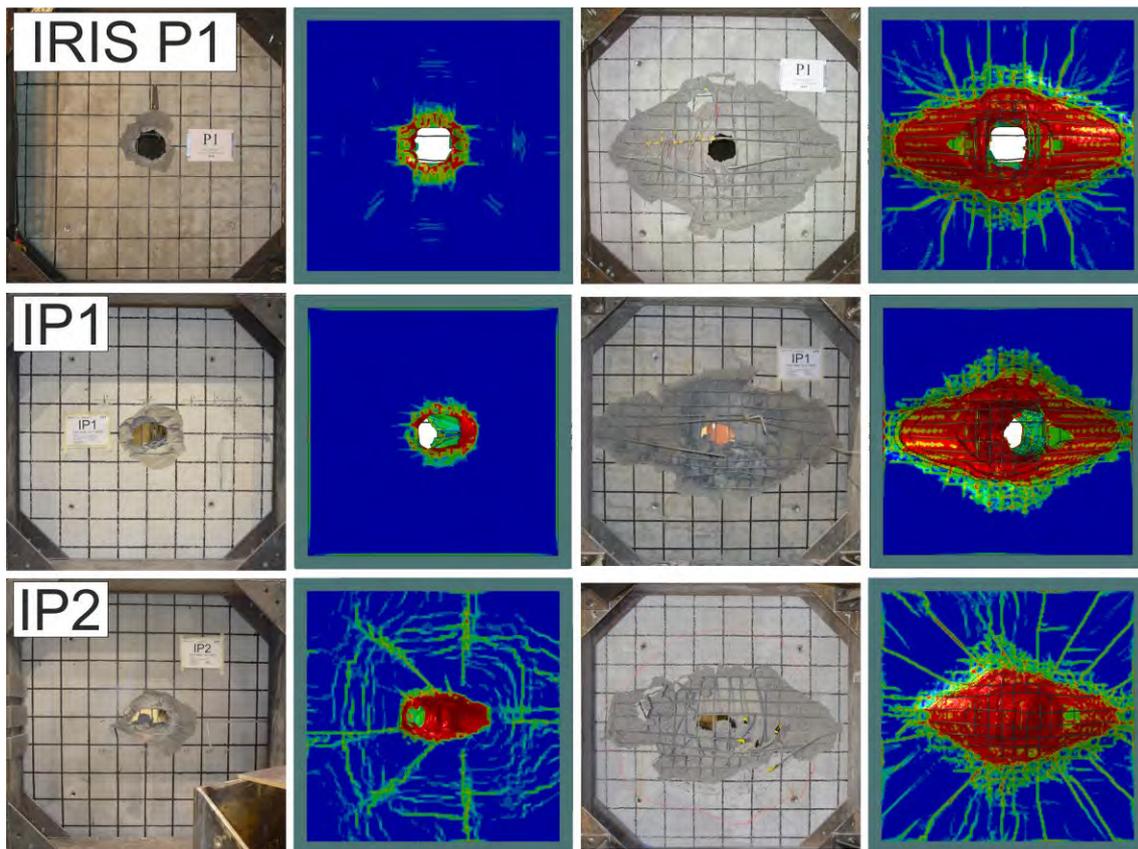
### 3.3 IP-Reihe

Für die IP-Reihe (Inclined Punching) bilden die IRIS-Versuche die Referenzfälle (vgl. Tab. 3.1). Es wurde jeweils das in Abb. 3.13 schematisch dargestellte Projektil verwendet. Durch Adapter zwischen dem Rahmen der Auflagerstruktur und den horizontalen Stützrohren wurden Neigungswinkel von  $20^\circ$  bzw.  $30^\circ$  realisiert. Weitere Details zu dieser Versuchsreihe lassen sich /CAL 22/ entnehmen.



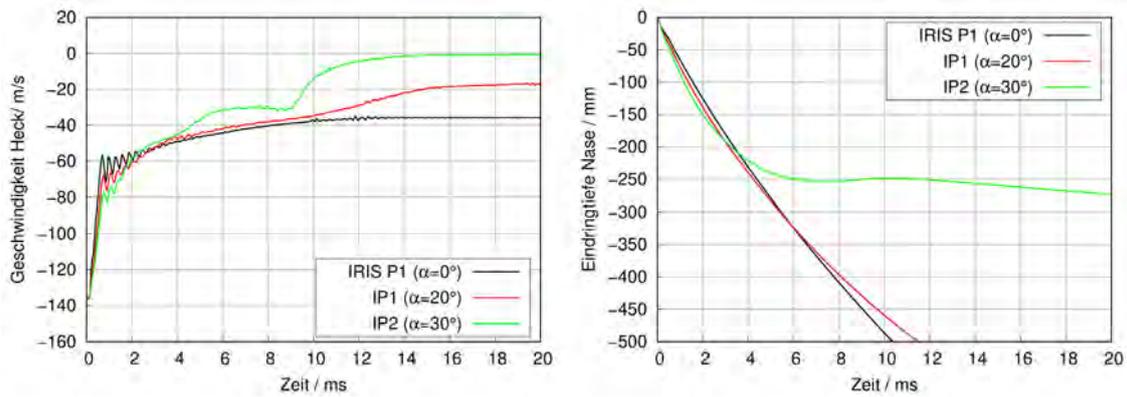
**Abb. 3.13** Abmessungen des Projektils in der IP-Reihe

Ein Vergleich des jeweiligen Schädigungsbildes auf Front- und Rückseite der Stahlbetonplatten in Versuchen und Simulationen erfolgt in Abb. 3.14. In IP1 (Neigungswinkel  $20^\circ$ ) wurde die Stahlbetonplatte perforiert, was auch von der Simulation reproduziert wird. Ebenso deutet die Simulation den Einfluss des Neigungswinkels auf die Form des Betonauswurfes an. Ebenso kam es in IP2 (Neigungswinkel  $30^\circ$ ) zu einer Perforation der Stahlbetonplatte, wohingegen in der Simulation eine Einbettung des Projektils in die rückseitige Bewehrungslage erfolgt.



**Abb. 3.14** Schadensbilder der Front- und Rückseiten der Stahlbetonplatten in den Versuchen der IP-Reihe

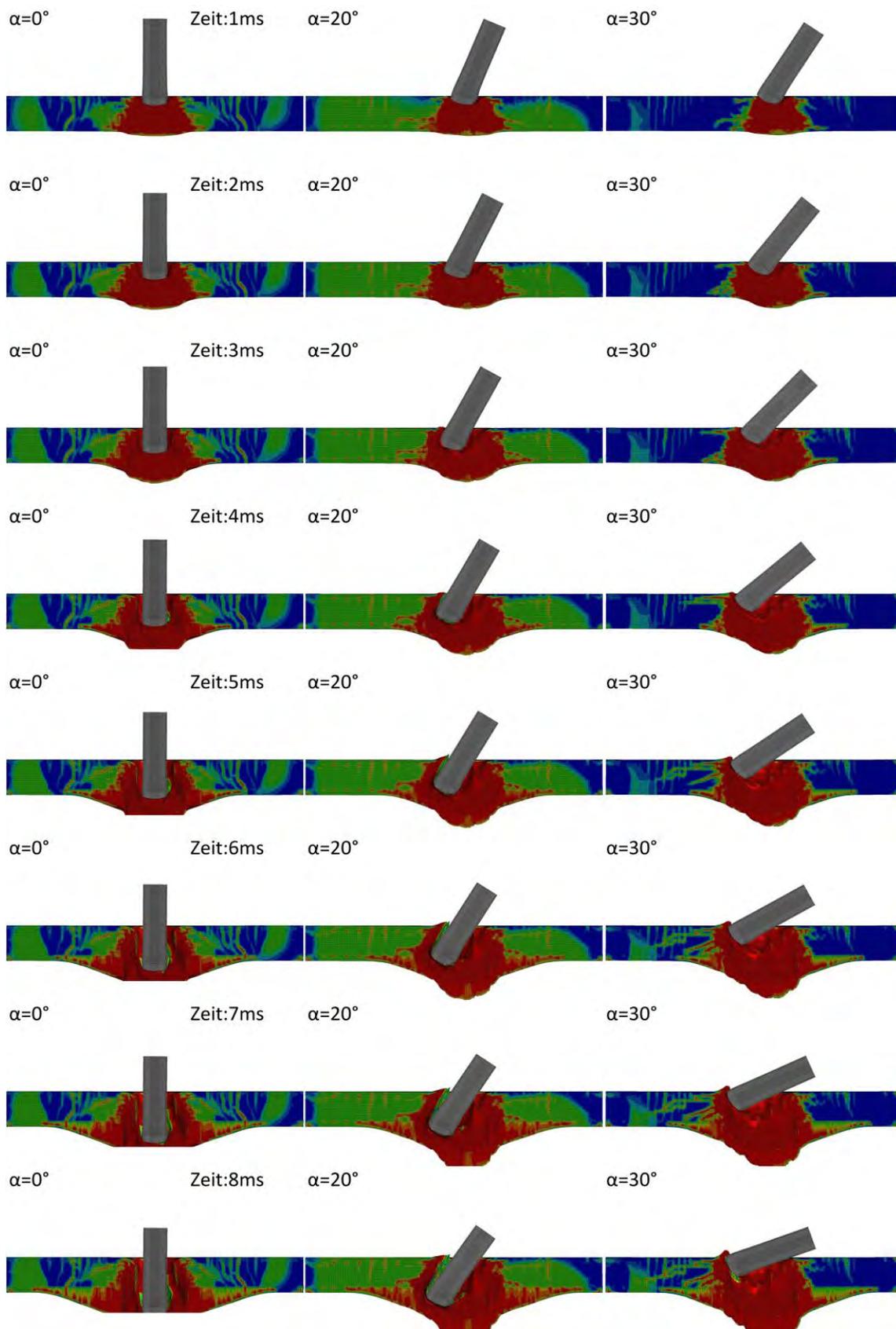
Die Ursache für die Abweichungen in IP2 besteht in einer Überschätzung der Drehung des Projektils. Ein Vergleich der Zeitverläufe der Geschwindigkeiten des Projektilhecks in Richtung der ursprünglichen Aufprallgeschwindigkeit zeigt eine rasche Geschwindigkeitsreduktion (siehe Abb. 3.14). In der Simulation zu IP2 kommt es zu einer raschen Abnahme nach ca. 9 ms. Die Eindringtiefe der Nase überschreitet nicht die effektive Plattendicke von ca. 290 mm.



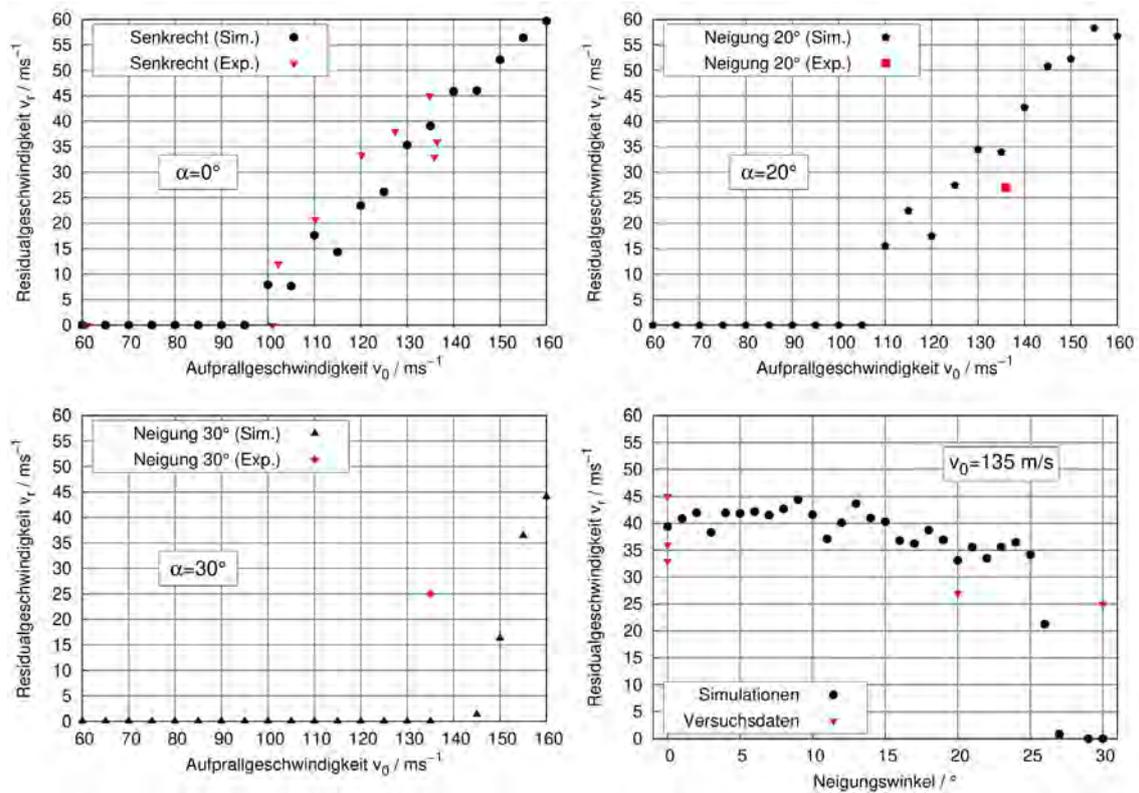
**Abb. 3.15** Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten und Eindringtiefen in Simulationen zu Versuchen der IP-Reihe

Die Veranschaulichung der Drehung des Projektils in den Simulationen zu IP2 erfolgt in Abb. 3.16. Es wird deutlich, dass sich nach ca. 8 ms in der Simulation zu IP2 das Projektil stark gedreht hat und in der nicht durchtrennten rückseitigen Biegebewehrungslage aufgefangen wird. Demgegenüber wurden keine größeren Drehungen in Versuch IP2 beobachtet. Zur weiteren Analyse wurden numerische Studien zum Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit und des Neigungswinkels auf die Residualgeschwindigkeit durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 3.17 dargestellt. Für einen Neigungswinkel von 20° ergeben sich offenbar sehr ähnliche Residualgeschwindigkeiten und eine vergleichbare ballistische Grenzgeschwindigkeit wie für den Referenzversuch IRIS P1. Die Übereinstimmung zwischen Versuchsergebnis und Simulation ist sowohl für IRIS-P1 als auch für IP1 zufriedenstellend. Demgegenüber scheinen die Simulationen die ballistische Grenzgeschwindigkeit für einen Neigungswinkel von 30° zu überschätzen.

Eine weitere Parameterstudie betrifft den Neigungswinkel. Es zeigt sich, dass bis zu einem Neigungswinkel von 26° die Residualgeschwindigkeit lediglich geringfügig vom Neigungswinkel abhängt. Bei größeren Neigungswinkeln setzt eine ausgeprägte Drehung des Projektils ein, welche eine Einbettung des Projektils in die Stahlbetonplatte zur Folge hat. Eine Schlussfolgerung ist, dass IP2 möglicherweise nahe eines kritischen Übergangswinkels durchgeführt wurde. Bei der Bewertung muss auch beachtet werden, dass IP2 mit der Betoncharge von ITP2R/ITP4R durchgeführt wurde, welche eine geringe Duktilität aufwies. Die Kalibrierung der Simulationsmodelle würde zusätzliche Versuche erfordern.



**Abb. 3.16** Zeitliche Abfolge der Entwicklung der Schädigung im Plattenquerschnitt in den Simulationen der IP-Versuche



**Abb. 3.17** Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit und des Neigungswinkels auf Residualgeschwindigkeiten in Simulationen zu IP-Versuchen

### 3.4 Fazit

Der Effekt von Bügelbewehrung auf den Perforationswiderstand scheint mit größeren Plattendicken stärker ausgeprägt zu sein. Im Prinzip eignet sich das RHT-Modell in LS-DYNA zur Simulation der Durchstanzversuche hinsichtlich des Versagensmechanismus, der Ausdehnung des Scabbing und auch der ballistischen Grenzgeschwindigkeit. Die Residualgeschwindigkeit kann stark von Parametern der Restfestigkeitsfläche abhängig sein, für deren Festlegung in praktischen Anwendungen üblicherweise keine Daten der Materialcharakterisierung zur Verfügung stehen. Für dickere Stahlbetonplatten sind die Unsicherheiten tendenziell größer. Insofern sollten numerische Studien stets eine Sensitivitätsanalyse bezüglich der Restfestigkeitsfläche umfassen.

In Versuchen mit Neigungswinkel ist die Reduktion der Residualgeschwindigkeit erstaunlich gering. Die Simulationen überschätzen den Effekt der Drehung des Projektils für einen Neigungswinkel von  $30^\circ$ .

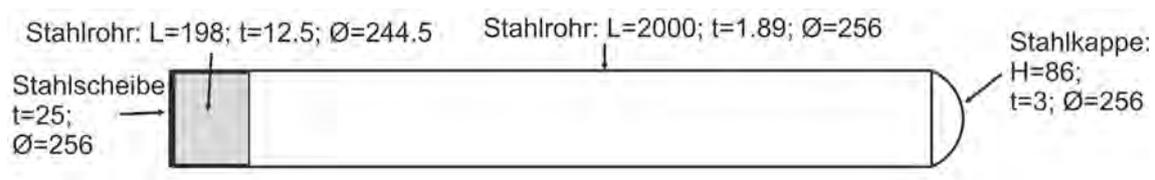
Das Verhältnis von Plattendicke und Projektildurchmesser wurde bislang lediglich über die Plattendicke variiert. Denkbar wären Studien zur Variation des Projektildurchmessers. Dies würde eine Variation des Verhältnisses von Projektildurchmesser und Bügelabstand beinhalten. Ebenso wurde der Einfluss des Bügelabstandes bislang nicht untersucht. Eine weitere offene Fragestellung bildet der Einfluss von Bügeln und der Einfluss der Plattendicke in Aufprallszenarien mit Neigungswinkel.

## 4 Aufprallversuche mit verformbaren Projektilen

### 4.1 Aufprallversuche unter einem Neigungswinkel in der IB-Reihe

In diesem Abschnitt werden die im Rahmen der IB-Reihe (Inclined Bending) des Vorhabens IMPACT IV bei VTT durchgeführten Aufprallversuche und die zugehörigen Simulationsmodelle für LS-DYNA beschrieben. Weitergehende Details zu den Versuchen lassen sich /VEP 22b/ entnehmen. Es erfolgt ein Vergleich zwischen Ergebnissen von Versuchen und Simulationen hinsichtlich ausgewählter Messdaten.

Die verwendeten Projektile sind aus Edelstahl (EN 1.4432) gefertigt und wurden bereits in vorangegangenen Versuchsreihen (IRIS-Versuche, TF-Reihe aus IMPACT II) verwendet. Abb. 4.1 zeigt schematisch die Abmessungen der in der IB-Reihe verwendeten Projektile.



**Abb. 4.1** Abmessungen der in der IB-Reihe verwendeten verformbaren Projektile (Maße in mm)

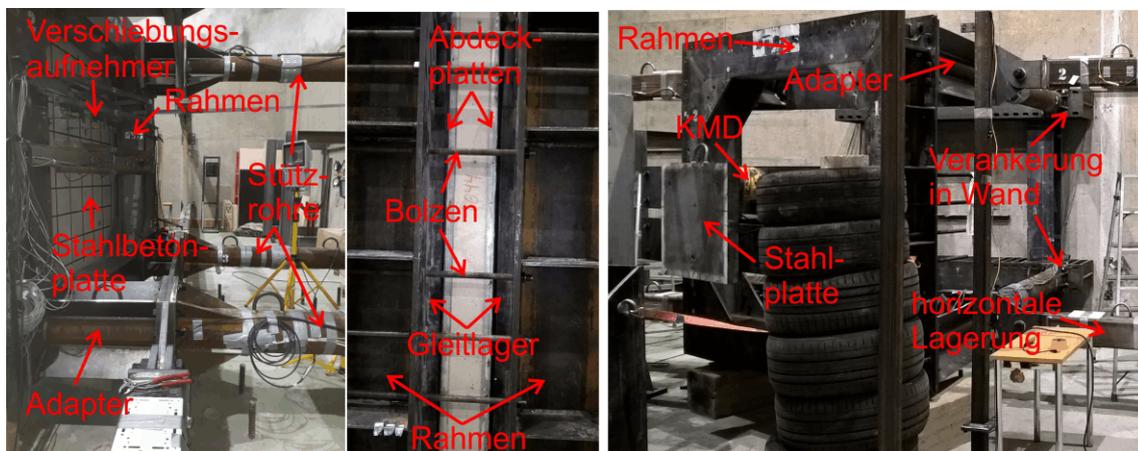
Wesentliche Versuchsparameter der IB-Reihe und der Referenzversuche TF11 und TF12 mit senkrechtem Aufprall sind in Tab. 4.1 aufgeführt. Der Neigungswinkel bezieht sich auf die Oberflächennormale der Zielstruktur und die Längsachse des Projektils.

**Tab. 4.1** Versuchsparameter von Versuchen der IB-Reihe sowie von Referenzversuchen aus IMPACT II

Versuch	TF11	TF12	IB1	IB2	IB3	IB4	IFP1
Geschwindigkeit $v_0 / \text{ms}^{-1}$	108,31	130,15	111,8	112,9	128,4	130,4	114,5
Neigungswinkel $\alpha / ^\circ$	0	0	20	10	20	10	20
Masse Projektil $M / \text{kg}$	50,5	50,12	49,92	50,04	50,12	49,54	50,18

Die untersuchten Stahlbetonplatten waren über Gleitlager zweiachsig gelagert, so wie bereits in vorangegangenen Phasen des IMPACT Projektes in der B-Reihe /VTT 12/ und der L-Reihe /VTT 19e/. Die äußeren Abmessungen betragen 2,082 x 2,082 x 0,15 m,

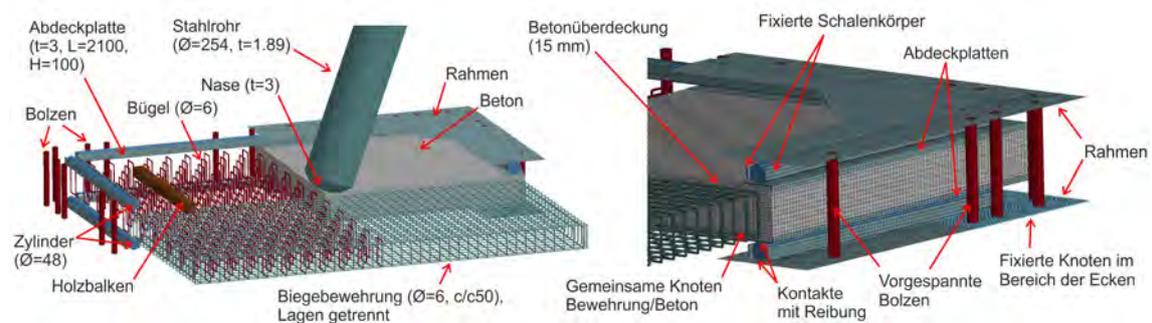
wobei die Spannweite zwischen den Gleitlagern jeweils 2 m beträgt. Sämtliche Platten der IB-Reihe enthalten Biegebewehrung in Form von Rundstäben (A500HW,  $\varnothing=6\text{mm}$ ) im Abstand von 50 mm auf jeder Seite und in jede Richtung. Dies entspricht einer Biegebewehrungsdichte von etwa  $5,65\text{ cm}^2/\text{m}$ . Weiterhin enthalten die Stahlbetonplatten eine Schubbewehrung in Form von 420 geschlossenen Bügeln, welche gleichmäßig über die gesamte Platte verteilt sind. Dies entspricht einer Schubbewehrungsdichte von etwa  $54,8\text{ cm}^2/\text{m}^2$ . Die Betonüberdeckung der Bewehrung beträgt 15 mm. Über zylindrische Rollen wird eine zweiachsige Gleitlagerung realisiert. Die Stahlbetonplatte ist in einem Auflagerrahmen eingebracht, dessen Front- und Rückseite über Bolzen miteinander verbunden sind. Über vier an den Ecken ansetzende Stützrohre wird die Auflagerstruktur gegen die Felswand der Versuchshalle abgestützt, wobei sich über Adapter unterschiedliche Neigungswinkel realisieren lassen. In Versuchen mit Neigungswinkel ist zusätzlich eine Lagerung in horizontaler Richtung erforderlich. Zusätzlich zu den Versuchen mit Stahlbetonplatten wurde mit IFP1 ein Versuch mit einer starren Kraftmess-einrichtung durchgeführt. Diese besteht im Wesentlichen aus einer auf insgesamt drei Kraftmessdosen (KMD) gelagerten Stahlplatte mit den Abmessungen  $700 \times 700 \times 70\text{ mm}$ . Abb. 4.2 vermittelt einen Eindruck über einige Details der Auflagerstrukturen.



**Abb. 4.2** Auflagerstrukturen in Versuchen der IB-Reihe mit Stahlbetonplatten (Rückansicht links; Seitenansicht mittig) und IFP1 (rechts)

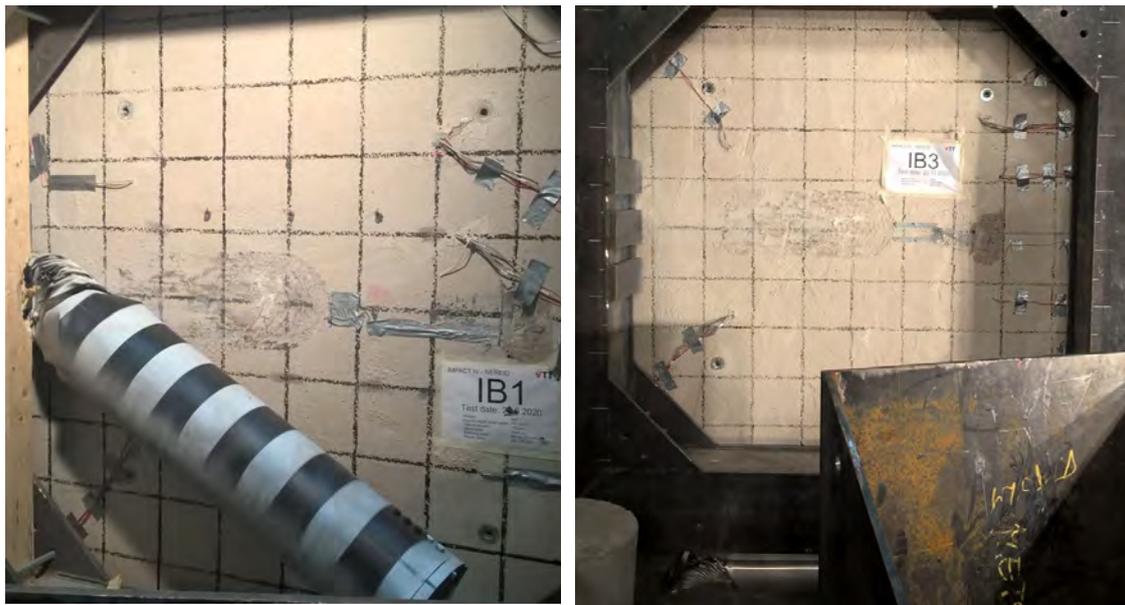
Abb. 4.3 zeigt einige Details des für das Rechenprogramm LS-DYNA erstellten Modells. Für die Abbildung der Struktur des Projektils wurden vollintegrierte Schalelement (LS-DYNA Schalentyp 16) verwendet. Es wurde eine vergleichsweise feine durchschnittliche Elementkantenlänge von 4,5 mm gewählt, um das Beulen der Stahlbetonplatte möglichst exakt reproduzieren zu können. Das Materialverhalten des Projektils und der Bewehrungselemente wurde über das Johnson-Cook Modell /JOH 83/ mit den im

Anhang A, Tab. A.8 aufgeführten Parametern abgebildet. Für Beton wurden das RHT-Modell /BOR 11/ sowie das Winfrith-Modell /BRO 93/ mit verschiedenen Formulierungen der Dehnratenabhängigkeit (RATE=0 und RATE=1, vgl. /SCH 11/) verwendet. Die entsprechenden Eingabeparameter sind im Anhang A, Tab. A.9 und Tab. A.10. aufgeführt. Sowohl Bügel- als auch Biegebewehrung sind über Balkenelemente (LS-DYNA Balkentyp 1) abgebildet, welche über gemeinsame Knoten mit dem Beton verbunden sind. Ebenso sind die durch Schalenelemente dargestellten seitlichen Abdeckplatten über gemeinsame Knoten mit dem Beton verbunden. Die mittlere Elementkantenlänge beträgt 12,5 mm in die lateralen Richtungen. Horizontale und vertikale Biegebewehrungsstäbe sowie Bügel sind untereinander nicht verbunden, sondern um jeweils eine Lage Betonelemente getrennt. Dies erfordert auf jeder Seite drei Lagen mit einer Elementkantenlänge von 7,5 mm in Richtung der Plattendicke. Im Inneren der Platte beträgt die mittlere Elementkantenlänge 11,67 mm in Richtung der Plattendicke. Es erfolgt eine vereinfachte Modellierung der Auflagerstruktur. Die Zylinder ( $\varnothing=48$  mm, L=1900 mm) der Gleitlagerung werden explizit über Volumenelemente abgebildet. Vom Rahmen der Auflagerstruktur werden lediglich die innenliegenden Schalen modelliert (vgl. Abb. 4.2, mittig). Im Eckbereich befinden sich jeweils sechs und auf den Seiten jeweils drei Balkenelemente (LS-DYNA Balkenelementtyp 9), welche hier zur Simulation der Bolzenverbindungen der Auflagerstruktur verwendet werden. Die Steifigkeiten der Bolzenverbindungen betragen ca.  $9,06E+08$  N/m in den Ecken und  $4,54E+08$  N/m an den Seiten. Das Anzugsmoment wird über eine Axialkraft von 150 kN berücksichtigt. Zwischen Zylindern und Abdeckplatten der Stahlbetonplatte sowie den Zylindern und der Rahmenstruktur ist eine Kontaktbedingung mit einem Reibungskoeffizienten von 0,5 definiert. An den Positionen der Stützrohre sind die Knoten des Rahmens fixiert. Mit der derart modellierten Auflagerstruktur lassen sich unrealistische tangentielle Verschiebungen der Stahlbetonplatte vermeiden.



**Abb. 4.3** Rechenmodell für LS-DYNA zur Simulation von Versuch IB1

In IB1 und in IB3 kam es zum Abgleiten des Projektils, wohingegen es in IB2 und IB4 lediglich zu geringen Verschiebungen der Aufprallposition kam. Infolge des Abgleitens prallte das Projektil in IB1 und IB3 gegen den Rahmen der Auflagerstruktur, welcher in IB1 durch einen Holzbalken und IB3 durch Stahlplatten geschützt wurde (vgl. Abb. 4.4). In IB1 verkeilte sich das Projektil zwischen Stahlbetonplatte und Holzbalken, wohingegen es nach IB3 auf dem Laborboden liegend aufgefunden wurde. Dementsprechend enthält lediglich das Simulationsmodell zu IB1 einen Holzbalken, welcher vereinfacht über linear-elastisches Material abgebildet wird.

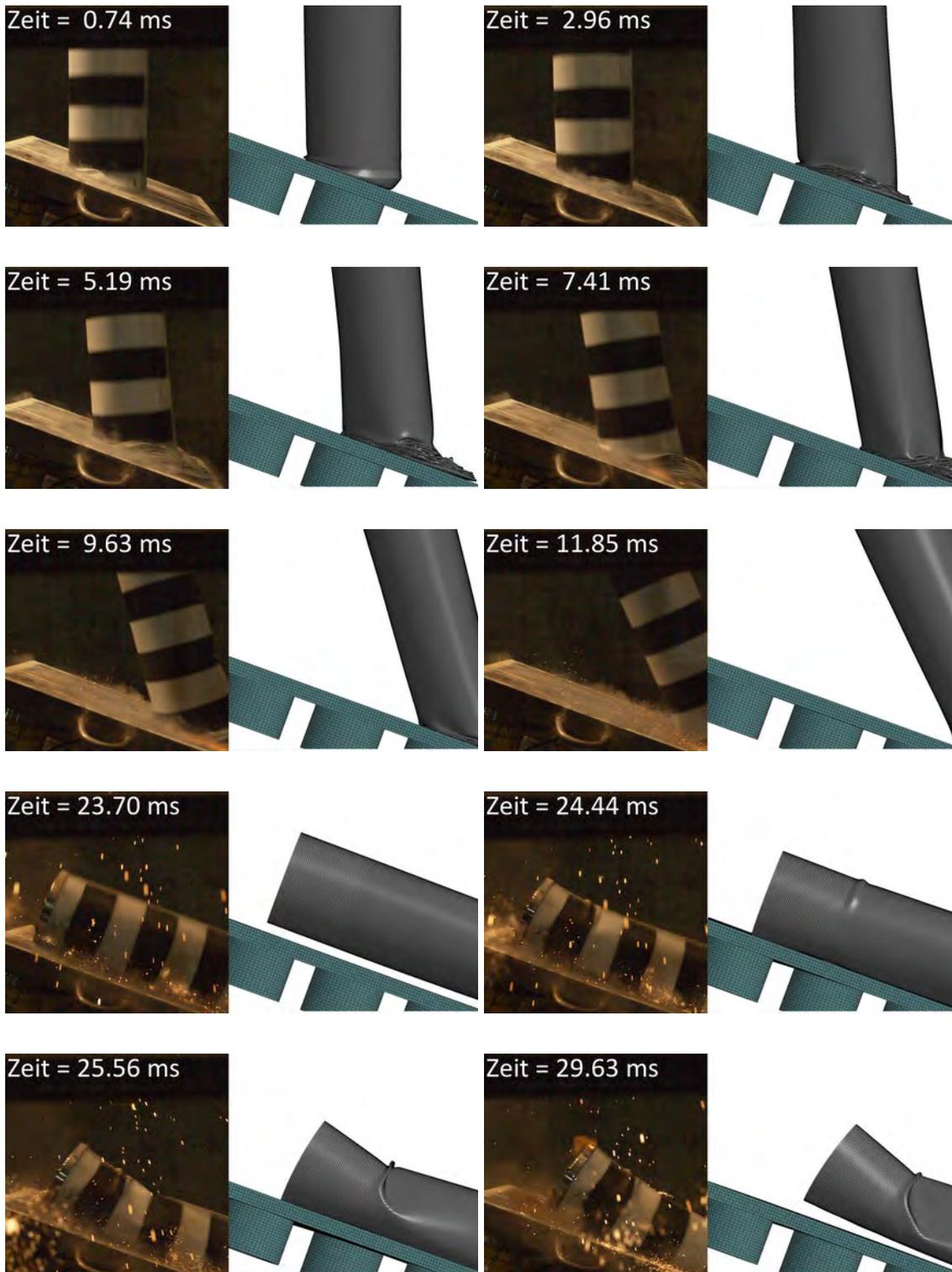


**Abb. 4.4** Frontseite der Stahlbetonplatten und aufgefundene Projektilen unmittelbar nach Versuch IB1 (links) und IB3 (rechts)

Das Abgleiten in der numerischen Simulation wird maßgeblich durch die Reibung bestimmt. Unterschiede zwischen dynamischer und statischer Reibung können in der Kontaktdefinition gemäß Gleichung (4.1) berücksichtigt werden. In Abhängigkeit einer Relativgeschwindigkeit  $v_{rel}$  wird hier zwischen den statischen und dynamischen Reibungskoeffizienten  $\mu_s$  und  $\mu_d$  interpoliert.

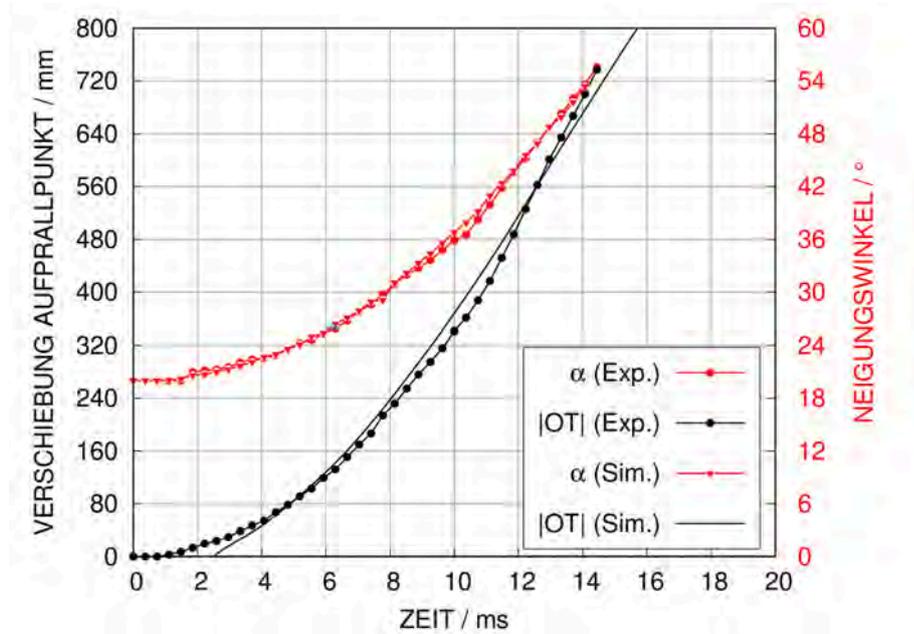
$$\mu_c = \mu_d + (\mu_s - \mu_d) \cdot e^{-DC \cdot |v_{rel}|} \quad (4.1)$$

Über Kalibrierungen anhand der Ergebnisse von IB1 und IB2 erfolgte eine Parameteranpassung mit Reibungskoeffizienten  $\mu_d=0,15$  und  $\mu_s=0,4$ . Der Zerfallskoeffizient wurde zu  $DC=0,15$  s/m gewählt. Mit dieser Wahl wird das Verhalten der Projektile bezüglich des Abgleitens in den Versuchen IB1 und IB2 gut reproduziert. Es handelt sich bei dieser Wahl um eine pragmatische Anpassung an die konkreten Versuche, deren Übertragbarkeit auf andere Szenarien nicht fundiert wäre. Im Gegensatz zu den Versuchen mit Stahlbetonplatten liegt in IFP1 ein Kontakt von Stahl zu Stahl zwischen Projektil und Target vor. Es zeigte sich, dass mit der von der Relativgeschwindigkeit unabhängigen Wahl von  $\mu_c=\mu_s=\mu_d=0,1$  das in Versuch IFP1 vorgefundene Verhalten zufriedenstellend reproduziert werden konnte. Abb. 4.5 vergleicht für IFP1 die Verformungen des Modells mit den Aufnahmen einer HS-Kamera aus der Aufsicht zu verschiedenen Zeitpunkten.



**Abb. 4.5** Beobachtete und simulierte Verformungen des Projektils in Versuch IFP1 zu ausgewählten Zeiten (Ansicht aus Vogelperspektive)

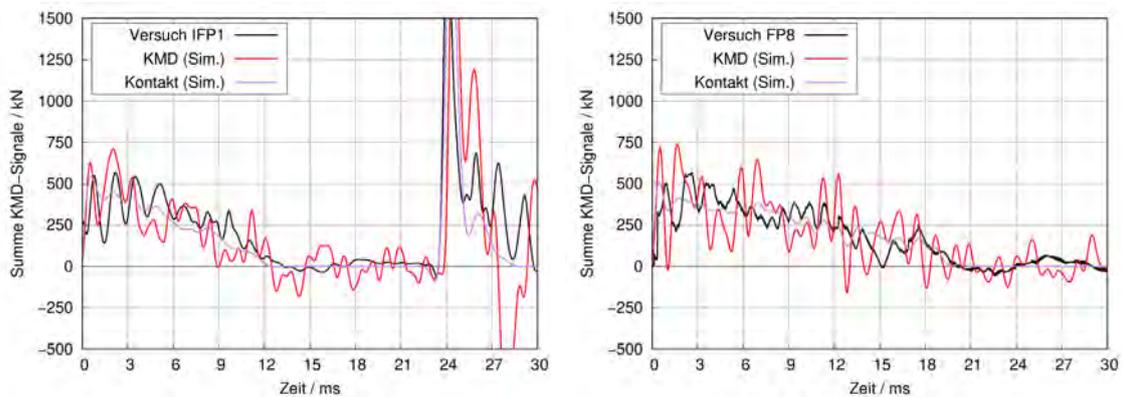
In Abb. 4.6 erfolgt ein Vergleich kinematischer Daten, wobei die Versuchsdaten von VTT aus einer Auswertung der Einzelbilder der HS-Aufnahme resultieren. Die Bildrate beträgt 2700/s. Der Schnittpunkt der Längsachse des Projektils und der Ebene der Stahlplatte wird mit  $|OZ|$  bezeichnet. Es zeigt sich, dass Versuchsdaten und Ergebnisse der numerischen Simulation sehr gut übereinstimmen.



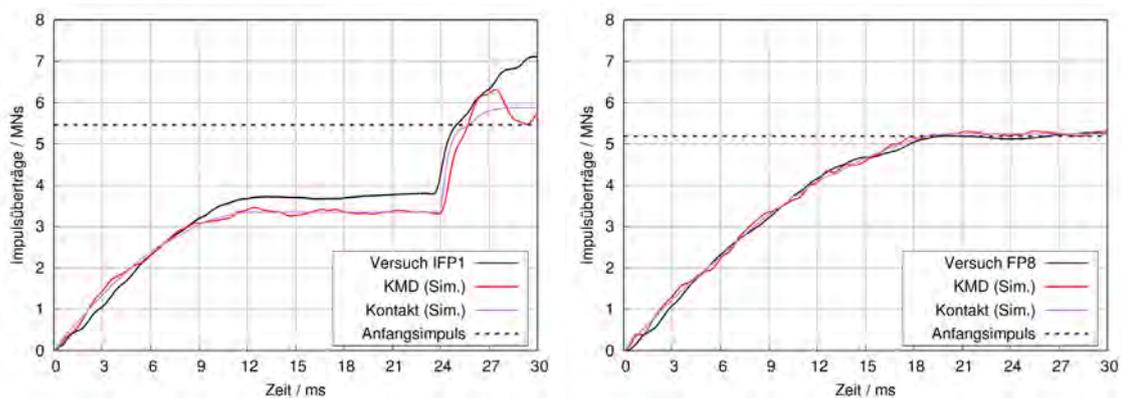
**Abb. 4.6** Vergleich kinematischer Daten für Versuch IFP1

In Abb. 4.7 werden KMS-Signale und tiefpassgefilterte numerische Kontaktkräfte miteinander für die Versuche IFP1 und FP8 verglichen. In FP8 wurde ein senkrechter Aufprall mit einer Aufprallgeschwindigkeit von 102,3 m/s untersucht. Infolge der Massenträgheit der Stahlplatte weisen /HEC 15a/die KMD-Signale höhere Spitzenlasten als numerische Kontaktkräfte auf (siehe /HEC 15a/). Es zeigt sich, dass Simulationsdaten und Messdaten bezüglich Stoßdauer und Spitzenlast zufriedenstellend übereinstimmen. Ebenso ist erkennbar, dass infolge des Abgleitens des Projektils die Stoßdauer in IFP1 im Vergleich zu FP8 geringer ist. Nach ca. 23,7 ms prallt das Heck des Projektils auf die Stahlplatte auf (vgl. Abb. 4.8), was in den KMD-Signalen deutlich erkennbar ist. Dieser Zeitpunkt wird von der numerischen Simulation sehr gut reproduziert. Beim Aufprall des Hecks handelt es sich um einen vergleichswisen harten Stoß, so dass die Impulsüberträge insgesamt deutlich über dem Anfangsimpuls des Projektils liegen (vgl. Abb. 4.7, links). Zuvor äußert sich das Abgleiten des Projektils durch, im Vergleich zu FP8, geringere Impulsüberträgen. Grundsätzlich ist zu IFP1 anzumerken, dass sich die Reibungspaare Stahl/Stahl und Beton/Stahl unterscheiden. Trotz einer Sandstrahlbehandlung der

Stahlplatte ergab sich für IFP1 ein ausgeprägtes Abgleiten. Da die Reibungspaare nicht vergleichbar sind, unterliegt die Übertragbarkeit der Ergebnisse von IFP1 auf IB1-IB4 entsprechenden Einschränkungen.



**Abb. 4.7** Gemessene und simulierter KMD-Signale in den Versuchen IFP1 und FP8

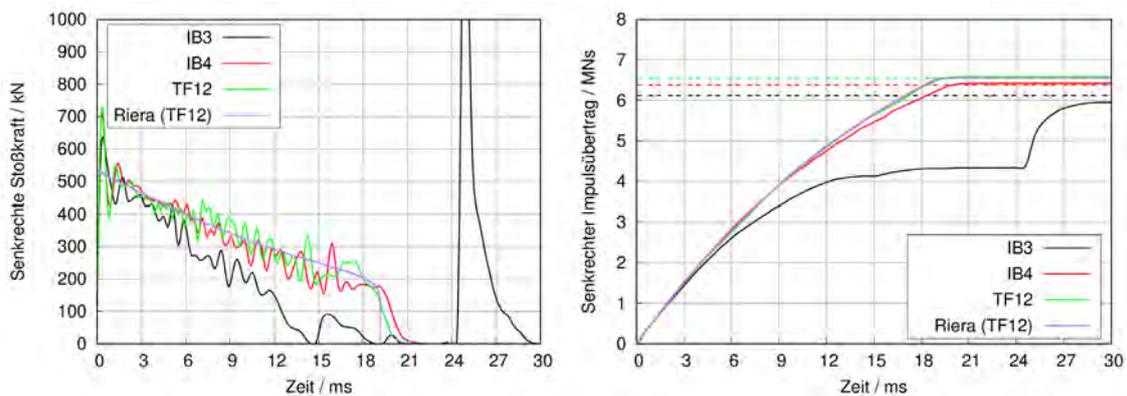


**Abb. 4.8** Impulsüberträge aus KMD-Signalen in den Versuchen IFP1 und FP8

Ein Vergleich zwischen HS-Aufnahmen und Verformungen der Rechenmodelle erfolgt für ausgewählte Zeitpunkte in Abb. 4.10 für IB3 und in Abb. 4.11 für IB4. Es zeigt sich, dass sich mit den an die Ergebnisse von IB1 und IB2 angepassten Reibungskoeffizienten ebenfalls zufriedenstellende Ergebnisse zu IB3 und IB4 erzielen lassen. In IB1 trifft nach ca. 28 ms das Hecksegment des Projektils auf die Stahlbetonplatte auf. Im Fall von IB3 geschieht dies nach ca. 26 ms. In beiden Fällen wird der Zeitpunkt durch den Kontakt des abgleitenden Projektils mit der Rahmenstruktur bestimmt. Es ist anzumerken, dass abweichend von der üblichen Vorgehensweise die Betonierung in der IB-Reihe mit der Frontseite nach oben gerichtet erfolgte. Hierdurch ist von einer höheren Oberflächenrauigkeit der Frontseite auszugehen. In IB1 und IB3 kam es zu einem ausgeprägten Abgleiten des Projektils, welches durchaus mit dem in IFP1 beobachteten Verhalten zu

vergleichen ist. Das Abgleiten ist jeweils etwas geringer ausgeprägt, wie der Vergleich von Abb. 4.12 und Abb. 4.13 mit Abb. 4.6 zeigt. Das geringe Abgleiten in IB2 und IB4 (vgl. Abb. 4.14 und Abb. 4.15) würde sich mit einem konstanten Reibungskoeffizienten nicht reproduzieren lassen. Die vergleichsweise großen Unterschiede zwischen Versuchs- und Simulationsergebnissen für IB2 dürften durch Unterschiede im Beulen des Projektils begründet sein.

Der Effekt des Neigungswinkels auf 1 kHz tiefpassgefilterte Kontaktkräfte wird anhand von Abb. 4.9 exemplarisch für die höhere Geschwindigkeitsklasse der IB-Serie deutlich. Bezüglich der Stoßdauer und der Impulsüberträge stimmen die Ergebnisse für IB4 und TF12 gut mit Ergebnissen der Riera-Methode /RIE 68/ überein, wobei für IB4 geringe Abweichungen festgestellt werden können. Infolge des Abgleitens des Projektils in IB3 kommt es zu erheblichen Abweichungen bezüglich der LZF und des Impulsübertrages. Der Aufprall des harten Projektilhecks nach ca. 24 ms ist ebenfalls deutlich sichtbar.



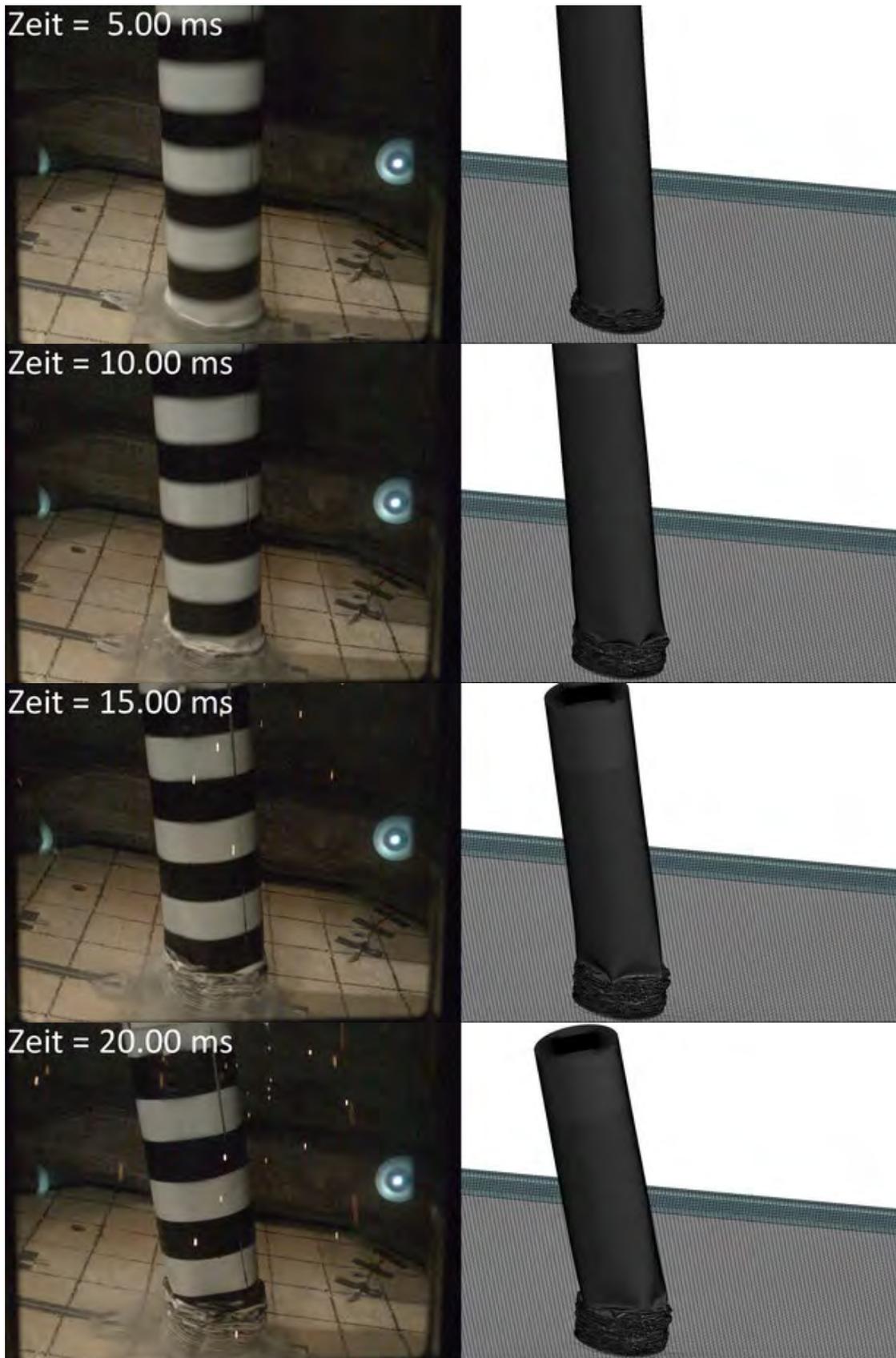
**Abb. 4.9** Vergleich von numerischen Kontaktkräften und Impulsüberträgen für die Versuche IB3, IB4 und TF12 mit Ergebnissen der Riera-Methode

Auflagerkräfte werden im Anhang A, Abb. A.1 miteinander verglichen. Die Versuchsdaten ergeben sich aus der Summe der Signale der vier horizontalen Stützrohre (vgl. Abb. 4.2). Als numerische Auflagekraft wurden Kontaktkräfte zwischen dem fixierten Rahmenmodell und den zylindrischen Rollen (vgl. Abb. 4.3) verwendet. Diese stimmten mit den Zwangskräften des fixierten Rahmenmodells und auch mit den Kontaktkräften zwischen Stahlbetonplatte und zylindrischen Rollen überein. Grundsätzlich stimmen Simulations- und Versuchsergebnisse zufriedenstellend bezüglich der Frequenz überein. Insbesondere bezüglich des ersten Maximums unterschätzen die Simulationen die Auflagekräfte. Mit einer detaillierteren Modellierung der Auflagerstruktur könnten Verbesserungen erzielt werden. Die zeitlichen Integrale der Auflagerkräfte werden im Anhang A, Abb. A.2 verglichen. Die numerischen Ergebnisse entsprechen etwa dem

Anfangsimpuls, wohingegen die Versuchsdaten offenbar Effekte der Masse der Auflagerstruktur enthalten.



