

**Methoden zur Simulation
hochdynamischer Lasten
auf Barrieren aus
Stahlbeton, Spannbeton
und Stahl-Beton-
Kompositstrukturen**

**Projektphase A
(BREAK)**

Methoden zur Simulation hochdynamischer Lasten auf Barrieren aus Stahlbeton, Spannbeton und Stahl-Beton- Kompositstrukturen

Projektphase A (BREAK)

Abschlussbericht

Jens Arndt
Klaus Heckmann
Christian Heckötter
Jürgen Sievers
Jörn Stewering

Oktober 2025

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Eigenforschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMUKN) unter dem Förderkennzeichen UMRS1616 von der GRS 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 BMUKN übereinstimmen.

Deskriptoren

Aufprall, AUTODYN, Druckwelle, Kontaktdetonation, LS-DYNA, numerische Simulation, Raketen, SCS, Spannbeton, Sprengstoff, Stahlbeton

Kurzfassung

Die GRS führte im Rahmen des Eigenforschungsvorhabens UMRS1616 (BREAK, Projektphase A) Untersuchungen zu den Phänomenen bei hochdynamischen Belastungen von Barrieren kerntechnischer Einrichtungen durch. Die sicherheitstechnische Bedeutung der Eigenforschungsarbeiten besteht in der Bewertung und der Verbesserung der Aussagegenauigkeit von Analysewerkzeugen, welche zur Integritätsbewertung von Barrieren bei hochdynamischen Lasten angewendet werden können.

Schwerpunkte der Arbeiten bildeten Belastungen durch aufgelegte Sprengstoffladungen, Belastungen infolge von Explosionsdruckwellen, Aufprall von Projektilen sowie Belastungen infolge des unbeabsichtigten Beschusses mit einer Artillerierakete. Zu den untersuchten Barrieren zählen Stahlbetonstrukturen, Spannbetonstrukturen sowie Kompositstrukturen mit der Materialreihenfolge Stahl-Beton-Stahl (SCS-Strukturen). Die Analysen erfolgen im Wesentlichen durch numerische Simulationen mit den Rechenprogrammen LS-DYNA und AUTODYN, welche auf der Methode der Finiten-Elemente basieren. Sie werden durch die Anwendung empirischer und semi-empirischer Verfahren im Fall der Belastung durch Kontaktdetonation ergänzt.

Die Validierung der Analysemethoden erfolgte anhand der Simulation geeigneter Versuche. Für Belastungen durch unbeabsichtigten Beschuss mit einer Artillerierakete wurde eine generische Studie mit ausgewählten Szenarien durchgeführt. Für die Modellerstellung erfolgte eine umfassende Recherche über Aufbau und Wirkungsweise eines ausgewählten Artillerieraketentyps.

Ferner begleitete die GRS im Rahmen von UMRS1616 die Phase IV des Forschungsvorhabens VTT IMPACT. In dieser wurden Aufprallversuche zu Skaleneffekten stoßbeanspruchter Stahlbetonplatten durchgeführt. Diese Versuche wurden numerisch untersucht.

Abstract

In the frame of the research project UMRS1616 (BREAK, project phase A), GRS conducted investigations into the phenomena associated with highly dynamic loads on protective barriers of nuclear facilities. The safety related relevance of the research work lies in the evaluation and enhancement of the accuracy of analysis tools that can be used to assess the integrity of vital barriers under highly dynamic loads.

The work focused on loading due to contact detonation, loads resulting from explosion pressure waves, projectile impacts and loads resulting from unintentional artillery rocket fire. The types of investigated barriers included reinforced concrete structures, pre-stressed concrete structures and steel-concrete-steel composite structures (SCS). The analyses are mainly carried out using the numerical analysis codes LS-DYNA and AUTODYN, which are based on explicit Finite-Element methods. They are supplemented by the application of empirical and semi-empirical methods in the case of loads caused by contact detonation.

The analysis methods were validated by simulating suitable tests. A generic study with selected scenarios was carried out for loads caused by accidental artillery rocket fire. For the model creation, comprehensive research was conducted on the design and mode of operation of a selected type of artillery rocket.

Furthermore, GRS attended phase IV of the international research project VTT IMPACT in the frame of UMRS1616. In this phase of IMPACT, tests addressing the issue of scale effects of reinforced concrete slabs subjected to impact loading were performed. These tests were numerically analysed by GRS.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract.....	III
1	Einleitung	1
2	Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....	3
2.1	Gesamtziel.....	3
2.2	Einzelziele	3
2.3	Arbeitsprogramm	4
3	Stand von Wissenschaft und Technik, bisherige Arbeiten.....	7
3.1	Spannbeton unter dynamischen Lasten.....	8
3.2	Stahl-Beton-Kompositstrukturen (SC) unter dynamischen Lasten.....	9
3.3	Stahlbeton unter dynamischen Lasten	10
4	Erprobte Methoden zur Simulation von Sprengstoff.....	11
5	Methoden zur Simulation von Vorspannung	17
5.1	Beschreibung der FE-Simulation des Anspannvorgangs	17
5.2	Analytische Berechnung des Anspannvorgangs	19
5.3	Numerische Berechnung des Anspannvorgangs	21
5.4	Simulation des Anspannvorgangs für Spannbetonplatten zur Verwendung in Aufprallversuchen	23
6	Kontaktdetonation	27
6.1	Simulation der Versuche von Zhao et al. /ZHA 19/, /ZHA 21/.....	27
6.2	Simulation von Versuchen zum Skaleneffekt bei Kontaktdetonation nach /CAI 22/.....	34
6.3	Vergleich mit semi-empirischen Methoden zur Schadensabschätzung bei Kontaktdetonation	40
7	Druckwellenbelastungen.....	45

7.1	Simulation von Spannbetonstrukturen unter Druckwellenbelastungen anhand der ASME-Blast-Versuche	45
7.1.1	Experimenteller Aufbau.....	45
7.1.2	Versuchsplatten (Typ C)	46
7.1.3	Druckmessungen.....	47
7.1.4	Modellierung in LS-DYNA	49
7.1.5	Durchführung einer Gitterstudie	52
7.1.6	Vergleich mit experimentellen Ergebnissen	54
7.1.7	Einfluss der Platten-Aufhängung.....	55
7.1.8	Einfluss der Vorspannung.....	58
7.1.9	Lastaufbringung mit der LBE-Methode.....	58
7.1.10	Lastaufbringung aus experimentellen Daten	60
7.1.11	Einfluss des Betonmodells.....	62
7.1.12	Test 4a (Einfluss der Ladungsmenge)	63
7.1.13	Erprobung von Mapping-Methoden.....	65
7.1.14	Fazit ASME-Versuche	70
7.2	Versuche von Choi et al.....	71
7.2.1	Experimenteller Aufbau.....	71
7.2.2	Modellierung in LS-DYNA mit ALE-Methode.....	73
7.2.3	Einfluss der Ladungsgeometrie.....	74
7.2.4	Rechnungen mit dem K&C-Betonmodell.....	75
7.2.5	Parameterstudie hinsichtlich des Materialmodells und Vergleich mit dem Experiment.....	77
7.2.6	Modellierung der PSRC-Struktur.....	77
7.2.7	Fazit.....	78
8	Aufprallbelastungen	79
8.1	Versuche bei VTT zum Skaleneffekt stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen.....	79
8.2	Am Indian Institute of Technology Roorkee durchgeführte Aufprallversuche	89

9	Untersuchungen zum Beschuss von Barrieren mit Artillerie-	
	Raketen	97
9.1	Modell einer Artillerierakete	97
9.2	Beschuss eines Reaktorgebäudemodells aus Stahlbeton.....	98
9.3	Beschuss eines Reaktorgebäudemodells aus Spannbeton.....	101
10	Zusammenfassung und Ausblick.....	109
10.1	Zusammenfassung	109
10.2	Ausblick	111
	Abkürzungsverzeichnis.....	113
	Literaturverzeichnis.....	115
	Tabellenverzeichnis.....	125
	Abbildungsverzeichnis.....	127

1 **Einleitung**

Bei der Auslegung und Bewertung von kerntechnischen Anlagen sind hochdynamische Einwirkungen auf Barrieren zu unterstellen. Die Einwirkungen können hierbei naturbedingt oder zivilisatorisch bedingt sein und sowohl anlagenexterne wie interne Ereignisse umfassen. Die in diesem Vorhaben untersuchten Einwirkungen beinhalten Kontaktdetonation durch aufgelegte Sprengstoffladung, welche etwa durch Sprengstoffeinsatz bei Störeinwirkungen Dritter auftreten könnte. Infolge einer anlagenexternen Explosion kann es zur Einwirkung von Druckwellen kommen. Aufprallbelastungen können sich beispielsweise durch Flugzeugabstürze, Stürme oder durch intern generierte Projektilen infolge von Störfällen ergeben. Als Konsequenz des Kriegs in der Ukraine seit 2022 wird erstmalig die Frage nach den Auswirkungen eines unbeabsichtigten Beschlusses mit Kriegswaffen als mögliches Szenario angesehen. Sicherheitstechnisch bedeutsame Anlagenteile werden durch widerstandsfähige Barrieren geschützt. Diese umfassen Stahlbetonstrukturen, Spannbetonstrukturen und zunehmend auch Stahl-Beton-Stahl-Kompositstrukturen. Für diese Strukturen sind Methoden für die Modellentwicklung zu entwickeln. Die zur Verfügung stehenden Analysewerkzeuge werden anhand von geeigneten Versuchen validiert. Im Hinblick auf Szenarien zum unbeabsichtigten Beschuss mit Kriegswaffen werden generische Untersuchungen zum Beschuss mit einer Artillerierakete vorgenommen. Auswirkungen eines vorsätzlichen Beschlusses mit Kriegswaffen werden im Rahmen dieses Vorhabens nicht untersucht.

Mit diesem Abschlussbericht werden zunächst in Kapitel 2 die Zielsetzung einschließlich des Gesamtzieles und der Einzelziele sowie das zur Zielerreichung vorgesehene Arbeitsprogramm des Vorhabens UMRS1616 dargelegt. Kapitel 3 vermittelt einen Überblick über den Stand von Wissenschaft und Technik, insbesondere im Hinblick auf die für Validierungszwecke der Literatur entnommenen experimentellen Ergebnisse. Kapitel 4 benennt die im Rahmen von UMRS1616 erprobten Methoden zur Simulation von Belastungen infolge der Detonation von Sprengstoffen. In Kapitel 5 werden die verwendeten Methoden zur Simulation von Vorspannung in Spannbetonstrukturen beschrieben und deren Erprobungen anhand von Fallbeispielen dokumentiert. Schließlich dokumentieren die Kapitel 6 bis 9 die Ergebnisse der Untersuchungen zu Strukturen unter Belastungen infolge von Kontaktdetonation, Druckwelleneinwirkung, Aufprall und Raketenbeschuss. Kapitel 10 fasst die durchgeführten Arbeiten sowie die erzielten Ergebnisse zusammen und formuliert einen Ausblick auf die beabsichtigte Fortführung der Arbeiten.

2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

2.1 Gesamtziel

Gesamtziel der Arbeiten ist die Entwicklung und Erprobung von Modellen zur Simulation der Phänomene bei hochdynamischen Einwirkungen auf widerstandsfähige Strukturen. Konkret sollen Strukturen aus Stahlbeton, Spannbeton und Stahl-Beton-Kompositstrukturen (Steel-Concrete bzw. Steel-Concrete-Steel Composite, SC bzw. SCS) unter Explosions- und Aufprallbelastungen numerisch untersucht werden. Die Validierung der Modelle soll jeweils anhand geeigneter Versuche erfolgen. Weiterhin soll im Rahmen einer generischen Studie das Verhalten von Barrierestrukturen unter der Einwirkung des Beschusses mit Artillerie-Raketen numerisch untersucht werden.

Das Vorhaben BREAK gliedert sich in die Projektphasen A (Vorhaben UMRS1616) und Projektphase B (UMRS1633). In der Darstellung der Zielsetzung werden die für Projektphase B vorgesehenen Ziele mit aufgeführt und gesondert ausgewiesen.

2.2 Einzelziele

Auswirkungen von Belastungen infolge von Kontaktdetonationen auf Barrieren aus Stahlbeton und SC-Strukturen sollen anhand von geeigneten ausgewählten Versuchen numerisch untersucht werden. Analysemodelle sollen für die Rechenprogramme LS-DYNA /LST 22/ und ANSYS AUTODYN /ANS 22/ entwickelt und insbesondere verschiedene Methoden der Lastaufbringung erprobt werden. Weiterhin sollen in Phase B numerische Modelle entwickelt werden, um die Veränderung der Widerstandsfähigkeit von Stahlbetonstrukturen durch Zugabe von Stahlfasern zu untersuchen.

Es sollen Auswirkungen von Belastungen durch Druckwellen infolge der Detonation von Sprengladungen anhand geeigneter ausgewählter Versuche untersucht werden, welche sich in einem gewissen Abstand zu der Barriere befinden. Es sollen Barrieren aus Stahlbeton mit Stahlfasergehalt (Phase B) und ohne Stahlfasergehalt, Spannbeton und SC-Strukturen untersucht werden. Es sollen verschiedene Methoden der Lastaufbringung erprobt werden.

Versuchsreihen zu Aufprallbelastungen von SC-Strukturen (Phase B) und Spannbetonstrukturen sollen mit dem Rechenprogramm LS-DYNA simuliert werden. In einigen

Versuchsreihen wurden zum Vergleich auch einzelne Versuche mit Stahlbetonplatten durchgeführt, um den Einfluss von Stahlplatten in SC-Strukturen bzw. der Vorspannung in Spannbetonplatten aufzuzeigen. Bei den geplanten Arbeiten sollen Methoden zur Abbildung der Vorspannung, der Befestigung eines Liners und der Abbildung des Verbundes von Beton und Stahl in SC-Strukturen erprobt werden. Zum Vergleich schließen die geplanten Arbeiten auch Simulationen zu Stahlbetontargets ein.

Zu den im Rahmen von Phase IV des internationalen IMPACT-Projektes am Technical Research Centre of Finland durchgeführten Aufprallversuchen mit Stahlbetonstrukturen, insbesondere an der neuen Versuchsanlage mit der Möglichkeit, Skaleneffekte zu untersuchen, wurden mit der Analysemethodik der GRS numerische Simulationen durchgeführt.

Einwirkungen durch den unbeabsichtigten Beschuss von Barrierestrukturen aus Stahlbeton, Spannbeton und SC-Strukturen (Phase B) mit einer Artillerie-Rakete sollen im Rahmen einer generischen Studie anhand von Platten numerisch untersucht werden, welche sich bezüglich der geometrischen Parameter an realen Barrierestrukturen orientieren.

2.3 Arbeitsprogramm

Zur Erreichung der Einzelziele gliedert sich das Arbeitsprogramm in vier Arbeitspakete (AP).

AP1: Simulationen zu Kontaktdetonation

Ausgewählte Versuche zur Belastung von SC-Strukturen durch Kontaktdetonation /ZHA 19/, /ZHA 21/ werden mit den Rechenprogrammen LS-DYNA und ANSYS AUTODYN simuliert. Dabei werden verschiedene Materialmodelle zur Beschreibung des Verhaltens von Beton (RHT-Modell /BOR 11/, K&C-Modell /KAR 12/) und Stahl (Johnson-Cook-Modell /JOH 83/, /JOH 85/ und geeignete Varianten) erprobt und der Einfluss von Annahmen auf das Simulationsergebnis aufgezeigt.

Weiterhin werden verschiedene Methoden der Lastaufbringung erprobt. Diese umfassen die Smoothed-Particle-Hydrodynamics-Methode (SPH), die Euler-Methode und die Kopplung von Euler-Methode und Lagrange-Methode /EST 16/. Im Rechenprogramm

LS-DYNA steht weiterhin die zu erprobende sog. Particle-Blast-Methode (PBM) zur Verfügung /TEN 14/.

Weiterhin wird untersucht, inwieweit sich Effekte der Größenskala von Stahlbetonplatten unter Kontaktdetonation /CAI 22/ numerisch abbilden lassen.

AP2: Simulationen zu Druckwelleneinwirkungen

Ausgewählte Großversuche der ASME /ASM 17/ sowie kleinskalige Versuche /CHO 18/ zur Explosionsdruckwelleneinwirkung auf Spannbetonplatten werden simuliert. Hierbei werden verschiedene Methoden zur Lastaufbringung erprobt. Diese umfassen vereinfachte Ingenieurmodelle /DOD 08/ und verschiedene Formen der Übertragung eines durch 1D- oder 2D-Modelle berechneten Druckverlaufes in 3D-Modelle /OLI 11/.

AP3: Simulationen zu Aufprallbelastungen

In Phase IV des durch die GRS bereits im Rahmen von RS1583 begleiteten VTT-IMPACT-Projektes wurden in 2024 Aufprallversuche zu Skaleneffekten stoßbeanspruchter Stahlbetonplatten durchgeführt. Diese Versuche werden in AP3 begleitet und ausgewählte Versuche werden simuliert. Weiterhin werden Versuche zur Aufprallbelastung von Spannbetonplatten durch harte Stoßkörper numerisch untersucht /RAJ 17/, /KAM 22/.

AP4: Vergleichsanalysen zum Barriereverhalten bei Raketenbeschuss

Die Belastungen orientieren sich an generischen Modellen einer Artillerie-Rakete, basierend auf öffentlich zugänglichen Informationen über deren Aufbau und Funktion /KRI 01/. Es ist darauf hinzuweisen, dass die Untersuchungen den Hintergrund einer unbeabsichtigten Einwirkung einer Kriegswaffe zum Gegenstand haben. Ein gezielter Beschuss, etwa mit bunker- oder panzerbrechender Munition, wird zunächst nicht betrachtet, könnte aber im Rahmen von Anschlussarbeiten untersucht werden. Im Rahmen von Parameterstudien wird der Einfluss verschiedener Parameter der generischen Zielstrukturen in Form von Platten aus Stahlbeton und Spannbeton untersucht.

3 Stand von Wissenschaft und Technik, bisherige Arbeiten

Sicherheitstechnisch bedeutsame Bereiche von kerntechnischen Anlagen, wie z. B. Kernkraftwerke (KKW), Zwischenläger oder Forschungsreaktoren, sind durch Barrieren unter anderem vor hochdynamischen Einwirkungen zu schützen. Diese umfassen zum einen Lasten infolge von Explosionen, welche sich beispielsweise infolge von Unfallereignissen oder durch Störeinwirkungen Dritter ereignen können. Zum anderen sind Aufprallbelastungen abzutragen, welche sich beispielsweise infolge von Flugzeugabstürzen, externer infolge von Stürmen erzeugter Projektilen (z. B. Masten oder Rohre, engl. tornado missiles) oder durch intern generierte Projektilen infolge von Störfällen ereignen können. In vielen Fällen wird der erforderliche Schutz durch Stahlbetonstrukturen erreicht.

Die Barrieren verschiedener Kernkraftwerkstypen bestehen aus Spannbeton. In diesen werden zusätzlich zum Bewehrungsstahl Vorspannglieder eingebaut, um Druckspannungen im Beton aufzubauen und dadurch die Dichtheit sowie die Widerstandsfähigkeit gegenüber Zugbelastungen zu erhöhen, denn Beton hat eine sehr niedrige Zugfestigkeit. Beispiele hierfür sind das einschalige Containment des WWER-1000 (Wasser-Wasser-Energie-Reaktor) /KRI 01/, das innere Containment des European Pressurized Water Reactor (EPR) /OST 14/ oder das Containment des Advanced Power Reactor 1400 (APR-1400) /LEE 09/. Die Spannbetonschale verfügt in vielen Fällen (z. B. WWER-1000, EPR) auf der Innenseite über einen metallischen Liner, um die Dichtheit des Containments und die Rückhaltung von Radionukliden bei Stör- und Unfällen zu verbessern.

Stahl-Beton-Kompositstrukturen (SC) werden durch das Einfüllen von Beton zwischen zwei Stahlplatten gefertigt. Hierzu werden die Stahlplatten meist untereinander mit Zugstreben verbunden. Der Verbund von Platten und Beton erfolgt über Kopfbolzendübel (vgl. Abb. 3.1). SC-Strukturen weisen gegenüber Stahlbetonstrukturen eine Reihe von Vorteilen auf, welche unter anderem in der Funktion der Stahlplatten als Verschalung und Bewehrung, höheren Steifigkeiten, Dichtheit gegenüber Leckagen sowie der Möglichkeit zur modularen Fertigung bestehen. SC-Strukturen sind Bestandteile baulicher Strukturen verschiedener Reaktortypen wie Advanced Boiling Water Reactor (ABWR) /MAT 09/, Advanced Pressurized Water Reactor (APWR) /TOY 09/ und AP1000 /SCH 06/. Aufgrund der modularen Bauweise werden auch Anwendungen für Small Modular Reactor (SMR) /BUR 17/ diskutiert.

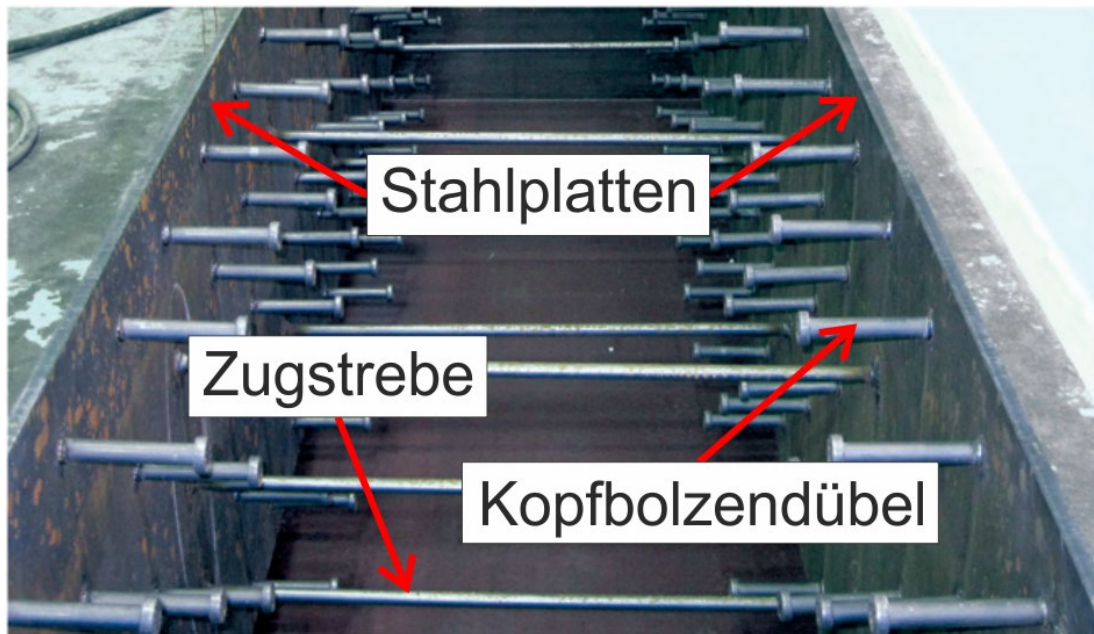


Abb. 3.1 Typische SC-Struktur vor dem Betonieren (Quelle: /BUR 17/)

3.1 Spannbeton unter dynamischen Lasten

Choi et al. /CHO 18/ führten Versuche zum Verhalten von Stahlbeton sowie unbewehrtem und bewehrtem Spannbeton unter Explosionsdruckwellenbelastungen durch. Die Belastung der Platten (Abmessungen 1,4 x 1 x 0,3 m) bestand in der Detonation von 25 kg ANC-Sprengstoff in Entfernungen von 0,5 – 1 m. In diesen Versuchen zeigten vorgespannte Betonplatten einen gegenüber Stahlbeton erhöhten Widerstand gegenüber Scherversagen sowie eine erhöhte Biegesteifigkeit. Seitens der ASME (American Society of Mechanical Engineers) /ASM 17/, /ORB 17/ wurden im Rahmen eines internationalen Forschungsvorhabens acht Großversuche zur Belastung von Spannbetonplatten (Abmessungen 4,88 x 4,88 x 0,27 m) durch Explosionsdruckwellen durchgeführt. Zu den variierten Versuchsparametern zählten Vorspannungsniveau, Dichte der Biegebewehrung, Ladungsmenge und Ladungsabstand. Die Platten wiesen Makrorisse und Betonauswurf auf der Frontseite, jedoch keinerlei rückseitige Betonabplatzungen auf.

Am Indian Institute of Technology (Roorkee) wurde ein Versuchsprogramm zum Perforationswiderstand von unbewehrtem Beton, Stahlbeton und Spannbeton gegenüber dem Aufprall von Stahlprojektilen durchgeführt /RAJ 17/, /KAM 22/. Die Projektilen (Durchmesser 19 mm, Massen 0,4 kg und 1 kg) wiesen eine ovoide Nase auf. In diesen Versuchen lagen die Aufprallgeschwindigkeiten im Bereich zwischen 53 m/s und 225 m/s. Es

erfolgte eine Variation der Plattendicke zwischen 60 mm und 100 mm. Die Autoren schlussfolgerten, dass der Perforationswiderstand vorgespannter Stahlbetonplatten gegenüber Stahlbeton ohne Vorspannung deutlich erhöht sei, wobei dieser Effekt mit zunehmender Plattendicke bedeutsamer wird.

Im Rahmen des auch von der GRS begleiteten IMPACT-Vorhabens wurde am Technical Research Centre of Finland eine Versuchsreihe zum harten Stoß auf Stahlbetonplatten und Spannbetonplatten (Abmessungen: 2 m x 2 m x 0,25 m) durchgeführt (vgl. /ORB 09/, /ORB 11/, /ORB 15/ und /GAL 15/). Als Projektile wurden mit Leichtbeton gefüllte Stahlrohre (Durchmesser 168 mm, Masse 47 kg) mit stumpfer Nasenform eingesetzt. Die Aufprallgeschwindigkeiten lagen zwischen ca. 100 m/s und ca. 150 m/s und die Vorspannungen betrugen 5 MPa und 10 MPa. Weitere Versuchsparameter umfassen die Dichte der Schubbewehrung und einen metallischen Liner auf der Plattenrückseite. Sämtliche Versuche wurden mit einer Plattendicke von jeweils 0,25 m durchgeführt. Prinzipiell erhöhte die Vorspannung den Perforationswiderstand gegenüber Stahlbetonplatten ohne Vorspannung. Dieser Effekt sei für Platten mit Schubbewehrung stärker ausgeprägt.

3.2 Stahl-Beton-Kompositstrukturen (SC) unter dynamischen Lasten

Zhao et al. /ZHA 19/, /ZHA 21/ führten Sprengversuche und numerische Simulationen zu SC-Strukturen (Abmessungen 1 x 1 x 0,075 m) unter Kontaktdetonation (Ladungsmenge 0,1 – 0,4 kg) durch. Hierbei wurden einseitig sowie beidseitig mit Stahlplatten versehene SC-Strukturen sowie Stahlbetonplatten vergleichbarer Dicke untersucht. Die frontseitigen Krater wiesen für SC-Strukturen mit einer Stahlplatte auf der lastabgewandten Seite einen höheren Durchmesser als die angesprengten Stahlbetonplatten auf. Demgegenüber wurden für Stahlbetonplatten deutlich höhere Penetrationstiefen beobachtet.

Lan et al. /LAN 05/ führten unter anderem für SC-Strukturen und Anordnungen von Stahlplatten ohne Betonfüllung Versuche mit Explosionsdruckwellenbelastung durch. Durch die Betonfüllung wurde die Durchbiegung der Struktur erheblich reduziert, wohingegen die Fertigungskosten sich lediglich geringfügig erhöhten. Weitere Arbeiten beschäftigen sich sowohl mit Versuchen als auch mit Simulationsmethoden zur Druckwelleneinwirkung auf SC-Strukturen /WEI 12/, /BRU 15a/.

In der Literatur werden verschiedene Versuchsreihen zum Aufprall harter sowie verformbarer Projektile auf SC-Strukturen beschrieben. Barr et al. /BAR 83/ fanden einen Einfluss der Stahlplatten auf den Perforationswiderstand, wobei verschiedene Anordnungen der Stahlplatten (frontseitig, rückseitig und beidseitig) untersucht wurden. Mizuno et al. /MIZ 05/ führten mit SC- und Stahlbetonstrukturen Aufprallversuche mit skalierten Flugzeugmodellen durch. Die Ergebnisse zeigten, dass SC-Strukturen einen erhöhten Perforationswiderstand aufweisen und insbesondere die rückseitigen Stahlplatten Betonabplatzungen verhindern. Tsubato et al. /TSU 93/ beschreiben einen geringen Effekt einer frontseitigen Stahlplatte, wohingegen ein rückseitig befestigter Liner sowohl Betonabplatzungen verhinderte als auch eine bemerkenswerte Erhöhung des Perforationswiderstandes zur Folge hatte. Ein ähnlicher Effekt zeigte sich im Versuchsprogramm von Hashimoto et al. /HAS 05/. Einige in Süd-Korea durchgeführte Versuchsreihen (/KIM 15/, /LEE 17/, /KIM 17a/ /KIM 17b/) hatten unter anderem zum Ziel, eine zur Auslegung von SC-Strukturen gegen Projektilaufprall entwickelte Methode /BRU 15b/ zu validieren.

3.3 Stahlbeton unter dynamischen Lasten

Auswirkungen von Belastungen aus Sprengstoffexplosionen auf Stahlbetonstrukturen wurden in der Vergangenheit häufig durch Anwendung vereinfachter auf Sprengversuchen basierender empirischer Verfahren z. B. nach /EBP 82/, /MCV 88/ und /DOD 08/ abgeschätzt. Mittlerweile werden die Auswirkungen auch durch numerische Simulationen mit komplexen Programmsystemen ermittelt. Eine Übersicht über Ergebnisse zuletzt durchgeführter Sprengversuche zur Druckwelleneinwirkung und zur Kontaktdetonation sowie der verwendeten numerischen Simulationsmethoden geben Anas et al. /ANA 21/. Eine weitere Arbeit befasst sich mit Versuchen zu möglichen Skaleneffekten von Stahlbetonplatten unter Kontaktdetonation /CAI 22/. Die Autoren schlagen zur Reduzierung von Skaleneffekten vor, kleinmaßstäbliche Versuche mindestens mit einer Skalierung von $\frac{1}{4}$ der Originalgröße durchzuführen.

4 Erprobte Methoden zur Simulation von Sprengstoff

Sprengstoff wird über die Jones-Wilkins-Lee-Zustandsgleichung (JWL-EOS) beschrieben. Gemäß der JWL-EOS berechnet sich der Druck nach Gleichung (4.1).

$$p = A \cdot \left(1 - \frac{\omega \cdot \eta}{R_1}\right) \cdot e^{-R_1/\eta} + B \cdot \left(1 - \frac{\omega \cdot \eta}{R_2}\right) \cdot e^{-R_2/\eta} + \omega \cdot \rho \cdot e \quad (4.1)$$

p	Druck
A	Konstante
ω	Konstante
η	Dichteverhältnis ρ/ρ_0
R_1	Konstante
B	Konstante
R_2	Konstante
ρ	Dichte des reagierten Materials
ρ_0	Referenzdichte des nicht reagierten Materials
e	Spezifische innere Energie

Im Rechenprogramm LS-DYNA wird dies über *EOS_JWL in Verbindung mit *Mat_High_Explosive_Burn realisiert. Die Parameter sind Tabellenwerken wie beispielsweise /DOB 85/ zu entnehmen. Einige im Rahmen des Vorhabens UMRS1616 relevanten Sprengstoffe sind beispielsweise TNT ($\rho_0 = 1,63 \text{ g/cm}^3$), ANFO ($\rho_0 = 1,63 \text{ g/cm}^3$) und Composition B ($\rho_0 = 1,717 \text{ g/cm}^3$). Die verwendeten Parametersätze sind in Tab. 4.1 aufgeführt. D_{CJ} ist die Detonationsgeschwindigkeit, E_{CJ} die volumenbezogene Energiedichte und P_{CJ} der Chapman-Jouguet-Druck. Die einzelnen Anteile des Drucks sind abhängig vom Verhältnis der Dichten von Detonationsprodukten und Ausgangsmaterial in Abb. 4.1 dargestellt.

Tab. 4.1 Parametersätze der JWL-EOS für den Sprengstoff TNT

Sprengstoff	A / kPa	B / kPa	R1 / -	R2 / -	ω / -	D_{CJ} / m/s	E_{CJ} / kJ/m ³	P_{CJ} / kPa
TNT	3,712e8	3,231e6	4,15	0,95	0,3	6930	7e6	2,1e7
ANFO	4,946e7	1,891e6	3,907	1,118	0,33	4160	2,484e6	5,15e6
COMP B	5,2423e8	7,678e6	4,2	1,1	0,34	7980	8,5e6	2,95e7

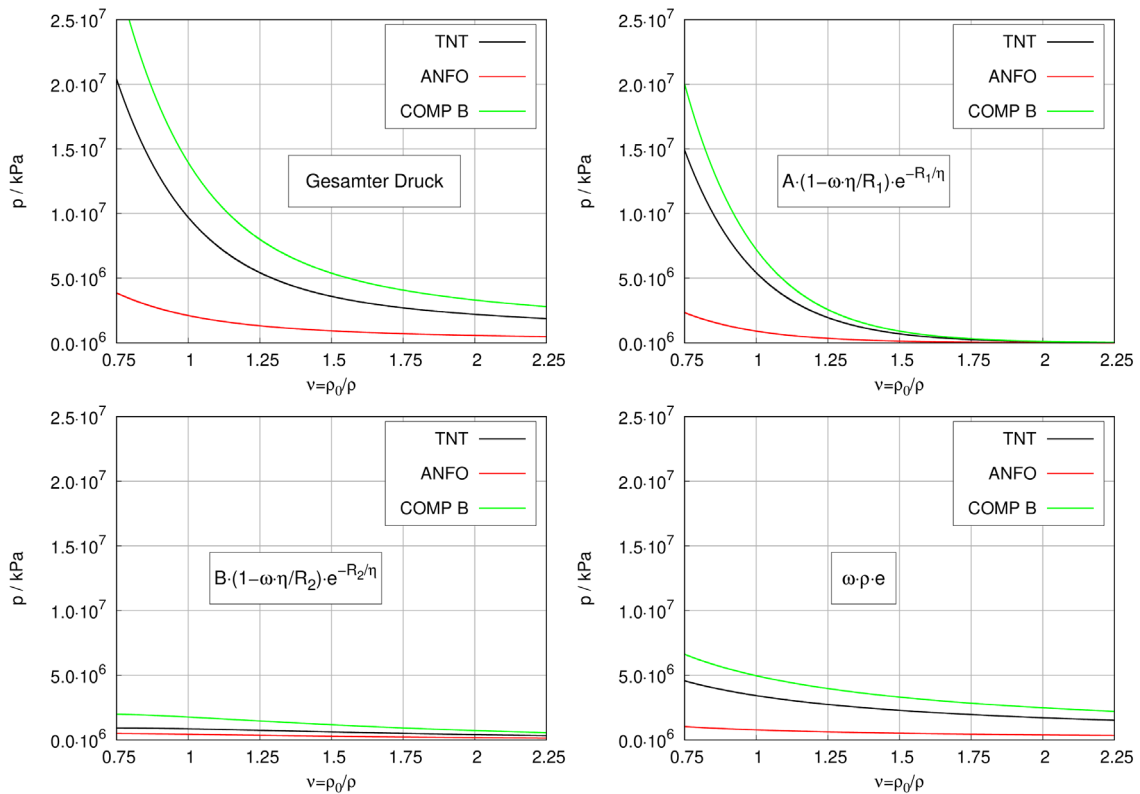


Abb. 4.1 Anteile der JWL-EOS für ausgewählte Sprengstoffe

Der Modellierung von Luft kommt für Belastungen durch aufgelegte Ladungen eine untergeordnete Bedeutung zu. Die Beschreibung der Luft erfolgt über eine Zustandsgleichung für ideales Gas, welche sich in der Form von Gleichung (4.2) darstellen lässt. Mit $E = 253312,5 \text{ J/m}^3$, $\gamma = 1,4$ und $\rho = \rho_0 = 1,225 \text{ kg/m}^3$ wird ein Anfangsdruck von 101,325 kPa initialisiert.

$$p = (\gamma - 1) \cdot \frac{\rho}{\rho_0} \cdot E \quad (4.2)$$

- p Druck
- γ Adiabatenindex
- ρ Dichte
- ρ_0 Referenzdichte
- E Innere Energie pro Einheitsvolumen

Im Rechenprogramm LS-DYNA erfolgt die Simulation über *EOS_Linear_Polynomial in Form von Gleichung (4.3). Mit $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ und $C_4 = C_5 = \gamma - 1$ geht Gleichung (4.3) in (4.2) über.

$$p = C_0 + C_1 \cdot \mu + C_2 \cdot \mu^2 + C_3 \cdot \mu^3 + (C_4 + C_5 \cdot \mu + C_6 \cdot \mu^2) \cdot E \quad (4.3)$$

Sowohl für die Simulation von Druckwellen als auch für die Abbildung von Lasten durch Kontaktdetonation können Sprengstoff und Luft als Fluid-Domäne über einen Euler-Solver abgebildet werden. Der Euler-Solver wird in LS-DYNA in 3D über den Elementtyp 11 (MMALE, Multi Material Arbitrary Lagrange Eulerian) ausgewählt. Die belasteten Strukturen werden als Struktur-Domäne über einen Lagrange-Solver abgebildet und über Kopplungsbedingungen mit der Fluid-Domäne gekoppelt. Dabei wird die Elementkantenlänge des Euler-Netzes üblicherweise derart gewählt, dass sie der halben durchschnittlichen Elementkantenlänge des Lagrange-Netzes entspricht.

Ein praktisches Problem besteht darin, dass bei der expliziten Simulation des Detonationsvorgangs eine feine Vernetzung zur Abbildung der Stoßwellenfront erforderlich ist. Andererseits befinden sich die Targetstrukturen in untersuchten Versuchen mit Druckwellenbelastung in einer gewissen Entfernung, so dass ein großer Raumbereich durch die Fluidomäne abgebildet werden muss. Dies kann eine nicht mehr zu bewältigende Modellgröße zur Folge haben. Im Rahmen von UMRS1616 wurden daher Techniken zur Übertragung von Druckverläufen von feineren in gröbere Modelle (engl. Mapping) erprobt. Die Techniken sind in /AQU 08/ und /KAL 14/ beschrieben. Aus den Ergebnissen kann gefolgert werden, dass sowohl das Mapping 2D nach 2D als auch das Mapping 2D nach 3D zufriedenstellend funktionieren. Bei der Simulation der ASME-Versuche wurden Mapping-Techniken eingesetzt (vgl. Abschnitt 7.1).

Im Rechenprogramm LS-DYNA steht die Particle-Blast-Methode (PBM) zur Verfügung. Bei der PBM werden die Sprengstoff- und Luftmoleküle durch Partikel repräsentiert, die miteinander wechselwirken können. Ein Partikel repräsentiert dabei eine Vielzahl von einzelnen Molekülen. Die Druckbelastung von Strukturen wird durch elastische Partikel-Struktur-Kollisionen repräsentiert. Im Rahmen von UMRS1616 erfolgte zunächst eine Erprobung der PBM auf Basis von Sprengversuchen mit Platten aus Stahl /NEU 07/, bei denen die Belastung über TNT-Ladungen in geringen skalierten Abständen erfolgte. Im Rahmen von UMRS1616 wurde die PBM umfassend hinsichtlich der Verwendung der Modellierungsparameter erprobt. In Abb. 4.2 werden exemplarisch mit Stewering 2023 bezeichnete Ergebnisse der GRS bezüglich der maximalen Plattenauslenkung mit Daten einer ebenfalls auf PBM basierenden Studie /SCH 15/ und Versuchsergebnissen verglichen. Es zeigt sich eine Unterschätzung der Messdaten durch die Simulationsergebnisse, wenn das Materialmodell einschließlich der Materialparameter für das Stahltarget

gemäß /SCH 15/ verwendet wird. Die Verwendung des Johnson-Cook-Modells führt zu realistischeren Ergebnissen bezüglich der Auslenkung (vgl. Abb. 4.3). Für Versuche mit Kontaktdetonation wurde PBM ebenfalls verwendet (vgl. Abschnitt Abb. 4.4).

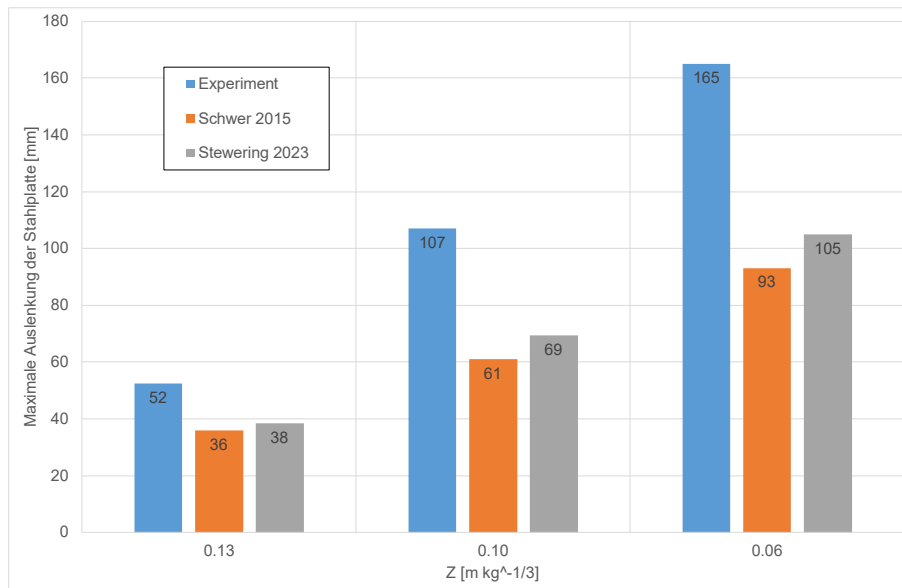


Abb. 4.2 Vergleich der maximalen Auslenkung der Stahlplatte mit Werten aus der Literatur /SCH 15/ und experimentellen Daten /NEU 07/

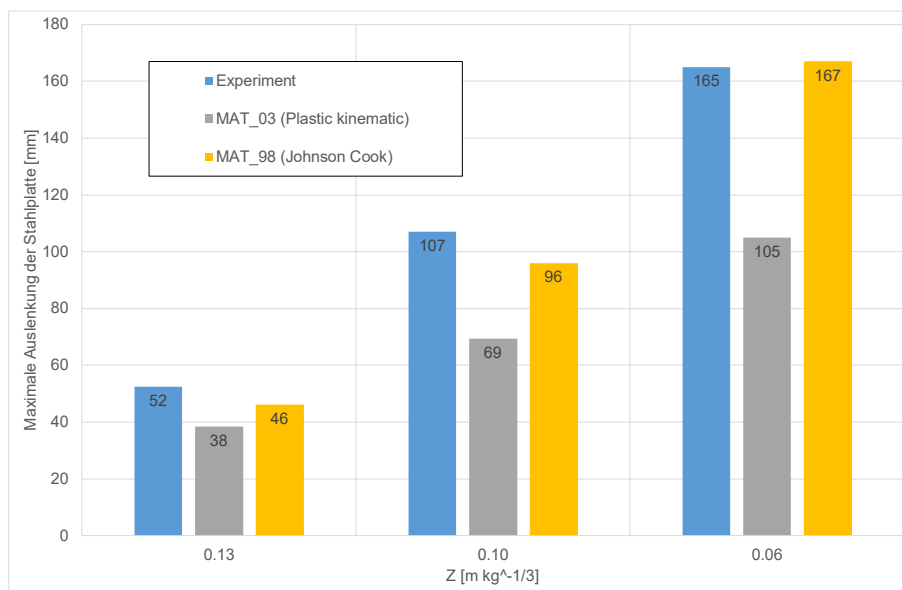


Abb. 4.3 Einfluss des Materialmodells auf die maximale Auslenkung der Stahlplatte in Simulation von Versuchen nach /NEU 07/

Bei der Simulation von Lasten mit Kontaktdetonation eignet sich grundsätzlich auch die SPH-Methode (Smoothed Particle Hydrodynamics) zur Abbildung der Sprengstoffladung, wobei die Luft vernachlässigt wird. Die Belastung wird hier durch eine Kontaktbedingung auf die Struktur aufgebracht. Für die Simulation eines Sprengversuches mit

einer SCS-Struktur werden in Abb. 4.4 Kontaktkräfte zwischen der mit SPH dargestellten Ladung und der Struktur mit Kopplungskräften zwischen Fluid- und Strukturdomäne der MMALE-Methode verglichen. Hierzu werden zwei Verhältnisse der Elementgröße von Fluid- und Strukturdomäne dargestellt. Es zeigt sich, dass das empfohlene Verhältnis von 1:2 etwas höhere Kopplungskräfte erzeugt. Die Kontaktkräfte zwischen SPH-Partikeln und Struktur zeigen tendenziell höhere Spitzenwerte und weisen für Kontaktkräfte übliche Fluktuationen auf. Ein unmittelbar zu Simulationsbeginn auftretender Peak ist auf die Initialisierung des Kontaktes zurückzuführen und hat keinen Einfluss auf die Strukturantwort. Wichtig ist die SPH-Methode für die Simulation von Raketenstrukturen (vgl. Kapitel 9), da sie die Wechselwirkung zwischen Sprengstoff und Strukturteilen der Rakete berücksichtigt. Ebenso lässt sich die Fragmentierung der Raketenstruktur in einfacher Weise über SPH abbilden.