**Abb. 4.10** Beobachtete und simulierte Verformungen des Projektils in Versuch IB3 zu ausgewählten Zeiten (Ansicht aus Vogelperspektive)



**Abb. 4.11** Beobachtete und simulierte Verformungen des Projektils in Versuch IB4 zu ausgewählten Zeiten (Ansicht aus Vogelperspektive)

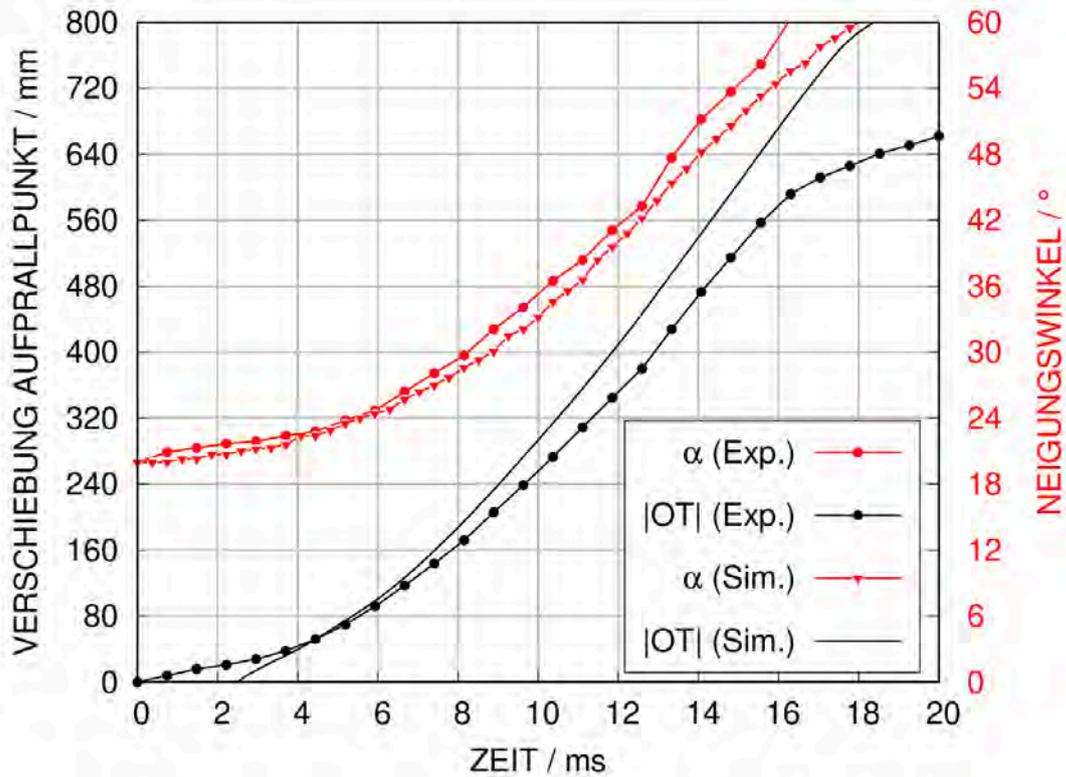


Abb. 4.12 Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB1

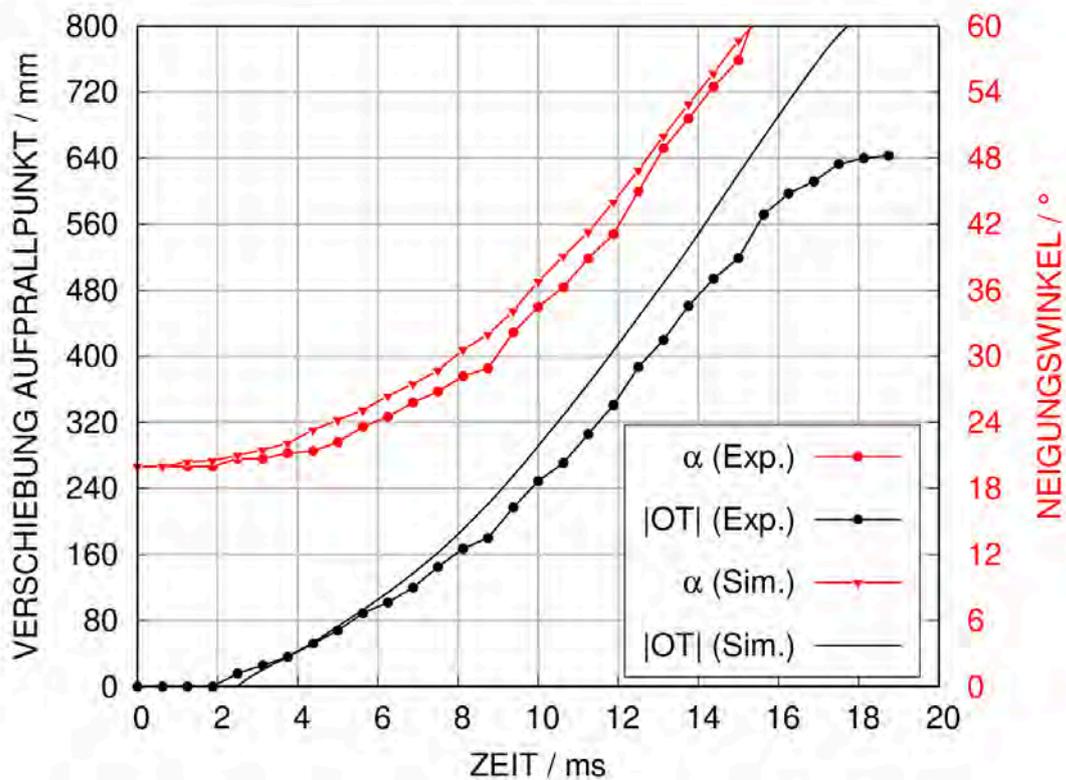


Abb. 4.13 Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB3

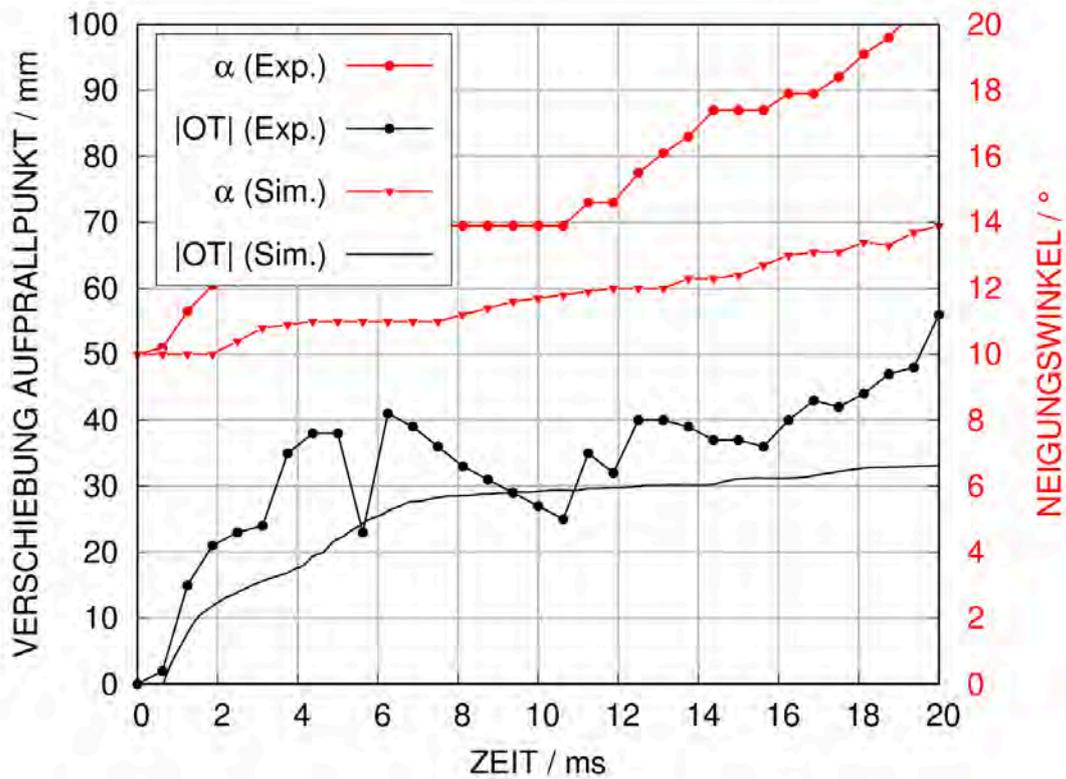


Abb. 4.14 Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB2

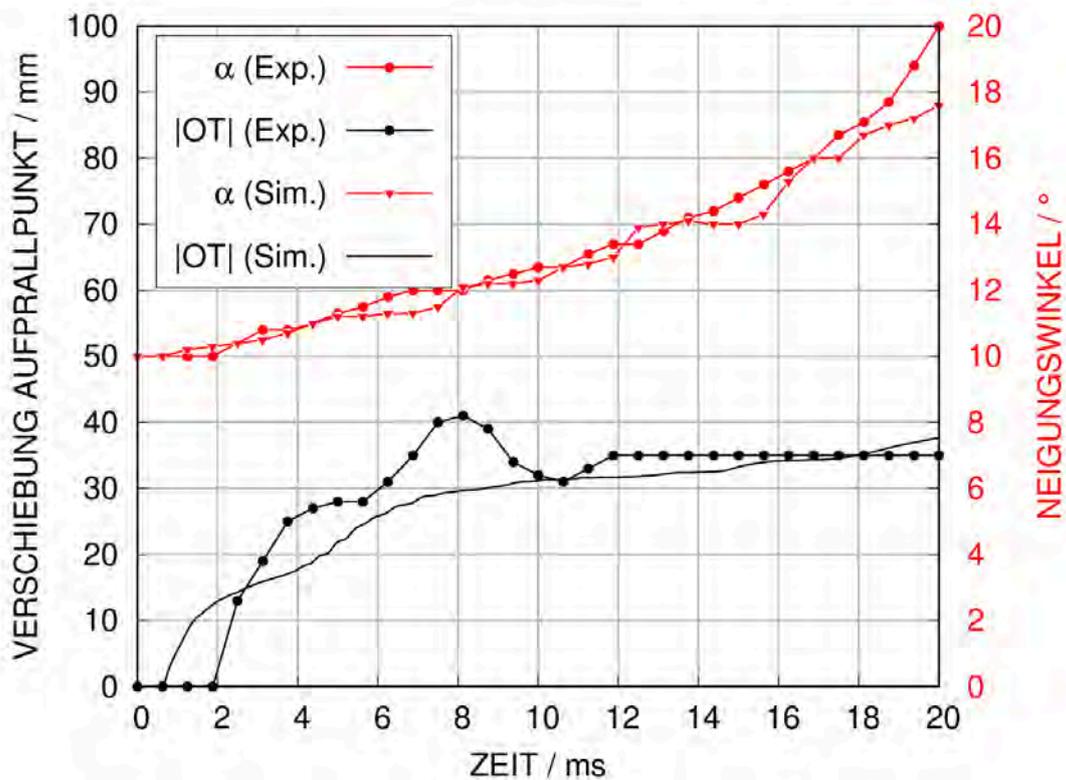
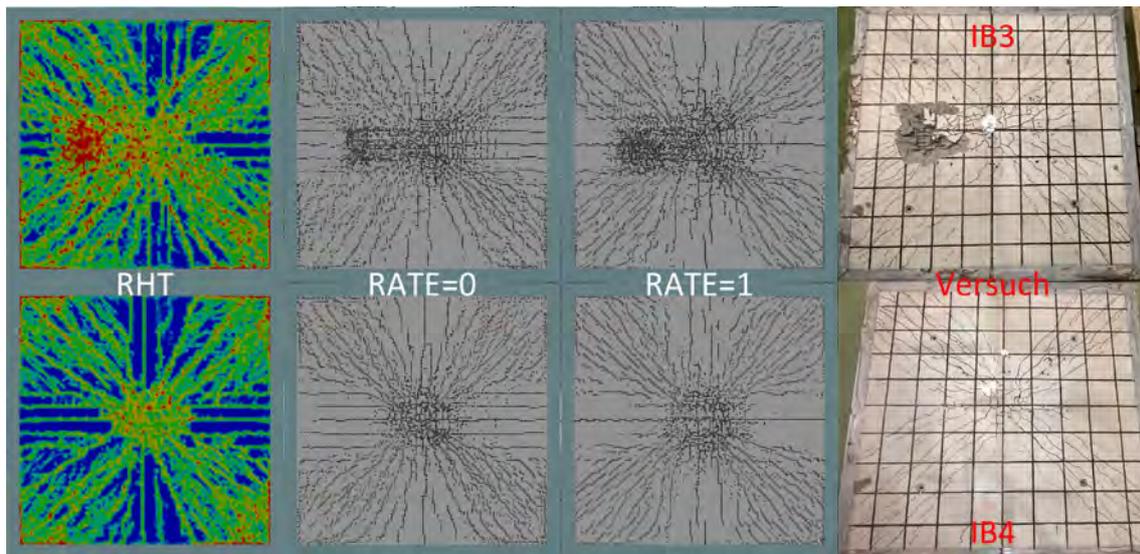


Abb. 4.15 Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB4

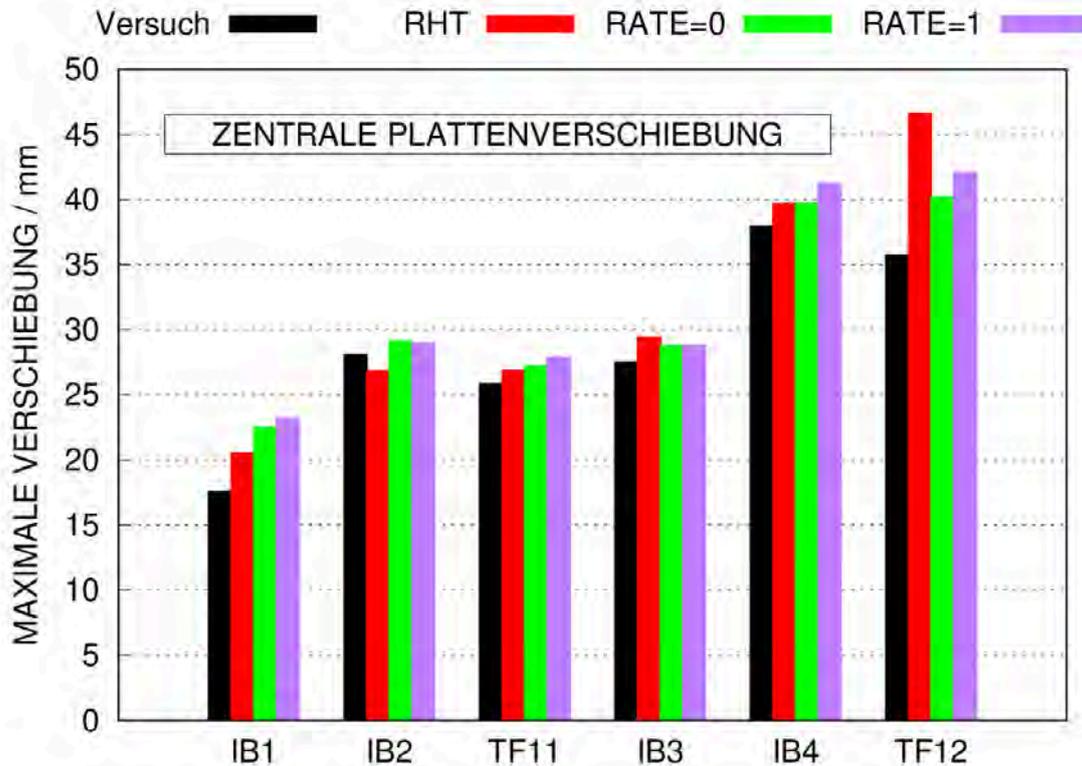
Schadensbilder der Plattenrückseite werden exemplarisch für die Versuche IB3 und IB4 in Abb. 4.16 gegenübergestellt. Für das RHT-Modell sind Konturen des Schadensparameters dargestellt. Für die beiden Optionen zum Parameter RATE des Winfrith-Modells sind jeweils die Risse dargestellt. Auf den Versuchsplatten wurden die Risse durch Filzstiftmarkierungen hervorgehoben. In sämtlichen Fällen ist ein diagonales Rissmuster entlang der Fließgelenke erkennbar. In IB4 ist das Rissmuster weitestgehend symmetrisch, wohingegen Effekte des Abgleitens in IB3 erkennbar sind. Insbesondere ist die Aufprallposition des harten Projektilhecks erkennbar.



**Abb. 4.16** Schadensbilder der Plattenrückseite nach 100 ms in IB3 und IB4

Die Stahlbetonplatten in der IB-Reihe sind auf der Rückseite mit elf Verschiebungsaufnehmern instrumentiert, deren Positionen Tab. A.11 im Anhang A entnommen werden können. In Abb. A.3 bis Abb. A.13 im Anhang A werden die Versuchsdaten und Simulationsergebnisse zu Zeitverläufen der Verschiebungen miteinander verglichen. Sofern Messdaten der Referenzversuche TF11 und TF12 zur Verfügung stehen, sind diese ebenfalls dargestellt. Maximale zentrale Verschiebungen der ersten Schwingungsperiode werden in Abb. 4.17 miteinander verglichen. In IB1 und TF12 überschätzen die Simulationsrechnungen die Messdaten, wohingegen in den übrigen Fällen die Ergebnisse konsistent sind. Die Unterschiede zwischen IB1 könnten gewissen Unsicherheiten bezüglich des Aufprallpunktes zugeschrieben werden. Einschränkend ist auch festzustellen, dass der Messwert der zentralen Verschiebung in TF12 wegen eines Ablösens des Verschiebungsaufnehmers fragwürdig ist (vgl. Anhang A, Abb. A.3). In TF11 und TF12 wies der Balken, an welchen die Verschiebungsaufnehmer befestigt waren, Oszillationen aufgrund einer geringen Steifigkeit auf. Hierdurch sind insbesondere die Versuchsdaten zum Nachschwingverhalten fragwürdig. Offensichtlich weist ein Neigungswinkel

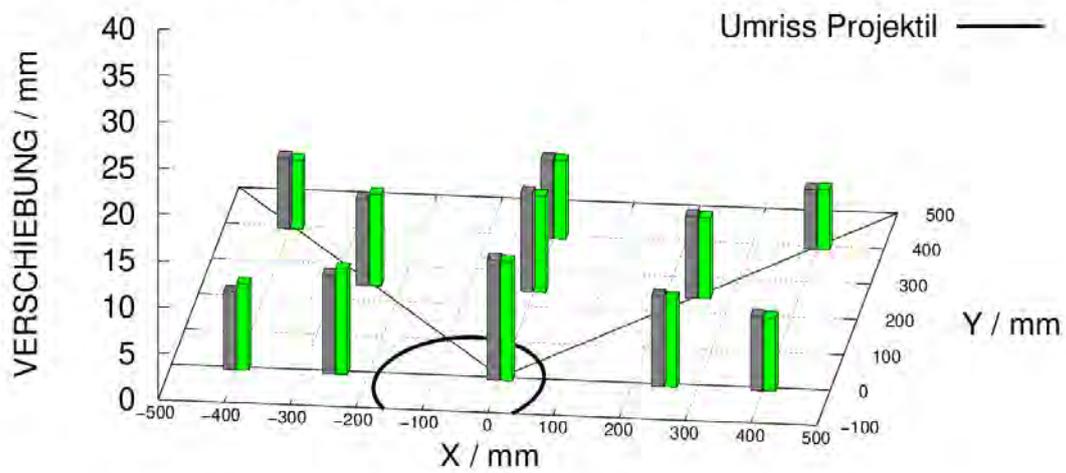
von 10° einen sehr geringen Effekt auf die zentralen Verschiebungen auf. Dies ist konsistent mit dem geringen Einfluss auf die LZF.



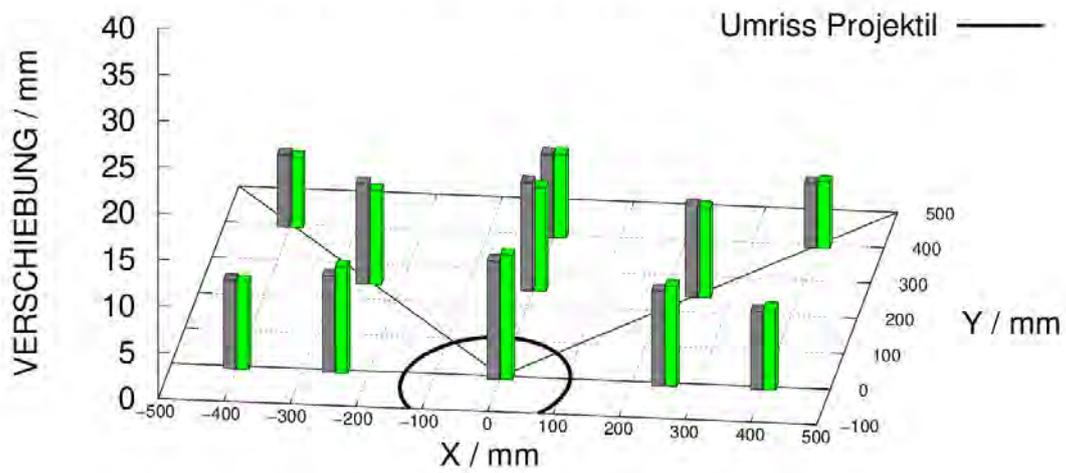
**Abb. 4.17** Vergleiche maximaler zentraler Plattenverschiebung in der IB-Reihe

Es ist beispielsweise anhand der Zeitverläufe in Abb. A.6 und Abb. A.11 im Anhang A erkennbar, dass es in IB1 und IB3 zu einem Abgleiten des Projektils in Richtung von Sensor D9 kommt. Anhand der Verschiebungen von D4 ist auch der Aufprall des Projektilhecks in diesen Versuchen erkennbar. Beide Optionen für RATE des Winfrith-Modells eignen sich gut, die Frequenz des Nachschwingverhaltens zu reproduzieren. Das RHT-Modell weist tendenziell höhere Frequenzen auf, was einer Unterschätzung der Schädigung entspricht. Für Versuche mit 10° Projektilneigung ergeben sich lediglich geringe Asymmetrien der Maximalauslenkungen. Dies wird in den Histogrammen in Abb. A.14 bis Abb. A.17 in Anhang A deutlich. Eine weitere Veranschaulichung geben die Vergleiche der räumlichen Verteilung der Verschiebung für das Versuchspaar IB3/IB4 zu verschiedenen Zeitpunkten in Abb. 4.18 bis Abb. 4.21. Die jeweilige Position der Projektilnase ist durch schwarze Kreise angedeutet. Es wird deutlich, dass das Winfrith-Modell für IB3 die Verschiebungen in Richtung des abgleitenden Projektils unterschätzt und in die gegenüberliegende Richtung unterschätzt. Im Gegensatz zum Versuchsergebnis tritt in den Simulationen zu IB3 die maximale Verschiebung an Position von D10 und nicht im Zentrum der Platte auf.

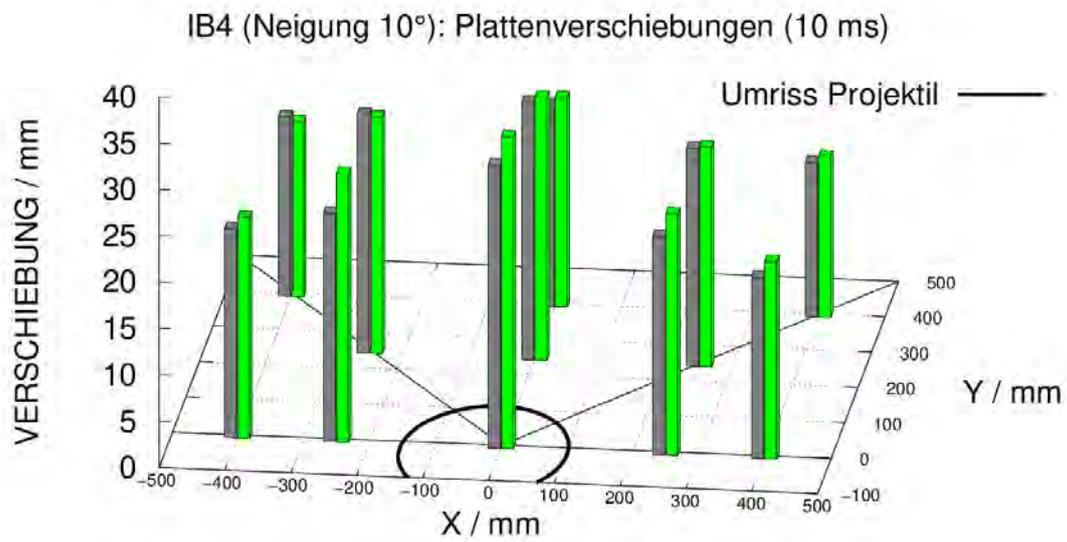
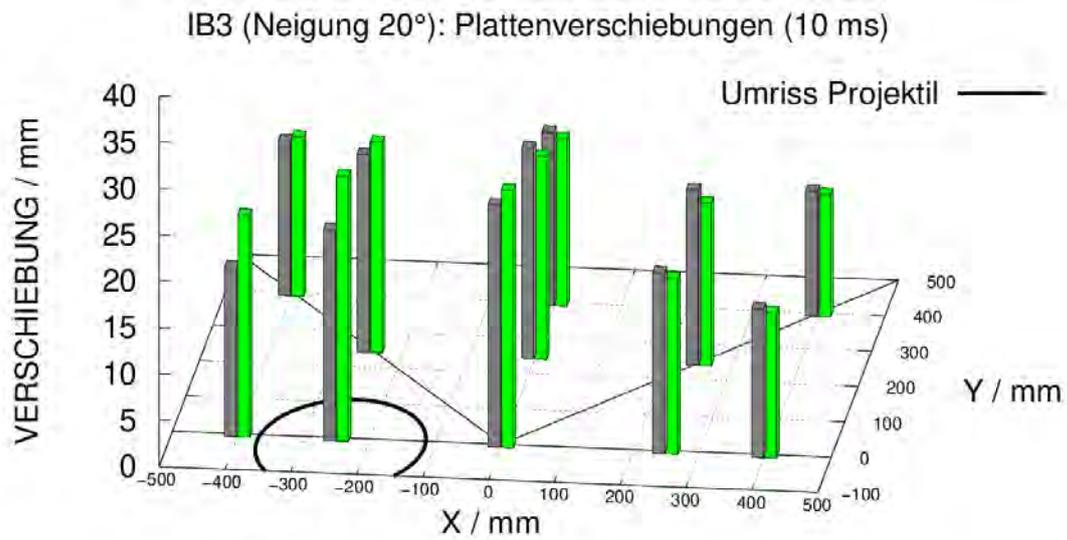
IB3 (Neigung 20°): Plattenverschiebungen (05 ms)



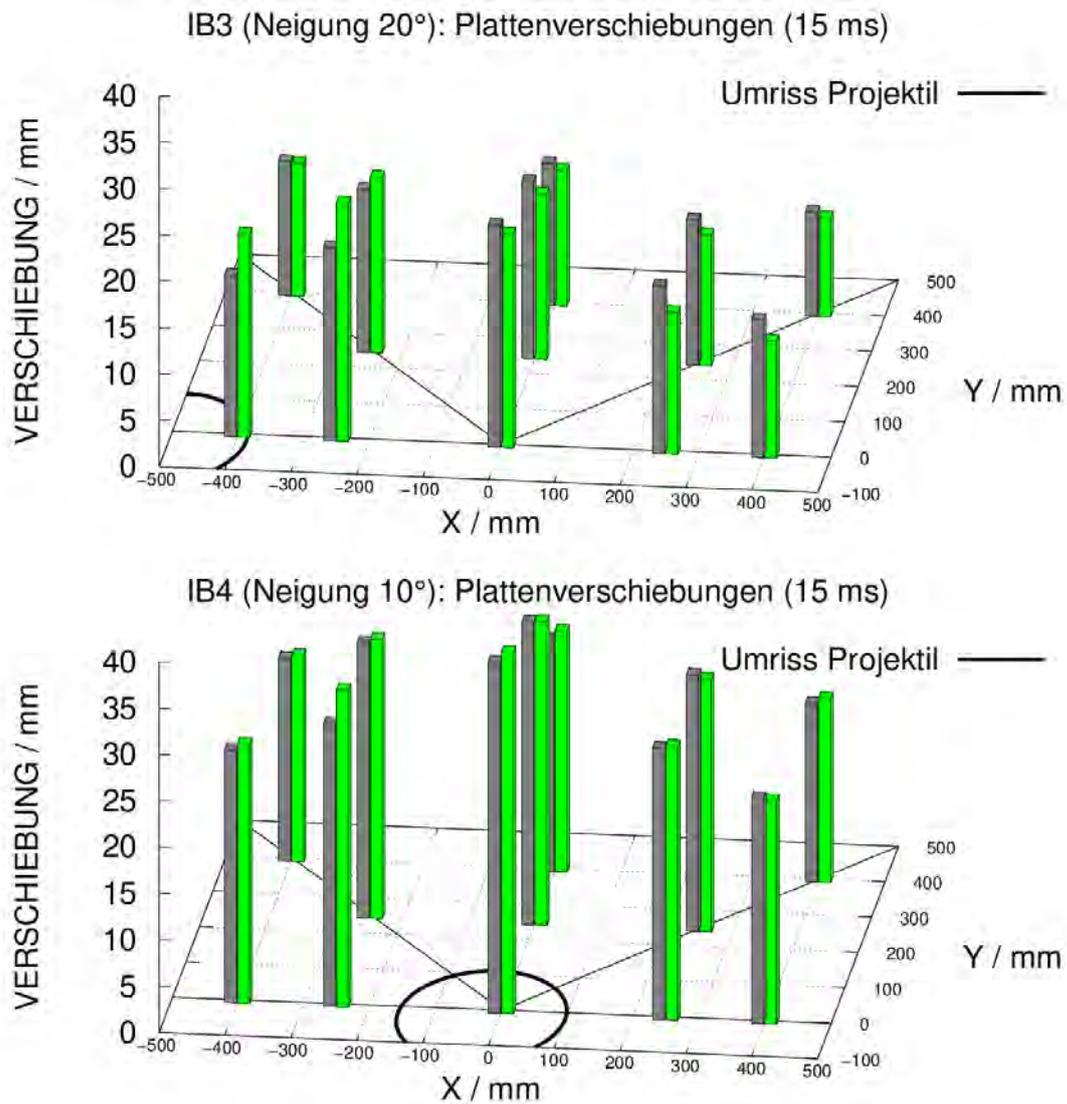
IB4 (Neigung 10°): Plattenverschiebungen (05 ms)



**Abb. 4.18** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 5 ms

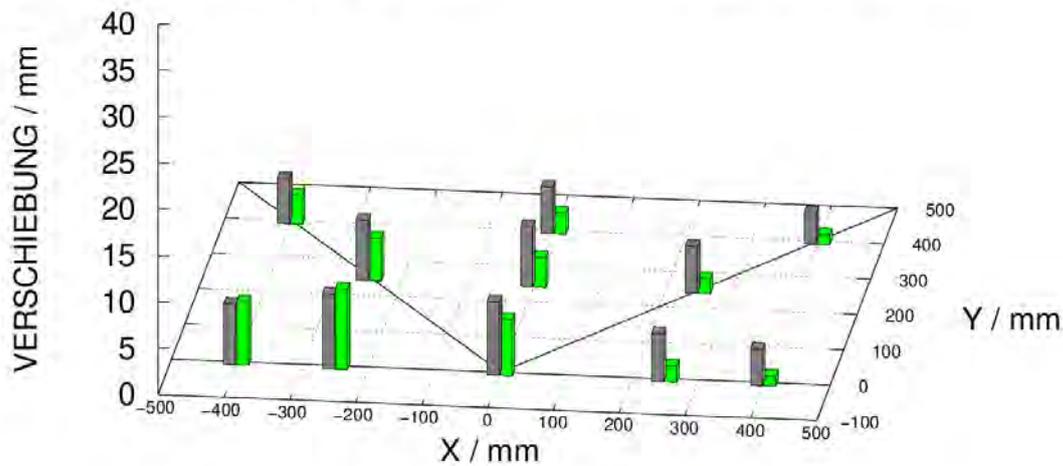


**Abb. 4.19** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 10 ms

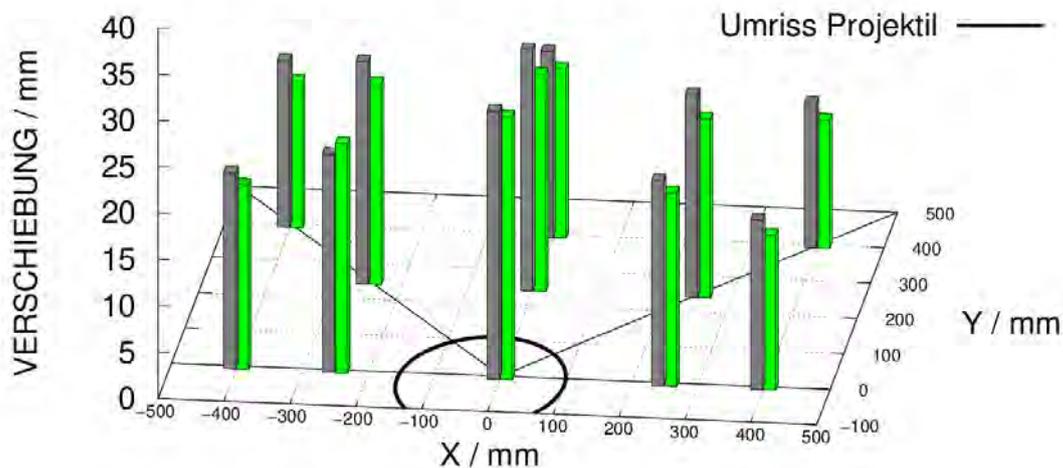


**Abb. 4.20** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 15 ms

IB3 (Neigung 20°): Plattenverschiebungen (20 ms)



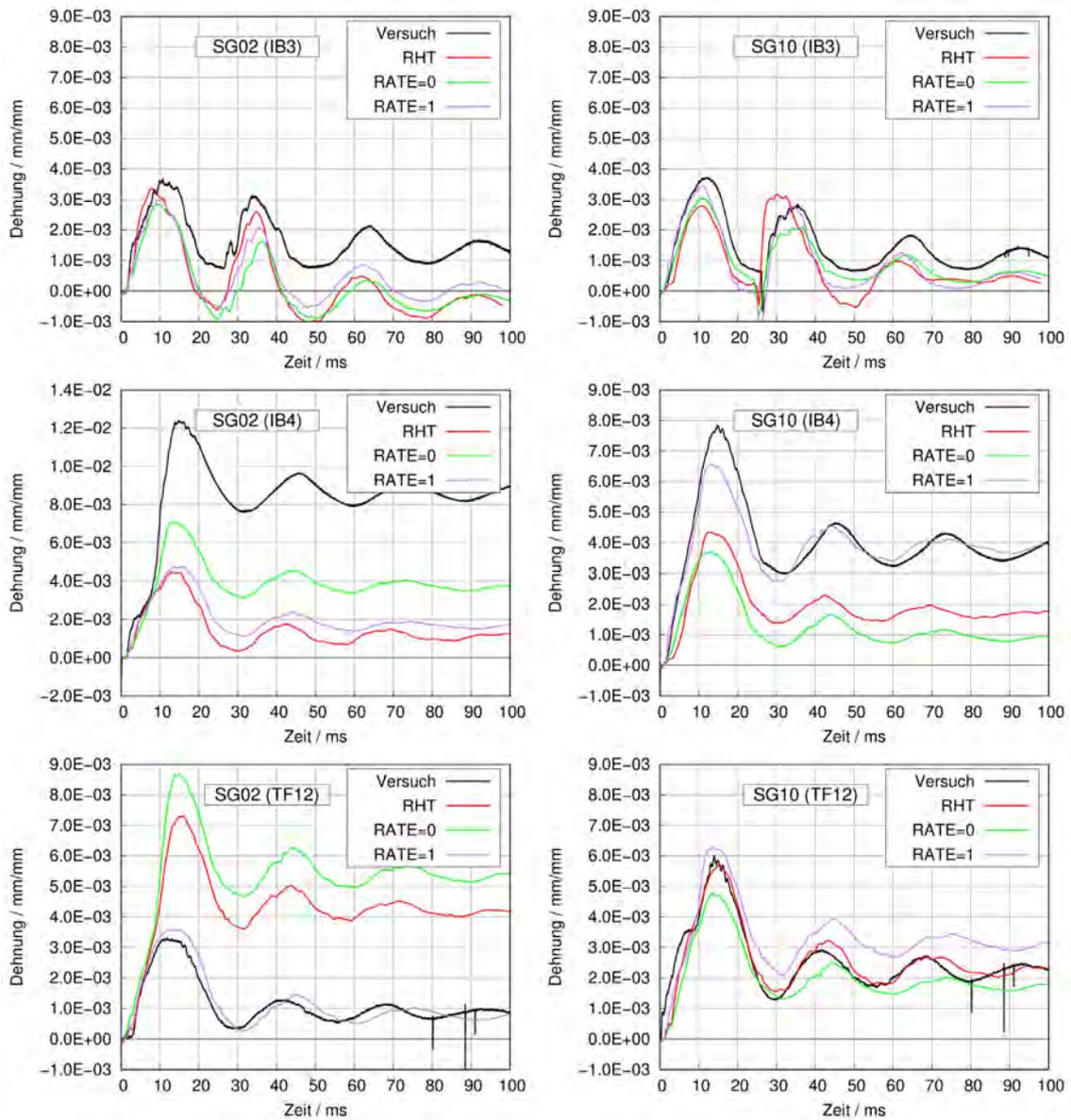
IB4 (Neigung 10°): Plattenverschiebungen (20 ms)



**Abb. 4.21** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 20 ms

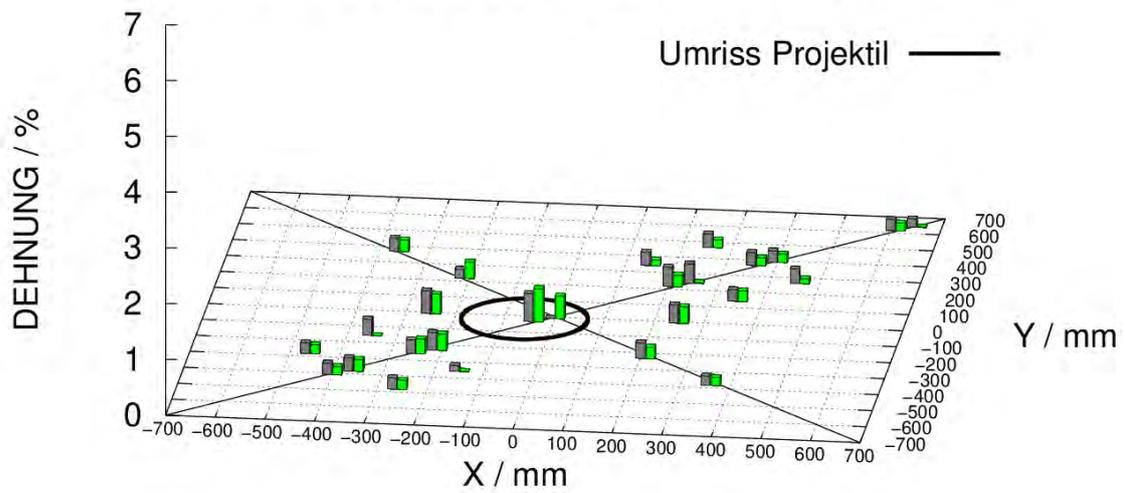
Dehnungen der rückseitigen Biegebewehrung wurden durch insgesamt 26 DMS an den in Tab. A.12 im Anhang A aufgeführten Positionen gemessen. Exemplarisch zeigt Abb. 4.22 Zeitverläufe an ausgesuchten Positionen zu IB3, IB4 und TF12. Bei der Auswertung ist zu beachten, dass in einigen Fällen die DMS kein zuverlässiges Messsignal liefern. Dies schränkt Möglichkeiten des direkten Vergleichs von Versuchen untereinander ein. Ferner ist in Anbetracht der hohen Datenmenge die Darstellung für Zeitverläufe auf die Sensoren SG02 und SG10 für die Versuche IB3, IB4 und TF12 zu beschränken. Diese Auswahl begründet sich zum einen durch die Tatsache, dass an diesen Positionen auch Daten des Referenzversuches TF12 zur Verfügung stehen. SG10 befindet sich

nahe des Verschiebungsaufnehmers D4. Leider standen keine Messdaten nahe der Sensorposition D9 zur Verfügung, weswegen die symmetrisch angeordnete Position von SG02 untersucht wird. Prinzipiell schwingen die Dehnungen phasengleich mit den Verschiebungen an den entsprechenden Positionen, was das Vorliegen eines Biegeversagens der Stahlbetonplatte nahelegt. Der Aufprall des Projektilhecks in IB3 ist in den Zeitverläufen der Dehnungen ebenfalls deutlich erkennbar. Offensichtlich besteht im Vergleich zu Verschiebungen eine weniger gute Übereinstimmung zwischen Versuchsergebnissen und Simulationsergebnissen. In einigen Fällen bestehen deutliche Abweichungen auch unter den Simulationsergebnissen, z. B. für SG10 in IB4 oder für SG02 in TF12. Dehnungen können offenbar stark von Positionen einzelner Risse abhängen. Weiterhin könnten Dehnungen durch lokales Knicken einzelner Bewehrungsstäbe beeinflusst werden. Diese Schlussfolgerungen werden durch räumliche Dehnungsverteilungen in Abb. 4.23 bis Abb. 4.26 illustriert. Einige DMS versagten während des Versuches. In diesen Fällen wird ab dem Versagen ein Wert von Null dargestellt. Die größten Dehnungen treten mit ca. 6 % in IB4 im Plattenzentrum auf. Weitere hohe Dehnungen sind erwartungsgemäß entlang der Fließgelenke zu finden. Lediglich für eine begrenzte Anzahl von DMS-Positionen werden die Versuchsdaten zufriedenstellend von den Simulationen reproduziert. In der Tendenz scheinen die numerischen Dehnungsverteilungen stärker lokalisiert zu sein.

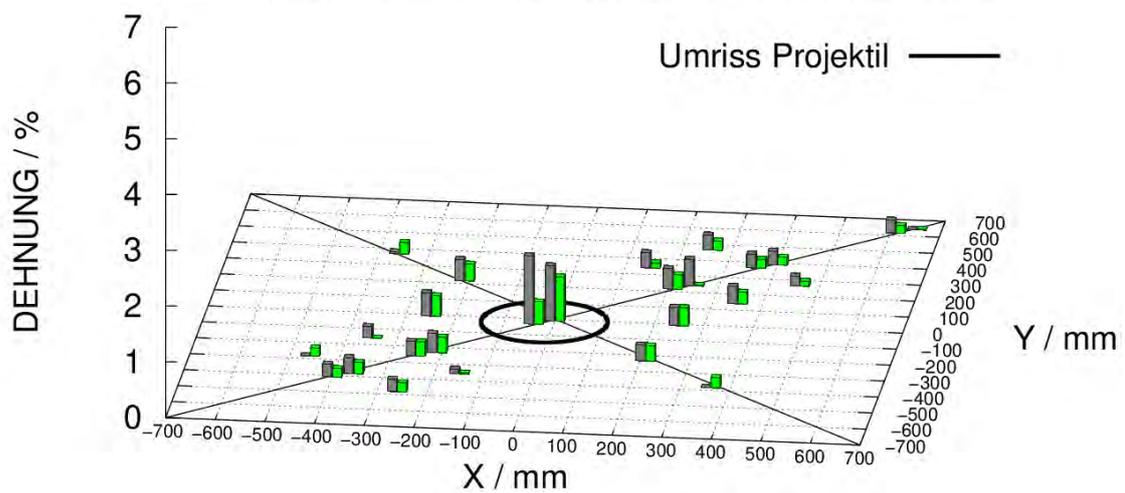


**Abb. 4.22** Dehnungen auf rückseitiger Biegebewehrung an ausgewählten DMS-Positionen für IB3, IB4 und TF12

IB3 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (05 ms)

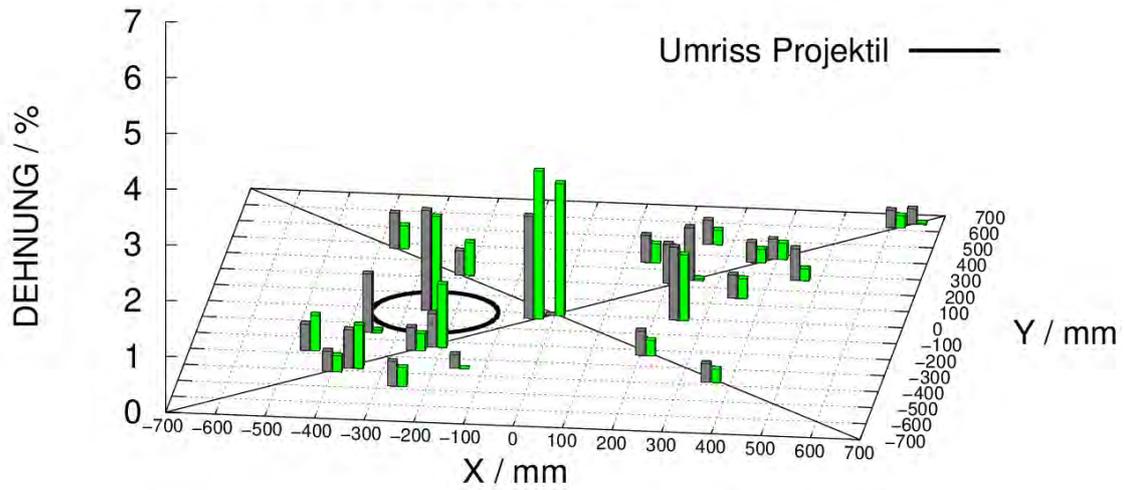


IB4 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (05 ms)

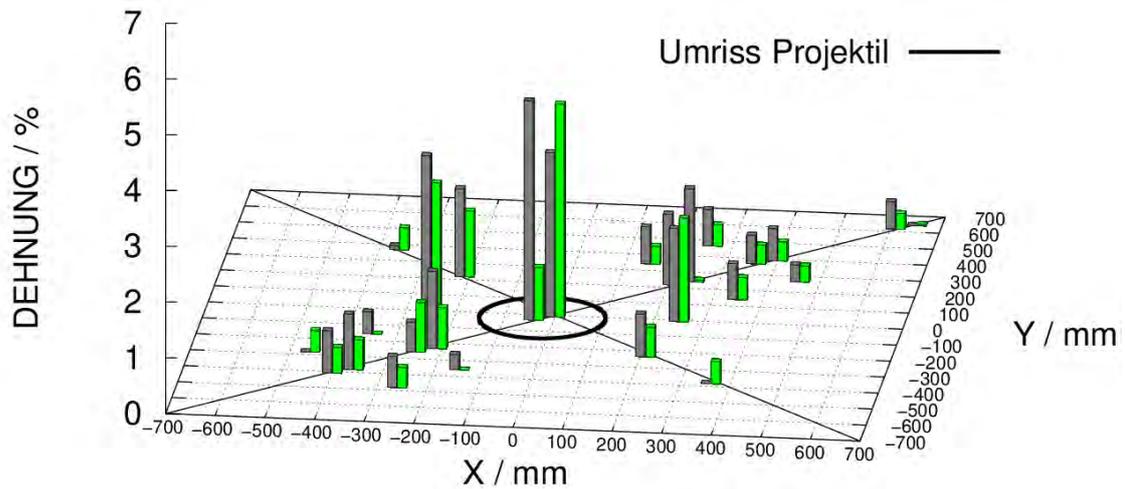


**Abb. 4.23** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 5 ms

IB3 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (10 ms)

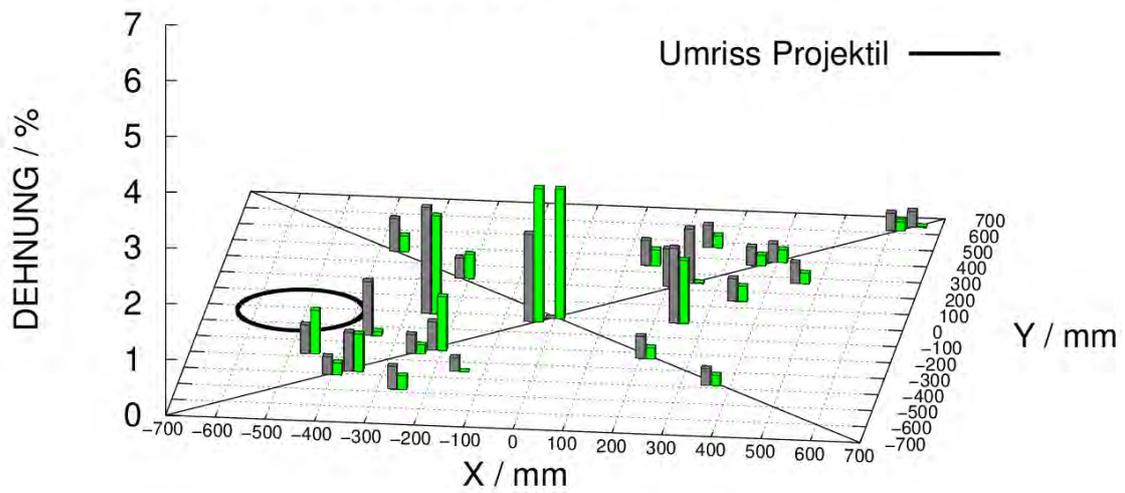


IB4 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (10 ms)

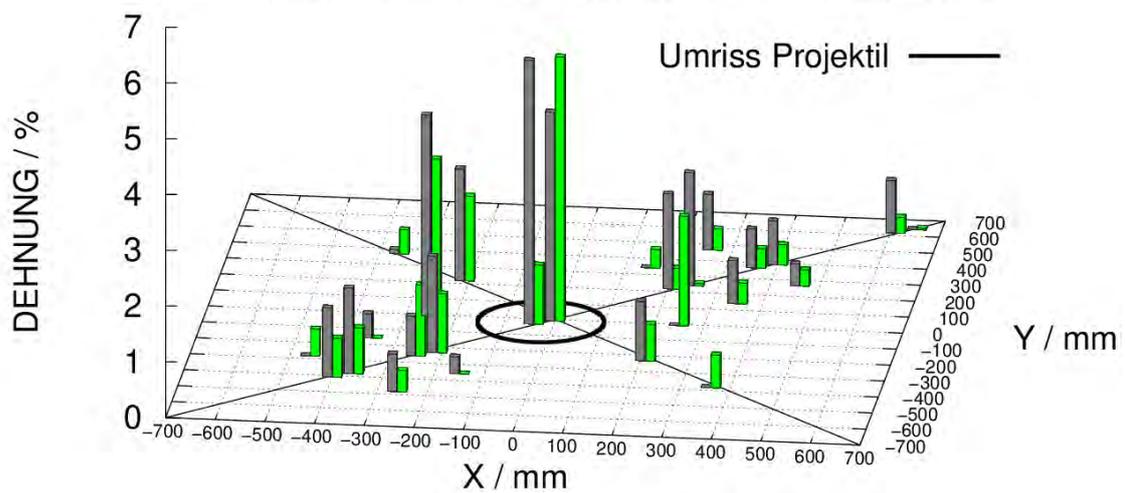


**Abb. 4.24** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 10 ms

IB3 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (15 ms)

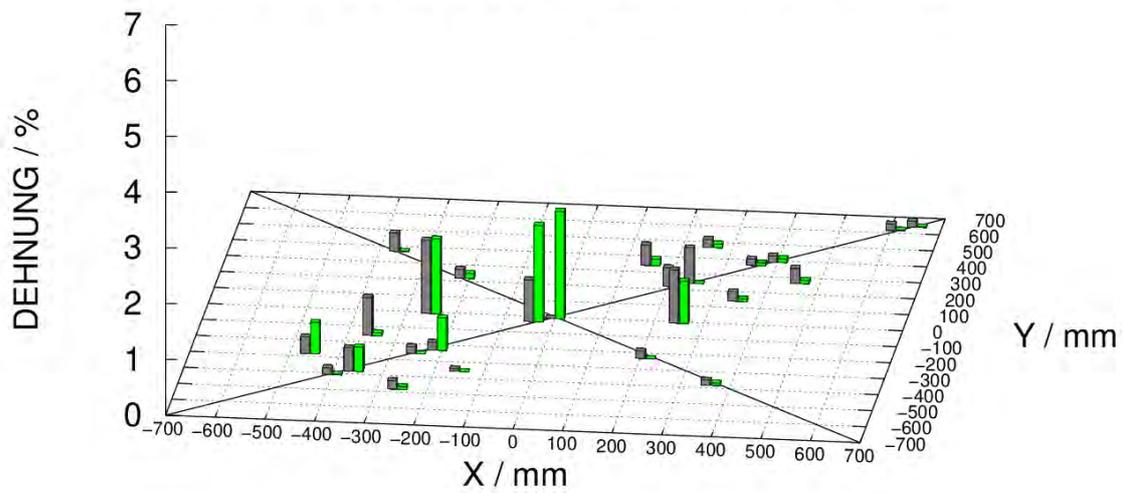


IB4 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (15 ms)

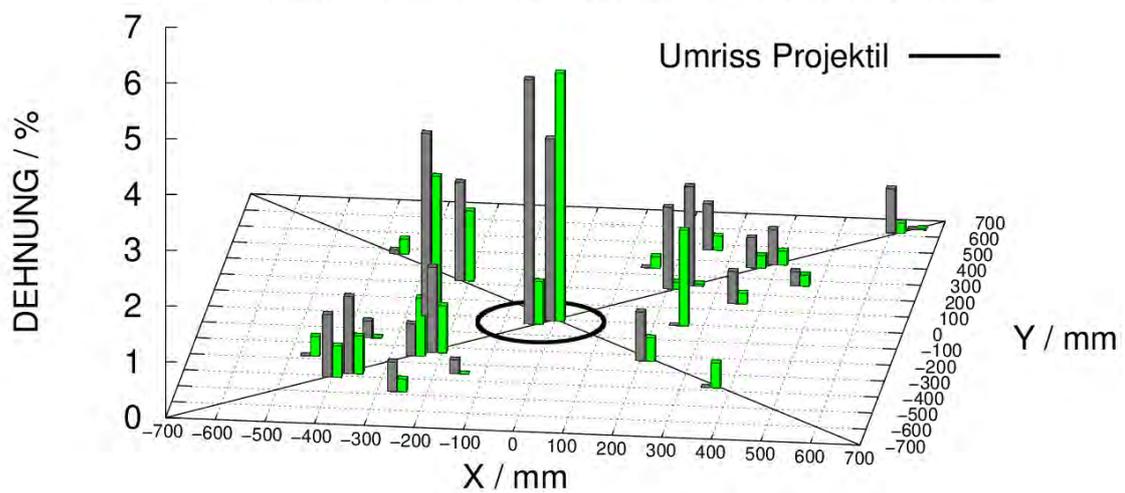


**Abb. 4.25** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 15 ms

IB3 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (20 ms)



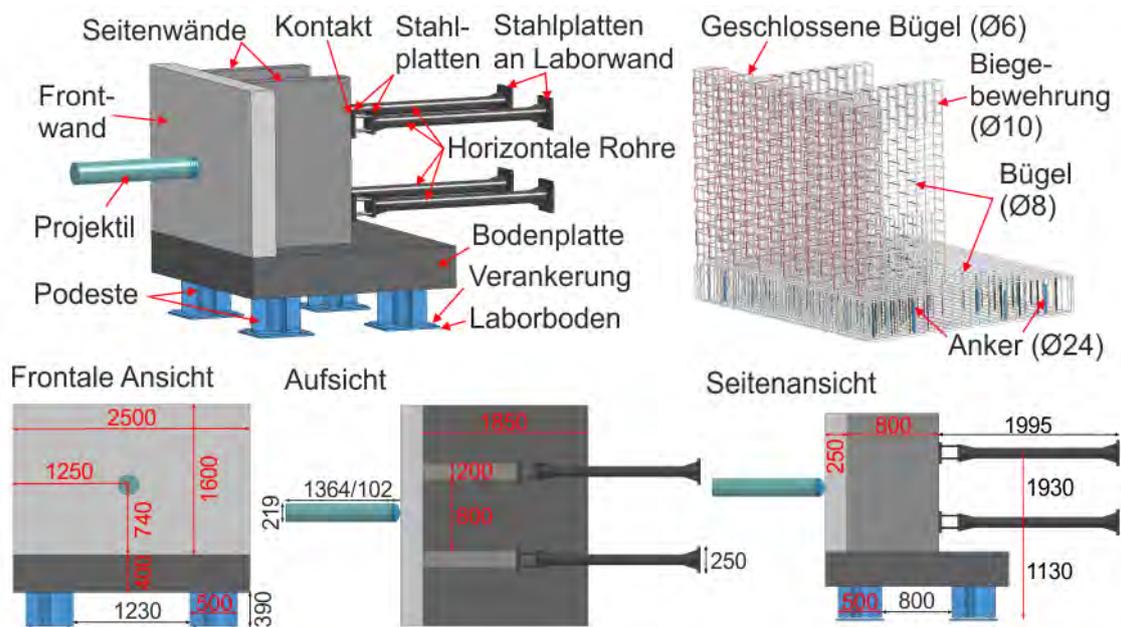
IB4 (Neigung 20°): Dehnungen Bewehrung (20 ms)



**Abb. 4.26** Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 20 ms

#### 4.2 Versuch zum Einfluss der Randbedingung bei kombiniertem Auftreten von Biege- und Durchstanzversagen

Die grundsätzliche Zielsetzung des bei VTT durchgeführten Versuches NEX (Near Edge Impact) bestand darin, qualitativ den Einfluss der Randbedingung auf den Schadensmechanismus einer Stahlbetonstruktur infolge des Aufpralls eines teilharten Projektils zu untersuchen. In NEX ist die der Aufprallbelastung ausgesetzte Frontseite starr durch Seitenwände gelagert und zusätzlich unten mit einer Bodenplatte verbunden. Zur Realisierung der Randbedingung wurde ein komplexer Versuchskörper gefertigt. Wesentliche geometrische Parameter des Versuchskörpers und Bestandteile des Modells lassen sich Abb. 4.27 entnehmen. Im Vergleichsversuch X4 wurde eine zweiachsig gleitend gelagerte Stahlbetonplatte unter ähnlicher Belastung untersucht, wobei der Schadensmechanismus Perforation mit einer Residualgeschwindigkeit des Projektils von ca. 25 m/s beobachtet wurde.



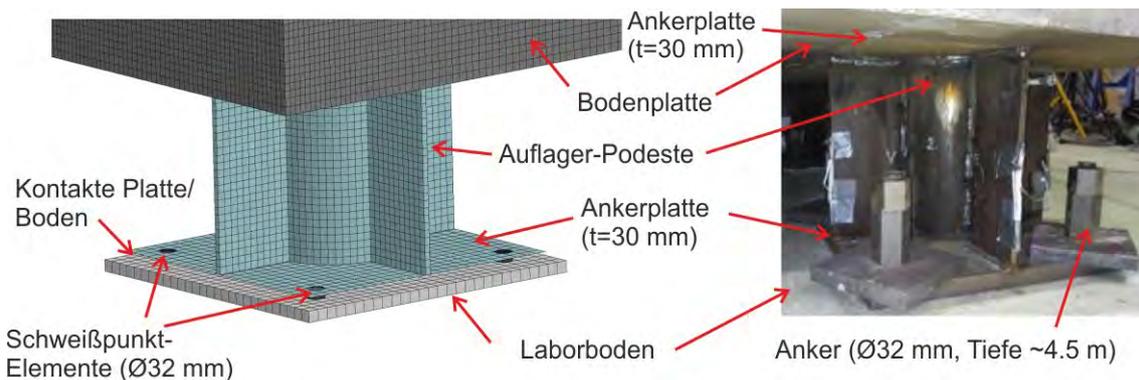
**Abb. 4.27** Modellansicht und wesentliche Abmessungen zu Versuch NEX

Wesentliche Versuchsparameter von NEX und X4 werden Tab. 4.2 gegenübergestellt. Durch einen Versatz der Verschalung während des Betonierens kam es zu einer Zunahme der Plattendicke der Frontseite von ca. 20 mm.

**Tab. 4.2** Vergleich wesentlicher Versuchsparameter von NEX und X4

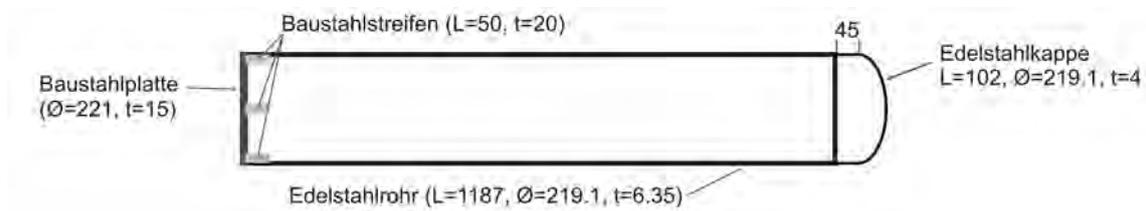
Parameter	NEX	X4
$v_0$	165,80 m/s	168,59 m/s
Projektilmasse	51,06 kg	50 kg
$f_c$ (Zylinder)	48,9 MPa	41,7 MPa
$f_t$ (Spaltzug)	3,57 MPa	2,26 MPa
E-Modul Beton	28,0 GPa	24,36 GPa
Fließgrenze Bewehrung	517,2 MPa	537,3 MPa
Zugfestigkeit	606,9 MPa	639,2 MPa
Dichte Biegebewehrung	Ø10 mm, c/c 90, 5,65 cm <sup>2</sup> /m	
Dichte Bügel	Ø6 (geschlossen), c/c 360/180; versetzt, 17,45 cm <sup>2</sup> /m <sup>2</sup>	
Dicke Frontwand	250 mm + 20 mm	250 mm
Auflagerbedingung	Versuchskörper	Zweiachsig gleitend gelagert
Lagerabstand	800 mm	2000 mm

Im Modell wird die Bewehrung durch explizite Berücksichtigung jedes einzelnen Stabes abgebildet. Die Anbindung der Balkenelemente an die Volumenelemente des Betons erfolgt über die Option \*Constrained\_Beam\_in\_Solid. Für Bewehrung und Beton beträgt die durchschnittliche Elementkantenlänge 15 mm. Die Verankerung des Versuchskörpers erfolgt über das gleiche System, welches bereits für die Versuche IRIS-3 und V3 verwendet wurde. Abb. 4.28 stellt Details der Modellierung dar. Die Abbildung des Befestigungssystems im Modell wird in /GRS 20/ und /HEC 22a/ näher erläutert.



**Abb. 4.28** Modellierung der vertikalen Auflagerbedingung für Versuch NEX

Abb. 4.29 zeigt die Abmessungen der Projektilstruktur in den Versuchen NEX und X4. Die Projektilstruktur wird als teilhart bewertet, d.h. die vermittelten Stoßkräfte können vom Verformungszustand der Zielstruktur abhängen.



**Abb. 4.29** Projektilstruktur der Versuche NEX und X4

Zur Beschreibung des Projektilverhaltens wurde das Materialmodell \*Mat\_Piecewise\_Linear\_Plasticity verwendet. Dieses ermöglicht die tabellierte Eingabe einer Spannungs-Dehnungs-Beziehung, für die Daten von VTT verwendet wurden (vgl. Abb. 4.30 (links)). Die Vernetzung erfolgt durch voll ausintegrierte Schalenelemente (Elementform 16) mit einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von ca. 4,5 mm. Dynamische Effekte werden mit der Cowper-Symonds Form /JON 89/ des DIF gemäß Gleichung (4.2) berücksichtigt.

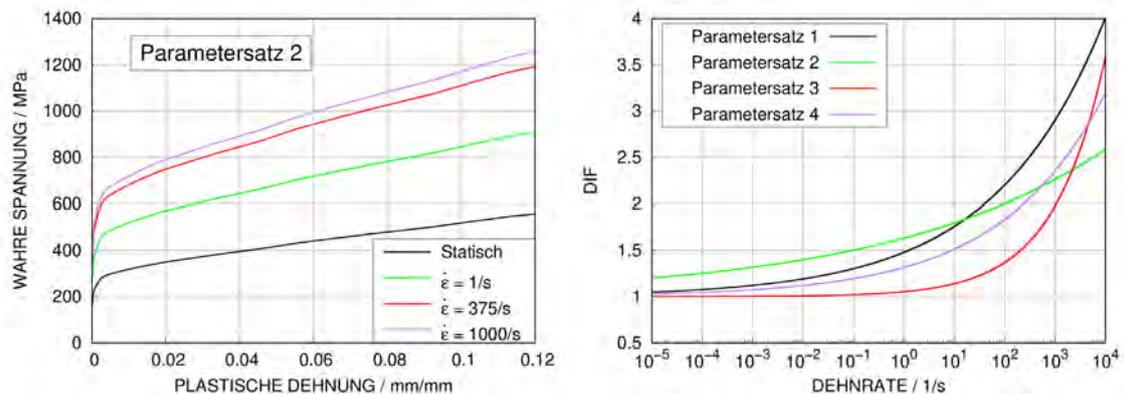
$$DIF = 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/q} \quad (4.2)$$

Gemäß Jones /JON 89/ bestehen Unsicherheiten bezüglich der Wahl der Modellparameter D und q bei Dehnraten, welche bei Aufprallgeschwindigkeiten auftreten können. Zum Einfluss der Parameter D und q wurde daher eine Parameterstudie durchgeführt, wobei die in Tab. 4.1 aufgeführten Parameter verwendet wurden. Der Verlauf des DIF in Abhängigkeit der Dehnraten ist in Abb. 4.30 (rechts) dargestellt. Die durchschnittliche Dehnraten lässt sich mit  $\dot{\epsilon} = \frac{v_0}{4 \cdot r}$  auf etwa 380 1/s abschätzen. In diesem Bereich weicht der DIF gemäß Parametersatz 3 offenbar von den Werten der übrigen Parametersätze ab. Abb. 4.31 vergleicht 600 Hz tiefpassgefilterte numerische Kontaktkräfte und Impulsüberträge zu den verschiedenen Parametersätzen des DIF. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse bezüglich der Kontaktkräfte mit Ausnahme von Parametersatz 3 sehr ähnlich sind. Weiterhin ergaben Tastrechnungen zu NEX etwas geringere Verschiebungen des Versuchskörpers für Parametersatz 3 und sehr ähnliche Verschiebungen für die übrigen Parametersätze. Parametersatz 3 prognostiziert vier Beulen des Projektils, wohingegen für die übrigen Parametersätze drei Beulen berechnet werden. Im Versuch kam es

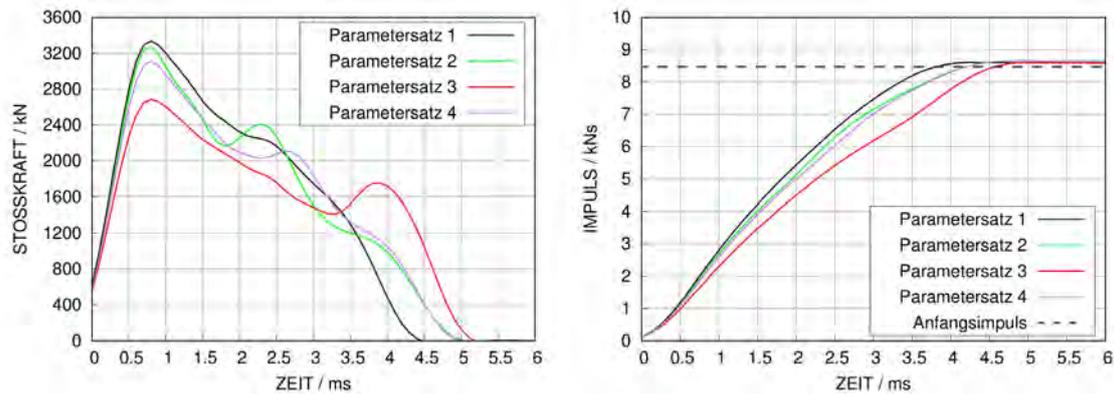
neben der Ausbildung von drei Beulen zu einer Rissbildung in Längsrichtung des Projektils (vgl. Abbildung in Tab. 4.3). Im Gegensatz hierzu kam es in X4 zum Beulen der Projektilstruktur mit vier Beulen, wobei allerdings die sphärische Nase abgetrennt wurde. Diese wird jeweils in den Simulationen nicht reproduziert, da auf die Berücksichtigung von Materialversagen und Imperfektionen der Projektilstruktur verzichtet wurde. Durch das Aufreißen verbleiben Unsicherheiten bezüglich der Belastung. Die Referenzrechnung wurde aus pragmatischen Gründen mit Parametersatz 2 durchgeführt, was typischen Werten für Edelstahl entspricht. Die Materialeigenschaften von Beton wurden durch das Winfrith-Modell beschrieben. Hierbei wurden auf Basis von VTT-Daten als Eingabeparameter  $2,33 \text{ g/cm}^3$  für Dichte,  $31,87 \text{ GPa}$  für E-Modul,  $0,197$  für Poissonzahl,  $52,1 \text{ MPa}$  für Druckfestigkeit,  $3,64 \text{ MPa}$  für Zugfestigkeit,  $148,7 \text{ N/m}$  für Bruchenergie und  $4 \text{ mm}$  als Radius des Größtkorns verwendet.

**Tab. 4.3** Parametersätze zum DIF des Projektil-Materials

Parametersatz	D / 1/s	q /-	Beulen	Verformungen der Nase des Projektils	
				NEX	X4
1	40,4	5	3		
2	100	10	3		
3	1065	2,36	4		
4	240	4,74	3		

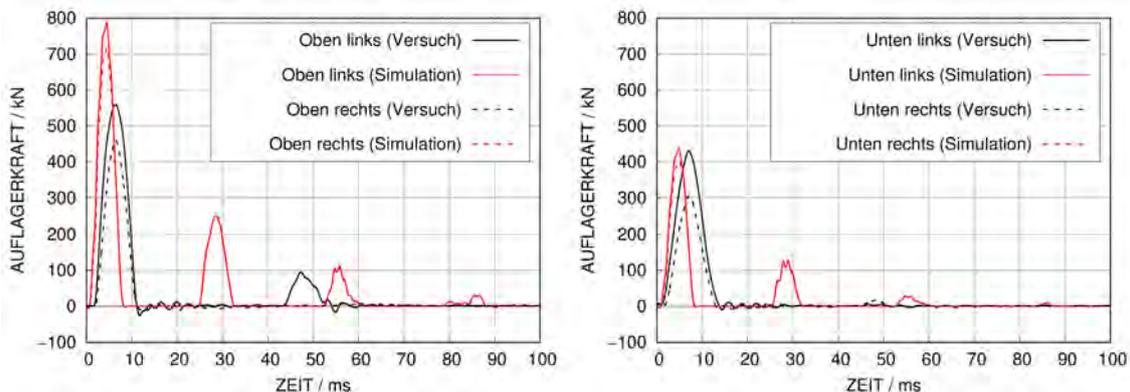


**Abb. 4.30** Statische und dynamische Spannungs-Dehnungs-Beziehung und Abhängigkeit des DIF von der Dehnrate zur Abbildung des Materials des Projektils in Versuch NEX



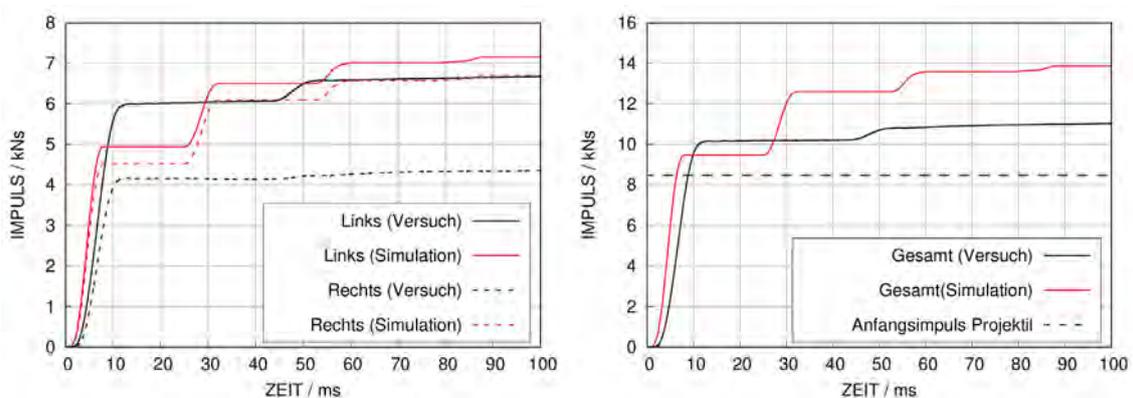
**Abb. 4.31** Simulierte Belastungen zu verschiedenen DIF-Parametersätzen zu NEX

Berechnete und gemessene horizontale Auflagerkräfte werden in Abb. 4.32 miteinander verglichen. Messdaten leiten sich aus Dehnungsmessungen an den horizontalen Auflagerrohren ab. Diese werden mit 60 Hz tiefpassgefilterten Kontaktkräften zwischen Seitenwänden und Stahlplatten verglichen. Erwartungsgemäß treten an den oberen Auflagern größere Kräfte als an den unteren auf. Es ist eine Asymmetrie in den Messdaten erkennbar, welche in den numerischen Ergebnissen deutlich geringer ausgeprägt ist. Diese können dem Versatz des Aufprallpunktes um 35 mm nach links von der Symmetrieachse zugeordnet werden, was in der Modellbildung berücksichtigt ist. Die Richtungsangaben beziehen sich hierbei auf eine Ansicht auf die Vorderseite, d.h. in Richtung der Aufprallrichtung. Insbesondere an den oberen Auflagern überschätzt die Simulation die Auflagerkräfte und unterschätzt die Breite des ersten Maximums. Weiterhin treten im Nachschwingverhalten des Versuchskörpers erneute Kontakte auf, deren Zeitpunkte und Häufigkeit nicht durch die Simulation reproduziert werden. Dies ist durch Defizite bei der Abbildung der vertikalen Verankerung zu erklären.



**Abb. 4.32** Vergleich von simulierten und gemessenen horizontalen Auflagerkräften an den Seitenwänden im Versuch NEX

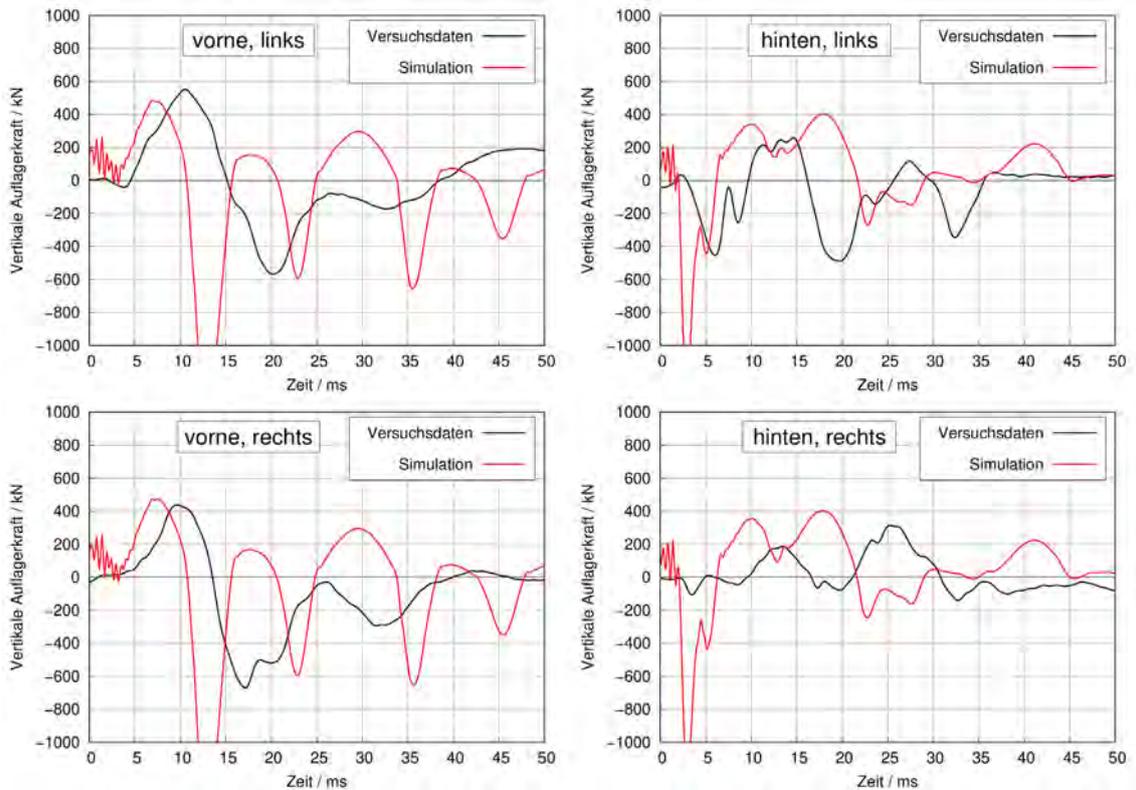
Die Impulsüberträge in die Auflager werden in Abb. 4.33 miteinander verglichen. Hier zeigen sich deutlich die Unterschiede bezüglich der Asymmetrie. Der Vergleich der gesamten Impulse zeigt, dass der Impulsinhalt des ersten Maximums in Versuch und Simulation ähnlich ist. Der aus den Auflagerkräften berechnete Impuls übersteigt hierbei den Wert des aus LZF berechneten Impulses (vgl. Abb. 4.31), was mit der Massenträgheit bzw. dem Rückprall des gesamten Versuchskörpers erklärt werden kann. Abweichungen können durch Unterschiede beim Rückprall bzw. der elastischen Energie des Projektils, Effekte der Massenträgheit des Versuchskörpers oder durch Unterschiede bei der Verankerung des Versuchskörpers begründet sein. Die Werte sind konsistent mit dem Anfangsimpuls des Projektils, welcher den Impuls des Rückpralls und Trägheitseffekte des Versuchskörpers nicht enthält.



**Abb. 4.33** Vergleich von simulierten und gemessenen horizontalen Impulsüberträgen in die Auflagerung an den Seitenwänden in Versuch NEX

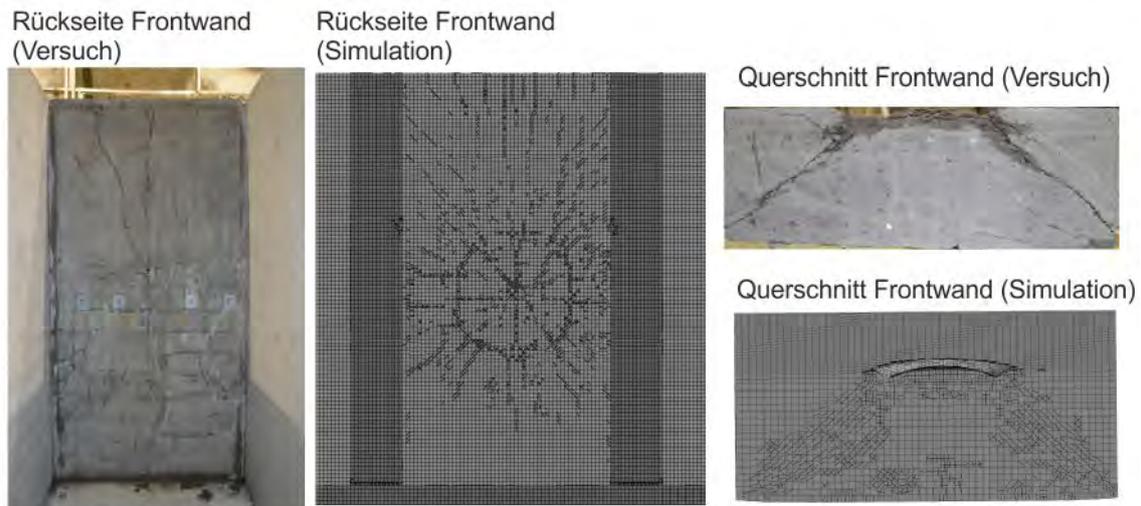
Die an den vier Podesten gemessenen vertikalen Auflagerkräfte werden in Abb. 4.34 mit den Simulationsergebnissen verglichen. Zu Beginn des Versuches erfahren die vorderen Lager erwartungsgemäß eine Zug- und die hinteren eine Druckbelastung. Es treten erhebliche Unterschiede bezüglich der Maxima sowie der Frequenzen auf. Insbesondere gilt dies für den Druckbereich. Weiterhin werden Asymmetrien in den Versuchsdaten deutlich, die in der Simulation nicht erfasst werden. Für die Simulation der Verankerung wurde für NEX die gleiche Modellierung wie für den IRIS-3 Versuchskörper verwendet /GRS 20/. Für die Simulation der IRIS-3 Versuche konnten hiermit gute Ergebnisse erzielt werden. Ein wesentlicher Unterschied zwischen NEX und IRIS-3 besteht in der Art der Belastung. Das Maximum der Stoßkräfte liegt in den IRIS-3 Versuchen je nach Aufprallgeschwindigkeit zwischen 400 kN und 900 kN, was deutlich unterhalb der Werte der LZF für NEX liegt (vgl. Abb. 4.31). Für eine weitere Verbesserung der Modellierung der Auflagerstruktur fehlen derzeit die Bezugspunkte. Insbesondere die korrekte

Berücksichtigung des Ausziehverhalten der Spannanker aus dem Laborboden stellt eine Herausforderung an die Modellbildung dar.



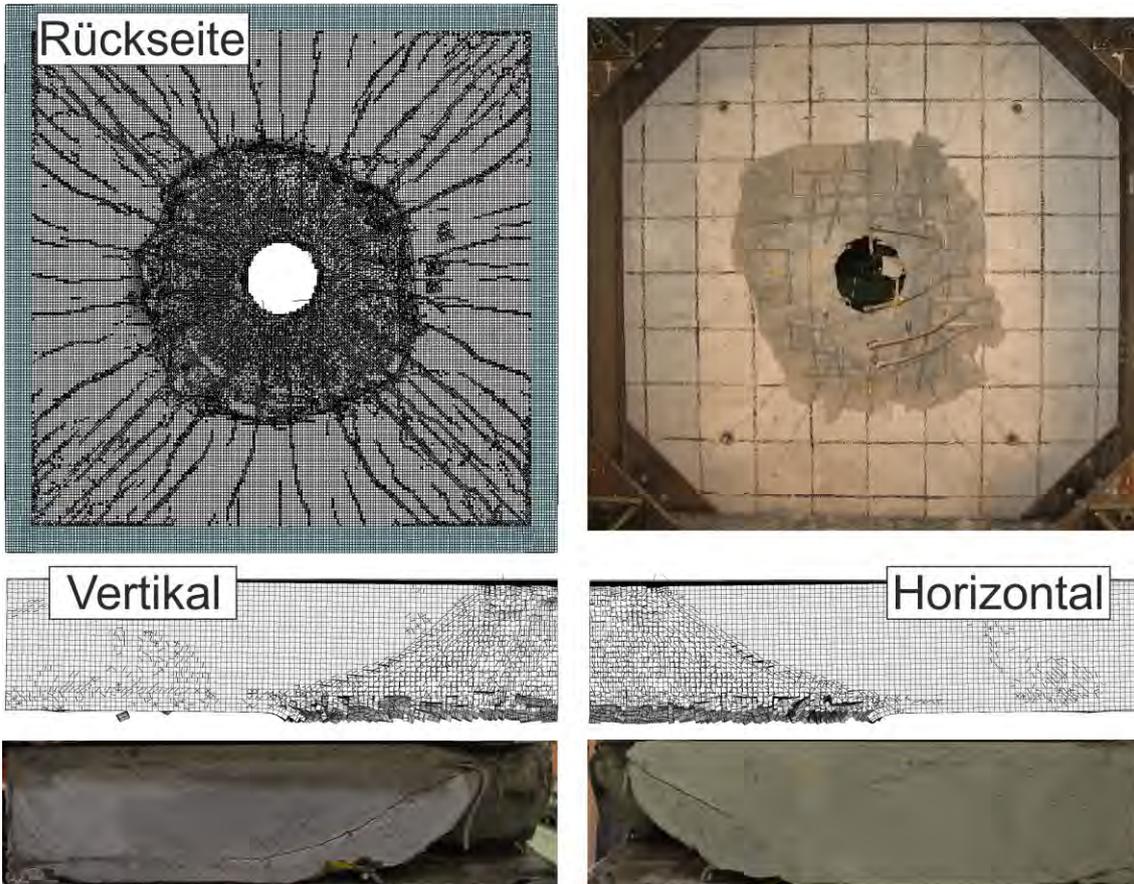
**Abb. 4.34** Vergleich gemessener und simulierter vertikaler Auflagerkräfte in NEX

Das Winfrith-Modell verfügt über die Option zur Visualisierung von Rissen. Abb. 4.35 zeigt einen Vergleich mit den Rissbilder der Rückseite der Frontwand sowie eines horizontalen Schnittes der Frontwand. Im Bereich der Verbindung von Bodenplatte und Frontwand sind im Versuch Risse erkennbar, welche in der Simulation nicht auftreten. Die Bildung eines Stanzkegels im Querschnitt ist deutlich sichtbar.



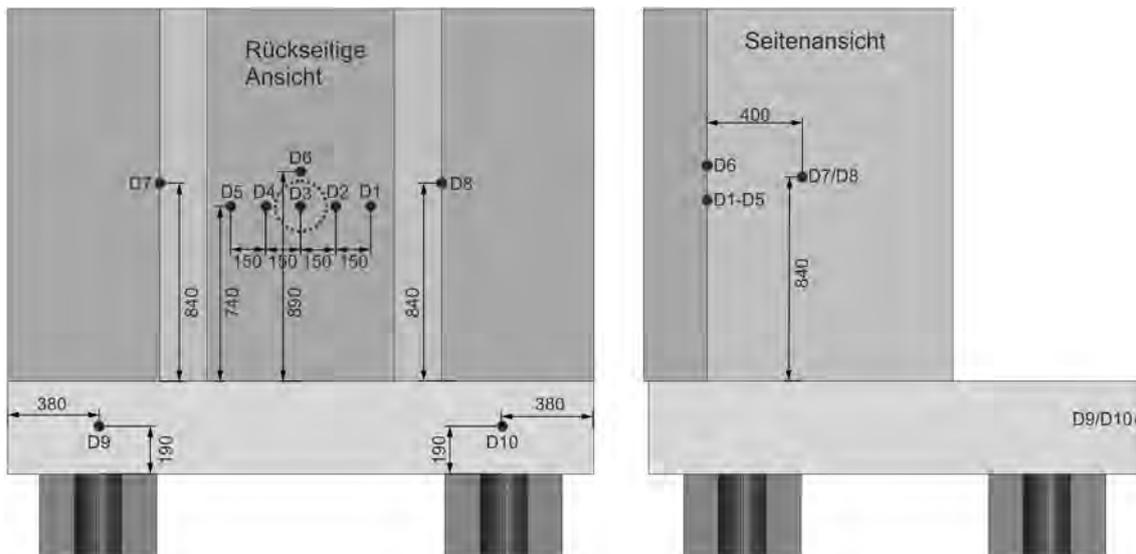
**Abb. 4.35** Vergleich von Rissbildern in Versuch NEX und Simulationsergebnissen

Im Gegensatz zu NEX kommt es in X4 zur Perforation, was bei Simulationen mit dem Winfrith-Modell durch Definition eines Erosionskriteriums abgebildet werden kann. Abb. 4.36 vergleicht die Schädigungsbilder für eine Simulation mit einem Erosionskriterium von 40 % effektiver Dehnung. Mit diesem Kriterium kommt es bei den Simulationen zu Versuch NEX nicht zur Perforation der Frontwand. Das Winfrith-Modell berücksichtigt nicht den Effekt der Materialschädigung, d. h. die elastischen Konstanten bleiben unverändert. Die Wahl eines Erosionskriteriums beeinflusst maßgeblich das Simulationsergebnis und erfolgt anhand von Versuchsergebnissen und erfolgt nicht anhand von Materialparametern. Insofern wäre eine Übertragbarkeit auf andere Szenarien nicht fundiert. Für die Simulation von Perforationsvorgängen scheinen sich Materialmodelle mit Berücksichtigung von Schädigung besser zu eignen, wie etwa das im Rahmen des Vorhabens RS1509 /GRS 16/ zur Simulation von X4 verwendete RHT-Modell. Dieses Modell reproduzierte sowohl für die Versuche X3 und X4 (vgl. Anhang A, Tab. A.6) als auch für NEX korrekt den Versagensmechanismus sowie die Residualgeschwindigkeit in X4.



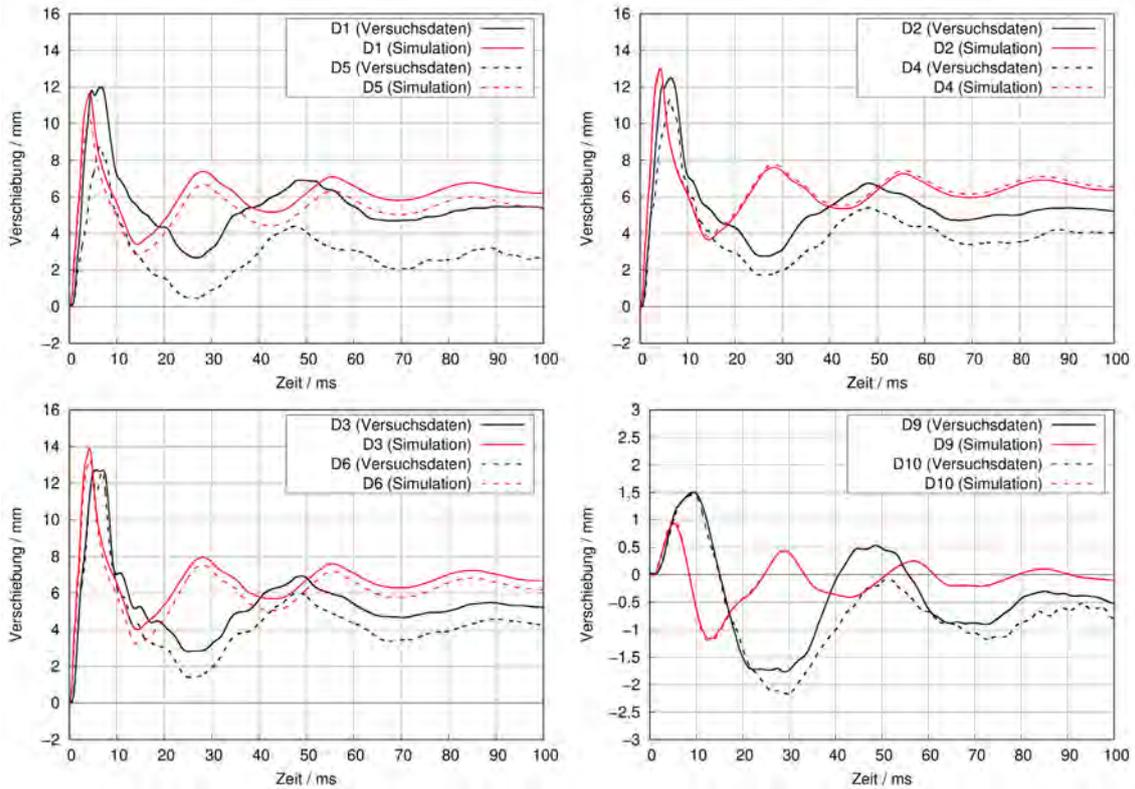
**Abb. 4.36** Vergleich von Schadensbildern in Versuch X4 und Simulationsergebnissen des Winfrith-Modells mit Erosionskriterium

Der Versuchskörper ist mit insgesamt zehn induktiven Wegaufnehmern zur Messung von Verschiebungen instrumentiert. Hierbei werden auf der frontseitigen Wand durch D1-D6 und an der Bodenplatte durch D9/D10 jeweils Verschiebungen in Richtung der Aufprallgeschwindigkeit gemessen. An den Seitenwänden erfolgt durch D7 und D8 eine Messung von Verschiebungen in lateraler Richtung. Die Positionen der Sensoren können Abb. 4.37 entnommen werden.

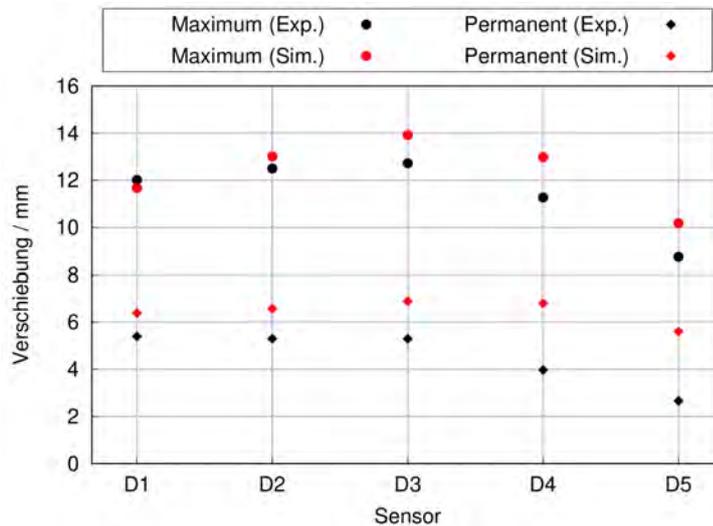


**Abb. 4.37** Position der Verschiebungsaufnehmer in Versuch NEX

In Abb. 4.38 werden gemessene und simulierte Zeitverläufe horizontaler Verschiebungen in Aufprallrichtung verglichen. Der Aufprallpunkt war im Versuch um ca. 35 mm in Richtung von D2 verschoben. Demzufolge wurden an den Positionen D2 und D1 größere Verschiebungen gemessen als an den Positionen D4 und D5. In der Simulation ergibt sich trotz Berücksichtigung des Versatzes ein sichtbarer Unterschied lediglich bei den Ergebnissen D1 und D5. Dies wird auch anhand der in Abb. 4.39 dargestellten Verschiebungsfigur deutlich. Die Maxima sowie die permanenten Werte der Verschiebungen der Frontwand werden insgesamt zufriedenstellend reproduziert. Abweichungen bezüglich der Frequenzen im Nachschwingverhalten sind der Modellierung der vertikalen Auflagerbedingung zuzuordnen. Die Verschiebungen an Position D9 und D10 sind gering und die Versuchsdaten weisen wie die Simulationsergebnisse keine Asymmetrie auf.

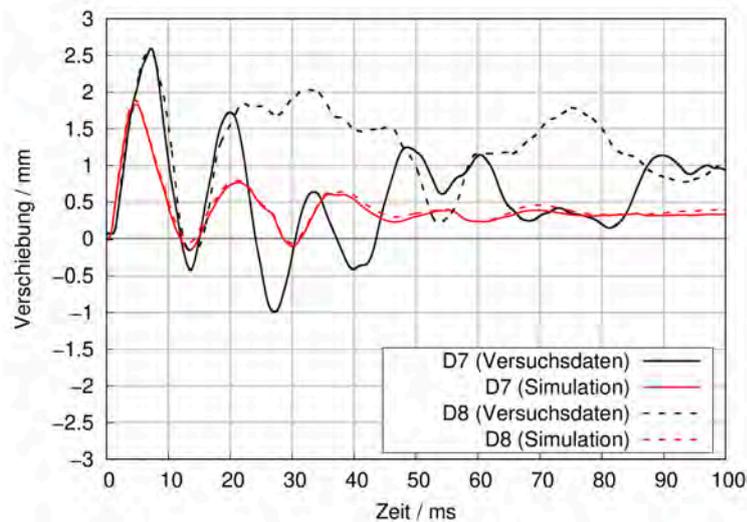


**Abb. 4.38** Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von horizontalen Verschiebungen in Versuch NEX



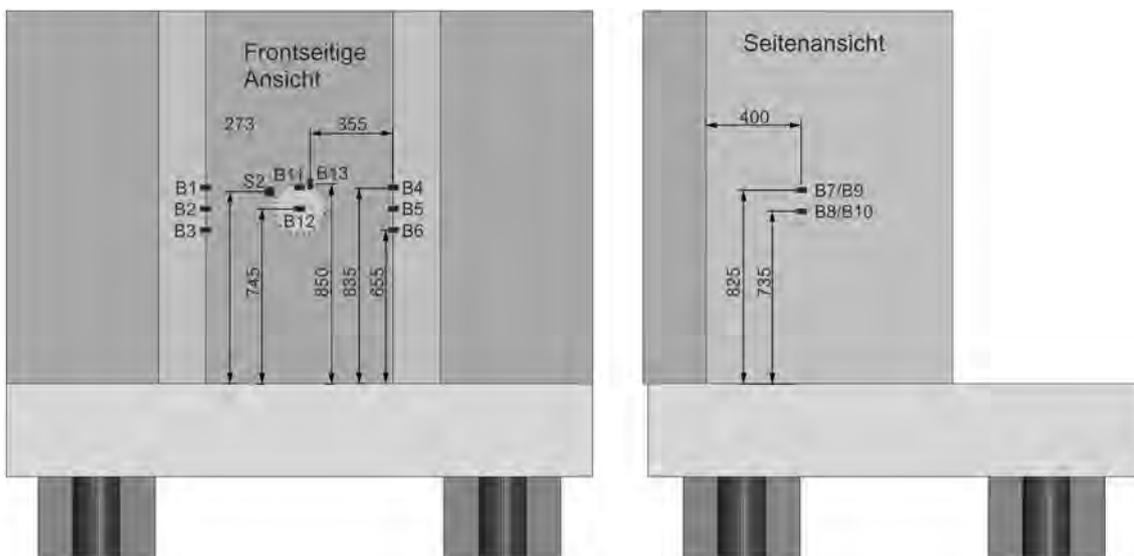
**Abb. 4.39** Verschiebungsfiguren der frontseitigen Wand in Versuch NEX

Die lateralen Verschiebungen der Seitenwände sind gering, wie der Vergleich in Abb. 4.40 zeigt. Ab ca. 20 ms scheinen die Versuchsdaten zu D8 fragwürdig. Bis zu diesem Zeitpunkt weisen die Versuchsdaten wie auch die Simulationsergebnisse keine Asymmetrie auf.



**Abb. 4.40** Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von lateralen Verschiebungen in Versuch NEX

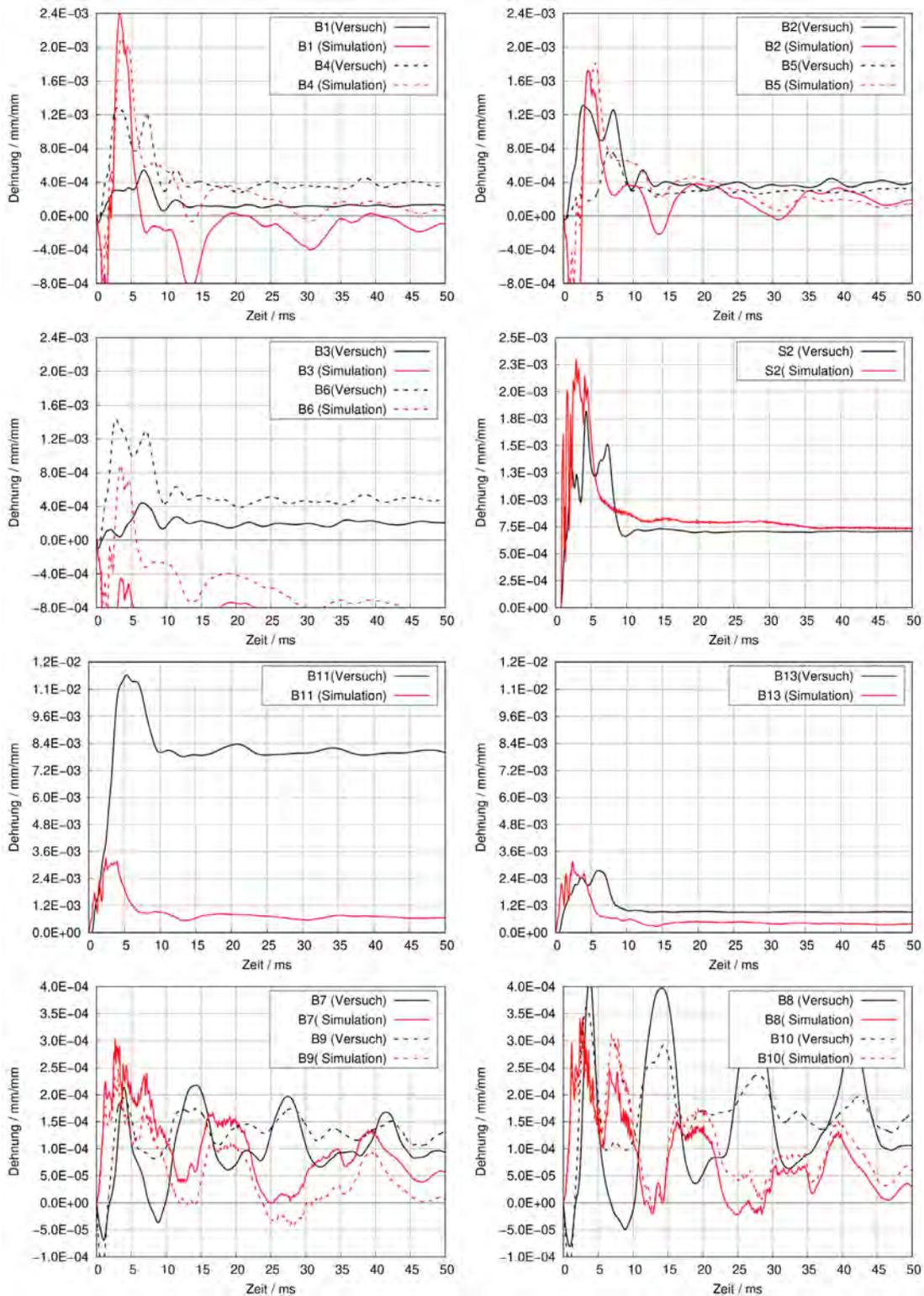
Die DMS B1-B6 befinden sich auf horizontalen Bewehrungsstäben auf der frontseitigen Biegebewehrung der Wand, DMS B12 und B13 auf der rückseitigen Biegebewehrung der Wand, B7-B9 jeweils auf horizontalen Stäben auf den Außenseiten der Seitenwände und S2 auf einem Bügel in der Mittenebene der Wand (siehe Abb. 4.41).



**Abb. 4.41** Positionen der DMS auf Bewehrungsstäben in Versuch NEX

Die Ergebnisse der Dehnungsmessungen werden Abb. 4.42 den Simulationsergebnissen gegenübergestellt. In einigen Fällen stimmen die Daten zufriedenstellend überein, wie etwa für S2, B1, B7, B9 und B13. Für das DMS-Paar B3 und B6 sind die Simulationsergebnisse im Hinblick auf eine Stauchung schwer interpretierbar. Im Aufprallbereich

sind in den Messdaten infolge lokaler Effekte große Unterschiede zwischen B11 (horizontaler Stab) und B13 (vertikaler Stab) erkennbar, die in der Simulation nicht reproduziert werden. An den DMS in Seitenwänden sind die Dehnungen elastisch.



**Abb. 4.42** Vergleich von Dehnungen an Bewehrungsstäben in Versuch NEX

Im Rahmen der Simulationsarbeiten zu NEX wurden Parameterstudien im Hinblick auf die Verschiebungen der Frontwand durchgeführt. Diese ergaben folgende Ergebnisse:

- Maximale und permanente Verschiebungen sensitiv bezüglich der Art der Belastung, welche über die Form des DIF des Projektils variiert wurde.
- Maximale und permanente Verschiebungen sensitiv bezüglich der Wanddicke, welche zwischen 270 und 250 mm variiert wurde.
- Frequenz der Verschiebung leicht sensitiv bezüglich vertikaler Auflagerbedingung. Vereinfachte volle Fixierung der Auflagerpodeste erhöht die Frequenz.
- Frequenzen der Verschiebung lediglich schwach sensitiv bezüglich der Steifigkeit der horizontalen Auflagerstruktur.
- Maximalwerte und Frequenz der Verschiebung leicht sensitiv bezüglich Bruchenergie des Betons, welche zwischen 149 N/m gemäß /CEB 13/ und 85 N/m gemäß /CEB 93/variiert wurde.

Zusammenfassend lässt sich schlussfolgern, dass der Effekt des Aufprallpunktes nahe einer Randbedingung im Prinzip von den Simulationen korrekt wiedergegeben wird. Das Winfrith-Modell gibt die maximalen und permanenten Verformungen sowie das Rissbild der Frontwand zufriedenstellend wieder. Ob Perforationsversagen vorliegt, sollte in begleitenden Analysen z. B. mit dem RHT-Modell gesondert untersucht werden. Abschließend verbleiben bei den Analysen Unsicherheiten bezüglich der LZF, der exakten Dicke der Frontwand und der korrekten Abbildung der vertikalen Auflagerbedingung.

#### **4.3 Versuche mit Überlapp der Biegebewehrung im Aufprallbereich**

Im Rahmen von Phase IV von VTT IMPACT wurden zwei Versuche zur Wirkungsweise von Überlappungsstößen der Biegebewehrung durchgeführt. Als Grundlage dienen Versuche der von der GRS spezifizierten L-Reihe /GRS 20/, welche im Rahmen von Phase III von VTT IMPACT durchgeführt wurde. In dieser Versuchsreihe wurden als Projektile wassergefüllte Edelstahlrohre verwendet. Bei den Versuchsplatten handelte es sich um zweiachsig gelagerte Stahlbetonplatten mit einer Dicke von 150 mm. Wesentliche Versuchsparameter sind in Tab. 4.4 aufgeführt. Der Versuch L6 war als Wiederholung von L1 konzipiert, um die Frage der Reproduzierbarkeit der Versuchsergebnisse zu untersuchen. Bezüglich der Betoneigenschaften ist eine gute Vergleichbarkeit der Versuche gegeben. Im Gegensatz zu den Versuchen L1 und L6 ist die rückseitige horizontale

Biegebewehrung der Versuchsplatte in ROL1 und ROL2 durch Überlappungsstöße verbunden (vgl. Abb. 4.43). Im Vergleich zu ROL1 wurde in ROL2 der Anteil der Schubbewehrung deutlich um etwa den Faktor vier reduziert.

**Tab. 4.4** Versuchsp Parameter in ROL-Serie ( $M_{ges.}$  Gesamtmasse,  $M_w$  Wassermasse Projektil,  $f_c$  Zylinderdruckfestigkeit,  $f_t$  Spaltzugfestigkeit des Betons)

Versuch	$v_0$ / m/s	$M_{ges.}$ / kg	$M_w$ / kg	Bewehrung	Bügel / $cm^2/m^2$	$f_c$ / MPa	$f_t$ / MPa
L1	112,9	51,24	38,04	durchlaufend	53,5	54,7	3,58
L6	117,5	51,37	37,95	durchlaufend	53,5	51,9	3,24
ROL1	115,8	50,42	37,72	überlappend	53,5	51,8	3,45
ROL2	114,3	51,10	37,4	überlappend	12,6	51,8	3,45

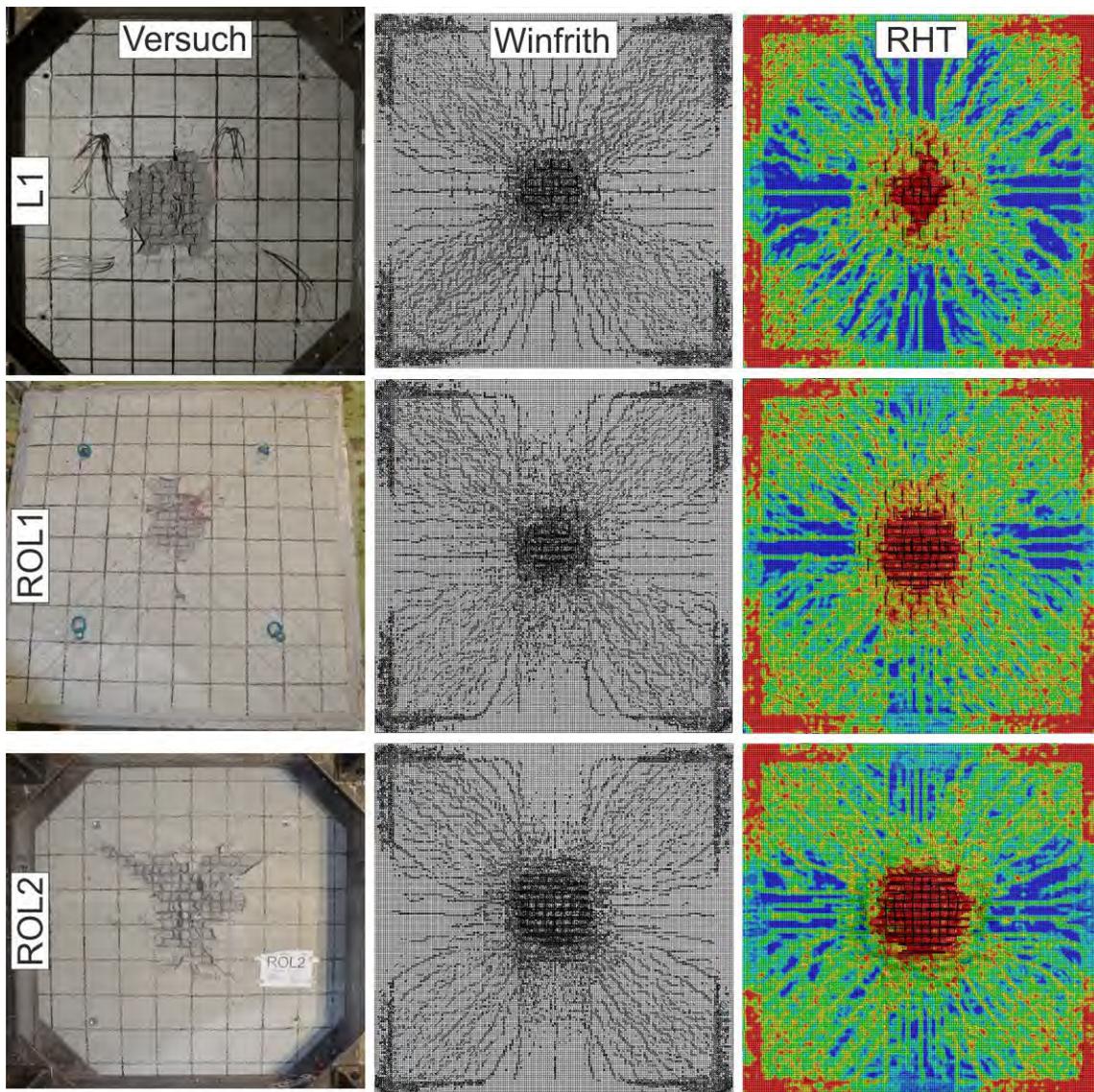


**Abb. 4.43** Biegebewehrungsanordnung in ROL-Serie

Die Modellierung der Projektilstruktur ist in /GRS 20/ und /HEC 22c/ im Detail beschrieben. Da die Lagerungsbedingung ähnlich derjenigen der IB-Reihe ist, wird zur Abbildung der Versuchsplatte in Modellen für das Rechenprogramm LS-DYNA eine ähnliche Modellierung verwendet (vgl. Kapitel 4.1). Es wurden Simulationen mit dem Winfrith-Modell (RATE=0) und dem RHT-Modell durchgeführt.

Simulierte Schädigungen werden Photographien der Versuchsplatte in Abb. 4.44 gegenübergestellt. Es ist erkennbar, dass die Ausdehnung der vom Scabbing betroffenen Fläche in ROL1 etwas geringer ist als in L1. In den Simulationen mit dem Winfrith-Modell wird von der Rissvisualisierung Gebrauch gemacht, wohingegen die Ergebnisse der Simulationen mit dem RHT-Modell den Schadensparameter darstellen. Stark verformte

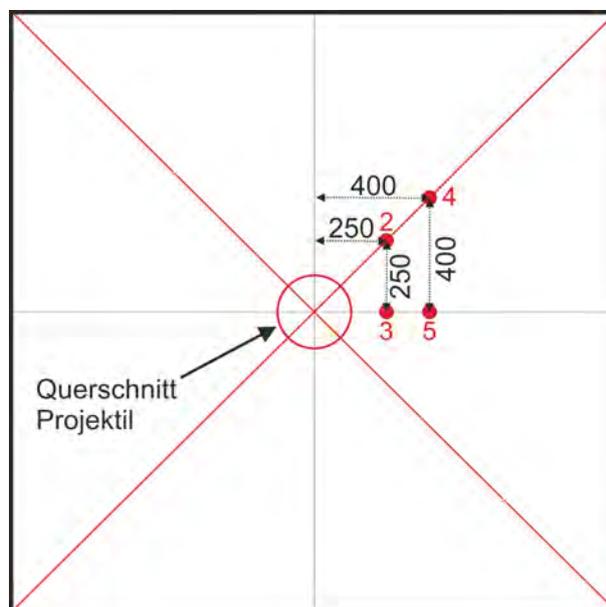
Elemente im Bereich des Scabbing wurden ausgeblendet. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse der Simulationen bezüglich des Schadensbildes jeweils ähnlich sind. Der Betonauwurf entlang der diagonal verlaufenden Fließgelenke in ROL2 wird nicht reproduziert.



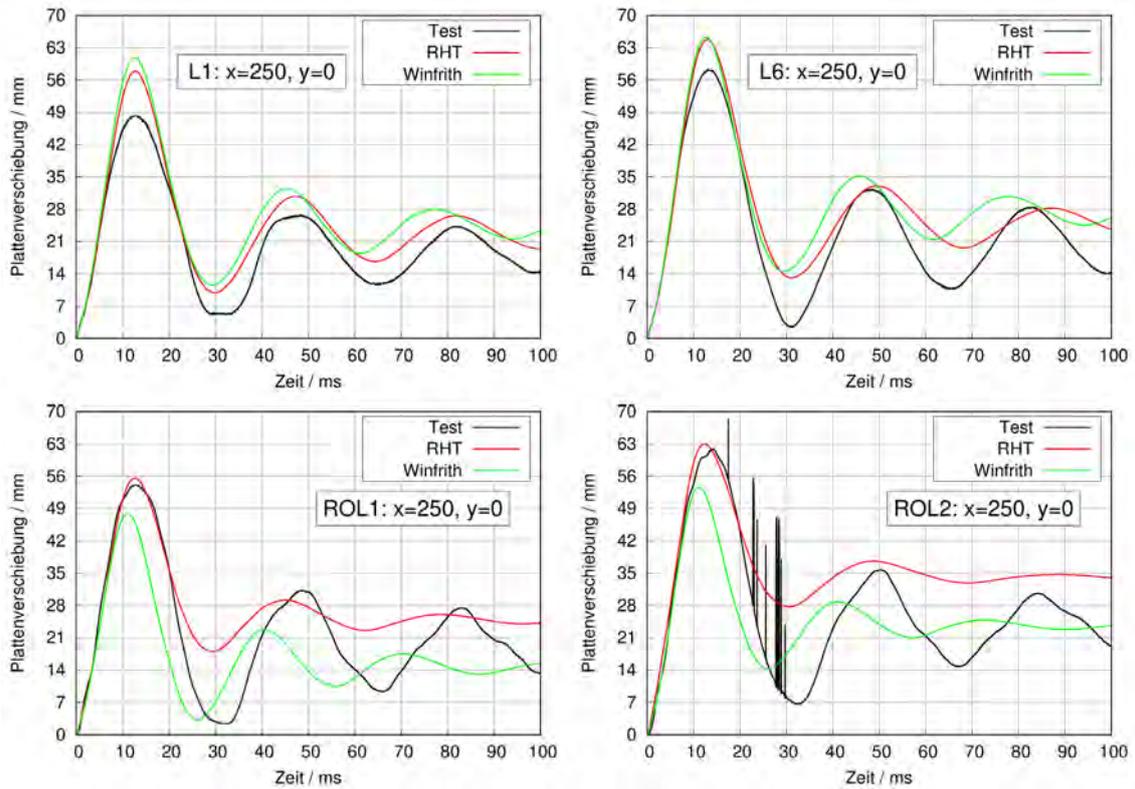
**Abb. 4.44** Rückseitige Schäden der Versuchsplatte in L1, ROL1 und ROL2

Zeitverläufe von Verschiebungen an Sensorpositionen (vgl. Abb. 4.45), welche horizontal vom Aufprallpunkt versetzt, ca. 20 mm hinter der rückseitigen Biegebewehrung verankert wurden, werden in Abb. 4.46 und Abb. 4.47 miteinander verglichen. Abb. 4.48 und Abb. 4.49 zeigen entsprechende Vergleich für Sensorpositionen auf dem Fließgelenk. Bezüglich der Maximalverformungen in den Simulationen zu L1 und L6 stimmen die Ergebnisse des Winfrith-Modells und des RHT-Modells überein. Im Hinblick auf Frequenz wird deutlich, dass die Steifigkeit der geschädigten Platte in den Simulationen mit dem RHT-Modell geringer ist. Größere Unterschiede ergeben sich bei den Simulationen

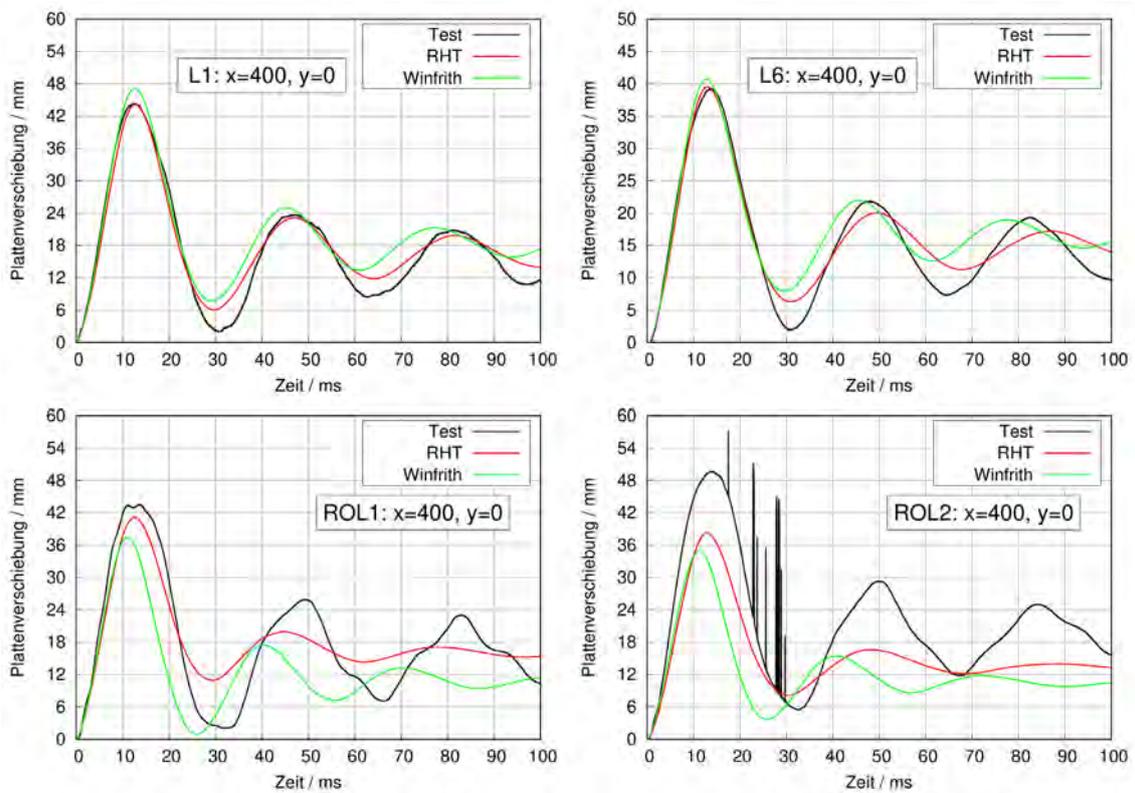
für ROL1 und ROL2. Es ist bei den Simulationen mit dem Winfrith-Modell bemerkenswert, dass sowohl in ROL1 als auch in ROL2 geringere Maximalverschiebungen als in L1 und L6 prognostiziert werden. Dies lässt sich durch die Erhöhung der Biegebewehrungsdichte im Überlappbereich erklären, deren Steifigkeit mit dem Winfrith-Modell offenbar überschätzt wird. Die Reduzierung der Schubbewehrungsdichte weist lediglich einen geringen Einfluss auf die Ergebnisse des Winfrith-Modells auf. Im Prinzip scheint das RHT-Modell besser geeignet, die höhere Schädigung in ROL2 abzubilden. Allerdings kommt es auch in den Simulationen mit dem RHT-Modell insgesamt zu einer Unterschätzung der Plattenschädigung. Die Unterschiede der Versuchsergebnisse zwischen L1 und ROL1 bezüglich der Verformungen übersteigen offenbar nicht signifikant die Unterschiede zwischen den Versuchen L1 und L6. Es kommt jeweils zu einem Biegeversagen der Stahlbetonplatte. Insgesamt lassen sich die Versuchsergebnisse von ROL1 so interpretieren, dass die Übertragung der Schubkräfte durch die Überlappungsstöße im Vergleich zu durchgehenden Bewehrungsstäben nicht wesentlich beeinträchtigt ist. Ob dies für ROL2 der Fall ist, lässt sich derzeit nicht abschließend bewerten. Der Grund hierfür besteht in der Tatsache, dass für die in ROL2 verwendete Schubbewehrungsdichte kein Referenzversuch mit durchgehenden Bewehrungsstäben durchgeführt wurde.