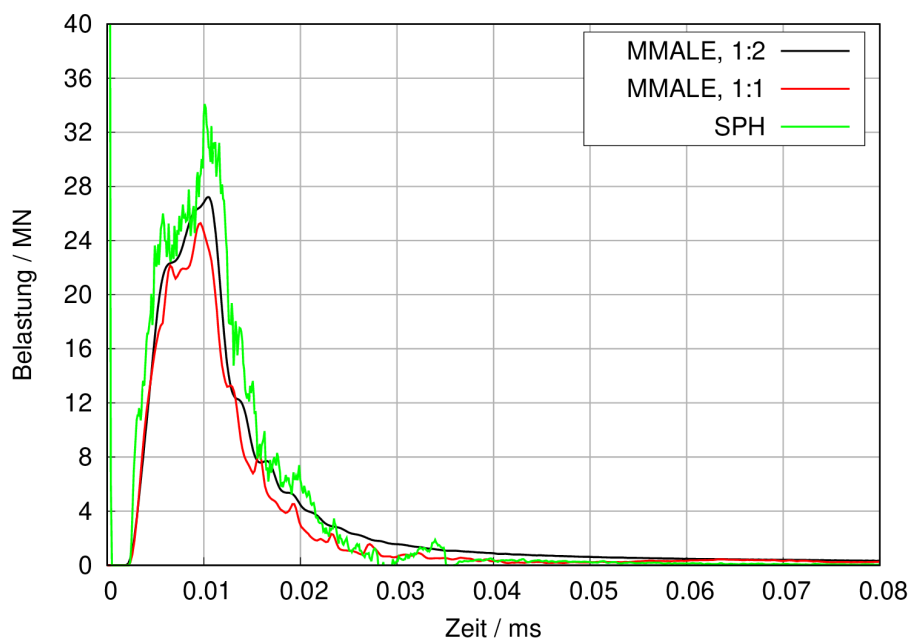


Abb. 4.4 Vergleich von Belastungen in Simulationen eines Versuches mit SCS-Target /ZHA 21/

5 Methoden zur Simulation von Vorspannung

5.1 Beschreibung der FE-Simulation des Anspannvorgangs

Es wurde ein vereinfachtes Modell zur Simulation von Spannbeton mit dem expliziten FE-Code LS-DYNA erstellt. Hierbei handelt es sich um die Modellierung eines einzelnen Spannelements, welches über angebundene Platten mit einer ebenfalls stark vereinfachten Betonstruktur gekoppelt wird. Mit Hilfe dieses vereinfachten Modells sollen Rechenzeiten im Stundenbereich ermöglicht werden, wodurch eine schrittweise Entwicklung eines optimierten Simulationsmodells ermöglicht wird. Der Aufbau und die Abmessungen orientieren sich an einem ähnlichen Modell, welches im Paper /SCH 16/ ausführlich dargestellt wird.

In Hinblick auf die notwendige Erzeugung der Vorspannung der Spannseile wurden verschiedene Methodiken zur Erzeugung der notwendigen Vorspannung miteinander verglichen und in Hinblick auf die Einsetzbarkeit bei vorgegebenen Simulationsbedingungen bewertet. Einige der Methoden wurden aus /SCH 16/ entnommen. Im Folgenden wird eine Methodik näher beschrieben, die sich aufgrund der erzielten Ergebnisse bewährt hat. Das Modell besteht aus insgesamt 116160 Volumenelementen und 100 Balkenelementen, welche durch fünf verschiedene Elementgruppen (Parts) dargestellt werden (vgl. Tab. 5.1). Abb. 5.1 zeigt eine Ansicht des Gesamtmodells. Die Kopplung des Spannseils mit der Betonstruktur geschieht über die Kontrollkarte *CONSTRAINED_BEAM_IN_SOLID. In Abb. 5.2 und Abb. 5.3 werden die beiden modellierten Abstützplatten zusammen mit dem ebenfalls modellierten Spannseil dargestellt. Die Verbindung zwischen den Volumenelementen der Abstützplatten und dem Spannseil wird durch gemeinsame Knoten realisiert. Ein negativer Einfluss dieser singulären Anbindungen konnte in vorgelagerten Testrechnungen nicht beobachtet werden. Das Spannseil mit einer Gesamtlänge von 14 m besteht aus insgesamt 100 Beam-Elementen. Davon bestehen insgesamt 98 Beam-Elemente aus Elementen mit der Elementformulierung 1 in LS-DYNA. Die äußeren Beam-Elemente aus jeder Seite verwenden die Elementformulierung 9, da diese für die Aufbringung der Spannkraften verwendet werden. Die beidseitig angebrachten Abstützplatten haben einen Durchmesser von 750 mm und eine Dicke von 63,4 mm. Das FE-Modell besteht aus jeweils 480 Volumenelementen, welche strukturiert in 3 Schichten in x-Richtung angeordnet sind. Da es wie bei der Betonstruktur in vorgeschalteten Testrechnungen Probleme mit Hourglass-Verformungen gab, wodurch die Elemente infolge von Null-Energiemoden erheblich

verzerrt wurden, wurde für die Hourglass-Dämpfung der Typ 5 (Steifigkeitsdämpfung) verwendet.

Tab. 5.1 Elementgruppen des Modells zur FE-Simulation des Anspannvorgangs

Part ID	Beschreibung	Elementformulierung in LS-DYNA
1	Spannkabel	Beam-Elemente (ELFORM 1)
2	Beton	Volumenelemente (ELFORM 2)
3	Spannkabel (Spanner)	Beam-Elemente (ELFORM 9)
4	Platte/Spannkabelverankerung	Volumenelemente (ELFORM 2)
5	Platte/Spannkabelverankerung	Volumenelemente (ELFORM 2)

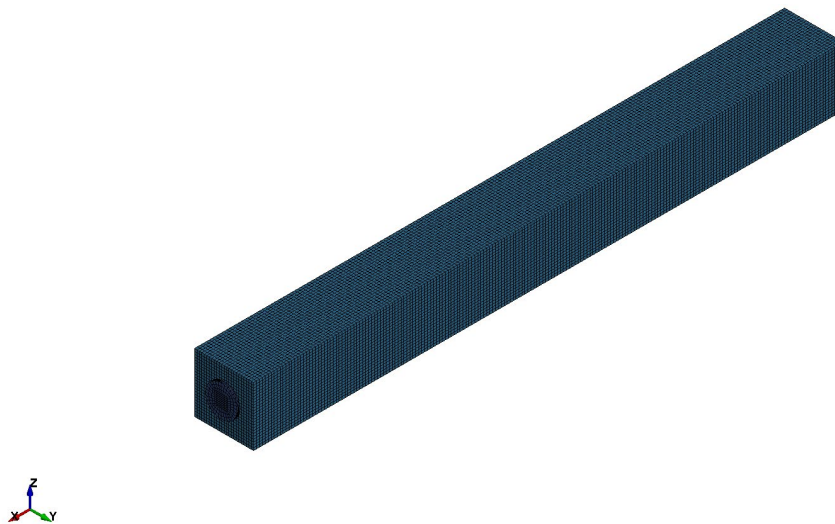


Abb. 5.1 FE-Gesamtmodell zur Simulation des Anspannvorgangs

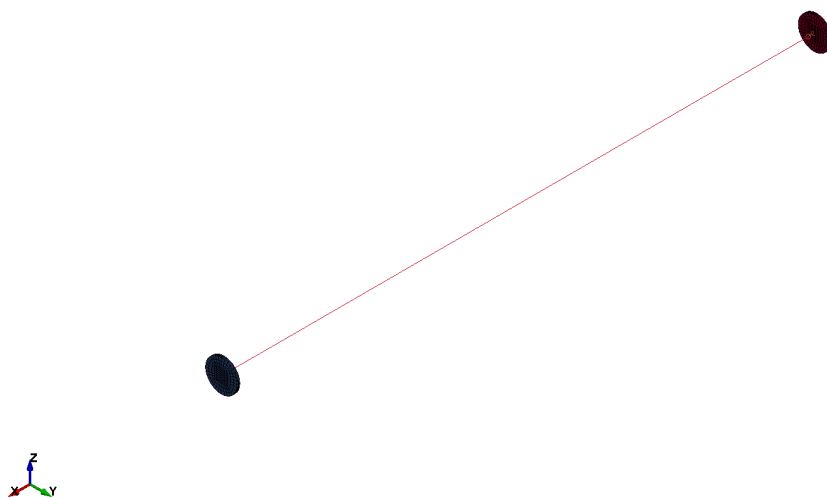


Abb. 5.2 FE-Modell des Spannseils und der beiden Abstützplatten

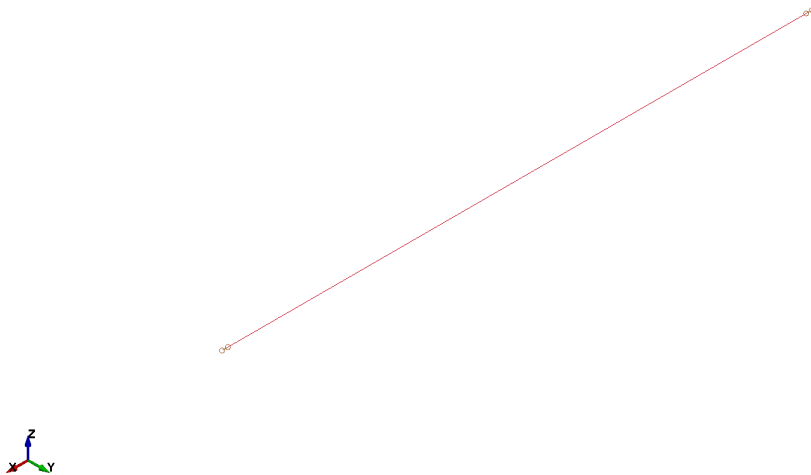


Abb. 5.3 FE-Modell des Spannseils

Zur Materialbeschreibung wird für den Beton auf einen bestehenden Parametersatz /HEC 17/ des von Riedel, Hiermaier und Thoma entwickelten RHT-Betonmodells /BOR 11/ zurückgegriffen. Für die beiden Beam-Elemente, welche mit Hilfe der Steuerkarte *INITIAL_AXIAL_FORCE_BEAM eine definierte Last aufgebracht bekommen, muss ein Materialgesetz mit der Bezeichnung *MAT_SPOTWELD_TITLE verwendet werden. Es werden eine Dichte von $7,8 \text{ g/cm}^3$, ein E-Modul von 210 GPa und eine Querkontraktionszahl von $0,3$ angenommen. Diese Werte entsprechen üblichen Werten eines Stahlwerkstoffs. Für die Beam-Elemente des Spannkabels außerhalb der Krafteinleitung und die Abstützplatten wird ein linear-elastisches Materialgesetz (*MAT_ELASTIC_TITLE) mit den oben genannten elastischen Konstanten verwendet.

Bei Nutzung des expliziten Solvers von LS-DYNA in Verbindung mit symmetrischen Lasten kann auf eine Definition von Randbedingungen (Sperren von Freiheitsgraden) verzichtet werden. Hingegen traten im Rahmen von durchgeführten Testrechnungen mit dem impliziten Solver von LS-DYNA auch bei symmetrischen Lasten Verschiebungen auf, die eine Sperrung von Freiheitsgraden notwendig machten.

5.2 Analytische Berechnung des Anspannvorgangs

Im Folgenden wird eine analytische Betrachtung des Anspannvorgangs des Spannelements beschrieben, welche im Rahmen des Vorhabens UMRS1616 entwickelt wurde. Die Ergebnisse werden mit Resultaten der FE-Simulationen verglichen. Es wird vereinfacht ein statisches Gleichgewicht bei einer quasistatischen Spannkraft berechnet. Das

verwendete Einheitensystem für Zeit (ms), Masse (mg) und Länge (mm) findet ebenfalls in den Simulationen mit LS-DYNA Anwendung. Die Länge des Betonkörpers sowie des Spannkabels beträgt 14000 mm, wobei die Querschnittsflächen A_0 für den Beton $1,96 \cdot 10^6 \text{ mm}^2$ bzw. $5,87 \cdot 10^3 \text{ mm}^2$ für das Spannkabel ausmachen. Als E-Modul wurden 30 GPa für den Beton und 210 GPa für die Spannkabel verwendet.

In einem ersten Schritt wird die elastische Verformungsenergie des betrachteten Spannseils in Abhängigkeit von der Zugkraft untersucht. Es wird zuerst isoliert ein Zugstab geprüft, an dessen Ende eine Kraft quasistatisch aufgebracht wird. Diese Kraft F wird vom Anfangswert Null aus bis zum Endwert F gesteigert. Dabei verschiebt sich der Lastangriffspunkt um eine Strecke u . Beim Übergang von der unverformten Lage in die verformte Lage leistet die äußere Kraft eine Arbeit gemäß Gleichung (5.1) /SCH 95/.

$$W = \int_0^u F d\tilde{u} \quad (5.1)$$

Wenn der Zusammenhang zwischen der Kraft F und der Verschiebung u bekannt ist, kann das Arbeitsintegral ausgewertet werden. Beim linear-elastischen Stab der Länge l und der Dehnsteifigkeit EA gilt der lineare Zusammenhang gemäß Gleichung (5.2).

$$F = \frac{EA}{l} u \quad (5.2)$$

Eingesetzt in die Formel der Arbeit einer äußeren Kraft erhält man:

$$W = \frac{1}{2} \frac{F^2 l}{EA} = F u \quad (5.3)$$

Als Spannkraft wird ein Literaturwert /SCH 16/ von $5,84 \cdot 10^9 \text{ mN}$ angenommen. Eingesetzt ergibt sich für die äußere Arbeit (Energie) des Spannseils ein Wert von $5,38 \cdot 10^{10} \text{ µJ}$.

In einem weiteren Schritt wird angenommen, dass die Betonstruktur mit dem Zugseil gekoppelt wird. Es wird unterstellt, dass auf das Spannseil keine externe Kraft mehr wirkt, sondern dieses sich unter Aufbringung von Druckkräften auf die Betonstruktur quasistatisch, teilweise entspannt. Hierbei gilt, dass aufgrund eines Gleichgewichtszustands auf Zugseil F_S und Betonstruktur F_B gleiche Kräfte gemäß Gleichung (5.4) wirken.

$$F = F_S = F_B \quad (5.4)$$

Es gilt für die Kraft F die Beziehung (5.6).

$$F = \sqrt{\frac{2 W}{L_0 \left(\frac{1}{E_S A_S} + \frac{1}{E_B A_B} \right)}} \quad (5.5)$$

Anhand der gegebenen Werte kann ein Kraftwert $F = F_S = F_B = 5,78 \cdot 10^9$ mN berechnet werden. Anhand der Formel für die Arbeit (Energie) einer äußeren Kraft werden folgende Werte berechnet: $W_B = 3,977 \cdot 10^9$ µJ und $W_S = 1,896 \cdot 10^{11}$ µJ. Hierbei entspricht die Summe der Energien in Spannseil und Beton die der ursprünglichen äußeren Arbeit: $W = W_B + W_S$. Anhand von Formel (5.6) für die Verschiebung u in Abhängigkeit von Energie W und Kraft F wird eine Verschiebung $u = 9,6$ mm berechnet.

$$u = \frac{2 W}{F} \quad (5.6)$$

5.3 Numerische Berechnung des Anspannvorgangs

Im Folgenden werden Simulationsergebnisse dargestellt. Beispielhaft wird in der folgenden Abb. 5.4 die Auswertung der Axialkräfte von Beam-Elementen des Spannkabels gezeigt. Hierbei werden drei Positionen des Spannkabels betrachtet. Jeweils zwei Positionen an den äußeren Enden (#1 und #100) und eine Position, welche in der Mitte des Spannkabels liegt (#50). Zur besseren Vergleichbarkeit ist auch die Lastkurve der Zugkraft hinzugefügt. Die Axialkräfte der Beam-Elemente an den Rändern folgen der Lastkurve weitgehend. Lediglich im Bereich der Aufbringung kann ein Überschwingen der äußeren, axialen Beamkräfte (Beam #1 und Beam #100) beobachtet werden, welches ausgedämpft wird. Hingegen folgt die mittige, axiale Beamkraft (#50), dem Verlauf der Lastaufbringung bis 100 ms exakt. Bei einer Zeit von 100 ms wird sowohl die Dämpfung als auch die Lastkurve auf null gesetzt. Zu diesem Zeitpunkt ist das Modell gesichert ausgedämpft. Die relevante Spannkraft wird weiter aufrechterhalten.

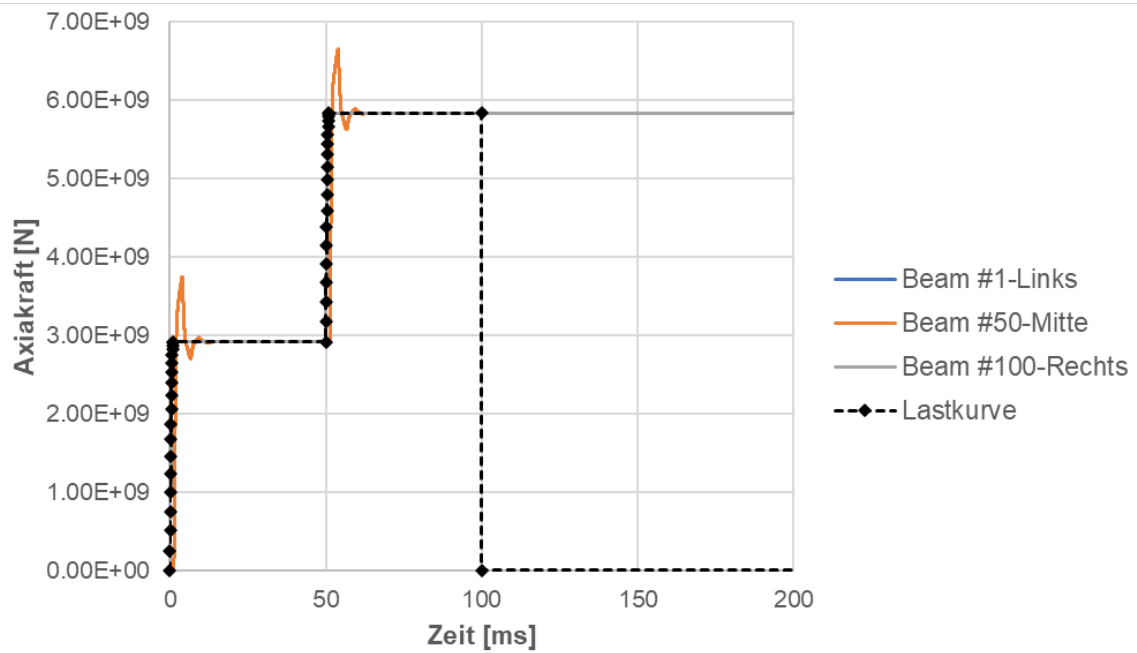


Abb. 5.4 Zeitlicher Verlauf der Beam-Axialkräfte

In der folgenden Abb. 5.5 wird die Verteilung der Druckspannung im Beton zum Zeitpunkt $t = 200$ ms dargestellt. Der Einflussbereich der Spannplatten auf die Betonstruktur ist aufgrund der Spannungsverteilung deutlich erkennbar.

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 200
Contours of Pressure
min=-292.783, at elem# 113224
max=52904.8, at elem# 60421

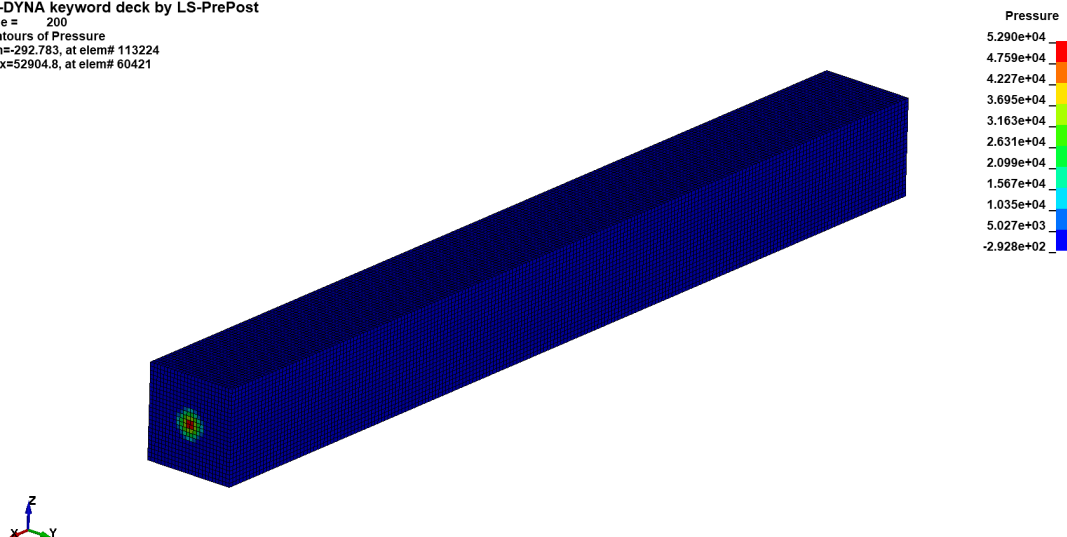


Abb. 5.5 Druckspannungen im Beton ($t = 200$ ms)

In der Abb. 5.6 wird der zeitliche Verlauf von Knotenverschiebungen in x-Richtungen verglichen. Es ist gut erkennbar, dass aufgrund der fehlenden x-Verschiebung der Struktur in der Mitte (Node 5021) ein symmetrisches Auslenkungsverhalten des linken Rands

(Node 4970) und des rechten Rands (Node 4971) bezogen auf eine yz-Ebene beobachtet werden kann.

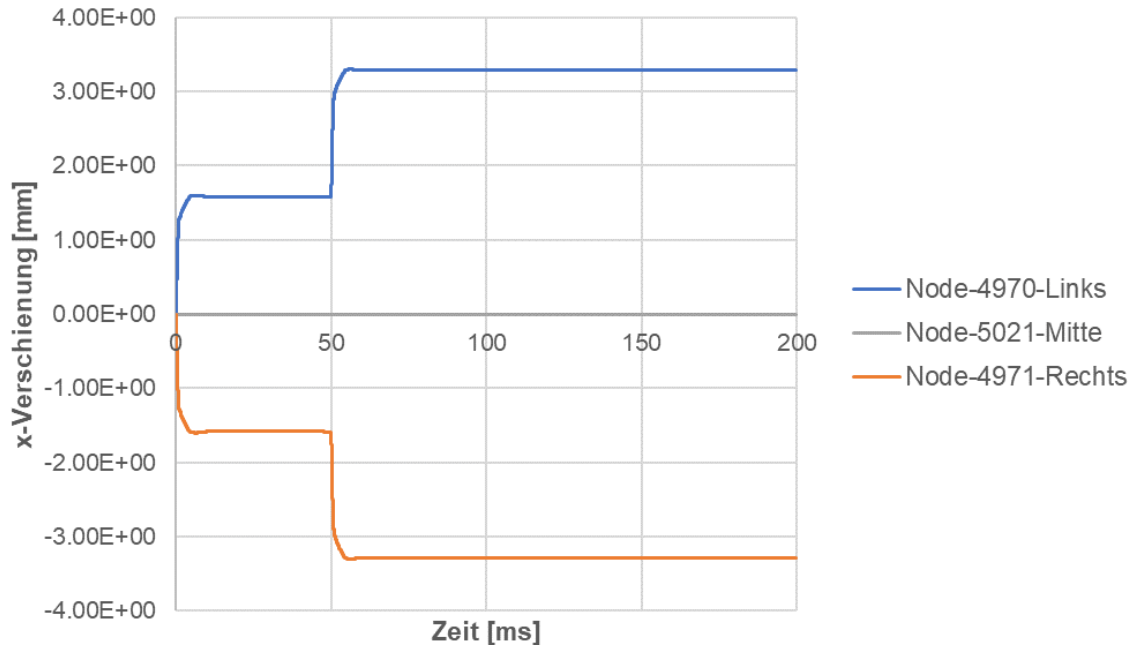


Abb. 5.6 Zeitlicher Verlauf von x-Verschiebungen des Spannseils

5.4 Simulation des Anspannvorgangs für Spannbetonplatten zur Verwendung in Aufprallversuchen

Auf Grundlage der in den Abschnitten 5.1 bis 5.3 beschriebenen Methoden erfolgt eine Modellbildung für VTT-Versuche der P-Reihe, bei denen starre Projektile auf Spannbetonplatten aufprallen (vgl. /VTT 09/, /VTT 15/, /VTT 19/). Ein typisches Analysemodell für das Rechenprogramm LS-DYNA ist in Abb. 5.7 dargestellt. Sämtliche Versuchsplatten weisen eine Dicke von 250 mm auf. Es wird eine identische Biegebewehrung mit A500HW Stäben mit einem Durchmesser von 10 mm und Abständen von 90 mm auf jeder Seite und in jede Richtung verwendet. Die Auflagerbedingungen entsprechen einer zweiachsig gleitend gelagerten Platte mit einer Spannweite von 2 m, welche über zylindrische Stützrollen realisiert wird. Versuchsplatten mit Bügelbewehrung beinhalten B500NC-Doppelkopfbügel mit einem Durchmesser von 12 mm und Abständen von 90 mm in alle Richtungen. In einigen Fällen wurde ein 1,5 mm dicker, aus Stahl gefertigter Liner auf der Plattenrückseite angebracht, wobei zwei verschiedene Befestigungssysteme Anwendung fanden. Diese umfassen zum einen Schweißverbindungen mit den Abdeckplatten der Stahlbetonplatte und zum anderen eine Verbindung über L-förmige Versteifungen, welche im Beton verankert sind. Als Spannglieder werden Stäbe des

Herstellers DYWIDAG mit 26,5 mm Durchmesser verwendet, welche in drei verschiedenen Ebenen angeordnet sind. Hierbei verlaufen die vertikalen Spannglieder in der Mittelebene, welche von zwei umgebenen Ebenen mit horizontal verlaufenden Spanngliedern umgeben ist. Es wurden sowohl Versuche mit und ohne Verbund der Spannglieder zum Beton durchgeführt. Zur gleichmäßigen Verteilung der Vorspannung auf den Beton wird an sämtlichen Seiten eine gitterförmige Zusatzbewehrung mit Stabdurchmessern von 10 mm verwendet. Weitere geometrische Parameter der Versuche sind Abb. 5.7 zu entnehmen.

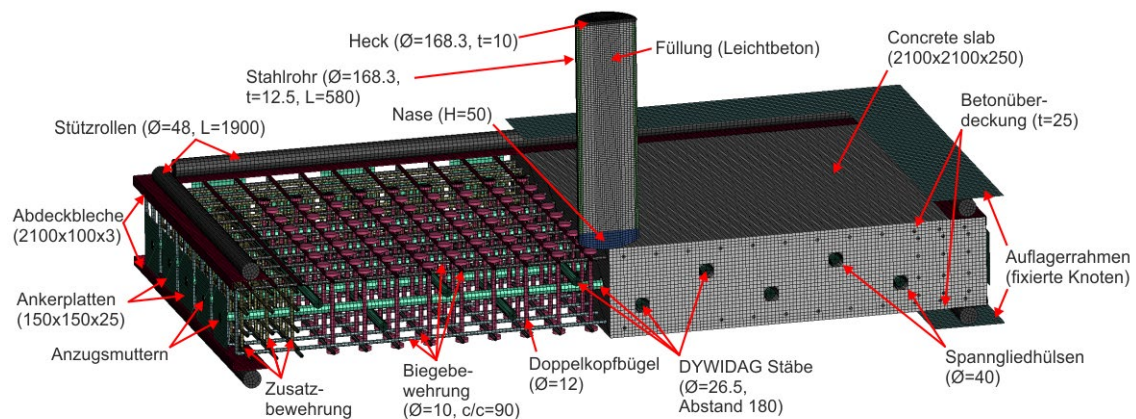


Abb. 5.7 Rechenmodell für LS-DYNA zur Simulation von VTT-Versuchen der P-Reihe (Maße in mm)

Details zur Methode der Abbildung der Vorspannung werden in Abb. 5.8 veranschaulicht. Die Vorspannelemente (ELFORM 9) sind über gemeinsame Knoten mit der Ankerplatte und dem Spannglied verbunden. Zur Verteilung der Kräfte über insgesamt sechs Knoten der Ankerplatte wurden zur Stabilisierung der Simulation im konkreten Fall Starrkörperspinnen verwendet. Das Spannglied verläuft innerhalb einer Hülse. Diese wird im Fall ohne Verbund von Spannglied und Beton explizit als Hohlraum simuliert, wobei ein Kontakt zwischen Beton und Spannglied definiert ist. Dieser Kontakt wird während der starken Verformungen beim Eindringen des Projektils aktiviert. Im Fall mit Verbund von Spannglied und Beton wird nach Anspannen und dynamischer Relaxation eine Kopplung von Spannglied und Beton über die Option *Constrained_Beam_in_Solid vorgenommen. Die Einleitung der Kräfte erfolgt über den Kontakt von Ankerplatten und Beton.

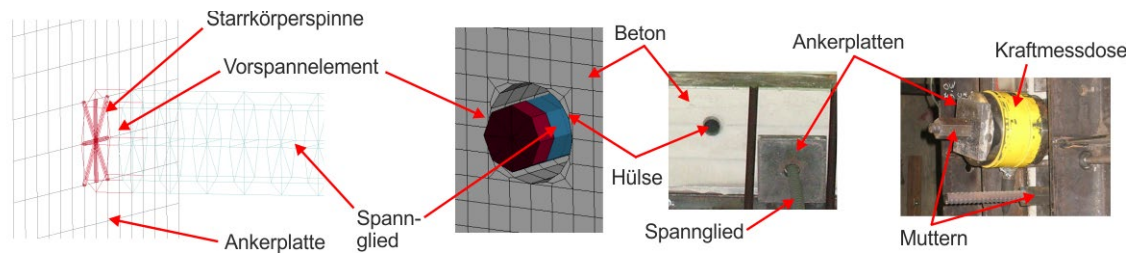


Abb. 5.8 Details zur Abbildung der Vorspannung in Simulationen zu VTT-Versuchen der P-Reihe

Die Aufbringung der Vorspannung erfolgte in den Versuchen gemäß einer Sequenz des Spanngliedherstellers, wobei der Zielwert der Vorspannkraft 500 kN betrug. Zunächst erfolgte eine Anspannung der vertikalen Spannglieder auf die Hälfte des Zielwertes, wobei beginnend von den äußeren Spanngliedern in alternierender Reihenfolge endend bei den inneren Spanngliedern angezogen wird. Anschließend wird mit den horizontalen Spanngliedern entsprechend verfahren. In der Folge wird die Sequenz wiederholt, bis in jedem Spannglied der Zielwert der Vorspannkraft erreicht ist. Während der Anspannphase der Versuchsplatten wurden an ausgewählten Spanngliedern die Vorspannkraft über Kraftmessdosen (KMD) gemessen (vgl. Abb. 5.8). Diese Daten eignen sich für Validierungszwecke. Exemplarisch für einen Fall ohne Verbund von Spannglied und Beton vergleicht Abb. 5.9 numerisch berechnete axiale Kräfte mit KMD-Signalen. Es wird hierbei lediglich ein ausgewähltes Spannglied betrachtet. In den Simulationen erfolgt die Anspannung auf einer anderen Zeitskala. Innerhalb von 0,5 ms wird entlang einer Rampenfunktion die Vorspannung erhöht. Im Anschluss erfolgt die dynamische Relaxation über einen Zeitraum von 4,5 ms mittels globaler statischer Dämpfung. Zum Anspannen der 20 Spannglieder ist mit dieser detaillierten Sequenz ein Simulationszeitraum von 200 ms erforderlich. Daher wurde eine einfache Sequenz erprobt, bei der sämtliche Spannglieder unmittelbar bis zum Zielwert der Vorspannkraft angezogen werden. In den Versuchsdaten ist ein Nachlassen der Vorspannkraft zu beobachten, welches auf der Zeitskala der Simulation nicht auftritt. Als wesentlich für die Durchführung von Aufprallsimulationen wird der Vorspanneffekt im Einwirkungsbereich des Projektils angesehen. Für ein Betonelement, welches sich zentral in der Mittenebene der Versuchsplatte befindet, vergleicht Abb. 5.9 den mit den beiden Anspannsequenzen berechneten Zeitverlauf des hydrostatischen Drucks. Es zeigt sich, dass die Unterschiede bezüglich des Endwertes vergleichsweise gering sind.

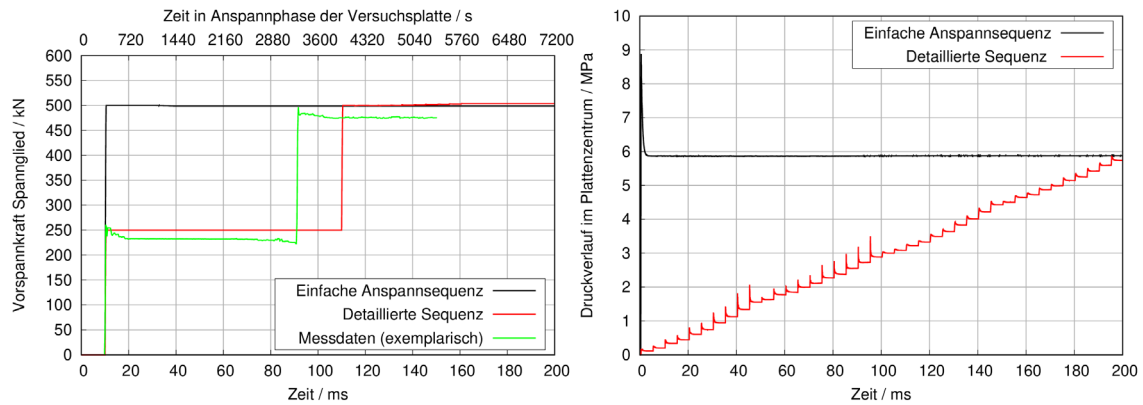


Abb. 5.9 Zeitlicher Kraftverlauf im Spannglied (links) und zeitlicher Druckverlauf im Plattenzentrum (rechts) in Simulationen von VTT-Versuchen der P-Reihe

Abb. 5.10 vergleicht im Schnittbild berechnete Konturen des hydrostatischen Drucks nach dem Anspannvorgang für die beiden simulierten Anspannsequenzen. Es zeigen sich lediglich geringe Unterschiede. Die Aufprallsimulationen wurden daher aus pragmatischen Gründen mit der einfachen Sequenz zur Aufbringung der Vorspannung simuliert.

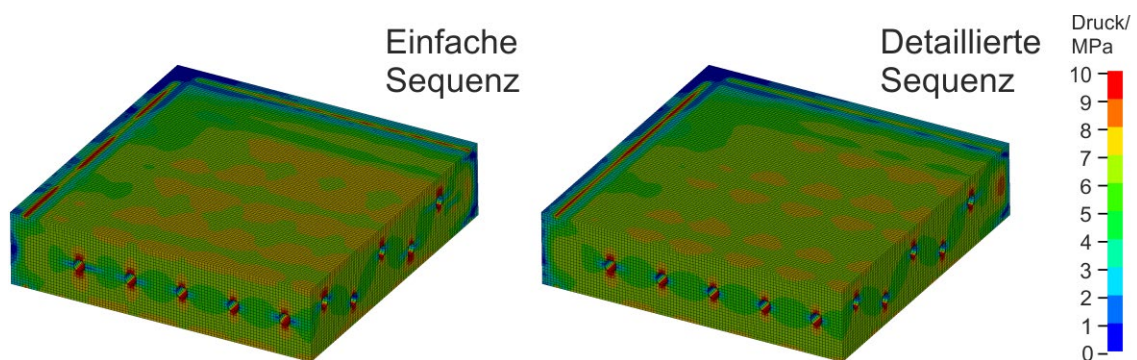


Abb. 5.10 Konturen des Drucks im Beton nach der Anspannphase in Simulationen von VTT-Versuchen der P-Reihe

6 Kontaktdetonation

6.1 Simulation der Versuche von Zhao et al. /ZHA 19/, /ZHA 21/

In Abb. 6.1 ist der grundsätzlich experimentelle Aufbau dargestellt. Die Probenplatte wird auf einen Rahmen gelegt und dort festgeklammert. Auf der Platte liegt die Sprengladung in der Mitte. Genaue Informationen über die Sprengladung gibt es in den Veröffentlichungen von Zhao leider nicht. Es wird nur gesagt, dass es sich um eine Emulsion handelt, deren Wirkung mit 280 g TNT vergleichbar ist. Über verschiedene Sensoren wird die Auslenkung der Platte und die Beschleunigung an unterschiedlichen Positionen gemessen.

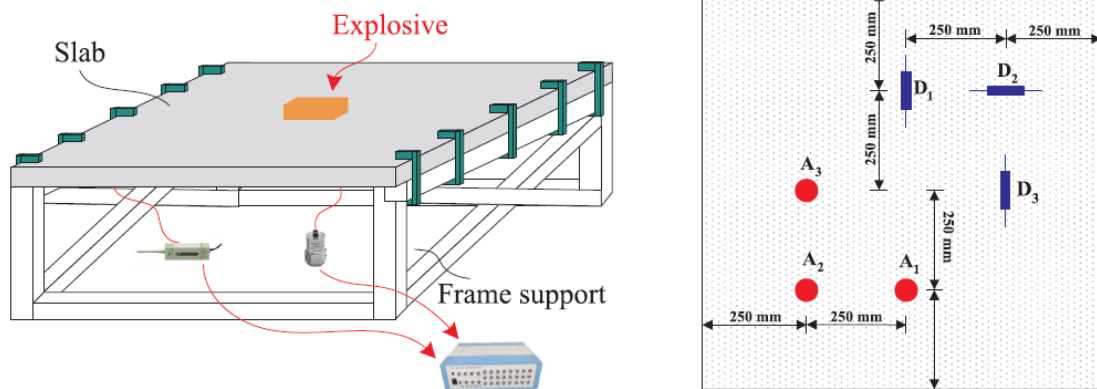


Abb. 6.1 Experimenteller Aufbau der Zhao-Versuche zu Kontaktdetonationen (links) und Position der Sensoren für Verschiebung D1, D2, D3 und Beschleunigung A1, A2, A3 (rechts) (Abbildung aus /ZHA 19/)

In Abb. 6.2 und Abb. 6.3 sind zwei unterschiedliche Probenplatten dargestellt, die im Rahmen von Parameterstudien genauer untersucht werden sollen. Die eine Betonplatte ist durch eine Stahlbewehrung verstärkt (RC, siehe Abb. 6.2), die andere ist eine Komposit-Struktur aus zwei Stahlplatten außen und einer Betonfüllung in der Mitte (SCS, siehe Abb. 6.3). Die Stahlplatten wurden noch durch zusätzliche Stahlstifte mit dem Beton verbunden. Weitere Konfigurationen der Zielstruktur sind mit CSC (Center Steel-Concrete) mit einer Stahlplatte in der Mittenebene sowie SSSC (Single-Side Steel-Concrete) mit einer Stahlplatte auf der Rückseite der Targetstruktur.

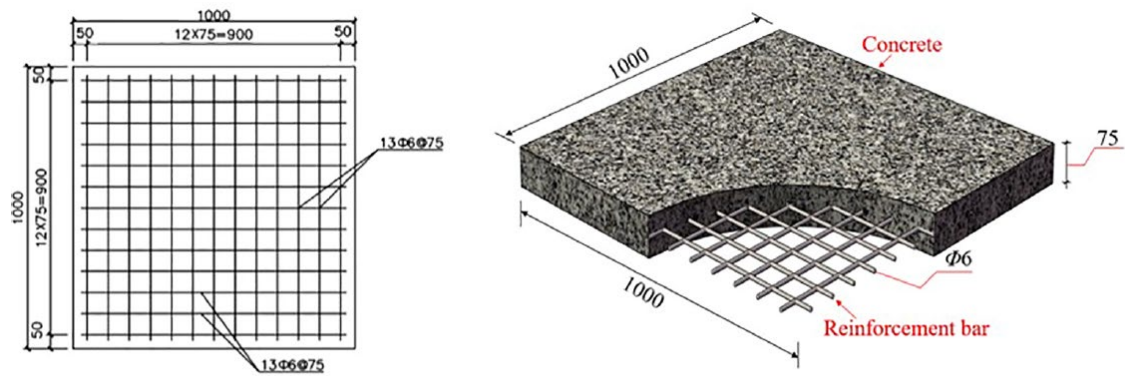


Abb. 6.2 RC-Struktur (Reinforced Concrete) für die Kontaktdetonationsversuche nach Zhao (Bild aus /ZHA 21/)

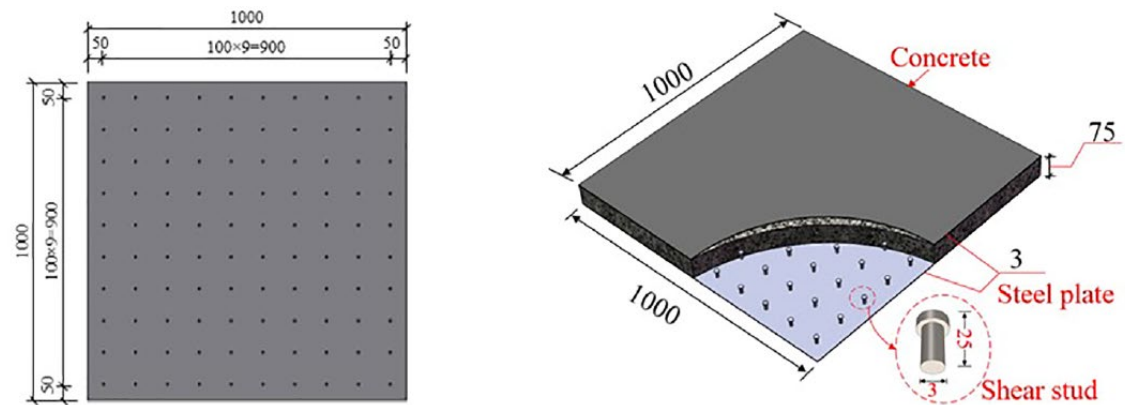


Abb. 6.3 SCS-Struktur (Steel-Concrete-Steel) für die Kontaktdetonationsversuche nach Zhao (Bild aus /ZHA 21/)

Versagensbilder der Versuche von Zhao et al. sind in Abb. 6.4 zusammengefasst. Es lassen sich folgenden Schadensklassen feststellen:

- RC: Perforation der Targetstruktur mit Betonauswurf auf beiden Seiten. Die Bewehrungsstäbe im Einwirkungsbereich sind stark verformt, jedoch nicht durchtrennt
- SSSC: Abplatzung von Beton auf der Frontseite, Auflösung des Verbundes von Stahlplatte und Beton und Ausbauchung der Stahlplatte
- CSC: Abplatzung von Beton auf Front- und Rückseite, keine Auflösung des Verbundes von Stahlplatte und Beton
- SCS: Lokale Schädigung der frontseitigen Stahlplatte, Fragmentierung des Betons im Einwirkungsbereich, Ausbauchung der rückseitigen Stahlplatte

RC (Frontseite)



SSSC (Frontseite)



CSC (Frontseite)



CSC (Rückseite)



SCS (Ansicht
seitlich)

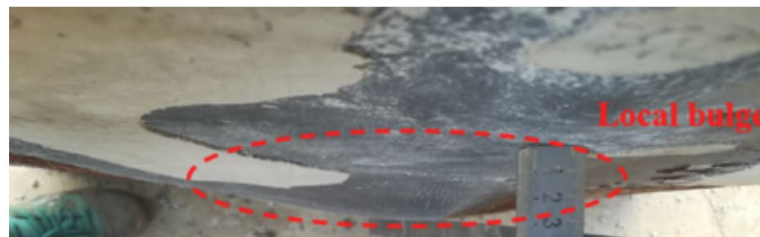
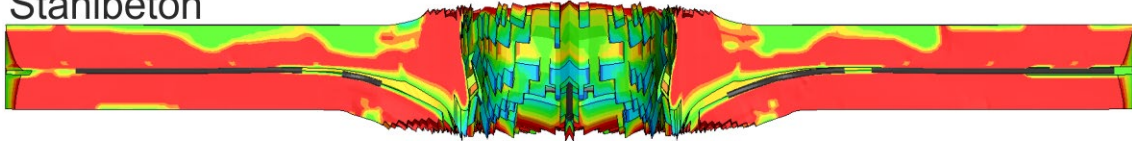


Abb. 6.4 Versagensbilder der Versuche von Zhao et al. (Abbildungen aus /ZHA 19/ und /ZHA 21/)

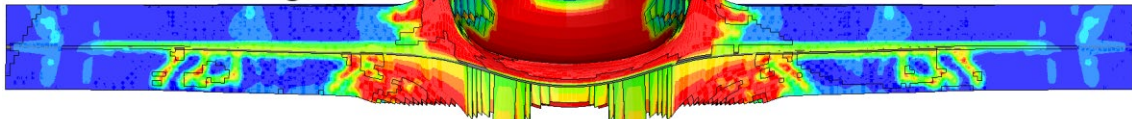
Die Referenzsimulationen wurden mit dem Rechenprogramm LS-DYNA unter Verwendung des RHT-Modells für Beton und der Verwendung des MMALE-Solvers durchgeführt. Bezüglich der Materialmodelle und der Methode der Lastaufbringung wurden Parameterstudien durchgeführt. Zur Illustration der Schädigung sind in Abb. 6.5 Konturen des Schädigungsparameters des RHT-Modells im Targetquerschnitt dargestellt. Die

numerisch prognostizierten Schadensbilder stimmen zufriedenstellend mit den Beobachtungen der Sprengversuche überein.

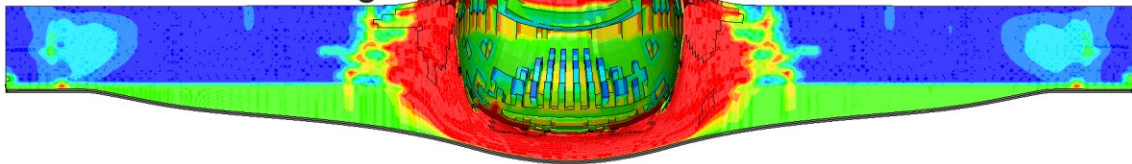
Stahlbeton



Stahlblech mittig



Stahlblech rückseitig



Stahlblech beidseitig

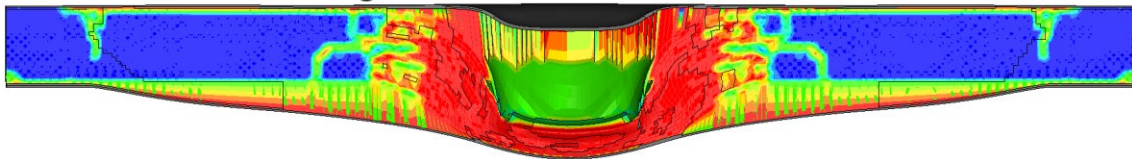


Abb. 6.5 Schadensbilder in Simulationen zu Versuchen von Zhao et al. in den Querschnitten der Targetstrukturen

In Abb. 6.6 werden die Schadensbilder für die RC-Struktur mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Bei den Simulationen wird der Schädigungsparameter des RHT-Betonmodells angezeigt. In beiden Simulationen entsteht ein vergleichbares Loch im Beton. Dieses ist jedoch etwas kleiner als das Loch im Experiment, der Schaden an der Betonstruktur wird also etwas unterschätzt.