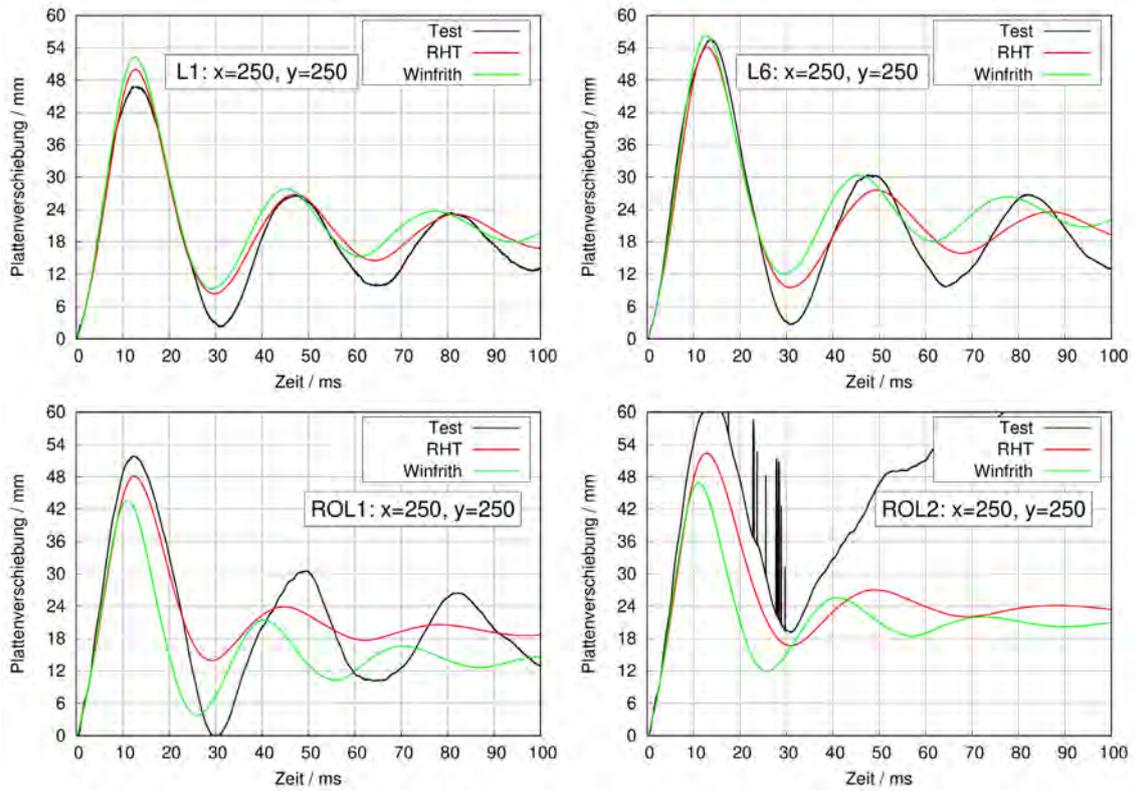
**Abb. 4.45** Untersuchte Positionen von Verschiebungssensoren in ROL- und L-Reihe (Frontansicht der Stahlbetonplatte)



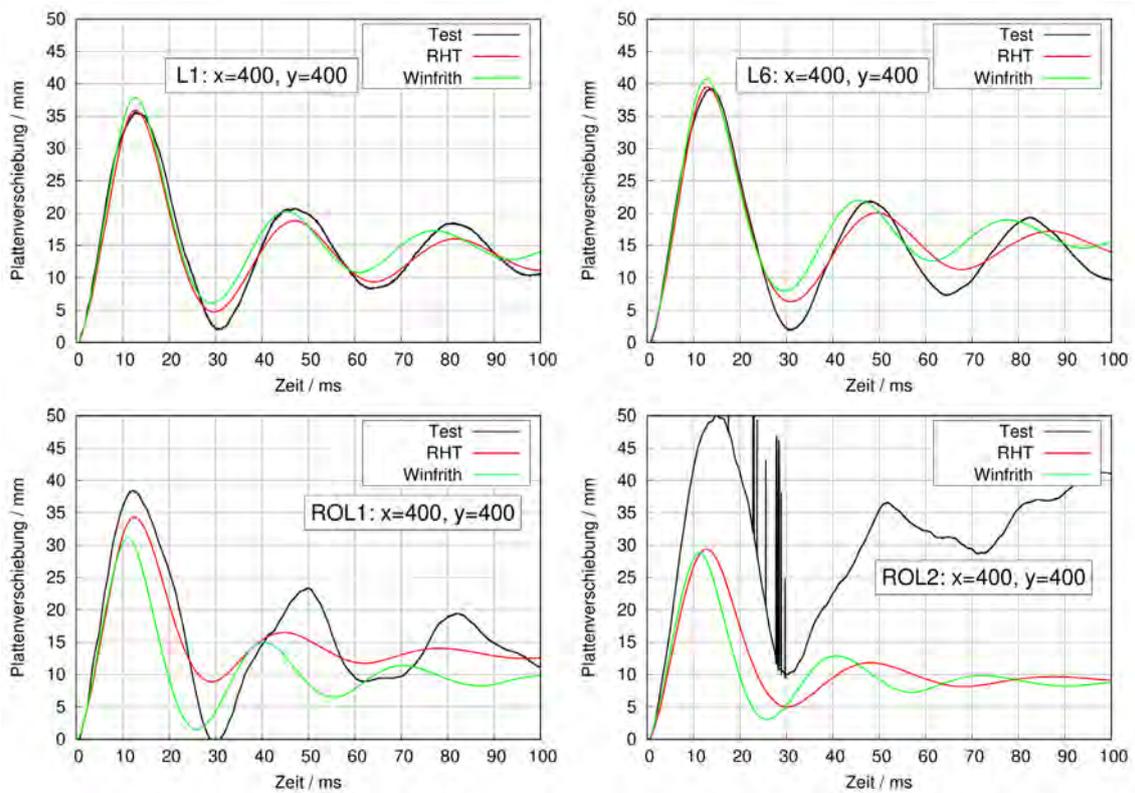
**Abb. 4.46** Verschiebungen an der Position D3 in der L- und der ROL-Serie



**Abb. 4.47** Verschiebungen an der Position D5 in der L- und der ROL-Serie



**Abb. 4.48** Verschiebungen an der Position D2 in der L- und der ROL-Serie



**Abb. 4.49** Verschiebungen an der Position D4 in der L- und der ROL-Serie

#### 4.4 Fazit

Versuche zum Biegeversagen von Stahlbetonplatten infolge eines weichen Stoßes unter einem Neigungswinkel wurden mit dem Rechenprogramm LS-DYNA simuliert. Das Winfrith-Modell eignet sich gut zur Abbildung von Fließgelenken in der Stahlbetonplatte. Bei einem Neigungswinkel von  $10^\circ$  entsprechen die Ergebnisse annähernd den Ergebnissen der Referenzversuche zum senkrechten Stoß. Bei einem Neigungswinkel von  $20^\circ$  kommt es zu einem Abgleiten des Projektils und zu deutlich geringeren Verformungen der Stahlbetonplatte.

Beim Aufprall eines teilharten Projektils auf eine Stahlbetonstruktur kann der Abstand von Aufprallpunkt und Randbedingung den Versagensmechanismus beeinflussen, wie der bei VTT durchgeführte Versuch NEX zeigte. Dies wird durch Simulationen mit LS-DYNA nachvollzogen.

Simulationen von Aufprallversuchen zur Wirksamkeit von Überlappungsstößen in der Biegebewehrung zeigen, dass dadurch die Übertragung von Schubkräften gegenüber durchgehenden Bewehrungsstäben nicht wesentlich beeinträchtigt ist.

## 5 Simulation eines Versuches zu einer geschichteten Stahlbetonplatte unter Aufprallbelastung

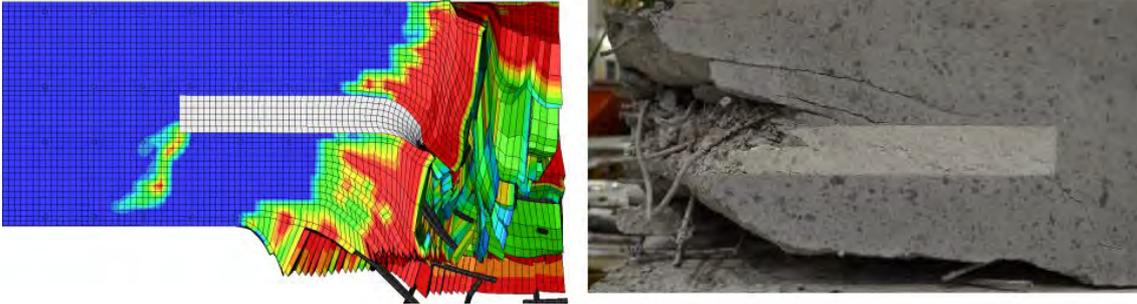
Im Rahmen des Vorhabens SAFIR2018 wurde bei VTT ein Aufprallversuch mit einer geschichteten Stahlbetonplatte durchgeführt /VEP 18/. Die Belastung erfolgt durch den Aufprall eines harten Projektils, dessen Abmessungen u. A. bereits in der IP-Reihe verwendet wurden (vgl. Abb. 3.13). Die Stahlbetonplatte besteht aus zwei 125 mm dicken Hälften, welche durch eine 50 mm dicke Schicht aus expandiertem Polystyrol besteht. Das Ziel des Versuches E3 bestand darin, den Perforationswiderstand einer geschichteten Stahlbetonplatte mit dem einer monolithischen zu vergleichen. Mit A1R aus dem VTT IMPACT Projekt (vgl. Anhang A, Tab. A.5) steht hierzu ein entsprechender Versuch zur Verfügung, der eine vergleichbare Biegebewehrungsdichte aufweist. Die wesentlichen Versuchsparameter werden in Tab. 5.1 aufgeführt. Die Abschätzung der ballistischen Grenzggeschwindigkeit  $v_{bl}$  erfolgt gemäß /KAR 79/ (vgl. Gleichung (3.1)).

**Tab. 5.1** Versuchsparameter in E3 im Vergleich zu A1R

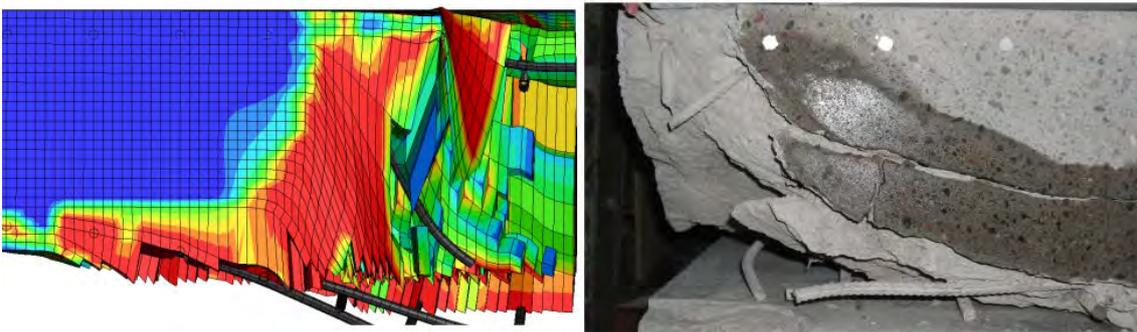
Parameter	Versuch E3	Versuch A1R
Projektilmasse $m_p$	47,58 kg	47,54 kg
Aufprallgeschwindigkeit	102,6 m/s	102,24 m/s
Plattendicke	125 mm +125 mm	250 mm
Biegebewehrung (jede Seite und Richtung)	Ø6/cc65	Ø10/cc90
Schubbewehrung	keine	
Druckfestigkeit Beton (Würfel)	55,5 MPa	41,2 MPa
Zugfestigkeit Beton	3,35 MPa	3,49 MPa
Residualgeschwindigkeit	41 m/s	12 m/s
Ausgeworfene Masse Beton $m_c$	58 kg	109 kg
Abschätzung $v_{bl}$	82,4 m/s	100,1 m/s

Die Versuche E3 und A1R wurden mit dem Rechenprogramm LS-DYNA simuliert, wobei die Modellbildung der in Kapitel 3.2 beschriebenen Vorgehensweise entspricht. Das Verhalten von Polystyrol wurde über \*Mat\_Crushable\_Foam abgebildet, wobei sich die Simulationsergebnisse als nicht sensitiv bezüglich der Materialparameter erwiesen.

Ein Vergleich der Schadensbilder der Querschnitte erfolgt in Abb. 5.1 und Abb. 5.2. Es wird deutlich, dass in A1R ein größeres Betonvolumen als in E3 ausgeworfen wird.

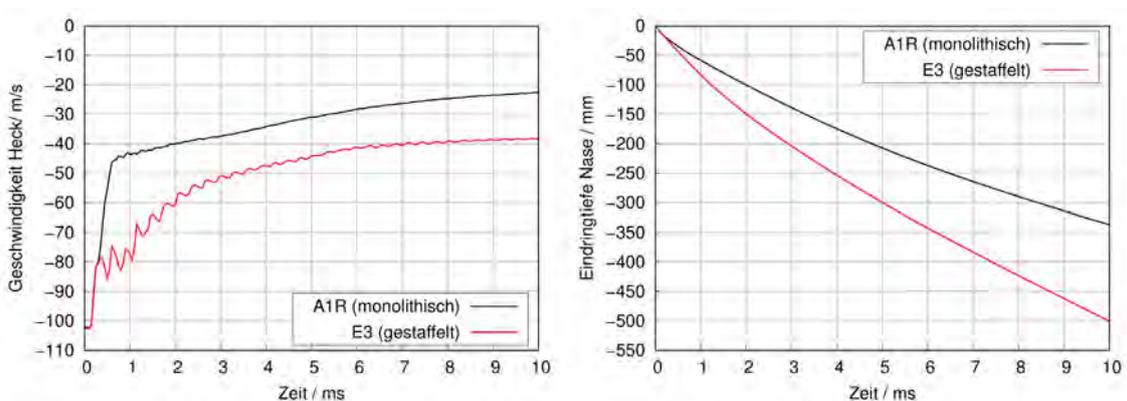


**Abb. 5.1** Vergleich der Schadensbilder des Plattenquerschnitts in Versuch E3



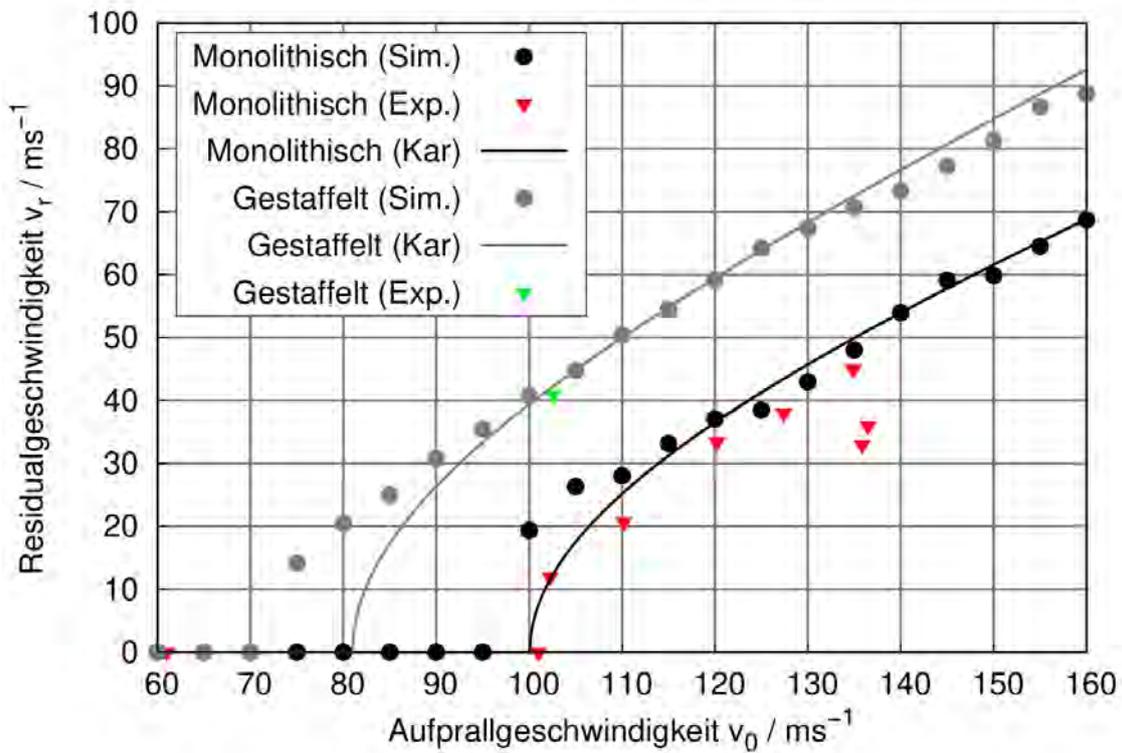
**Abb. 5.2** Vergleich der Schadensbilder des Plattenquerschnitts in Versuch A1R

Die simulierten Zeitverläufe für die Residualgeschwindigkeit des Projektilhecks und die Eindringtiefe der Projektilnase werden in Abb. 5.3 miteinander verglichen. Setzt man als Kriterium für Perforation eine Eindringtiefe von  $H+50$  mm an, so hat das Projektil in E3 nach ca. 5 ms und in A1R nach ca. 8 ms erreicht. Das numerische Ergebnis zur Residualgeschwindigkeit in E3 stimmt somit sehr gut mit dem Messwert überein. A1R wird mit einer Aufprallgeschwindigkeit nahe der ballistischen Grenzgeschwindigkeit durchgeführt, so dass in diesem Bereich größere Unsicherheiten bestehen.



**Abb. 5.3** Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten und Eindringtiefen in Simulationen zu den Versuchen A1R und E3

Es wurde für beide Plattentypen eine numerische Studie mit Variation der Aufprallgeschwindigkeit durchgeführt. Die entsprechenden Ergebnisse sind zusammen mit Versuchsdaten in Abb. 5.4 dargestellt.



**Abb. 5.4** Relation von Aufprallgeschwindigkeit und numerisch ermittelter Residualgeschwindigkeit einer geschichteten im Vergleich zur monolithischen Stahlbetonplatte

Auf Basis von semi-empirischen Formeln für monolithische Platten untersuchten Bendor et al. /BEN 09/ den Effekt der Schichtung auf die ballistische Grenzgeschwindigkeit. Ein Ergebnis dieser Studie ist, dass die maximale Reduktion bei jeweils gleicher Plattendicke erzielt wird. Für  $N$  Schichten gleicher Dicke ergibt sich für das Verhältnis der ballistischen Grenzgeschwindigkeiten von geschichteter Platte zu monolithischer Platte der einfache Zusammenhang aus Gleichung (5.1).

$$\frac{v_{bl}(N)}{v_{bl}} = N^{(1-n)/2} \tag{5.1}$$

Hierbei ist  $n$  ein Modellparameter, der von der zugrunde gelegten empirischen Formel abhängt. Für die Formel der Ballistic Research Laboratory gilt  $n=1,5$ . Für Changs Formel und Crieris Formel gilt  $n=2$ . In der Anwendung auf den Versuch A1R mit  $v_{bl}=100,1$  m/s ergeben sich Werte von  $v_{bl}(2)=84,2$  m/s bzw.  $v_{bl}(2)=70,78$  m/s. Diese Werte stimmen gut mit den Ergebnissen der numerischen Simulation bzw. mit der Abschätzung für E3 nach Gleichung (5.1) überein.

Das Modell von Dor et al. /BEN 09/ vernachlässigt Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Schichten einer gestaffelten Barriere. Ein senkrechter Stoß mit Residualgeschwindigkeit und Masse des Projektils nach der Perforation einer Schicht wird als Belastung zur Bewertung der nachfolgenden Schicht unterstellt. Mögliche Effekte hinsichtlich Ablenkung eines Projektils, Verformungen der Nase oder dem Aufprall von Trümmern werden somit vernachlässigt. Die Beurteilung von Simulationsergebnissen zu den Versuchen von Kojima /KOJ 91/ wird durch fehlende Daten bezüglich der Residualgeschwindigkeiten eingeschränkt. Ebenso liegen für die Versuche von Shirai et al. /SHI 97/ keine Daten zu Residualgeschwindigkeiten vor. In Simulationen zu den Versuchen von Shirai traten weiterhin praktische Schwierigkeiten bei der Abbildung von pendelartigen Lagerungsbedingungen und Gummitrennschichten zwischen den einzelnen Schichten auf. Ferner sind die einzelnen Schichten teilweise sehr dünn und die Abstände zwischen Schichten teilweise sehr klein. Zuletzt vorgestellte Simulation zu den Versuchsreihen von Kojima und Shirai et al. /MUN 22/ bestätigten grundsätzlich die Schlussfolgerung, dass monolithische Platten einen höheren Perforationswiderstand als geschichtete Platten vergleichbarer Dicke aufweisen. Ferner bestätigt die Studie, dass die Verwendung der Residualgeschwindigkeit eines Projektils als Annahme zur Belastung der nachgelagerten Barriere eine konservative Annahme darstellt.

Für eine abschließende Bewertung von Effekten der Wechselwirkung zwischen einzelnen Schichten, möglichen Einflüssen der Reihenfolge einzelner Schichten oder Effekten eines Liners im Hinblick auf Vermeidung von Scabbing wären weitere Versuchsdaten erforderlich.

## 6 Effekte der Größenskala

### 6.1 Einleitung

Der einfachste Fall der Skalierung besteht in einer geometrischen Skalierung um einen Skalierungsfaktor  $\lambda$ . Die Skalierung einiger Größen ist in Tab. 6.1 zusammengestellt. Es wird deutlich, dass aus der Skalierung der Masse praktische Einschränkungen bei der Durchführung von Versuchsreihen mit erhöhten Abmessungen erwachsen. Im Rahmen der Planungen zu Phase IV von VTT IMPACT stellte sich ein Skalierungsfaktor von  $\lambda=1,67$  als praktisch umsetzbar heraus.

**Tab. 6.1** Skalierungsfaktoren einiger Größen bei geometrischer Skalierung

Größe	Skalierung	Größe	Skalierung	Größe	Skalierung
Länge	$\lambda$	Kraft	$\lambda^2$	Dehnrates	$\lambda^{-1}$
Zeit	$\lambda$	Geschwindigkeit	1	Volumen	$\lambda^3$
Frequenz	$\lambda^{-1}$	Impuls	$\lambda^3$	Masse	$\lambda^3$
Spannung	1	Energie	$\lambda^3$	Dichte	1

Mögliche Effekte der Größenskala können z. B. über eine Dehnratesabhängigkeit des Materialverhaltens erwachsen. Da die Dehnrates gemäß Tab. 6.1 skaliert, hätten geringere Dehnrates auf einer größeren Skala eine geringere Festigkeit auf der größeren Skala zur Folge /JON 89/.

Reinhardt /REI 81/ wendet die Bruchmechanik auf Stahlbetonträger an. Hier ist die Bruchzähigkeit von der Risslänge abhängig. Da größere Strukturen größere Risslängen aufweisen, skaliert die maximal aufnehmbare Schubbruchspannung mit  $\lambda^{-1/2}$ . Ergebnisse quasistatischer Versuche für Träger und Platten ohne Bügelbewehrung bestätigen diesen Zusammenhang. Bügel unterbinden die Ausbreitung von Schubrissen, so dass diese nicht mehr für die Tragfähigkeit entscheidend sind.

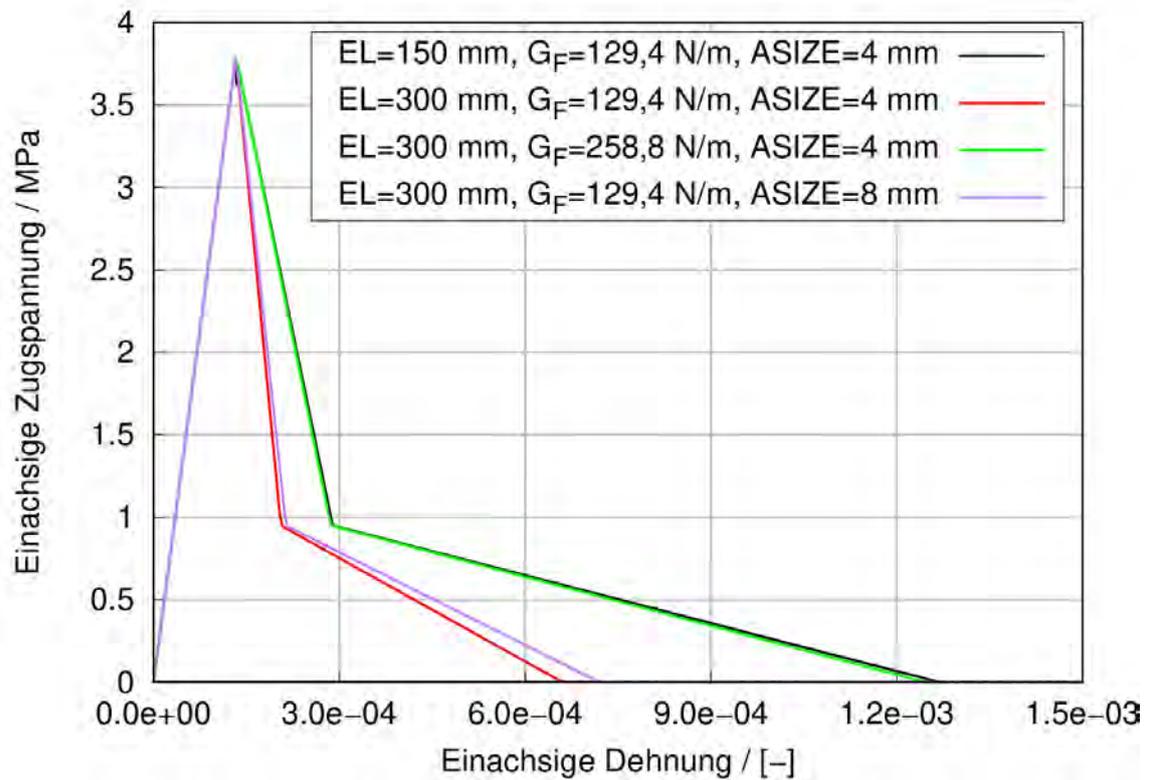
Das Verhalten des Betons weist eine Abhängigkeit von der Größe der Zuschlagskörner auf. So führen größere Zuschlagskörner etwa zu höheren Werten für die Bruchenergie /WIT 88/. Bei der Durchführung von Aufprallversuchen zum Einfluss der Größenskala stellt sich die Frage, ob die Siebkurve zur Größenverteilung der Zuschlagskörner ebenfalls zu skalieren ist. Beim Meppener Hard Missile Test /HOC 84/ wurde derart verfahren. Für andere Versuche /SAG 79/, /SUG 93b/ liegen keine Informationen vor.

Der bisherige im Rahmen des VTT IMPACT Projektes genutzte Versuchsstand wies für die Spannweite der Versuchsplatten eine Grenze von 2,0 m auf. Die Aufprallenergie des Projektils war auf 700 kJ beschränkt. Dies entspricht für eine Projektilmasse von 50 kg einer maximalen Aufprallgeschwindigkeit von ca. 167 m/s. Mit der 2022 begonnenen Errichtung eines erweiterten Auflagerrahmens sollen Lateralabmessungen von 3,5 m möglich sein, was einem Skalierungsfaktor von etwa 1,75 entspricht /VEP 22a/. Im Rahmen des Vorhabens SimSEB II wurden Voruntersuchungen im Hinblick auf mögliche Skaleneffekte bei bereits durchgeführten Versuchen des IMPACT Projektes durchgeführt. Die Erweiterung des Versuchsstands war zum Zeitpunkt der Berichtslegung zum Vorhaben RS1583 noch nicht abgeschlossen.

## **6.2 Das Winfrith-Betonmodell im Hinblick auf Skaleneffekte**

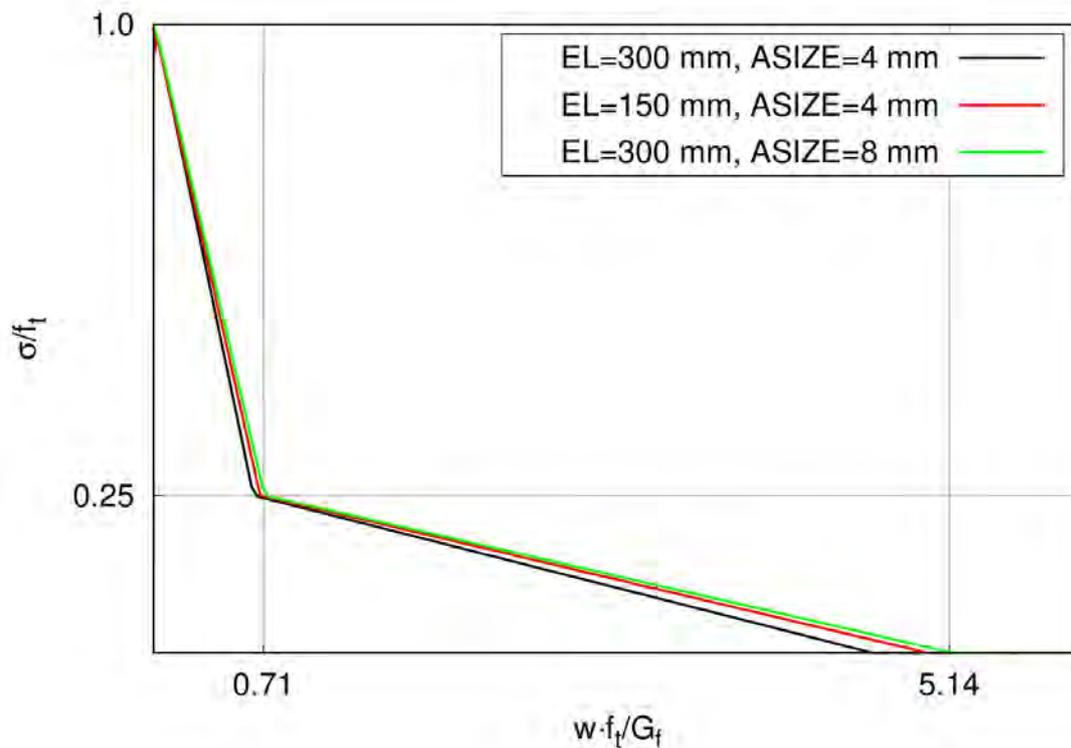
Bei der Durchführung von FE-Rechnungen stellt sich im Hinblick auf Skaleneffekte die Frage, ob die Elementkantenlänge zu skalieren ist. Weiterhin stellt sich die Frage, inwieweit Eingabeparameter des Materialmodells für Beton von der Elementgröße abhängig zu belegen sind. Beim Karagozian&Case-Modell /MAL 97/ ist letzteres für Parameter zur Beschreibung der Materialschädigung der Fall. In Studien mit LS-DYNA zu Aufprallversuchen mit skalierten Elementkantenlänge zeigte sich jedoch praktisch kein Skaleneffekt. Das RHT-Modell in LS-DYNA /BOR 11/ enthält keine Eingabeparameter, welche unmittelbar von der Elementkantenlänge abhängig sind. In Studien mit skalierten Elementkantenlängen zeigte sich für das RHT-Modell kein Skaleneffekt. Das Winfrith-Modell verfügt mit den Parametern ASIZE für den Radius des Größtkorns und der Bruchenergie  $G_f$  über einheitenbehaftete Eingabeparameter. Studien zu Aufprallversuchen mit dem Winfrith-Modell zeigten einen Skaleneffekt. Aus diesem Grund wurde das Winfrith-Modell nähergehend untersucht. Die Untersuchungen beschränken sich auf die Option RATE=0, welche eine bi-lineare Rissentfestigung unter Zugbelastung beinhaltet.

In Simulationen mit einem Element zu einer einachsigen Zugbelastung wurden die in Abb. 6.1 dargestellten Spannungs-Dehnungs-Beziehungen berechnet. Hierbei wurden die Parameter Elementkantenlänge, Bruchenergie und ASIZE variiert. Auf das Verhalten vor dem Erreichen der Zugfestigkeit haben die Parameter keinen Einfluss. Die Größe der Fläche unter der jeweiligen Kurve wird offenbar von der Bruchenergie und der Elementkantenlänge bestimmt. Der Effekt des Parameters ASIZE scheint gering zu sein. ASIZE findet im Winfrith-Modell gemäß der norwegischen Norm NS3473 Eingang in die Berechnung der Schubtragfähigkeit von gerissenem Beton („aggregate interlocking“).



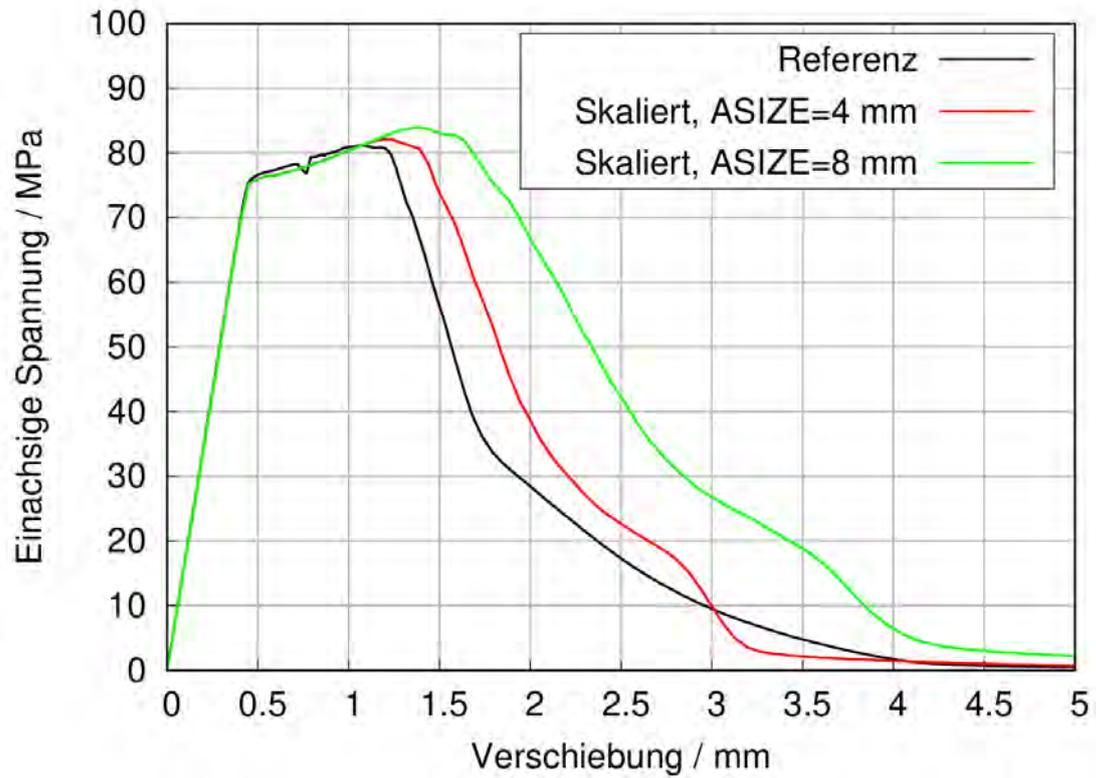
**Abb. 6.1** Verhalten des Winfrith-Modells bei einachsigem Zug (Ein-Element-Simulation)

Das Verhalten der Rissentfestigung ist in der normierten Darstellung für die jeweils gleiche Bruchenergie in Abb. 6.2 dargestellt. Hierbei sind  $w$  die Rissöffnung,  $G_f$  die Bruchenergie,  $f_t$  die Zugfestigkeit und  $\sigma$  die Zugspannung. Die Ergebnisse entsprechen weitestgehend dem in /BRO 93/ definierten Verlauf.

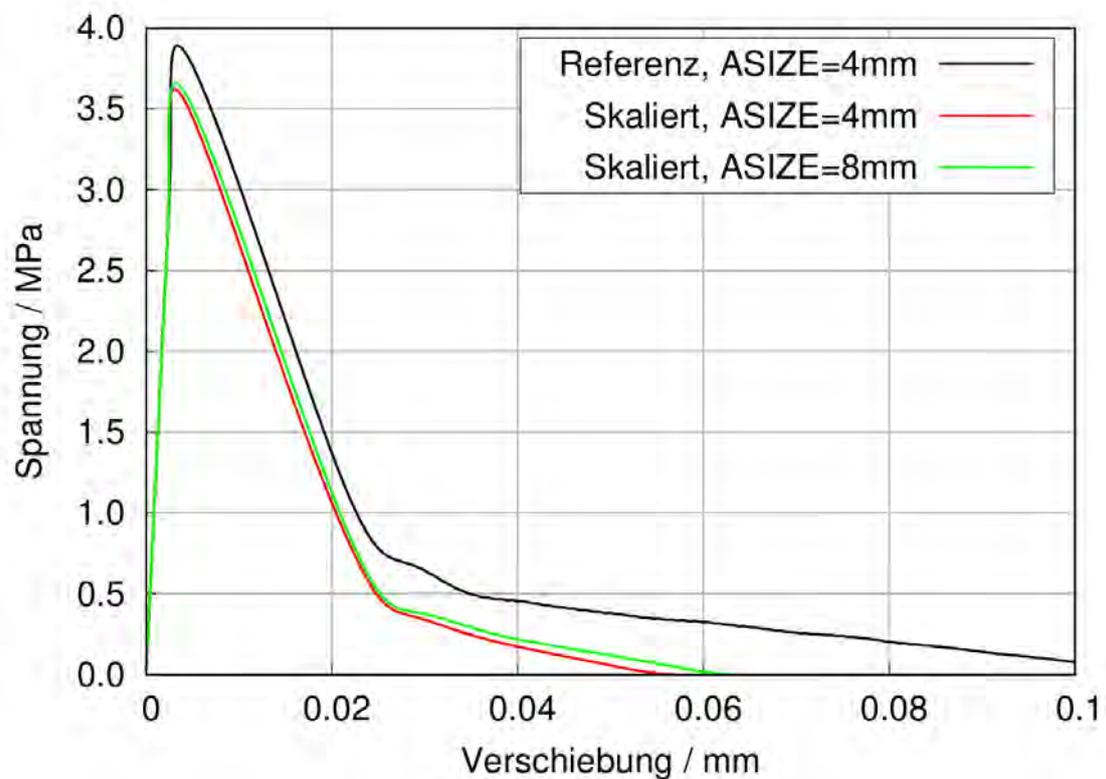


**Abb. 6.2** Rissentfestigung Winfrith-Modells bei einachsigem Zug

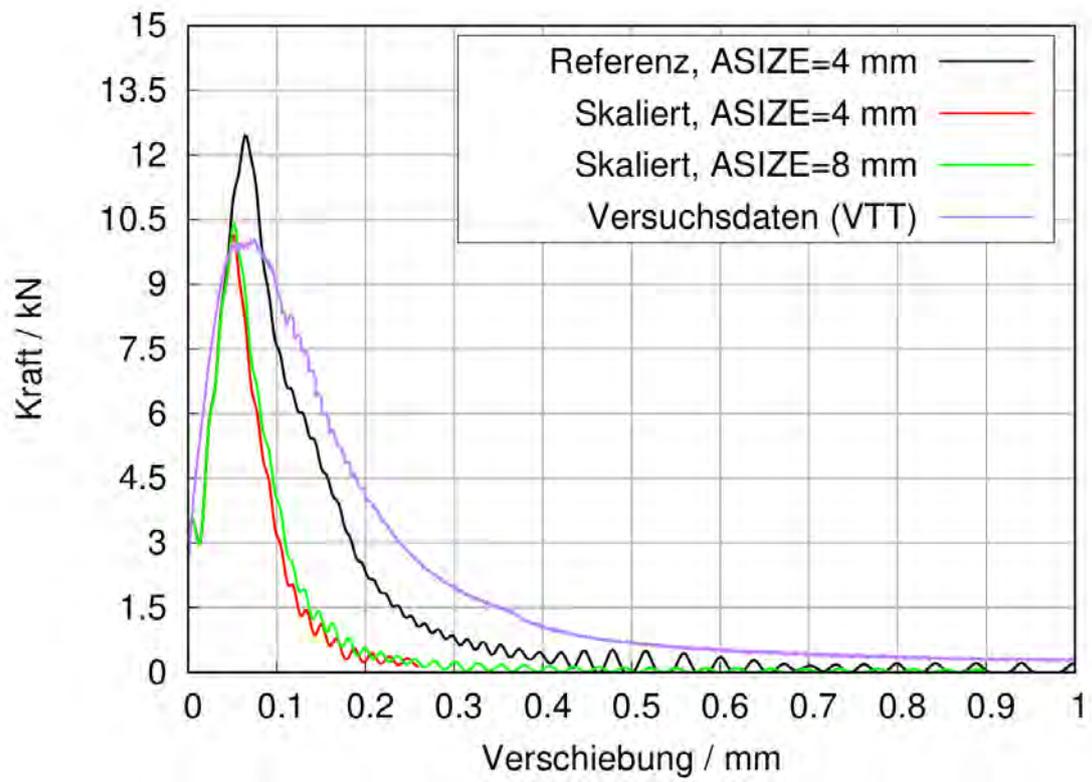
Für einen einachsigen Druckversuch mit einem zylinderförmigen Probenkörper wurden die in Abb. 6.3 dargestellten Ergebnisse erzielt. Hierzu wurden die Abmessungen der Referenzskala um  $\lambda=2$  skaliert. In dieser Darstellung ist zu beachten, dass zum Zweck der Vergleichbarkeit die Verschiebungen der skalierten Probenkörper auf die Referenzskala zurückskaliert wurden. Ein gewisser Effekt des Parameters ASIZE für das Nachbruchverhalten wird deutlich. Ebenso zeigt sich, dass das Nachbruchverhalten von der Größe des Probenkörpers abhängig ist. Hierbei sind relativ zur Referenzgröße höhere Verschiebungen des skalierten Probenkörpers möglich. Im Gegensatz hierzu zeigt Abb. 6.4 Ergebnisse für eine Kerbzugprobe (vgl. /GRS 20/). Hier sind mit dem skalierten Probenkörper geringere Verformungen relativ zur Referenzskala möglich. Mit der Option RATE=0 sind Dehnrateneffekte aktiviert und gehen trotz geringer Belastungsgeschwindigkeiten noch in die Ergebnisse ein. Aus diesem Grund werden für die Referenzskala höhere Werte der Zugfestigkeit berechnet. Der statische Wert beträgt 3,5 MPa. Ähnliche Aussagen lassen sich von der Simulation eines Dreipunkt-Biegeversuches mit gekerbtem Probenkörper ableiten (vgl. Abb. 6.5). Für diesen Versuch stehen auch Daten von VTT für einen im Rahmen des Vorhabens IMPACT verwendeten Betons zur Verfügung.



**Abb. 6.3** Verhalten des Winfrith-Modells bei einachsiger Druckbelastung (3D Modell)



**Abb. 6.4** Verhalten des Winfrith-Modells bei Kerbzug (3D Modell)



**Abb. 6.5** Verhalten des Winfrith-Modells in Dreipunkt Biegeversuchen (3D-Modell)

### 6.3 Einfluss der Größenskala auf Simulationsergebnisse zu Last-Zeit-Funktionen

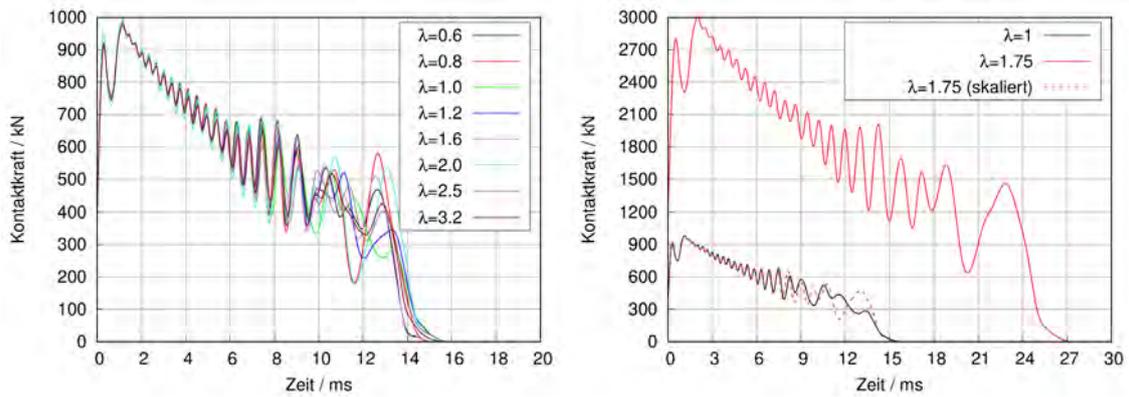
Aus der Skalierung der Dehnrates (vgl. Tab. 6.1) folgt, dass die Dehnratenabhängigkeit der Materialfestigkeiten prinzipiell einen Skaleneffekt bei der LZF zur Folge haben kann. Die höhere Dehnrates der Referenzskala führt zu einer höheren Festigkeit des Projektilmaterials in dem Referenzfall im Vergleich zum skalierten Modell, wodurch es zu höheren Berstlasten und höheren Stoßkräften kommen könnte. Der Effekt soll exemplarisch anhand einer numerischen Studie zu Versuch X3 ( $v_0=143$  m/s;  $t=6,35$  mm;  $\varnothing=219$  mm) und X5 ( $v_0=162,5$  m/s;  $t=3$  mm;  $\varnothing=256$  mm) aufgezeigt werden. Die Modellierung des Projektils zu X3 (vgl. Abb. 4.29) und X5 erfolgt analog zur Simulation des Versuchs NEX (vgl. Kapitel 4.2).

Für den Versuch X5 ist bei einem Skalierungsfaktor von 1,75 kein signifikanter Einfluss auf das Verformungsverhalten erkennbar, wie der Vergleich in Abb. 6.6 nahelegt. In der Abbildung wurden die Abmessungen des skalierten Projektils auf die Referenzskala zurückskaliert. Lediglich die nicht rotationssymmetrischen Beulen zum Ende des Aufprallvorgangs weisen gewisse Unterschiede zwischen den beiden Größenskalen auf.



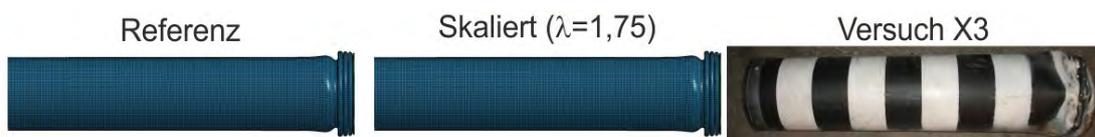
**Abb. 6.6** Verformungen des Projektils in Skalenstudie zu Versuch X5

Für die Studien zu Versuch X5 wurde der Skalierungsfaktor zwischen 0,6 und 3,2 variiert. Zur Darstellung der Ergebnisse der Referenzskala wurden die numerischen Kontaktkräfte mit einer Grenzfrequenz von 600 Hz tiefpassgefiltert. Es ist zu beachten, dass die Grenzfrequenz für Vergleichszwecke entsprechend Tab. 6.1 zu skalieren ist. Ebenso sind im Vergleich der LZF (vgl. Abb. 6.7, links) Zeiten und Kräfte auf die Referenzskala skaliert. Exemplarisch sind für  $\lambda=1,75$  absolute Werte (vgl. Abb. 6.7, rechts) den Ergebnissen der Referenzskala gegenübergestellt. Unterschiede zum Ende des Aufprallvorgangs sind den bereits erwähnten Unterschieden im Verformungsverhalten zuzuordnen.

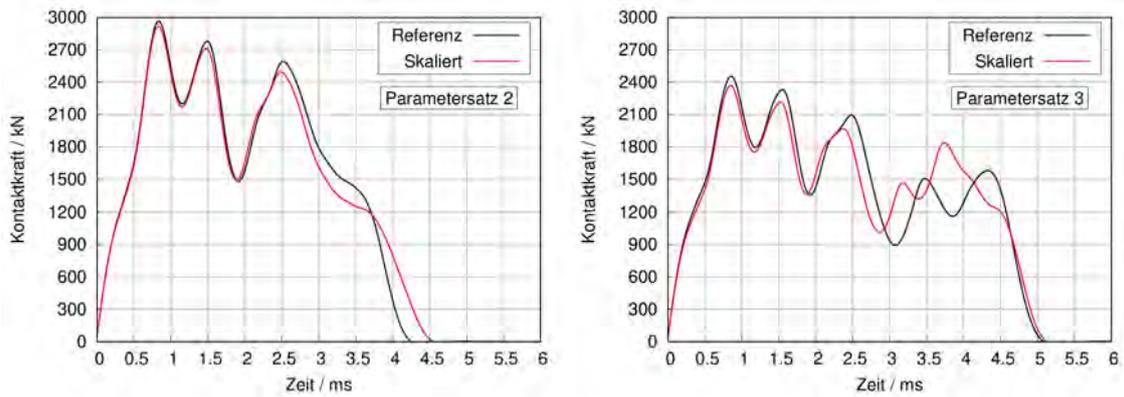


**Abb. 6.7** LZF in Skalenstudien zu Versuch X5

Es wurden für X3 die Parametersätze 2 und 3 (vgl. Tab. 4.3) für das Cowper-Symonds-Modell des DIF verwendet. Bezüglich des Berstverhaltens ist ähnlich wie in X5 (vgl. Abb. 6.6) kein signifikanter Unterschied zwischen den Größenskalen erkennbar, wie der Vergleich in Abb. 3.5 nahelegt. Die entsprechenden LZF werden in Abb. 6.9 miteinander verglichen, wobei für diese Darstellung ebenfalls eine Rückskalierung von Zeiten und Kräften auf die Referenzskala erfolgte. In der Referenzrechnung treten etwas höhere Werte der LZF auf. Dies ist der Dehnratenabhängigkeit des Materialverhaltens zuzuordnen. Allerdings ist dieser Effekt als gering zu bewerten. Andererseits beinhaltet der Versagensmechanismus der Projektile mit  $t=6,35$  mm teilweise ein Aufreißen (vgl. Tab. 4.3), was Unsicherheiten bezüglich der LZF zur Folge hat. Die Fertigung eines geometrisch skalierten Projektils stellt eine erhebliche Herausforderung dar. Ein Einfluss der Größenskala auf den Versagensmechanismus kann hierbei auf Grundlage der Simulationen nicht ausgeschlossen werden.



**Abb. 6.8** Verformte Projektile in Simulationen zu Versuch X3 (Parametersatz 2)



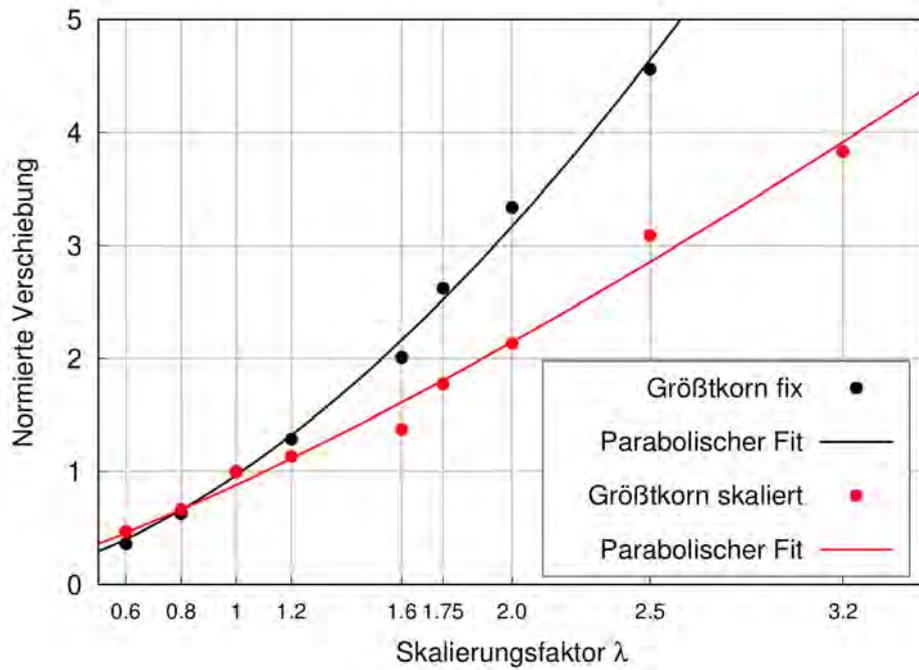
**Abb. 6.9** Vergleich von berechneten LZF zu Versuch X3 mit skalierten ( $\lambda=1,75$ ) Projektilen bei verschiedenen Parametersätzen des DIF

#### 6.4 Numerische Studien anhand der VTT X-Reihe

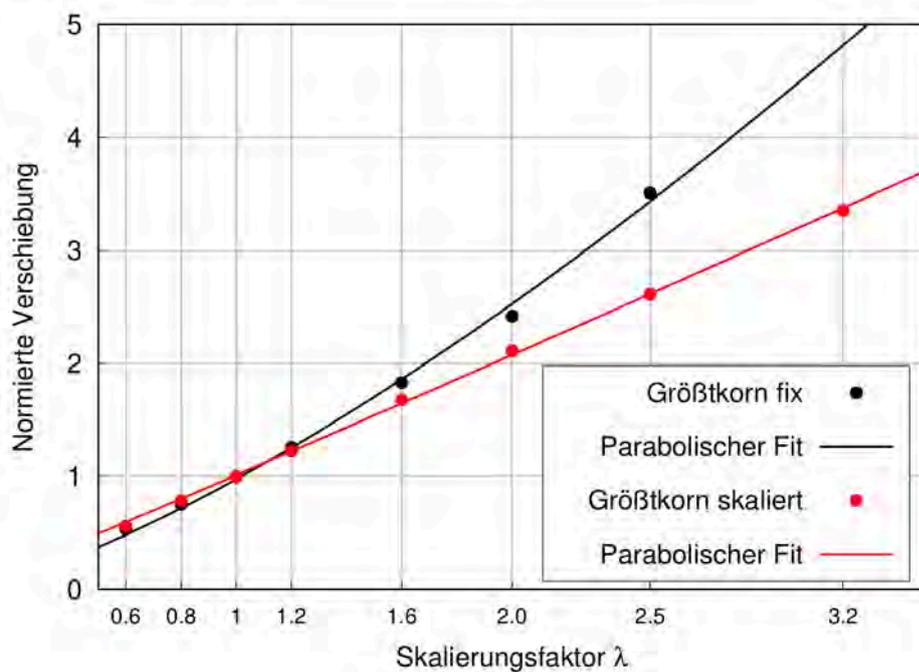
Zur Illustration eines möglichen Skaleneffektes für Versuche mit Stahlbetonplatte ohne Bügelbewehrung wurde eine numerische Studie auf Grundlage von Versuch X5 durchgeführt. Dieser wird eine entsprechende Studie zu Versuch X6 mit einer Stahlbetonplatte mit Bügelbewehrung gegenübergestellt. Der Skalierungsfaktor wurde hierbei entsprechend lieferbaren Durchmesser von Bewehrungsstäben zwischen 0,6 und 3,2 variiert. Die Referenzrechnung wurde mit einem Bewehrungsdurchmesser von 10 mm durchgeführt. Für X5 wurde zusätzlich im Rahmen von Testrechnungen  $\lambda=1,75$  untersucht. Der Vergleich zwischen den Skalen erfolgt über die Auswertung der maximalen zentralen Plattenverschiebung und die Anzahl der gerissenen Elemente, wobei auch eine Studie mit Skalierung von ASIZE erfolgte. Zur Illustration eines möglichen Skaleneffektes wurden Modellkurven für die Maximalverschiebung und die Anzahl der gerissenen Elemente an die Simulationsergebnisse angepasst. Hierzu wurden mittels nichtlinearer Regression die Parameter  $a$  und  $b$  für eine parabolische Funktion nach Gleichung (6.1) ermittelt.

$$f(\lambda) = a \cdot \lambda^b \quad (6.1)$$

Für die maximale zentrale Plattenverschiebung ergaben sich die in Abb. 6.10 und Abb. 6.11 dargestellten Ergebnisse, welche auf die Referenzskala normiert sind.



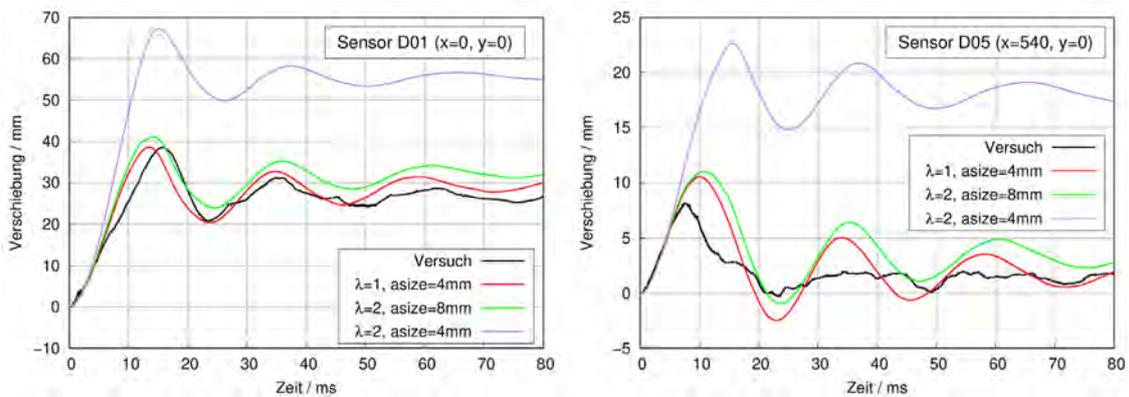
**Abb. 6.10** Maximale zentrale Plattenverschiebung in Skalenstudie zu Versuch X5



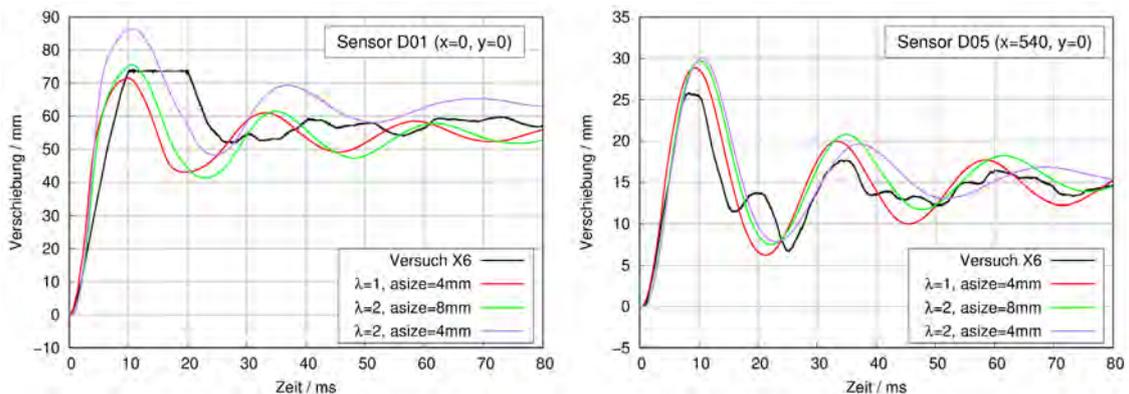
**Abb. 6.11** Maximale zentrale Plattenverschiebung in Skalenstudie zu Versuch X6

Für ausgewählte Sensorpositionen werden Zeitverläufe von Plattenverschiebungen für Versuch X5 in Abb. 6.12 und für Versuch X6 in Abb. 6.13 miteinander verglichen. Exemplarisch wurden die Ergebnisse der Skalenstudie zu  $\lambda=2$  für den Vergleich ausgewählt, wobei in den Darstellungen Zeiten und Verschiebungen auf die Referenzskala

zurückskaliert wurden. Die ausgewählten Sensorpositionen beinhalten mit D01 die zentrale Verschiebung. Sensor D05 ist 540 mm in horizontale Richtung versetzt und liegt damit außerhalb des Stanzkegels. Für Versuch X5 prognostiziert die Simulation ohne Skalierung des Parameters ASIZE deutlich höhere Verschiebungen als die Simulation mit einer Skalierung von ASIZE. Im Vergleich zur Referenzskala werden mit skaliertem Zuschlagskorngröße leicht höhere Verschiebungen berechnet. Weiterhin deutet die etwas geringere Frequenz Unterschiede bezüglich der Rissbildung an. Für Versuch X6 mit Bügelbewehrung sind insbesondere bei der zentralen Verschiebung Unterschiede zwischen den Größenskalen erkennbar, wenngleich diese weniger stark ausgeprägt sind.



**Abb. 6.12** Zeitverläufe von Plattenverschiebungen in Versuch X5 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$  und  $\lambda=2$ )



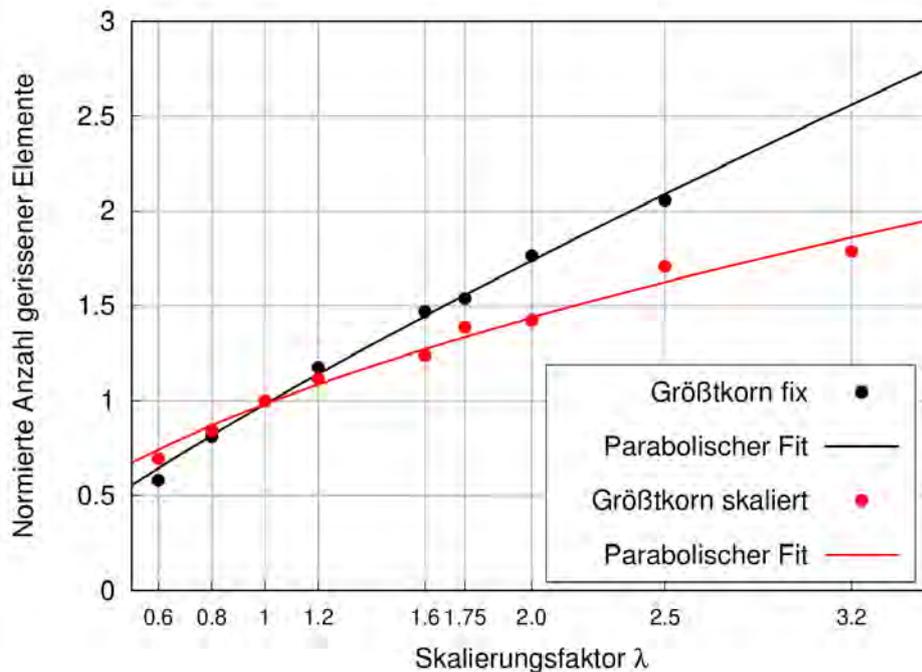
**Abb. 6.13** Zeitverläufe von Plattenverschiebungen in Versuch X6 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$  und  $\lambda=2$ )

Die Parameter eines parabolischen Fits (vgl. Abb. 6.10 und Abb. 6.11) an die Simulationsergebnisse der maximalen Verschiebung werden in Tab. 6.2 miteinander verglichen. Der geringste Skaleneffekt tritt offenbar für Stahlbetonplatten mit Bügeln und skaliertem Größtkornradius auf. Für diesen Fall ist der Verlauf näherungsweise linear.

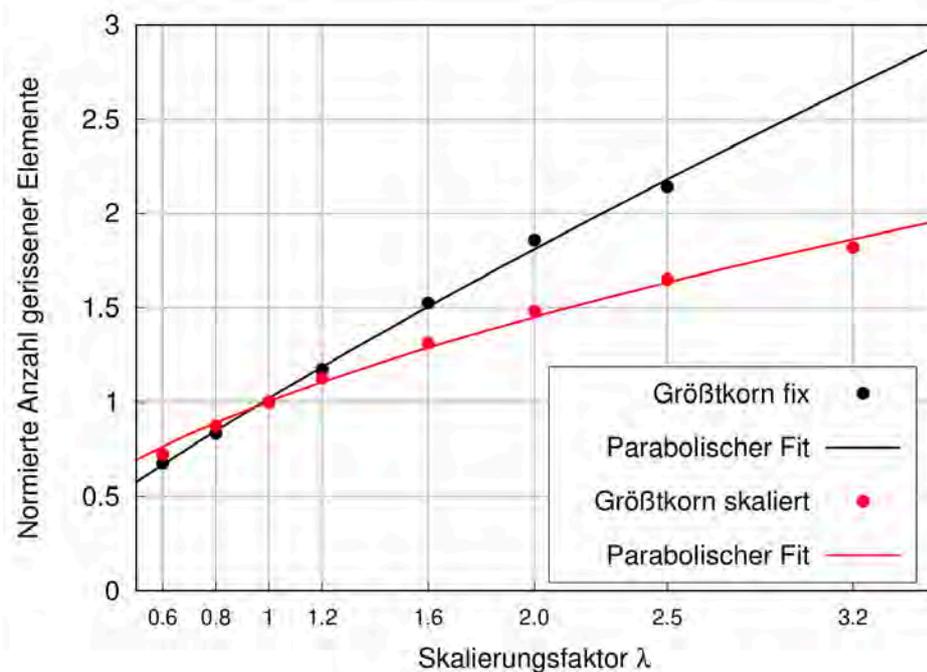
**Tab. 6.2** Parameter eines parabolischen Fit an zentrale Plattenverschiebung

Simulationsreihe	Faktor a	Exponent b
X5, Größtkorn fix	0,970	1,709
X5, Größtkorn skaliert	0,885	1,279
X6, Größtkorn fix	0,978	1,371
X6, Größtkorn skaliert	1,014	1,035

Das Winfrith-Modell bilanziert die Anzahl der Elemente mit geöffneten Rissen. Diese Zahlen sind für X5 in Abb. 6.14 und für X6 in Abb. 6.15 jeweils auf die Referenzskala normiert. Grundsätzlich weisen größere Plattenmodelle eine höhere Anzahl von gerissenen Elementen auf. Weiterhin weisen Modelle mit größeren Werten für den Parameter ASIZE weniger gerissener Elemente auf. Bei einer geometrischen Skalierung des Schadensbildes wäre die Anzahl der gerissenen Elemente konstant. Insofern deuten die Ergebnisse in allen Fällen einen Skaleneffekt an. Es ist darauf hinzuweisen, dass die Simulationen zu  $\lambda=3,2$  und ASIZE=4 mm sowohl für X5 als auch für X6 aufgrund sehr starker Verformungen im Aufprallbereich nicht auswertbar waren. Die Parameter der parabolischen Fits an die Anzahl der gerissenen Elemente sind in Tab. 6.3 aufgeführt. Für skalierte Zuschlagskorngrößen ergibt sich näherungsweise eine wurzelförmige Zunahme. Es wird deutlich, dass die Modelle zu X6 mit skalierten Zuschlagskorngrößen den geringsten Skaleneffekt aufweisen.



**Abb. 6.14** Anzahl der gerissenen Elemente in Skalenstudie zu Versuch X5

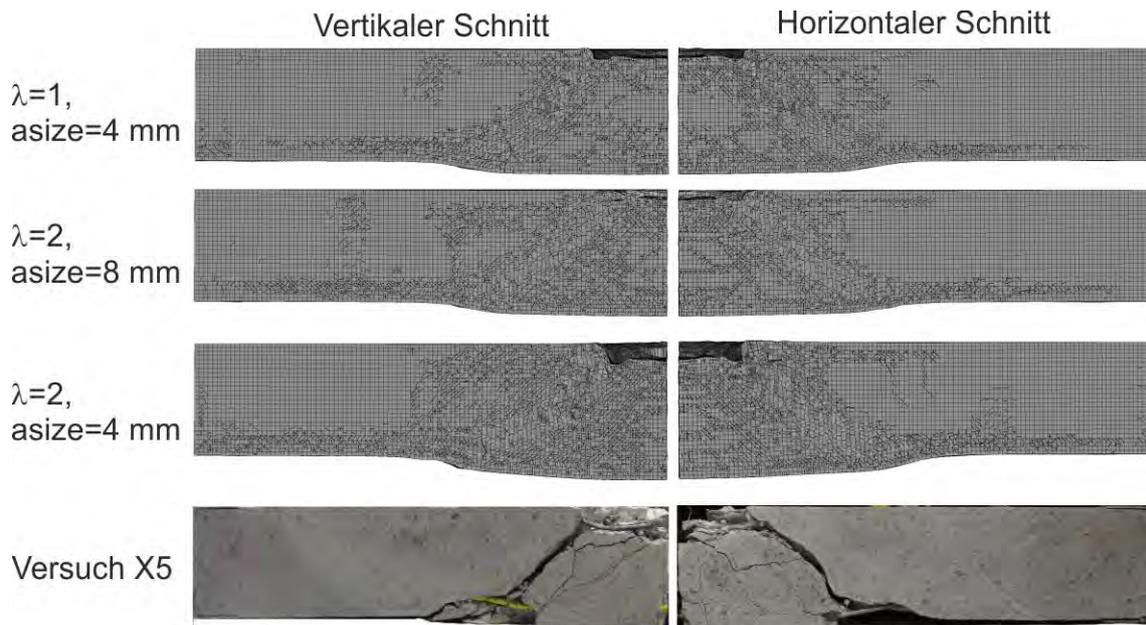


**Abb. 6.15** Anzahl der gerissenen Elemente in Skalenstudie zu Versuch X6

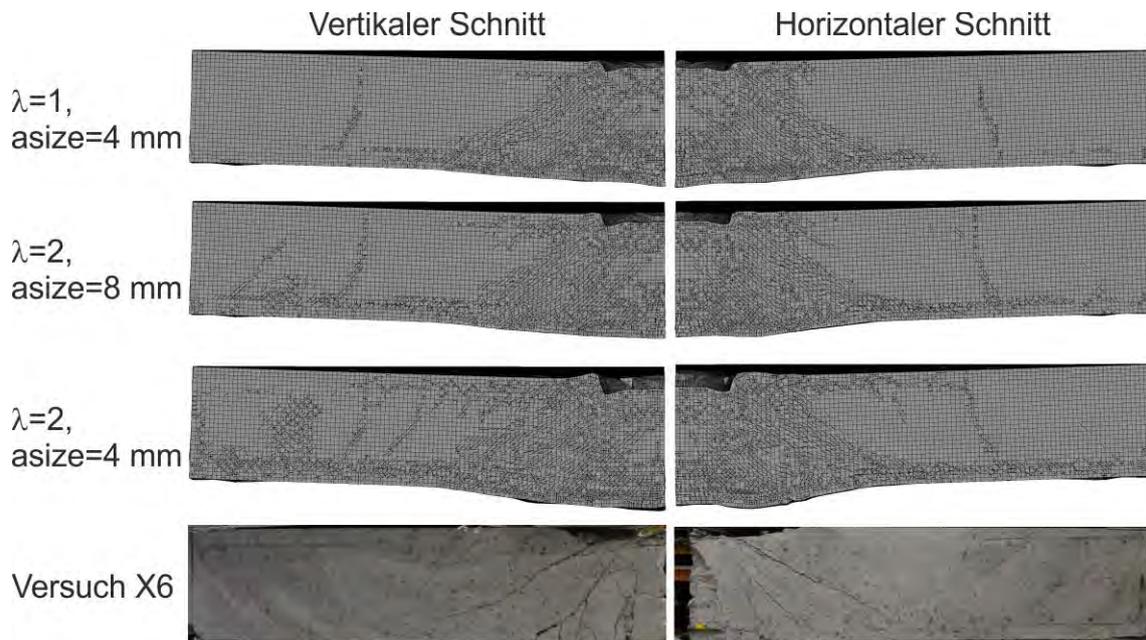
**Tab. 6.3** Parameter eines parabolischen Fit an Anzahl der gerissenen Elemente

Simulationsreihe	Faktor a	Exponent b
X5, Größtkorn fix	0,981	0,824
X5, Größtkorn skaliert	0,982	0,549
X6, Größtkorn fix	1,020	0,829
X6, Größtkorn skaliert	1,002	0,533

Exemplarisch werden für den Skalierungsfaktor  $\lambda=2$  in Abb. 6.16 für X5 und in Abb. 6.17 für X6 die Schadensbilder der Plattenquerschnitte miteinander verglichen. Die Ausbildung eines Stanzkegels wird in allen Fällen deutlich. Da in X5 keine Bügelbewehrung verwendet wird, weist der Stanzkegel einen größeren Winkel als in X6 auf. Es wird in allen Fällen deutlich, dass ein Einfluss der Größenskala auf das mit dem Winfrith-Modell berechnete Rissbild besteht.



**Abb. 6.16** Schadensbilder im Plattenquerschnitt von Versuch X5 im Vergleich zu Rissverteilungen in Simulationen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$  und  $\lambda=2$ )



**Abb. 6.17** Schadensbilder im Plattenquerschnitt von Versuch X6 im Vergleich zu Rissverteilungen in Simulationen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$  und  $\lambda=2$ )

## 6.5 Fazit

Das Winfrith-Betonmodell in LS-DYNA kann prinzipiell einen Skaleneffekt abbilden. Als entscheidend hat sich in Simulationen zum kombinierten Durchstanz- und Biegeversagen von stoßbeanspruchten Stahlbetonplatten die Belegung des Parameters für den Radius des Größtkorns des Betons herausgestellt.

Bei der Simulation verformbarer Projektile wurden lediglich geringe Skaleneffekte festgestellt. Zur Validierung wäre die Durchführung entsprechender Aufprallversuche erforderlich.



## 7 Aufprallszenarien mit in Erdreich (unterirdisch) angeordneten Strukturen

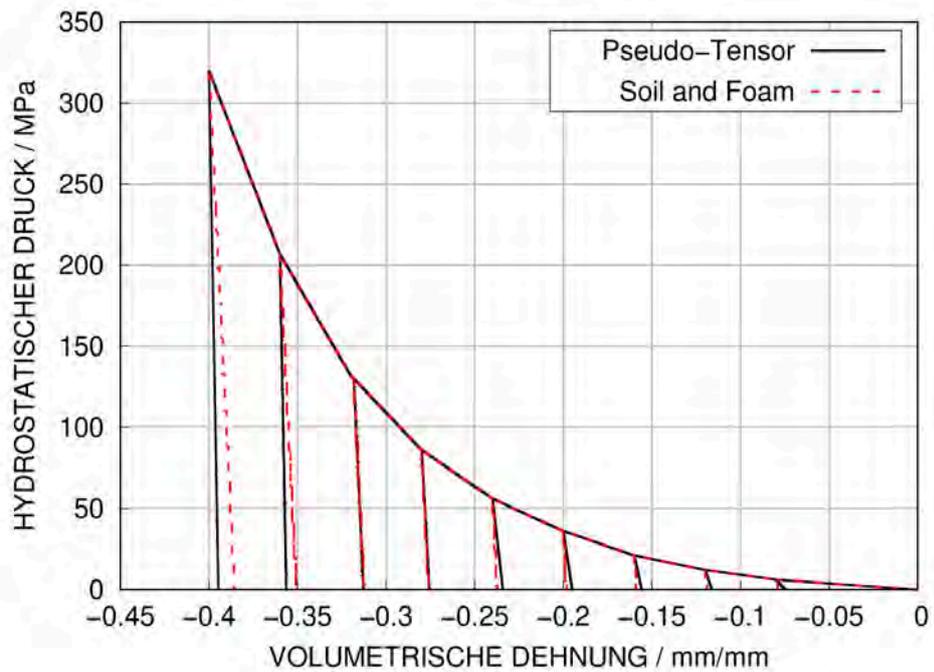
### 7.1 Materialmodelle für Erdreich

Zur Materialmodellierung von Boden bzw. Sand stehen in LS-DYNA mehrere Materialmodelle zur Verfügung, die sich nach ihrem Verhalten in drei Gruppen unterteilen lassen:

- Soil and Foam:  
Darunter fallen das Materialmodell \*Mat\_Soil\_and\_Foam und die verwandten Materialmodelle \*Mat\_Soil\_and\_Foam\_Failure, \*Mat\_Pseudo\_Tensor und \*Mat\_Soil\_Concrete.
- Geological Cap:  
Hierunter fällt das Materialmodell \*Mat\_Geologic\_Cap\_Model sowie das darauf aufbauende Materialmodell \*Mat\_Schwer\_Murray\_Cap\_Model.
- Mohr-Coulomb:  
Hier sind das Materialmodell \*Mat\_Mohr\_Coulomb sowie die darauf aufbauenden Materialmodelle \*Mat\_Drucker\_Prager und \*Mat\_FHWA\_Soil zu nennen.

Das Soil and Foam Materialmodell /KRI 78/ beschreibt ein druckgesteuertes Dehnungsverhalten. Versagen findet im Druckbereich in Abhängigkeit der volumetrischen Dehnung statt. Die Belastung ist im Zugbereich beschränkt. Eine Entlastung nach Lastaufbringung verläuft linear elastisch.

Das Pseudo Tensor Materialmodell /STU 84/ wurde ursprünglich zur Modellierung von Beton entwickelt. Werden die Modellparameter zur Beschreibung von Bewehrung unterdrückt, kann auch das Verhalten von Bodenmaterialien beschrieben werden. Die nichtlineare Funktion des Drucks in Abhängigkeit der Volumendehnung kann durch eine Kompaktionskurve (\*EOS\_Tabulated\_Compaction) beschrieben werden. Abb. 7.1 zeigt eine solche Kompaktionskurve für das Soil and Foam sowie das Pseudo Tensor Materialmodell. Als Grundlage dienen für beide Modelle Parametersätze für einen Quarzsand /BAR 16/. Die Eingabeparameter sind im Anhang A, Tab. A.13 und Tab. A.14 aufgeführt. Bezüglich der Be- und Entlastungspfade stimmen beide Modelle weitestgehend überein.



**Abb. 7.1** Kompaktionskurve von Sand mit Entlastungspfaden für das Soil and Foam sowie das Pseudo Tensor Materialmodell

Beim Mohr–Coulomb Materialmodell (\*MAT\_173) wird das Materialversagen durch die Parameter Kohäsion  $c$  und Reibungswinkel  $\varphi$  bestimmt. Über den Dilatationswinkel  $\psi$  kann eine nichtassoziierte Fließregel (vgl. Kapitel 4.3.2 in /GRS 16/) beschrieben werden.

## 7.2 Projektil-Aufprall in Sandreservoir

Grundlage der durchgeführten Untersuchungen bildeten die von Koyanagi et al. /KOY 19/ vorgestellten Experimente zum Aufprall eines harten Projektils auf eine Sandvorlage. Das eingesetzte Projektil wurde mit Hilfe einer Druckluftkanone auf eine Geschwindigkeit von 100 bis 200 m/s beschleunigt und traf waagrecht auf ein in einer Kiste befindliches Sandreservoir auf. Abb. 7.2 zeigt eine Photographie der in den Experimenten genutzten Kiste. Am Aufprallort wies die Kiste eine kreisrunde Aussparung auf, die mit einer dünnen Vinyl-Folie verschlossen wurde, sodass im Ruhezustand kein Sand austreten konnte. Die nach jedem Experiment neu eingesetzte Folie war kreuzförmig eingeritzt, um den Widerstand gegenüber dem Durchdringen durch das Projektil zu minimieren. Nach jedem Beschuss wurde die Eindringtiefe des Projektils in den Sand sowie der Versatz von der Achse der Projektil-Flugbahn gemessen.



**Abb. 7.2** Kiste gefüllt mit Sand; kreisrunde Aussparung für den Projektil-Aufprall

Das Projektil bestand aus einer halbkugelförmigen Nase aus Stahl mit einem Durchmesser von 25 mm, die in ein zylindrisches Heckteil aus Polyamid (Markenname Nylatron®) eingesetzt war. Abb. 7.3 zeigt eine Seitenansicht des eingesetzten Projektils. Das Heckteil wies einen Durchmesser von 30 mm auf, der sich zum Heck hin in einer Stufe auf 25 mm verjüngt. Die Gesamtlänge des Projektils betrug 87,5 mm. Die Gesamtmasse betrug insgesamt 100 g, wobei 50 g auf die Stahlnase und 50 g auf das Kunststoff-Heckteil entfielen.



**Abb. 7.3** Projektil bestehend aus Stahl-Nase und Nylatron®-Heckteil

Nylatron® weist eine Dichte von  $\rho = 1,15 \text{ g/cm}^3$ , ein Elastizitätsmodul von  $E = 3,3 \text{ GPa}$  und eine Poissonzahl von  $\nu = 0,4$  auf. In den Simulationen wurde ein linear elastisches Materialmodell angesetzt. Für Stahl wurden Literaturwerte für die Dichte von  $\rho = 7,85 \text{ g/cm}^3$ , für das Elastizitätsmodul von  $E = 200 \text{ GPa}$  und einer Poissonzahl von  $\nu = 0,3$  angesetzt.

Im Experiment befindet sich das Sandvolumen in einer nach oben offener Kiste. Über die Steifigkeit des Kistenbodens und der Kistenseitenwände werden in der Beschreibung der Experimente keine Angaben gemacht. In der Simulation werden Kistenboden und Kistenseitenwände durch eine starre Ebene (\*Rigidwall\_Planar) modelliert. Ein Ausbeulen der Kistenwände durch das Eindringen des Projektils kann damit in der Simulation nicht nachvollzogen werden. Das Ausdehnen des Sandvolumen infolge des Eindringens des Projektils wird in der Simulation damit vereinfachend ausschließlich nach oben umgeleitet.

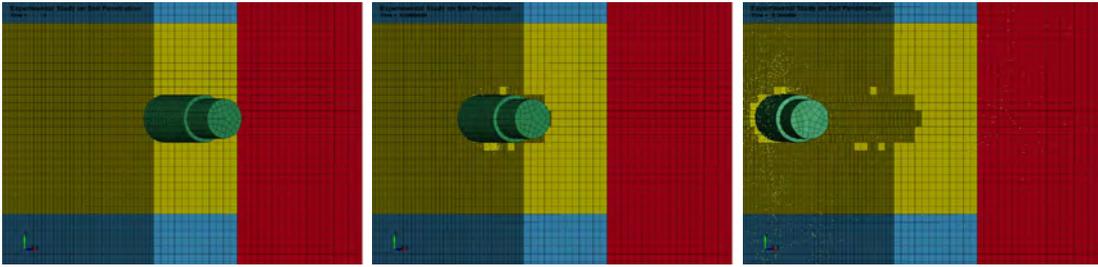
Das modellierte Sandvolumen weist eine Breite (x-Richtung) von 30 cm, eine Höhe (y-Richtung) von 40 cm und eine Tiefe (z-Richtung) von 65 cm auf. Der Koordinatenursprung des Simulationsmodells befindet sich am zentralen Aufprallpunkt des Projektils; das Projektil prallt in -z-Richtung auf.

Das Projektil bestehend aus der Stahlspitze sowie dem Kunststoff-Heckteil wurden mit Volumenelementen diskretisiert. Beide Projektil-Teile wurden durch einen Klebekontakt (bonded contact) fest miteinander verbunden. Zur Reduzierung des numerischen Aufwandes wird das Sandreservoir in einen Aufprallbereich und ein Restvolumen unterteilt und mit unterschiedlichen Elementformen diskretisiert. Das Restvolumen, in dem infolge des Aufpralls geringe Dehnungen und Verzerrungen zu erwarten sind, wurde stets mit Volumenelementen mit einer Element-Kantenlänge von 5 mm vernetzt.

### **7.2.1 Aufprallbereich mit adaptiver Umwandlung von Volumenelementen zu SPH**

In einer ersten Variante des Simulationsmodells wurde der Aufprallbereich mit Volumenelementen vernetzt, die allerdings im Verlauf der Simulation bei Überschreiten eines zu definierenden Wandelkriteriums (kritische Dehnung oder kritische Spannung o. ä.) in SPH-Partikel umgewandelt werden (\*Define\_Adaptive\_Solid\_to\_SPH). Dmitriev et al. /DMI 20/ schlagen hierfür als Wandelkriterium die Scherdehnung (shear strain EPSSH) vor. In ihren Simulationen zum Aufprall auf eine Betonplatte konnten damit

zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Insbesondere verändere eine Variation des Wertes der kritischen Scherdehnung nur geringfügig die Simulationsergebnisse.



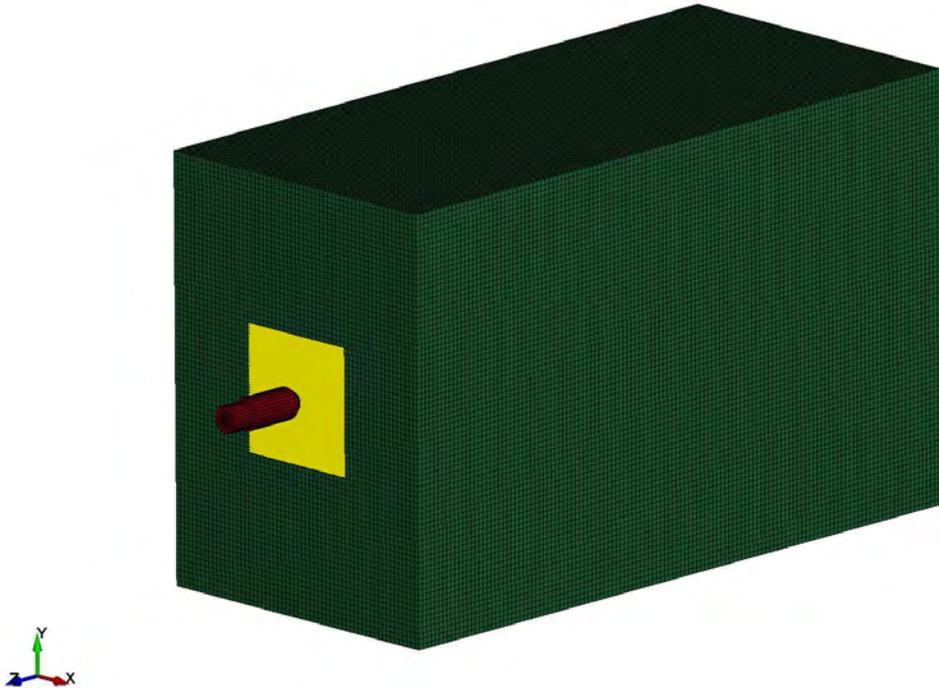
**Abb. 7.4** Aufprall des Projektils auf das Sandreservoir; adaptive Umwandlung der Volumenelemente in SPH-Partikel

Abb. 7.4 zeigt das Eindringen des Projektils in den Sand. In der Darstellung wurde das Sandvolumen in der Symmetrieebene aufgeschnitten, um einen Einblick in den Verlauf des Projektils im Sand zu ermöglichen. Die Elemente im Aufprallbereich sind gelb, die Volumenelemente im Restvolumen sind blau und rot eingefärbt.

In den Simulationen zur Penetration in Erdreich im Rahmen von SimSEB II war die Eindringtiefe stark abhängig vom Wert des Wandelkriteriums.

### 7.2.2 Aufprallbereich mit SPH

Der Aufprallbereich wurde über eine Breite und eine Höhe von je 12 cm (jeweils symmetrisch um den Aufprallpunkt verteilt) und über die komplette Tiefe mit SPH-Partikeln diskretisiert. Abb. 7.5 zeigt das Finite-Elemente-Netz in perspektivischer Darstellung.



**Abb. 7.5** Finite-Elemente-Netz von Sandvolumen und Projektil zur Simulation von Versuchen aus /KOY 19/

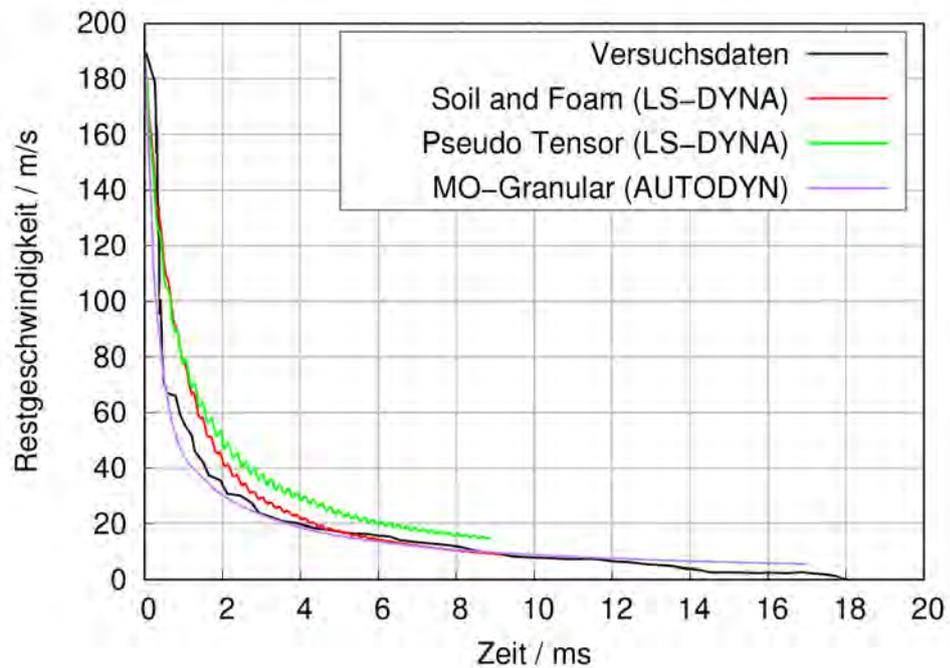
Das Mohr-Coulomb-Materialmodell steht für die SPH-Methode nicht zur Verfügung.

Die Eindringtiefe wird mit dem Soil and Foam-Materialmodell überschätzt, da das Schubmodul in der Materialbeschreibung nicht mit zunehmender Kompaktion ansteigt, wie das bei Sand in der Realität der Fall ist /BAR 16/. Damit ist das Materialmodell eher ungeeignet zur Simulation hoher Druckspannungen, wie sie in Aufprallszenarien am Aufprallpunkt auftreten können.

Die Simulationen mit dem Pseudo Tensor-Materialmodell liefern zufriedenstellende Ergebnisse bezüglich der Eindringtiefe, da in der Materialbeschreibung das Schubmodul mit ansteigender Kompaktion ebenfalls ansteigt und damit auch Regionen unter hohen Druckspannungen realistisch simuliert werden können.

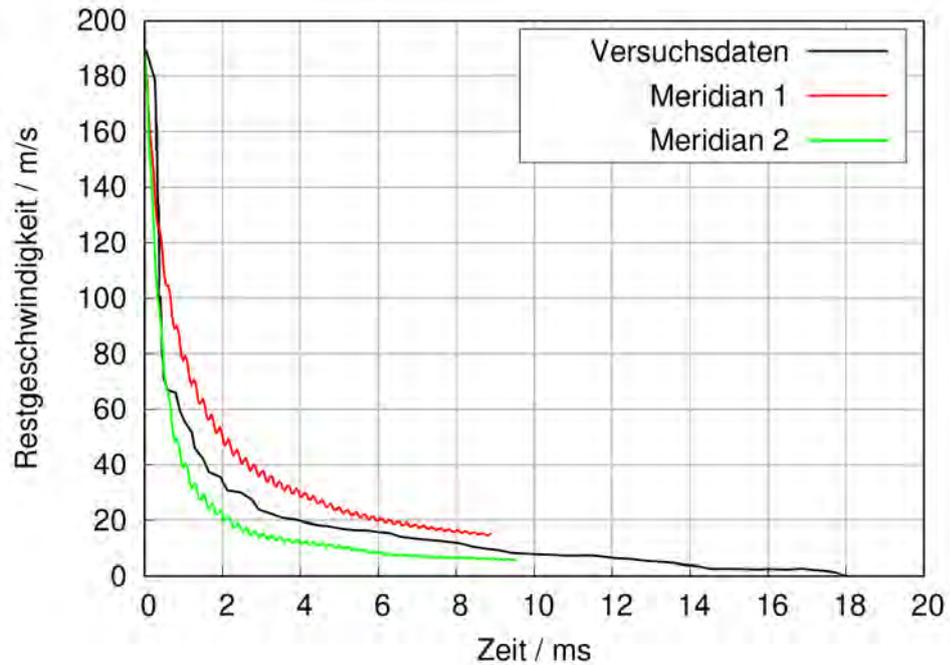
Berechnete Zeitverläufe der Geschwindigkeit des Projektils werden in Abb. 7.6 mit Messdaten verglichen. Zusätzlich wurden noch Simulationen mit dem SPH-Löser von AUTODYN und dem MO-Granular Modell für Sand durchgeführt. Für diesen steht in der Materialdatenbank von AUTODYN ein Parametersatz zur Verfügung. Zu diesem Versuch mit einer Sanddichte von  $1,6 \text{ g/cm}^3$  und einer Aufprallgeschwindigkeit von  $187 \text{ m/s}$

wurde eine Eindringtiefe von 21 cm gemessen. Die Simulationsergebnisse stimmen zufriedenstellend mit dem Versuchsergebnis überein.



**Abb. 7.6** Einfluss des Materialmodells für Sand in Simulation von Versuchen aus /KOY 19/

Abb. 7.7 zeigt die Abhängigkeit der Simulationsergebnisse von den Parametern des Druckmeridians des Pseudo Tensor Modells. Hierzu wurde neben der Referenzrechnung mit einem Reibungswinkel von ca.  $33,7^\circ$  (Meridian 1) auch eine Rechnung mit einem Reibungswinkel von ca.  $56,3^\circ$  (Meridian 2) durchgeführt. Abb. 7.7 zeigt einen deutlichen Einfluss dieses Parameters auf die Simulationsergebnisse. Da keine genaueren Daten zur Charakterisierung des Sandes vorlagen, fehlen für eine realistische Simulation die Bezugspunkte. Bemerkenswert ist die unerwartete Tatsache, dass die Wahl der Dichte des Sandes in den Simulationsrechnungen keinen Einfluss auf die Eindringtiefe hatte. Im Gegensatz hierzu ist in /KOY 19/ ein Versuch mit einer Sanddichte von  $1,4 \text{ g/cm}^3$  und einer Aufprallgeschwindigkeit von  $182,8 \text{ m/s}$  dokumentiert, bei dem die Eindringtiefe  $47 \text{ cm}$  betrug. Hier ist zu beachten, dass die Dichte des Sands einen Einfluss auf Reibungswinkel und Kompaktion hat /CHI 17/. Dies müsste modellmäßig berücksichtigt werden, wofür jedoch ebenfalls Daten zur Charakterisierung des Sandes fehlten.



**Abb. 7.7** Einfluss der Form des Druckmeridians im Materialmodell für Sand in Simulation von Versuchen aus /KOY 19/

### 7.3 Numerische Studie zum Einfluss der Nasenform

Im Rahmen einer numerischen Studie wurde das Eindringverhalten starrer Projektile in Sand untersucht. Die Projektile wiesen jeweils eine Gesamtmasse von 100 kg und einen Radius von 100 mm auf. Bezüglich der Aufprallgeschwindigkeiten wurden Werte von 100 m/s, 150 m/s und 200 m/s untersucht. Eine vereinfachte Formel zur Abschätzung /YOU 97/ der Penetrationstiefe  $P$  eines starren Projektils mit Aufprallgeschwindigkeiten oberhalb von 61 m/s gibt Gleichung (7.1) an.

$$P = 1,8 \cdot 10^{-5} \cdot S \cdot N \cdot \left( \frac{m_p}{A} \right)^{0,7} \cdot (v_0 - 30,5) \quad (7.1)$$

Für Geschwindigkeiten unterhalb von 61 m/s kann die Abschätzung nach Gleichung (7.2) verwendet werden.

$$P = 8 \cdot 10^{-4} \cdot S \cdot N \cdot \left( \frac{m_p}{A} \right)^{0,7} \cdot \ln(1 + 2,15 \cdot v_0^2 \cdot 10^{-4}) \quad (7.2)$$

Hierbei sind  $v_0$  die Aufprallgeschwindigkeit,  $m_p$  die Projektilmasse und  $A$  der Projektquerschnitt. Die Formeln gelten nach Young für unterschiedliche Böden, einschließlich Felsen und Beton. Die sog. S-Zahl ist ein Parameter des Erdreichs. Für Sand ohne Zementation werden Werte zwischen 4 und 6 genannt. Der Parameter  $N$  ist der sog. Formfaktor der Nase. Zur Belegung von  $N$  finden sich Vorschriften in /BER 78/ und /YOU 97/. Es wurden vier verschiedene Nasenformen untersucht:

1. Flache Nase ( $N=0,56$ )
2. Konische Nase mit Länge 100 mm ( $N=0,685$ )
3. Hemisphärische Nase ( $N=0,65$ )
4. Ogive mit Länge 240 mm ( $N=0,776$ )

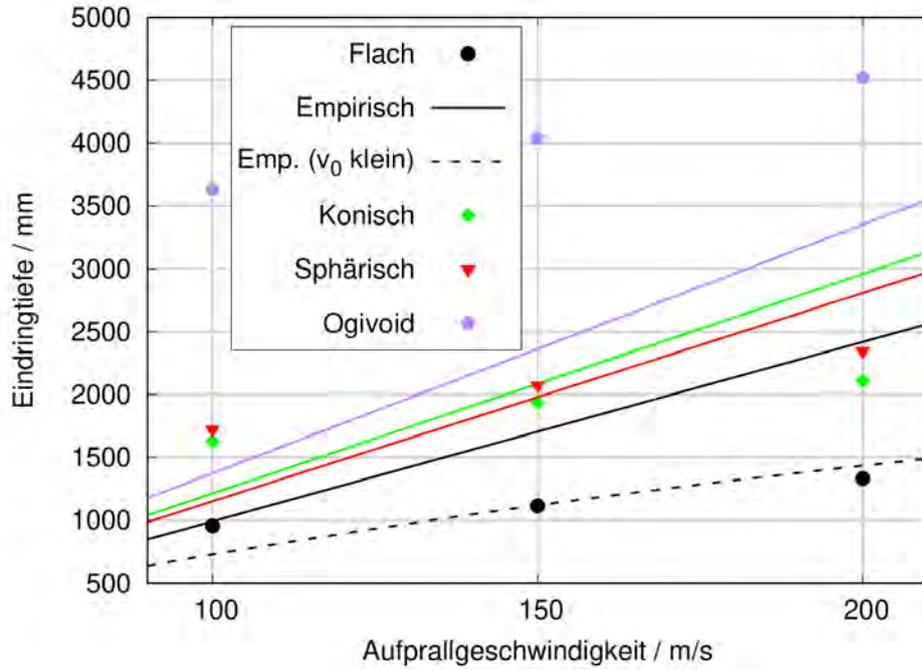
Anhand von Viertelmodellen wurde mit LS-DYNA die Eindringtiefe der Projektformen in Sand untersucht, wobei exemplarisch der Parametersatz aus Anhang ATab. A.14 verwendet wurde. Die Vernetzung der Projektile ist in Abb. 7.8 dargestellt. Im Aufprallbereich wurde der Sand über SPH abgebildet und über \*Contact\_Tied\_Nodes\_to\_Surface\_Constrained\_Offset über Volumenelemente mit dem äußeren Bereich verbunden. Die Partikelgröße beträgt 10 mm.



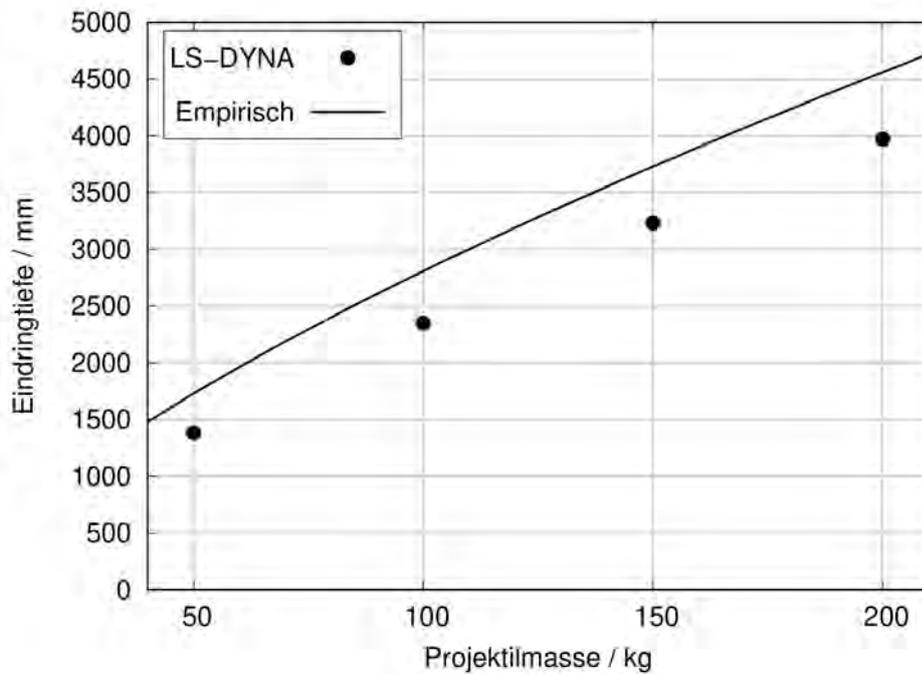
**Abb. 7.8** Nasenformen der numerischen Studie zur Penetration in Sand

Ergebnisse zum Einfluss der Form der Nase des Projektils auf die Eindringtiefe werden in Abb. 7.9 mit Ergebnissen der empirischen Gleichung (7.1) verglichen. Ähnliche Eindringtiefen für konische und hemisphärische Nasenformen sind vergleichsweise konsistent mit den ähnlichen Formfaktoren der empirischen Methode, wenngleich in der numerischen Simulation für die konische Nasenform bei Aufprallgeschwindigkeiten oberhalb von ca. 130 m/s etwas geringere Penetrationstiefen auftreten. Anhand der Simulationsergebnisse lässt sich die Steigung des linearen Zusammenhangs zwischen Aufprallgeschwindigkeiten und Eindringtiefe der empirischen Methode nicht bestätigen. Exemplarisch ist für den Fall der flachen Nase Gleichung (7.2) in Abb. 7.9 aufgetragen, welche eher mit den Simulationsergebnissen übereinstimmt. Weiterhin geben die Berechnungsvorschriften für den Formfaktor einer ogivenförmigen Nase die Simulationsergebnisse unzufriedenstellend wieder. Für eine sphärische Nasenform wurde exemplarisch eine Parameterstudie zum Einfluss der Projektilmasse durchgeführt. Die Ergebnisse werden in Abb. 7.10 mit der empirischen Methode verglichen und zeigen, dass die numerisch

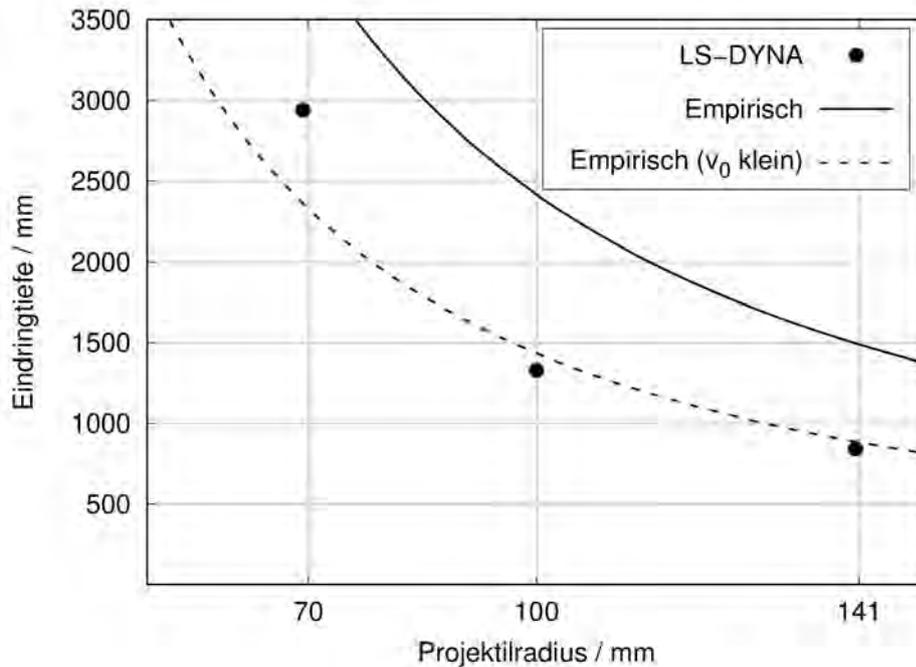
simulierte Abhängigkeit der Eindringtiefe von der Projektilmasse gut mit der empirischen übereinstimmt. Analog zeigt Abb. 7.11 für eine flache Nase den Einfluss des Projektelquerschnitts.



**Abb. 7.9** Einfluss der Nasenform in Studie zum Eindringen von Projekteln in Sand



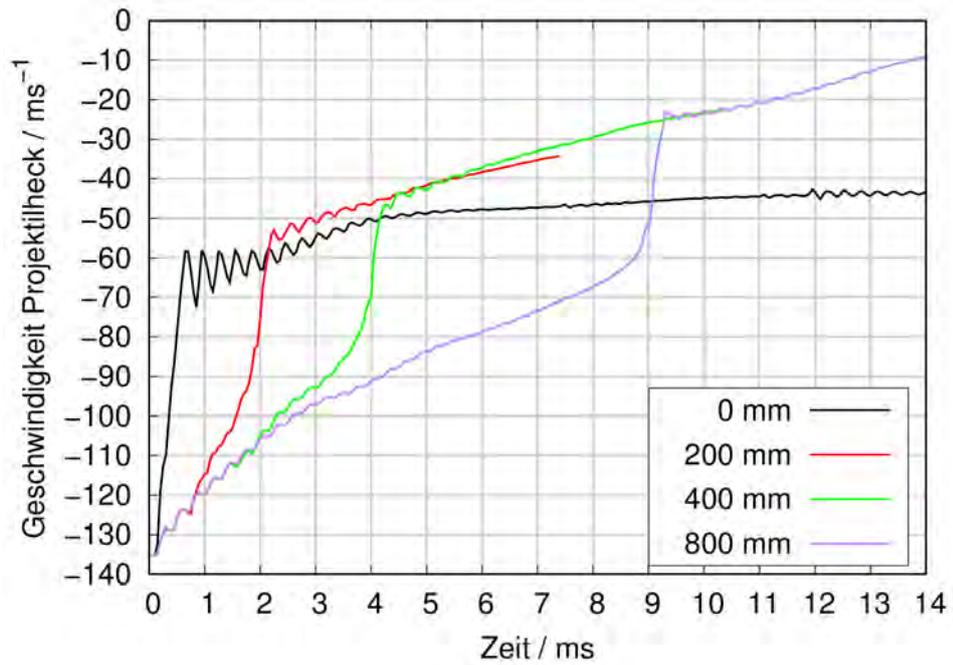
**Abb. 7.10** Einfluss der Projektilmasse in Studie zum Eindringen von Projekteln (v<sub>0</sub>=200 m/s) mit hemisphärischer Nase in Sand



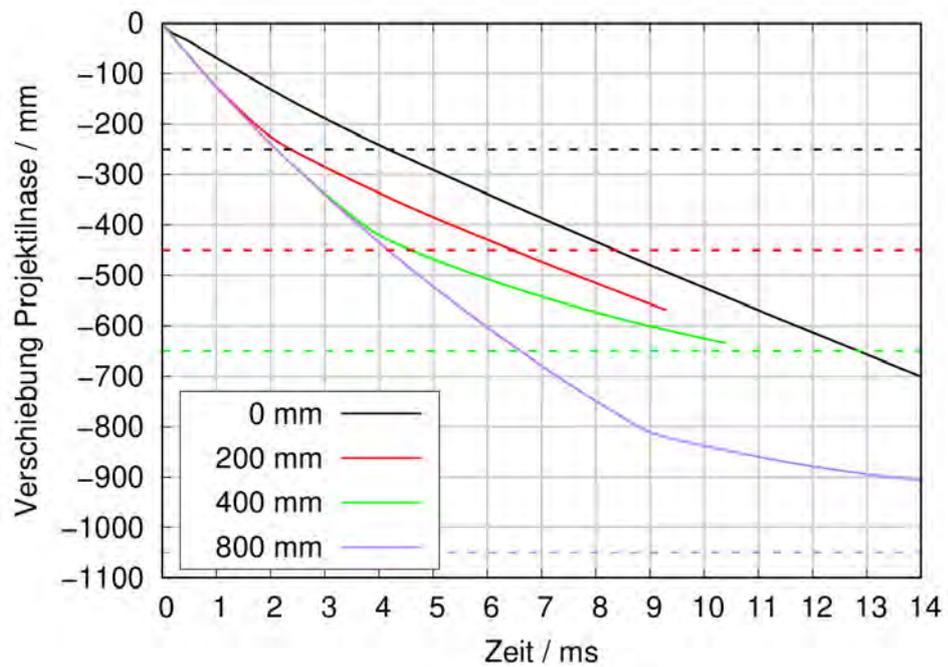
**Abb. 7.11** Einfluss des Projektilradius in Studie zum Eindringen von Projektilen ( $v_0=200$  m/s) mit flacher Nase in Sand

#### 7.4 Numerische Studie zur Schutzwirkung einer Erdreichüberdeckung auf Basis von Punching-Versuchen

Es wurde anhand eines im Rahmen des IMPACT Projektes durchgeführten Versuchs zum Durchstanzversagen einer Stahlbetonplatte infolge des Aufpralls eines harten Projektils (vgl. IRIS P1, Tab. 3.1) eine numerische Studie zur Schutzwirkung von Sandüberdeckungen durchgeführt. Hierzu wurde eine über SPH diskretisierte Sandüberdeckung mit Parametern zur Beschreibung des Materialverhaltens aus Tab. A.14 im Anhang A verwendet. Die Dicke der Sandüberdeckung wurde zwischen 100 mm und 1000 mm variiert. Exemplarisch werden für Überdeckungen von 200 mm, 400 mm und 800 mm die Zeitverläufe der Residualgeschwindigkeiten des Projektilhecks in Abb. 7.12 und die Eindringtiefen der Projektilnase in Abb. 7.13 aufgetragen. Ebenso ist über gestrichelte Linien in Abb. 7.13 die Gesamtdicke von Sandschicht und Stahlbetonplatte eingetragen. Es ist erkennbar, dass ab einer Überdeckung von ca. 800 mm die Stahlbetonplatte nicht mehr perforiert wird. In diesem Fall dringt die Nase lediglich 50 mm in den Stahlbeton ein. Für eine Validierung der Simulationsmodelle wären Ergebnisse entsprechender Aufprallversuche erforderlich.



**Abb. 7.12** Geschwindigkeiten des Projektilhecks in numerischer Studie zur Schutzwirkung einer Sandüberdeckung einer Stahlbetonplatte



**Abb. 7.13** Geschwindigkeiten des Projektilhecks in numerischer Studie zur Schutzwirkung einer Sandüberdeckung einer Stahlbetonplatte

## 7.5 Fazit

Im Prinzip können große Verformungen von Erdreich durch den SPH-Solver von LS-DYNA und ANSYS AUTODYN simuliert werden. Bei der Verwendung von adaptiven Methoden (Umwandlung von verzerrten Volumenelementen in SPH-Partikel) bestehen Abhängigkeiten hinsichtlich des Umwandlungskriteriums. Realitätsnahe Simulationen müssten sich auf Daten zur Erdreichcharakterisierung hinsichtlich Reibungswinkel und Zustandsgleichung stützen.

Die Eindringtiefe eines Projektils in Erdreich wird von der Aufprallgeschwindigkeit und besonders stark von den Projektil-Parametern Masse, Querschnitt und Nasenform beeinflusst.

Prognosen empirischer Penetrationsformeln sind teilweise nicht konservativ.

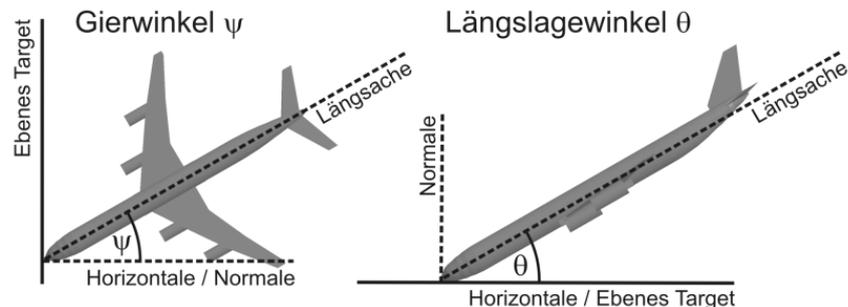
Im Prinzip lässt sich die Schutzwirkung von Erdreichüberdeckungen für stoßbeanspruchte Stahlbetonstrukturen durch die Simulationsprogramme darstellen. Experimente im relevanten Anwendungsbereich stehen nicht zur Verfügung. Daher konnte die Methodik noch nicht ausreichend validiert werden.



## 8 Simulationen zu einem Reaktorgebäudemodell unter Flugzeugabsturzlasten bei Variation der Lagewinkel

### 8.1 Überblick

Im Rahmen des Vorhabens SimSEB /GRS 20/ wurde ein generisches Analysemodell eines Reaktorgebäudes vom Typ Konvoi entwickelt und mit dem Rechenprogramm LS-DYNA Simulationen zu generischem Flugzeugabsturz (FLAB) - Szenarien durchgeführt. Das Modell beinhaltet auch die innenliegenden Strukturen der Anlage. Eine Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Kopplung erfolgte durch explizite Abbildung des Bodens über finite Elemente und Kontaktbedingungen zwischen Boden und Gebäude. Im Rahmen von SimSEB II wurden die Modelle für Untersuchungen zur Variation des Aufprallwinkels angepasst. Konkret wurden Gierwinkel  $\psi$  und Längslagewinkel  $\theta$  variiert, welche in Abb. 8.1 definiert werden. Auf Variationen des Rollwinkels wurde verzichtet, da hier kein Abgleiten des Flugzeugmodells erwartet wurde. Für diese Studie wurde von den drei in /GRS 20/ untersuchten Bodentypen nur der Typ A mit der geringsten Steifigkeit (dyn. Schubmodul 200 MPa) betrachtet.



**Abb. 8.1** Zur Definition von Gierwinkel und Längslagewinkel

Die Orientierungen des Flugzeugs in den einzelnen Simulationsrechnungen sind in Tab. 8.1 aufgeführt. Zu den Variationsparametern zählte auch der statische Reibungskoeffizient  $\mu_c$ . Bezüglich des Reibungskoeffizienten bildet  $\mu_c=0,15$  den Referenzwert. Der Geschwindigkeitsvektor des Flugzeugmodells wurde aus pragmatischen Gründen stets parallel zur Längsachse definiert. Es handelt sich bei den Arbeiten um eine Studie zu generischen FLAB-Szenarien mit einem exemplarisch ausgewählten Flugzeugmodell vom Typ A340-600. Das Ziel besteht im Aufzeigen gewisser Phänomene und der Erprobung der Rechensoftware. Insbesondere besteht die Zielsetzung nicht in einer sicherheitstechnischen Bewertung konkreter Anlagen.