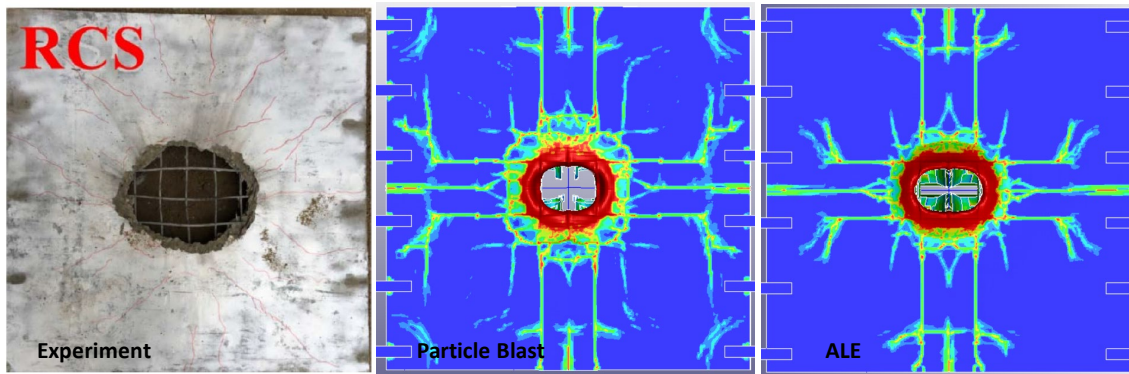


Abb. 6.6 Vergleich der Schadensbilder für die RC-Struktur (links: Experiment, Mitte: Particle Blast, rechts: ALE) in Simulationen zu Versuchen von Zhao et al.

Um den Einfluss des Betonmodells auf die Simulationsergebnisse zu untersuchen, wurde eine weitere Simulation mit dem Karagozian&Case (K&C)-Betonmodell durchgeführt. In Abb. 6.7 findet sich das Schadensbild im Vergleich. Beim K&C-Modell gibt es keinen Damage-Value, deshalb wird hier nur der rein visuelle Eindruck verglichen. Es zeigt sich beim K&C-Modell ein kleineres Loch im Beton. Rein vom optischen Eindruck stimmt das Schadensbild des RHT-Modells besser mit dem Experiment überein.

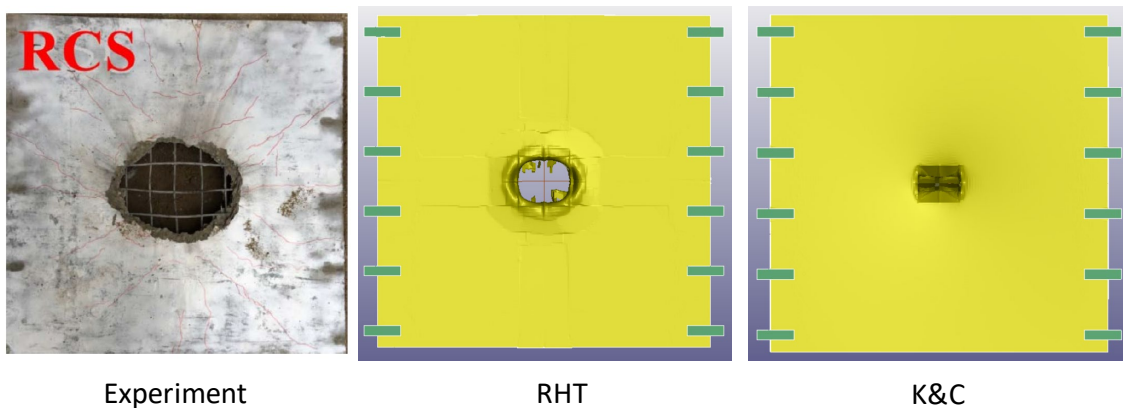


Abb. 6.7 Einfluss des Betonmodells auf das Schadensbild in Simulationen zu Versuchen von Zhao et al.

Als weitere Methode zur Lastaufbringung wurde die Smoothed-Particle-Hydrodynamics-Methode (SPH) getestet. Bei dieser Methode wird das TNT durch Partikel repräsentiert, welche die Eigenschaften (Dichte, Geschwindigkeit, Energie) speichern. SPH ist eine gitterfreie Methode, die auf der Lagrange-Formulierung basiert. Im Gegensatz zur Particle-Blast-Methode werden die Eigenschaften der Partikel durch eine Glättungsfunktion (auch Kernel genannt) über die benachbarten Partikel gemittelt.

In Abb. 6.8 ist die Auslenkung für die obere Stahlplatte für verschiedene Methoden der Lastaufbringung dargestellt. Insgesamt ist die Verformung der Stahlplatte in den Simulationen ähnlich zum Experiment. Allerdings unterschätzen alle Simulationen die Länge bzw. Breite der Einbuchtung in der Stahlplatte etwas. Keine der Simulationen berechnet einen Riss in der Stahlplatte, welcher im Experiment beobachtet wurde. Die Auslenkung der unteren Stahlplatte ist in Abb. 6.9 dargestellt. Hier zeigt sich in der Plattenmitte wieder eine stärkere Auslenkung bei der PB-Methode. Ein quantitativer Vergleich mit dem Experiment ist aufgrund der Bilder nicht möglich.

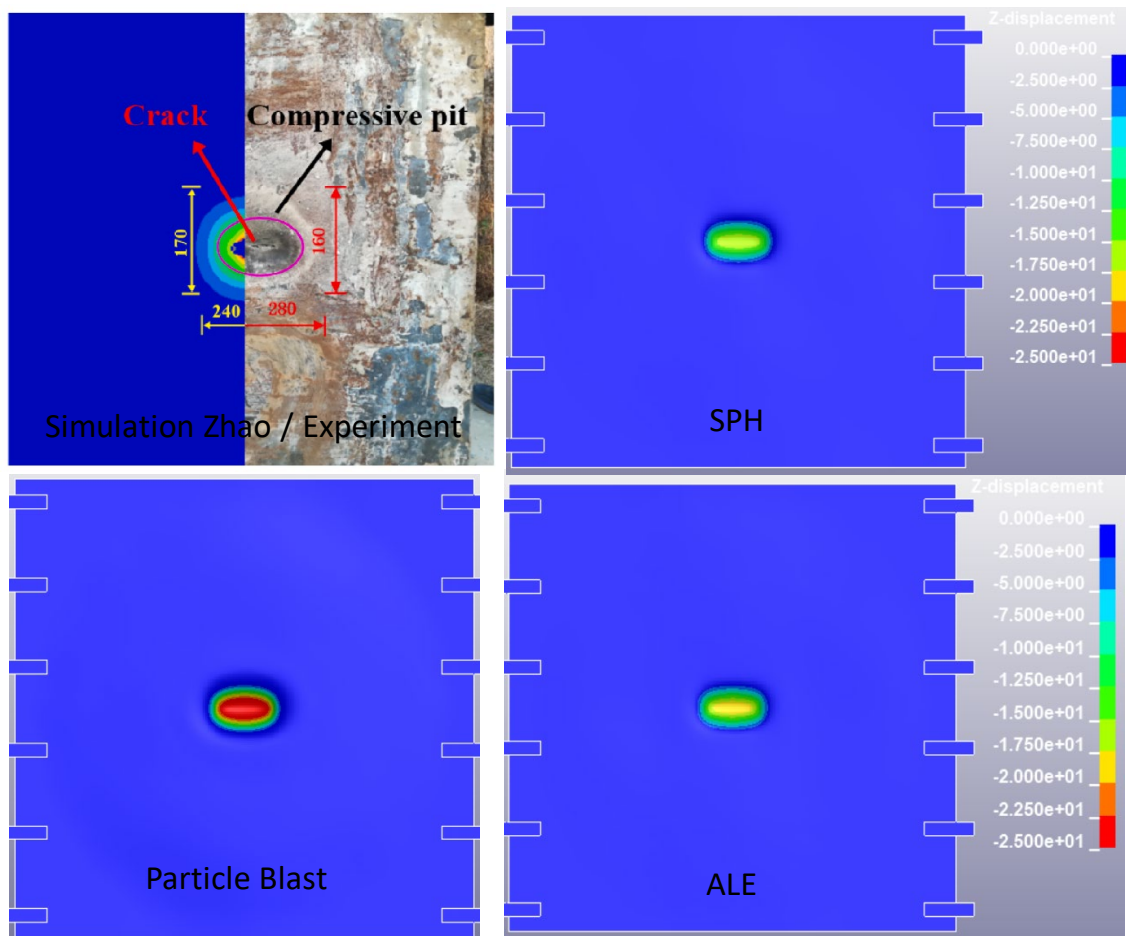


Abb. 6.8 Vergleich der Auslenkung für die obere Stahlplatte der SCS-Struktur

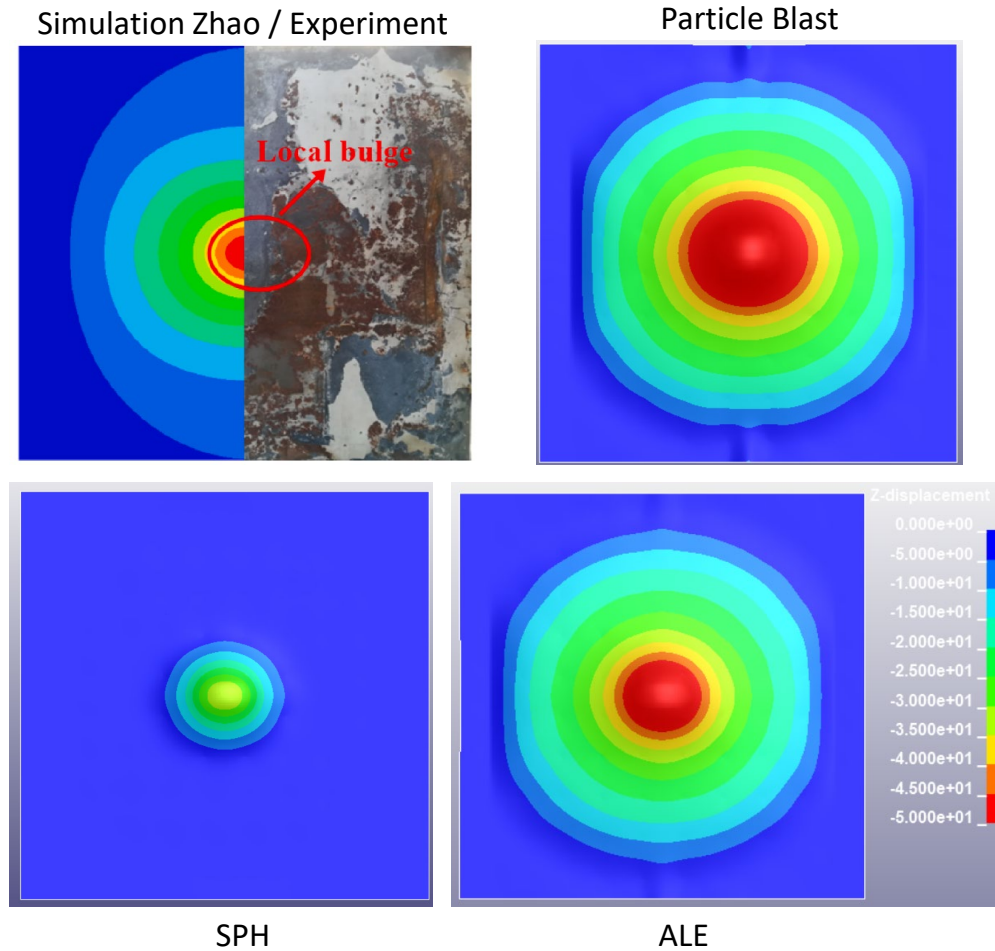


Abb. 6.9 Vergleich der Auslenkung für die untere Stahlplatte der SCS-Struktur

In Abb. 6.10 ist die Auslenkung der Betonplatte für die unterschiedlichen Betonmodelle dargestellt. Es zeigt sich, wie bei der RC-Struktur (siehe Abb. 6.7) eine geringere Auslenkung bzw. Schaden an der Betonplatte, wenn das K&C-Betonmodell verwendet wird.

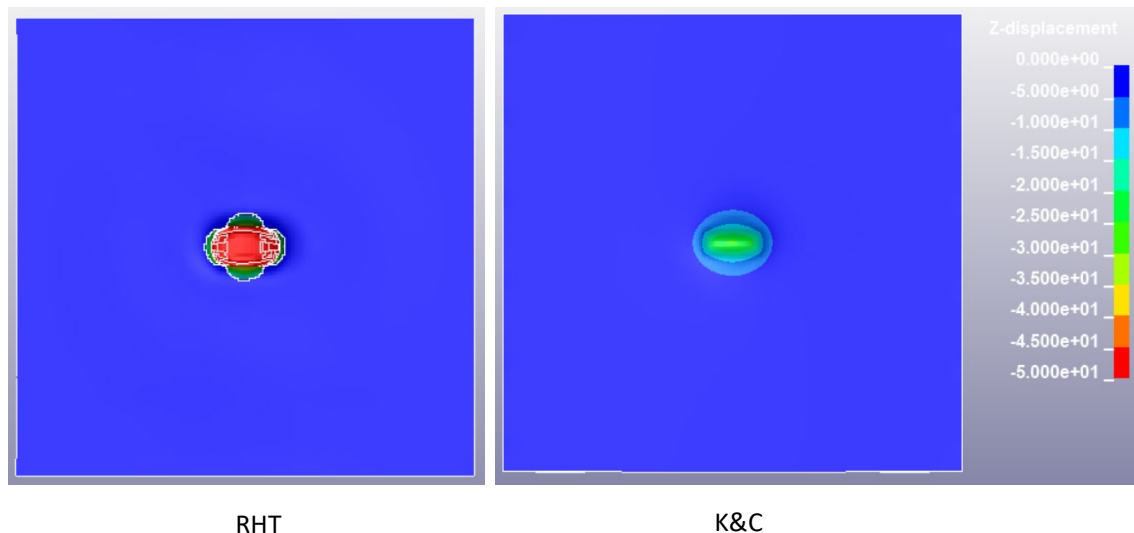


Abb. 6.10 Vergleich der Auslenkung für die Betonplatte der SCS-Struktur (links: RHT-Betonmodell, rechts: K&C-Betonmodell)

Fazit: von den Zhao-Versuchen zu aufgelegten Ladungen wurden Rechnungen zu RC-, SSSC-, CSC- und zu SCS-Strukturen durchgeführt. Hierbei wurden unterschiedliche Methoden zur Ladungsmodellierung gewählt (ALE, PBM, SPH). Weiterhin wurden unterschiedliche Betonmodelle getestet (RHT, K&C). Die sich ergebenden Schadensbilder sind bei allen Rechnungen qualitativ ähnlich zum Experiment, teilweise wird die Lochgröße im Beton etwas unterschätzt. Ein genauer qualitativer Vergleich ist nicht möglich. Bei der Simulation der Auslenkung an den drei Monitorpunkten gibt es größere Abweichungen zwischen Simulationen und Experiment. Jedoch liegen alle Monitorpunkte außerhalb der Plattenmitte, die eigentlich maßgeblich für das Geschehen ist. Eine klare Tendenz gibt es bei diesen Messpunkten nicht. Bei den RC-Versuchen wird die Auslenkung unterschätzt und bei den SCS-Versuchen überschätzt. In einem Fall ist die ALE-Methode näher am Experiment, im anderen Fall die PB-Methode. Insofern kann (für die Zhao-Experimente) keine klare Empfehlung für eine Methode abgeleitet werden.

6.2 Simulation von Versuchen zum Skaleneffekt bei Kontaktdetonation nach /CAI 22/

Zur Thematik des Skaleneffektes von Stahlbetonplatten unter Belastungen durch Kontaktdetonation wurden von Cai et al. /CAI 22/ Sprengversuche durchgeführt. Im Rahmen des Vorhabens UMRS1616 wurden insgesamt drei Größenskalen dieser Versuchsreihe nähergehend numerisch untersucht. Die wesentlichen geometrischen Parameter sind in Tab. 6.1 aufgeführt. Es werden jeweils quaderförmige TNT-Ladungen verwendet. Die

Zündung der Ladung erfolgt jeweils im Massenschwerpunkt. Bezüglich der Parameter Plattendicke, Lateralabmessungen der Platte, Spannweite der Auflagerung, Bewehrungsstababstand, Größtkorndurchmesser und Betonüberdeckung der Bewehrung erfolgte eine geometrische Skalierung. Bei den Bewehrungsstabdurchmessern ist diese nicht möglich. Die Simulationen wurden mit identischen Parametersätzen für die Materialmodelle von Beton und Bewehrungsstahl durchgeführt.

Tab. 6.1 Parameter der simulierten Sprengversuche zum Skaleneffekt

Ver- such	Dicke / mm	Länge, Breite / mm	Ø Beweh- rung / mm	Stabab- stand / mm	Betonüber- deckung / mm	Geometrie Ladung / mm	Ladungs- menge W / g
1	80	525 x 525	6	28	12,5	25x12,5x25	12,5
2	160	1050 x 1050	8	56	25	50x25x50	100
3	320	2100 x 2100	16	112	50	100x50x100	800
5	80	525 x 525	6	28	12,5	25x25x25	25
6	160	1050 x 1050	8	56	25	50x50x50	200
7	320	2100 x 2100	16	112	50	100x100x100	1600

Für die experimentellen Untersuchungen wurde ein Skaleneffekt ausgewiesen. Abb. 6.11 vergleicht die Schadensbilder auf Front- und Rückseite der Platten für die größeren Ladungen in den Versuchen 5 – 7. Die Durchmesser der von rückseitigen Abplatzungen betroffenen Flächen skalieren nicht gemäß des Skalenfaktors und nehmen stattdessen mit der Plattendicke überproportional zu.

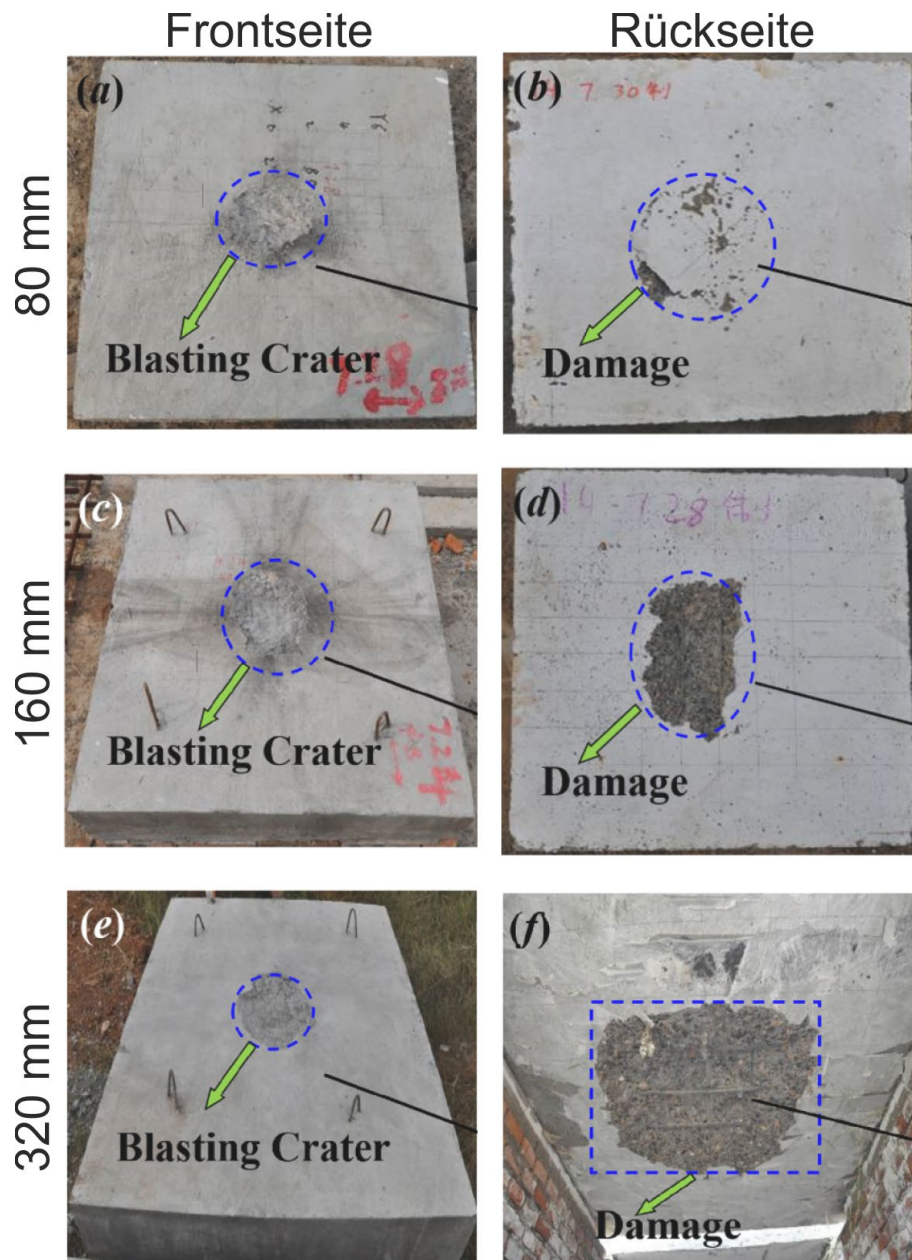


Abb. 6.11 Schadensbilder der Platten in den Versuchen 5 – 7 /CAI 22/

Die numerischen Simulationen wurden mit dem Rechenprogramm LS-DYNA und der Verwendung des RHT-Modells für Beton sowie des Johnson-Cook-Modells für Bewehrungsstahl durchgeführt. Anhand kubischer Probenkörper wurde eine Druckfestigkeit von 38 MPa ermittelt. Aus pragmatischen Gründen wurden die Simulationen für den bestehenden Parametersatz CONC-35 /BOR 11/ des RHT-Modells durchgeführt. Der Verbund von Beton und Bewehrung erfolgte über gemeinsame Knoten. Für die kleinste Größenskala (80 mm Plattendicke) betrug die durchschnittliche Elementkantenlänge 3,6 mm. Diese wurde für die Simulationen der Plattendicken 160 mm und 320 mm gemäß der geometrischen Skalierung auf 7,2 mm bzw. 14,4 mm skaliert. Die

Vernetzungseinheit der Fluiddomäne erfolgte für die Simulation der 80 mm dicken Platten mit einer Elementkantenlänge von 1,8 mm und wurde ebenfalls entsprechend skaliert. Simulationen zu Aufprallversuchen mit dem RHT-Modell zeigten, dass bei einer Skalierung der Elementkantenlänge praktisch kein Skaleneffekt zu beobachten war /GRS 23/. In den Simulationsrechnungen wurde daher zusätzlich zu einer Studie mit einer geometrischen Skalierung der Modelle eine Studie mit einer konstanten Elementgröße von 6 mm für die Strukturdomäne und 3 mm für die Fluiddomäne durchgeführt. Abb. 6.12 vergleicht die Druckverläufe aus der Kopplung zwischen Fluid- und Strukturdomäne für die verschiedenen Größenskalen und Vernetzungen. Für eine konstante Elementgröße sind konstante Spitzendrücke zu beobachten. Die Zeiten skalieren nahezu geometrisch. Für skalierte Elementgrößen kommt es zu gewissen Abweichungen bezüglich des Spitzendrucks bei der Simulation der 320 mm dicken Platte.

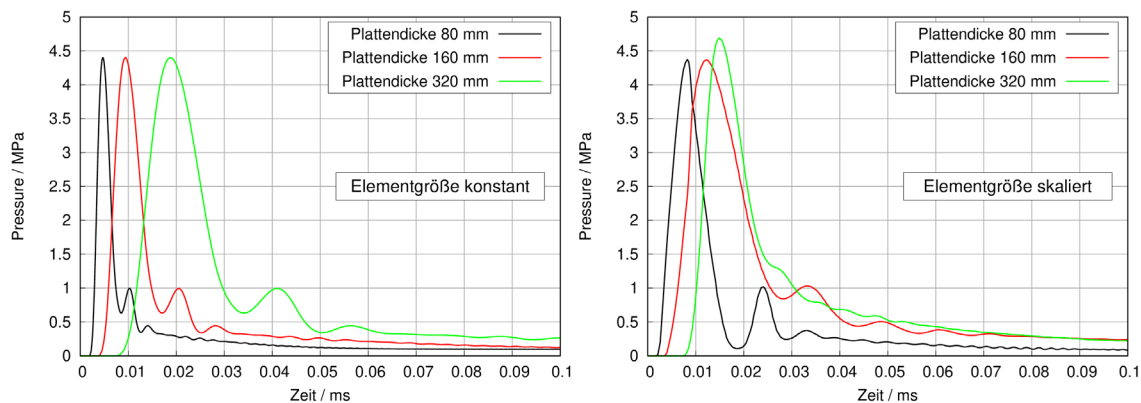


Abb. 6.12 Vergleich der Lasten (große Ladung) in den Simulationen zu Versuchen aus /CAI 22/

Es stehen für die kleine Ladung (Versuche 1 – 3) Messdaten für den zeitlichen Verlauf des Drucks in der Mittenebene der Platte (Tiefe 40 mm, 80 mm bzw. 160 mm) unterhalb der Ladung zur Verfügung. Zusätzlich liegen für die 320 mm dicke Platte Messdaten in einer Tiefe von 80 mm vor, was $\frac{1}{4}$ der Plattendicke entspricht. Diese werden in Abb. 6.13 mit Simulationsergebnissen verglichen, wobei Netz 1 einer konstanten Elementkantenlänge und Netz 2 einer skalierten Elementkantenlänge entspricht. Tendenziell sind die numerisch berechneten Druckverläufe ähnlich, wobei insbesondere für die 320 mm dicke Platte höhere Spitzendrücke für die Simulation mit Netz 1 zu beobachten sind. Die Autoren der experimentellen Studie /CAI 22/ weisen einen proportionalen Anstieg des Spitzendrucks mit der Plattendicke aus. Dieser Effekt wurde im Hinblick auf die Skalengesetze nicht erwartet und ist derzeit nicht nachvollziehbar.

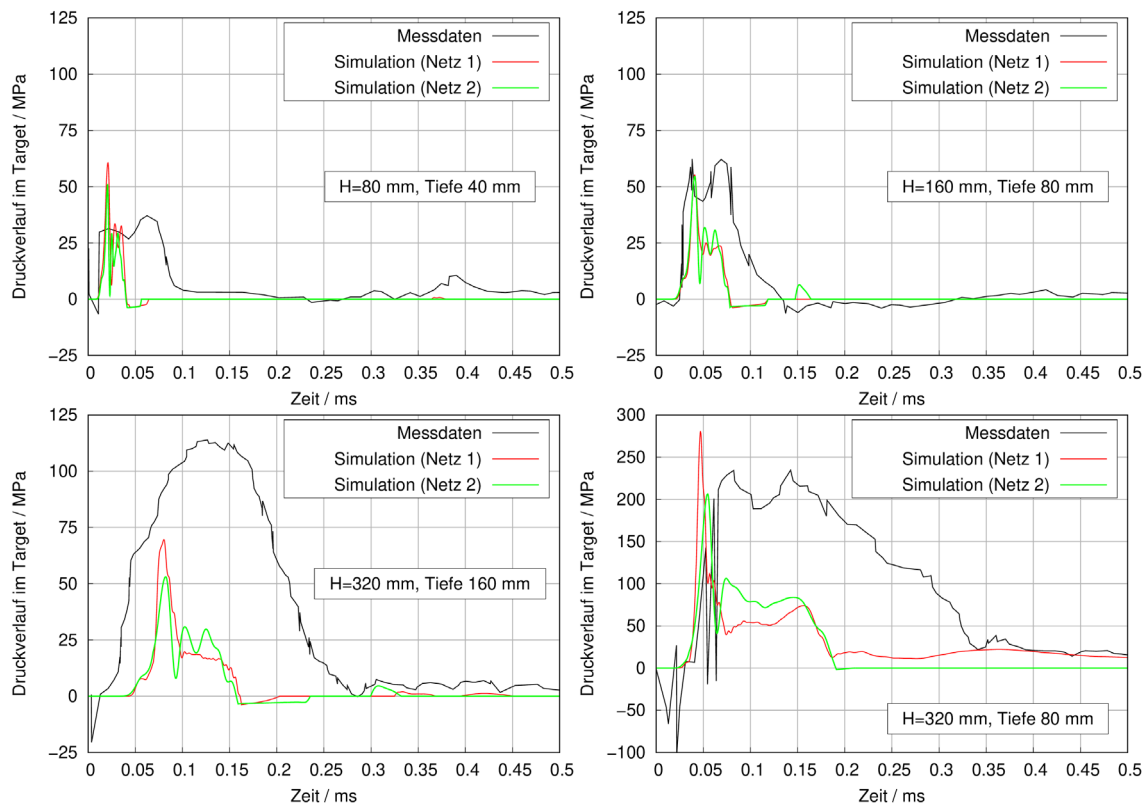


Abb. 6.13 Vergleich von Druckverläufen in den Simulationen zu den Versuchen 1 – 3 aus /CAI 22/

Konturen des Schadensparameters des RHT-Modells sind für die Simulationen zur großen Ladungsmenge (Versuche 5 – 7) in Abb. 6.14 für eine konstante Elementgröße und in Abb. 6.15 für eine skalierte Elementgröße dargestellt. In den Querschnitten ist die Ausbildung eines Stanzkegels erkennbar. Infolge der Reflektion der Druckwelle auf der Rückseite der Platte treten dort Zugspannungen auf, welche zu rückseitigen Abplatzungen führen. In den Simulationen mit konstanter Vernetzung zu den Versuchen 6 und 7 überschreiten einige Elemente sowohl auf den Plattenrückseiten als auch auf den Frontseiten das Erosionskriterium von 200 % effektiver Dehnung. Dies geschieht nicht in den Simulationen mit skalierten Elementgröße, was sich durch die Netzabhängigkeit des RHT-Modells bei Zugversagen /HEC 17/ erklären lässt. Für die Simulationsergebnisse zu skalierten Elementkantenlängen ist praktisch keine Abhängigkeit von der Größenskala erkennbar. Insofern deutet die Ähnlichkeit der Ergebnisse für die Versuche 5 und 6 an, dass die Bewehrungsdichte lediglich einen Nebenparameter für die Prognose des Schadensbildes darstellt.

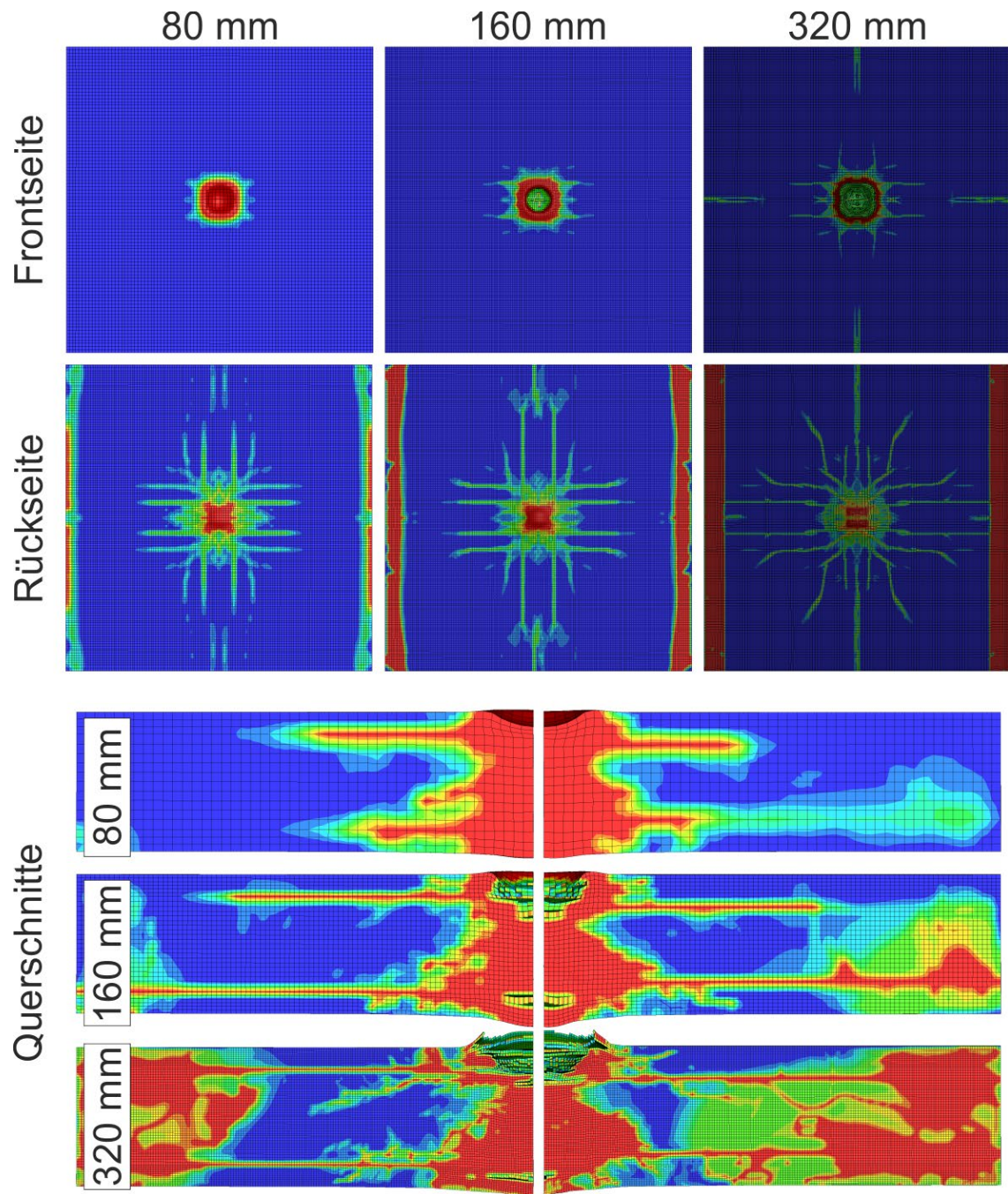


Abb. 6.14 Schadensbilder bei konstanter Elementgröße in Simulation der Versuche von aus /CAI 22/ (Versuche 5 – 7)

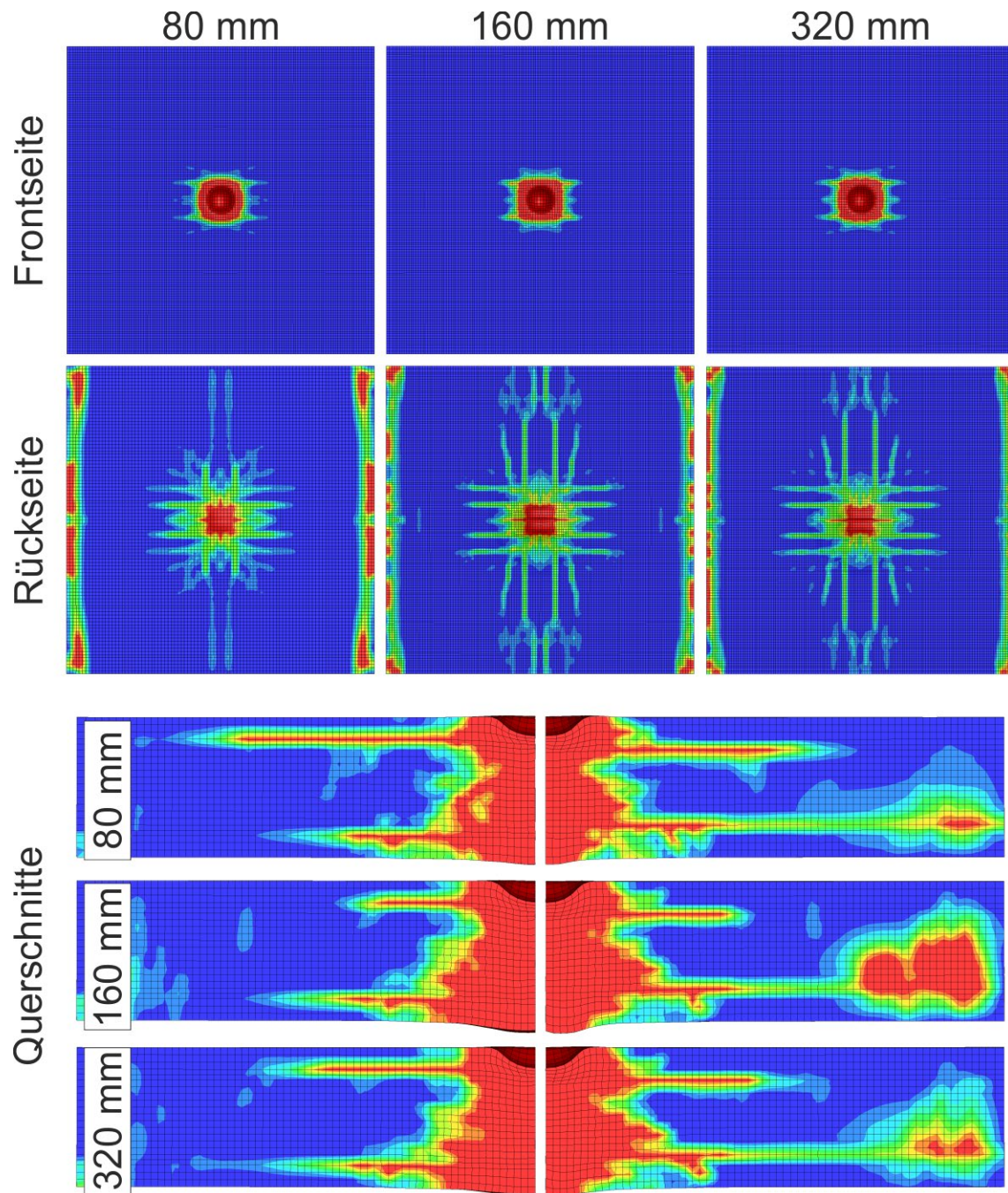


Abb. 6.15 Schadensbilder bei skaliertem Elementgröße in Simulation der Versuche von aus /CAI 22/ (Versuche 5 – 7)

6.3 Vergleich mit semi-empirischen Methoden zur Schadensabschätzung bei Kontaktdetonation

Um die Schadenwirkung von Kontaktdetonationen auf Stahlbetonplatten zu beurteilen, bieten sich unterschiedliche Methoden an. Basler /EBP 82/ wertet unterschiedliche Versuche aus und trägt die Ergebnisse in einem Diagramm auf. Hierbei wird auf der

Abszisse der normierte Abstand der Ladung aufgetragen und auf der Ordinate die normierte Plattenstärke. Aus den Versuchen ergeben sich zwei Grenzkurven:

- Grenze für Abplatzungen: $\frac{t}{W^{1/3}} = 0,12 \cdot \left(\frac{r}{W^{1/3}}\right)^{-0,40}$
- Grenze für Durchschlagen: $\frac{t}{W^{1/3}} = 0,093 \cdot \left(\frac{r}{W^{1/3}}\right)^{-0,40}$

Mit Hilfe der Ladungsmenge W , dem Abstand r und der Plattenstärke t kann eine Abschätzung über die Schadenklasse erfolgen. Es ist darauf hinzuweisen, dass r als der Abstand zwischen Ladungsschwerpunkt und Plattenoberseite definiert ist.

Tu et al. stellen in ihren Arbeiten ein analytisches Modell vor, dass die Bildung von Kratern, Abplatzen und Durchschlagen bei Kontaktdetonationen vorhersagt /TU 19/, /TU 22/. Hierbei gehen sie in folgenden Schritten vor:

1. Berechnung des Detonationsdrucks in der Ladung
2. Übertragung der Druckwelle in den Beton
3. Ausbreitung und Abschwächung der Druckwelle im Beton
4. Reflexion der Druckwelle an der Betonrückseite

Für den Fall, dass der lokale Druck die sog. „concrete crushing strength“ überschreitet, wird eine lokale Zerstörung des Betons angenommen. Daraus ergeben sich Kratertiefe und Durchmesser für die Vorder- und Rückseite. Die von Tu et al. angegebenen Gleichungen sind von der GRS in ein Python-Programm (der sogenannte DamageCalculator) übernommen worden. Hiermit lassen sich nun nach Angabe der notwendigen Parameter (insbesondere Länge der Ladung, Betondicke und Druckfestigkeit) die Kratertiefe und die Tiefe einer Abplatzung an der Betonrückseite berechnen. Werden lediglich aufgelegte zylindrische Ladungen verwendet (mit einem Längen-zu-Durchmesser-Verhältnis von 1), so haben diese immer den gleichen normierten Abstand, unabhängig von der Ladungsmenge. Alle Punkte liegen dann im Basler-Diagramm bei einem normierten Abstand von $0,046 \text{ m/kg}^{1/3}$. Die (normierte) Plattenstärke kann aber variiert werden, entweder durch eine dickere Betonplatte oder durch eine kleinere Ladung. In Tab. 6.2 sind die mit dem DamageCalculator der GRS berechneten Werte für unterschiedliche Ladungen bei fester Plattendicke (10 cm) berechneten Werte dargestellt. Es wird auch jeweils eine Aussage getroffen, ob Abplatzen und Durchschlagen der Betonplatte eintritt. Diese Werte wurden in das Diagramm nach Basler eingetragen (siehe Abb. 6.16). Hier findet

sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Aussagen von Tu et al. und Basler. Ergänzend wurden LS-DYNA Simulationen durchgeführt und in Abb. 6.16. mit den Grenzkurven nach Basler verglichen. Hinsichtlich der Schadensklasse Perforation decken sich die Prognosen. Bezüglich der Unterscheidung von Schadensklasse 0 ohne rückseitige Abplatzungen und der Schadensklasse mit Abplatzungen ist die Interpretation der Simulationsergebnisse methodisch schwierig. Hier scheint die Methode von Basler konservativere Ergebnisse zu prognostizieren.

Tab. 6.2 Schadenwirkung mit dem DamageCalculator der GRS nach Tu et al.

Ladung W [kg]	Abstand r [m]	Skal. Abstand $r/W^{1/3}$ [m/kg ^{1/3}]	Platten- dicke [m]	Skal. Plattend. $r/W^{1/3}$ [m/kg ^{1/3}]	Min Krater [m]	Max Krater [m]	Min Spall [m]	Max Spall [m]	Ab- platzen	Durch- schlagen
0.5	0.046048	0.058017	0.1	0.125992105	0.055	0.08	0.046	0.046	Ja	Ja
0.25	0.046048	0.073097	0.1	0.158740105	0.045	0.065	0.041	0.043	Ja	Ja
0.168	0.046048	0.083453	0.1	0.181230062	0.04	0.055	0.041	0.041	Ja	Nein
0.1	0.046048	0.099207	0.1	0.215443469	0.03	0.04	0.04	0.054	Ja	Nein
0.05	0.046048	0.124994	0.1	0.271441762	0.025	0.04	0.028	0.043	Ja	Nein
0.035	0.046048	0.140774	0.1	0.305710709	0.025	0.035	0.022	0.030	Ja	Nein
0.025	0.046048	0.157482	0.1	0.341995189	0.02	0.03	0.000	0.000	Nein	Nein
0.01	0.046048	0.213736	0.1	0.464158883	0.02	0.025	0.000	0.000	Nein	Nein

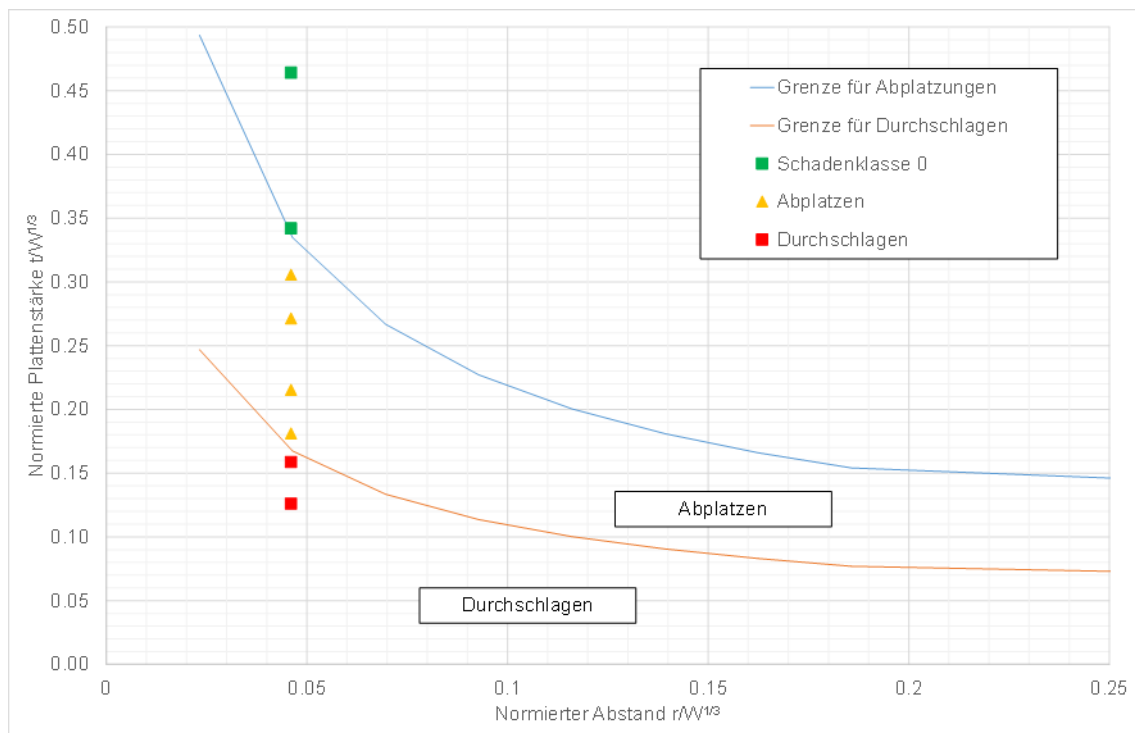


Abb. 6.16 Vergleich der Schadenwirkung nach Basler (Linien) und Tu et al. (Punkte)

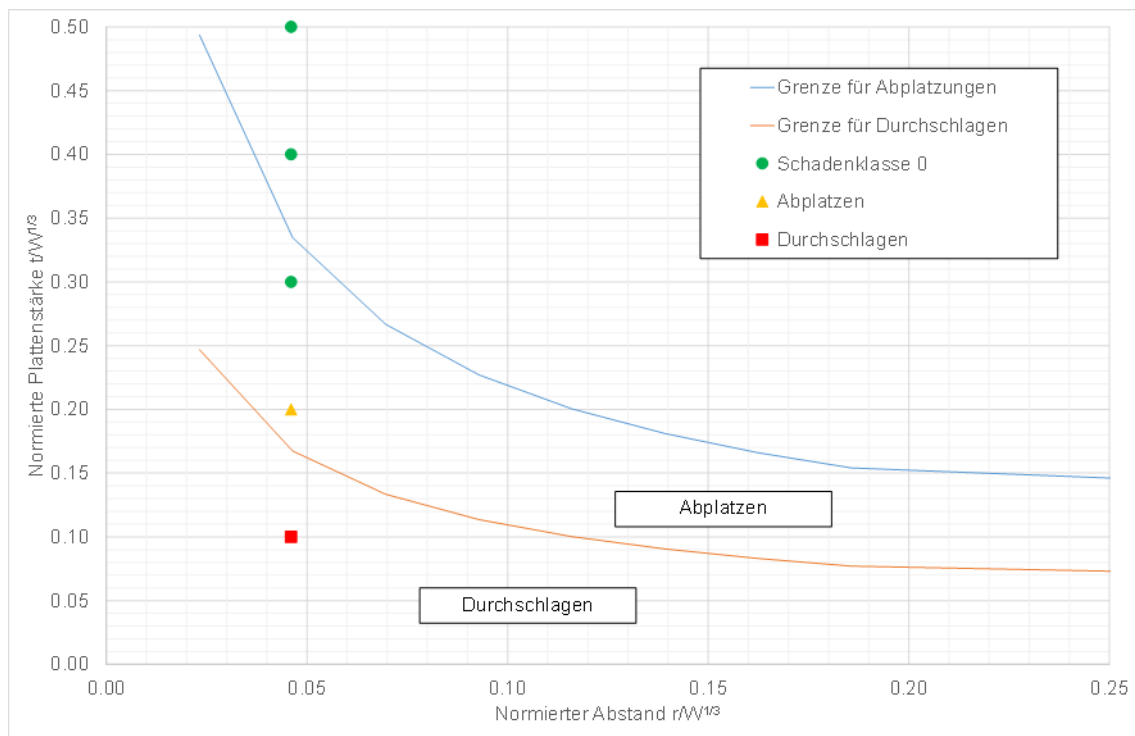


Abb. 6.17 Vergleich der Schadenwirkung nach Basler (Linien) mit LS-DYNA Rechnungen (Punkte)

7 Druckwellenbelastungen

7.1 Simulation von Spannbetonstrukturen unter Druckwellenbelastungen anhand der ASME-Blast-Versuche

Zur Untersuchung der Auswirkungen von Explosionsdruckwellen auf Spannbetonplatten bieten sich die ASME-Blast-Tests /ASM 17/ an, die auch in /ORB 17/ dokumentiert sowie in /BOR 17/ nachgerechnet wurden.