**Tab. 8.1** Variationen von Neigungswinkeln und Reibungskoeffizienten in FLAB-Analysen zum Reaktorgebäudemodell

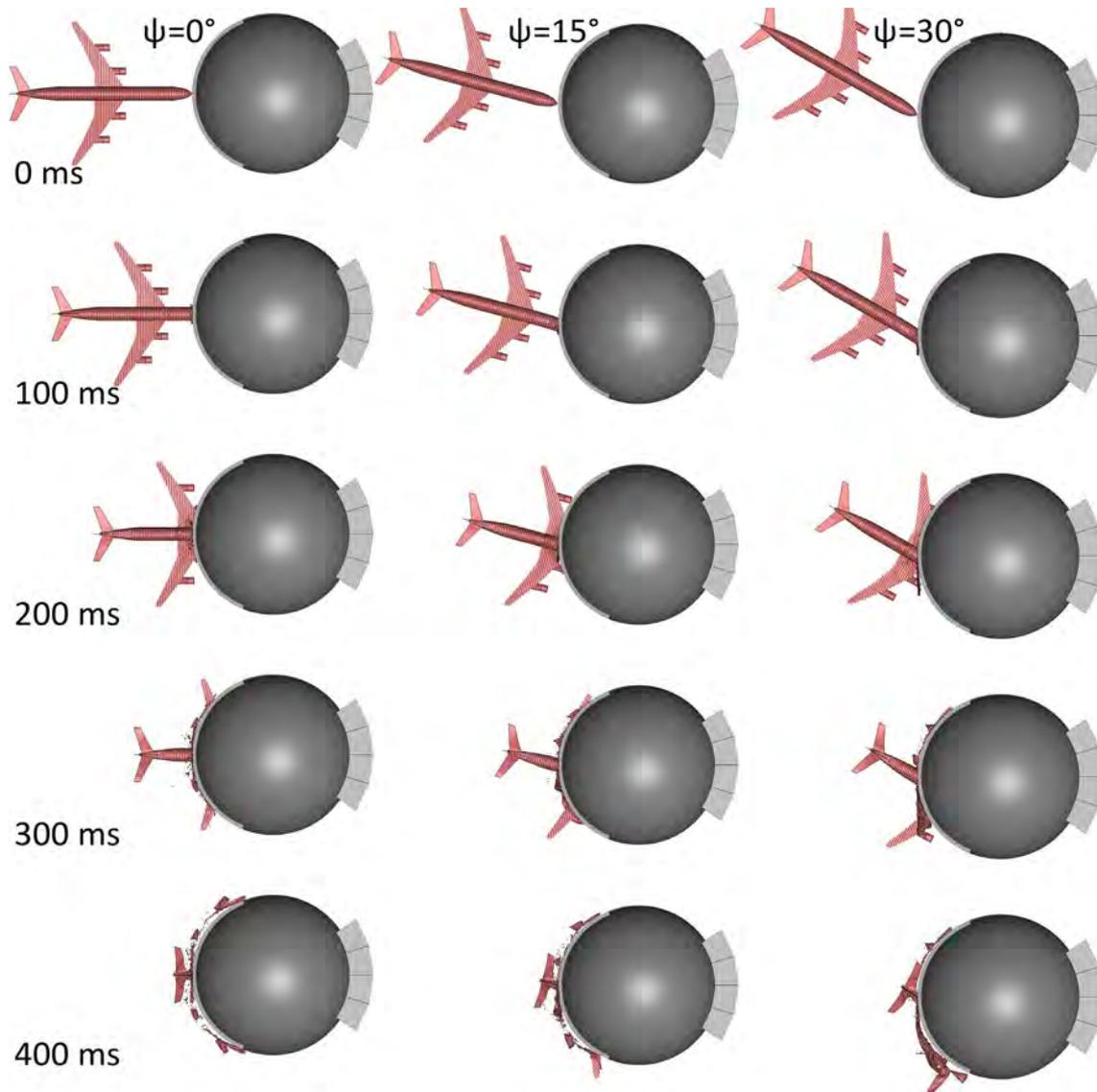
Rechnung	Längslagewinkel $\theta / ^\circ$	Gierwinkel $\psi / ^\circ$	Reibungskoeffizient $\mu_c$
R100	0	0	0,15
R101	0	15	0,15
R102	0	30	0,15
R103	-15	0	0,15
R104	-15	15	0,15
R105	-15	30	0,15
R106	-30	0	0,15
R107	-30	15	0,15
R108	-30	30	0,15
R200	0	30	0,4
R201	0	30	0
R202	-15	0	0,4
R203	0	30	0,3
R204	0	30	0,7

## 8.2 Phänomene beim Aufprall unter einem Neigungswinkel

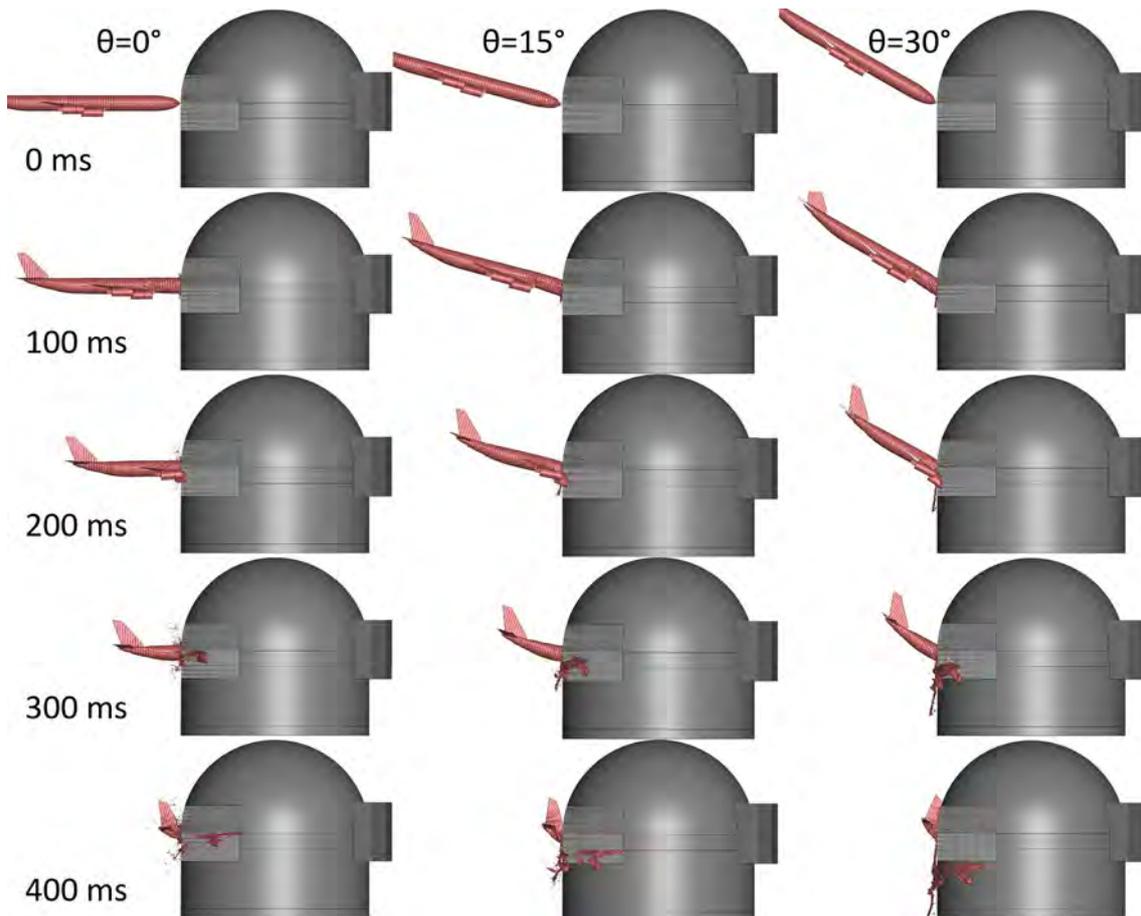
In Abb. 8.2 ist der Aufprallvorgang für ausgewählte Zeiten bei verschiedenen Werten für den Gierwinkel dargestellt. Es ist erkennbar, dass für  $\psi = 30^\circ$  ein Flügel vollständig auf das Reaktorgebäude aufschlägt, wohingegen Teile des gegenüberliegenden Flügels nicht in Kontakt mit dem Gebäude kommen. Für einen Gierwinkel, welcher der Flügelpeilung entspricht, würde es zu einem senkrechten Aufprall eines Flügels kommen. Für die Variation des Längslagewinkels wird der Einfluss auf den Aufprallvorgang in Abb. 8.3 dargestellt. Wie erwartet gleiten für größere Längslagewinkel Teile der Trümmer des Rumpfes nach unten ab.

Grundsätzlich könnte sich eine geneigte Flugzeugrumpfstruktur infolge der Berstlast, die das Widerstandsvermögen des aufprallenden Körpers beschreibt, während des Aufpralls drehen [RIE 80]. Es ist in dieser Studie in keinem Aufprallszenario eine Drehung des Flugzeugrumpfes erkennbar. Im Gegensatz hierzu kam es in der IB-Reihe des VTT IMPACT Projektes zu ausgeprägten Drehungen des Projektils ab einem Neigungswinkel von  $20^\circ$  (vgl. Kapitel 4.1). Die Ursache für das unterschiedliche Verhalten besteht in den

Unterschieden bezüglich des Anteils der Berstlast an der LZF. In den Aufprallversuchen ist dieser hoch, wohingegen er in den FLAB-Szenarien gering ist /HEC 15a/.



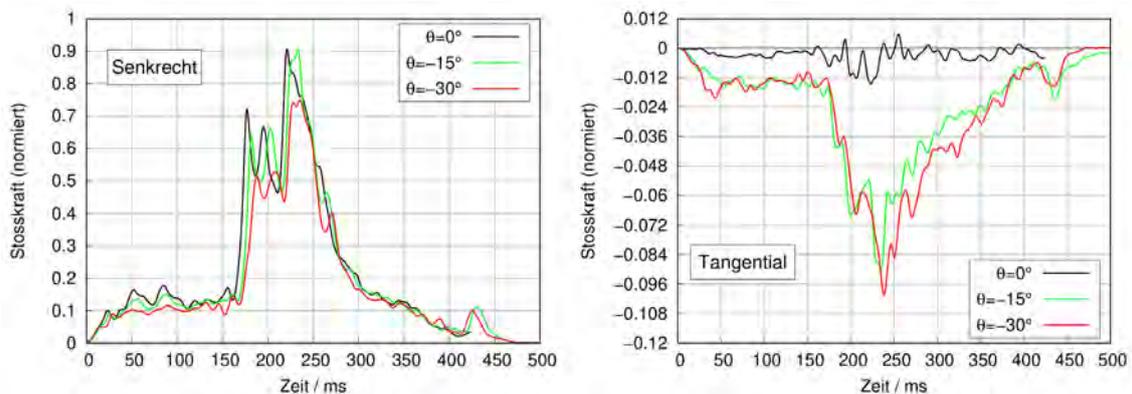
**Abb. 8.2** Berstverhalten des Flugzeugmodells bei Variation des Gierwinkels



**Abb. 8.3** Berstverhalten des Flugzeugmodells bei Variation des Längslagewinkels

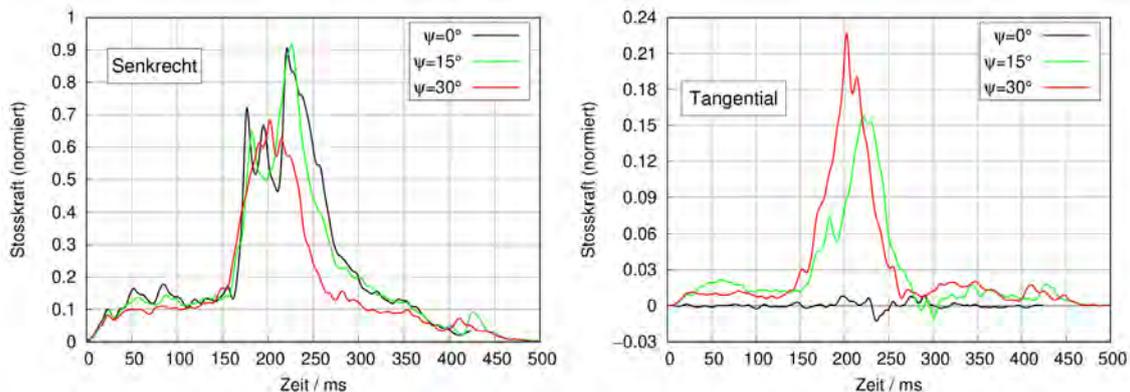
### 8.3 Einfluss von Neigungswinkeln auf Last-Zeit-Funktionen

Der Einfluss des Längslagewinkels auf die LZF ist in Abb. 8.4 dargestellt. Der Effekt auf die senkrechte Komponente der LZF ist vergleichsweise gering. Die Tangentialkomponente ist in Richtung des abgleitenden Flugzeugs gerichtet.



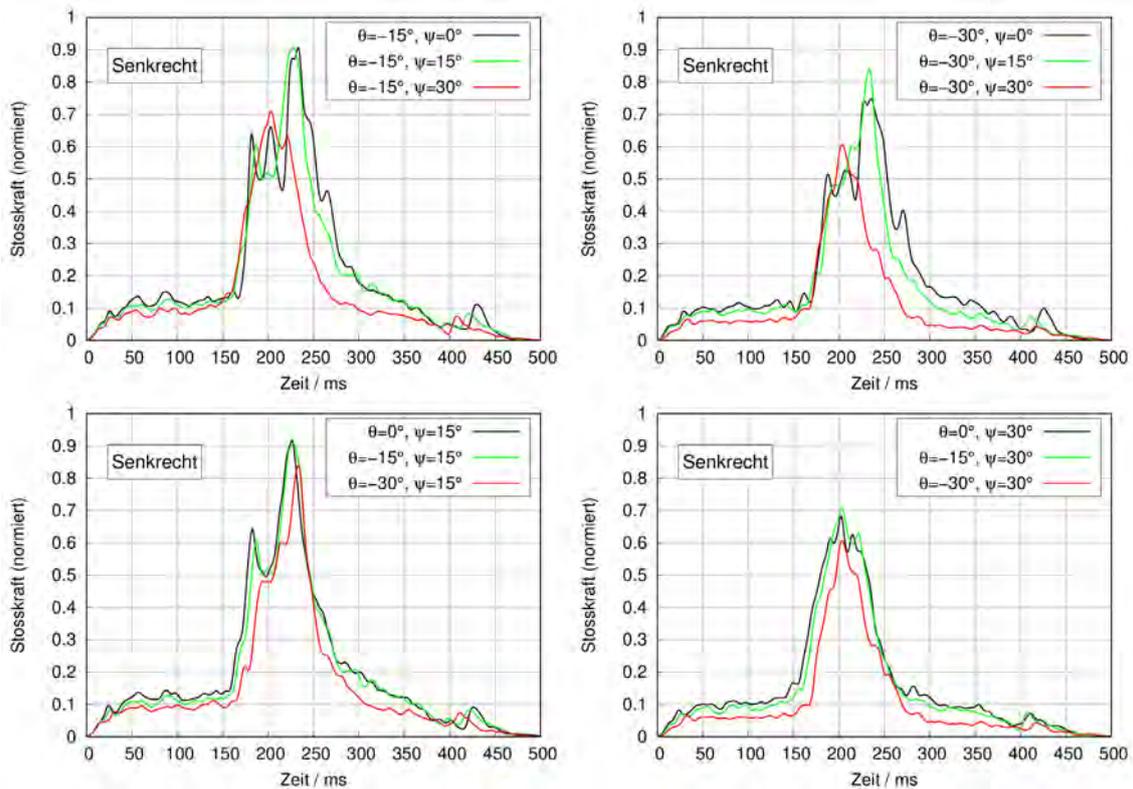
**Abb. 8.4** Einfluss des Längslagewinkels auf die LZF

Der Effekt des Gierwinkels auf die LZF wird in Abb. 8.5 dargestellt. Für einen Gierwinkel von  $15^\circ$  treten während des Aufpralls der Flügelstrukturen leicht höhere Maximalkräfte als im Referenzfall mit senkrechtem Aufprall des Rumpfes auf. Da ein Flügel bei einem Gierwinkel von  $30^\circ$  teilweise nicht mit dem Reaktorgebäude in Kontakt kommt (siehe Abb. 8.2), weist die LZF in dem Zeitbereich ca. 220 – 300 ms deutlich geringere Werte auf.

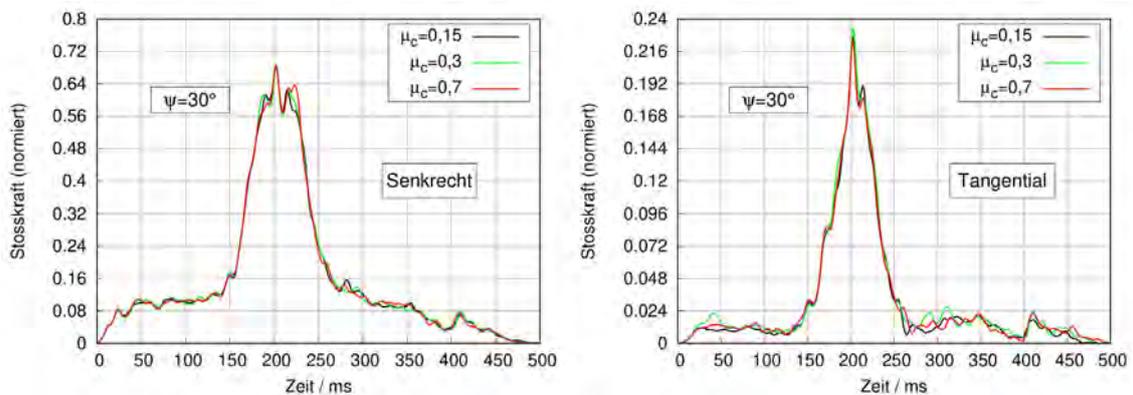


**Abb. 8.5** Einfluss des Gierwinkels auf die LZF

In Abb. 8.6 werden senkrechte Komponenten der LZF zu verschiedenen Szenarien verglichen, bei denen sowohl Gier- als auch Längslagewinkel vom Referenzfall ( $\theta=0^\circ$ ,  $\psi=0^\circ$ ) abweichen. Die wesentlichen Schlussfolgerungen aus den Studien zur alleinigen Variation des Gier- bzw. Längslagewinkels haben auch in diesen Szenarien Bestand. Der Einfluss einer Variation des Längslagewinkels auf die senkrechte Kraftkomponente ist auch hier gering. Weiterhin ist erkennbar, dass bei einem Gierwinkel von  $30^\circ$  ein Flügel nicht in Kontakt mit dem Gebäude kommt. Zu einem Gierwinkel von  $30^\circ$  zeigt Abb. 8.7 den Einfluss des Reibungskoeffizienten auf die LZF. Die senkrechte Komponente der LZF ist unabhängig vom Reibungskoeffizienten, was bereits in anderen Studien vorgefunden wurde /KOS 15/. Es zeigt sich, dass auch die Tangentialkräfte unabhängig vom Reibungskoeffizienten sind, was mit dem Abgleiten des Flugzeugs zu erklären ist. In /RIE 80/ wird unterstellt, dass sich ein kritischer Reibungswinkel abschätzen lässt. Ein Abgleiten des Flugzeugs setzt ein, wenn der Neigungswinkel den Reibungswinkel überschreitet. Für den Reibungswinkel nennt Riera einen Wert von  $25^\circ$ , was konsistent mit den Simulationsergebnissen wäre. Allerdings deuten Studien mit dem Flugzeugmodell und auch die Untersuchungen zur IB-Reihe (vgl. Kapitel 4.1) an, dass der kritische Reibungswinkel in diesen Fällen geringer sein könnte. So setzt für einen Reibungskoeffizienten von 0,15 bereits bei einem Längslagewinkel von  $15^\circ$  das Abgleiten des Flugzeugs ein (vgl. Abb. 8.4).



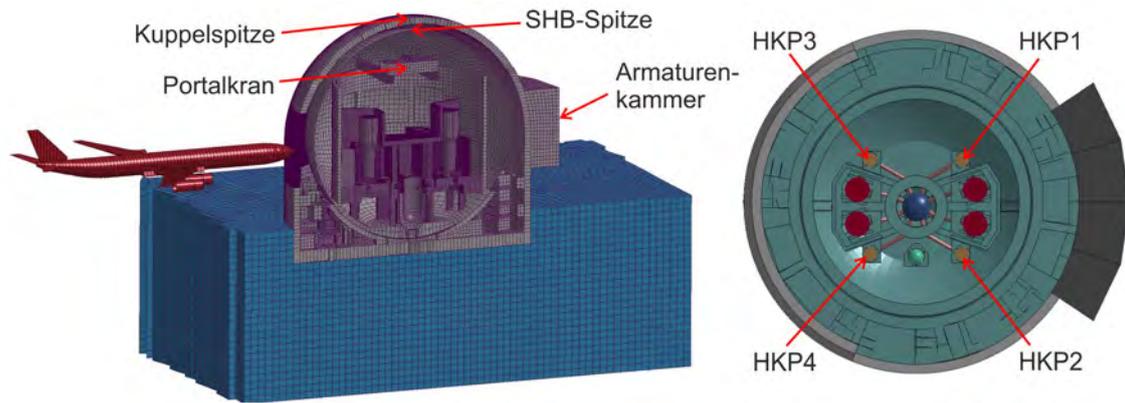
**Abb. 8.6** Einfluss von Kombinationen verschiedener Neigungswinkel auf die LZF



**Abb. 8.7** Einfluss des Reibungskoeffizienten auf die LZF für  $\psi=30^\circ$

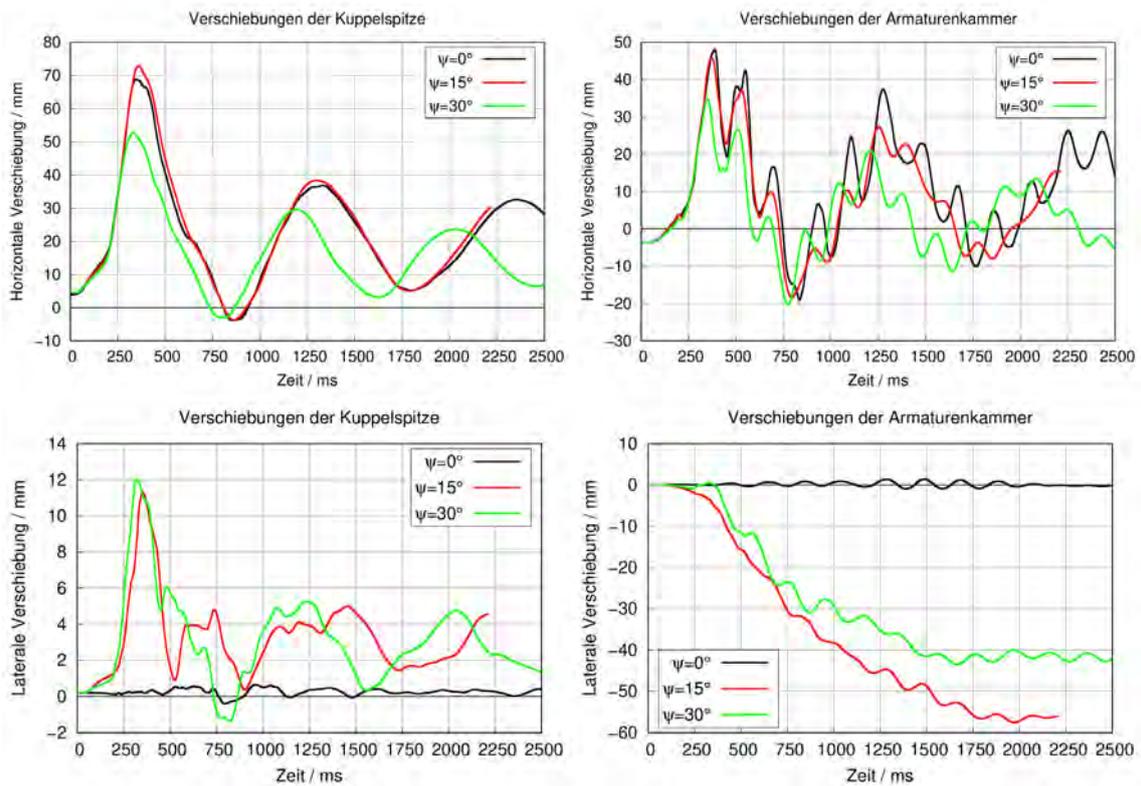
#### 8.4 Einfluss der Neigungswinkel auf Verschiebungen

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der verschiedenen untersuchten Neigungswinkel auf Verschiebungen an gewissen Positionen im Analysemodell des generischen Reaktorgebäudes untersucht (vgl. Abb. 8.8). Diese Verschiebungen werden in Richtung der senkrechten Komponente der Aufprallgeschwindigkeit (horizontal) und senkrecht dazu (lateral) dargestellt.



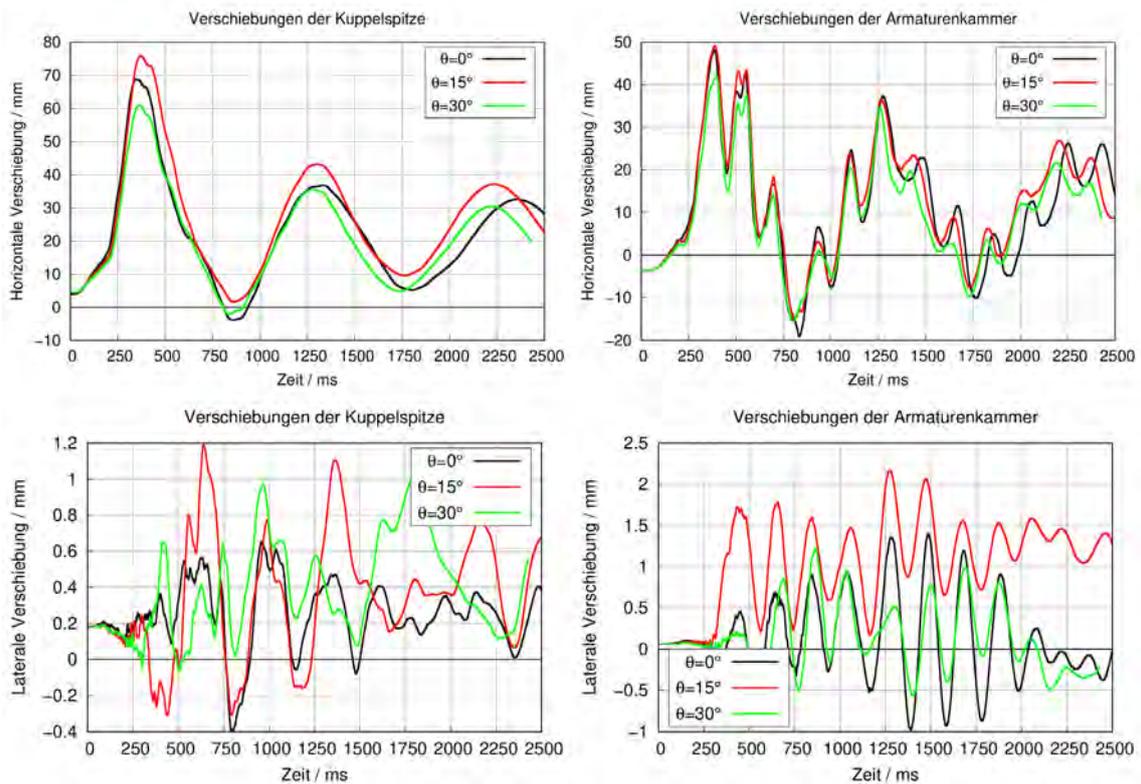
**Abb. 8.8** Positionen von Verschiebungsauswertungen im Konvoi-Modell

Am Reaktorgebäude wurde mit der Kuppelspitze die höchste Position im Analysemodell und mit der Armaturenkammer die am weitesten vom Aufprallpunkt entfernte Position ausgewählt. Für die Variation des Gierwinkels sind die Ergebnisse in Abb. 8.9 dargestellt. Für  $\psi=15^\circ$  entsprechen die horizontalen Verschiebungen den Ergebnissen des senkrechten Stoßes, im Bereich des ersten Maximums sind diese sogar ca. 5 % höher. Die geringeren horizontalen Verschiebungen für  $\psi=30^\circ$  sind mit den geringeren Werten der LZF (siehe Abb. 8.5) zu erklären. Bemerkenswert sind die Verschiebungen in lateraler Richtung, welche den Unterschieden in der tangentialen Komponente der LZF zuzuschreiben sind. Da die Armaturenkammer maximal weit vom Stoßpunkt entfernt ist, treten an dieser Stelle die größten lateralen Verschiebungen am Reaktorgebäude auf.



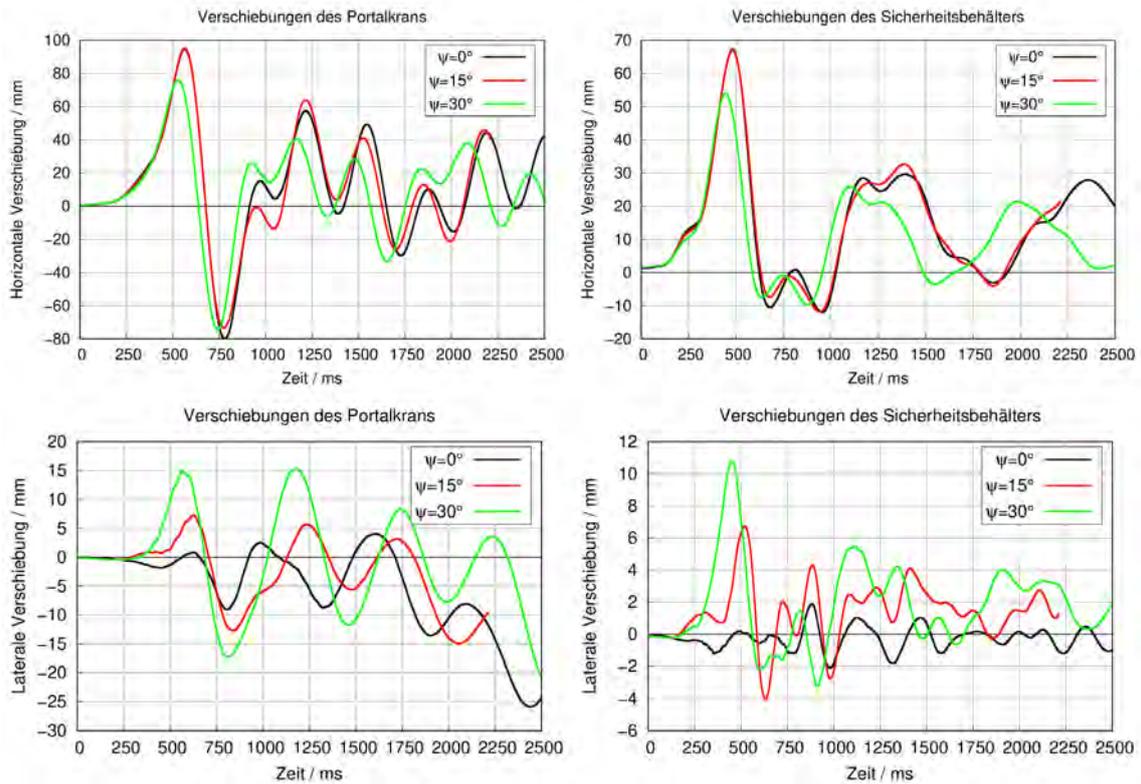
**Abb. 8.9** Einfluss des Gierwinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an zwei ausgewählten Positionen des Reaktorgebäudes

Die in Abb. 8.10 dargestellten Ergebnisse zeigen, dass Variationen des Längslagewinkels keinen signifikanten Einfluss auf die horizontalen Verschiebungen aufweisen. Dies ist konsistent mit den Ergebnissen zur LZF (siehe Abb. 8.4). In lateraler Richtung sind die Verschiebungen erwartungsgemäß geringer als bei Variationen des Gierwinkels.



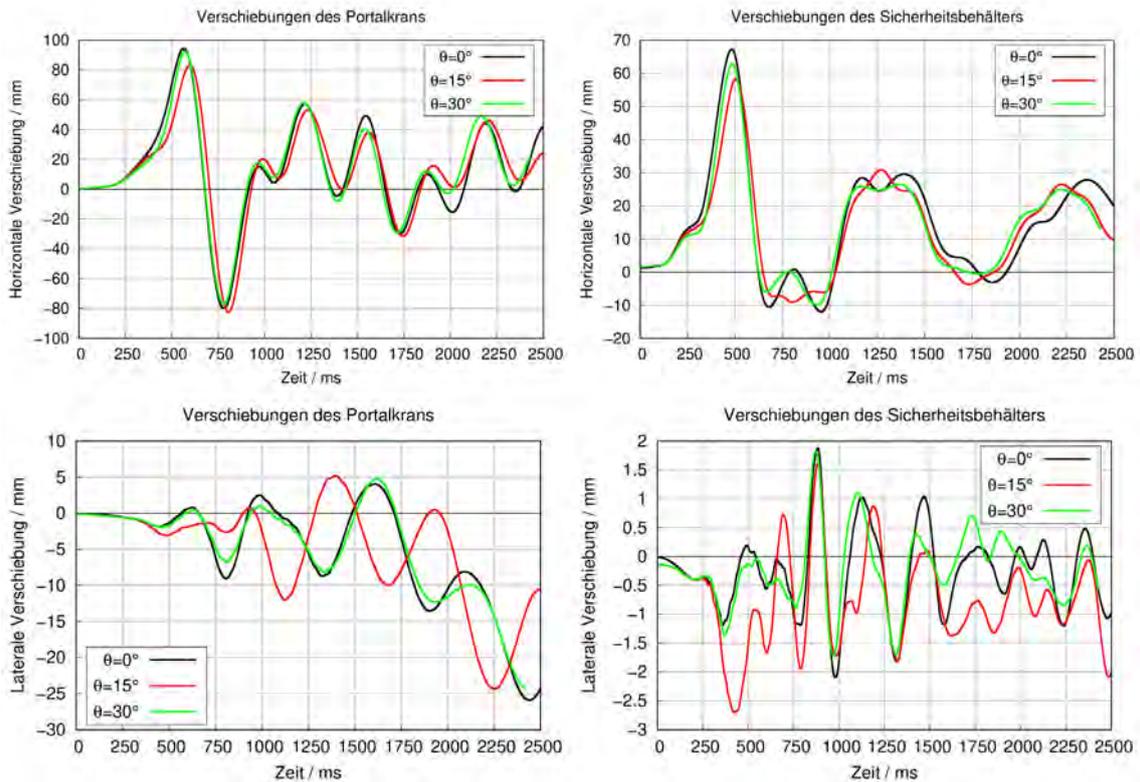
**Abb. 8.10** Einfluss des Längslagewinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an zwei ausgewählten Positionen des Reaktorgebäudes

Der Einfluss des Gierwinkels auf Verschiebungen im Bereich des Portalkrans und am obersten Punkt des sphärischen Sicherheitsbehälters (SHB) ist in Abb. 8.11. dargestellt. Ähnliche Schlussfolgerungen wie für die Positionen des Reaktorgebäudes lassen sich auch für diese Positionen treffen. Im Inneren des Konvoi-Modells treten, infolge der durch den Aufprall induzierten Erschütterungen, die höchsten horizontalen Verschiebungen an der Position des Portalkrans auf, welche für  $\psi=30^\circ$  infolge der unterschiedlichen LZF geringer sind als für  $\psi=15^\circ$  bzw.  $0^\circ$ . Weiterhin zeigt Abb. 8.11, dass für die betrachteten Gierwinkel größere laterale Verschiebungen als im Fall des senkrechten Aufpralls auftreten. Die Unterschiede zwischen den Szenarien  $\psi=15^\circ$  und  $\psi=30^\circ$  sind hierbei im Vergleich zu den ausgewählten Positionen auf dem Reaktorgebäude relativ gesehen größer.



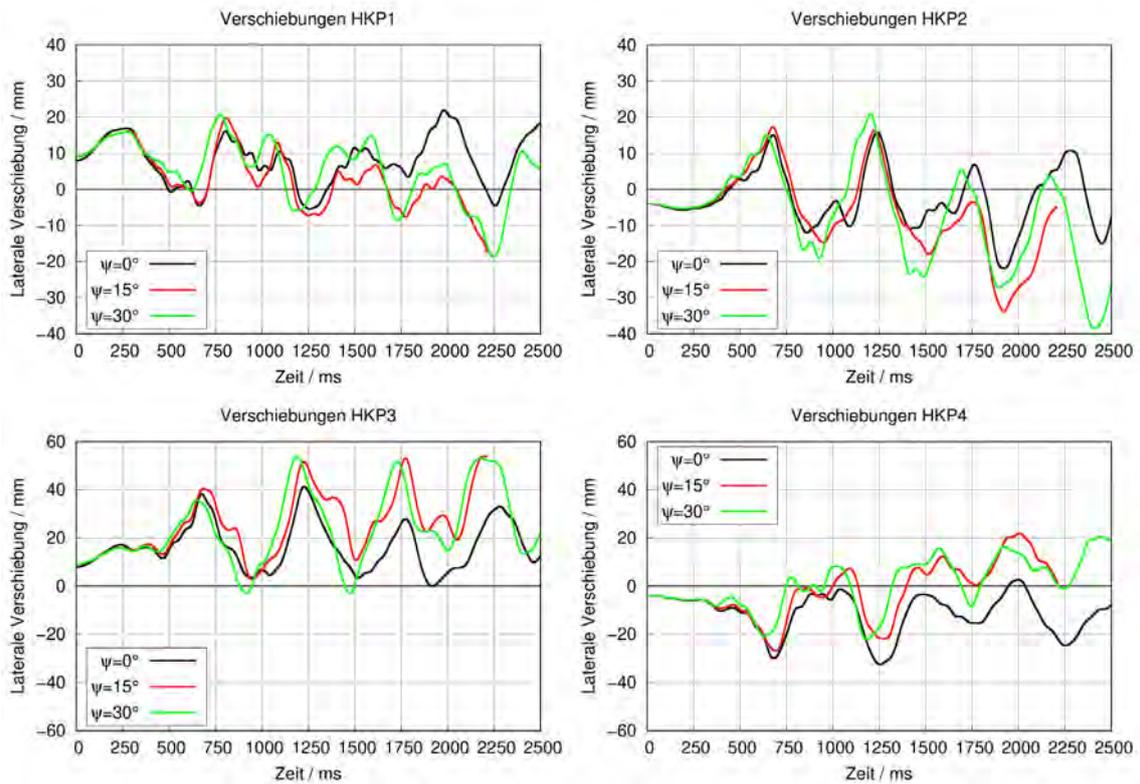
**Abb. 8.11** Einfluss des Gierwinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an Positionen von Portalkran und Sicherheitsbehälterspitze

Analog wie zur Auswertung der Positionen am Reaktorgebäude hat die Variation des Längslagewinkels lediglich geringen Einfluss auf die im Inneren des Reaktorgebäudes ausgewählten Verschiebungen. Abb. 8.12 vergleicht die Ergebnisse der entsprechenden Szenarien.

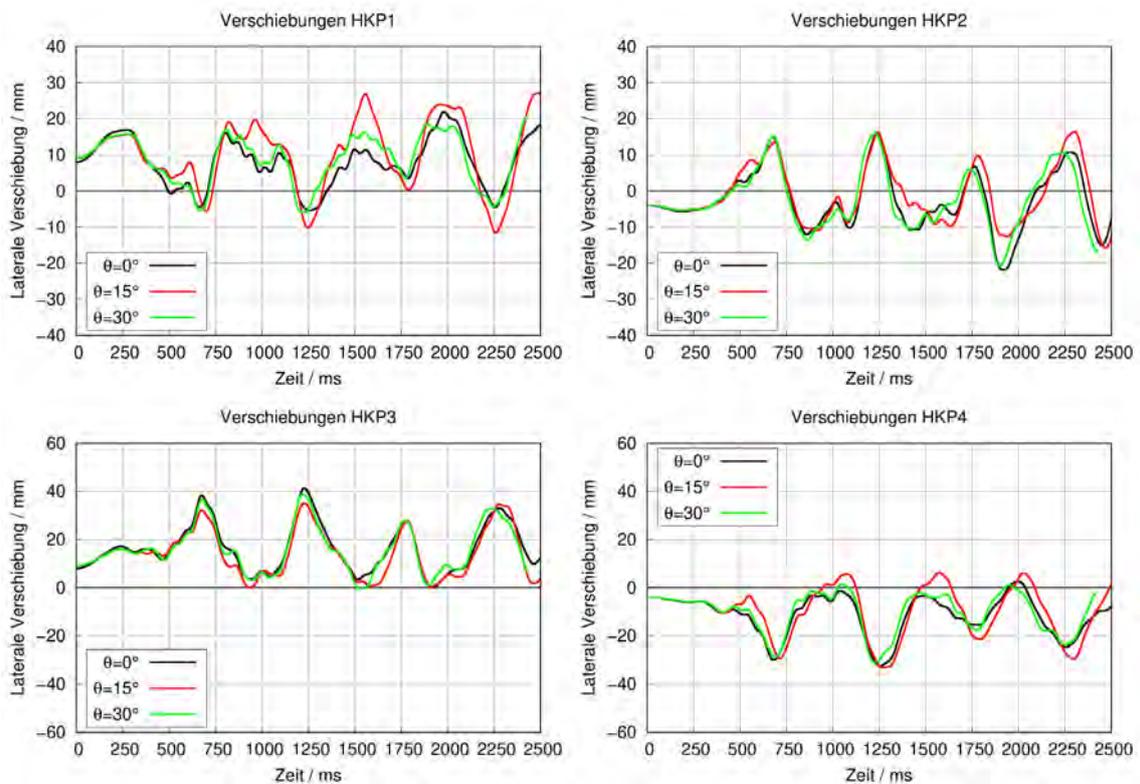


**Abb. 8.12** Einfluss des Längslagewinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an Positionen von Portalkran und Sicherheitsbehälterspitze

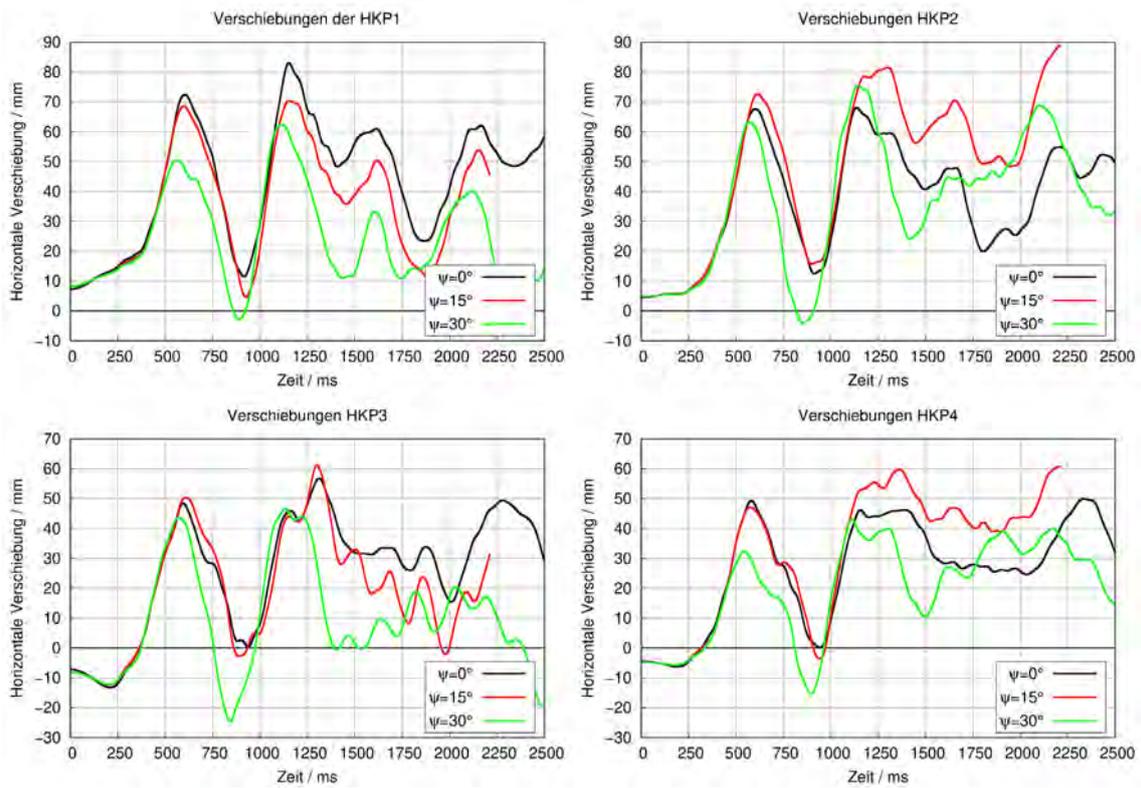
Exemplarisch wurden mit den Positionen der vier Hauptkühlmittelpumpen (HKP) Positionen im unteren Bereich des Analysemodells ausgewertet. Dabei liegen HKP1/HKP2 auf der dem Aufprall abgewandten Seite, während sich HKP3/HKP4 auf der Gebäuseite des Aufpralls befinden. In Szenarien mit Gierwinkel gleitet das Flugzeug in Richtung von HKP2/HKP4 und somit weg von HKP1/HKP3. Die lateralen Verschiebungen der HKP können an gewissen Positionen größere Verschiebungen im Falle von Szenarien mit Gierwinkel aufweisen (vgl. Abb. 8.13). Dies ist z. B. für HKP3 erkennbar, welche in Szenarien mit Gierwinkel auf der Seite des aufprallenden Flügels liegt. In Szenarien mit Längslagewinkel sind sie wenig abhängig vom Wert des Neigungswinkels (vgl. Abb. 8.14). Auch horizontale Verschiebungen der HKP weisen unter einem Gierwinkel teilweise größere Werte als beim senkrechten Aufprall auf (vgl. Abb. 8.15). Demgegenüber ist der Effekt eines Längslagewinkels auf horizontale Verschiebungen der HKP wiederum gering (vgl. Abb. 8.16).



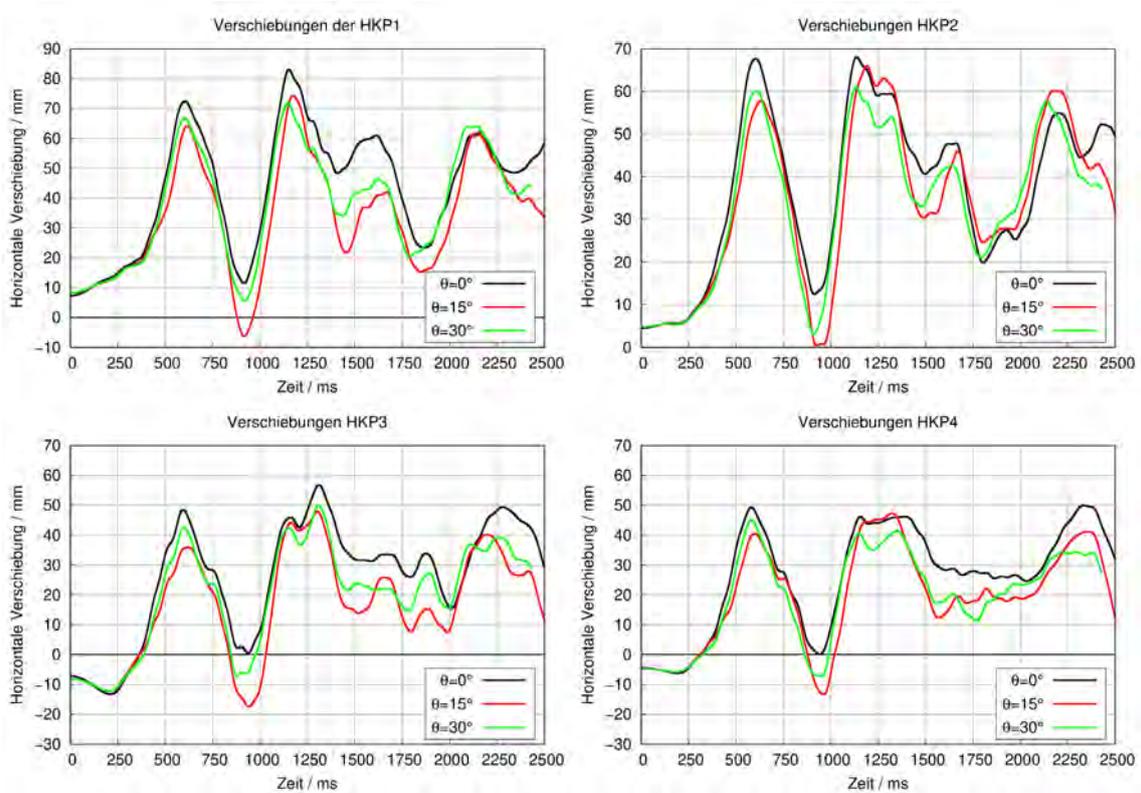
**Abb. 8.13** Einfluss des Gierwinkels auf laterale Verschiebungen der HKP



**Abb. 8.14** Einfluss des Längslagewinkels auf laterale Verschiebungen der HKP



**Abb. 8.15** Einfluss des Gierwinkels auf horizontale Verschiebungen der HKP



**Abb. 8.16** Einfluss des Längslagewinkels auf horizontale Verschiebungen der HKP

## 8.5 Fazit

Die durchgeführten generischen Untersuchungen zum Absturz eines Passagierflugzeugs vom Typ A340-600 auf ein Reaktorgebäude vom Typ Konvoi zeigen, dass im Inneren des Gebäudes bei Szenarien unter einem Neigungswinkel durchaus größere Verschiebungen als beim senkrechten Aufprall auftreten können. Die Tatsache, dass ein senkrechter Aufprall möglicherweise nicht das ungünstigste Szenario im Hinblick auf die induzierten Erschütterungen darstellt, hat bereits Riera in /RIE 80/ publiziert.

Detailliertere Informationen über die Massenverteilung des Flugzeugs, insbesondere auch im Bereich der Flügelstrukturen können die Aussagesicherheit der Ergebnisse verbessern, da hierdurch die LZF maßgeblich bestimmt wird.

## **9 Zusammenfassung und Ausblick**

### **9.1 Zusammenfassung**

Im Rahmen des Vorhabens RS1583 (SimSEB II) hat die GRS Analysemethoden zur Simulation der Schädigung von Stahlbetonstrukturen nuklearer Anlagen infolge stoßartiger Belastungen, welche etwa bei Flugzeugabsturzscenarien auftreten können, weiterentwickelt und erprobt. Hierzu wurden die Rechenprogramme ANSYS AUTODYN und LS-DYNA eingesetzt. Im Rahmen der Beteiligung an der Phase IV des internationalen IMPACT Projektes, in dem Aufprallversuche bei VTT durchgeführt wurden, standen experimentelle Daten zur Verfügung, die für numerische Simulationen zum Verhalten ausgewählter Stahlbetonplatten genutzt werden konnten. Weiterhin standen im Vordergrund Aufprallszenarien mit multiplen Barrieren, mit Aufprall in Erdreich, mit Neigungswinkel des Stoßkörpers, Fragen der Übertragbarkeit skaliertener Aufprallversuche sowie die ganzheitliche Simulation von Aufprallszenarien auf eine Gebäudestruktur.

### **9.2 Schlussfolgerungen und Ausblick**

Im Rahmen des VTT IMPACT Projektes wurden Versuche zum Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten unterschiedlicher Dicke durchgeführt. Der Effekt von Bügelbewehrung auf den Perforationswiderstand scheint mit größeren Plattendicken stärker ausgeprägt zu sein. Das RHT-Modell in LS-DYNA eignet sich zur Simulation der Durchstanzversuche hinsichtlich des Versagensmechanismus, der Ausdehnung des Scabbing und auch der ballistischen Grenzgeschwindigkeit. Die Restgeschwindigkeit eines aufprallenden Körpers (Projektile) nach Perforation einer Stahlbetonstruktur hängt stark von Parametern der Restfestigkeitsfläche des Betons ab, für deren Festlegung in praktischen Anwendungen üblicherweise keine Daten der Materialcharakterisierung zur Verfügung stehen. Für dickere Stahlbetonplatten sind die Unsicherheiten tendenziell größer. Insofern sollten numerische Studien stets eine Sensitivitätsanalyse bezüglich der Restfestigkeitsfläche umfassen.

In Versuchen mit kleinen Neigungswinkeln ist die Reduktion der Residualgeschwindigkeit erstaunlich gering. Die Simulationen überschätzen teilweise den Effekt der Drehung des Projektils.

Das Verhältnis von Plattendicke und Projektildurchmesser wurde bislang lediglich über die Plattendicke variiert. Denkbar wären Studien zur Variation des Projektildurchmessers. Ebenso wurde der Einfluss des Bügelabstandes bislang nicht untersucht. Eine weitere offene Fragestellung bildet der Einfluss von Bügeln und der Einfluss der Plattendicke in Aufprallszenarien mit Neigungswinkel.

Versuche zum Biegeversagen von Stahlbetonplatten infolge eines weichen Stoßes unter einem Neigungswinkel wurden mit dem Rechenprogramm LS-DYNA simuliert. Das Winfrith-Modell eignet sich gut zur Abbildung von Fließgelenken in der Stahlbetonplatte. Bei einem Neigungswinkel von  $10^\circ$  entsprechen die Ergebnisse annähernd den Ergebnissen der Referenzversuche zum senkrechten Stoß. Bei einem Neigungswinkel von  $20^\circ$  kommt es zu einem Abgleiten des Projektils und zu deutlich geringeren Verformungen der Stahlbetonplatte.

Beim Aufprall eines teilharten Projektils auf eine Stahlbetonstruktur kann der Abstand von Aufprallpunkt zur Position von Seitenwänden den Versagensmechanismus beeinflussen, wie der bei VTT durchgeführte Versuch NEX zeigte. Dies wird durch Simulationen mit LS-DYNA nachvollzogen.

Überlappungsstöße in der Biegebewehrung führen zu einer Erhöhung der Bewehrungsdichte im Überlappbereich. Simulationen von Aufprallversuchen zur Wirksamkeit von Überlappungsstößen zeigen, dass dadurch die Übertragung der Schubkräfte gegenüber durchgehenden Bewehrungsstäben nicht wesentlich beeinträchtigt ist.

Der Perforationswiderstand einer monolithischen und einer geschichteten Stahlbetonplatte gleicher Dicke wurde basierend auf Versuchsdaten sowie einer im Rahmen des Vorhabens durchgeführten numerischen Studie verglichen. Die Schlussfolgerung ist, dass monolithische Platten einen höheren Perforationswiderstand als geschichtete Platten vergleichbarer Dicke aufweisen. Ferner bestätigt die Studie, dass die Verwendung der Residualgeschwindigkeit eines Projektils als Annahme zur Belastung der nachgelagerten Barriere eine konservative Annahme darstellt. Für eine abschließende Bewertung von Effekten der Wechselwirkung zwischen einzelnen Schichten, möglichen Einflüssen der Reihenfolge einzelner Schichten oder Effekten eines Liners im Hinblick auf Vermeidung von Scabbing wären weitere Versuchsdaten erforderlich.

Das Winfrith-Betonmodell in LS-DYNA kann prinzipiell einen Skaleneffekt abbilden. Als entscheidend hat sich in Simulationen zum kombinierten Durchstanz- und Biegeversagen von stoßbeanspruchten Stahlbetonplatten die Belegung des Parameters für den Radius des Größtkorns des Betons herausgestellt. Bei der Simulation verformbarer Projektile wurden lediglich geringe Skaleneffekte festgestellt. Zur Validierung wäre die Durchführung entsprechender Aufprallversuche erforderlich.

Untersuchungen zur Schutzwirkung einer Erdreichüberdeckung für unterirdische Strukturen zeigen, dass im Prinzip große Verformungen von Erdreich durch den SPH-Solver von LS-DYNA und ANSYS AUTODYN simuliert werden können. Bei der Verwendung von adaptiven Methoden (Umwandlung von verzerrten Volumenelementen in SPH-Partikel) bestehen Abhängigkeiten hinsichtlich des Umwandlungskriteriums. Realitätsnahe Simulationen müssten sich auf Daten zur Erdreichcharakterisierung hinsichtlich Reibungswinkel und Zustandsgleichung stützen. Die Eindringtiefe eines Projektils in Erdreich wird von der Aufprallgeschwindigkeit und besonders stark von den Projektil-Parametern Masse, Querschnitt und Nasenform beeinflusst. Prognosen empirischer Penetrationsformeln sind teilweise nicht konservativ. Im Prinzip lässt sich die Schutzwirkung von Erdreichüberdeckungen für stoßbeanspruchte Stahlbetonstrukturen durch die Simulationsprogramme darstellen. Experimente im relevanten Anwendungsbereich stehen nicht zur Verfügung. Daher konnte die Methodik noch nicht ausreichend validiert werden.

Die durchgeführten generischen Untersuchungen zum Absturz eines Passagierflugzeugs vom Typ A340-600 auf ein Reaktorgebäude vom Typ Konvoi zeigen, dass im Inneren des Gebäudes bei Szenarien unter einem Neigungswinkel durchaus größere Verschiebungen als beim senkrechten Aufprall auftreten können. Daher ist ein senkrechter Aufprall möglicherweise nicht das ungünstigste Szenario im Hinblick auf die induzierten Erschütterungen. Detailliertere Informationen über die Massenverteilung des Flugzeugs, insbesondere auch im Bereich der Flügelstrukturen können die Aussagesicherheit der Ergebnisse verbessern, da hierdurch die LZF maßgeblich bestimmt wird.

Insgesamt haben die durchgeführten Untersuchungen zur Weiterentwicklung der Methoden zur Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen beigetragen und damit zum Erhalt und zur Erweiterung der Kompetenz auf diesem Fachgebiet.



## Literaturverzeichnis

- /AMM 82/ Ammann, W., Mühlematter, M., Bachmann, H.: Zugversuche an Bewehrungs- und Spannstahl mit erhöhter Dehngeschwindigkeit. Technischer Bericht, Institut für Baustatik und Konstruktion ETH Zürich, 7709-1, ISBN 3-7643-1369-2, Juni 1982.
- /ANS 20/ ANSYS AUTODYN, Software build date 20200529, 2020 R2, <https://www.ansys.com/products/structures/ansys-autodyn> (aufgerufen am 15.09.2020), 2020.
- /BAM 17/ Technischer Bericht, Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, März 2017.
- /BAR 16/ Barr, A. D.: Strain-Rate Effects in Quartz Sand. Dissertation, The University of Sheffield, 2016.
- /BEN 09/ Ben-Dor, G., Dubinsky, A., Elperin, T.: Ballistic properties of multilayered concrete shields. Nuclear Engineering and Design, 239(10):1789–1794, ISSN 0029-5493, Oktober 2009.
- /BER 78/ Bernard, R. S.: Depth and Motion Prediction for Earth Penetrators. Technischer Bericht, U. S. Army Engineer Waterways Experiment Station, S-78-4, Juni 1978.
- /BFS 15/ Bundesamt für Strahlenschutz: Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke vom 22. November 2012, Neufassung vom 3. März 2015 (BAnz AT 30.03.2015 B2, 2015).
- /BOR 11/ Borrvall, T., Riedel, W.: THE RHT CONCRETE MODEL IN LS-DYNA. In: 8th European LS-DYNA Users Conference, 2011.
- /BOR 13/ Borschnek, F., Herrmann, N., Müller, H. S.: Numerical Simulations of the Impact of Fluid-Filled Projectiles using Realistic Material Models. Transactions of SMiRT-22, 2013.

- /BRO 93/ Broadhouse, B. J., Attwood, G. J.: Finite Element Analysis of the Impact Response of Reinforced Concrete Structures Using DYNA3D. In: SMiRT-12, JH13/3, Stuttgart. 1993.
- /CAL 22/ Calonius, K., Saarenheimo, A., Fedoroff, A., Vepsä, A.: Punching Failure of Reinforced Concrete Slabs Subjected to Hard Missile Impact, Part II: Recent Tests and Analyses on Inclined Impact. Transactions of SMiRT-26, 2022.
- /CEB 93/ CEB-FIP MODEL CODE 1990. Thomas Telford Publishing, ISBN 978-0727735430, 1993.
- /CEB 13/ fib Model Code for Concrete Structures 2010. John Wiley & Sons, Ltd, ISBN 978-3433030615, 2013.
- /CHI 17/ Chian, S. C., Tan, B. C. V., Sarma, A.: Reprint of: Projectile penetration into sand: Relative density of sand and projectile nose shape and mass. International Journal of Impact Engineering, Design and Analysis of Protective Structures 2015, 105:80–88, ISSN 0734-743X, Juli 2017.
- /DMI 20/ Dmitriev, A., Lalin, V., Novozhilov, Y., Mikhalyuk, D.: Simulation of Concrete Plate Perforation by Coupled Finite Element and Smooth Particle Hydrodynamics Methods. Construction of Unique Buildings and Structures, 92, 2020.
- /DOR 11/ van Dorsslaer, N., Lapoujade, V., Nahas, G., Tarallo, F., Rambach, J.-M.: Impact Simulations on Concrete Slabs: LS-OPT® Fitting Approach. In: 9th European LS-DYNA Conference, Strassbourg, France. 2011.
- /EDF 17/ Électricité de France: Description of IRIS Phase 3 Project (Rev. D), 15.11., 2017.
- /ESK 13/ Empfehlung der Entsorgungskommission: Leitlinien für die für die trockene Zwischenlagerung bestrahlter Brennelemente und Wärme entwickelnder radioaktiver Abfälle in Behältern RSK/ESK-Geschäftsstelle beim Bundesamt für Strahlenschutz, Revidierte Fassung vom 10.06., 2013.

- /FHA 07/ Murray, Y.: User's Manual for LS-DYNA Concrete Material Model 159. Technischer Bericht, Federal Highway Administration, FHWA-HRT-05-062, Mai 2007.
- /GAL 15/ Galan, M., Orbovic, N.: Quantification of Perforation Resistance of Pre-Stressed Walls with Transverse Reinforcement and Liner under Hard Missile Impact based on Test Results. Transactions of SMiRT-23, 2015.
- /GRS 03/ Dringlichkeitsprojekt äußere Einwirkungen - Entwicklung von Modellen zur Simulation der Auswirkungen verschiedener gezielter Einwirkungen von außen auf kerntechnische Einrichtungen, Vorhaben RS1146. Technischer Bericht, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-A-3117, Verschlussache - Nur für den Dienstgebrauch, Juli 2003.
- /GRS 08/ Sievers, J., Schimpfke, T., Eisert, P., Suchard, D., Brücher, W., Klein-Heßling, W., Sentuc, N., Müller, C.: Weiterentwicklung von Analysemodellen zur Simulation der mechanischen und thermischen Phänomene bei hochenergetischen Aufprallversuchen von flüssigkeitsgefüllten Strukturen. Vorhaben RS1167 Abschlussbericht. Projektbericht, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-A-3444, 2008.
- /GRS 12/ Heckötter, C., Sievers, J.: Validierung von Analysemethoden zur Simulation von Aufprallversuchen im In- und Ausland, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1182. Projektbericht, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-A-3677, August 2012.
- /GRS 14/ Sievers, J., Bahr, L., Arndt, J., Heckötter, C., Grebner, H.: Weiterentwicklung und Erprobung von Analysemethoden zur Bestimmung des strukturdynamischen Verhaltens von Containmentstrukturen. Technischer Bericht, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1197, ISBN 978-3-944161-26-6, November 2014.

- /GRS 16/ Heckötter, C., Sievers, J.: Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Berücksichtigung komplexer Lastannahmen bei hochdynamischen Einwirkungen auf Stahlbetonstrukturen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1509. Projektbericht, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-410, August 2016.
- /GRS 20/ Heckötter, C., Arndt, J., Sievers, J.: SimSEB - Methoden zur Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen. Abschlussbericht zum Vorhaben RS1550B, GRS-583, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, ISBN 978-3-947685-69-1, September 2020.
- /HEC 13/ Heckötter, C., Sievers, J.: Simulation of Impact Tests With Hard, Soft and Liquid Filled Missiles on Reinforced Concrete Structures. *Journal of Applied Mechanics*, 80(3), ISSN 0021-8936, 04 2013.
- /HEC 15a/ Heckötter, C., Sievers, J.: Impact of Different Sized Deformable Projectiles With and Without Liquid Filling. In: *Transactions of SMiRT-23*, Manchester. August 2015.
- /HEC 15b/ Heckötter, C., Vepsä, A.: Experimental investigation and numerical analyses of reinforced concrete structures subjected to external missile impact. *Progress in Nuclear Energy*, 84:56–67, ISSN 0149-1970, 2015.
- /HEC 17/ Heckötter, C., Sievers, J.: Comparison of the RHT Concrete Material Model in LS-DYNA and ANSYS AUTODYN. In: *11th European LS-DYNA Conference*, 2017.
- /HEC 22a/ Heckötter, C.: Numerical Simulation of Experiments on Impact Induced Vibrations - Comparison of IRIS Phase 3 and IMPACT V3 Mock ups with Respect to Boundary Conditions. In: *Transactions of SMiRT-26*, Potsdam/Berlin. Juli 2022.
- /HEC 22b/ Heckötter, C.: Punching Failure of Reinforced Concrete Slabs Subjected to Hard Missile Impact, Part III: Simulations of Recent Tests with the RHT-Concrete Model in LS-DYNA. In: *Transactions of SMiRT-26*, Potsdam/Berlin. Juli 2022.

- /HEC 22c/ Heckötter, C., Vepsä, A., Sievers, J.: Test Program and Numerical Studies on Reinforced Concrete Slabs Impacted by Liquid Filled Missiles. In: Transactions of SMIRT-26, Potsdam/Berlin. Juli 2022.
- /HER 22/ Hering, M., Bracklow, F., Curbach, M.: Impact Experiments on Scaled Reinforced Concrete Plates. In: 26th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Juli 2022.
- /HOC 83/ HOCHTIEF AG: Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten, BMFT Forschungsvorhaben RS 165/ RS 149 (Meppener Versuche Teil I), Technische Fachberichte: 1 - Einführung und Zielsetzung (1978), 2 - Versuchseinrichtung (1980), 3 - Stoßlasten deformierbarer Projektile (1982), 4 - Abschlussbericht (1983), 1983.
- /HOC 84/ Rüdiger, E., Renz, E., Riech, H.: I. Technischer Bericht - Hard Missile Test. Projektbericht, Hochtief AG, 1500408 (RS467), März 1984.
- /HOC 87/ HOCHTIEF AG: Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten, BMFT Forschungsvorhaben 1500408/ RS 467 (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), 1987.
- /IRS 74/ Drittler, K., Gruner, P.: Zur Auslegung kerntechnischer Anlagen gegen Einwirkungen von Aussen - Ableitung von Formeln zur Berechnung der mechanischen Einwirkungen erdverlegter Leitungen bei Flugzeugabsturz zur Bestimmung der Mindestabstände redundant verlegter Leitungsfunktionen,. Technischer Bericht, Institut für Reaktorsicherheit der TÜV e.V., IRS-W-9, April 1974.
- /JOH 83/ Johnson, W. H., Cook, W. H.: Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. In: 7th International Symposium on Ballistics, 1983.
- /JON 89/ Jones, N.: Structural Impact. Cambridge University Press, 1989.

- /KAN 19/ Kang, Z., Nagai, M., Nishida, A., Tsubota, H., Li, Y.: Impact Assessment on Local Damage to Reinforced Concrete Panels by Different Projectiles – Impact Behavior for Projectiles with Hemispherical Nose Shape. Transactions of SMiRT-25, 2019.
- /KAN 22/ Kang, Z., Okuda, Y., Nishida, A., Tsubota, H., Li, Y.: Experimental Study on Local Damage to Reinforced Concrete Panels Subjected to Oblique Impact by Projectiles – Analysis of Experimental Results –. Transactions of SMiRT-26, 2022.
- /KAR 77/ Kar, A. K.: Projectile Penetration of Earth Media. In: Transactions of SMiRT-4, 1977.
- /KAR 79/ Kar, A. K.: Residual velocity for projectiles. Nuclear Engineering and Design, 53(1):87–95, ISSN 0029-5493, 1979.
- /KOE 17/ Köhnke, D., Reichardt, M., Semper, F.: Zwischenlagerung hoch radioaktiver Abfälle. Randbedingungen und Lösungsansätze zu den aktuellen Herausforderungen, Energie in Naturwissenschaft, Technik und Gesellschaft. Springer, 2017.
- /KOJ 91/ Kojima, I.: An experimental study on local behavior of reinforced concrete slabs to missile impact. Nuclear Engineering and Design, 130(2):121–132, ISSN 0029-5493, September 1991.
- /KOS 15/ Kostov, M., Miloshev, M., Nikolov, Z., Klecherov, I.: Parametric Study of the Structural Capacity of Reinforced Concrete Containment Subjected to Large Commercial Aircraft Impact. Transactions of SMiRT-23, 2015.
- /KOY 19/ Koyanagi, T., Tsuruga, T., Aoyama, Y., Takahashi, M., Shimazu, S., Mihara, Y., Furuno, Y., Nikaido, Y., Beppu, M.: Experimental Study on Soil Penetration Evaluation against Rigid Missile Impact (1) Test Program and Test Results. In: Transactions of SMiRT-25, August 2019.

- /KRE 03/ Kreuser, K., Herrmann, N., Stempniewski, L.: Flugzeugabsturz – Experimentelle Entwicklung von Last-Zeit-Funktionen – Abschlussbericht zum Unterauftrag des BMWi-Vorhabens RS1146. Technischer Bericht, Karlsruhe, 733060/02 VA-2240, VS-NUR FÜR DEN DIENSTGEBRAUCH, 2003.
- /KRI 78/ Krieg, R.: A Simple Constitutive Description for Soils and Crushable Foams. Technischer Bericht, Sandia National Laboratories, SC-DR-72-0883, 1978.
- /LI 05/ Li, Q. M., Reid, S. R., Wen, H. M., Telford, A. R.: Local impact effects of hard missiles on concrete targets. International Journal of Impact Engineering, 32(1-4):224–284, ISSN 0734-743X, 2005.
- /LST 15/ Livermore Software Technology Corporation: LS-DYNA, A Program for Nonlinear Dynamic Analysis of Structures in Three Dimensions, Version R7.1 (Mai 2014) und R8.0 Jan. 2015, 2015.
- /MAL 97/ Malvar, L. J., Crawford, J. E., Wesevich, J. W., Simons, D.: A plasticity concrete material model for DYNA3D. International Journal of Impact Engineering, 19(9):847–873, ISSN 0734-743X, 1997.
- /MIZ 99/ Mizuno, J., Kasai, Y., Kusuma, K., Fujiza, T., Imamura, A.: Analytical Evaluation of Multiple Barriers against Full-Scale Aircraft Impact. Transactions of 15th SMiRT-Conference, J04/4, 1999.
- /MOR 99/ Morikawa, H., Mizuno, J., Momma, T., Fukuda, R., Takeuch, M., Shikama, Y.: Scale Model Tests of Multiple Barriers against Aircraft Impact: Part 2. Simulation Analyses of Scale Model Impact Tests. Transactions of 15th SMiRT-Conference, J04/3, 1999.
- /MUN 22/ Münch, I., Sadegh-Azar, H.: Methods for Simulation of Hard Projectile Impact on Multiple RC Structures. Transactions of SMiRT-26, 2022.

- /NEA 12/ Nuclear Energy Agency: Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS\_2010). Projektbericht, OECD Nuclear Energy Agency (NEA), NEA/CSNI/R(2011)8, Januar 2012.
- /NEA 14/ Nuclear Energy Agency: Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS\_2012). Projektbericht, OECD Nuclear Energy Agency (NEA), NEA/CSNI/R(2014)5, August 2014.
- /NEA 23/ Nuclear Energy Agency: IRIS (Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles) Phase 3: Tests description and interpretation & Round robin calculations analysis. Projektbericht, OECD Nuclear Energy Agency (NEA), NEA/CSNI/R(2023)5, 2023.
- /NEI 11/ Nuclear Energy Institute, N.: Methodology for Performing Aircraft Impact Assessments for New Plant Designs. Technischer Bericht, Nuclear Energy Institute (NEI), NEI 07-13 Revision 8P, April 2011.
- /NIS 17/ Nishida, A., Ohta, Y., Tsubota, H., Li, Y.: Evaluation of Local Damage to Reinforced Panels Subjected to Oblique Impact of Soft Missile. Transactions of 24th SMiRT-Conference, 2017.
- /ORB 15/ Orbovic, N., Sagals, G., Blahoianu, A.: Influence of transverse reinforcement on perforation resistance of reinforced concrete slabs under hard missile impact. Nuclear Engineering and Design, 295:716–729, ISSN 0029-5493, 2015.
- /REI 81/ Reinhardt, H.-W.: Maßstabseinfluß bei Schubversuchen im Licht der Bruchmechanik. Beton- und Stahlbetonbau, 76(1):19–21, 1981.
- /RIE 68/ Riera, J. D.: On the stress analysis of structures subjected to aircraft impact forces. Nuclear Engineering and Design, 8(4):415–426, ISSN 0029-5493, 1968.

- /RIE 80/ Riera, J. D.: A critical reappraisal of nuclear power plant safety against accidental aircraft impact. *Nuclear Engineering and Design*, 57(1):193–206, ISSN 0029-5493, 1980.
- /RIE 04/ Riedel, W.: Beton unter dynamischen Lasten – Meso- und makromechanische Modelle und ihre Parameter. Ernst-Mach-Institut Freiburg, ISBN 3- 8167-6340-5, 2004.
- /RUC 10/ Ruch, D.: Bestimmung der Last-Zeit-Funktion beim Aufprall flüssigkeitsgefüllter Stoßkörper. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2010.
- /SAG 79/ Sage, F., Pfeiffer, A.: Response of Reinforced Concrete Targets to Impacting Soft Missiles. An FRGMRT -UKAEA Co-operation in Tests to Validate Computer Codes and Scaling Laws. In: *Transactions of SMiRT-5*, 1979.
- /SCH 11/ Schwer, L.: The Winfrith Concrete Model: Beauty or Beast? Insights into the Winfrith Concrete Model. In: 8th European LS-DYNA Users Conference, Strasbourg. Mai 2011.
- /SHI 97/ Shirai, T., Kambayashi, A., Ohno, T., Taniguchi, H., Ueda, M., Ishikawa, N.: Experiment and numerical simulation of double-layered RC plates under impact loadings<sup>1</sup>Updated and extended version of the presentation given at the SMiRT-12 Conference, Division J.1. *Nuclear Engineering and Design*, 176(3):195–205, ISSN 0029-5493, November 1997.
- /SNL 06/ Hessheimer, M., Dameron, R.: Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories. Technischer Bericht, Sandia National Laboratory, NUREG/CR-6906, 2006.
- /STU 84/ Sture, S.: Constitutive laws for engineering materials: With emphasis on geologic materials, by C. S. Desai and H. J. Siriwardane, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey 07632, 1984, ISBN 0-13-167940-6. No. of pages: 468. Price: \$40.95. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 8(3):308–309, 1984.

- /SUG 93a/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai, K., von Riesemann, 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. Nuclear Engineering and Design, 140(3):407–423, ISSN 0029-5493, 1993.
- /SUG 93b/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Ohnuma, H., von Riesemann, 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, method and results. Nuclear Engineering and Design, 140(3):387–405, ISSN 0029-5493, 1993.
- /SUG 93c/ Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Orui, S., von Riesemann, W. A., Bickel, D. C., Parks, M. B.: Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact force. Nuclear Engineering and Design, 140(3):373–385, ISSN 0029-5493, 1993.
- /TSU 99/ Tsubota, H., Koshika, N., Mizuno, J., Sanai, M., Peterson, B., Saito, H., Imamura, A.: Scale Model Tests of Multiple Barriers against Aircraft Impact: Part 1. Experimental Program and Test Results. Transactions of SMiRT-15, J04/2, 1999.
- /TUD 16/ Just, M., Curbach, M., Kühn, T., Hering, M.: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks) - Phase 1A: Maßstabeffekte bei stoßartiger Beanspruchung. Projektbericht, Technische Universität Dresden, Dresden, Januar 2016.
- /TUD 17/ Hering, M., Kühn, T., Curbach, M.: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks) - Phase 1B: Quantifizierung der Schädigungen des Betongefüges, Teilprojekt: Fallturmversuche. Projektbericht, Technische Universität Dresden, Dresden, Reaktorsicherheitsforschung Vorhaben-Nr. 1501479, Januar 2017.

- /VEP 18/ Vepsä, A., Calonius, K., Fedoroff, A., Fülöp, L., Jussila, V., Saarenheimo, A., Varis, P., Tuomala, M.: Experimental and numerical methods for external event assessment improving safety (ERNEST). In: SAFIR2018 -The Finnish Research Programme on Nuclear Power Plant Safety 2015-2018. VTT TECHNOLOGY, ISBN 978-951-38-8682-0, 2018.
- /VEP 22a/ Vepsä, A., Calonius, K., Fedoroff, A., Saarenheimo, A.: Historical Review of Impact Tests Carried out at VTT. Transactions of SMiRT-26, 2022.
- /VEP 22b/ Vepsä, A., Darraba, A., Fedoroff, A., Heckötter, C., Sawada, S., Schneeberger, C., Tarallo, F.: Bending Damage of Reinforced Concrete Slabs Subjected to Soft Missile Impact, Part I: Recent Tests on Influence of Inclined Impact. Transactions of SMiRT-26, 2022.
- /VEP 22c/ Vepsä, A., Heckötter, C., Darraba, A., Fedoroff, A., Sawada, S., Schneeberger, C., Tarallo, F.: Punching Failure of Reinforced Concrete Slabs Subjected to Hard Missile Impact, Part I: Recent Tests in Influence of Slab Thickness and Shear Reinforcement. Transactions of SMiRT-26, 2022.
- /VTT 12/ Hakola, I., Vepsä, A., Halonen, M.: Final Report of IMPACT II Tests. Concrete Walls, Thickness of 150 mm. Technischer Bericht, VTT-R-02319-11, 2012.
- /VTT 19a/ Vepsä, A.: IMPACT III – Bending behaviour testing of simply supported reinforced concrete slabs. Technischer Bericht, Technical Research Centre of Finland VTT, VTT-R-02531-17 (confidential), 2019.
- /VTT 19b/ Calonius, K.: IMPACT III – combined bending and punching tests. Technischer Bericht, Technical Research Centre of Finland VTT, VTT-R-07009-17 (confidential), 2019.
- /VTT 19c/ Vepsä, A.: IMPACT III – Punching behaviour tests for simply supported reinforced concrete walls. Technischer Bericht, Technical Research Centre of Finland VTT, VTT-R-04293-17 (confidential), 2019.

- /VTT 19d/ Vepsä, A., Calonius, K.: IMPACT III – vibration propagation and damping tests. Technischer Bericht, Technical Research Centre of Finland VTT, VTT-R-00311-19 (confidential), 2019.
- /VTT 19e/ Vepsä, A., A., F.: IMPACT III – Water filled projectile tests. Technischer Bericht, Technical Research Centre of Finland VTT, VTT-R-00265-19 (confidential), 2019.
- /WIT 88/ Wittmann, F., Rokugo, K., Brühwiler, E., Mihashi, H., Simonin, P.: Fracture Energy and Strain Softening of Concrete as Determined by Means of Compact Tension Specimens. *Materials and Structures*, 21:21–32, 1988.
- /YOU 97/ Young, C. W.: Penetration equations. Technischer Bericht, Sandia National Labs., SAND-97-2426, Oktober 1997.

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1	Bestandteile eines typischen LS-DYNA Modells zur Simulation von Versuchen der ITP-Reihe .....	14
Abb. 3.2	Schadensbilder der Platten in den Versuchen A12 und P6 .....	15
Abb. 3.3	Relationen von Aufprallgeschwindigkeiten und Residualgeschwindigkeiten zu Versuchen mit H=250 mm .....	16
Abb. 3.4	Schadensbilder der Platten in den Versuchen ITP2/ITP4.....	16
Abb. 3.5	Schadensbilder der Platten in den Versuchen ITP2RR/ITP4R.....	17
Abb. 3.6	Schadensbilder der Platten in den Versuchen ITP2R/ITP4RR.....	18
Abb. 3.7	Relationen von Aufprallgeschwindigkeiten und Residualgeschwindigkeiten zu Versuchen mit H=350 mm .....	18
Abb. 3.8	Schadensbilder der Platten in den Versuchen P3/P4/P12 und ITP1 .....	20
Abb. 3.9	Relationen von Aufprallgeschwindigkeiten und Residualgeschwindigkeiten zu Versuchen mit variierter Biegebewehrung und zu H=300 mm.....	20
Abb. 3.10	Druckmeridian und Restfestigkeitsfläche des RHT-Modells .....	21
Abb. 3.11	Simulierte Ausbildung der Betonschädigung in der Anfangsphase des Aufpralls im Querschnitt einer Platte mit einer Dicke von 350 mm (ITP2R).....	22
Abb. 3.12	Illustration der Abhängigkeit der Residualgeschwindigkeiten von den Parametern der Restfestigkeitsfläche des RHT-Modells .....	22
Abb. 3.13	Abmessungen des Projektils in der IP-Reihe .....	23
Abb. 3.14	Schadensbilder der Front- und Rückseiten der Stahlbetonplatten in den Versuchen der IP-Reihe.....	24
Abb. 3.15	Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten und Eindringtiefen in Simulationen zu Versuchen der IP-Reihe .....	25
Abb. 3.16	Zeitliche Abfolge der Entwicklung der Schädigung im Plattenquerschnitt in den Simulationen der IP-Versuche.....	26
Abb. 3.17	Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit und des Neigungswinkels auf Residualgeschwindigkeiten in Simulationen zu IP-Versuchen.....	27
Abb. 4.1	Abmessungen der in der IB-Reihe verwendeten verformbaren Projektile (Maße in mm).....	29

Abb. 4.2	Auflagerstrukturen in Versuchen der IB-Reihe mit Stahlbetonplatten (Rückansicht links; Seitenansicht mittig) und IFP1 (rechts).....	30
Abb. 4.3	Rechenmodell für LS-DYNA zur Simulation von Versuch IB1 .....	31
Abb. 4.4	Frontseite der Stahlbetonplatten und aufgefundene Projektile unmittelbar nach Versuch IB1 (links) und IB3 (rechts) .....	32
Abb. 4.5	Beobachtete und simulierte Verformungen des Projektils in Versuch IFP1 zu ausgewählten Zeiten (Ansicht aus Vogelperspektive).....	34
Abb. 4.6	Vergleich kinematischer Daten für Versuch IFP1 .....	35
Abb. 4.7	Gemessene und simulierter KMD-Signale in den Versuchen IFP1 und FP8.....	36
Abb. 4.8	Impulsüberträge aus KMD-Signalen in den Versuchen IFP1 und FP8 .....	36
Abb. 4.9	Vergleich von numerischen Kontaktkräften und Impulsüberträgen für die Versuche IB3, IB4 und TF12 mit Ergebnissen der Riera-Methode .....	37
Abb. 4.10	Beobachtete und simulierte Verformungen des Projektils in Versuch IB3 zu ausgewählten Zeiten (Ansicht aus Vogelperspektive) .....	39
Abb. 4.11	Beobachtete und simulierte Verformungen des Projektils in Versuch IB4 zu ausgewählten Zeiten (Ansicht aus Vogelperspektive) .....	40
Abb. 4.12	Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB1 .....	41
Abb. 4.13	Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB3 .....	41
Abb. 4.14	Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB2 .....	42
Abb. 4.15	Vergleich kinematischer Daten für Versuch IB4 .....	42
Abb. 4.16	Schadensbilder der Plattenrückseite nach 100 ms in IB3 und IB4 .....	43
Abb. 4.17	Vergleiche maximaler zentraler Plattenverschiebung in der IB-Reihe .....	44
Abb. 4.18	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 5 ms.....	45
Abb. 4.19	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 10 ms.....	46
Abb. 4.20	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 15 ms.....	47

Abb. 4.21	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Verschiebungen in der Stahlbetonplatte in den Versuchen IB3 und IB4 nach 20 ms.....	48
Abb. 4.22	Dehnungen auf rückseitiger Biegebewehrung an ausgewählten DMS-Positionen für IB3, IB4 und TF12.....	50
Abb. 4.23	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 5 ms.....	51
Abb. 4.24	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 10 ms.....	52
Abb. 4.25	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 15 ms.....	53
Abb. 4.26	Vergleich der gemessenen (graue Balken) und mit RATE=0 simulierten (grüne Balken) Dehnungsverteilungen in der rückseitigen Biegebewehrung in den Versuchen IB3 und IB4 nach 20 ms.....	54
Abb. 4.27	Modellansicht und wesentliche Abmessungen zu Versuch NEX.....	55
Abb. 4.28	Modellierung der vertikalen Auflagerbedingung für Versuch NEX.....	56
Abb. 4.29	Projektstruktur der Versuche NEX und X4.....	57
Abb. 4.30	Statische und dynamische Spannungs-Dehnungs-Beziehung und Abhängigkeit des DIF von der Dehnrates zur Abbildung des Materials des Projektils in Versuch NEX .....	58
Abb. 4.31	Simulierte Belastungen zu verschiedenen DIF-Parametersätzen zu NEX.....	59
Abb. 4.32	Vergleich von simulierten und gemessenen horizontalen Auflagerkräften an den Seitenwänden im Versuch NEX .....	59
Abb. 4.33	Vergleich von simulierten und gemessenen horizontalen Impulsüberträgen in die Auflagerung an den Seitenwänden in Versuch NEX.....	60
Abb. 4.34	Vergleich gemessener und simulierter vertikaler Auflagerkräfte in NEX.....	61
Abb. 4.35	Vergleich von Rissbildern in Versuch NEX und Simulationsergebnissen.....	62

Abb. 4.36	Vergleich von Schadensbildern in Versuch X4 und Simulationsergebnissen des Winfrith-Modells mit Erosionskriterium.....	63
Abb. 4.37	Position der Verschiebungsaufnehmer in Versuch NEX.....	64
Abb. 4.38	Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von horizontalen Verschiebungen in Versuch NEX.....	65
Abb. 4.39	Verschiebungsfiguren der frontseitigen Wand in Versuch NEX.....	65
Abb. 4.40	Vergleich von gemessenen und simulierten Zeitverläufen von lateralen Verschiebungen in Versuch NEX .....	66
Abb. 4.41	Positionen der DMS auf Bewehrungsstäben in Versuch NEX.....	66
Abb. 4.42	Vergleich von Dehnungen an Bewehrungsstäben in Versuch NEX.....	67
Abb. 4.43	Biegebewehrungsanordnung in ROL-Serie.....	69
Abb. 4.44	Rückseitige Schäden der Versuchsplatte in L1, ROL1 und ROL2.....	70
Abb. 4.45	Untersuchte Positionen von Verschiebungssensoren in ROL- und L-Reihe (Frontansicht der Stahlbetonplatte).....	71
Abb. 4.46	Verschiebungen an der Position D3 in der L- und der ROL-Serie .....	72
Abb. 4.47	Verschiebungen an der Position D5 in der L- und der ROL-Serie .....	72
Abb. 4.48	Verschiebungen an der Position D2 in der L- und der ROL-Serie .....	73
Abb. 4.49	Verschiebungen an der Position D4 in der L- und der ROL-Serie .....	73
Abb. 5.1	Vergleich der Schadensbilder des Plattenquerschnitts in Versuch E3.....	76
Abb. 5.2	Vergleich der Schadensbilder des Plattenquerschnitts in Versuch A1R .....	76
Abb. 5.3	Zeitverläufe von Restgeschwindigkeiten und Eindringtiefen in Simulationen zu den Versuchen A1R und E3 .....	76
Abb. 5.4	Relation von Aufprallgeschwindigkeit und numerisch ermittelter Residualgeschwindigkeit einer geschichteten im Vergleich zur monolithischen Stahlbetonplatte .....	77
Abb. 6.1	Verhalten des Winfrith-Modells bei einachsigen Zug (Ein-Element-Simulation).....	81
Abb. 6.2	Rissentfestigung Winfrith-Modells bei einachsigen Zug .....	82
Abb. 6.3	Verhalten des Winfrith-Modells bei einachsiger Druckbelastung (3D Modell).....	83

Abb. 6.4	Verhalten des Winfrith-Modells bei Kerbzug (3D Modell) .....	83
Abb. 6.5	Verhalten des Winfrith-Modells in Dreipunkt Biegeversuchen (3D-Modell).....	84
Abb. 6.6	Verformungen des Projektils in Skalenstudie zu Versuch X5 .....	85
Abb. 6.7	LZF in Skalenstudien zu Versuch X5 .....	86
Abb. 6.8	Verformte Projektile in Simulationen zu Versuch X3 (Parametersatz 2).....	86
Abb. 6.9	Vergleich von berechneten LZF zu Versuch X3 mit skalierten ( $\lambda=1,75$ ) Projektilen bei verschiedenen Parametersätzen des DIF.....	87
Abb. 6.10	Maximale zentrale Plattenverschiebung in Skalenstudie zu Versuch X5.....	88
Abb. 6.11	Maximale zentrale Plattenverschiebung in Skalenstudie zu Versuch X6.....	88
Abb. 6.12	Zeitverläufe von Plattenverschiebungen in Versuch X5 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$ und $\lambda=2$ ) .....	89
Abb. 6.13	Zeitverläufe von Plattenverschiebungen in Versuch X6 im Vergleich zu Simulationsergebnissen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$ und $\lambda=2$ ) .....	89
Abb. 6.14	Anzahl der gerissenen Elemente in Skalenstudie zu Versuch X5 .....	90
Abb. 6.15	Anzahl der gerissenen Elemente in Skalenstudie zu Versuch X6 .....	91
Abb. 6.16	Schadensbilder im Plattenquerschnitt von Versuch X5 im Vergleich zu Rissverteilungen in Simulationen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$ und $\lambda=2$ ) .....	92
Abb. 6.17	Schadensbilder im Plattenquerschnitt von Versuch X6 im Vergleich zu Rissverteilungen in Simulationen mit dem Winfrith-Modell ( $\lambda=1$ und $\lambda=2$ ) .....	92
Abb. 7.1	Kompaktionskurve von Sand mit Entlastungspfaden für das Soil and Foam sowie das Pseudo Tensor Materialmodell.....	96
Abb. 7.2	Kiste gefüllt mit Sand; kreisrunde Aussparung für den Projektil-Aufprall .....	97
Abb. 7.3	Projektil bestehend aus Stahl-Nase und Nylatron®-Heckteil.....	97
Abb. 7.4	Aufprall des Projektils auf das Sandreservoir; adaptive Umwandlung der Volumenelemente in SPH-Partikel.....	99

Abb. 7.5	Finite-Elemente-Netz von Sandvolumen und Projektil zur Simulation von Versuchen aus /KOY 19/.....	100
Abb. 7.6	Einfluss des Materialmodells für Sand in Simulation von Versuchen aus /KOY 19/ .....	101
Abb. 7.7	Einfluss der Form des Druckmeridians im Materialmodell für Sand in Simulation von Versuchen aus /KOY 19/ .....	102
Abb. 7.8	Nasenformen der numerischen Studie zur Penetration in Sand .....	103
Abb. 7.9	Einfluss der Nasenform in Studie zum Eindringen von Projektilen in Sand .....	104
Abb. 7.10	Einfluss der Projektilmasse in Studie zum Eindringen von Projektilen ( $v_0=200$ m/s) mit hemisphärischer Nase in Sand.....	104
Abb. 7.11	Einfluss des Projektilradius in Studie zum Eindringen von Projektilen ( $v_0=200$ m/s) mit flacher Nase in Sand.....	105
Abb. 7.12	Geschwindigkeiten des Projektilhecks in numerischer Studie zur Schutzwirkung einer Sandüberdeckung einer Stahlbetonplatte.....	106
Abb. 7.13	Geschwindigkeiten des Projektilhecks in numerischer Studie zur Schutzwirkung einer Sandüberdeckung einer Stahlbetonplatte.....	106
Abb. 8.1	Zur Definition von Gierwinkel und Längslagewinkel .....	109
Abb. 8.2	Berstverhalten des Flugzeugmodells bei Variation des Gierwinkels.....	111
Abb. 8.3	Berstverhalten des Flugzeugmodells bei Variation des Längslagewinkels .....	112
Abb. 8.4	Einfluss des Längslagewinkels auf die LZF.....	112
Abb. 8.5	Einfluss des Gierwinkels auf die LZF .....	113
Abb. 8.6	Einfluss von Kombinationen verschiedener Neigungswinkel auf die LZF .....	114
Abb. 8.7	Einfluss des Reibungskoeffizienten auf die LZF für $\psi=30^\circ$ .....	114
Abb. 8.8	Positionen von Verschiebungsauswertungen im Konvoi-Modell.....	115
Abb. 8.9	Einfluss des Gierwinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an zwei ausgewählten Positionen des Reaktorgebäudes .....	116

Abb. 8.10	Einfluss des Längslagewinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an zwei ausgewählten Positionen des Reaktorgebäudes .....	117
Abb. 8.11	Einfluss des Gierwinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an Positionen von Portalkran und Sicherheitsbehälterspitze.....	118
Abb. 8.12	Einfluss des Längslagewinkels auf horizontale und laterale Verschiebungen an Positionen von Portalkran und Sicherheitsbehälterspitze.....	119
Abb. 8.13	Einfluss des Gierwinkels auf laterale Verschiebungen der HKP .....	120
Abb. 8.14	Einfluss des Längslagewinkels auf laterale Verschiebungen der HKP ...	120
Abb. 8.15	Einfluss des Gierwinkels auf horizontale Verschiebungen der HKP .....	121
Abb. 8.16	Einfluss des Längslagewinkels auf horizontale Verschiebungen der HKP .....	121
Abb. A.1	Vergleich der gemessenen und simulierten Auflagerkräfte in der IB-Reihe .....	160
Abb. A.2	Vergleich der gemessenen und simulierten Impulsüberträge aus den Auflagerkräften in der IB-Reihe.....	161
Abb. A.3	Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D01 in der IB-Reihe .....	162
Abb. A.4	Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D03 in der IB-Reihe .....	163
Abb. A.5	Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D04 in der IB-Reihe .....	164
Abb. A.6	Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D04 in der IB-Reihe .....	165
Abb. A.7	Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D05 in der IB-Reihe .....	166
Abb. A.8	Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D06 in der IB-Reihe .....	167
Abb. A.9	Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D07 in der IB-Reihe .....	168
Abb. A.10	Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D08 in der IB-Reihe .....	169

Abb. A.11	Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D09 in der IB-Reihe .....	170
Abb. A.12	Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D10 in der IB-Reihe .....	171
Abb. A.13	Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D11 in der IB-Reihe .....	172
Abb. A.14	Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D10, D6 und D3.....	173
Abb. A.15	Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D11, D7 und D5.....	174
Abb. A.16	Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D8 und D2 .....	175
Abb. A.17	Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D9 und D4 .....	176

## Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1	Überblick zu Versuchsparametern und Ergebnissen der VTT-Versuche zum Aufprall harter Projektils .....	12
Tab. 4.1	Versuchsparameter von Versuchen der IB-Reihe sowie von Referenzversuchen aus IMPACT II .....	29
Tab. 4.2	Vergleich wesentlicher Versuchsparameter von NEX und X4 .....	56
Tab. 4.3	Parametersätze zum DIF des Projektil-Materials .....	58
Tab. 4.4	Versuchsparameter in ROL-Serie ( $M_{ges}$ . Gesamtmasse, $M_w$ . Wassermasse Projektil, $f_c$ Zylinderdruckfestigkeit, $f_t$ Spaltzugfestigkeit des Betons) .....	69
Tab. 5.1	Versuchsparameter in E3 im Vergleich zu A1R .....	75
Tab. 6.1	Skalierungsfaktoren einiger Größen bei geometrischer Skalierung .....	79
Tab. 6.2	Parameter eines parabolischen Fit an zentrale Plattenverschiebung .....	90
Tab. 6.3	Parameter eines parabolischen Fit an Anzahl der gerissenen Elemente .....	91
Tab. 8.1	Variationen von Neigungswinkeln und Reibungskoeffizienten in FLAB-Analysen zum Reaktorgebäudemodell .....	110
Tab. A.1	Parameter B-Reihe mit einachsiger Auflagerbedingung .....	151
Tab. A.2	Parameter B-Reihe mit zweiachsiger Auflagerbedingung .....	152
Tab. A.3	Parameter L-Reihe .....	153
Tab. A.4	Parameter P-Reihe .....	154
Tab. A.5	Parameter P-Reihe .....	155
Tab. A.6	Parameter X-Reihe .....	156
Tab. A.7	Parameter V-Reihe .....	157
Tab. A.8	Eingabeparameter des Johnson-Cook-Modells für metallische Werkstoff für Simulationen zur IB-Reihe .....	158
Tab. A.9	Eingabeparameter des Winfrith-Modells für Simulationen zur IB-Reihe .....	158
Tab. A.10	Eingabekarte für LS-DYNA zum RHT-Modell für die Simulationen zur IB-Reihe (Einheitensystem mm, mg, ms) .....	158

Tab. A.11	Positionen von Verschiebungsaufnehmern auf der Plattenrückseite in der IB-Reihe (Maße in mm, Ansicht von Frontseite).....	159
Tab. A.12	Positionen von DMS auf den rückseitigen Stäben der Biegebewehrung in der IB-Reihe (Maße in mm, Ansicht von Frontseite) .....	159
Tab. A.13	Eingabekarte für *Mat_Soil_and _Foam nach /BAR 16/ in (mm,mg,ms) .....	177
Tab. A.14	Eingabekarte zu *EOS_Tabulated_Compaction in Verbindung mit *Mat_Pseudo_Tensor .....	177

## Abkürzungen und Symbole

$\alpha$	Neigungswinkel zwischen Aufprallgeschwindigkeit und Oberflächennormaler
OT	Verschiebung des Aufprallpunktes während des Abgleitens
ASIZE	maximaler Radius der Betonzuschlagskörner
BMUV	Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz
CRIEPI	Central Research Institute of the Electric Power Industry, Japan
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations der Nuclear Energy Agency
DIF	Dynamic Increase Factor zur Berücksichtigung von Dehnrateneffekten auf Festigkeiten
DMS	Dehnungsmessstreifen
E	Elastizitätsmodell
$f_c$	Druckfestigkeit Beton
FLAB	Flugzeugabsturz
$f_t$	Zugfestigkeit Beton
$G_f$	Bruchenergie Beton
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gmbH
H	Dicke einer Stahlbetonplatte
HKP	Hauptkühlmittelpumpe
IB	Inclined Bending (Versuchsreihe zum weichen Stoß unter einem Neigungswinkel)
IMPACT	Internationales Projekt mit bei VTT durchgeführten Aufprallversuchen
IP	Inclined Punching (Versuchsreihe zum harten Stoß unter einem Neigungswinkel)
IRIS	Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (WGIAGE Benchmark Aktivität)
ITP	Increased Thickness Punching (Versuchsreihe zum harten Stoß)
K&C-Modell	Betonmodell von Karagozian&Case
KMD	Kraftmessdose

Kobori	Kobori Research Complex, Japan
$\lambda$	geometrischer Skalierungsfaktor
LZF	Last-Zeit-Funktion
$m_c$	Masse des ausgeworfenen Betons
$m_p$	Masse eines Projektils
NEX	Near Edge Impact
$\nu$	Poissonzahl
NEREID	NEw Research Effort in the Impact Domain (Phase IV von VTT IMPACT)
$\theta$	Längslagewinkel
$\rho$	Dichte
RHT-Modell	Betonmodell von Riedel, Hiermaier und Thoma
$\sigma_y$	Fließgrenze
SAFIR2018	Finnisches Forschungsprogramm zur Sicherheit von Kernkraftwerken
SHB	Sicherheitsbehälter
SMiRT	International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology
SNL	Sandia National Laboratories
UKAEA	United Kingdom Atomic Energy Agency
$v_0$	Aufprallgeschwindigkeit eines Projektils
$v_{bl}$	Ballistische Grenzgeschwindigkeit (Perforationswiderstand)
$v_r$	Residualgeschwindigkeit eines Projektils
VTT	Technical Research Centre of Finland
$\psi$	Gierwinkel

## A Anhang

### A.1 Parameter der Aufprallversuche in den Phasen I-III des VTT IMPACT Projektes

Tab. A.1 Parameter B-Reihe mit einachsiger Auflagerbedingung

Bez.	$v_0$	$m_p$	$M_w$	BB	SB	Projektil ( $\varnothing$ , t, Mat.)
642	109	52	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
643	129	57	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
644	105	51	28	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu., Wasser
645	136	51	28	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu., Wasser
646	162	51	28	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu., Wasser
647	135	52	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
648	163	52	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
650	105	50	28	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu., Wasser
663	129	48	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
664	130	48	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
673	127	50	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
674	155	49	28	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu., Wasser
709	129	50	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
710	129	50	-	Ø8, cc50	Ø6	250, 5, Alu.
TF1	103	50	-	Ø8, cc50	-	254, 2, Stahl
TF5	127	50	-	Ø8, cc50	Ø6	254, 2, Stahl
TF2	104	50	-	Ø8, cc50	-	254, 2, Stahl
TF3	106	50	-	Ø8, cc50	-	254, 2, Stahl
TF1R	105	50	-	Ø8, cc50	-	254, 2, Stahl
TF5R	125	50	-	Ø8, cc50	Ø6	254, 2, Stahl

$v_0$  = Aufprallgeschwindigkeit in m/s,  $m_p$  = Projektilmasse in kg,  $M_w$  = Wassermasse in kg, BB = Biegebewehrung ( $\varnothing$  in mm, Abstand in mm), SB = Bügel ( $\varnothing$  in mm, Abstand in mm), Projektil ( $\varnothing$  in mm, t = Wanddicke in mm, Material, Füllung); Plattendicke 150 mm

**Tab. A.2** Parameter B-Reihe mit zweiachsiger Auflagerbedingung

Bez.	$v_0$	$m_p$	$M_w$	BB	SB	Projektil ( $\emptyset$ , t, Mat.)
WE1B1	147	43	-	$\emptyset 6$ , cc50	-	200, 4, Alu., Flügel
TF11	108	51	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl
WE2B1	159	43	-	$\emptyset 6$ , cc50	-	200, 4, Alu., Flügel
TF12	130	50	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl
TF13	111	50	26	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl, Wasser
TF14	129	50	26	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl, Wasser
WE1A1	123	42	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	200, 4, Alu., Flügel
TF15	148	50	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl
TF16	160	50	26	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl, Wasser
TF17	148	50	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl
TF18	159	50	26	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl, Wasser
TF19	168	50	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl
F1	144	50	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl
F2A	144	50	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl
F2B	143	50	-	$\emptyset 6$ , cc50	$\emptyset 6$	254, 2, Stahl

$v_0$  = Aufprallgeschwindigkeit in m/s,  $m_p$  = Projektilmasse in kg,  $M_w$  = Wassermasse in kg, BB = Biegebewehrung ( $\emptyset$  in mm, Abstand in mm), SB = Bügel ( $\emptyset$  in mm, Abstand in mm), Projektil ( $\emptyset$  in mm, t = Wanddicke in mm, Material, Füllung); Plattendicke 150 mm, Bügeldichte 53,5 cm<sup>2</sup>/m<sup>2</sup>

**Tab. A.3** Parameter L-Reihe

Bez.	$v_0$	$m_p$	$M_w$	Bügel	Targetstruktur	Anmerkung
L1	113	51	39	Ø6	Betonplatte	
L2	111	50	26	Ø6	Betonplatte	teilgefüllt (Tankvolumen 52 l)
L3	138	51	38	Ø6	Betonplatte	
L4	147	51	38	Ø6	Betonplatte	
L5	138	50	26	Ø6	Betonplatte	teilgefüllt (Tankvolumen 52 l)
L6	118	51	38	Ø6	Betonplatte	
L7	169	52	38	Ø6	Betonplatte	
L8	114	52	38	-	Betonplatte	ohne Bügel
L9	167	52	38	-	Betonplatte	ohne Bügel
L10	132	51	38	-	Betonplatte	ohne Bügel
LFP1	109	50	13	-	Kraftmesseinrichtung	teilgefüllt (Tankvolumen 26 l)
LFP2	109	50	26	-	Kraftmesseinrichtung	teilgefüllt (Tankvolumen 52 l)
LFP3	108	51	38	-	Kraftmesseinrichtung	
LFP4	138	50	26	-	Kraftmesseinrichtung	teilgefüllt (Tankvolumen 52 l)
LFP5	133	50	13	-	Kraftmesseinrichtung	teilgefüllt (Tankvolumen 26 l)
LFP6	133	51	38	-	Kraftmesseinrichtung	
LFP7	133	50	26	-	Kraftmesseinrichtung	teilgefüllt (Tankvolumen 52 l)

$v_0$  = Aufprallgeschwindigkeit in m/s,  $m_p$  = Projektilmasse in kg,  $M_w$  = Wassermasse in kg, Projektildurchmesser je 254 mm, Material jeweils Edelstahl, Wandstärke jeweils 2 mm; zweiachsig gelagerte Stahlbetonplatten (Dicke 150 mm, Länge/Breite 2100 mm, Biegebewehrung Ø6mm cc50, Bügelabstand 50/100 mm (versetzt), Bügeldichte 53,5 cm<sup>2</sup>/m<sup>2</sup>)

**Tab. A.4** Parameter P-Reihe

Bez.	$v_0$	Biegebewehrung	Bügel	Vorspannung	Anmerkung
AT	100	Ø10, cc90	Ø12	-	
BT	98	Ø10, cc90	Ø12	5 MPa	
CT	98	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa	
BT2	138	Ø10, cc90	Ø12	5 MPa	
CT2	138	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa	
BT1	61	Ø10, cc90	Ø12	5 MPa	
AT2	140	Ø10, cc90	Ø12	-	
AT21	119	Ø10, cc90	Ø12	-	
CT3	150	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa	
AT2R	144	Ø10, cc90	Ø12	-	
CT3R	153	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa	
ATL21	123	Ø10, cc90	Ø12	-	Liner
CTL3	149	Ø10, cc90	Ø12	-	Liner
CTL21	122	Ø10, cc90	Ø12	-	Liner
AT1	101	Ø10, cc90	Ø12	-	
AS21	122	Ø10, cc90	Ø12	-	S-Bügel
P1	102	Ø10, cc90	Ø12	-	C-Bügel
P6	111	Ø10, cc90	Ø10	-	
P7	113	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa	Liner
P8	120	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa, verpresst	Liner
P9	141	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa, verpresst	Liner
P10	120	Ø10, cc90	Ø12	10 MPa, verpresst	Liner

Versuche mit Bügeln (Projektilmasse 47 kg, Projektildurchmesser 168 mm), H = 250 mm, Bügel überwiegend T-Headed Bars (Ø12) in Abständen von 90 mm in beide Richtungen

**Tab. A.5** Parameter P-Reihe

<b>Bez.</b>	<b>v<sub>0</sub></b>	<b>Biegebewehrung</b>	<b>Bügel</b>	<b>Vorspannung</b>	<b>Anmerkung</b>
A1	103	Ø10, cc90	-	-	
A2	102	Ø10, cc90	-	-	
A11	61	Ø10, cc90	-	-	
B1	102	Ø10, cc90	-	5 MPa	
C1	99	Ø10, cc90	-	10 MPa	
B11	60	Ø10, cc90	-	5 MPa	
C11	59	Ø10, cc90	-	10 MPa	
A21	120	Ø10, cc90	-	-	
A12	110	Ø10, cc90	-	-	
C21	118	Ø10, cc90	-	10 MPa	
A1R	102	Ø10, cc90	-	-	
C2	142	Ø10, cc90	-	10 MPa	
P2	123	Ø10, cc90	-	10 MPa	verpresst
P3	140	Ø16, cc90	-	-	
P4	120	2*Ø10, cc90	-	-	
P5	120	Ø10, cc90	-	0 MPa	Nur Spannglied
P11	127	Ø10, cc90	-	-	
P12	131	Ø10, cc45	-	-	
IRIS P1	136	Ø10, cc90	-	-	
IRIS P2	135	Ø10, cc90	-	-	
IRIS P3	137	Ø10, cc90	-	-	

Versuche ohne Bügel (Projektilmasse 47 kg, Projektildurchmesser 168 mm), H = 250 mm

**Tab. A.6** Parameter X-Reihe

Bez.	$v_0$	$m_p$	t	$\emptyset$	BB	SB
X1	166	50	3	256	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 6$ (geschlossen), $17 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X2	165	50	3	256	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 6$ (geschlossen), $12 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X3	143	50	6,35	219	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 6$ (geschlossen), $17 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X4	169	50	6,35	219	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 6$ (geschlossen), $17 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X5	162	50	3	256	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	-
X6	167	50	6,35	219	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 8$ (geschlossen), $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X7	166	50	6,35	219	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 8$ (T-headed bars), $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X8	167	50	6,35	219	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 8$ (C-förmig), $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X9	165	50	6,35	21	$\emptyset 8$ cc90, $p=0,25\%$	$\emptyset 8$ (C-förmig), $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X10	166	50	6,35	219	$\emptyset 12$ cc90, $p=0,58\%$	$\emptyset 8$ (C-förmig), $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X11	132	79	6,35	219	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 8$ (C-förmig), $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X12	165	51	4,78	356	$\emptyset 10$ cc90, $p=0,40\%$	$\emptyset 8$ (C-förmig), $34 \text{ cm}^2/\text{m}^2$
X13	143	51	6,35	219	$\emptyset 8$ cc90, $p=0,25\%$	$\emptyset 6$ (geschlossen), $17 \text{ cm}^2/\text{m}^2$

Aufprallgeschwindigkeit  $v_0$  in m/s, Projektilmasse  $m_p$  in kg, Projektilwandstärke t in mm, Projektildurchmesser  $\emptyset$  in mm, BB = Biegebewehrung, SB = Schubbewehrung), Parameter der quadratischen Stahlbetonplatten jeweils: Plattendicke 250 mm, zweiachsige Lagerung, Spannweite 2000 mm

**Tab. A.7** Parameter V-Reihe

Bez.	v <sub>0</sub>	Frontansicht	Seitenansicht	Versuchskörper
V0A	111			
V0B	114			
V0C	117			
V1A	114			
V1B	115			
V1C	115			
V1D	113			
V1E	60			
V1F	62			
V2 (mit IRIS- Target)	92			
V3A	92			
V3B	166			

Aufprallgeschwindigkeit v<sub>0</sub> in m/s, Bemaßungen in mm, jeweils Edelstahlprojekteile mit Wanddicke 2 mm und Durchmesser 254 mm, Gesamtmasse 50 kg

## A.2 Anhang zu Versuchen der VTT ITP-Reihe

## A.3 Anhang zu Versuchen der VTT IB-Reihe

### A.3.1 Tabellen zu Untersuchungen der IB-Reihe

**Tab. A.8** Eingabeparameter des Johnson-Cook-Modells für metallische Werkstoff für Simulationen zur IB-Reihe

Parameter	$\rho$	E	$\nu$	$\sigma_y$	B	n	C	Ref. strain rate
Bewehrung	7,85	210	0,3	590	248,8	0,150	0,025	1.E-5
Bügel	7,85	210	0,3	350	303,7	0,1842	0,0162	1E-5
Projektil	7,85	205	0,3	87	661	0,160	0,025	1.E-5
Einheit	g/cm <sup>3</sup>	GPa	-	MPa	MPa	-	-	s <sup>-1</sup>

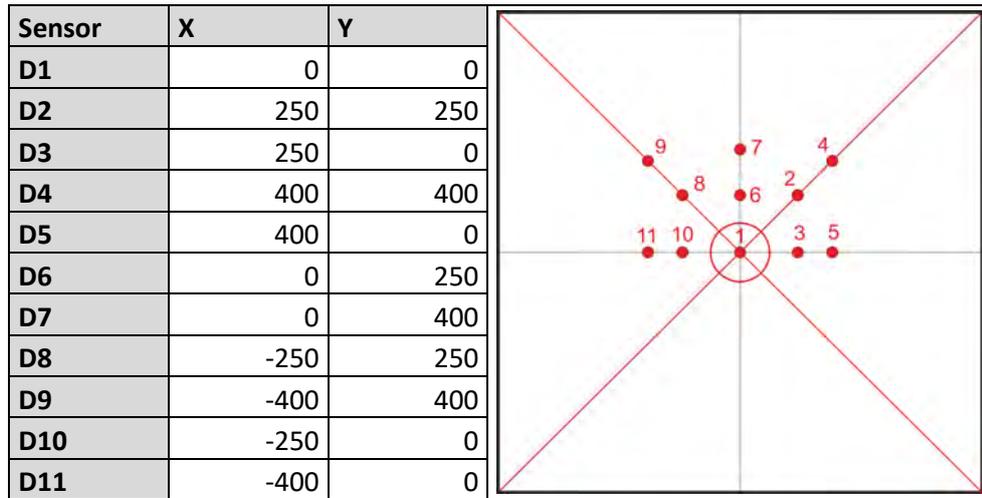
**Tab. A.9** Eingabeparameter des Winfrith-Modells für Simulationen zur IB-Reihe

Parameter	$\rho$	E	$\nu$	$f_c$	$f_t$	$G_f$	$a_{max}$	RATE
Wert	2,33	28,54	0,2	60	3,79	129,4 bzw. 0,068	4	0 bzw. 1
Einheit	g/cm <sup>3</sup>	GPa	-	MPa	MPa	J/m <sup>2</sup> bzw. mm	mm	-

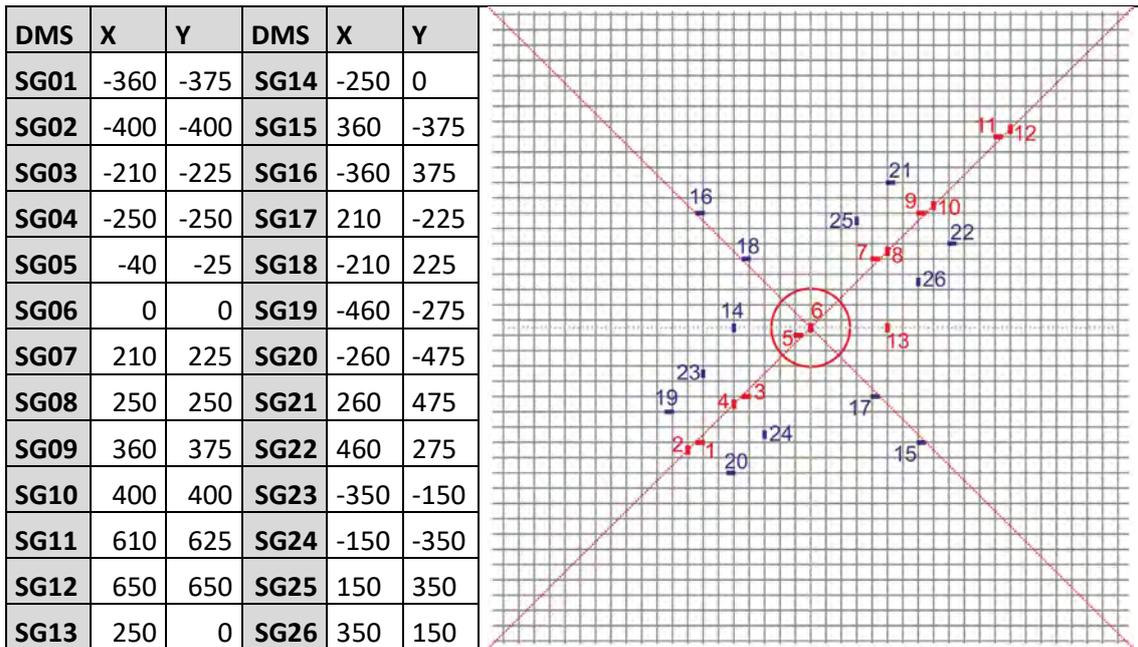
**Tab. A.10** Eingabekarte für LS-DYNA zum RHT-Modell für die Simulationen zur IB-Reihe (Einheitensystem mm, mg, ms)

MID	RO	SHEAR	ONEMPA	EPSF	B0	B1	T1
-	2,332	1,73E7	0,0	2,0	1,22	1,22	1,565E7
A	N	FC	FS*	FT*	Q0	B	T2
1,6	0,61	62E3	0,18	0,075	0,68505	0,0105	0,0
E0C	E0T	EC	ET	BETAC	BETAT	PTF	-
3E-8	3E-9	3E22	3E22	0,019418	0,02439	0,001	-
GC*	GT*	XI	D1	D2	EPM	AF	NF
0,53	0,7	0,5	0,04	1,0	0,01	1,6	0,61
GAMMA	A1	A2	A3	PEL	PCO	NP	ALPHA
0,0	1,565E7	3,958E7	9,04E6	41,33E3	6E6	3,0	1,179327

**Tab. A.11** Positionen von Verschiebungsaufnehmern auf der Plattenrückseite in der IB-Reihe (Maße in mm, Ansicht von Frontseite)



**Tab. A.12** Positionen von DMS auf den rückseitigen Stäben der Biegebewehrung in der IB-Reihe (Maße in mm, Ansicht von Frontseite)