7.1.1 Experimenteller Aufbau

In diesen Versuchen werden acht (nummerierte) Platten verschiedener Bewehrung und Vorspannung den Explosionslasten ausgesetzt. Die Abmessungen betragen 270 mm x 4880 mm x 4880 mm. Die Platten sind mit verschiedenen Druck- und Verschiebungssensoren instrumentiert. Außerdem nimmt eine Hochgeschwindigkeitskamera den Versuchsverlauf auf.

Im Versuch stehen die Platten senkrecht und befinden sich vor einer Kammer. Für die Versuche werden 580 – 1040 kg ANFO in einer Entfernung von 9,1 – 13,7 m gezündet. Dabei wird die Ladung mittels Holzträgern vertikal mittig zur Platte ausgerichtet. Die Form der Ladung ist nahezu würfelförmig. Eine Skizze des Versuchsaufbaus ist in Abb. 7.1 gegeben.

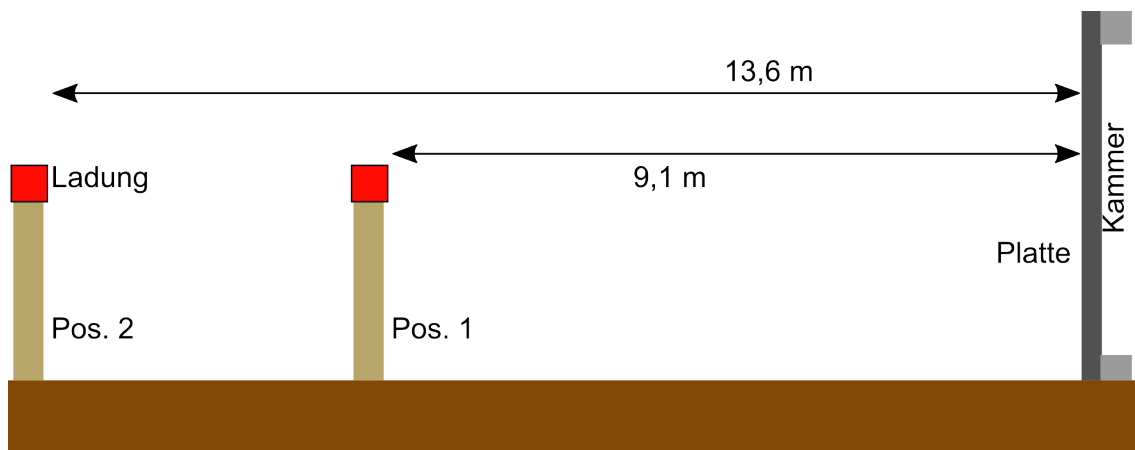


Abb. 7.1 Skizze des Versuchsaufbaus der ASME-Blast-Tests

Für die Plattenbefestigung gibt es zwei verschiedene Varianten. Bei den Tests 3 bis 8 ist ein Rahmen mit Versteifern außen aufgebracht. Dieser Rahmen ragt 279,4 mm über

die Platte hinaus; hinzu kommen die Versteifungselemente, die weitere 76,2 mm darüber hinausragen.

Die Test-Matrix ist in Figure 4 – 10 des ASME-Berichts aufgestellt. Die wichtigsten Daten sind in Tab. 7.1 zusammengefasst. Dabei wurde die metrische Angabe der Masse in Test 2 korrigiert.

Tab. 7.1 Testmatrix für die ASME-Blast-Tests

Blast-Test-Nr.	Platten-Nr.	Design-Typ	Distanz [m]	ANFO-Masse [kg]
1	5	A	9,1	580
2	1	A	9,1	580
3	2	C	13,7	1040
4a	6	C	13,7	770
4b	6	C	13,7	910
5	7	B	13,7	1040
6	3	B	13,7	910
7	4	D	13,7	910
8	8	D	13,7	1040

Die Zünder befanden sich nahe der Mitte der Ladung. Auf Nachfrage wurden detaillierte Sensorinformationen für die Tests 3 und 4a erhalten, daher konzentrieren sich die Nachrechnungen auf diese beiden Fälle.

7.1.2 Versuchsplatten (Typ C)

Der genaue Aufbau der Versuchsplatten ist von entscheidender Bedeutung für die Versuchsnachrechnung. In der Versuchsdokumentation /ASM 17/ werden diese Aspekte im Anhang A zusammengefasst. Die Abmessung einer Platte beträgt 270 mm x 4880 mm x 4880 mm, so dass sich ein Querschnitt an einer Kante von 1,32 m² ergibt. Die Kabelführungen haben einen Querschnitt von 35 x 86 mm. In der einen Richtung sind sie in der Mitte der Plattendicke eingebracht (d. h. 117,5 mm von der Oberfläche entfernt); in der anderen Richtung sind sie abwechselnd zu beiden Seiten der senkrechten Führung angebracht. Beim Plattentyp C gibt es in jede der beiden Orientierungen 18 Kabelführungen. In jeder Kabelführung sind 4 Kabel, die jeweils 4880 mm lang sind, d. h. insgesamt 72 Kabel pro Richtung. Die Spannkabel haben einen Durchmesser von 15 mm und liegen zentriert und gestaffelt in den Führungen; der seitliche Abstand innerhalb des

86 mm messenden Raumes ist nicht angegeben. Es werden 6 mm Abstand zwischen den vier Kabeln und 4 mm Abstand zum Rand angenommen. Die erwartete Relaxation der Verankerung beträgt 6,4 mm. Nach der Relaxation beträgt die Kraft beim höheren Level statt 49,6 kips nur noch 41 kips (182 kN), beim niedrigeren Niveau statt 35 kips nur noch 26,5 kips (118 kN). Die Bewehrung entspricht 12,7 mm Durchmesser (#4 rebar).

7.1.3 Druckmessungen

Drucksensoren liegen für die verschiedenen Tests vor; in digitaler Form konnten sie für die Tests 3 und 4a zur Verfügung gestellt werden. Die Drucksensoren für den reflektierten Druck sind mit P3, P4, P5, P6 und P7 bezeichnet. Die Anordnung dieser Drucksensoren innerhalb der Platte ist in einer Abbildung des Berichts dargestellt; sie befinden sich auf dem Halterungsrahmen am Rand der Platte. Die in metrische Einheiten übersetzte Zeichnung der Positionen ist in Abb. 7.2 gegeben; die genaue Position auf dem Rahmen ist nicht gekennzeichnet.

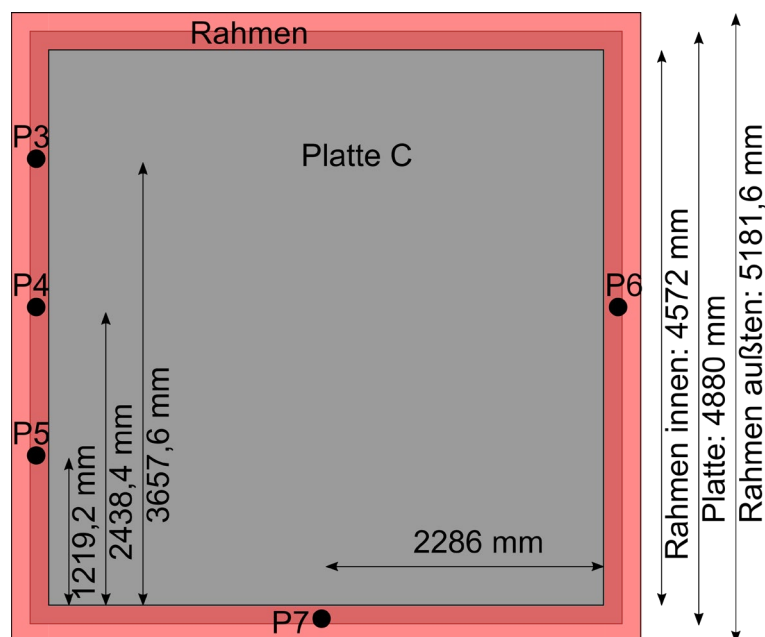


Abb. 7.2 Positionen der Reflektionsdrucksensoren P3 – P7

Der Druckverlauf der beiden Versuche ist in den Abbildungen Abb. 7.3 und Abb. 7.4 dargestellt.

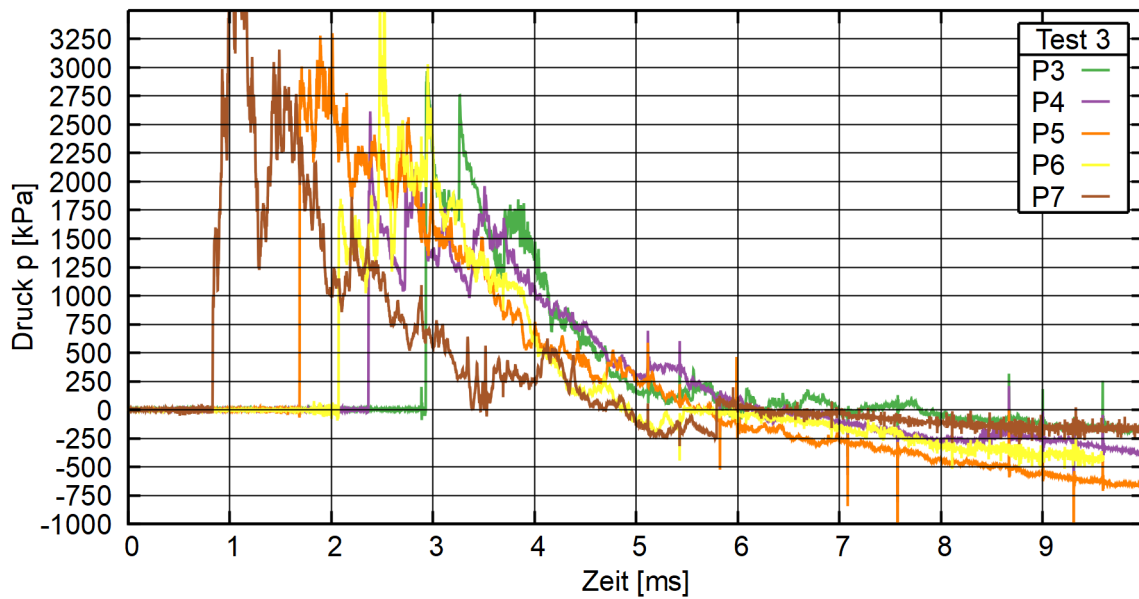


Abb. 7.3 Unkalibrierte Druckdaten des ASME-Test 3

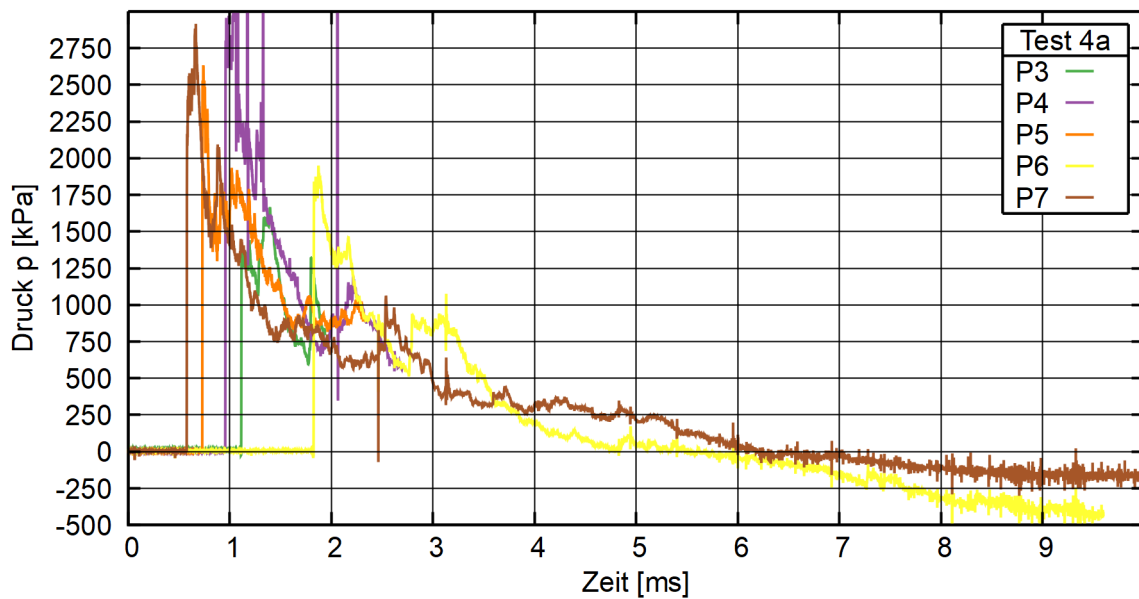


Abb. 7.4 Unkalibrierte Druckdaten des ASME-Test 4a

Aus den Auftragungen ist zu entnehmen, dass zunächst der unterste Messpunkt P7, dann der nächstuntere P5 von der Druckwelle erreicht wird. Dann folgen P4, P6 und P3. In Test 4a wird P6 erstaunlich spät erreicht.

Zu den rohen Messdaten gibt es auch Kalibrierungsansätze, die bei Test 3 den Zeitpunkt als auch den Anfangsdruck betreffen. Diese Kalibrierungen dienen wohl eher der Impulsberechnung.

7.1.4 Modellierung in LS-DYNA

In Abb. 7.5 ist die in LS-DYNA verwendete Geometrie dargestellt. Es handelt sich um die ASME-Platte Typ C, wie er unter anderem in Test 3 und Test 4a verwendet wurde. In der Betonplatte befinden sich eine Stahlbewehrung (oben und unten) sowie die Spannelemente. Die Spannelemente werden über *INITIAL_AXIAL_FORCE_BEAMS mit den Muttern gekoppelt. Die einwirkende Kraft wird von den Muttern auf Ankerplatten und dann auf den Beton übertragen. Abb. 7.6 zeigt eine Mutter und eine Ankerplatte in der Detailansicht.

Bei den vorliegenden Rechnungen wurde die ALE-Methode verwendet. Der Beton wurde aus Solid-Elementen modelliert. Hierbei wurde für den Beton das RHT-Modell genutzt. Weitere Informationen zu den Materialmodellen finden sich in Tab. 7.2. In Tab. 7.3 findet sich eine Auflistung der verwendeten Verbindungstypen zwischen den einzelnen FEM-Elementen. Die Kopplung von ANFO und Luft mit dem Beton wurde mit Hilfe einer *CONSTAINED_LAGRANGE_IN_SOLID-Bedingung hergestellt.

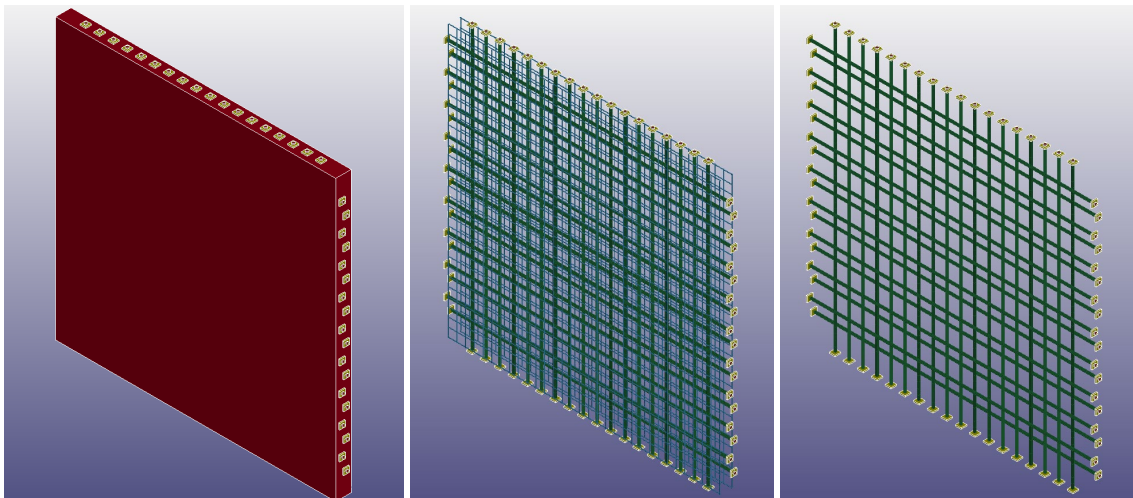


Abb. 7.5 ASME-Platte Typ C (links: Gesamtansicht, Mitte: Bewehrung und Spannelemente, rechts: Spannelemente und Ankerplatten)

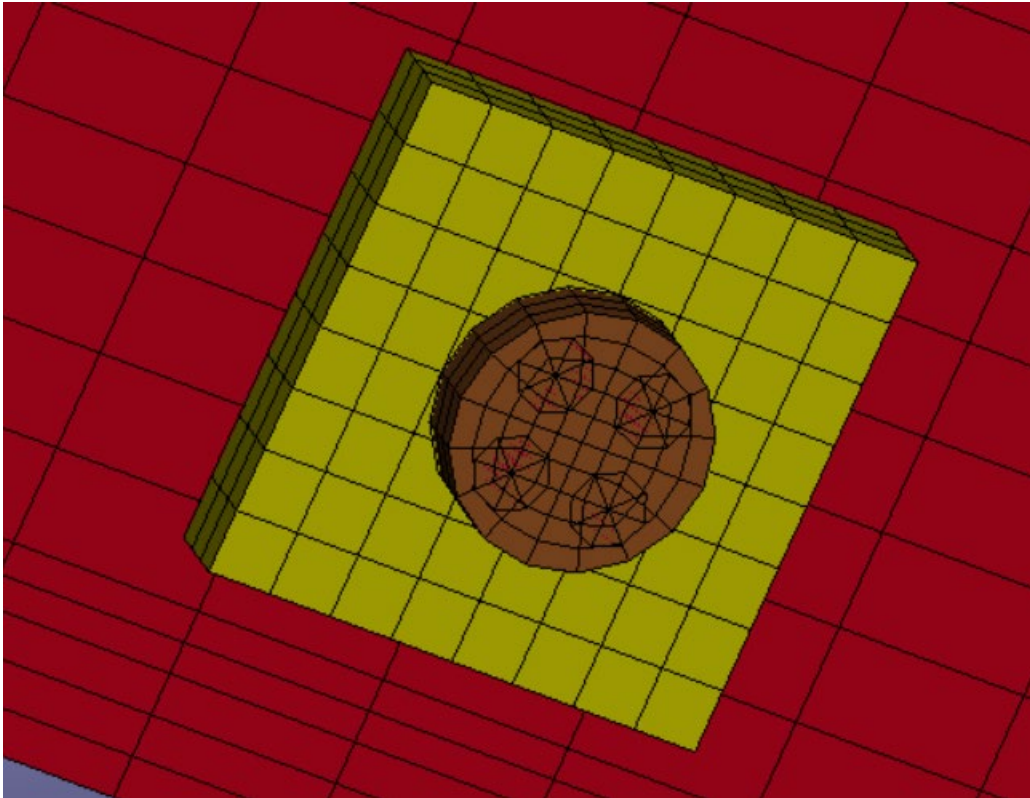


Abb. 7.6 Detailansicht: Mutter und Ankerplatte

Tab. 7.2 Verwendete Materialmodelle zur Simulation der ASME-Versuche

Modellbestandteil	Materialmodell
Beton	RHT (272) / 51,8 MPa
Ankerplatten	ELASTIC (001)
Stahlbewehrung	PLASTIC_KINEMATIC (003)
Spannelemente	SIMPLIFIED_JOHNSON_COOK (098)
Axial Force Beams	SPOTWELD (100)
ANFO	HIGH_EXPLOSIVE_BURN (008)
Luft	NULL (009)

Tab. 7.3 Verbindungstypen der FEM-Elemente für das ASME-Modell

FEM-Elemente	Verbindungstyp
Mutter – Ankerplatten	CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE
Ankerplatten – Beton	CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE
Beton – Stahlbewehrung	Gemeinsame Knoten
Beton – Spannelemente	CONSTRAINED_BEAM_IN_SOLID
Mutter – Axial Force Beam	Gemeinsame Knoten
Axial Force Beams – Spannelemente	Gemeinsame Knoten

Bei den Spannelementen wurden jeweils 4 Stränge pro Mutter verwendet. Die Vorspannung (182 kN pro Strang) wurde mit einem *INITIAL_AXIAL_FORCE_BEAM aufgebracht. Dabei wurde eine LOAD_CURVE für die Kraft verwendet, dann wurde ein *DAMPING_PART_MASS zur Dämpfung genutzt. Erst nach dem Einbringen der Kraft und der Dämpfung der Elemente erfolgte die Kopplung der Spannelemente mit dem Beton durch das Zuschalten von *CONSTRAINED_BEAM_IN_SOLID. Abb. 7.7 zeigt das Aufbringen der Vorspannung auf die Spannelemente. Dargestellt ist die axiale Kraft in der Mitte eines der Beam-Elemente. Bei 5 ms hat die an den Beam-Enden vorgegebene Kraft (182 kN) auch die Mitte des Beam-Elements erreicht und es sind (durch die Dämpfung) keine Schwingungen mehr zu erkennen.

Als Auflager für die Betonplatte wurde ein BOUNDARY_SPC_SET genutzt. Für die Luft wurde als Randbedingung BOUNDARY_NON_REFLECTING (an allen Seiten außer am Boden) verwendet. Um den Diskretisierungsfehler zu verringern, wurde eine Gitterstudie mit unterschiedlich feinen Luft-Gittern durchgeführt. Diese wird im nächsten Abschnitt erläutert.

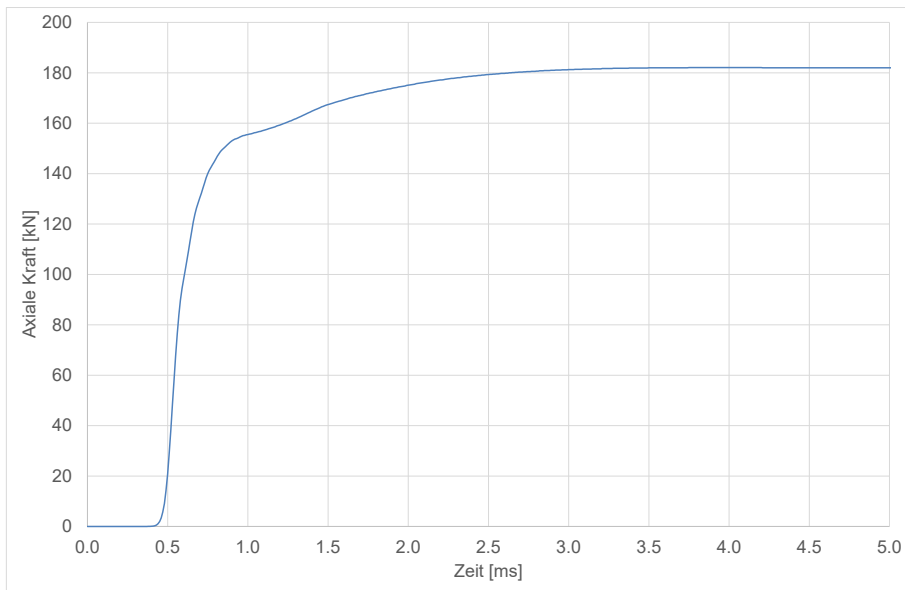


Abb. 7.7 Aufbringen der Vorspannung auf die Spannelemente

7.1.5 Durchführung einer Gitterstudie

Das Luft-Gitter hat einen wesentlichen Einfluss auf die Ausbreitung der durch die Explosion erzeugten Druckwelle. Um diesen Einfluss zu untersuchen und den Diskretisierungsfehler zu verringern, wurden Rechnungen mit unterschiedlich feinen Gittern durchgeführt (siehe Tab. 7.4). Hierbei wurde für das feinste Gitter (Rechnung 1) das Gitter insbesondere in Ausbreitungsrichtung (zur Betonplatte hin) verfeinert.

Tab. 7.4 Durchführung einer Gitterstudie für die Luft

Rechnung	Gitterfeinheit x-Richtung [mm]	Gitterfeinheit y-Richtung [mm]	Gitterfeinheit z-Richtung [mm]
1	25	500	250
2	100	100	100
3	250	250	250

Abb. 7.8 zeigt den Einfluss der Gitterfeinheit auf den maximalen Druck in unterschiedlicher Entfernung vom Zündpunkt. Ein feineres Gitter führt zu einem höheren Druck, da die Druckwellenfront bzw. die Druckspitzen feiner aufgelöst werden können. Diese höheren Druckspitzen führen auch zu einer stärkeren Auslenkung der Spannbetonplatte, wie in Abb. 7.9 zu sehen ist. Allerdings steigt die maximale Auslenkung der Spannbetonplatte bei größerer Gitterfeinheit nicht mehr so stark an wie der maximale Druck (in Abb. 7.8). Ursächlich für die Auslenkung ist nicht nur der maximale Druck, sondern der

gesamte Impuls. Dieser ändert sich anscheinend bei weiterer Gitterverfeinerung nicht mehr so stark wie der maximale Druck. Mit einer Gitterfeinheit von 25 mm in Ausbreitungsrichtung ist noch nicht der Bereich der Gitterunabhängigkeit erreicht. Aufgrund der großen Ausbreitungsstrecke (13,7 m) ist eine weitere Verfeinerung des Gitters wegen der großen Anzahl an Zellen jedoch nicht mehr möglich. Um den Diskretisierungsfehler klein zu halten, wird im Folgenden mit dem feinsten Gitter weitergerechnet.

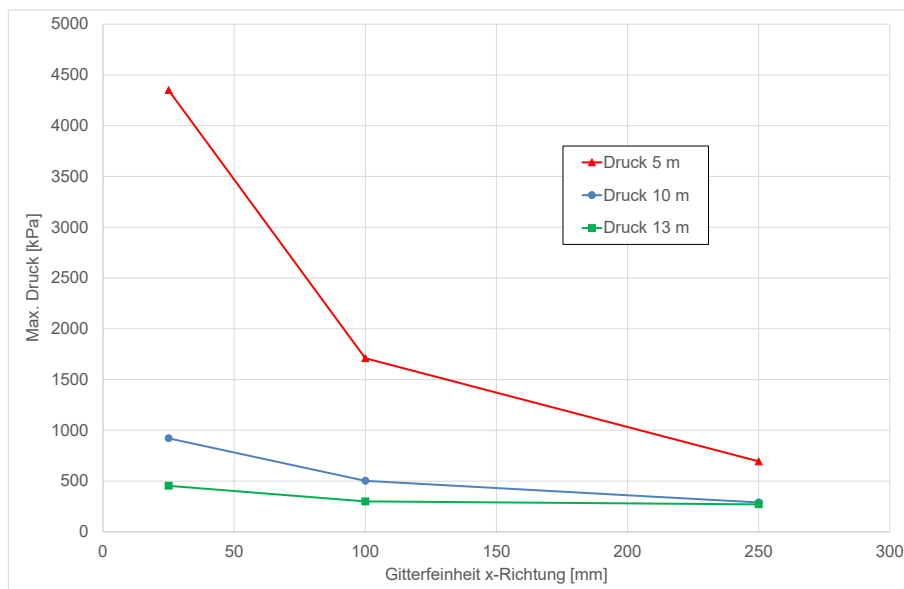


Abb. 7.8 Einfluss der Gitterfeinheit auf den maximalen Druck in unterschiedlicher Entfernung vom Zündpunkt

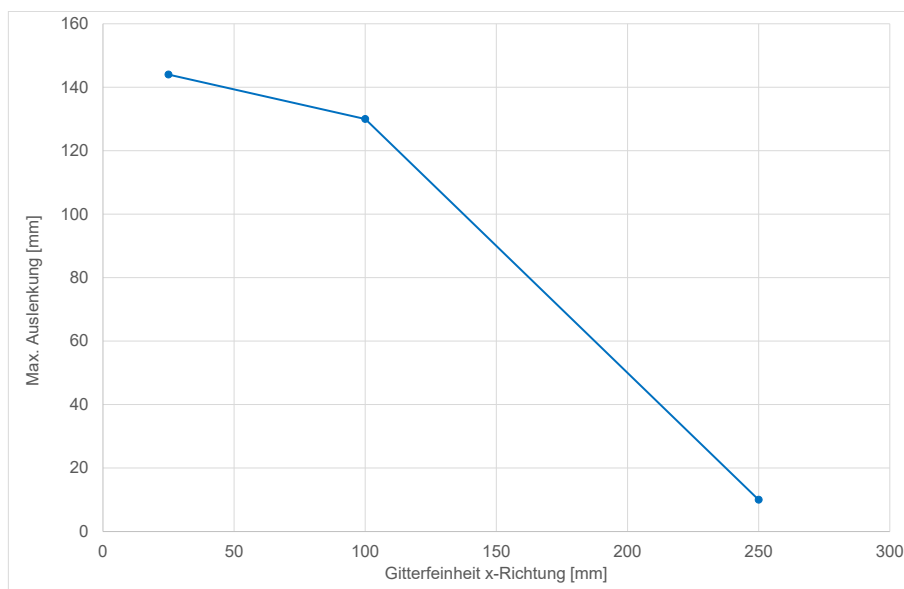


Abb. 7.9 Einfluss der Gitterfeinheit auf die maximale Auslenkung der Spannbetonplatte (in der Mitte)

7.1.6 Vergleich mit experimentellen Ergebnissen

In Abb. 7.10 wird der mit LS-DYNA berechnete Druckverlauf an der Spannbetonplatte mit experimentellen Werten verglichen. Auch wenn die Höhe des Maximums in etwa dem Experiment entspricht, ergeben sich doch deutliche Unterschiede. In der LS-DYNA-Rechnung zeigen sich zwei Peaks. Der erste stammt von der direkten Druckwelle durch die ANFO-Explosion. Der zweite Peak stammt (vermutlich) von der Reflexion und Überlagerung der Druckwelle am Boden. Ein solches Verhalten ist bei den experimentellen Druckverläufen allerdings nicht zu erkennen. Hier gibt es an den unterschiedlichen Messpunkten meistens nur einen deutlichen Peak und dann eine Abflachung der Druckkurve. Weiterhin sinkt im Experiment ab etwa 5 ms der Druck in den negativen Bereich. Das ist bei der ALE-Rechnung nicht zu erkennen. Hier bleibt der Druck (bis 20 ms) im positiven Bereich.

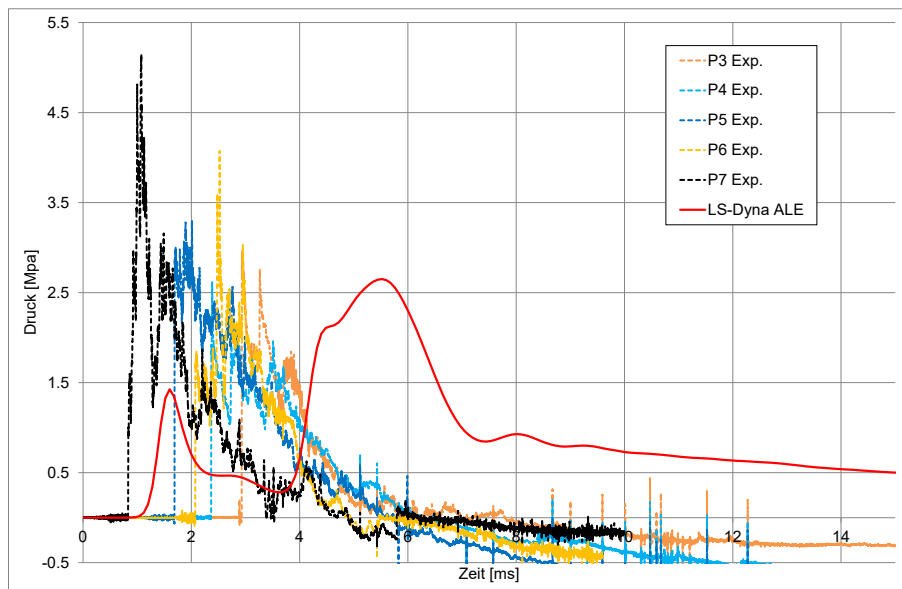


Abb. 7.10 Druckverlauf in LS-DYNA und im Experiment Test 3

Abb. 7.11 zeigt die Auslenkung der Spannbetonplatte in der Simulation und im Experiment. Die experimentellen Daten wurden /BOR 17/ entnommen und berücksichtigen schon eine Zeit-Korrektur der Messwerte. Die Auslenkung der Platte steigt in der LS-DYNA-Rechnung schneller an als im Experiment. Weiterhin wird die Auslenkung von der Rechnung etwas überschätzt. Insgesamt ist das Ergebnis aber gut, insbesondere vor dem Hintergrund der bestehenden Unsicherheiten. Dazu zählen:

- Verbleibender Diskretisierungsfehler
- Aufhängung der Platte

Der letzte Punkt soll im folgenden Abschnitt untersucht werden, zum Diskretisierungsfehler werden (weiter unten) noch Untersuchungen mit Mapping-Methoden durchgeführt.

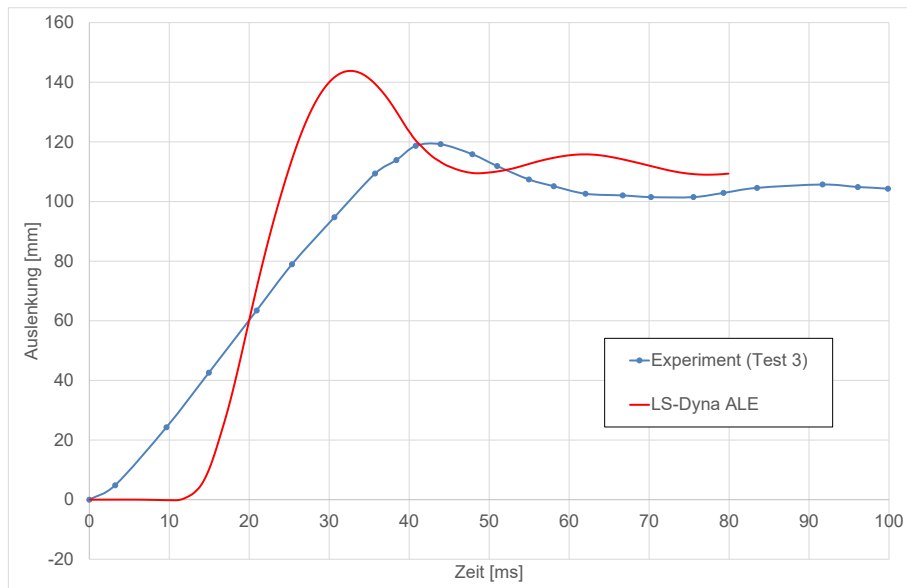


Abb. 7.11 Auslenkung der Spannbetonplatte in LS-DYNA und im Experiment Test 3

7.1.7 Einfluss der Platten-Aufhängung

Bei den bisherigen Rechnungen wurde die Aufhängung der Platte nur stark vereinfacht modelliert. Es wurde angenommen, dass die Platte auf einer Art Rahmen aufliegt und die Rand-Knoten wurden über ein BOUNDARY_SPC-Set in Richtung der Druckwelle fixiert. Die tatsächliche Aufhängung im Experiment ist etwas komplizierter. Sie ist in Abb. 7.12 dargestellt. Hiervon werden nur die in der Abbildung gezeigten Clamp-Plates und der Roller-Bar in das LS-DYNA-Modell übernommen. Dadurch ist die Platte am Rahmen fixiert, kann sich aber innerhalb der Einspannung (leicht) drehen.

In Abb. 7.13 ist dargestellt, wie die Aufhängung in LS-DYNA modelliert wurde. Die Kontakte zwischen den Platten, dem Roller-Bar und zum Beton wurden durch das Keyword CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE modelliert, wobei eine Reibung berücksichtigt wurde. Abb. 7.14 zeigt den Einfluss der Aufhängung auf die Auslenkung der Platte. Die Rechnung mit Berücksichtigung der Roller-Bars zeigt eine etwas stärkere Auslenkung der Platte. Bei den folgenden Rechnungen wird die (realistischere) Aufhängung der Platte mit Roller-Bars berücksichtigt.

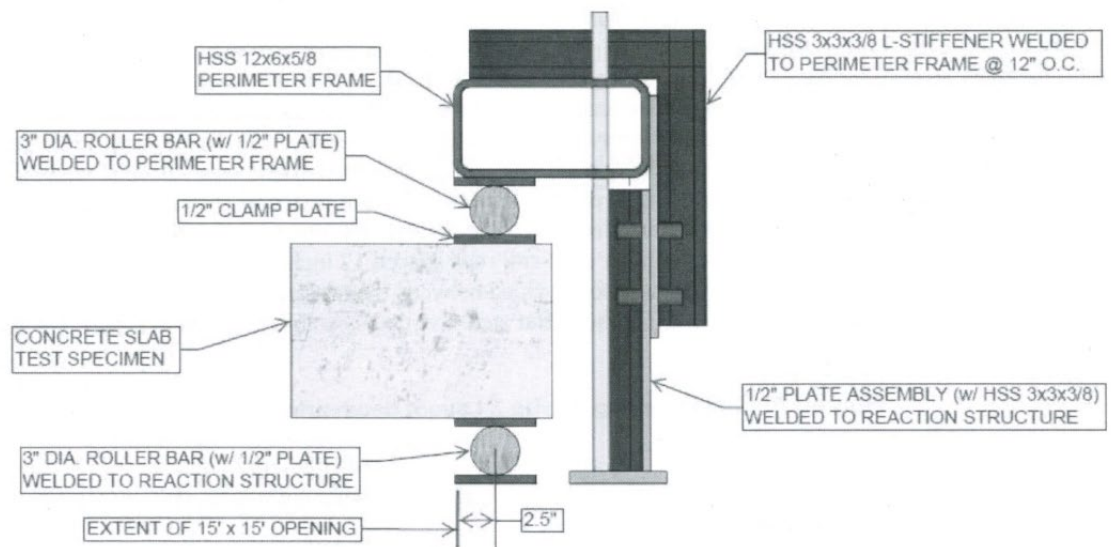


Abb. 7.12 Aufhängung der Spannbetonplatte im Experiment /ASM 17/

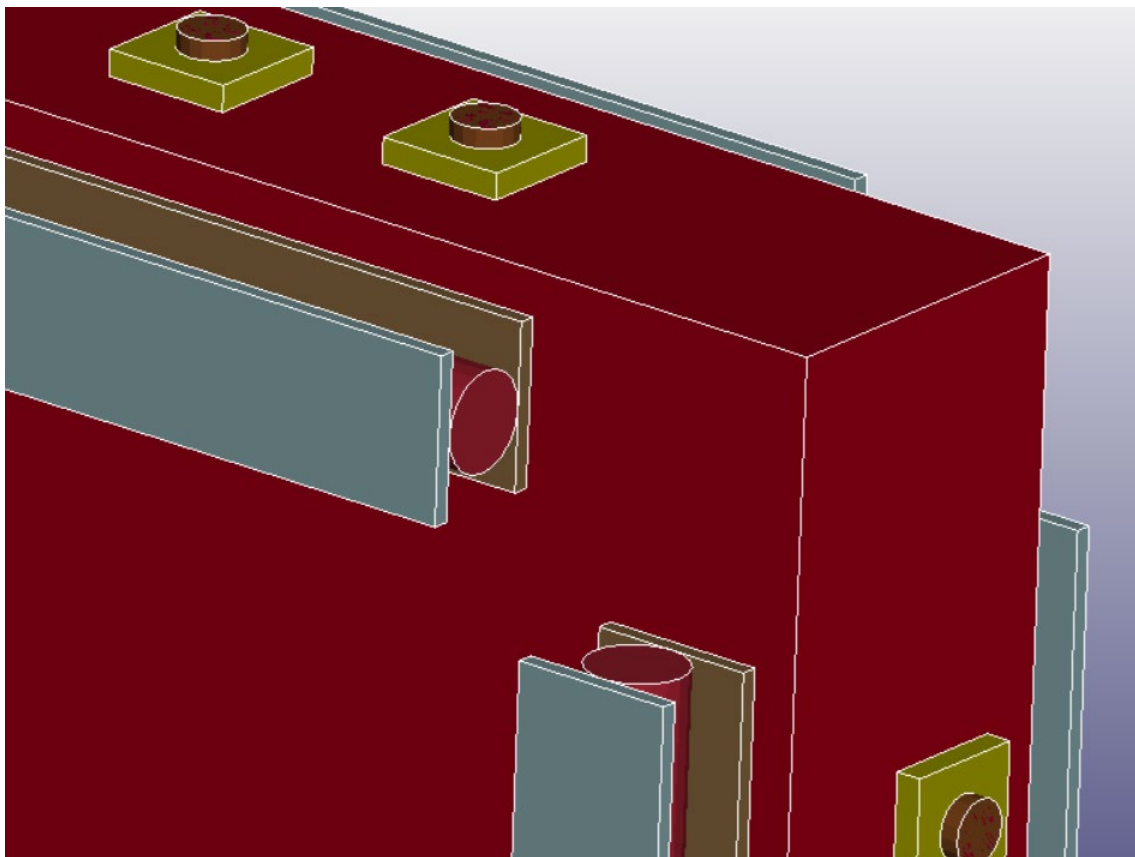


Abb. 7.13 Modellierung der Aufhängung in LS-DYNA

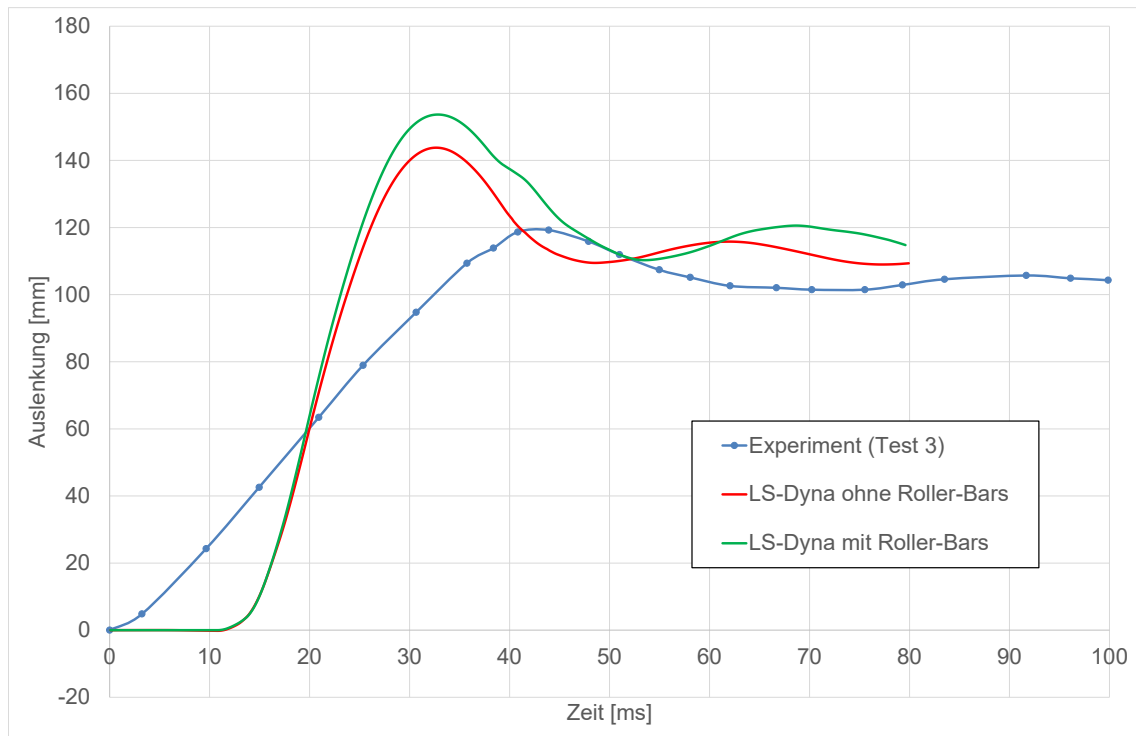


Abb. 7.14 Einfluss der Plattenaufhängung auf die Auslenkung der Platte

In Abb. 7.15 wird das experimentelle Schadensbild mit dem Ergebnis der Simulation (Rechnung mit Roller-Bars) verglichen. Dargestellt ist der im RHT-Modell berechnete Damage-Value. Es zeigt sich in der Rechnung andeutungsweise ein ähnliches Muster wie im Experiment, dieses ist jedoch in der Rechnung längst nicht so stark ausgeprägt.

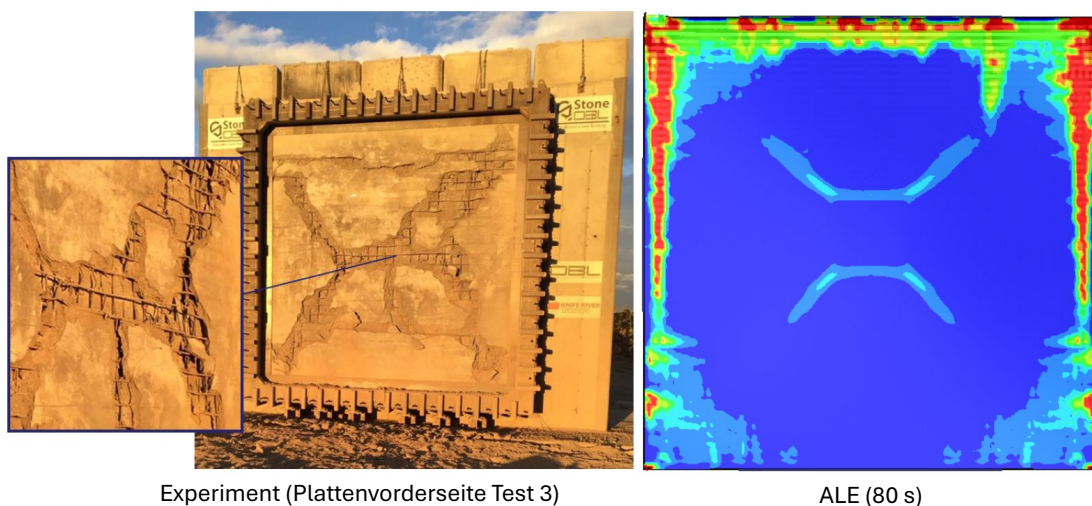


Abb. 7.15 Vergleich der Schadensbilder an der Plattenvorderseite

7.1.8 Einfluss der Vorspannung

Um den Einfluss der Vorspannung zu untersuchen, wurden eine Rechnung mit eingebrachter Vorspannung (182 kN, siehe Abb. 7.7) und eine Rechnung ohne Vorspannung durchgeführt. Wie Abb. 7.16 zeigt, hat die Vorspannung einen deutlichen Einfluss auf die Auslenkung der Platte. Ohne Vorspannung liegt die Auslenkung im Maximum bei 203 mm, mit Vorspannung beträgt die maximale Auslenkung nur 154 mm. Das entspricht dem erwarteten Verhalten der Spannbetonplatte. Die Rechnung mit Vorspannung liegt deutlich näher am Experiment. Es ist also wichtig, die Vorspannung in der Berechnung (korrekt) zu berücksichtigen. Dies wird in den folgenden Rechnungen immer so gemacht.

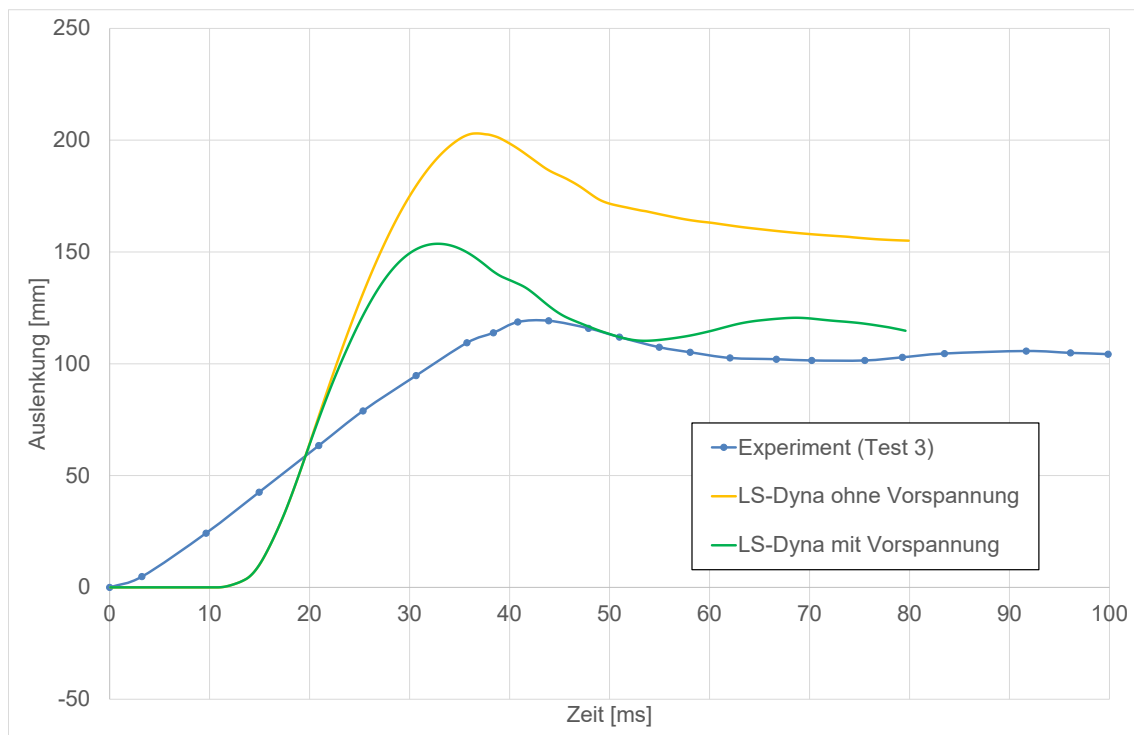


Abb. 7.16 Einfluss der Vorspannung auf die Auslenkung der Spannbetonplatte (Test 3, Messpunkt in der Mitte)

7.1.9 Lastaufbringung mit der LBE-Methode

Als Alternative zur Lastaufbringung mit der ALE-Methode wurde die Lastaufbringung mit der „Load-Blast-Enhanced (LBE)“-Methode getestet. Die LBE-Methode rechnet deutlich schneller, allerdings kann nur TNT als Explosionsmaterial verwendet werden (nicht ANFO). Weiterhin ist die korrekte Berücksichtigung der Reflexion der Druckwelle am Boden bei dieser Methode schwierig. Vereinfacht wurde in diesem Fall die Ladungsmenge so weit variiert, bis der Druck an der Betonplatte in etwa dem experimentellen Druck entsprach (siehe Abb. 7.17, grüne Kurve). Beim Test 3 war das etwa Faktor 2

(entspricht 2000 kg TNT). Für die LBE-Rechnung waren folgende Einstellungen notwendig:

- Keyword: LOAD_BLAST_ENHANCED
- BLAST-Typ: 2 (Spherical-free-air-burst)
- Ladungsmenge: 2000 kg (TNT)
- Entfernung von der Betonplatte: 13,7 m

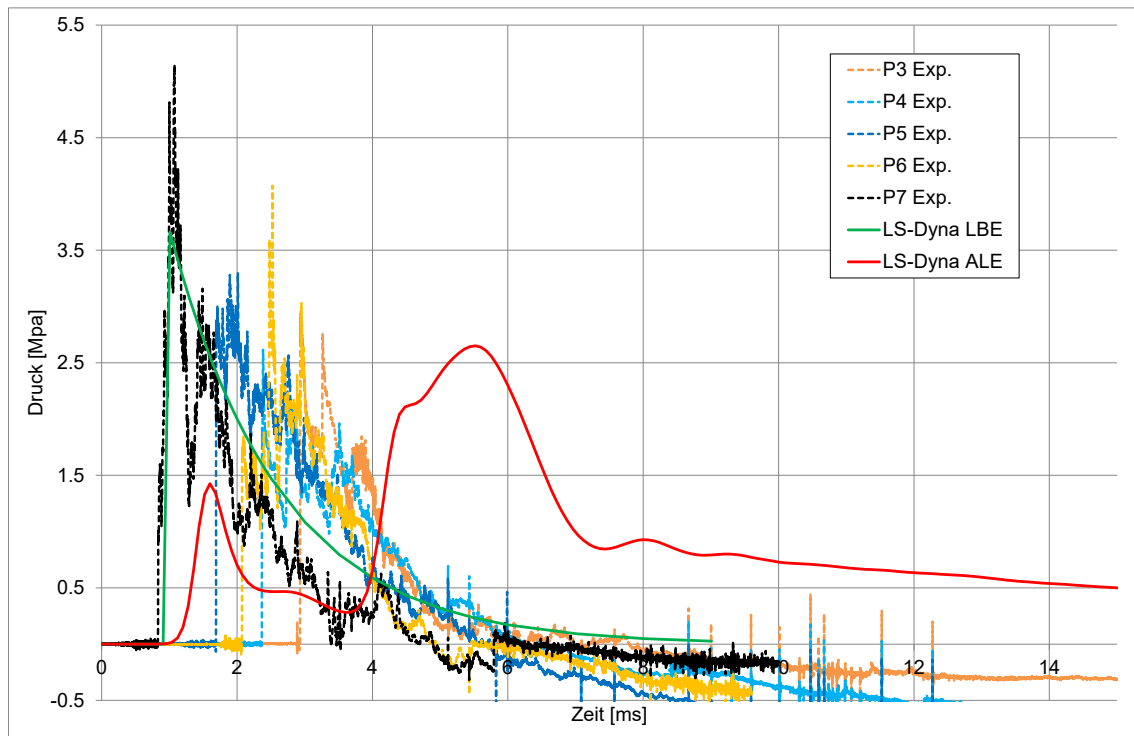


Abb. 7.17 Die TNT-Ladungsmenge wurde bei der LBE-Rechnung so angepasst, dass der Druckverlauf an der Betonplatte in etwa dem Experiment entsprach

In Abb. 7.18 wird die mit der LBE-Methode berechnete Auslenkung mit dem Experiment und mit der ALE-Methode verglichen. Hier zeigt sich bei der LBE-Methode eine deutlich geringere Auslenkung der Spannbetonplatte. Diese liegt im Maximum bei 65 mm, was deutlich unterhalb des Experimentes liegt. Weiterhin zeigt die LBE-Rechnung eine deutlich geringere Auslenkung der Platte als die ALE-Rechnung.

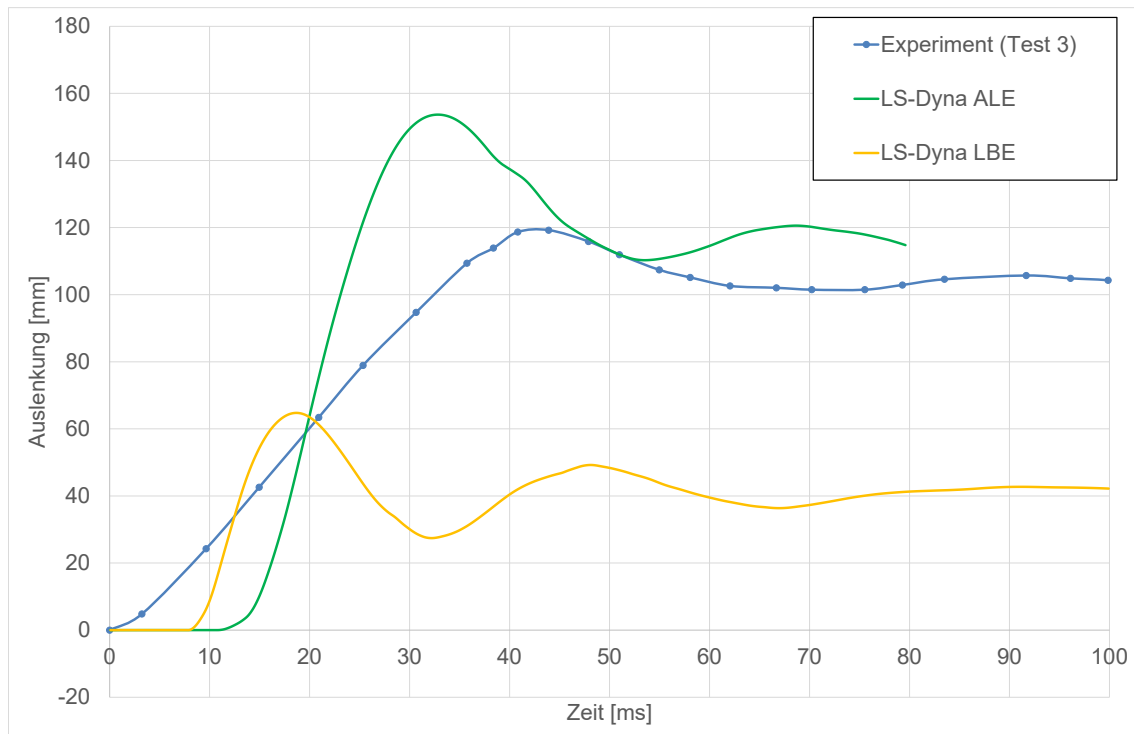


Abb. 7.18 Die LBE-Rechnung zeigt eine deutlich geringere Auslenkung der Spannbetonplatte als die ALE-Rechnung

7.1.10 Lastaufbringung aus experimentellen Daten

Um die experimentellen Last-Zeit-Funktionen zu berücksichtigen, wurde die Plattenoberfläche in LS-DYNA in vier Bereiche entsprechend den Druck-Messstellen unterteilt (siehe Abb. 7.19). Hier wurden über das Keyword `LOAD_SEGMENT_SET` die unterschiedlichen Last-Zeit-Kurven aufgebracht. Dabei wurden an den experimentellen Verlauf approximierte (vereinfachte) Last-Zeit-Kurven verwendet. Diese sind in Abb. 7.20 dargestellt. Dieses entspricht dem Vorgehen, das auch schon /BOR 17/ in seiner Arbeit verwendet. In Abb. 7.21 ist die sich daraus ergebende Plattenauslenkung dargestellt (rote Kurve). Hier zeigt sich eine deutlich geringere Auslenkung als bei der ALE- und der LBE-Rechnung sowie im Experiment. Borgerhoff /BOR 17/ kommt in seiner Arbeit zu ähnlichen Ergebnissen und schlägt als Parametervariation eine Erhöhung der Last-Zeit-Kurven um den Faktor 50 % vor. Als Begründung nennt er, dass die Drucksensoren nur am Plattenrand installiert waren. Es gebe aber Hinweise, dass der Druck in der Plattenmitte deutlich höher war als am Plattenrand. Weitere Details sind in /BOR 17/ nachzulesen. In einer weiteren Parameterstudie wurde die von Borgerhoff vorgeschlagene Erhöhung um 50 % vorgenommen (siehe rote gestrichelte Kurve in Abb. 7.21). Diese Veränderung kann aber auch nicht den Unterschied zum Experiment erklären.

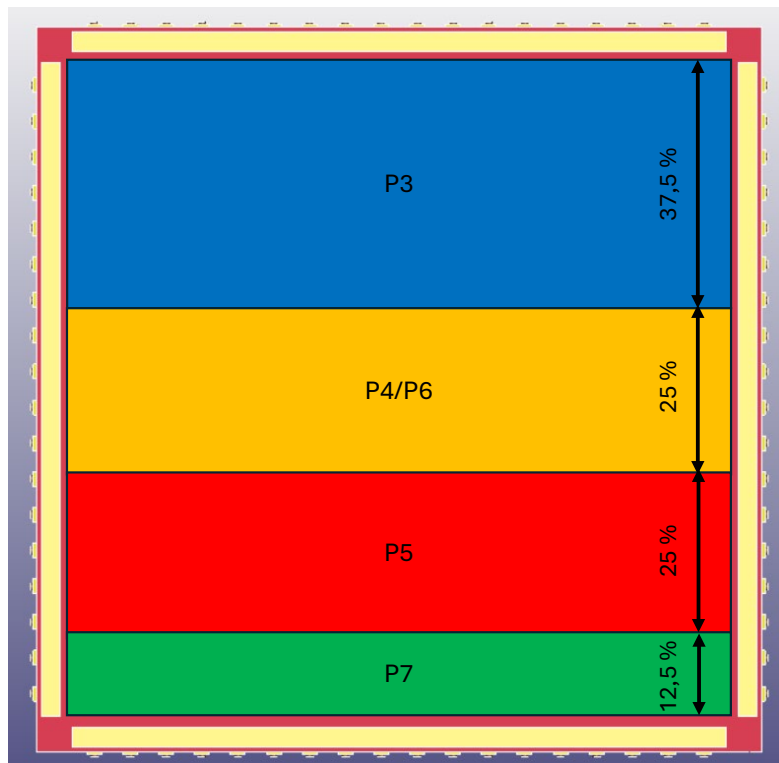


Abb. 7.19 Aufteilung der Plattenoberfläche in Segment-Sets für die unterschiedlichen Last-Zeit-Funktionen

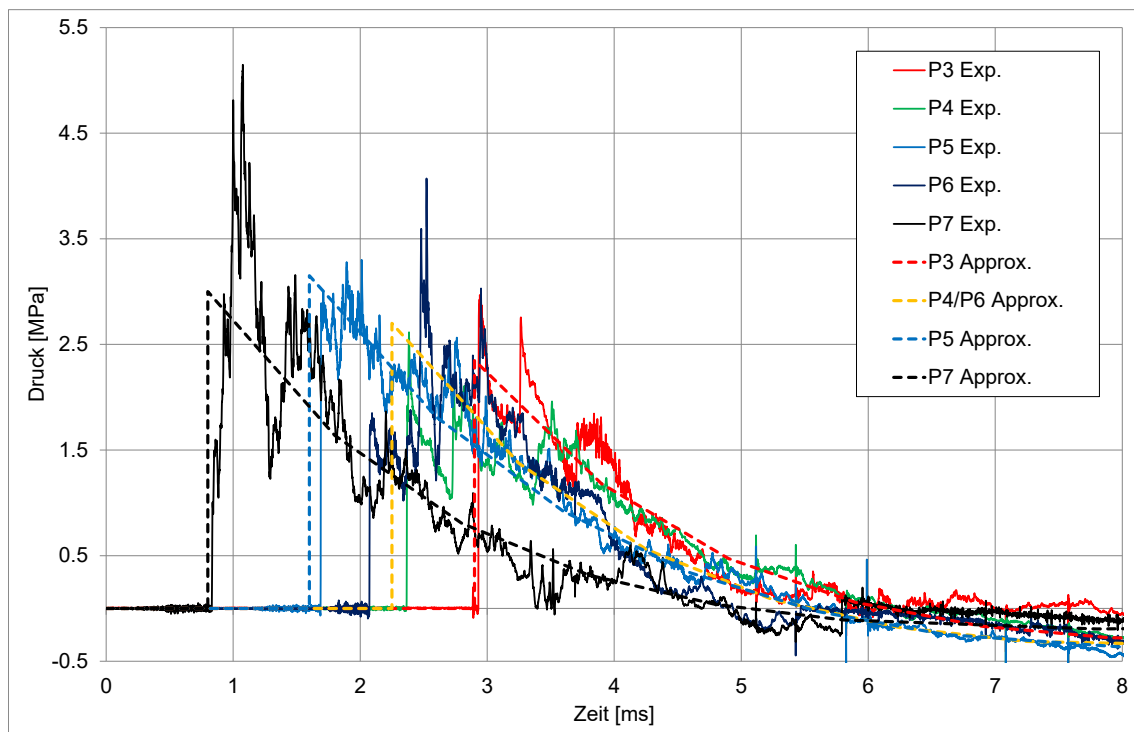


Abb. 7.20 Experimentelle und approximierte Last-Zeit-Funktionen nach /BOR 17/

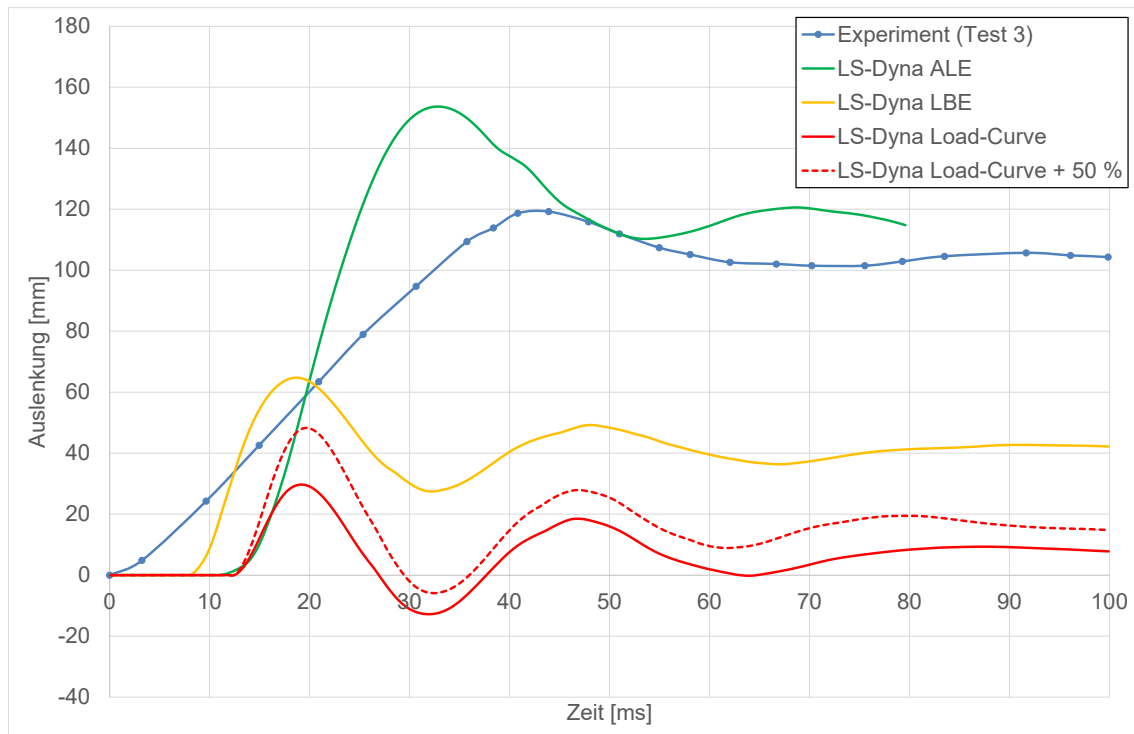


Abb. 7.21 Die Rechnung mit den Load-Curves zeigt eine deutlich geringere Auslenkung als die beiden anderen Rechnungen (ALE- und LBE) und als das Experiment

Sowohl die Rechnung mit der LBE-Methode als auch die Rechnung mit den Load-Curves zeigen kaum eine Schädigung an der Plattenvorderseite, wie das im Experiment der Fall ist (siehe Abb. 7.16).

7.1.11 Einfluss des Betonmodells

Um den Einfluss des Betonmodells zu untersuchen, wurden weitere Rechnungen mit dem Winfrith-Betonmodell durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abb. 7.22 dargestellt. Es zeigt sich beim Winfrith-Betonmodell eine deutlich höhere Auslenkung der Platte als beim RHT-Modell. Beim Winfrith-Modell können die sich herausbildenden Risse im Beton im Postprocessor graphisch dargestellt werden (siehe Abb. 7.23). Die Bilder zeigen unterschiedliche Zeitpunkte, da die Rechnungen unterschiedliche Laufzeiten hatten. Bei beiden Bildern zeigt sich jedoch ein ausgeprägtes Muster, welches ähnlich zum experimentellen Schadensbild ist (siehe Abb. 7.15).

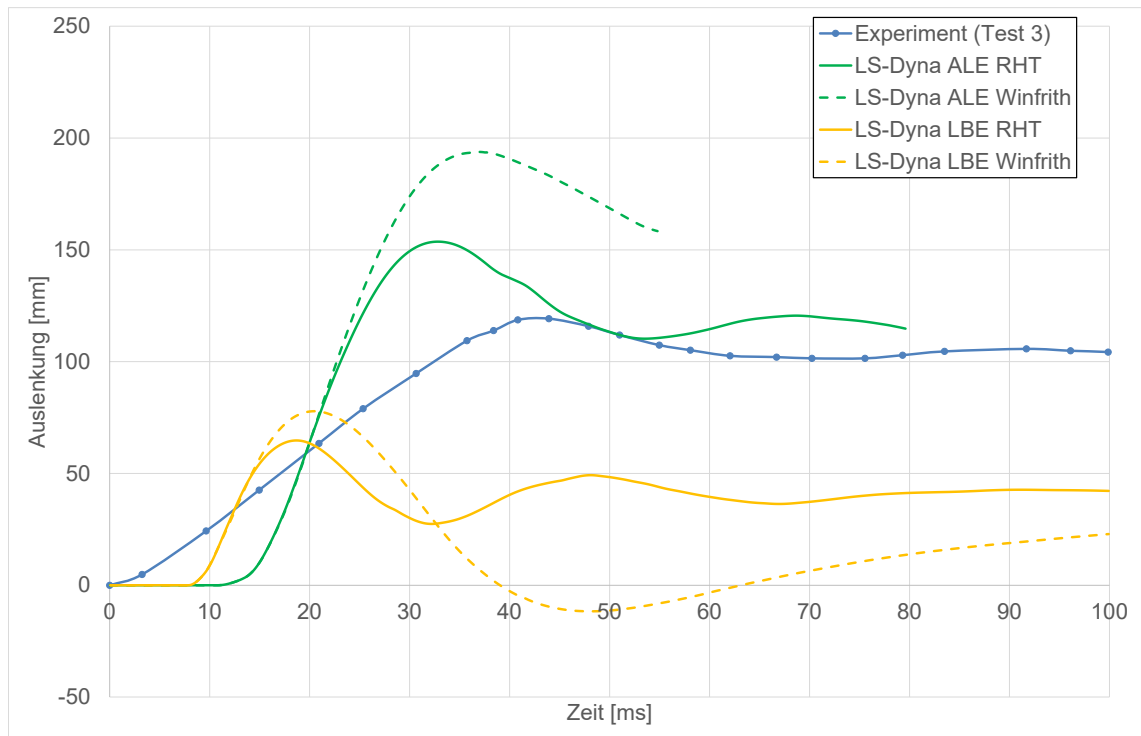


Abb. 7.22 Einfluss des Betonmodells auf die Auslenkung der Spannbetonplatte

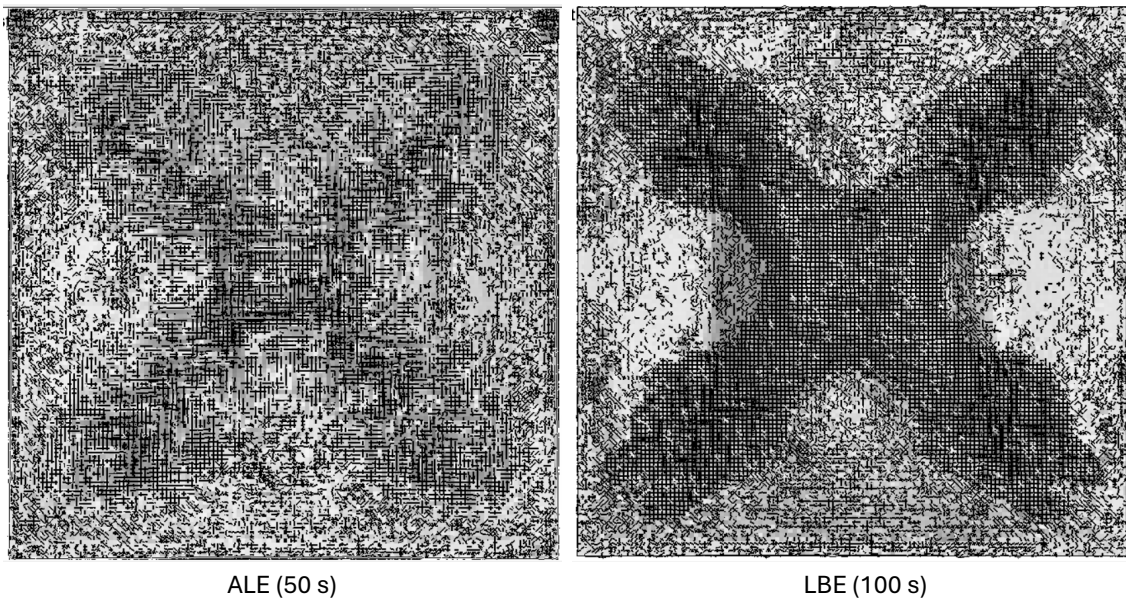


Abb. 7.23 Schadensbilder (Plattenvorderseite) bei den Rechnungen mit dem Winfrith-Modell

7.1.12 Test 4a (Einfluss der Ladungsmenge)

Zur weiteren Überprüfung der verwendeten Modelle wurde zusätzlich der ASME-Versuch 4a gerechnet. Test 4a unterscheidet sich von Test 3 durch eine andere

Ladungsmenge (770 kg ANFO in Test 4a statt 1040 kg wie in Test 3). Ansonsten war die Versuchskonfiguration aber gleich (Abstand zur Platte 13,7 m, Plattentyp C, Vorspannung insgesamt 10 MPa / entspricht einer Kraft von 182 kN pro Strang). Auch dieser Versuch wurde sowohl mit der ALE-Methode als auch mit der LBE-Methode gerechnet. Bei der LBE-Methode wurden 1500 kg TNT (etwa Faktor 2) verwendet, damit passte der Druckverlauf an der Platte wieder gut zum Experiment (siehe Abb. 7.24). Weiterhin wurden wie beim Test 3 die Last-Zeit-Funktionen aus dem Experiment extrahiert und auf die Geometrie übertragen. Der mit der ALE-Methode berechnete Druckverlauf an der Platte zeigt wieder ähnliche Eigenschaften wie beim Test 3. Die absolute Höhe des Druckmaximums entspricht in etwa dem Experiment. Bei der ALE-Rechnung gibt es aber wieder zwei Peaks (erste Druckwelle direkt von der Explosion, zweite Druckwelle durch Reflexion/Verstärkung am Boden). Der Druck ist bei der ALE-Rechnung deutlich länger im positiven Bereich als im Experiment.

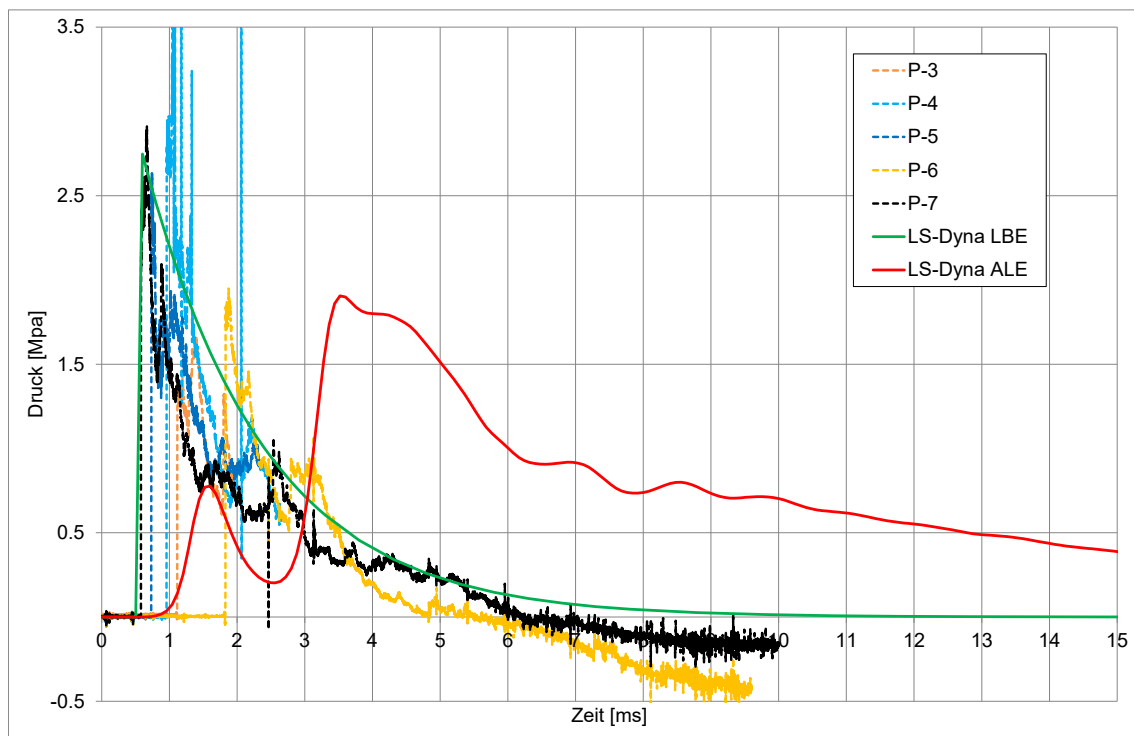


Abb. 7.24 Druckverlauf in LS-DYNA und im Experiment Test 4a

In Abb. 7.25 werden die berechneten Auslenkungen der Spannbetonplatte mit den experimentellen Werten verglichen. Es zeigt sich, dass sowohl die ALE-Simulation wie auch die LBE-Simulation die Auslenkung deutlich überschätzen. Während im Experiment die maximale Auslenkung bei 16 mm liegt, berechnet die LBE-Rechnung eine maximale Auslenkung von 48 mm, in der ALE-Rechnung liegt die maximale Auslenkung sogar bei 117 mm. Im Experiment besteht ein sehr deutlicher Unterschied bei der

Plattenauslenkung zwischen Test 3 (Ladung 1040 kg) und Test 4a (Ladung 770 kg). Dieses wird durch keine der Rechnungen so wiedergegeben. Während in Test 3 die ALE-Rechnung am nächsten am Experiment lag, ist es in Test 4a die Rechnung mit den Load-Curves.

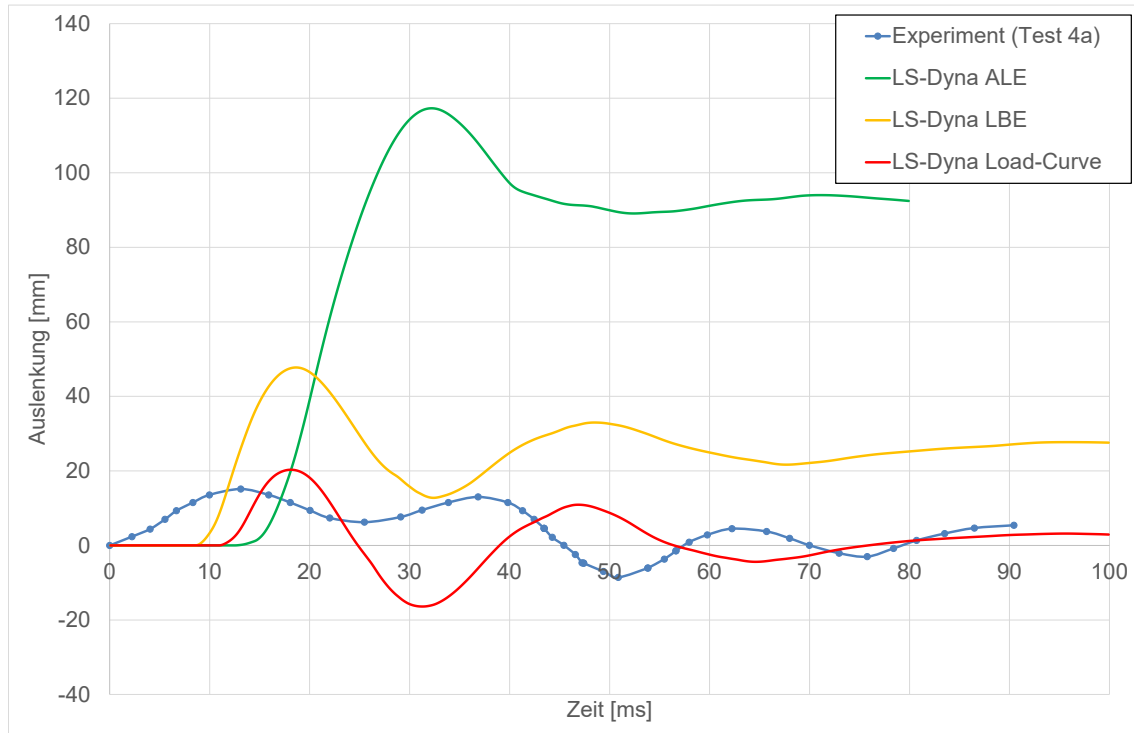


Abb. 7.25 Auslenkung der Spannbetonplatte in LS-DYNA und im Experiment Test 4a

7.1.13 Erprobung von Mapping-Methoden

Die Verwendung von 3D-Geometrien stößt gerade bei größeren Abständen zwischen Zündort und Target an Grenzen. Das feinste 3D-Gitter hatte in Ausbreitungsrichtung eine Zellweite von 25 mm, eine weitere Gitterverfeinerung war aufgrund der großen Elementzahlen für das 3D-Gitter nicht möglich. Um feinere Gitter zu erzeugen und den Diskretisierungsfehler weiter zu verringern, besteht prinzipiell noch die Möglichkeit, zunächst ein 2D-Gitter zu verwenden (beim Zündort) und dann die Ergebnisse der 2D-Rechnung auf ein 3D-Gitter (beim Target) zu übertragen. Im Folgenden soll dieses Mapping von Ergebnissen in LS-DYNA erprobt werden. Hierzu werden zwei Keywords benötigt:

- **ALE_MAPPING:** Hier wird angegeben, ob ein Ergebnis geschrieben oder eingelesen wird. Weiterhin wird hier der Zeitpunkt (zum Herausschreiben) angegeben.
- **INITIAL_ALE_MAPPING:** Hier wird angegeben, welche (FEM-)Parts gemappt werden sollen. In diesem Fall sind das die beiden FEM-Parts ANFO und Luft.

Weiterhin kann hier durch die Angabe von Koordinaten und eines Vektors eine Verschiebung / Rotation von bisherigen Ergebnissen auf ein neues Koordinatensystem durchgeführt werden.

Darüber hinaus muss in der Kommandozeile beim Starten der Rechnung ein Mapping-File spezifiziert werden, in das Daten geschrieben / ausgelesen werden. Das geschieht durch den Zusatz `map="Mappingfile.dat"` in der Kommandozeile.

Im Folgenden wird untersucht, wie sich 2D-Ergebnisse auf ein 3D-Gitter übertragen lassen. Eine 2D-Rechnung bietet sich im vorliegenden (ASME-)Fall an, da es sich um eine größere Geometrie handelt und der Abstand zwischen Ladung und Betonplatte mit 13,7 m groß ist. Zunächst wurde eine 2D-Geometrie des Luftraums von der Ladung bis zur Betonplatte erstellt. Die Betonplatte ist nicht in der 2D-Geometrie enthalten. Die 2D-Geometrie hatte die Ausmaße 15 x 6 m (Breite x Höhe) und ein Gitter mit einer Zellgröße von 25 x 25 mm. Die würfelförmige Ladung kann im 2D-Fall nicht exakt abgebildet werden. Als Ersatz wurde ein Zylinder mit exakt der gleichen Höhe (1117 mm) und einem an das Volumen angepassten Radius (564,19 mm) verwendet. Dieser Zylinder hat dann das gleiche Volumen wie der Würfel. In der 2D-Geometrie wird nur ein Ausschnitt des Zylinders repräsentiert, die Geometrie ist rotationssymmetrisch um die y-Achse. In Abb. 7.26 wird die hiermit berechnete Ausbreitung der Explosionsdruckwelle in der 2D-Geometrie dargestellt. Zum Zeitpunkt 10 ms erkennt man hinter der primären Druckwelle noch einen Druckpeak, der durch Reflektion am Boden und Überlagerung entsteht. Das 2D-Ergebnis zum Zeitpunkt 10 ms wird dann mit den oben beschriebenen Keywords auf die 3D-Geometrie gemappt. Die sich daraus ergebende Druckverteilung in der Luft ist in Abb. 7.27 dargestellt. Ab diesem Zeitpunkt wird mit der 3D-Geometrie weitergerechnet. Diese enthält auch die Geometrie der ASME-Betonplatte.

Es hat sich jedoch herausgestellt, dass es mit dieser Methode nicht möglich ist (in der 3D-Geometrie), die Vorspannung in die Betonplatte einzubringen und dann das 2D-Ergebnis darauf zu mappen. Dieses ist ein deutlicher Nachteil der 2D-Methode. Im Folgenden wird trotzdem der Fall ohne Vorspannung weiter untersucht.

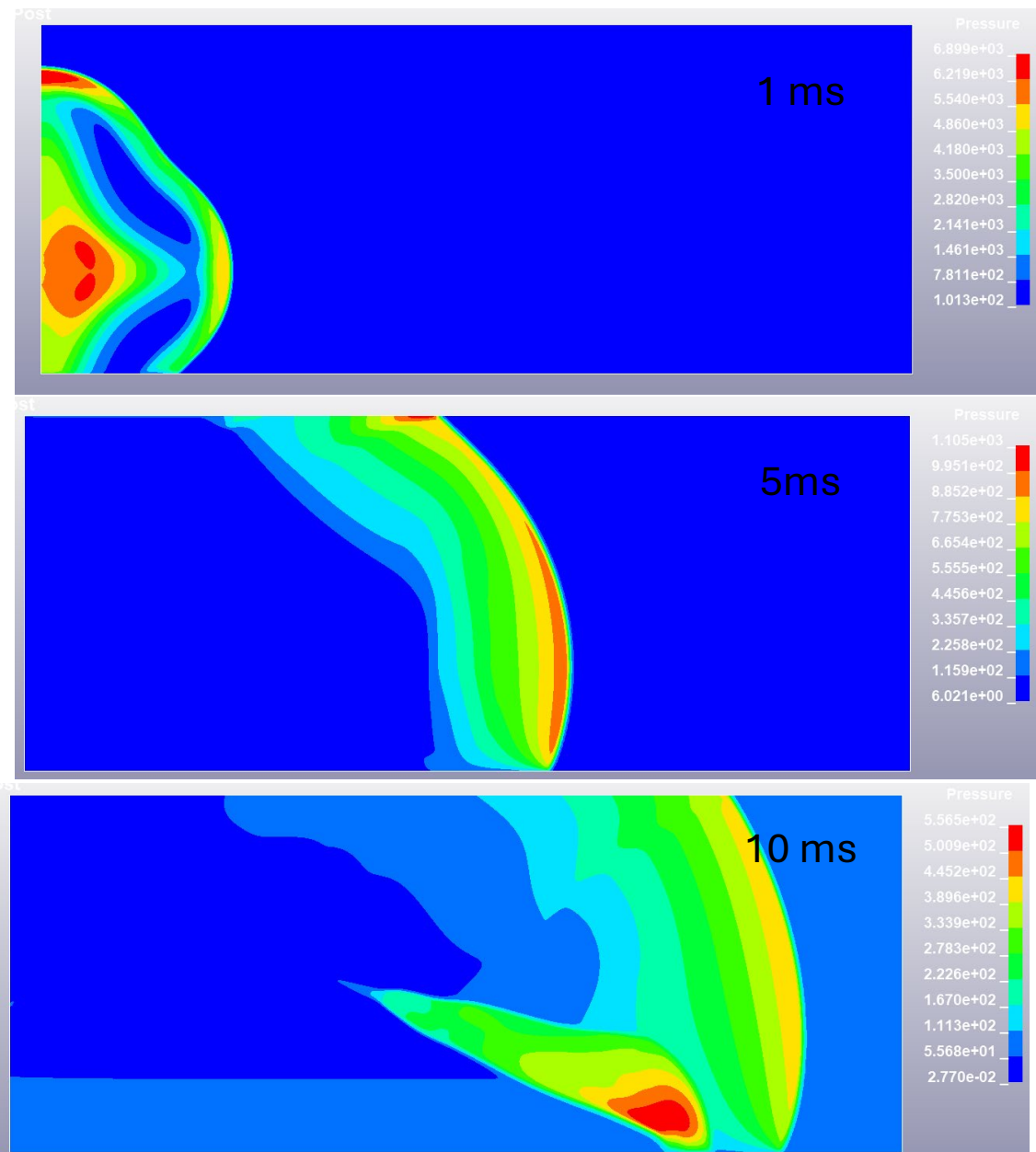


Abb. 7.26 Ausbreitung der Explosionsdruckwelle in der 2D-Geometrie

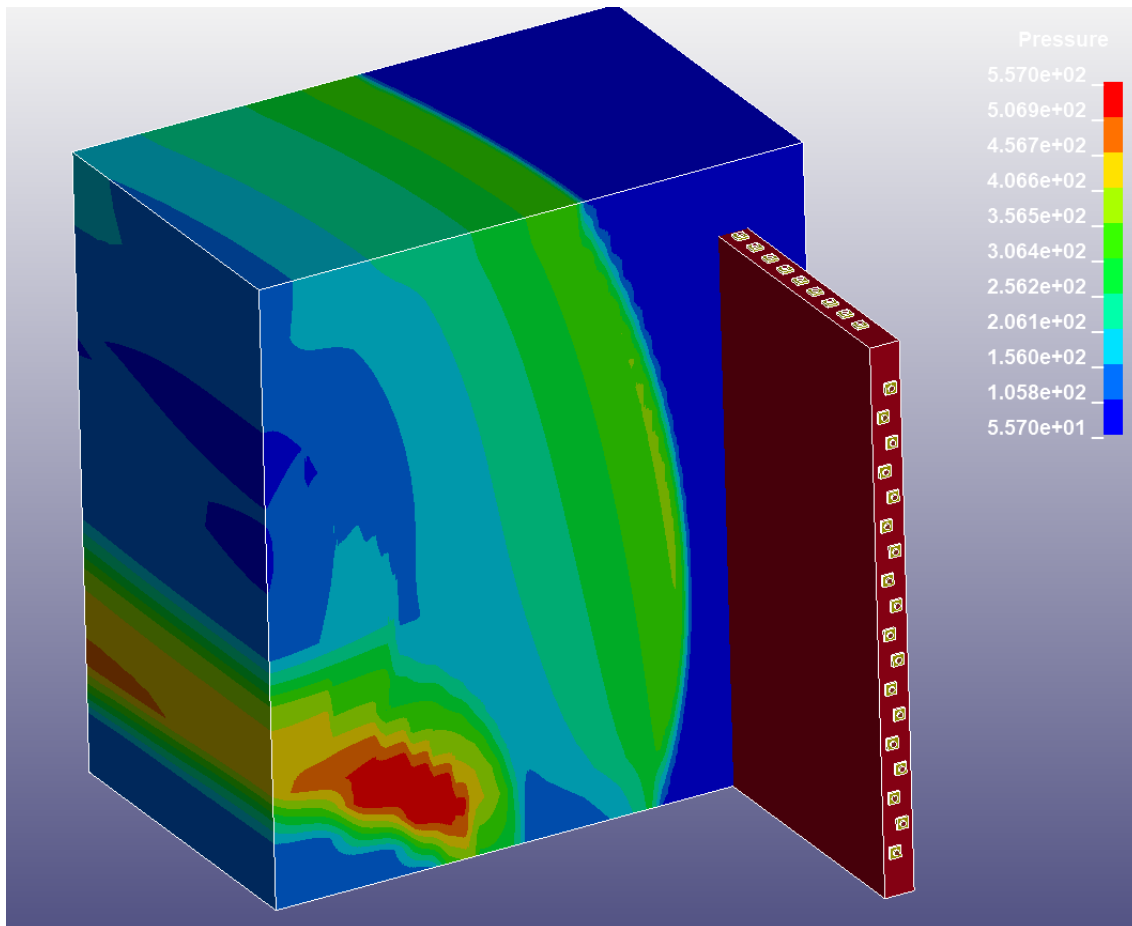


Abb. 7.27 Initiale Druckverteilung in der 3D-Geometrie (Zeitpunkt 10 ms)

In Abb. 7.28 ist der mit der Mapping-Methode berechnete Druckverlauf an der Betonplatte dargestellt. Er ist ähnlich zu dem Druckverlauf in der 3D-Rechnung, insgesamt liegen die Druckwerte etwas niedriger. Die mit der Mapping-Methode berechnete Auslenkung der Platte ist in Abb. 7.29 dargestellt. Da es sich hierbei um eine nicht vorgespannte Betonplatte handelt, wird das Ergebnis mit den beiden 3D-Rechnungen mit und ohne Vorspannung verglichen. Hier zeigt sich bei der Mapping-Rechnung eine kleinere Auslenkung als bei den beiden anderen Rechnungen. Dieses entspricht dem etwas niedrigeren Druck an der Betonplatte (siehe Abb. 7.28). Wäre es möglich, bei der Mapping-Rechnung zusätzlich noch die Vorspannung zu berücksichtigen, so läge die Auslenkung wahrscheinlich noch etwas niedriger.