### A.3.2 Abbildungen zu Simulationsergebnissen der IB-Reihe

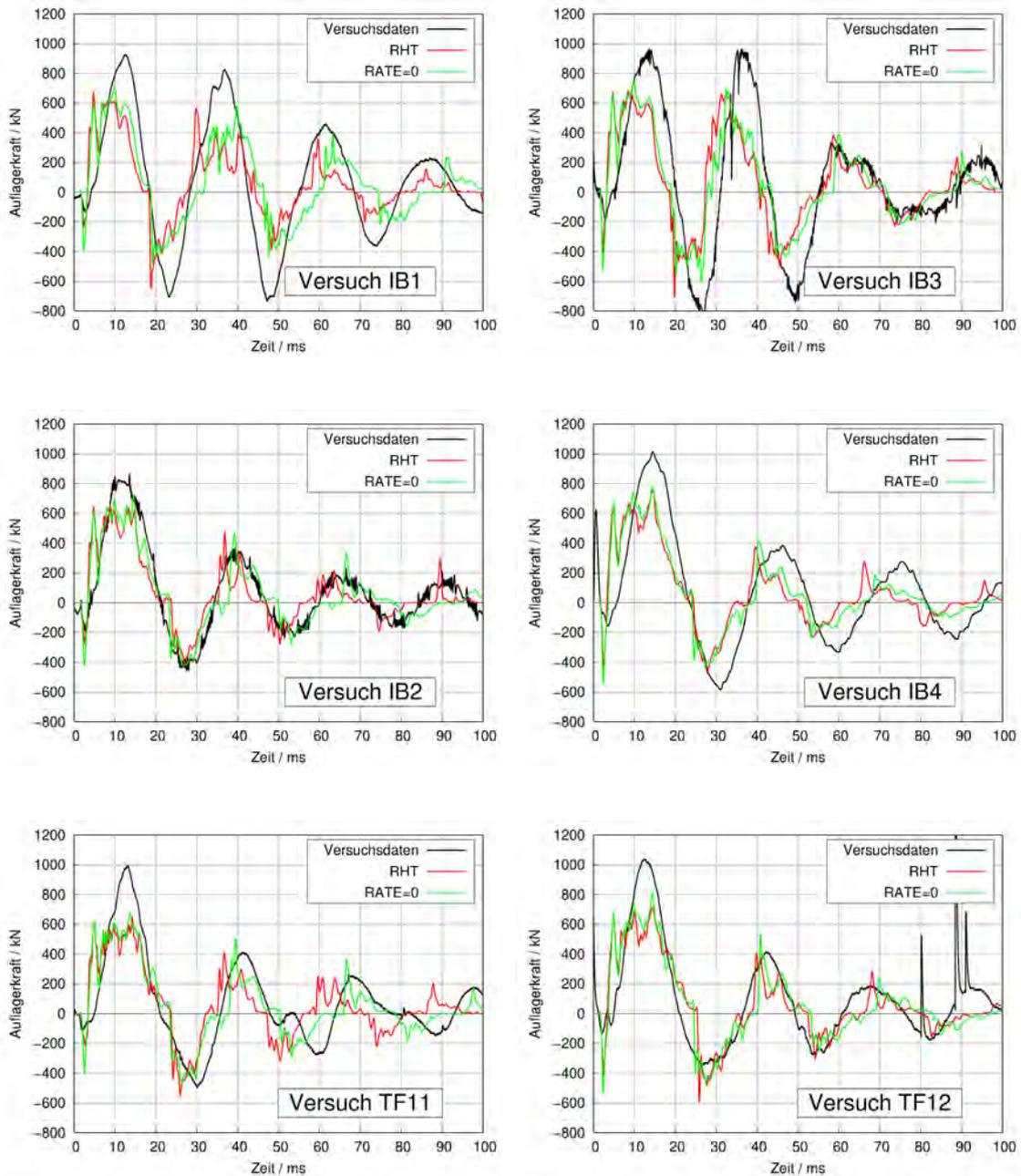
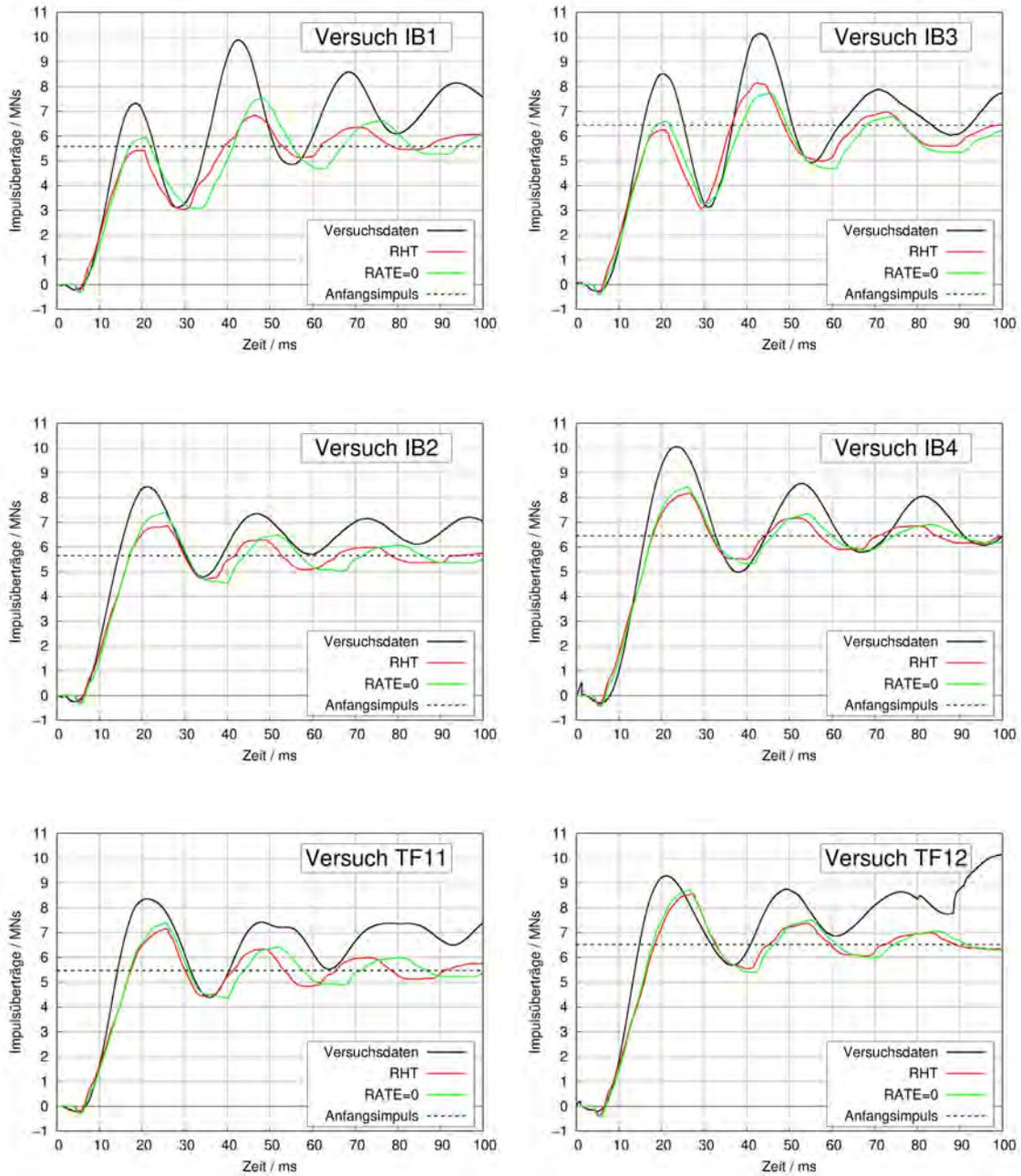


Abb. A.1 Vergleich der gemessenen und simulierten Auflagerkräfte in der IB-Reihe



**Abb. A.2** Vergleich der gemessenen und simulierten Impulsüberträge aus den Auflagerkräften in der IB-Reihe

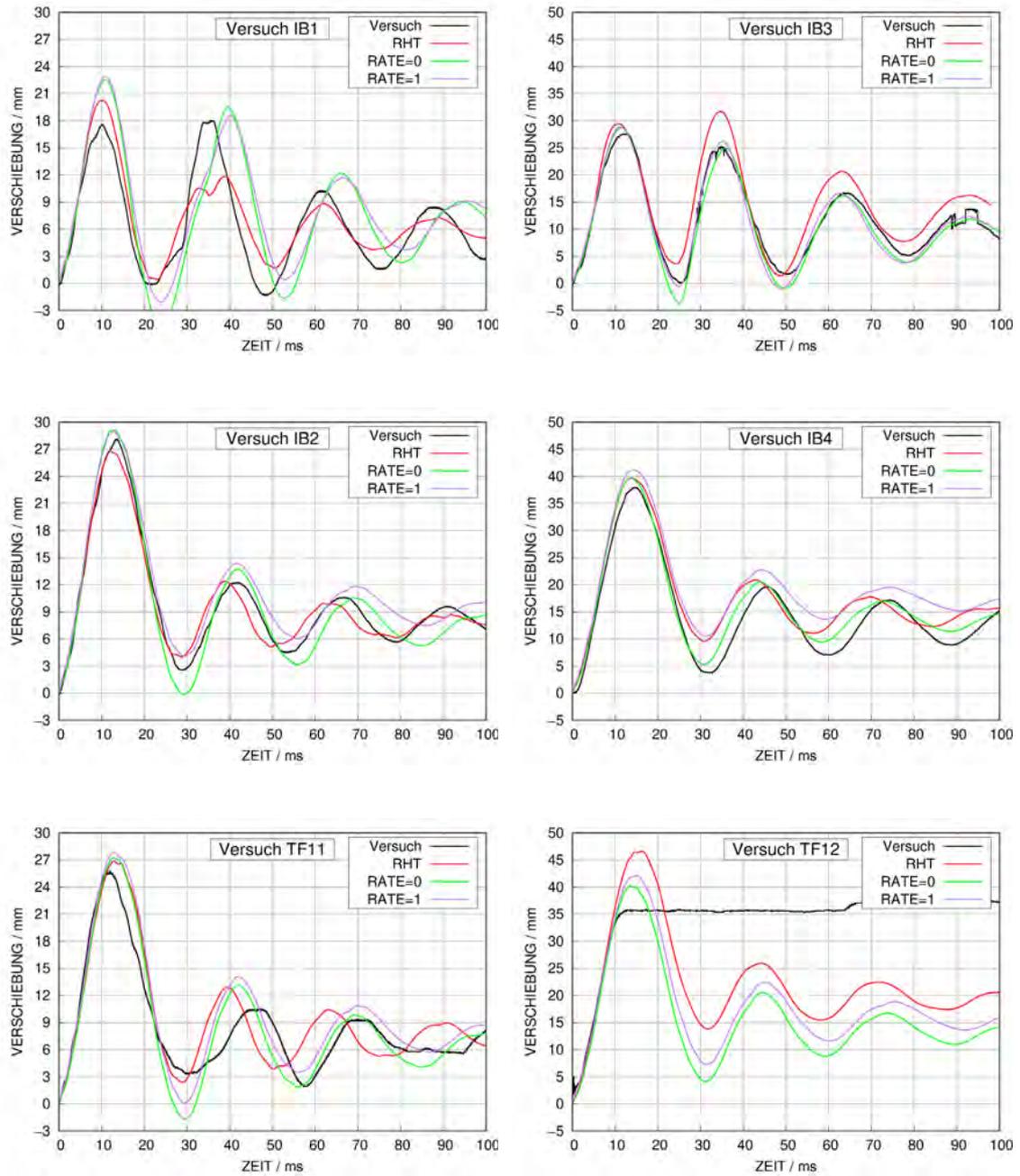
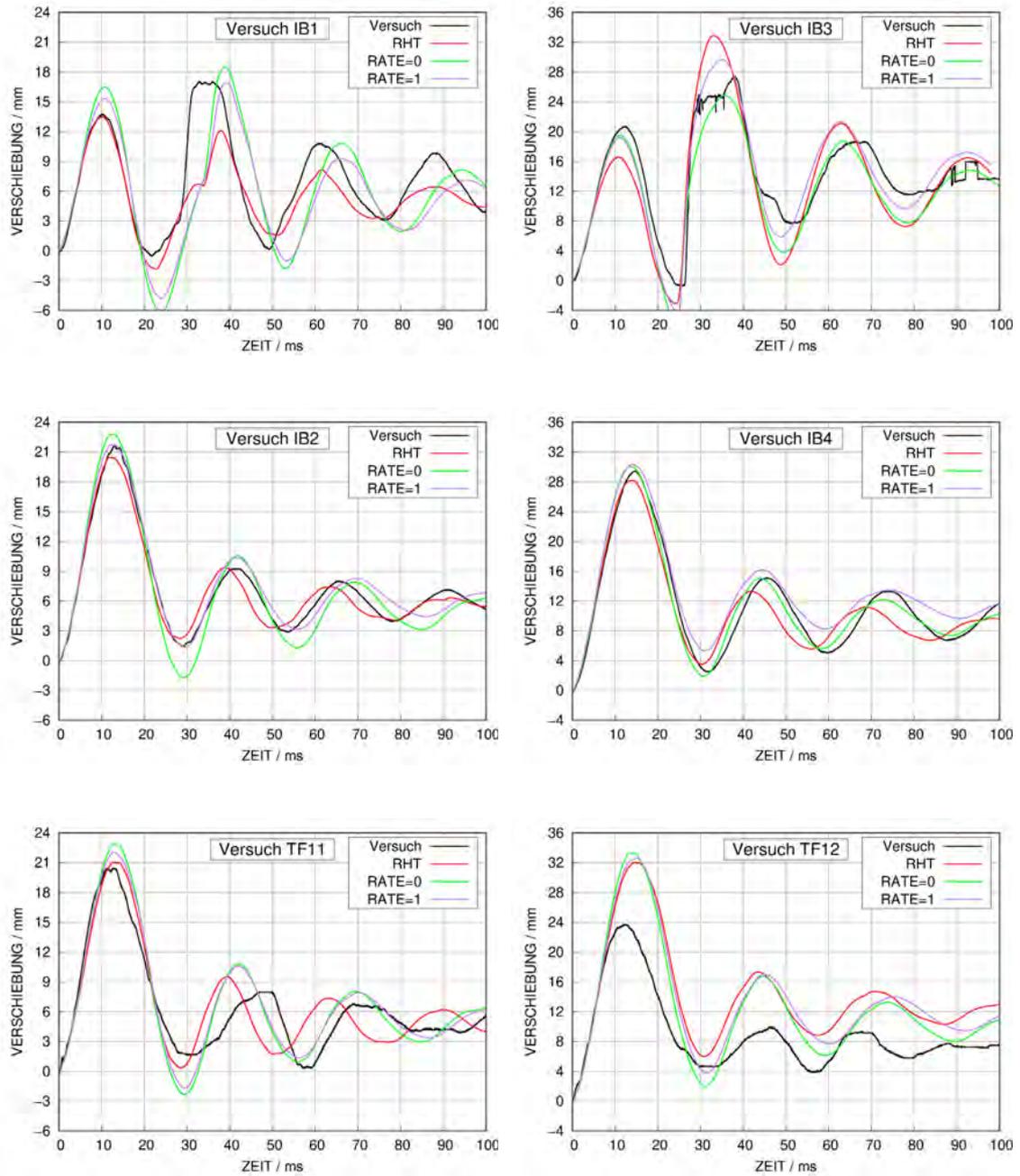


Abb. A.3 Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D01 in der IB-Reihe



**Abb. A.4** Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D03 in der IB-Reihe

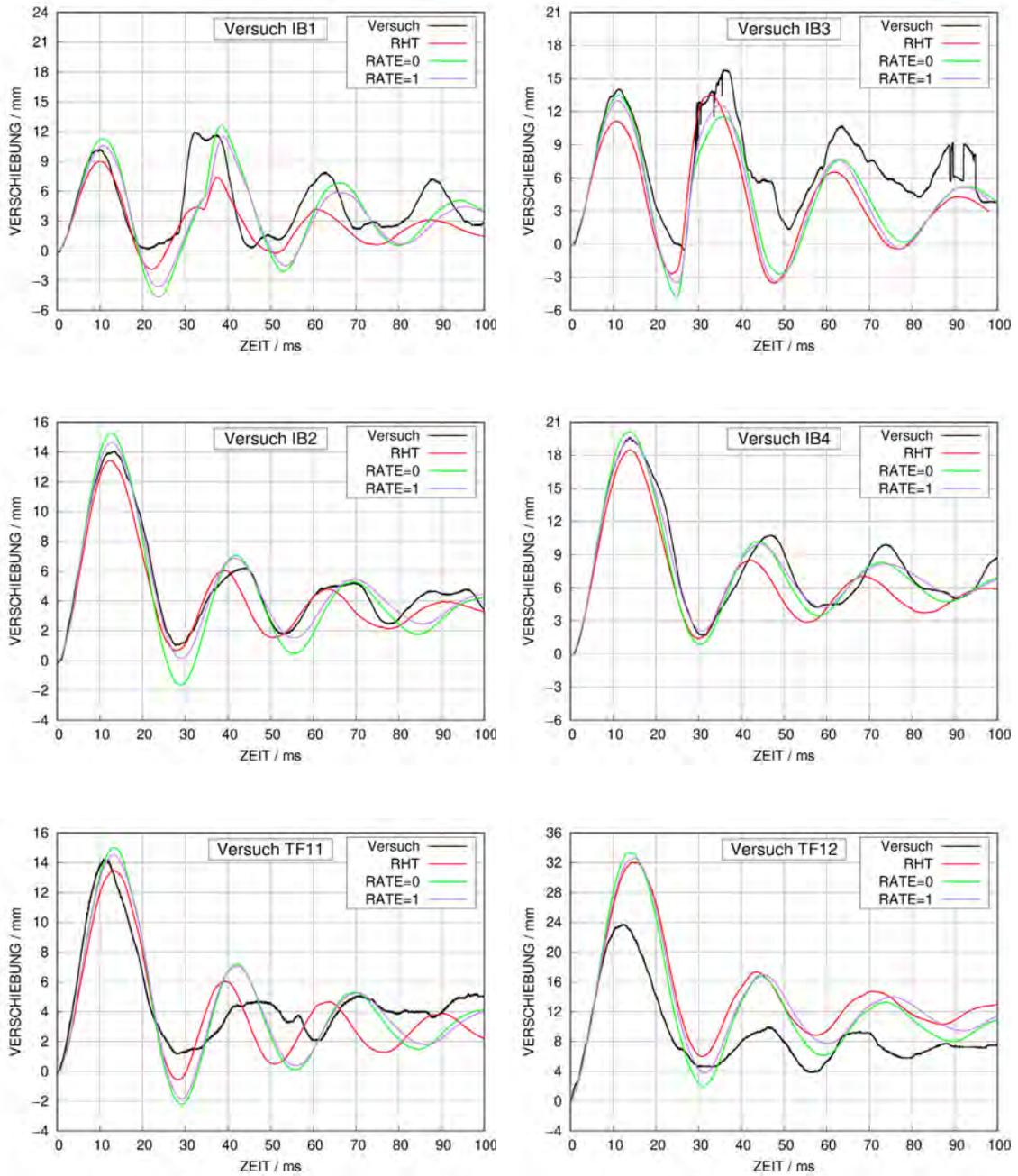
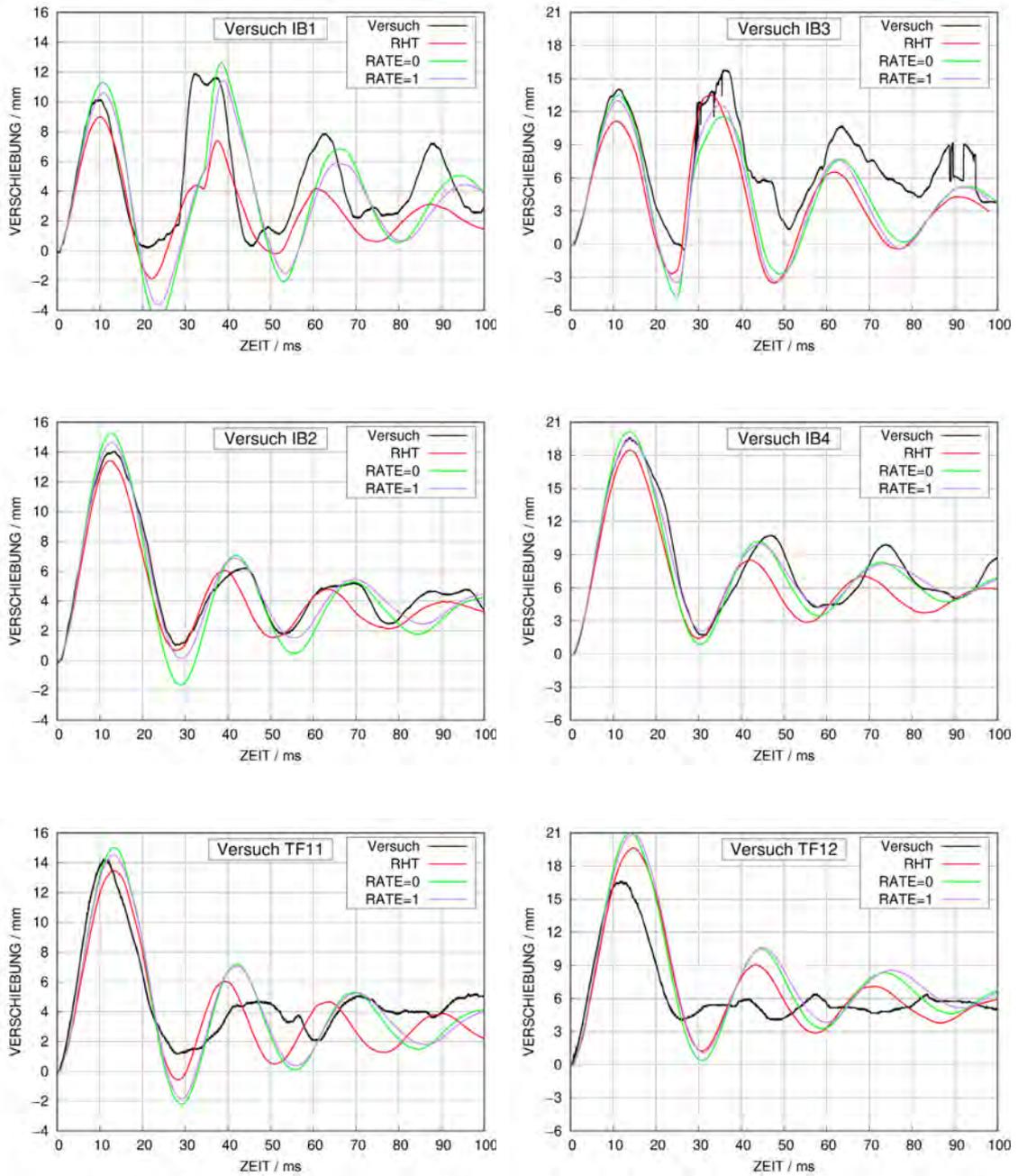
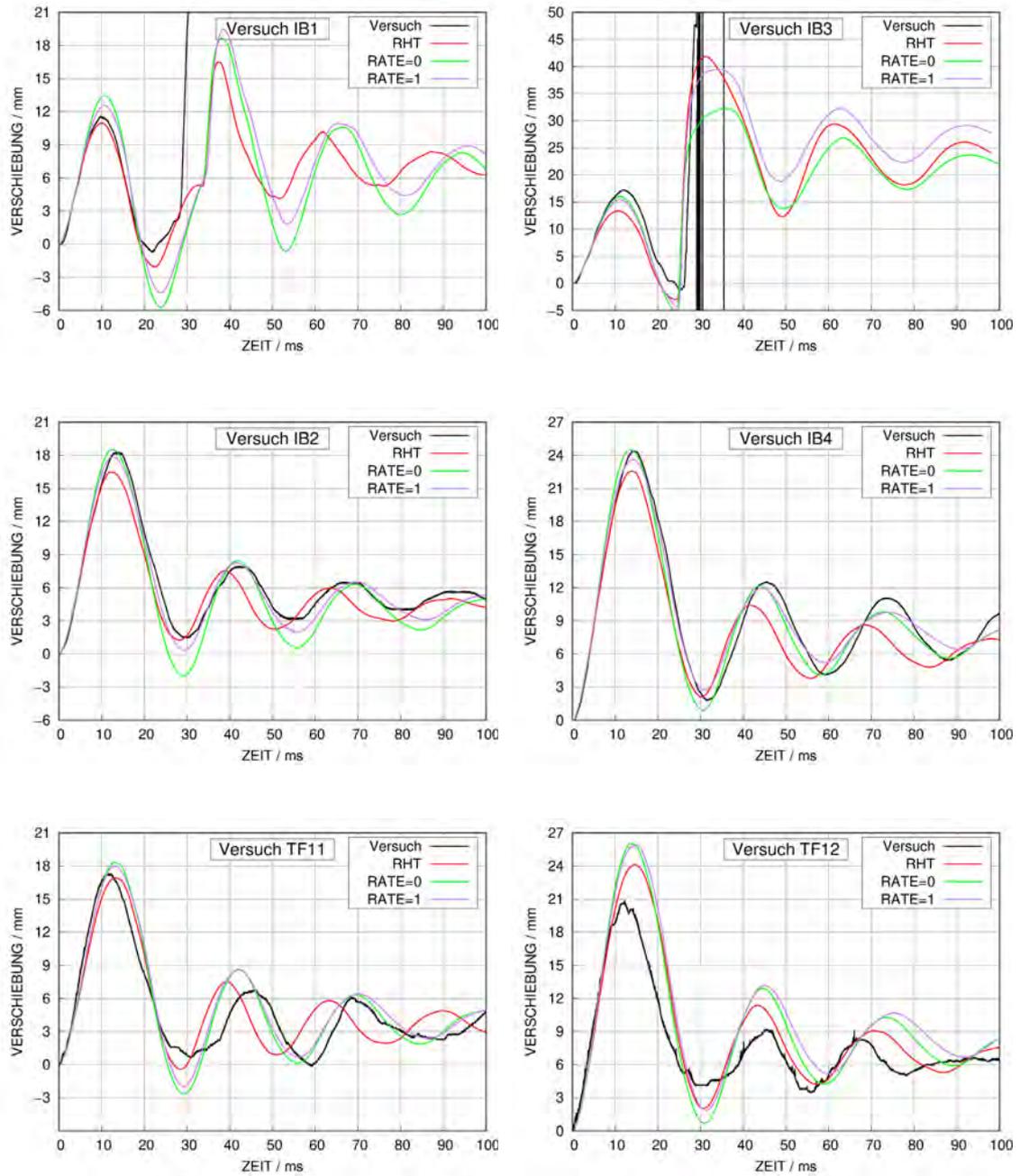


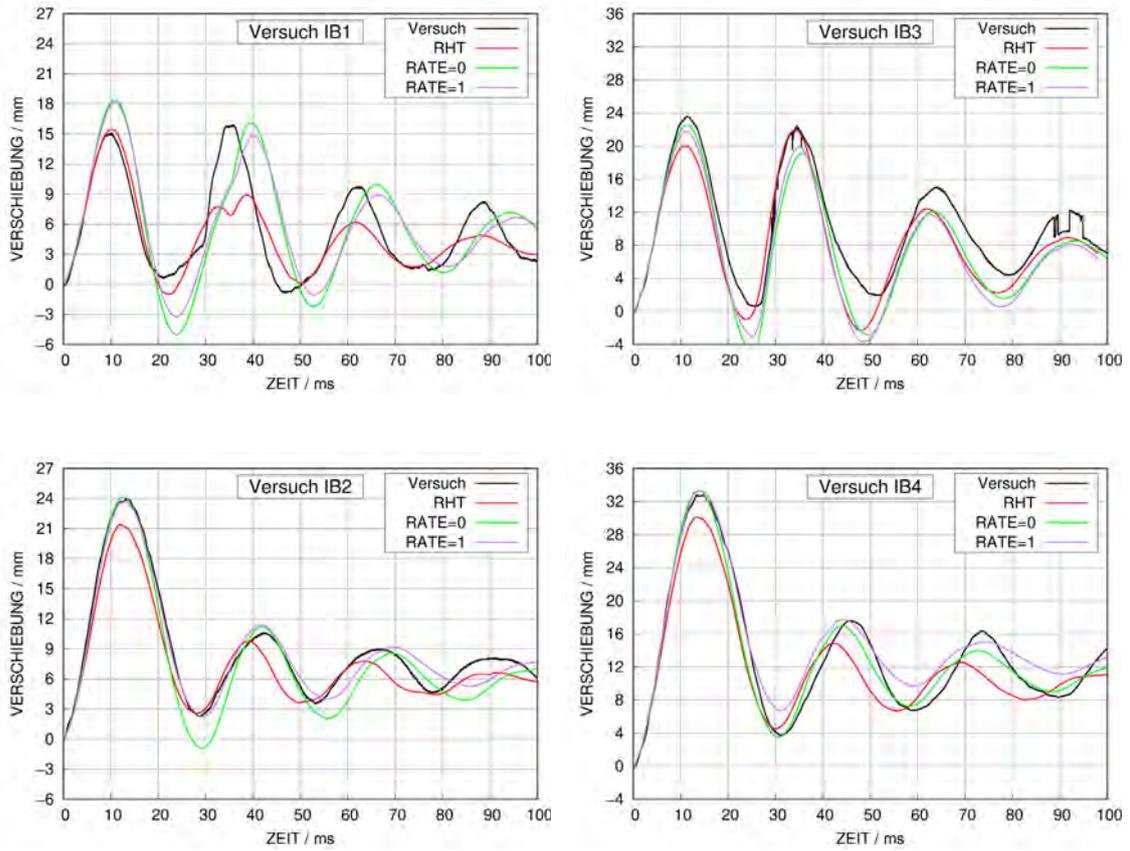
Abb. A.5 Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D04 in der IB-Reihe



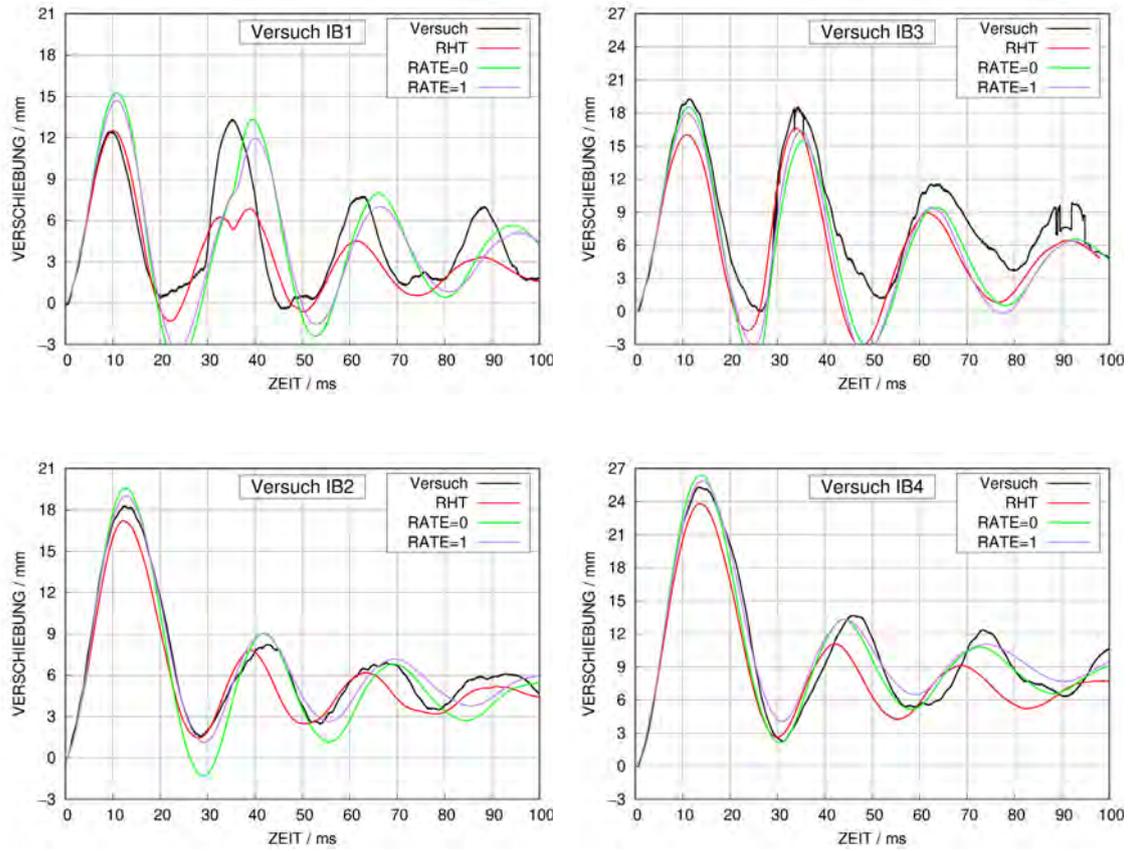
**Abb. A.6** Vergleich von Verschiebungen an Position von Sensor D04 in der IB-Reihe



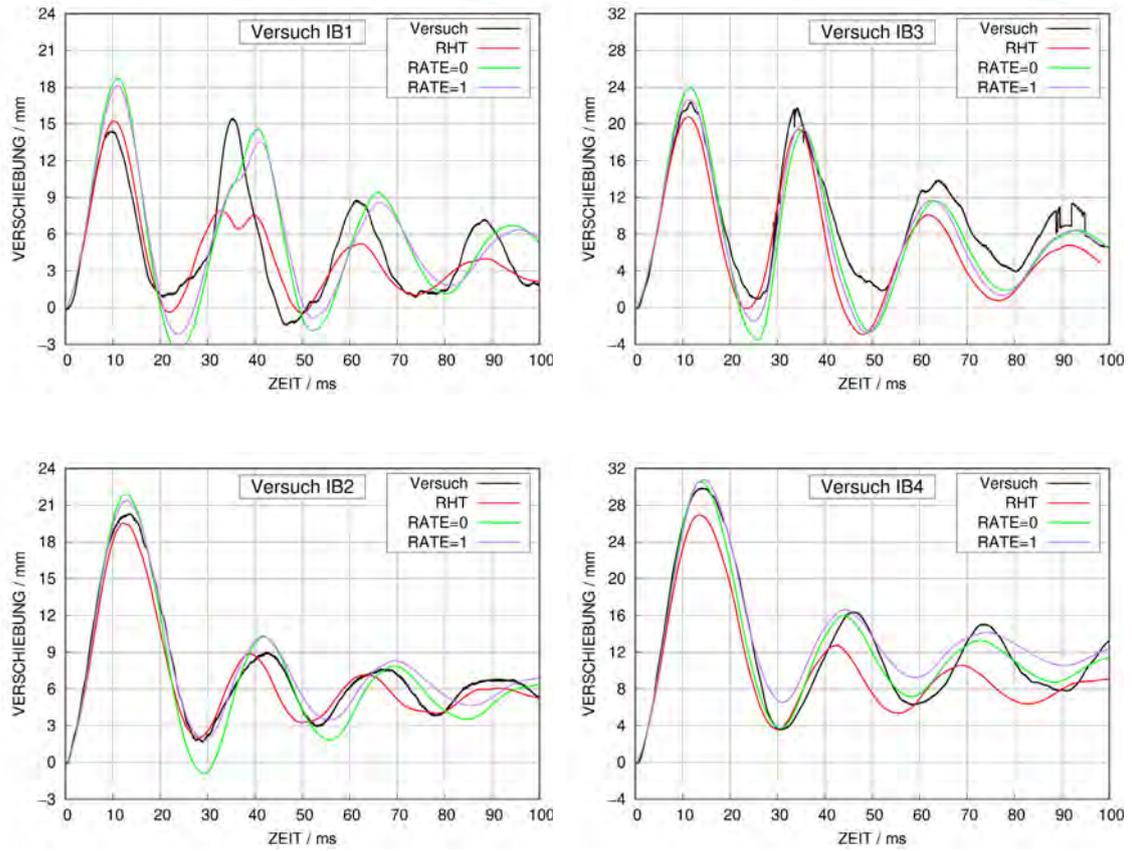
**Abb. A.7** Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D05 in der IB-Reihe



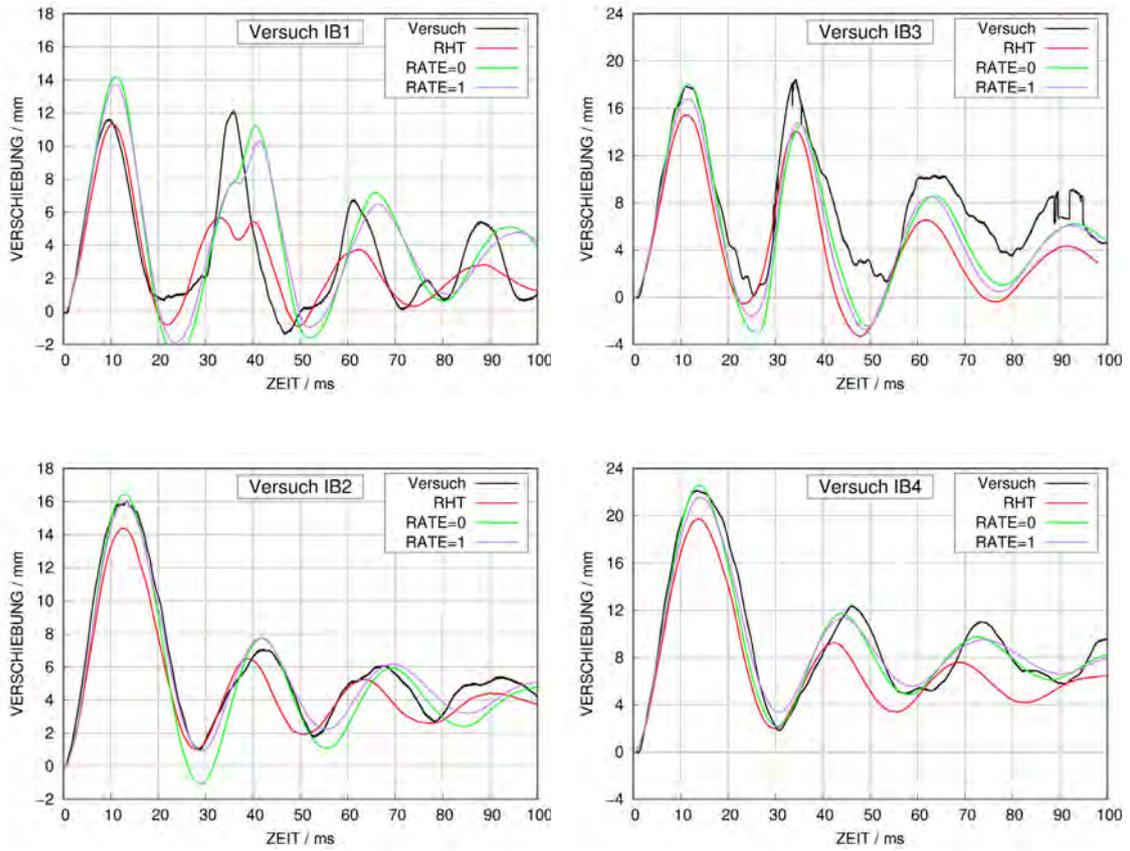
**Abb. A.8** Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D06 in der IB-Reihe



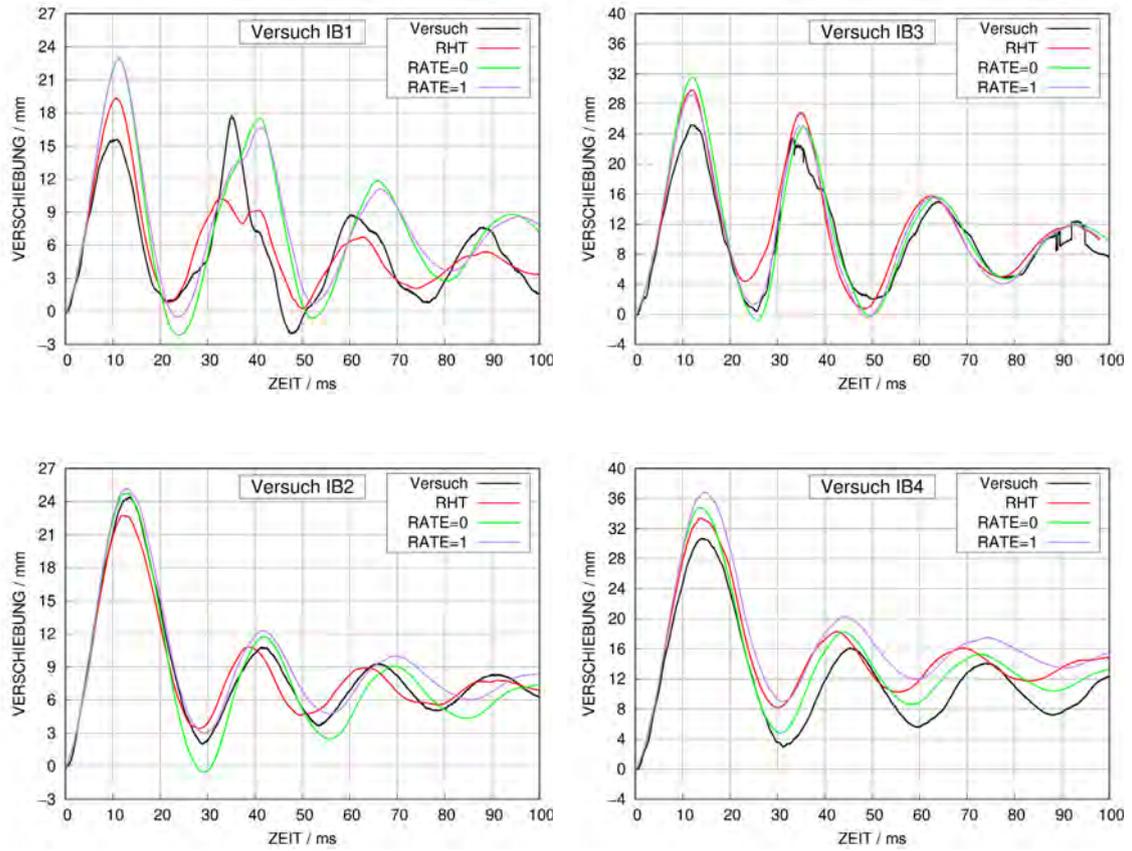
**Abb. A.9** Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D07 in der IB-Reihe



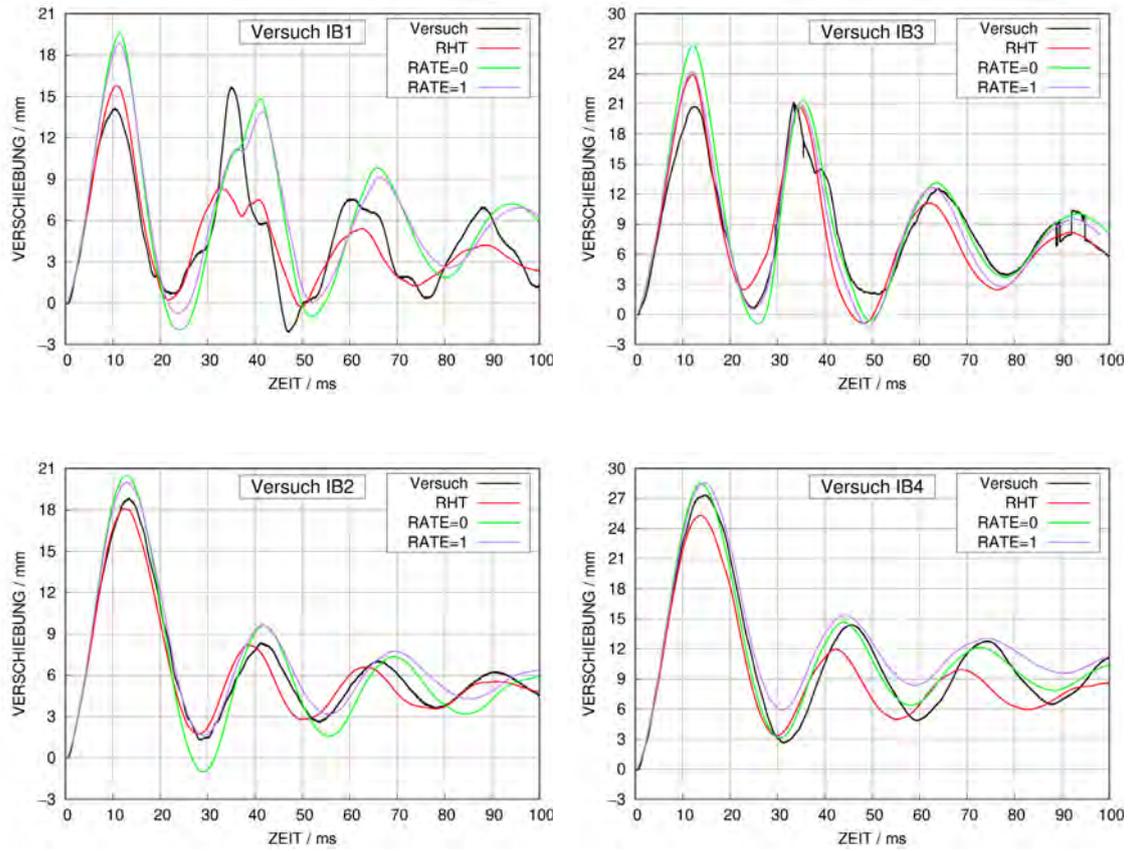
**Abb. A.10** Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D08 in der IB-Reihe



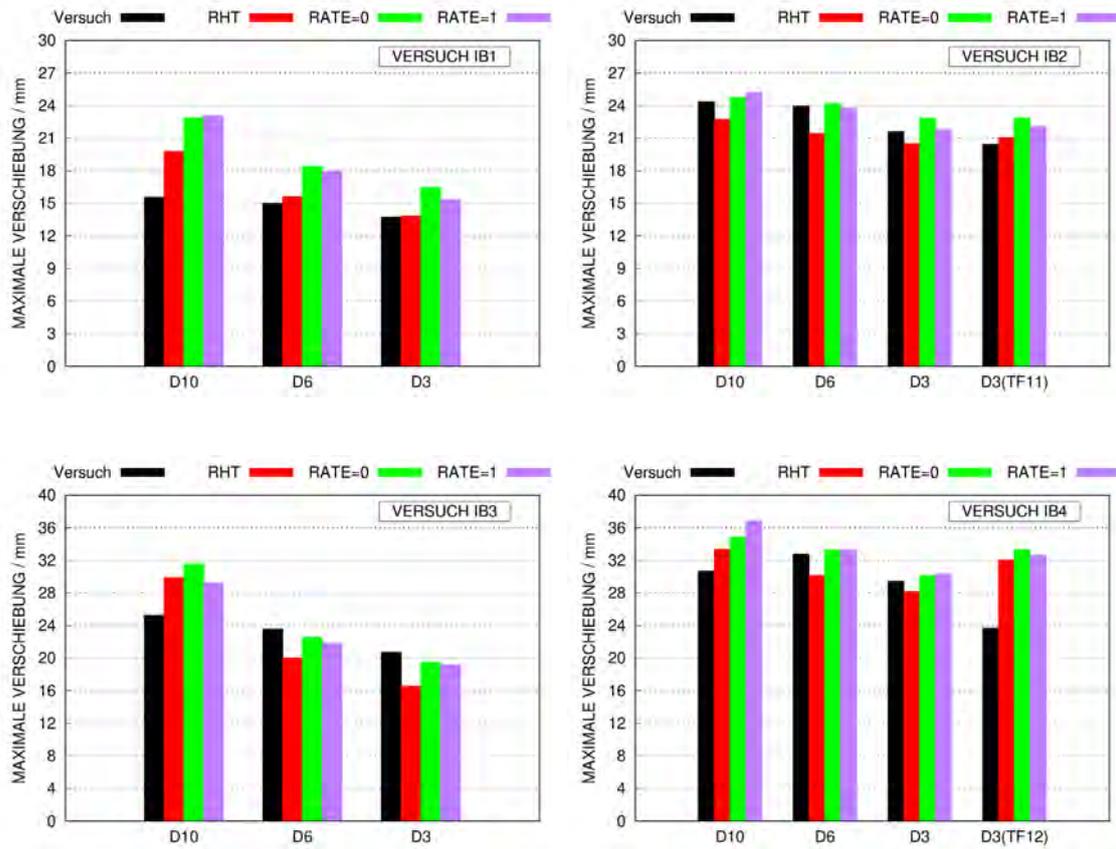
**Abb. A.11** Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D09 in der IB-Reihe



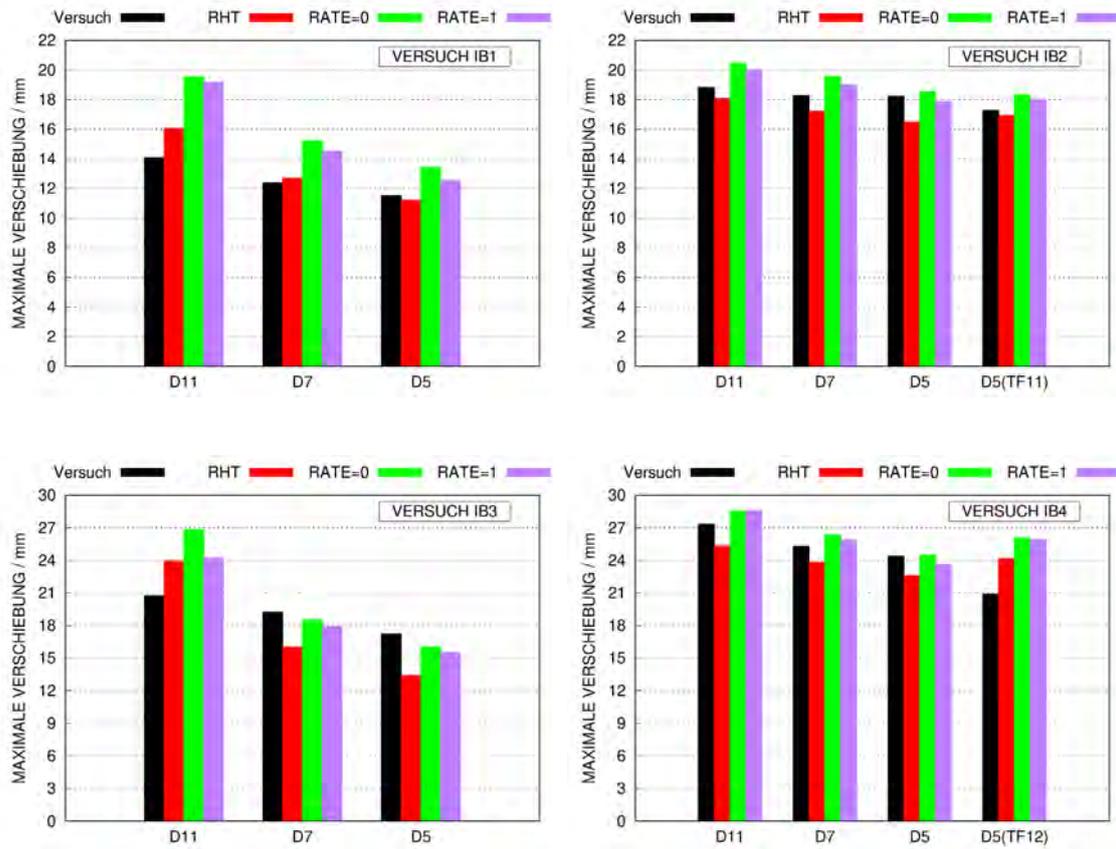
**Abb. A.12** Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D10 in der IB-Reihe



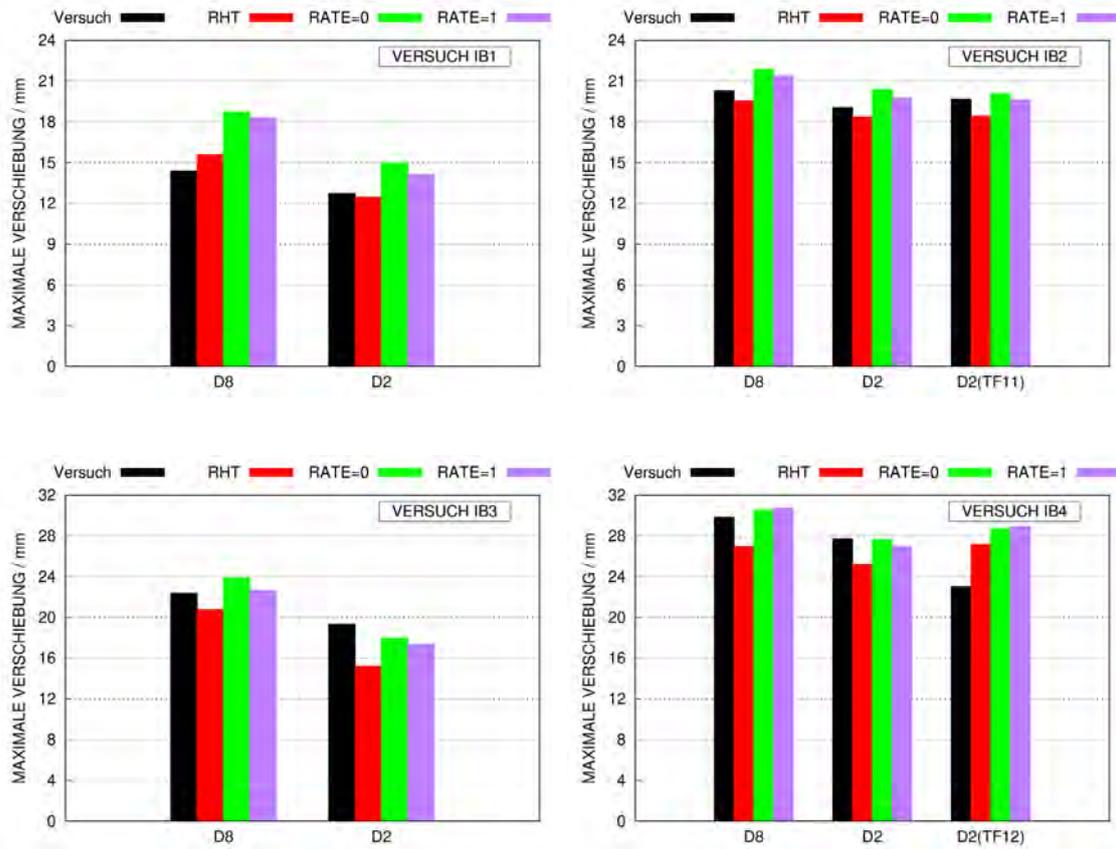
**Abb. A.13** Vergleich Verschiebungen an Position von Sensor D11 in der IB-Reihe



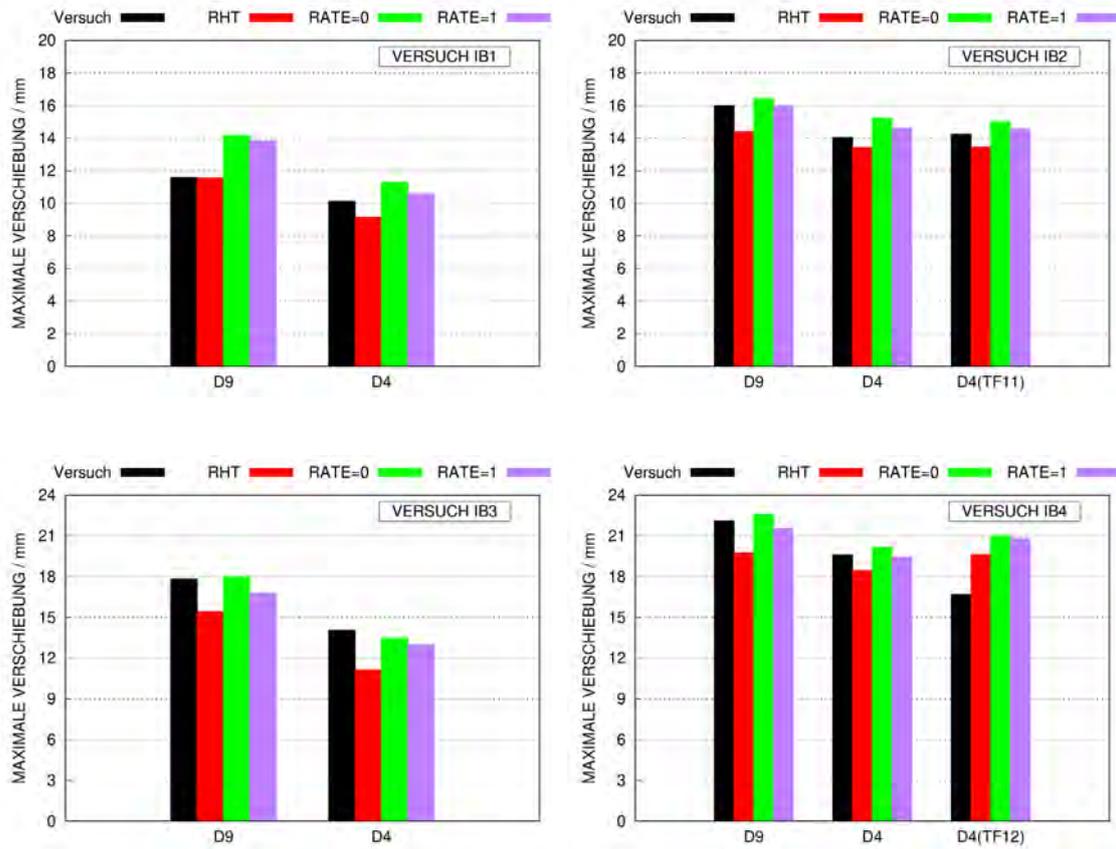
**Abb. A.14** Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D10, D6 und D3



**Abb. A.15** Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D11, D7 und D5



**Abb. A.16** Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D8 und D2



**Abb. A.17** Vergleiche maximaler Plattenverschiebungen für Sensorpositionen D9 und D4

#### A.4 Eingabeparameter für Sand in Erdreichmodellen von LS-DYNA

**Tab. A.13** Eingabekarte für \*Mat\_Soil\_and\_Foam nach /BAR 16/ in (mm,mg,ms)

MID	RO	G	BULK	A0	A1	A2	PC
-	1.5	1.3E4	2.2E7	0.0	4.51	0.693	0.0
VCR	REF	LCID					
0.0	0.0	0					
EPS1	EPS2	EPS3	EPS4	EPS5	EPS6	EPS7	EPS8
0.0	-0.08	-0.12	-0.16	-0.2	-0.24	-0.28	-0.32
EPS9	EPS10						
-0.36	-0.4						
P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7	P8
0.0	6E3	1.2E4	2.1E4	3.6E4	5.6E4	8.6E4	1.32E5
P9	P10						
2.07E5	3.2E5						

**Tab. A.14** Eingabekarte zu \*EOS\_Tabulated\_Compaction in Verbindung mit \*Mat\_Pseudo\_Tensor

EOSID	GAMA	E0	V0				
-	0.0	0.0	1.0				
EV1	EV2	EV3	EV4	EV5	EV6	EV7	EV8
0.0	-0.08	-0.12	-0.16	-0.2	-0.24	-0.28	-0.32
EV9	EV10	C1	C2	C3	C4	C5	C6
-0.36	-0.4	0.0	6E3	1.2E4	2.1E4	3.6E4	5.6E4
C7	C8	C9	C10	K1	K2	K3	K4
8.6E4	1.32E5	2.07E5	3.2E5	1.26E5	1.127E6	3.178E6	5.06E6
K5	K6	K7	K8	K9	K10		
7.303E6	9.597E6	1.96E7	2.386E7	5.73E7	6.013E7		

RO = 1.5, G = 63870, PR = 0.32, SIGF = 1.0, X2 = 3.8E5, YS2 = 5.7E5) nach /BAR 16/ in (mm,mg,ms)

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

Schwertnergasse 1  
**50667 Köln**

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14

**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](http://www.grs.de)