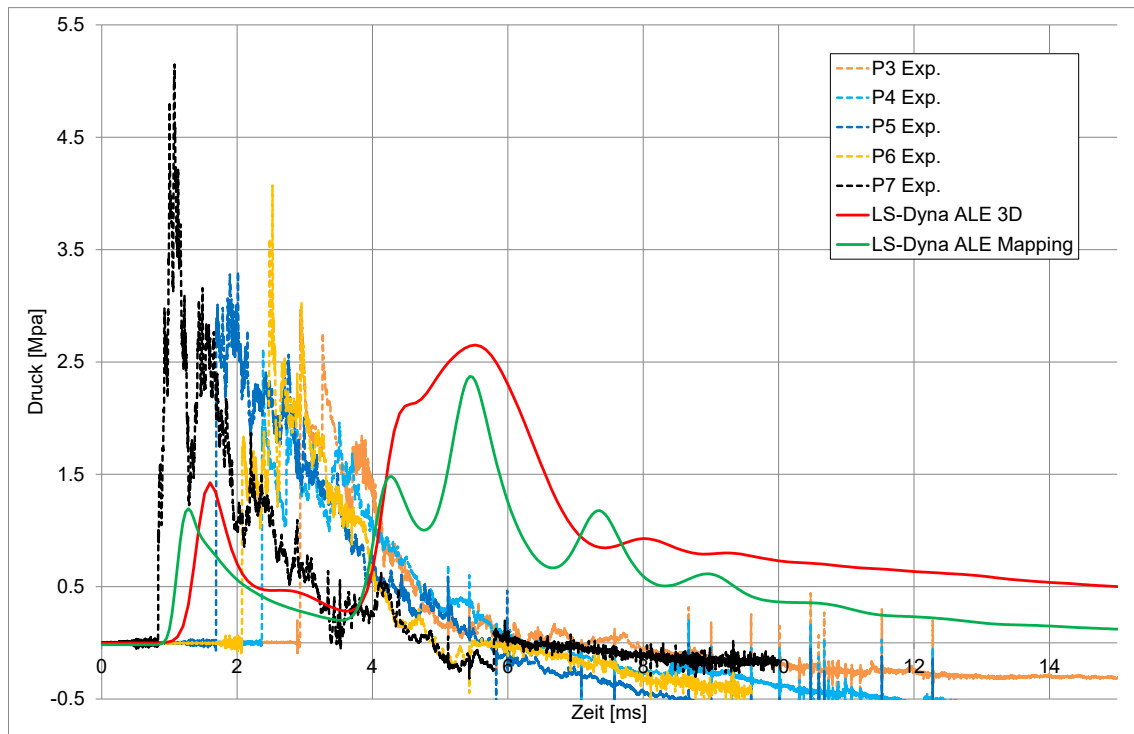


Abb. 7.28 Druckverlauf an der Betonplatte bei der 3D-Rechnung und bei der Mapping-Rechnung

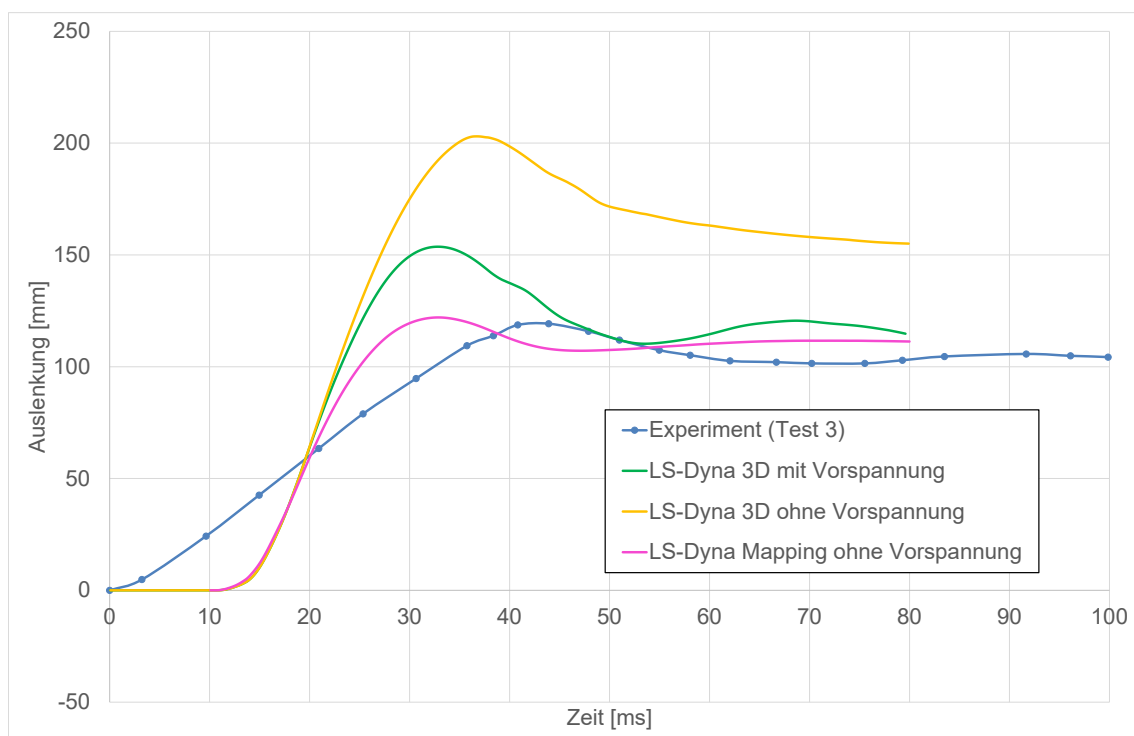


Abb. 7.29 Auslenkung der Betonplatte bei der 3D-Rechnung und bei der Mapping-Rechnung (ohne Vorspannung, ohne Roller-Bars)

Eine weitere mögliche Ursache für den Unterschied zwischen der Mapping-Methode und der 3D-Rechnung liegt darin, dass bei der 2D-Rechnung nur (rotations-)symmetrische Ladungen berücksichtigt werden können. Das ist für reale Anwendungen (die ASME-Geometrie ist z. B. würfelförmig) eine Einschränkung. Allerdings ermöglicht das 2D-Gitter eine weitere Verfeinerung als das 3D-Gitter. In Abb. 7.30 ist der Einfluss der Gitterfeinheit auf den maximalen Druck in unterschiedlicher Entfernung vom Zündort dargestellt. Die 2D- und 3D-Rechnungen mit 25 mm Zellweite unterscheiden sich in 5 m Entfernung deutlich, mit weiterem Abstand (13 m) wird der Unterschied jedoch kleiner. In 2D ist eine weitere Gitterverfeinerung bis 5 mm möglich. Diese Verfeinerung führt im Vergleich zu der Mapping-Rechnung (siehe Abb. 7.29) zu einer größeren Auslenkung der Platte (dann: 174 mm, aber ohne Vorspannung). Insgesamt konnte noch keine Gitterunabhängigkeit erreicht werden, aber der numerische Diskretisierungsfehler wurde durch diese Analysen deutlich reduziert.

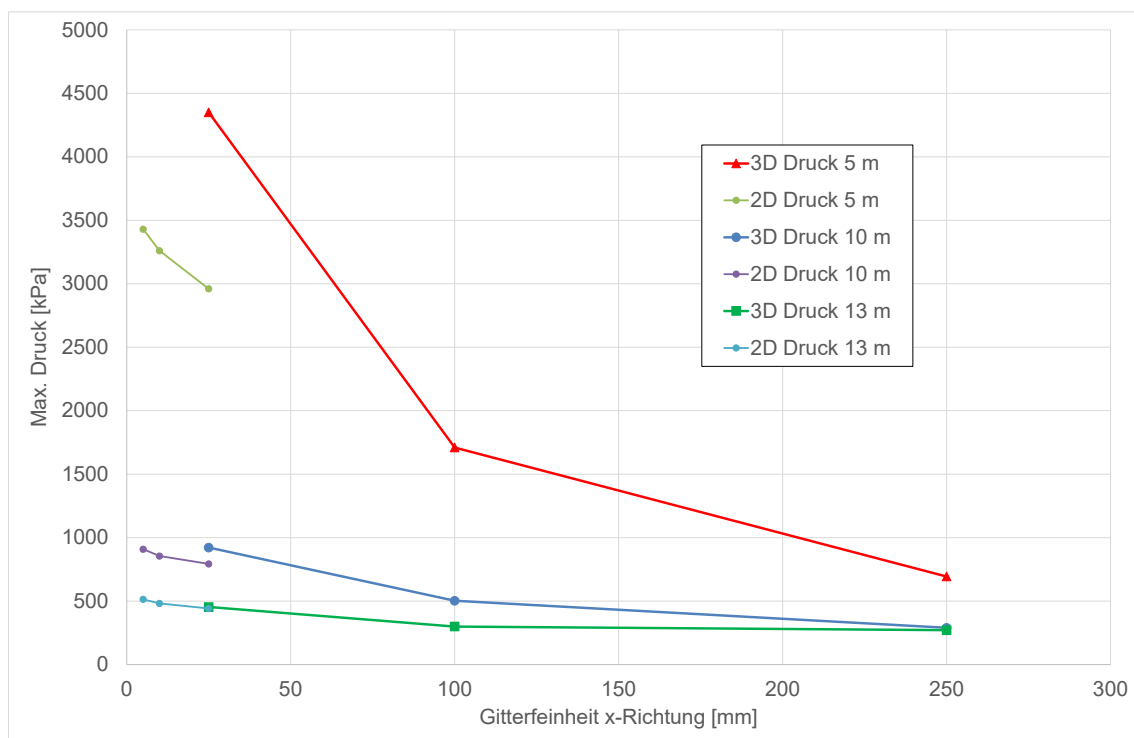


Abb. 7.30 Einfluss der Gitterfeinheit auf den maximalen Druck in unterschiedlicher Entfernung vom Zündort

7.1.14 Fazit ASME-Versuche

Die ASME-Tests 3 (1040 kg ANFO) und 4a (770 kg ANFO) wurden mit LS-DYNA nachgerechnet. Dabei wurden alle wichtigen geometrischen Details der Spannbetonplatten berücksichtigt (Stahlbewehrung, Spannelemente mit Vorspannung, Aufhängung durch

Roller-Bars). Durch Gitterstudien wurde der Einfluss des (Luft-)Gitters auf die Ergebnisse untersucht und verringert. Die Explosionslast wurde mittels unterschiedlicher Methoden aufgebracht (ALE, LBE und Load-Curves). Beim Test 3 zeigte das ALE-Modell die größte Übereinstimmung mit der experimentellen Plattenauslenkung, beim Test 4a die Rechnung mit den Load-Curves. Insgesamt besteht bezüglich der aufgebrachten Last noch die größte Unsicherheit. Die Herausforderung besteht insbesondere durch den großen Abstand zwischen Ladung und Target (13,7 m). Als Alternative zum RHT-Betonmodell wurde auch das Winfrith-Modell verwendet. Dieses zeigt eine etwas größere Plattenauslenkung (beim Test 3). Das Schadensbild (Beton-Risse an der Platten-vorderseite) beim Winfrith-Modell zeigt aber eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment.

7.2 Versuche von Choi et al.

Choi et al. /CHO 18/ untersuchten das Verhalten von Stahlbeton sowie Spannbeton unter Druckwelleneinwirkung infolge der Detonation einer Ladung von 25 kg ANFO in einer Entfernung von 1 m. Dabei wurden Spannbetonplatten mit und ohne Bewehrungsstahl untersucht. Die äußeren Abmessungen der Platten betragen jeweils 1,4 x 1,0 x 0,3 m.

7.2.1 Experimenteller Aufbau

Abb. 7.31 zeigt den experimentellen Aufbau der Versuche. Die Sprengladung wurde frei hängend in der Luft 1,0 m oberhalb der Betonplatte angebracht. Die Betonplatte selbst ist in einer Halterung im Boden eingespannt. Diese Halterung für die Betonplatte ist in Abb. 7.32 dargestellt.

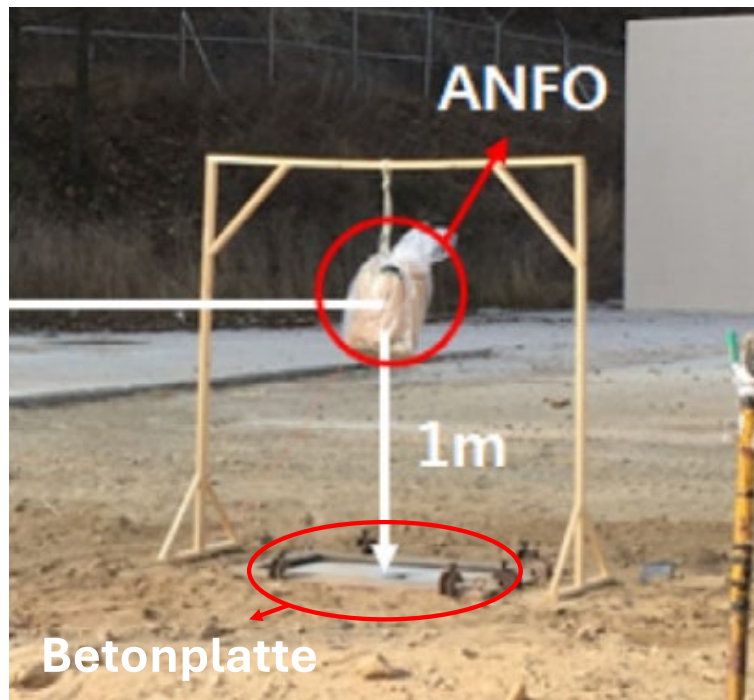


Abb. 7.31 Experimenteller Aufbau der Choi-Versuche (Bild aus /CHO 18/)

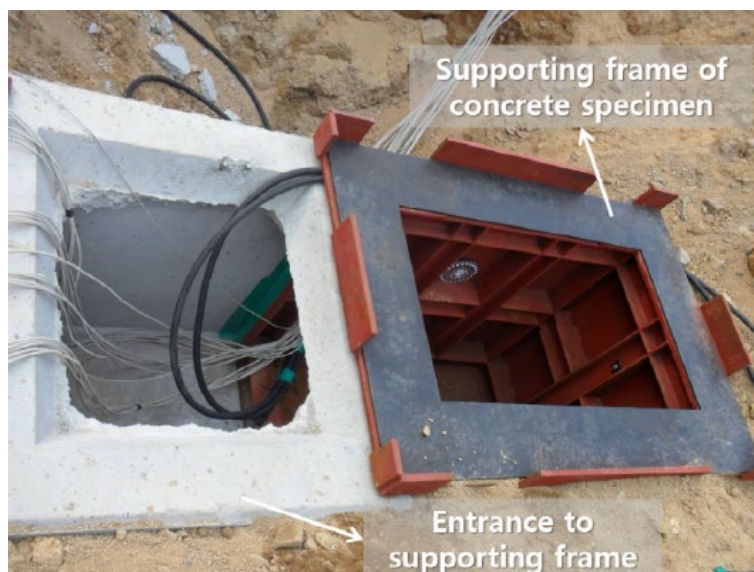


Abb. 7.32 Halterung für die Betonplatten (Bild aus /CHO 18/)

In Abb. 7.33 und Abb. 7.34 sind zwei unterschiedliche Typen von Betonplatten dargestellt, die im Versuch verwendet wurden und die im Folgenden untersucht werden sollen. Es handelt sich einmal um einfachen Stahlbeton (RC, siehe Abb. 7.33) und einmal um eine etwas komplexere Struktur mit Stahlverstärkung und Spanngliedern (PSRC, siehe Abb. 7.34). Beide Betonplatten haben die Dimensionen 1400 x 1000 x 300 mm. Die Stahlverstärkungen haben einen Durchmesser von 13 mm.

Es werden flache Ankerplatten des Typs WR 2139Ø32 verwendet. Für diese werden Abmessungen von 180 x 180 x 40 mm angenommen. Für die Modellierung der zugehörigen Ankermuttern (WR 2002) wird ein Außendurchmesser von 110 mm angenommen. Die Spannglieder mit einem Durchmesser von 32 mm werden ohne Verbund mit Axialkräften von 360 – 440 kN angezogen.

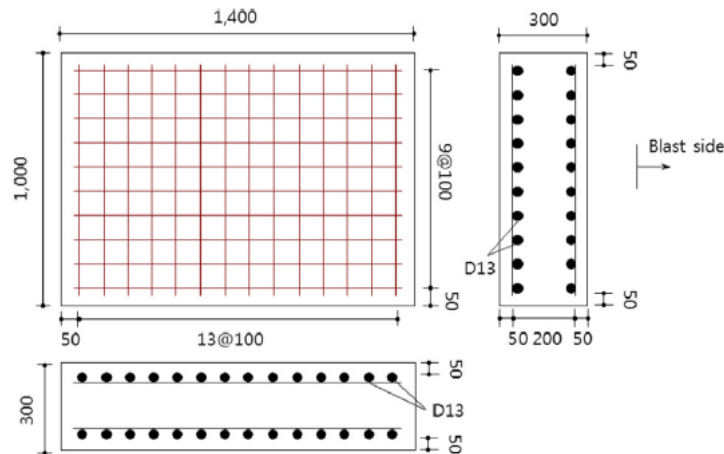


Abb. 7.33 Aufbau der Stahlbetonplatte (RC: Reinforced concrete) (Bild: /CHO 18/)

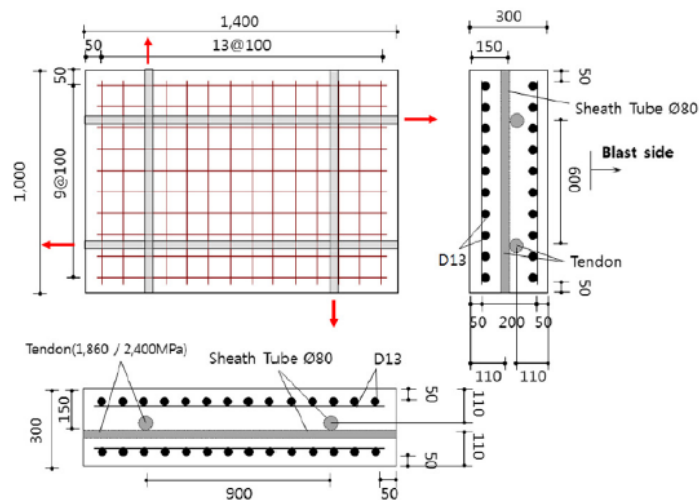


Abb. 7.34 Aufbau der Stahlbetonplatte mit Vorspanngliedern (PSRC: Pre-stressed reinforced concrete) (Bild: /CHO 18/)

7.2.2 Modellierung in LS-DYNA mit ALE-Methode

Die Modellierung der Geometrie ist am Beispiel der PSRC-Struktur in Abb. 7.35 dargestellt. Der hinsichtlich der Materialmodellierung mit dem RHT-Modell abgebildete Beton,

die Ankerplatten (und die umgebende Luft) sind als Solid-Körper modelliert. Die Stahlbewehrung und die Spannglieder sind als Beam-Elemente modelliert.

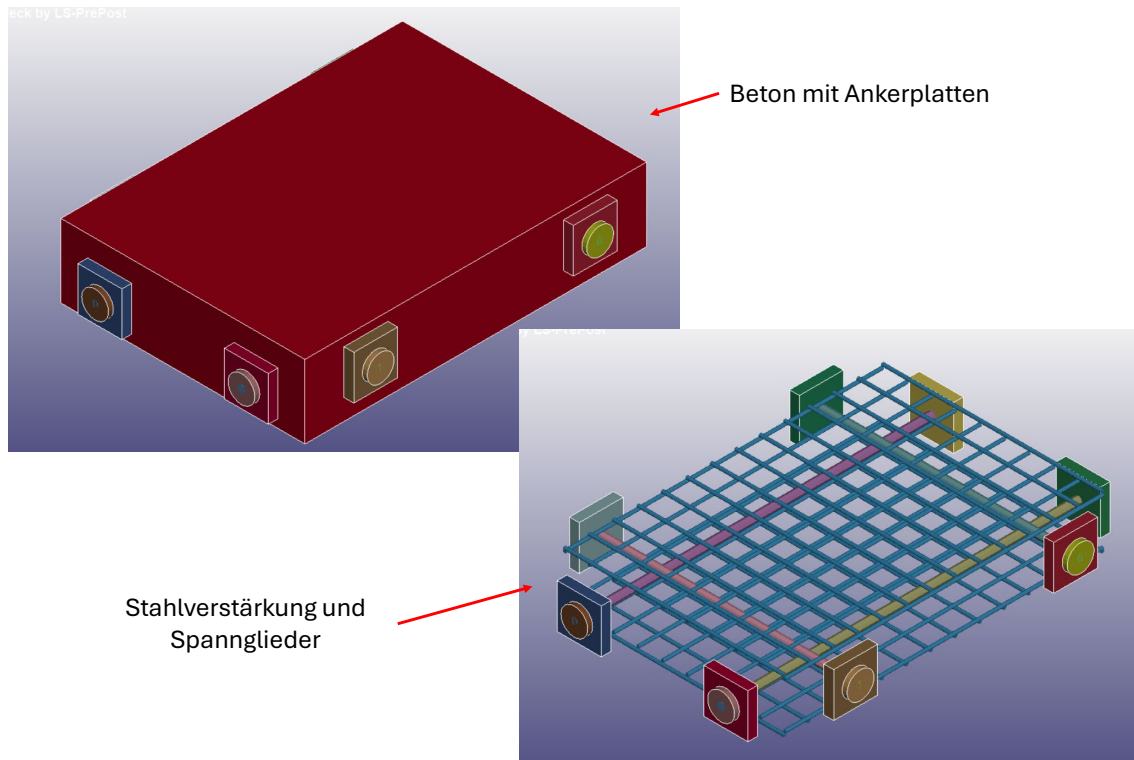


Abb. 7.35 Modellierung der PSRC-Struktur in LS-DYNA

7.2.3 Einfluss der Ladungsgeometrie

Um den Einfluss der Ladungsgeometrie zu untersuchen, wurden drei Rechnungen mit unterschiedlichen Ladungs-Geometrien durchgeführt (am Beispiel der RC-Struktur). Es wurden gewählt: Kugel, Zylinder und Kubus (siehe Abb. 7.36). Die genaue Form der Geometrie im Experiment ist leider nicht bekannt, optisch scheint die Zylinderform am besten zum Experiment zu passen (vergleiche hierzu Abb. 7.31 und Abb. 7.36). Abb. 7.37 zeigt die mit LS-DYNA berechnete Auslenkung in der Mitte der Betonplatte. Die Form der Ladungsgeometrie hat einen sehr starken Einfluss auf die berechnete Auslenkung. Zwischen der Kugelform und dem Zylinder liegt bei der maximalen Auslenkung ein Faktor 6. Da die Zylinderform am besten zum Experiment (vgl. Abb. 3.1) passt, wird diese für die weiteren Analysen verwendet.

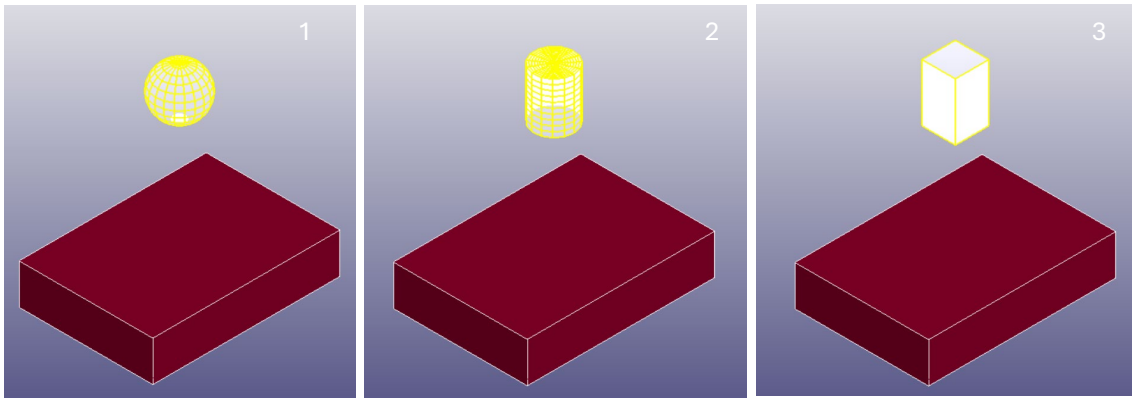


Abb. 7.36 Variation der Ladungsgeometrie

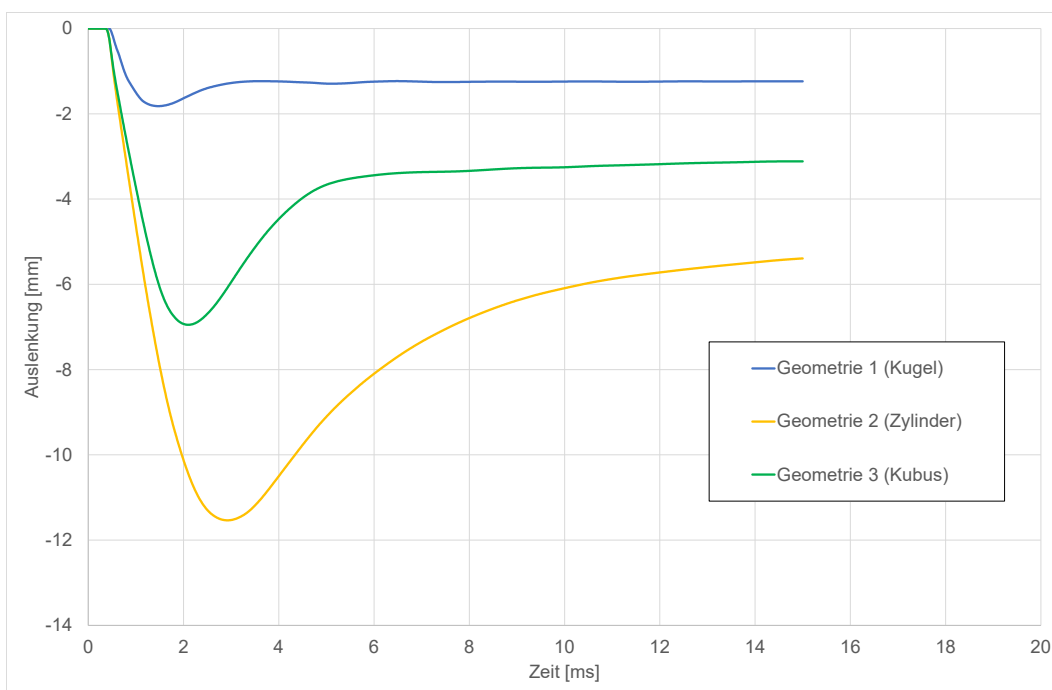


Abb. 7.37 Einfluss der Ladungsgeometrie auf die Auslenkung der Betonplatte (RC-Struktur)

7.2.4 Rechnungen mit dem K&C-Betonmodell

Die bisherigen Rechnungen wurden mit dem RHT-Betonmodell durchgeführt. Als weiteres Betonmodell wurde das K&C-Modell in LS-DYNA für die Berechnung verwendet. Innerhalb dieses Modells kann der Dynamic-Increase-Factor (DIF) angegeben werden. Dieser beschreibt die Erhöhung der Festigkeit bei hohen Dehnraten. Hierzu gibt es unterschiedliche Ansätze. Folgende wurden in der vorliegenden Arbeit verwendet:

- DIF nach Malvar- und Ross /MAL 97/

- DIF nach CEB (Comite Euro-International du Beton, siehe z. B. /CEB 88/)
- Rechnung ohne DIF

Abb. 7.38 vergleicht die genannten Ansätze für den DIF als Funktion der Dehnrates im Zugbereich des Betons. Die Ergebnisse dieser drei Rechnungen sind in Abb. 7.39 dargestellt. Es zeigt sich ein deutlicher Einfluss des DIF auf die Berechnungsergebnisse.

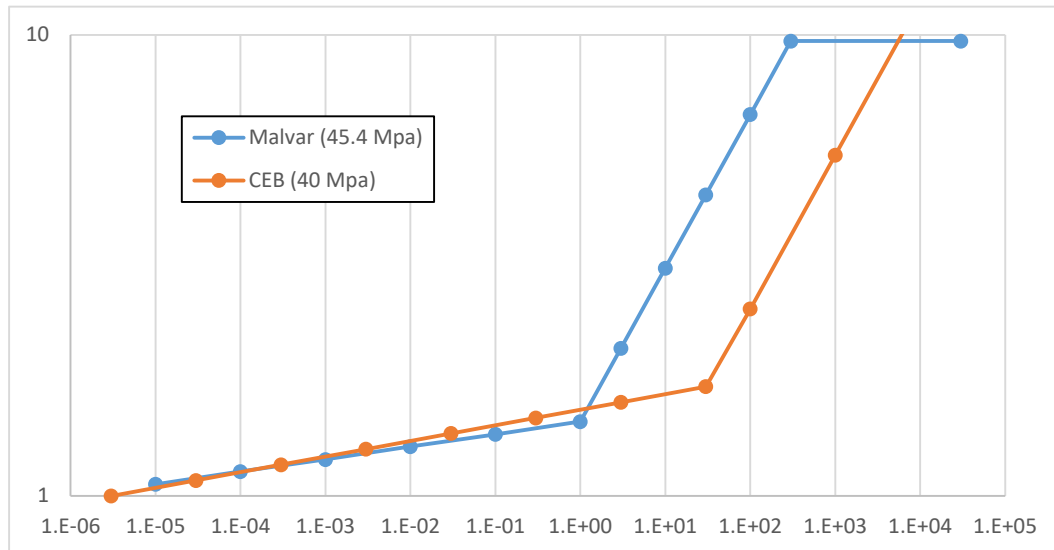


Abb. 7.38 Abhängigkeit des Dynamic-Increase-Faktors (DIF) von der Dehnrates (im Zugbereich)

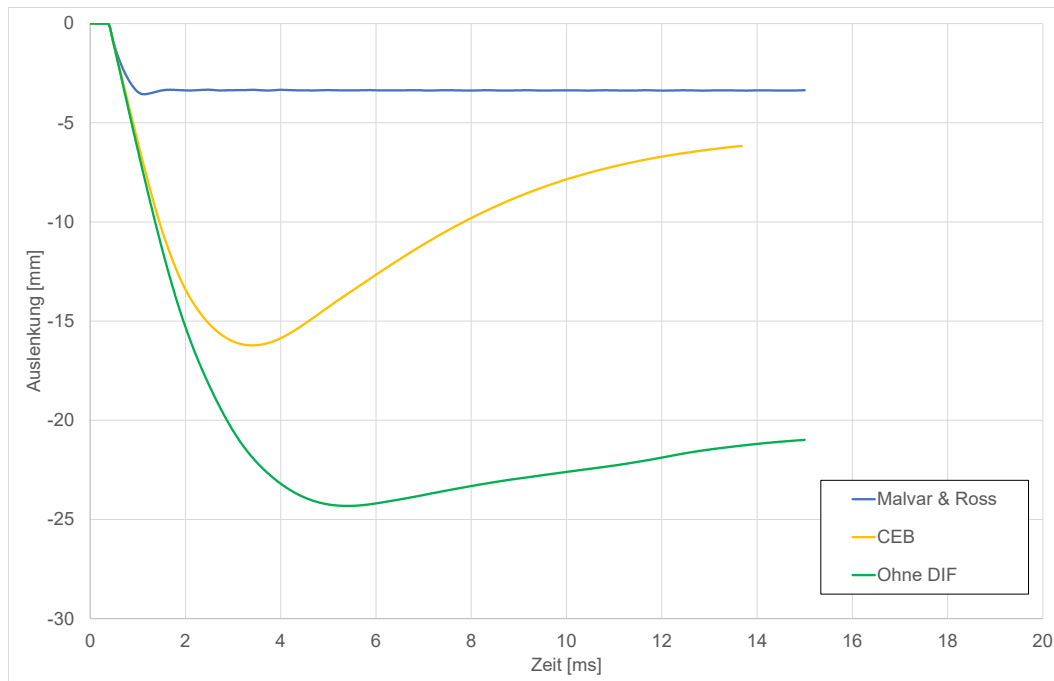


Abb. 7.39 Einfluss des Dynamic-Increase-Faktors (DIF) beim K&C-Betonmodell auf die Auslenkung der Betonplatte (RC-Struktur)

7.2.5 Parameterstudie hinsichtlich des Materialmodells und Vergleich mit dem Experiment

In Abb. 7.40 werden die Rechnungen mit unterschiedlichen Betonmodellen mit der im Experiment gemessenen Auslenkung verglichen. Am besten passt die Rechnung mit dem RHT-Modell zum experimentellen Verlauf. Auch die Rechnungen mit dem K&C-Modell (mit dem DIF nach CEB) passen gut zum Experiment. Die Rechnung mit dem Winfrith-Modell zeigt eine deutlich zu geringe Auslenkung.

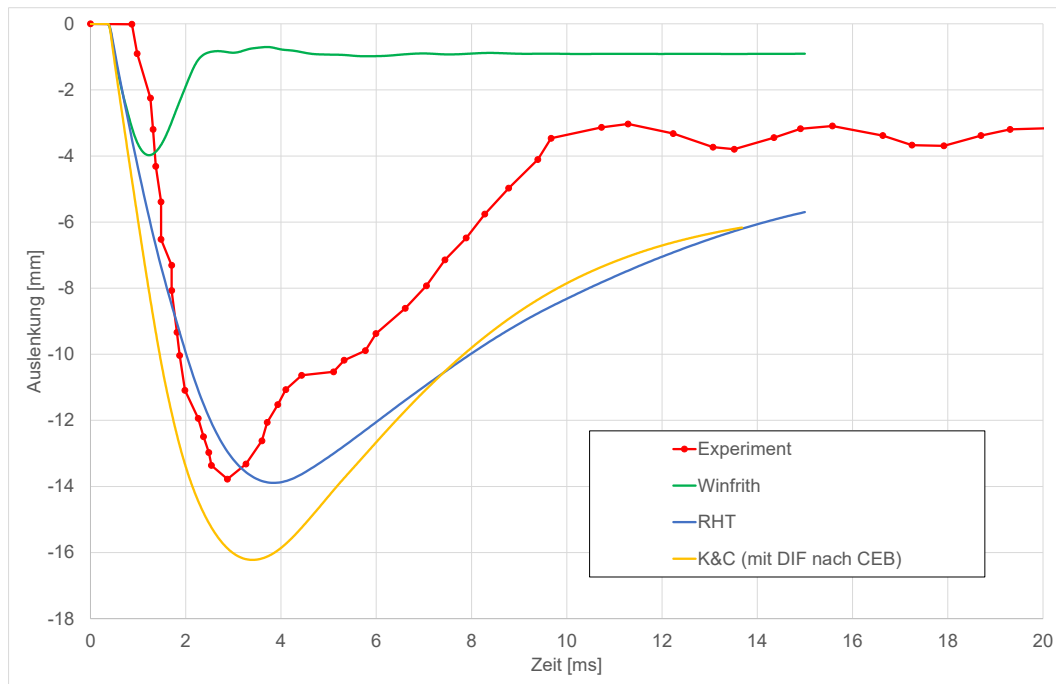


Abb. 7.40 Vergleich der Rechnungen mit unterschiedlichen Betonmodellen mit dem Experiment (RC-Struktur)

7.2.6 Modellierung der PSRC-Struktur

Um die Vorspannung einbringen zu können, muss der Zündzeitpunkt der Ladung innerhalb der Rechnung verschoben werden, um den Anspannvorgang und die dynamische Relaxation durchführen zu können. Dieses ist möglich, indem im Keyword `*Initial_Detonation` die Zündzeit (Parameter `LT`) verschoben wird. Hierbei kann es jedoch zu einer Veränderung der Druckwelle durch Probleme mit dem Luftvolumen kommen. Die Luft dringt während der Anspannsequenz in den mit der Ladung gefüllten Raumbereich ein. Um diesen unrealistischen Effekt zu unterbinden, kann der anfängliche Luftdruck auf null normiert werden. Dazu muss `E0=0` in `*EOS_Linear_Polynomial` und `PREF=0` in `*Control_ALE` gesetzt werden.

Das Choi-Experiment mit der PSRC-Struktur wurde mit der ALE-Methode und dem RHT-Beton nachgerechnet. In Abb. 7.41 sind die sich ergebenden Auslenkungen dargestellt. Die Auslenkung bei der PSRC-Struktur ist kleiner als bei der RC-Struktur, das gilt sowohl für das Experiment wie auch für die Simulationen. Die Auslenkung bei der PSRC-Struktur wird in der Simulation etwas überschätzt, aber insgesamt passen die berechneten Verläufe gut zu den experimentellen Werten.

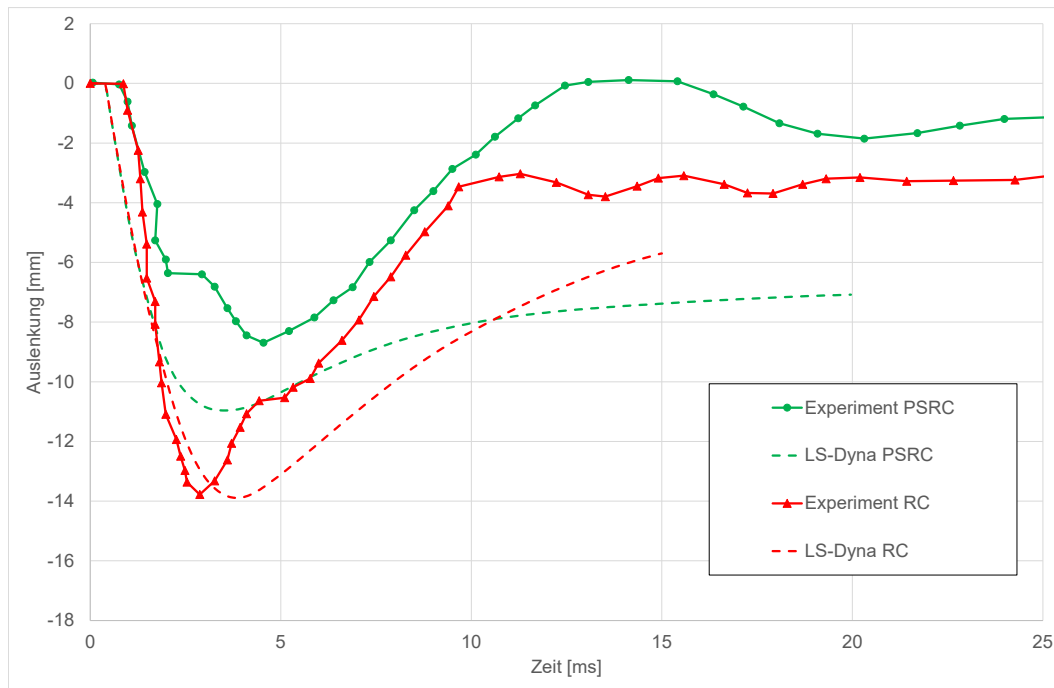


Abb. 7.41 Auslenkungen der RC- und der PSRC-Strukturen

7.2.7 Fazit

Die Choi-Versuche mit der RC- und der PSRC-Struktur konnten erfolgreich nachgerechnet werden. Bei einer Parameterstudie zeigte sich der starke Einfluss der Ladungsgeometrie auf das Berechnungsergebnis. Der Versuch mit der RC-Struktur wurde mit unterschiedlichen Betonmodellen nachgerechnet. Das RHT- und das K&C-Modell (mit DIF nach CEB) zeigten die beste Übereinstimmung mit dem Experiment. Das Winfrith-Modell zeigte eine deutlich zu kleine Plattenauslenkung. In die PSRC-Struktur konnte die Vorspannung erfolgreich eingebracht werden. Dieses führte zu einer geringeren Plattenauslenkung, was gut zu den experimentellen Ergebnissen passt.

8 **Aufprallbelastungen**

8.1 **Versuche bei VTT zum Skaleneffekt stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen**

Im Rahmen von Phase IV des IMPACT-Projektes wurde bei VTT eine Versuchsreihe zum Skaleneffekt stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen durchgeführt /VTT 25/. Der Versagensmechanismus der Stahlbetonplatten entspricht einer Kombination von Biege- und Durchstanzversagen, welches für die Versuche der sog. X-Reihe typisch ist. Hierbei wird ein kleinskaliger Versuch geometrisch skaliert, wobei ein Zielwert von 1,75 für den Skalierungsfaktor λ angestrebt wurde. Bezüglich der verfügbaren Durchmesser von Biegebewehrungsstäben und Bügeln lässt sich dieser Zielwert nicht realisieren. Aus diesem Grund wurden Durchmesser und Abstände der Bewehrungselemente derart gewählt, dass die Bewehrungsdichten gemäß dem Zielwert skalieren. Für das Betonieren wurde die identische Betoncharge verwendet, d. h., es erfolgte keine Skalierung des Größtkorndurchmessers des Betons von 8 mm. Die Belastung erfolgt über verformbare Projektile, für welche eine exakte geometrische Skalierung der Gesamtmasse sowie des Durchmessers und der Schalendicke vorgenommen wurde. Zur Fertigung der Projektile wurde ein Stahl der Sorte S355 eingesetzt, welcher ein zuverlässiges Beulen der Projektile auf beiden Skalen gewährleistete. In vorangegangenen Versuchen der X-Reihe wurde stattdessen die Stahlsorte EN 1.4432 verwendet. Es zeigte sich jedoch, dass ein aus dieser Sorte gefertigtes Projektil auf der größeren Skala (Versuch GSX1-L) im Gegensatz zur kleineren Skala (Versuch GSX1-S) nicht beulte, sondern stattdessen ein Aufreißen in Längsrichtung erfuhr. Dies hatte zur Folge, dass die Last-Zeit-Funktion (LTF) nicht korrekt skalierte, was einen Wechsel des Projektilmaterials sowie die Wiederholung der Versuche GSX1-S und GSX1-L erforderlich machte. Der Nachteil des Wechsels besteht darin, dass bis zu diesem Zeitpunkt keine kleinskaligen Referenzversuche mit aus S355 gefertigten Projektilen vorlagen. Auch aus diesem Grund wurde zur Ermittlung des dynamischen Materialverhaltens von S355 eine separate Untersuchung /CAD 25/ durchgeführt. Die Probenkörper wurden aus Blechen gewonnen, deren Dicken den Projektilwandstärken der beiden Skalen entsprachen. Eine Auflistung der geometrischen Parameter der wiederholten Versuche mit Stahlbetonplatten erfolgt in Tab. 8.1. Zusätzlich zu den Versuchen mit Stahlbetonplatten stehen Daten aus Versuchen (XFP-S1R und XFP-L1R) mit starren Kraftmesseinrichtungen zur Verfügung.

Tab. 8.1 Skalierung der Versuchsparameter in der GSX1R-Versuchsreihe

Versuchsparameter	Referenz (GSX1R-S)	Skaliert (GSX1R-L)	Skalierung λ^p	Ideale Skalierung
Höhe/Breite Platte / mm	2088	3590	1,72	1,75
Plattendicke / mm	250	437,5	1,75	1,75
Betonüberdeckung / mm	20	35	1,75	1,75
Ø Bewehrungsstab / mm	10	16	1,60	1,75
Bewehrungsstababstand / mm	90	132	1,47	1,75
Ø Bügel / mm	6	8	1,33	1,75
Biegebewehrungsdichte / mm/m	873	1523	1,75	1,75
Schubbewehrungsdichte / mm ² /m ²	1745	1745	1,00	1,00
Masse Projektil / kg	50	268	1,75 ³	1,75 ³
Wanddicke Projektil / mm	4,57	8,00	1,75	1,75
Ø _{ausser} Projektil / mm	222,9	390	1,75	1,75
Aufprallgeschwindigkeit / m/s	142,7	142,8	1,00	1,00

Die Versuche wurden mit dem Rechenprogramm LS-DYNA unter Verwendung des Winfrith-Modells für Beton simuliert. Details der Modellbildung zur jeweiligen Größenskala lassen sich Abb. 8.1 und Abb. 8.2 entnehmen. Beton und Bewehrung wurden für GSX1R-S mit einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von 10 mm und für GSX1R-L mit 17,5 mm vernetzt. Der Verbund von Bewehrung und Stahl erfolgte in den Referenzrechnungen über die Option *Constrained_Beam_in_Solid, um den Aufwand bei der Vernetzung zu reduzieren.

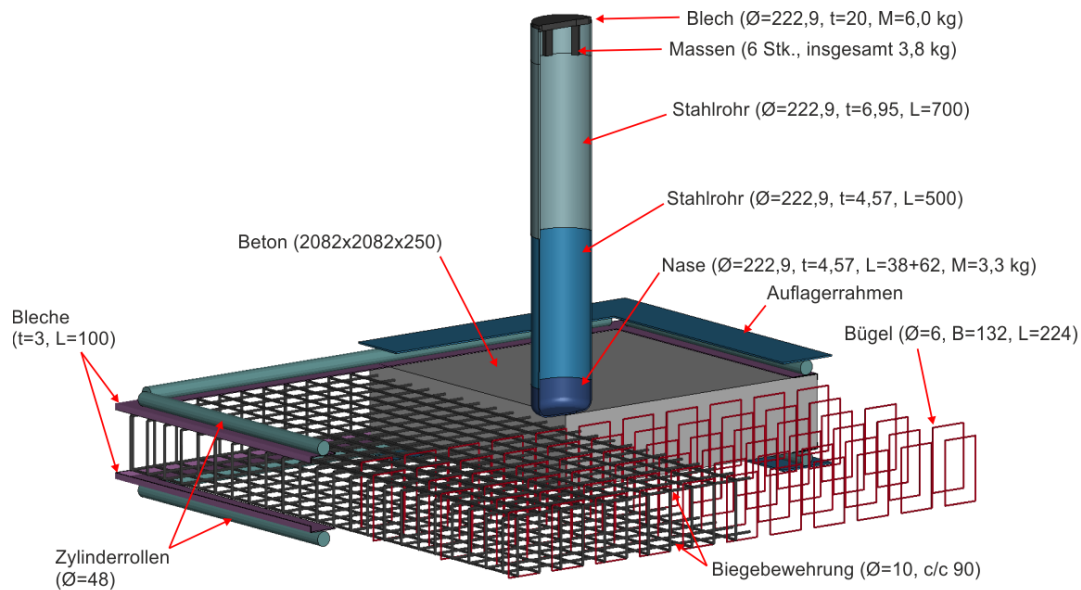


Abb. 8.1 Modellbild zur Simulation des Versuches GSX1R-S (Maße in mm)

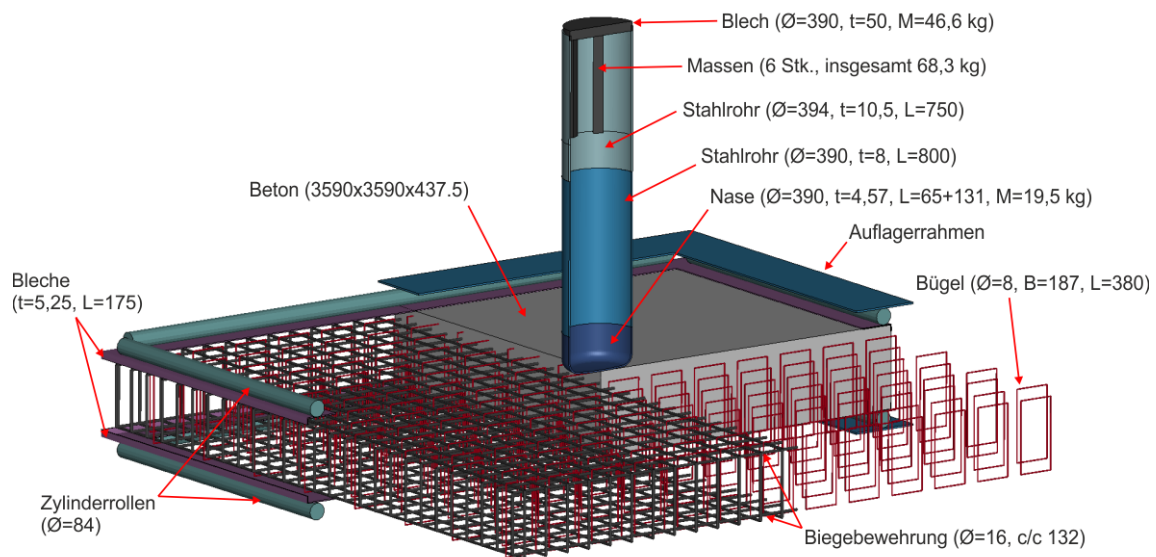


Abb. 8.2 Modellbild zur Simulation des Versuches GSX1R-L (Maße in mm)

Für die Projektilstrukturen wurden Schalenelemente mit einer durchschnittlichen Elementkantenlängen von 4 mm für die kleine Skala bzw. 7 mm für die große Skala verwendet. Zunächst wurden zur Validierung der Projektilmodellierung die Versuche XFP-S1R und XFP-L1R simuliert, bei denen die Aufprallgeschwindigkeit jeweils etwa 142,5 m/s betrug. Die Targetstruktur wurde dabei vereinfacht als Starrkörper simuliert, d. h., Effekte der Kraftmessvorrichtung wurden nicht erfasst. Dabei wurde das Festigkeitsmodell von Johnson-Cook gemäß Gleichung (8.1) verwendet.

$$\sigma_y = (A + B \cdot \varepsilon_p^n) \cdot \left(1 + C \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \quad (8.1)$$

Dabei sind A, B, n und C Modellparameter, ε_p die effektive plastische Dehnung und $\dot{\varepsilon}_0$ die quasistatische Referenzdehnrate. Der zweite Faktor zur Berücksichtigung von Dehnrateneffekten (Dynamic Increase Factor, DIF) lässt sich alternativ durch das Modell von Cowper-Symonds gemäß Gleichung (8.2) austauschen.

$$\sigma_{dyn} = \sigma_{stat} \cdot \left(1 + \left[\frac{\dot{\varepsilon}}{D}\right]^{1/p}\right) \quad (8.2)$$

Für die Untersuchungen wurden die in Tab. 8.2 aufgeführten Modellparameter nach /CAD 25/ verwendet.

Tab. 8.2 Parameter des Johnson-Cook-Modells bzw. des Cowper-Symonds-Modells für S355 nach /CAD 25/

Versuch	A / MPa	B / MPa	n	C	D / s ⁻¹	p	$\dot{\varepsilon}_0$ / s ⁻¹
GSX1R-S	379,1	883,7	0,6001	0,049398	1063	3,0994	0,001
GSX1R-L	402,3	870,4	0,5940	0,039835	3343	3,6674	0,001

Abb. 8.3 vergleicht die Ergebnisse bezüglich der Deformation der Projektile für Simulationen der GSX1R-Versuche mit dem Johnson-Cook-Modell. Grundsätzlich stimmen Simulationsergebnisse und Versuchsergebnisse bezüglich der Anzahl der Beulen sowie der nicht deformierten Projektillänge zufriedenstellend überein. In Versuch GSX1R-L kam es zu kleineren Rissen der Projektilstruktur, welche im Rechenmodell nicht berücksichtigt werden.

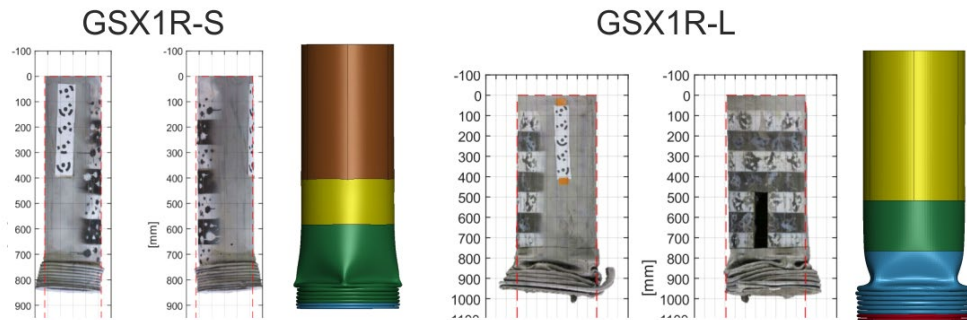


Abb. 8.3 Vergleich von Deformationen des Projektils in der Simulation der GSX1R mit dem Johnson-Cook-Modell

In Abb. 8.4 werden die Ergebnisse bezüglich der mit dem Johnson-Cook-Modell berechneten LZF-Versuchsergebnissen aus XFP-S1R und XFP-L1R gegenübergestellt, welche seitens VTT mit digitaler Bildkorrelation (DIC) ermittelt wurden. Die numerisch ermittelten LZF entsprechen in der ersten Phase des Aufpralls nahezu der geometrischen Skalierung. Das durchschnittliche Lastniveau stimmt zufriedenstellend mit den Daten der DIC überein. Auf der kleinen Skala treten etwas höhere relative Lastspitzen auf. Parameterstudien zeigten, dass dieser Effekt durch den Skaleneffekt infolge des dehnratenabhängigen Materialverhaltens bedingt ist. Unterschiede zum Ende des Aufpralls werden durch Unterschiede bezüglich der Stoßdauer bei den DIC-Daten durch die Ausbildung diamantförmiger Beulen auf der großen Skala bedingt, wohingegen auf der kleinen Skala ausschließlich rotationssymmetrische Beulen vorliegen. Abb. 8.5 vergleicht Ergebnisse zu mit dem Cowper-Symonds-Modell berechneten LZF mit Ergebnissen von Signalen von KMD. Es zeigt sich für die numerische Simulation, dass der durch den Dehnrateneffekt verursachte Skaleneffekt auf Lastspitzen für das Cowper-Symonds-Modell im Vergleich zum Johnson-Cook-Modell etwas stärker ausgeprägt ist. In der Anfangsphase des Aufpralls entsprechen die numerischen Kontaktkräfte hinsichtlich der Größenordnung etwa den Signalen der KMD. Im späteren Verlauf kommt es zu Abweichungen, welche dem Verhalten der eigens für diese Versuchsreihe neu entwickelten Kraftmessvorrichtung zuzuordnen sind. Diese weist insgesamt 14 KMD auf, bei denen einige während der Datenaufzeichnung ausfielen. Die gezeigten Versuchsdaten stellen zwar korrigierte Messwerte dar, sind jedoch mit Unsicherheiten behaftet. Auf eine detaillierte Abbildung der Targetstruktur wurde daher im Rahmen dieser Untersuchungen verzichtet. Im Übrigen sind die nach den beiden Modellen berechneten LZF ähnlich. Testrechnungen zu Versuchen mit Stahlbetonplatten zeigten einen geringen Einfluss des Dehnratenmodells. Die

Referenzrechnungen wurden im Folgenden mit dem Johnson-Cook-Modell durchgeführt.

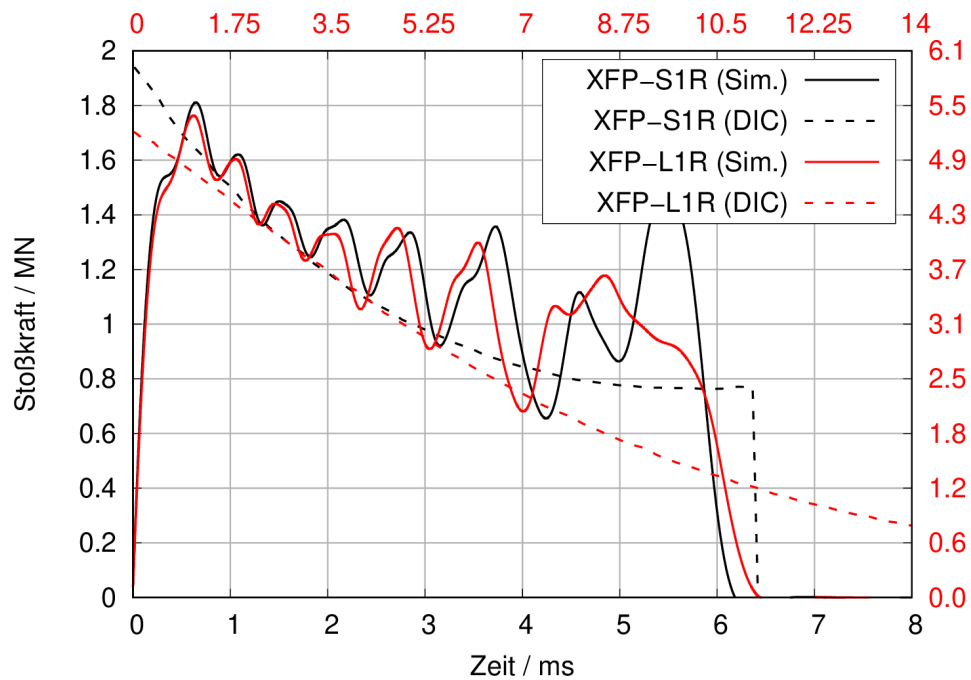


Abb. 8.4 Ergebnisse der Simulation mit dem Johnson-Cook-Modell von XFP-S1R und XFP-L1R (Vergleich von LZF)

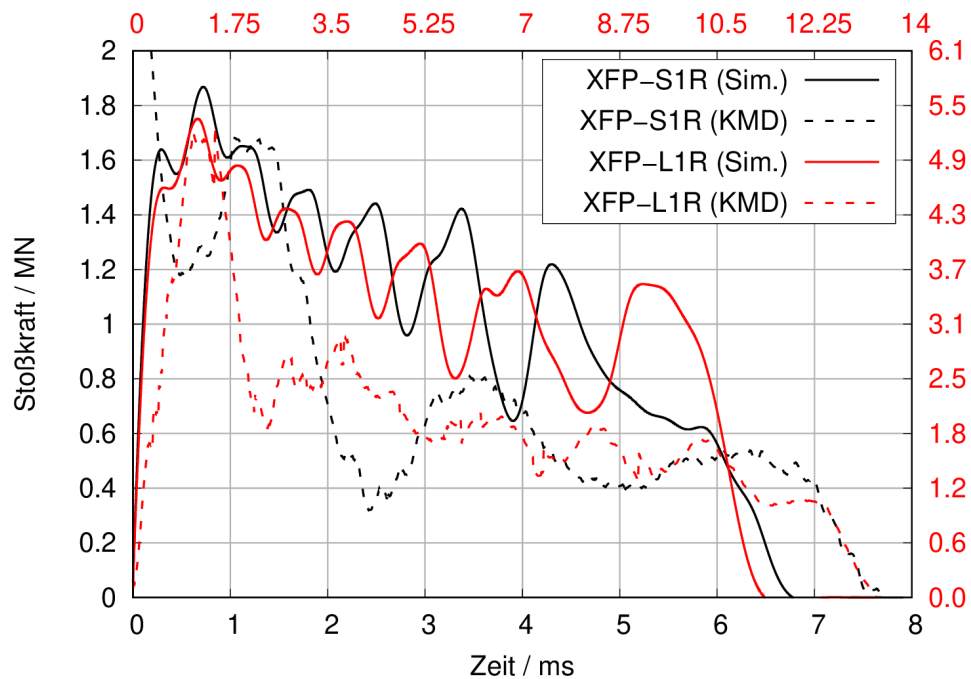


Abb. 8.5 Ergebnisse der Simulation mit dem Cowper-Symonds Modell von XFP-S1R und XFP-L1R (Vergleich von LZF)

Für die Simulationen wurde das Winfrith-Betonmodell /BRO 93/ verwendet. Eine umfassende Übersicht über das Verhalten des Winfrith-Modells gibt ein Artikel von Schwer /SCH 11/. Ein bi-lineares Modell beschreibt das Entfestigungsverhalten unter Zugbelastung nach Überschreitung der Zugfestigkeit f_t (vgl. Abb. 8.6). Rissweite w und Dehnung ε unter Zug sind über die Beziehung $w = \varepsilon L$ mit der Elementkantenlänge L verbunden. Die Bruchenergie G_F ist ein frei wählbarer Eingabeparameter und kann z. B. gemäß fib-Model-Code 2010 /CEB 13/ mit $G_F = 73 \cdot f_c^{0,18}$ (Druckfestigkeit f_c in MPa) belegt werden. Ein weiterer Eingabeparameter ASIZE ist der Durchmesser des größten Zuschlagkorns, welcher nicht direkt in die Zugentfestigung eingeht. Bei der aufnehmbaren Schubspannung eines gerissenen Elementes parallel zur Rissebene wird jedoch der Effekt der Verzahnung von Zuschlagskörnern (engl. aggregate interlock) gemäß der Modellkurve in Abb. 8.6 berücksichtigt. Da es sich bei ASIZE um einen dimensionsbehafteten Eingabeparameter handelt und der Größtkorndurchmesser in den Versuchen nicht skaliert wurde, ist das Winfrith-Modell prinzipiell zur Abbildung eines Skaleneffektes in der Lage /HEC 25/. Weiterhin sind Skaleneffekte aufgrund der Berücksichtigung von dehnratenabhängigem Materialverhalten von Beton gemäß /CEB 88/ zu erwarten.

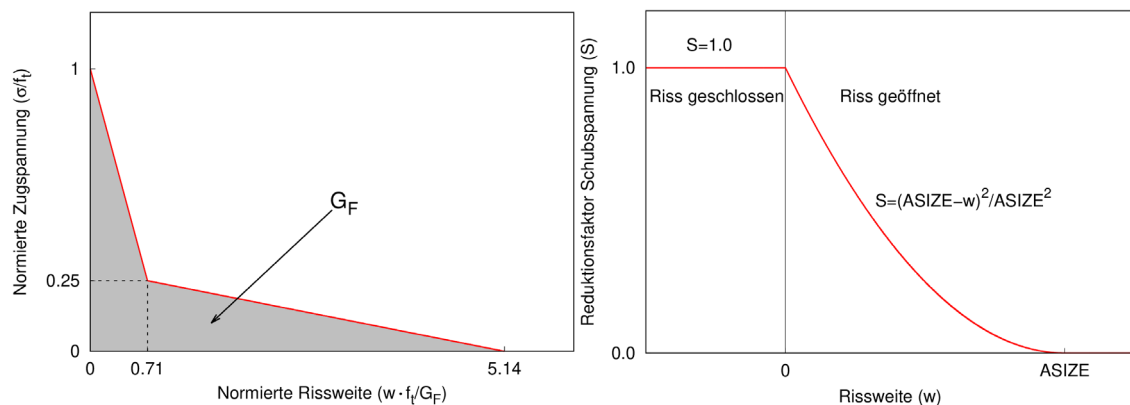


Abb. 8.6 Verhalten des Winfrith-Modells nach der Rissbildung für Zugentfestigung (links) und Transfer von Schubkräften (rechts)

Das Winfrith-Modell verfügt über eine Option zur Visualisierung der Risse. Diese werden für die Vorderseiten in Abb. 8.7 mit Photographien der Versuchsplatten verglichen. Der Kontaktbereich zwischen Projektilwand und Beton ist deutlich erkennbar. Für GSX1R-L wird frontseitig eine stärker ausgeprägte Rissbildung als für GSXR-S prognostiziert.

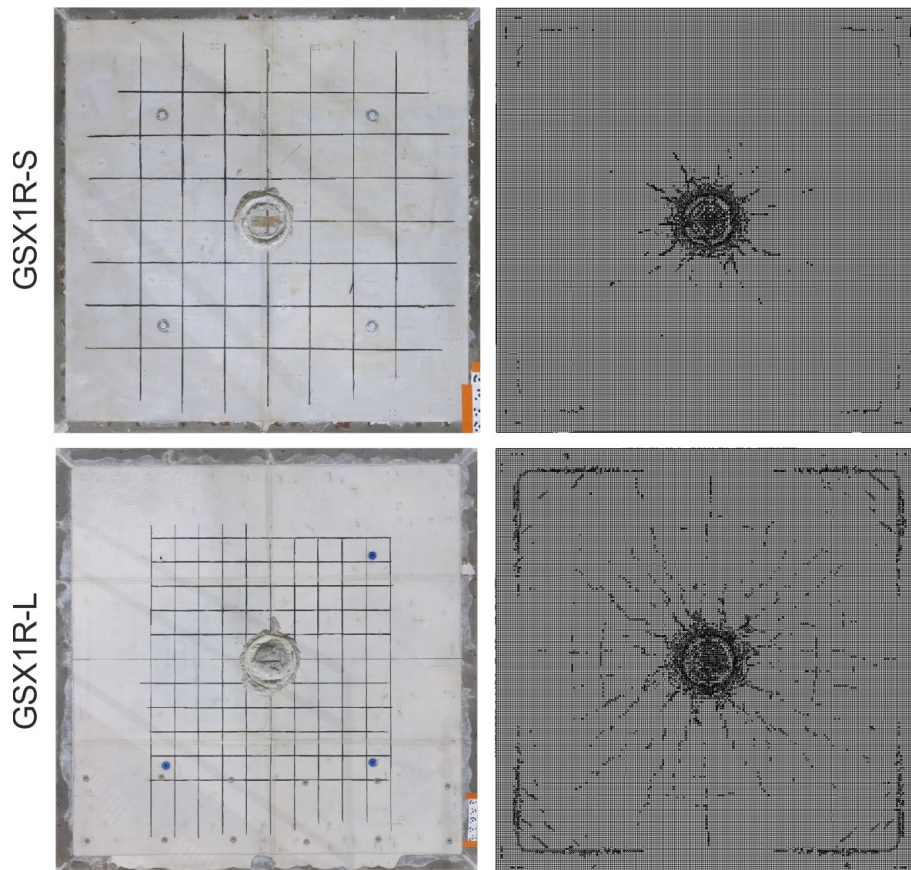


Abb. 8.7 Schadensbilder der Frontseiten der Versuchsplatte in GSXR-Versuchen

Abb. 8.8 zeigt einen entsprechenden Vergleich für die Plattenrückseiten. Es ist erkennbar, dass stärkere rückseitige Abplatzungen für die größere Skala auftreten. Ein Vergleich der Querschnitte sämtlicher Quadranten der Versuchsplatte mit dem Simulationsergebnis erfolgt in Abb. 8.8. Da die Simulationsergebnisse eine Symmetrie aufweisen, wird hier lediglich ein Querschnitt dargestellt. Es wird deutlich, dass der Stanzwinkel für die größere Skala mit ca. 32° geringer ist als für die kleinere Referenzskala mit ca. 45° . Dies entspricht Durchmessern der Querschnitte der Stanzkegel auf der Plattenrückseite von ca. 500 mm bzw. 1400 mm. Anhand der Bügelabstände lässt sich abschätzen, dass ca. 23 Bügelquerschnitte mit insgesamt 735 mm^2 für die Referenzskala und 86 Bügelquerschnitte mit insgesamt 4323 mm^2 für die große Skala aktiviert werden. Das Verhältnis der aktivierten Querschnitte skaliert mit $2,42^2$ stärker als gemäß der geometrischen Skalierung. Unterstellt man für den Durchmesser der Querschnitte der Stanzkegel auf der Frontseite die jeweiligen Projektildurchmesser, ergeben sich Mantelflächen von ca. $3,81 \cdot 10^5 \text{ mm}^2$ bzw. $2,26 \cdot 10^6 \text{ mm}^2$. Die Verhältnisse der Bügelquerschnitte zu den Mantelflächen belaufen sich auf $1,93 \cdot 10^{-3}$ bzw. $1,92 \cdot 10^{-2}$, d. h., sie sind für beide Skalen vergleichbar.

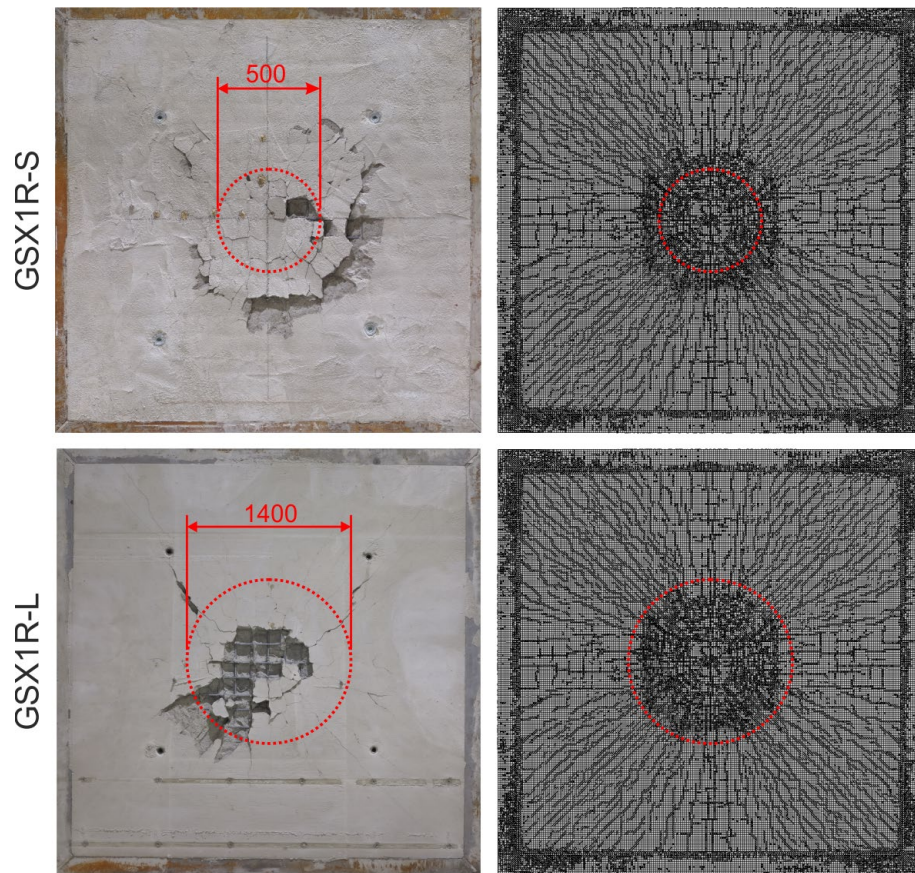


Abb. 8.8 Schadensbilder der Rückseiten der Versuchsplatte in GSXR-Versuchen



Abb. 8.9 Schadensbilder in Plattenquerschnitten in GSXR-Versuchen

Simulationsergebnisse zu Zeitverläufen rückseitiger Plattenverschiebungen werden in Abb. 8.10 mit Versuchsergebnissen verglichen. Für die Darstellung der Ergebnisse zu GSX1R-L wurden die Achsen gemäß des Skalierungsfaktors skaliert. Während der Messung wurden einige Wegaufnehmer zerstört, so dass teilweise keine Ergebnisse für permanente Verschiebungen vorliegen. Für die Sensoren D1, D2 und D4 stehen zudem

keine maximalen Werte zu GSX1R-L zur Verfügung. Anhand der Ergebnisse zur maximalen Verschiebung für D2 deutet sich exemplarisch an, dass ein Skaleneffekt vorliegt.

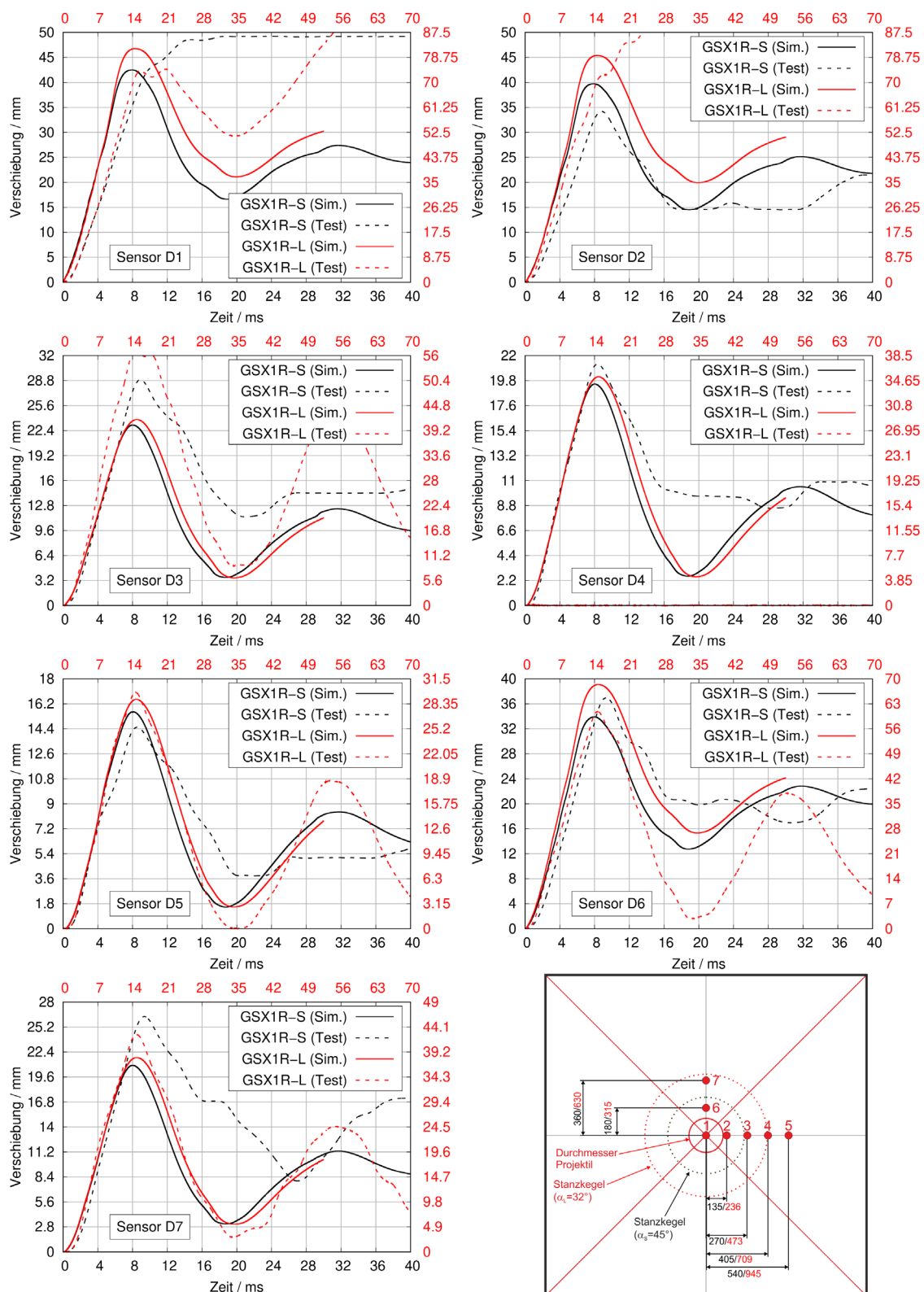


Abb. 8.10 Zeitliche Verläufe rückseitiger Plattenverschiebungen in GSXR-Reihe

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass im Rahmen von Phase IV des IMPACT-Projektes bei VTT ein Versuchspaar zum kombinierten Durchstanz- und Biegeversagen durchgeführt wurde, bei dem die Interpretation der Versuchsergebnisse einen Skaleneffekt andeutet. Das Winfrith-Modell ist prinzipiell dazu geeignet, einen Skaleneffekt numerisch abzubilden.

8.2 Am Indian Institute of Technology Roorkee durchgeführte Aufprallversuche

Am Indian Institute of Technology in Roorkee wurden Aufprallversuche zum Perforationswiderstand von unbewehrtem Beton, Stahlbeton und Spannbetonplatten /RAJ 17/, /KAM 22/ durchgeführt. Im Rahmen von UMRS1616 wurden zunächst Untersuchungen zur Versuchsreihe aus /RAJ 17/ mit LS-DYNA und AUTODYN vorgenommen. Es handelt sich um quadratische Platten mit einer Kantenlänge von 450 mm, wobei Plattendicken von 60 mm, 80 mm und 100 mm untersucht wurden. Tab. 8.3. listet die wesentlichen Versuchsergebnisse auf.

Tab. 8.3 Versuchsergebnisse der Versuche nach Referenz /RAJ 17/

Plattendicke	Beton, unbewehrt		Stahlbeton		Spannbeton	
	v_0 / m/s	v_r / m/s	v_0 / m/s	v_r / m/s	v_0 / m/s	v_r / m/s
60 mm	102	37	102	25	202	122
	87	25	87	14	176	85
	73	16,5	78	10,5	154	70
	53	0	62	0	115	38,5
	-	-	-	-	95	21
	-	-	-	-	75	0
80 mm	140	78	120	36	150	60
	100	41,6	105	25	140	45
	80	18	90	12	120	20
	65	0	78	0	110	9
	-	-	-	-	100	0
100 mm	192	134	200	80	220	70
	175	120	170	35	210	50
	110	10	140	11	190	30
	104	0	130	0	175	0

Ein Schnittbild eines mit hexaedrischen Elementen diskretisierten Modells des Projektils ist in Abb. 8.11 dargestellt. Das Projektil ist aus Stahl (Fließgrenze 415 MPa) gefertigt und weist eine Masse von ca. 1 kg auf. In den Versuchen wurden keine Verformungen des Projektils festgestellt und es ist somit von einem harten Stoß auszugehen.

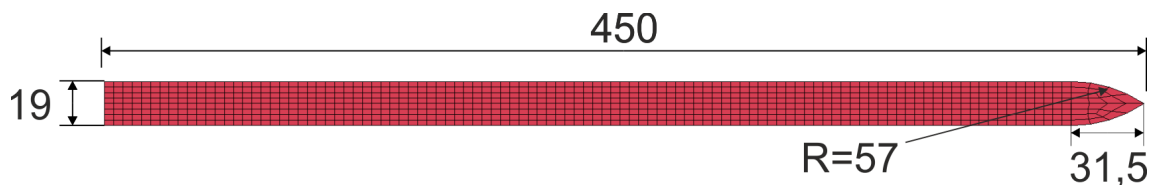


Abb. 8.11 Schnittbild eines Projektilmodells für Simulationen der Versuche des Indian Institute of Technology Roorkee

Die graphische Benutzeroberfläche des Rechenprogramms AUTODYN verfügt über eine spezielle Funktionalität zur Vernetzung von Ogiven mit Hexaeder-Elementen. Hierbei stehen zwei Varianten zur Verfügung, welche in Abb. 8.12 für ein Netz mit jeweils acht Elementen über den Radius dargestellt sind. Da es sich bei den Eingabedateien für AUTODYN um Binärdateien handelt, wurde über ein nutzereigenes Unterprogramm eine ASCII-Datei im Format der Eingabedateien von LS-DYNA erzeugt. Es zeigte sich, dass der Kontakt zwischen Beton und der Ogive besondere Anforderungen an den Kontaktalgorithmus stellt. Aus diesem Grund wurden Parameterstudien hinsichtlich des Netztyps, der Vernetzungsfeinheit sowie der Kontrollparameter des Kontaktalgorithmus durchgeführt.

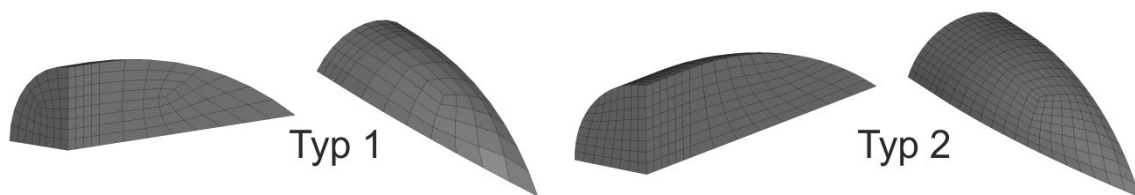


Abb. 8.12 Optionen zur Vernetzung einer Ogive mit Hexaeder-Elementen

Der Aufbau des Rechenmodells für LS-DYNA ist in Abb. 8.13 am Beispiel einer 100 mm dicken Zielstruktur illustriert. Ebenso lassen sich Abb. 8.13 Details über die Anordnung der Bewehrung entnehmen. Bei diesen Versuchen verlaufen die Spannglieder lediglich in eine Richtung. Die Elementkantenlänge wurde im unmittelbaren Aufprallbereich (Bereich A) in lateraler Richtung verfeinert und beträgt dort 1,25 mm. In den Bereichen B und C beträgt sie 2,5 mm bzw. 5 mm. Über die Plattendicke wurden 80 Elemente verwendet, was einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von 1,25 mm entspricht. Die Betonüberdeckung der Bewehrung auf der Rückseite beträgt 15 mm. Die axialen Kräfte

in den 13 Spanngliedern betragen 10 kN, 14 kN bzw. 16,5 kN für die Plattendicken 60 mm, 80 mm und 100 mm. Das Verhalten von Beton wurde über das RHT-Modell beschrieben.

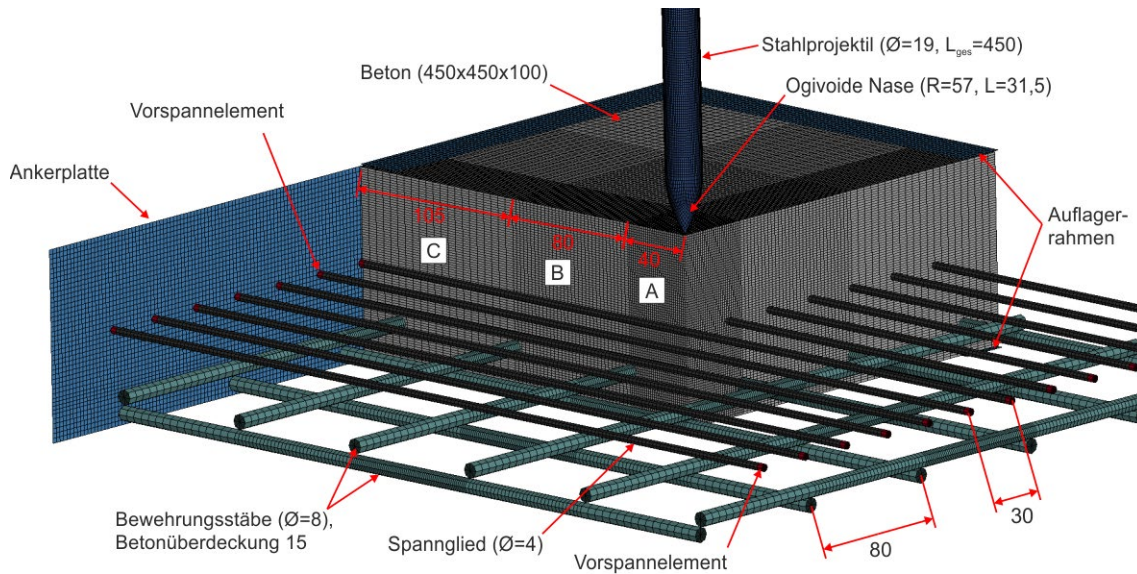


Abb. 8.13 Rechenmodell zur Simulation der Aufprallversuche des Indian Institute of Technology Roorkee (Maße in mm)

Die Vorspannung erfolgt analog zu dem in Abschnitt 5.4 beschriebenen Verfahren. In Abb. 8.14 werden axiale Kräfte eines Spanngliedes mit Kontaktkräften zwischen Ankerplatten und Beton miteinander verglichen. Der resultierende hydrostatische Druck im Zentrum der Platte beträgt ca. 1,6 MPa, was einem Spannungsanteil in Anspannungsrichtung von ca. 4,76 MPa entspricht.

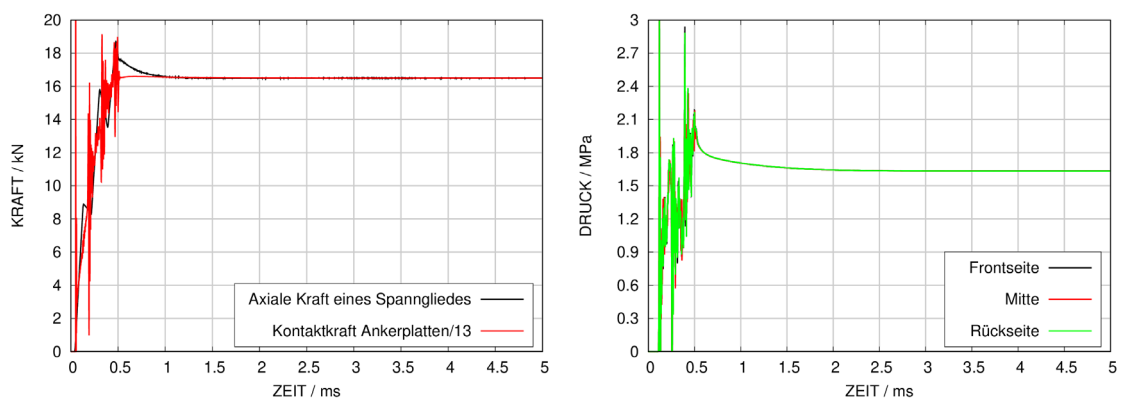


Abb. 8.14 Axiale Kräfte in Spanngliedern und Kontaktkräfte (links) und resultierendes Druckniveau im Plattenzentrum (rechts) während der Vorspannphase in Simulationen zu IITR-Versuchen

Ergebnisse bezüglich der Starrkörpergeschwindigkeit des Projektils werden exemplarisch für eine Aufprallgeschwindigkeit von 100 m/s in Abb. 8.15 miteinander verglichen. Grundsätzlich werden deutlich höhere Residualgeschwindigkeiten prognostiziert, als durch die Versuchsergebnisse ausgewiesen sind (vgl. Tab. 8.3). Der Vergleich zwischen der Simulation mit Spannbeton und Stahlbeton zeigt, dass Vorspannung einen gewissen Effekt auf die Residualgeschwindigkeit aufweist. Dieser ist jedoch deutlich schwächer ausgeprägt als in den Versuchen. Versuchsweise wurde eine Simulation mit einer Neigung des Projektils von 2° gegen die Oberflächennormale durchgeführt, was keinen nennenswerten Einfluss auf die Residualgeschwindigkeiten hatte. Eine mit einer Elementkantenlänge des Betons von 4 mm durchgeführten Simulation deutet an, dass eine Abhängigkeit von der Vernetzungseinheit besteht. Ergänzend zu den LS-DYNA-Simulationen wurde eine Rechnung mit AUTODYN durchgeführt, insbesondere um den dort verfügbaren Kontaktalgorithmus zu erproben. Auch in dieser Simulation wurde eine deutlich höhere Residualgeschwindigkeit als in den Versuchen prognostiziert. Weitere Parameterstudien umfassten einen Versatz des Projektils in Richtung von Bewehrungsstäben sowie eine Variation der Materialparameter des RHT-Modells, insbesondere bezüglich der Restfestigkeit des vollständig geschädigten Betons. Allerdings konnte hierdurch keine deutliche Verbesserung der Simulationsergebnisse erzielt werden. Alle genannten Befunde zeigten sich auch in Untersuchungen zu den Plattendicken 60 mm und 80 mm. Zur Untersuchung des Einflusses der Projektilmasse wurden Simulationen mit einem 225 mm langen Projektil durchgeführt, was einer Projektilmasse von ca. 400 g entspricht. Derartige Projektile wurden in einer weiteren Versuchsreihe des IITR verwendet /KAM 22/. Das Ergebnis einer Parameterstudie bezüglich der Aufprallgeschwindigkeit ist in Abb. 8.16 dargestellt. Trotz der reduzierten Projektilmasse kommt es weiterhin zu einer deutlichen Überschätzung der Versuchsdaten bezüglich der Residualgeschwindigkeiten. Es ist weiterhin ein gewisser Einfluss der Vorspannung auf die Residualgeschwindigkeiten sowie die ballistische Grenzgeschwindigkeit erkennbar. Jedoch sind beide Effekte deutlich geringer ausgeprägt, als dies für die Versuche der Fall ist.

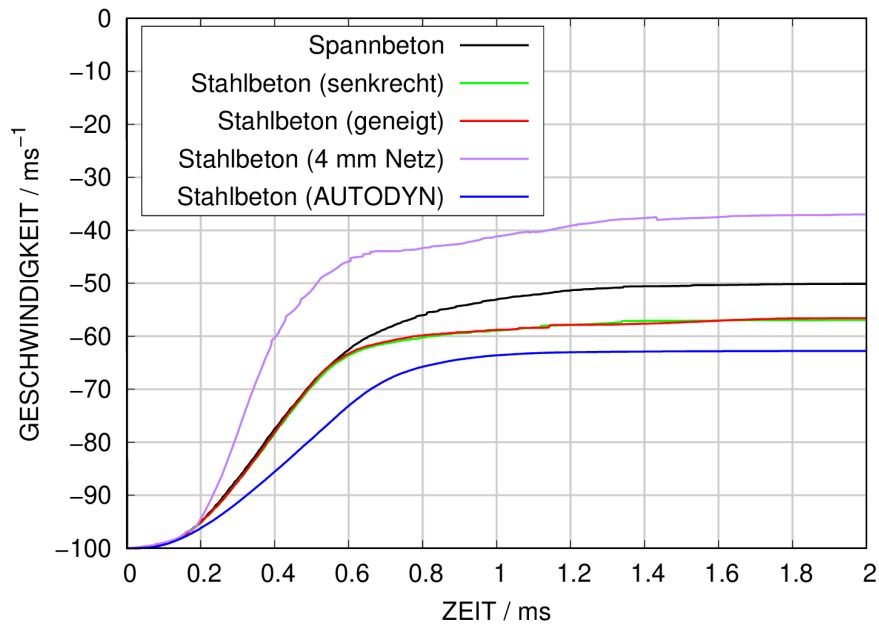


Abb. 8.15 Geschwindigkeitsverläufe des Projektils in Simulationsrechnungen zu IITR-Versuchen mit 100 mm dicken Platten

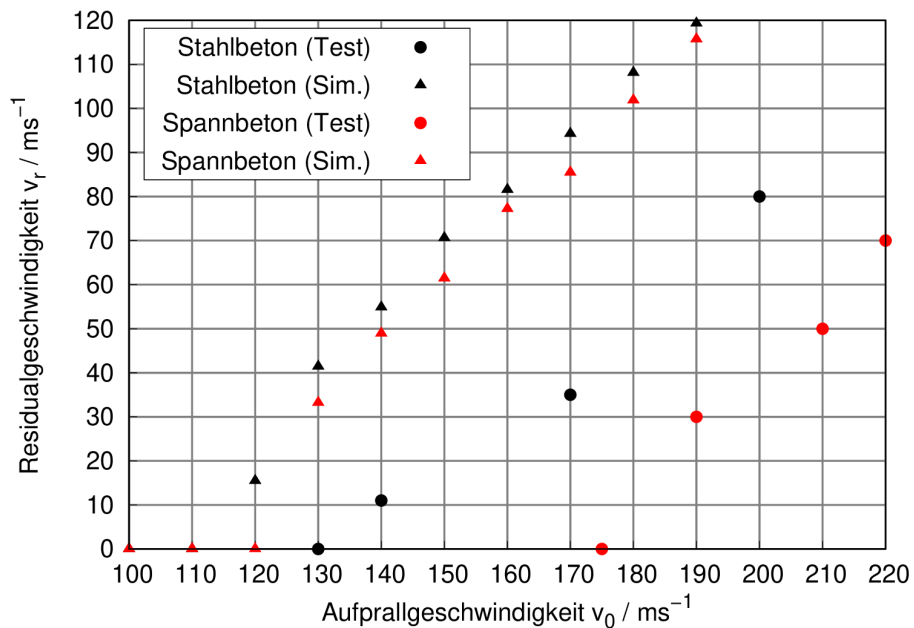


Abb. 8.16 Beziehungen zwischen Aufprallgeschwindigkeit und Residualgeschwindigkeiten in Simulationen zu IITR-Versuchen mit 100 mm dicken Platten

Das in den Versuchen vorgefundene Schadensbild der Front- und Rückseiten der Platten ist für zwei Versuche exemplarisch in Abb. 8.17 dargestellt. Insbesondere für die rückseitigen Abplatzungen scheint kein Einfluss der Vorspannung vorzuliegen. Ein ähnlicher Befund ergibt sich für die Konturen des Schadensparameters des RHT-

Modells, welche in Abb. 8.17 dargestellt sind. Bezüglich radialer Rissbildung auf der Frontseite bewirkt die Vorspannung eine Reduzierung von Rissen. Für das numerische Ergebnis lässt sich weiterhin feststellen, dass die Bereiche mit Übergängen der Vernetzungsfineinheit Randbedingungen für die Schädigungsausbreitung darstellen.

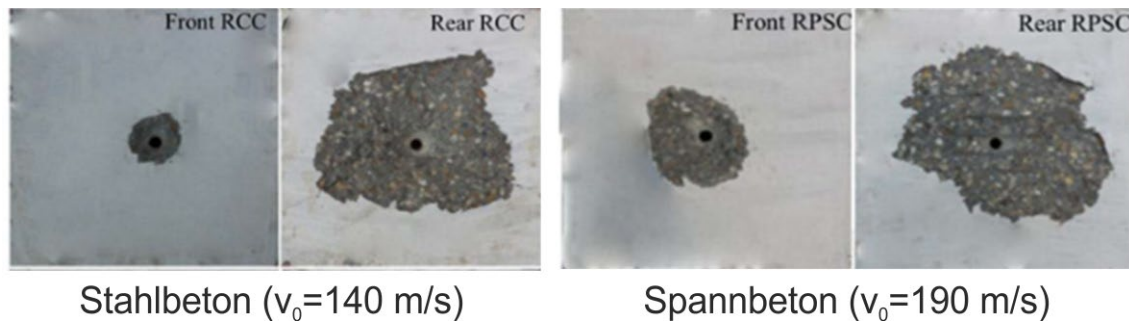


Abb. 8.17 Schädigung in Versuchen mit 100 mm dicken Platten (Bilder aus /RAJ 17/)

Fazit: Es wurden umfangreiche Parameterstudien zu den IITR-Versuchen /RAJ 17/ durchgeführt. Bei den Simulationen werden bislang die Residualgeschwindigkeiten deutlich überschätzt und die ballistischen Grenzggeschwindigkeiten deutlich unterschätzt. Ebenso wird ein positiver Effekt der Vorspannung zwar qualitativ nachvollzogen, aber ebenfalls deutlich unterschätzt. Zukünftige Arbeiten sollten die genannten Defizite der Simulationen untersuchen. Diese Untersuchungen sollten auch die Erprobung weiterer Materialmodelle für den Werkstoff Beton beinhalten. Zur Eingrenzung von möglichen Unsicherheiten bei der Dokumentation der IITR-Versuche und als zusätzliche Validierung des RHT-Modells sollten ähnliche Versuche von Hanchak et al. /HAN 92/ mit durch ogivoide Projektile beschossenen Stahlbetonplatten untersucht werden.

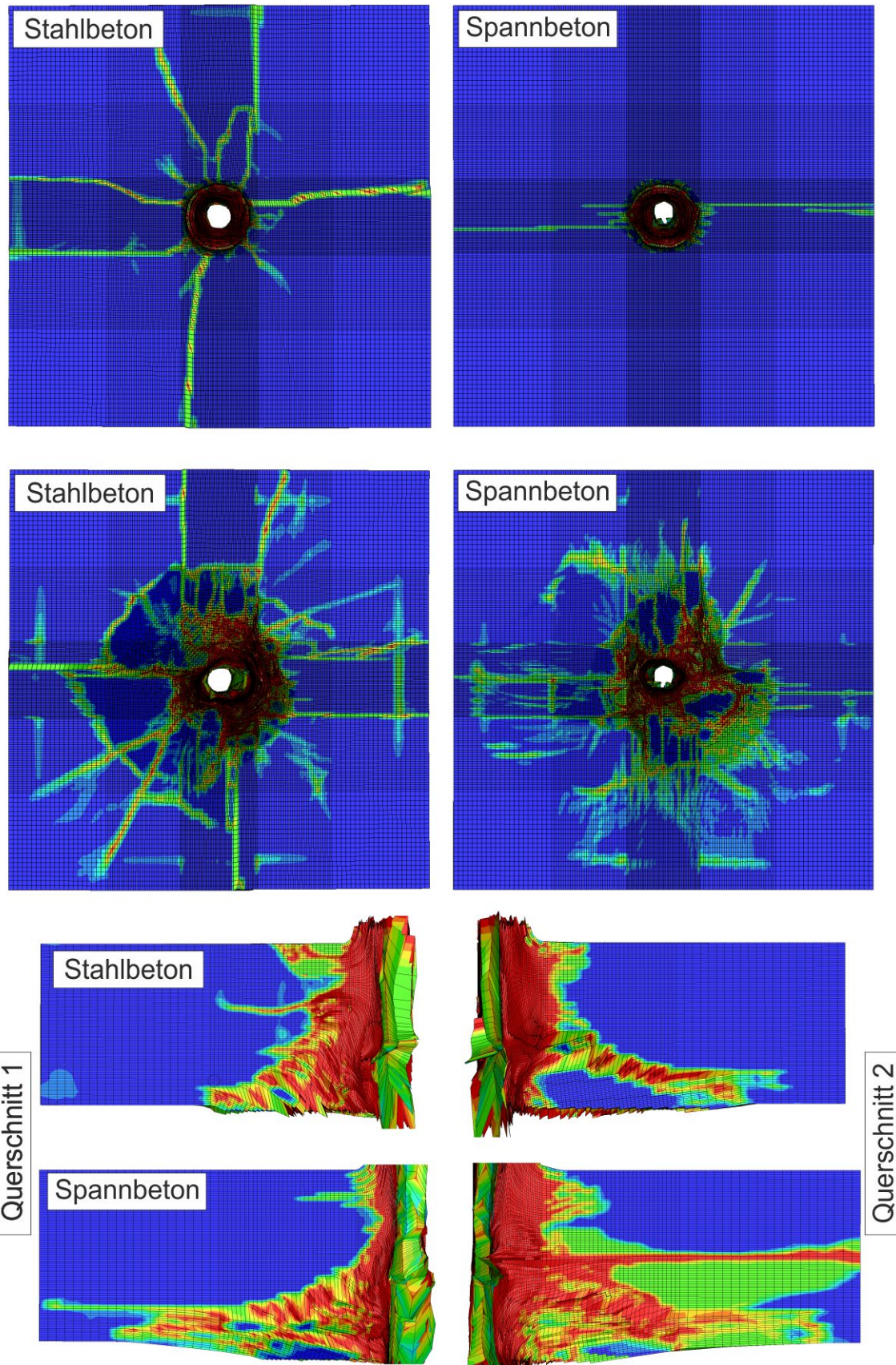


Abb. 8.18 Schadensbilder in Simulationen auf Basis von IITR-Versuchen
($v_0 = 100$ m/s, Plattendicke 100 mm)

9 Untersuchungen zum Beschuss von Barrieren mit Artillerie-Raketen

Motivation für die durchgeführten Untersuchungen war die Gefährdung der KKW in der Ukraine durch möglichen unbeabsichtigten Beschuss mit Kriegswaffen. Dabei fiel auf, dass nur wenige Erkenntnisse zum Verhalten von Barrierestrukturen unter der Einwirkung des Beschusses mit Raketen vorliegen. Im Rahmen einer generischen Studie wurde das Verhalten von Barrierestrukturen unter der Einwirkung des Beschusses mit einer Artillerierakete numerisch untersucht. Es ist darauf hinzuweisen, dass die Untersuchungen in UMRS1616 den Hintergrund einer unbeabsichtigten Einwirkung einer Kriegswaffe zum Gegenstand haben. Ein gezielter Beschuss, etwa mit bunker- oder panzerbrechender Munition, wird hier nicht betrachtet. Dazu wurden Untersuchungen im Rahmen des Vorhabens 4724R01620 begonnen.

Einwirkungen durch den Beschuss von Barrierestrukturen aus Stahlbeton bzw. Spannbeton mit einer Artillerierakete wurden teilweise an einer realen Barrierestruktur und teilweise anhand von einer Platte numerisch untersucht, welche sich bezüglich der geometrischen Parameter an einer realen Barrierestruktur orientiert.

9.1 Modell einer Artillerierakete

Basierend auf grundsätzlichen Ausführungen zum Aufbau und zur Funktionsweise einer Artillerierakete /FFI 10/ sowie weiteren öffentlich zugänglichen Informationen /GLO 25/, /BUN 25/ wurde ein Analysemodell für eine Rakete des Typs GMLRS (Guided Multiple Launch Rocket System) mit Einheitsgefechtskopf entwickelt. Details wurden beim BAAINBW (Bundesamt für Ausrüstung, Informationstechnik und Nutzung der Bundeswehr) hinterfragt. Die im Rechenmodell berücksichtigten Bestandteile sind in Abb. 9.1 dargestellt. Die Gesamtmasse des Modells beträgt etwa 182 kg, wovon etwa 29 kg auf den Sprengstoff PBXN-100 der Wirkladung entfallen. Als Aufprallgeschwindigkeit wurde ein Wert von 660 m/s unterstellt. Im Hinblick auf die zu erwartenden großen Verformungen der Raketenstruktur beim Aufprall wurde die SPH-Methode für sämtliche Modellbestandteile verwendet. Nach einer Erprobung der Rechenprogramme LS-DYNA und AUTODYN wurde AUTODYN für die Durchführung der Simulationen ausgewählt, da sich der dort verfügbare SPH-Solver in Verbindung mit dem Kontaktalgorithmus zur Behandlung des Kontaktes zwischen Raketenstruktur und Targetstruktur in den Testrechnungen als instabil erwies.

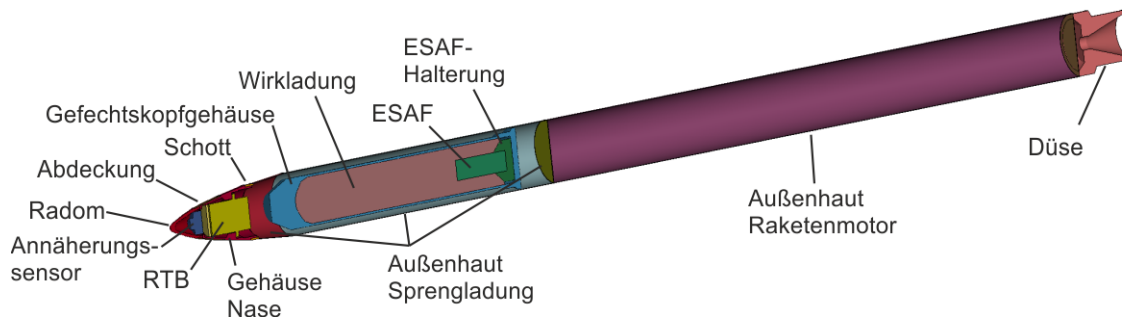


Abb. 9.1 Modellbestandteile zum untersuchten Artillerieraketentyp GMLRS

9.2 Beschuss eines Reaktorgebäudemodells aus Stahlbeton

Als Zielstruktur für Untersuchungen zu Stahlbetonstrukturen wurde ein 1,8 m dicker Wandausschnitt eines Reaktorgebäudemodells ausgewählt. Einige Details zur Bewehrung sind in Abb. 9.2 dargestellt. Es handelt sich um eine komplexe Bewehrungsanordnung, bei der die Biegebewehrung bei Stabdurchmessern von 28 mm acht Lagen auf der Frontseite und sechs Lagen auf der Innenseite umfasst. Die Biegebewehrung ist von C-förmigen Bügeln mit einem Durchmesser von 20 mm eingefasst. Das Modell beinhaltet den Kuppelansatz, in welchem die Bewehrungsdichte erhöht ist. Die lateralen Abmessungen betragen 4,66 m. Weitere Details der Geometrie lassen sich /GRS 23/ entnehmen. Das Betonverhalten wurde über das RHT-Modell beschrieben.

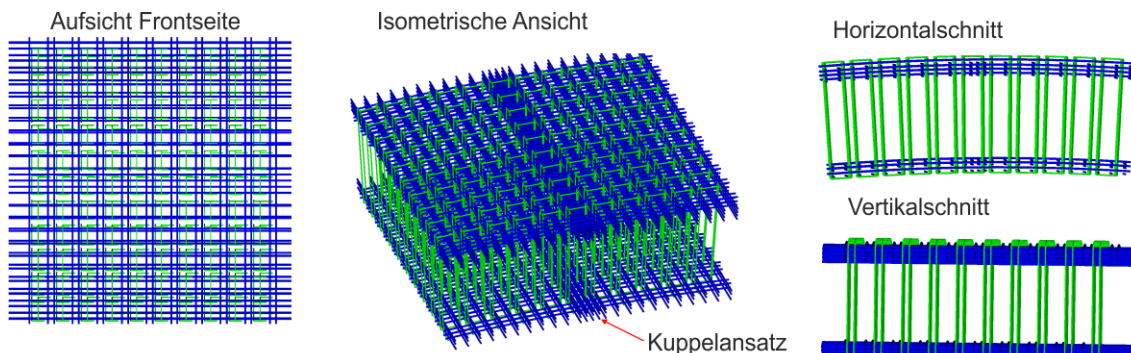


Abb. 9.2 Bewehrungsanordnung des Analysemodells für eine durch Raketenbeschuss belastete Stahlbetonstruktur

Bei der Aufprallsimulation wird ein senkrechter Aufprall auf den Kuppelansatz unterstellt. Es wurden zwei verschiedene Zündmodi untersucht:

- Zündung bei erstem Kontakt zwischen Radom und Beton (Kontaktzündung)
- Zündung 1 ms nach erstem Kontakt von Radom und Beton (verzögerte Zündung)

Die Schadensbilder im Querschnitt werden von der Art der Zündung beeinflusst, wie der Vergleich in Abb. 9.3 darlegt. Dargestellt sind Konturen des Schadensparameters des RHT-Modells im horizontalen Querschnitt zu verschiedenen Zeiten. Bei zeitverzögerter Zündung detoniert die Wirkladung, nachdem der Nasenbereich der Rakete bereits in die Zielstruktur eingedrungen ist, so dass es zu größeren Schädigungen des Querschnitts kommt.

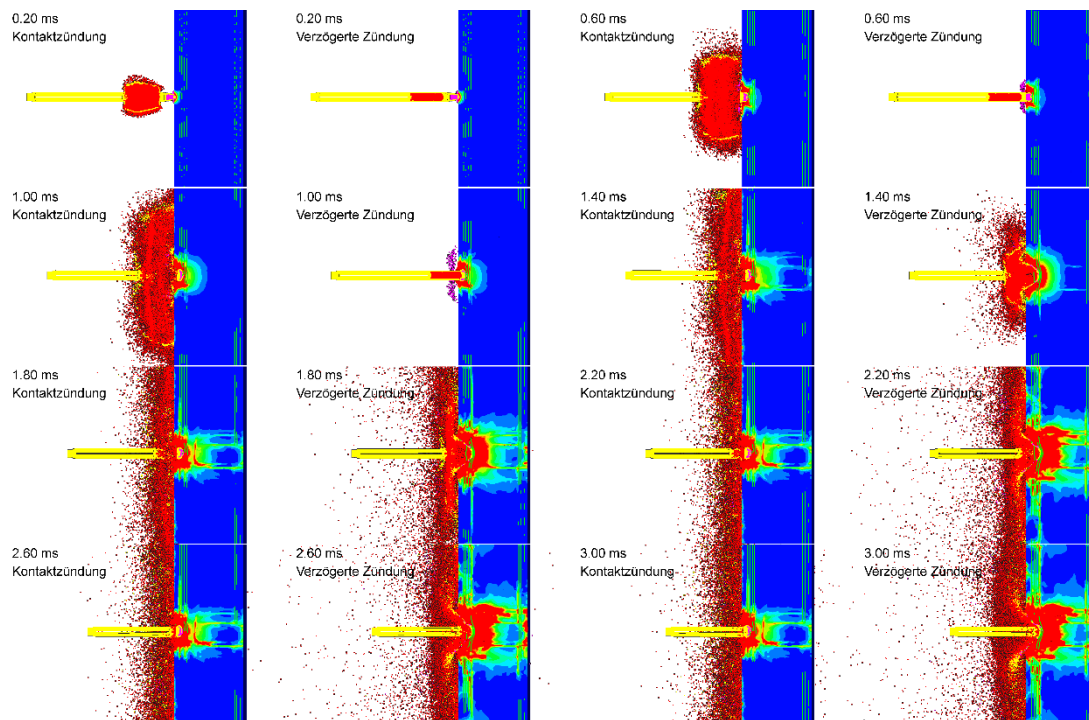


Abb. 9.3 Schadensbilder bei Kontaktzündung und verzögerter Zündung in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Stahlbetonstruktur

Für beide Zündmodi wird der zeitliche Verlauf der Energiebilanzen des Betons in Abb. 9.4 miteinander verglichen. Es zeigt sich, dass die aufgenommene innere Energie und die erfolgte plastische Arbeit bei verzögerter Zündung über dreimal höher sind als bei Kontaktzündung. Ferner ist erkennbar, dass im betrachteten Zeitbereich von 3 ms ein Anteil kinetischer Energie für verzögerte Zündung verbleibt. Demgegenüber ist die Aufnahme kinetischer Energie für Kontaktzündung deutlich geringer und im betrachteten Zeitbereich abgebaut. Ein Zustand mit vollständig abgebauter kinetischer Energie ist bei verzögerter Zündung nach ca. 10 ms erreicht. Abb. 9.5 vergleicht die Schadensbilder des Betons und die plastische Verformung der Bewehrung zu diesem Zeitpunkt. In beiden Fällen ist die frontseitige Biegebewehrung durchtrennt, die rückseitige Biegebewehrung jedoch intakt. Dabei wird für die Bewehrungsstäbe als Versagenskriterium das Erreichen von 10 % plastischer Dehnung angenommen. Bei verzögerter Zündung werden

mehrere Bügel plastisch verformt. Die Ergebnisse werden derart interpretiert, dass die Stahlbetonstruktur in den betrachteten Szenarien nicht durchschlagen wird. Für den Fall mit verzögerter Zündung können rückseitige Abplatzungen von Beton nicht ausgeschlossen werden.

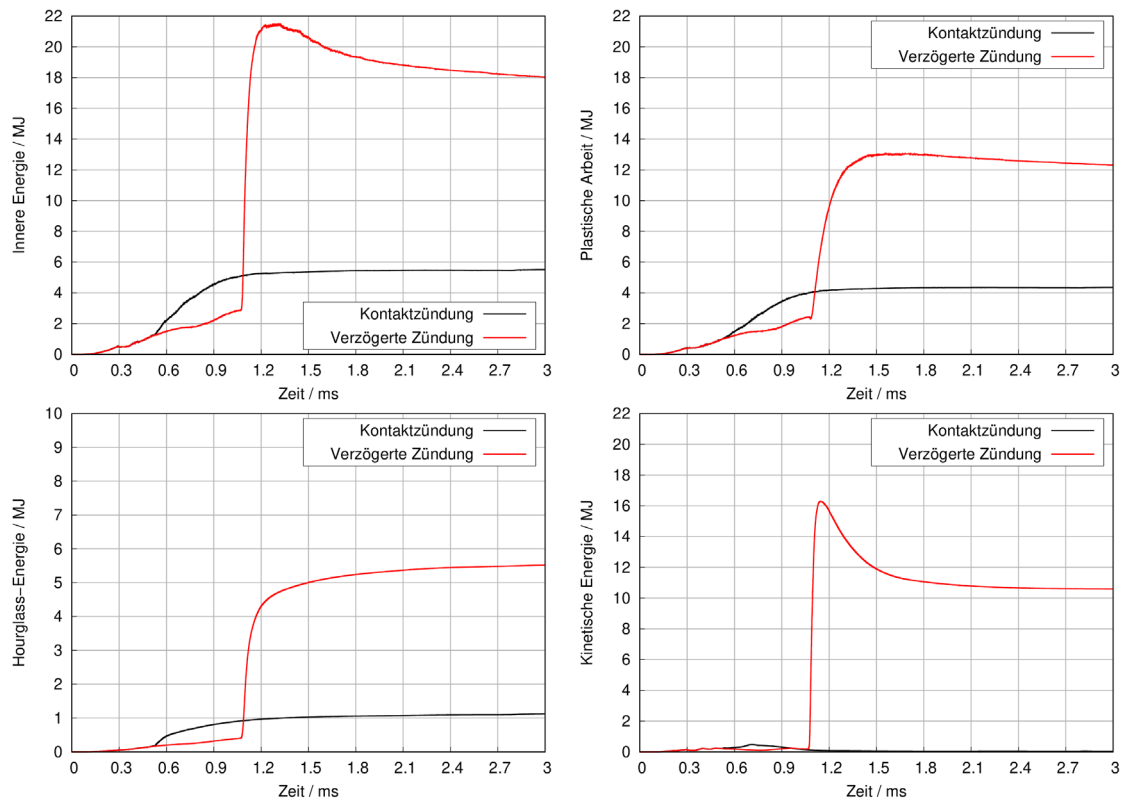


Abb. 9.4 Energieaufnahme des Betons in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Stahlbetonstruktur

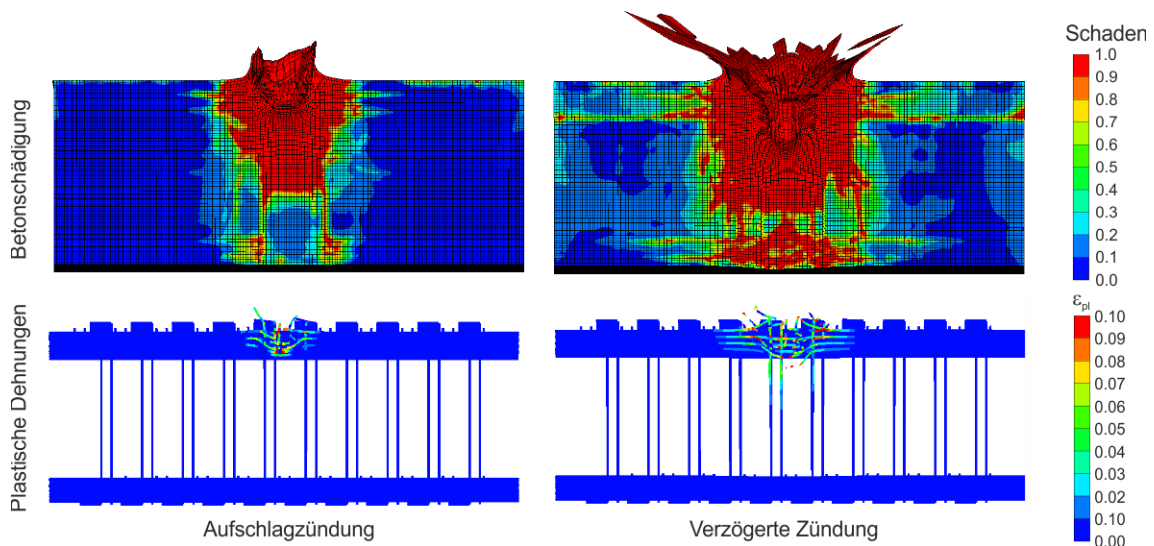


Abb. 9.5 Permanente Schädigung des Betons und plastische Dehnungen der Bewehrung nach 10 ms in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Stahlbetonstruktur

9.3 Beschuss eines Reaktorgebäudemodells aus Spannbeton

Erste Untersuchungen zur Einschätzung der Widerstandsfähigkeit eines Reaktorgebäudes der Bauweise WWER 1000/320 bei Raketenbeschuss wurden mit einem hinsichtlich Raketenmodell und Zielstruktur stark vereinfachten Analysemodell im Rahmen des Vorhabens 4720R01520 durchgeführt /GRS 22/. Es wird nun im Rahmen von UMR51616 eine generische Spannbetonstruktur analysiert, welche sich an einem Reaktorgebäude des Reaktortyps VVER-1000 /KRI 01/ orientiert.

Im Kuppelbereich beträgt die Wanddicke 1,1 m. Es wird vereinfacht eine ebene Struktur mit lateralen Abmessungen von 7,9 x 7,9 m simuliert, d. h. die Krümmung nicht berücksichtigt. Wesentliche geometrische Parameter des Modells der Targetstruktur können Abb. 9.6 entnommen werden. Die Außenseite weist mit vier Bewehrungslagen eine höhere Biegebewehrungsdichte als die Innenseite mit zwei Lagen auf, da offenbar als wesentliche Funktion des Reaktorgebäudes die Abtragung von Lasten infolge einer in Stör- bzw. Unfallszenarien erhöhten Innendruckbelastung anzusehen ist. Eine Schubbewehrung ist in Form von Bügeln berücksichtigt. Bei der Vernetzung wurden sämtliche Bewehrungselemente durch mindestens eine Lage Betonelemente voneinander getrennt. Hierbei beträgt die durchschnittliche Elementkantenlänge 25 mm. Die Verbindung von Bewehrung und Beton erfolgt über gemeinsame Knoten. Weiterhin wird ein aus Stahl

gefertigter Liner mit einer Dicke von 8 mm auf der innenliegenden Seite berücksichtigt. Die Verbindung des Liners mit dem Beton erfolgt über gemeinsame Knoten.

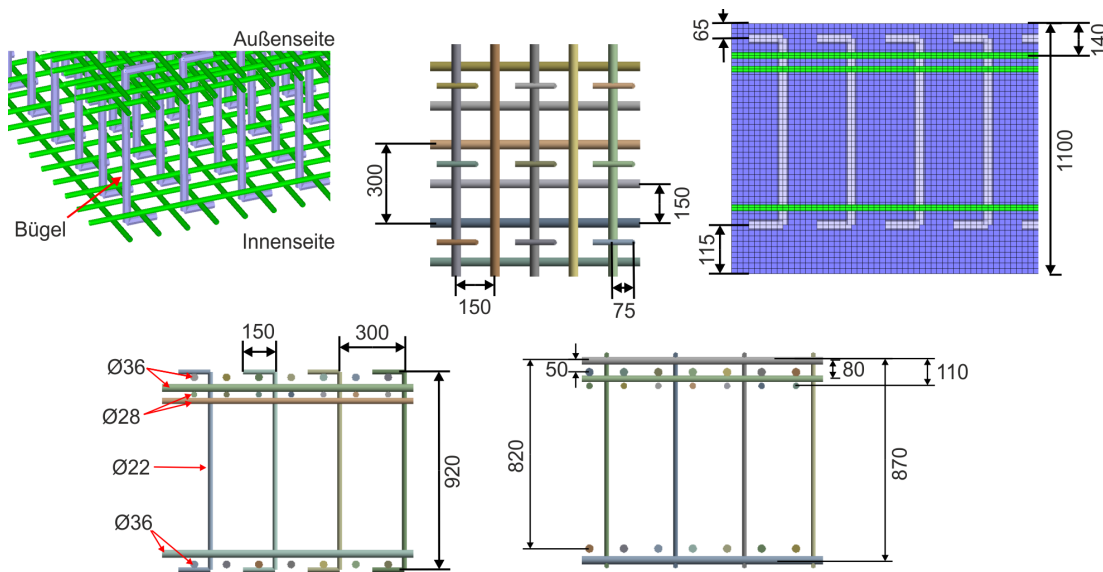


Abb. 9.6 Modellabmessungen einer generischen Spannbetonstruktur für Untersuchungen zum Raketenbeschuss

Die Simulationen erfolgten mit AUTODYN unter Verwendung des RHT-Modells für Beton. Die Vorspannung wird vereinfacht durch die Aufbringung einer Druckrandbedingung auf die seitlichen Flächen berücksichtigt, d. h., es wird auf eine explizite Abbildung der Spannglieder verzichtet. Dies war notwendig, da sich mit den in AUTODYN verfügbaren Optionen keine Methodik zum Anziehen von Spanngliedern und deren Anbindung an den Beton nach dynamischer Relaxation aufgefunden werden konnte. Hierzu wird innerhalb von 0,5 ms der Druck auf einen Endwert von 10 MPa gebracht, wobei der Anstieg rampenförmig entlang eines sinusförmigen Zeitverlaufes erfolgt. Für die Schwingung des Druckes innerhalb der Targetstruktur wurde im Rahmen einer transienten Simulationsrechnung eine maximale Periodendauer T von ca. 4 ms ermittelt. Gemeinsam mit einer Zeitschrittweite von dt von $4,345E-4$ ms wurde gemäß der Anleitung für AUTODYN mit Gleichung (9.1) eine Dämpfungskonstante von $2,173E-4$ für die dynamische Relaxation verwendet. Es erfolgt eine globale statische Dämpfung über 4,5 ms.

$$D = 2 \frac{dt}{T} \quad (9.1)$$

Der Einfluss der Dämpfungskonstante auf den zeitlichen Verlauf des Druckes ist exemplarisch für eine Auswertungsposition im Zentrum der Spannbetonstruktur in Abb. 9.7 dargestellt.

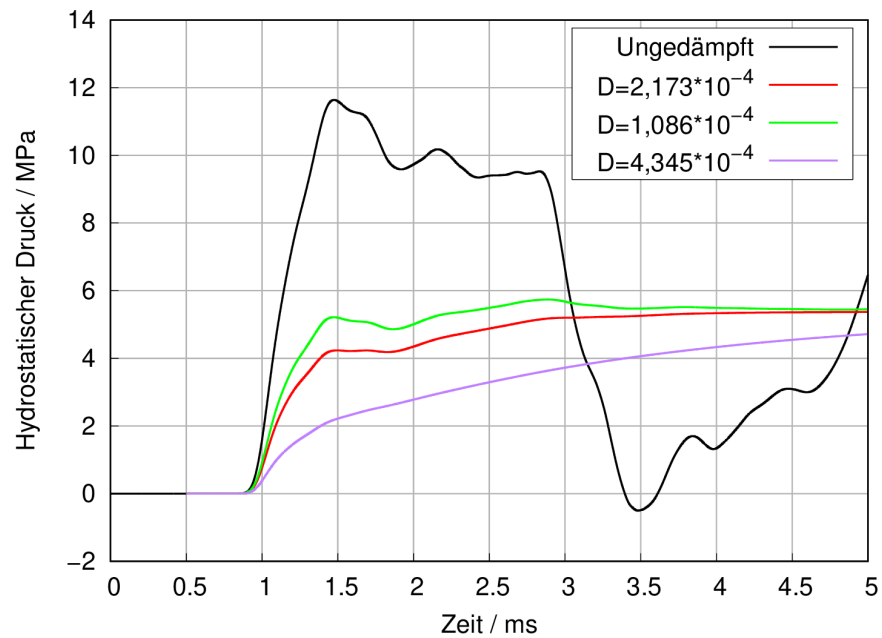


Abb. 9.7 Vergleich von Druckverläufen im Beton während der Vorspannung im Zentrum der Spannbetonstruktur zur Untersuchung von Raketenbeschuss

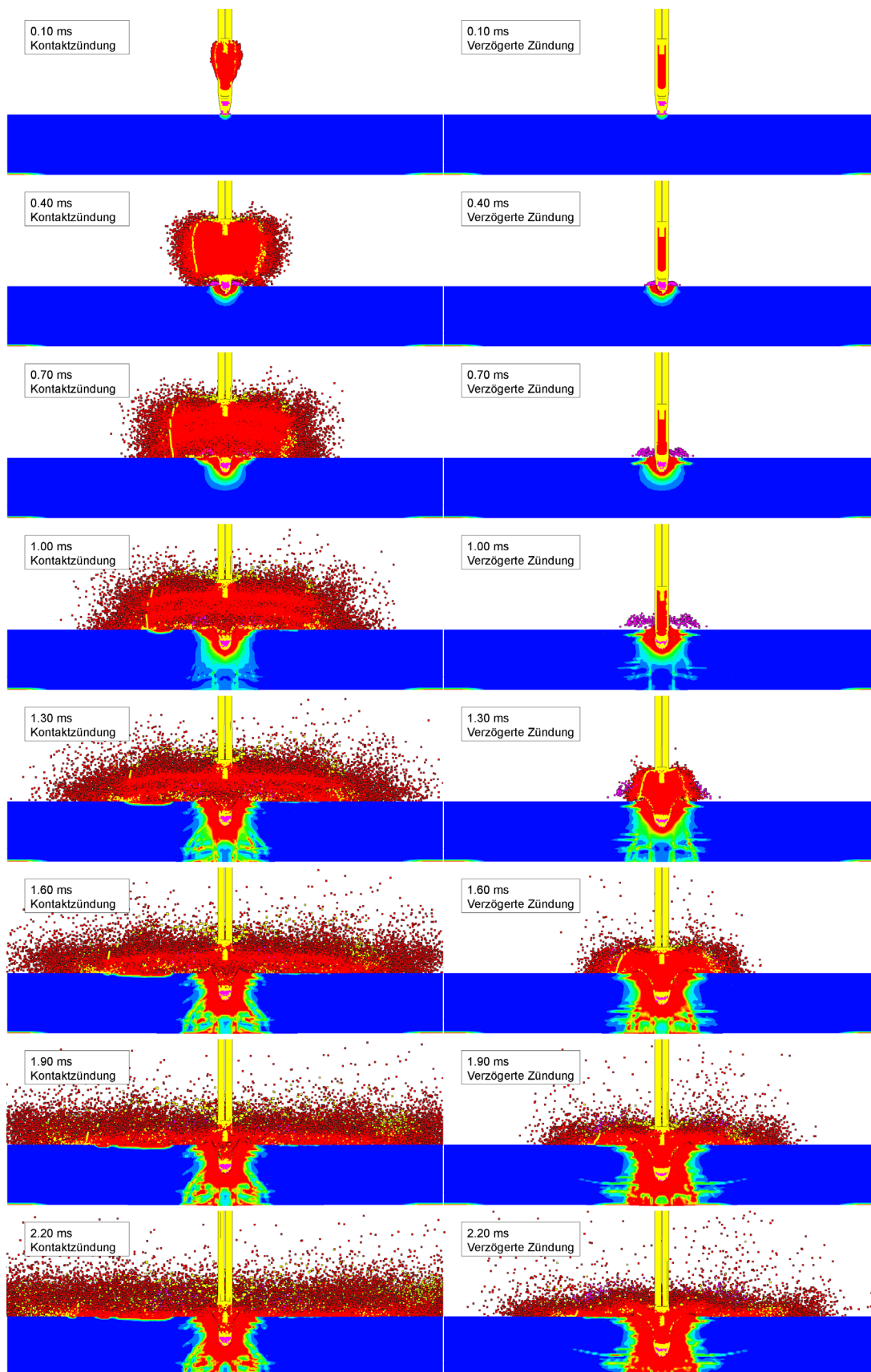


Abb. 9.8 Einfluss der Zündung auf Betonschädigung in Simulationen zu Spannbeton unter Raketenbeschuss

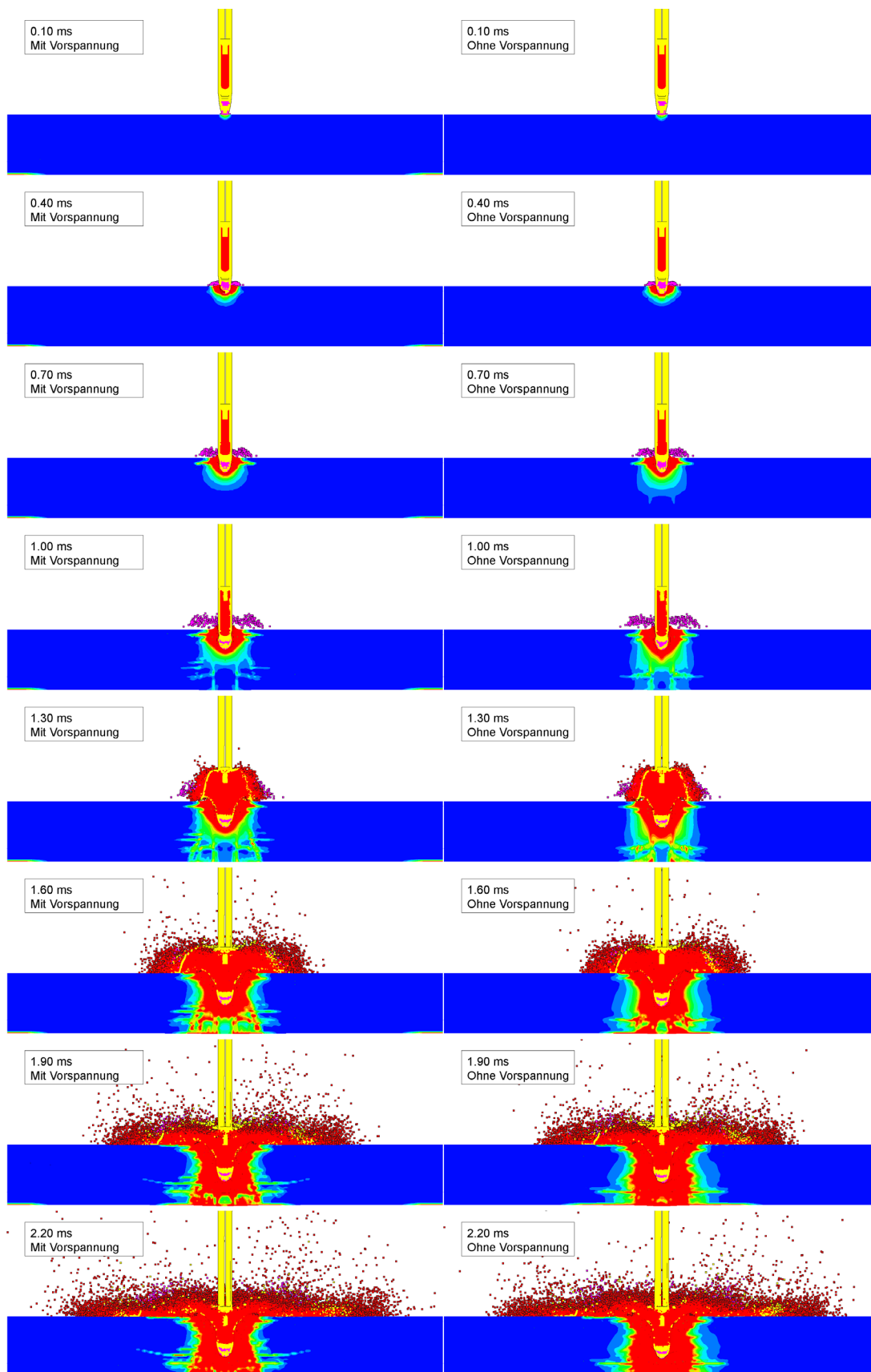


Abb. 9.9 Einfluss der Vorspannung auf Betonschädigung in Simulationen zu Spannbeton unter Raketenbeschuss

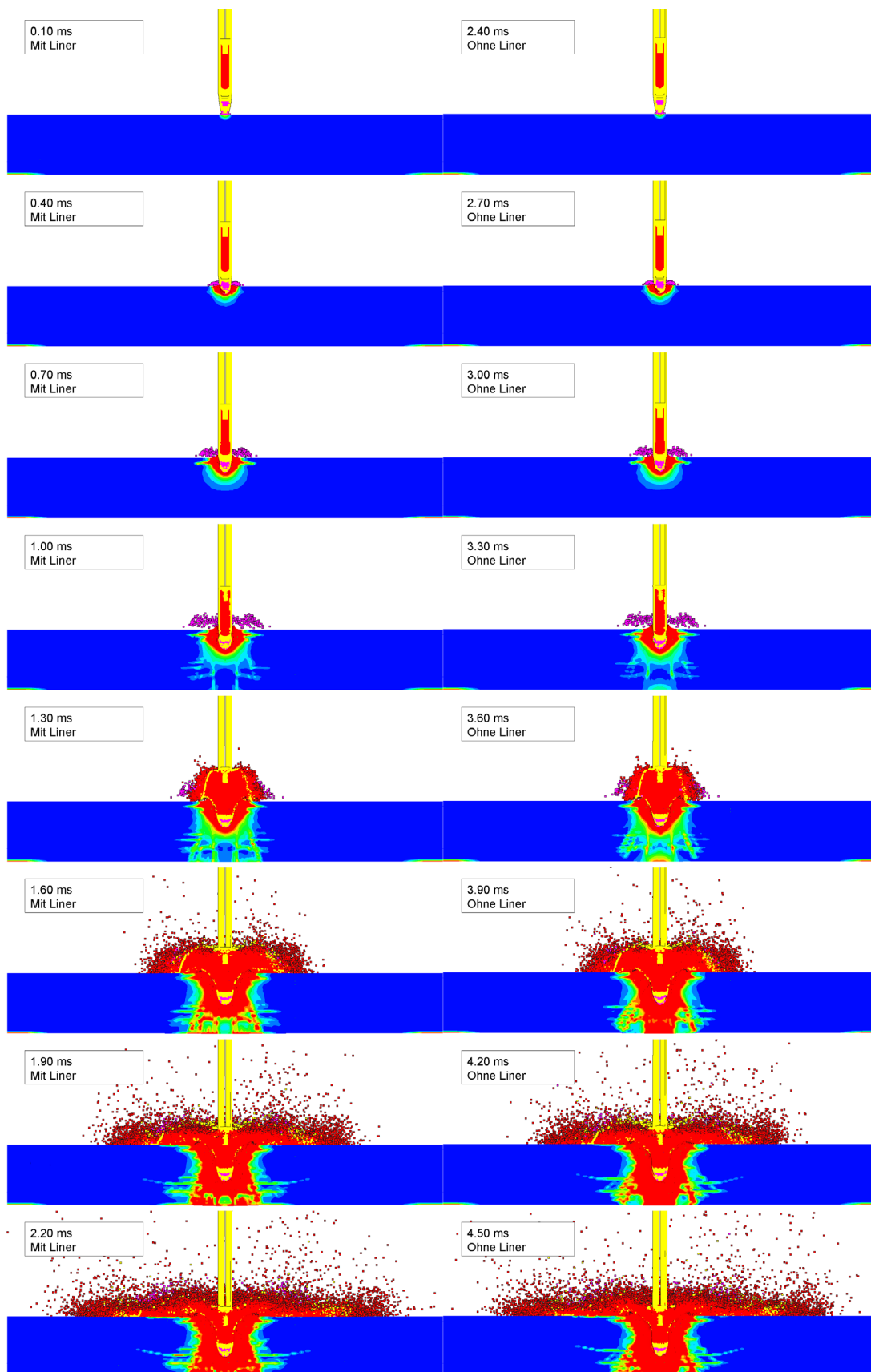


Abb. 9.10 Einfluss des Liners auf Betonschädigung in Simulationen zu Spannbeton unter Raketenbeschuss

Der Einfluss des Zündmodus auf die Schädigung des Betons im Querschnitt wird in Abb. 9.8 dargestellt. Es ist erkennbar, dass bei verzögerter Zündung eine stärkere Schädigung auftritt. In Abb. 9.9 erfolgt für verzögerte Zündung ein Vergleich mit einer Simulation ohne Vorspannung. Hier sind lediglich geringe Unterschiede im Schadensbild erkennbar. Abschließend zeigt Abb. 9.10 Ergebnisse zu einer Parameterstudie zum Einfluss des Liners. Es ist erkennbar, dass der Liner einen gewissen Einfluss auf Druckwellenreflektionen auf der Rückseite der Zielstruktur hat. Die jeweiligen Energiebilanzen des Betons werden in Abb. 9.11 miteinander verglichen. Es ist erkennbar, dass ein Liner lediglich einen sehr geringen Einfluss aufweist. Ohne Vorspannung ist die Energieaufnahme des Betons etwas geringer.

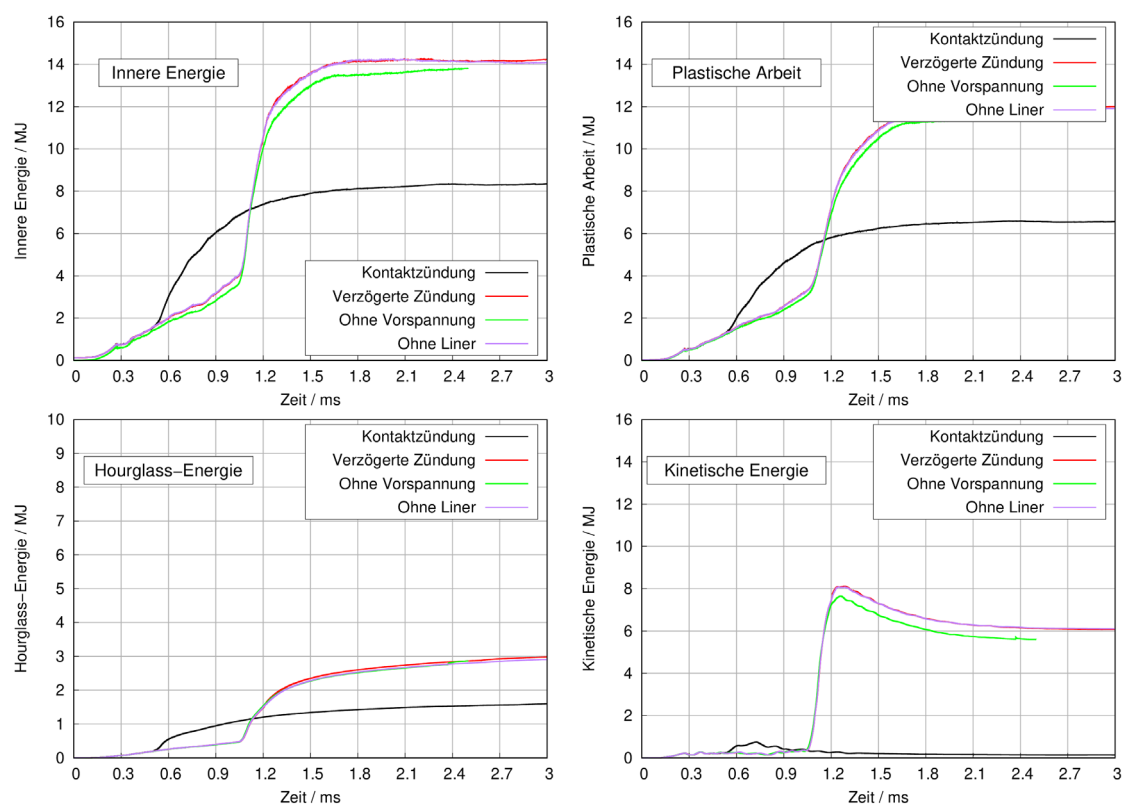


Abb. 9.11 Energieaufnahme des Betons in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Spannbetonstruktur

Für den Zustand hinsichtlich Betonschädigung und plastischer Verformung von Bewehrung und Liner werden die Querschnitte für die untersuchten Fälle in Abb. 9.12 miteinander verglichen. Für den Fall mit Aufschlagzündung wird keine Perforation der Barriere prognostiziert. Es kann davon ausgegangen werden, dass der Liner rückseitige Abplatzungen von Beton zurückhalten wird. Bei verzögerter Zündung wird eine wesentlich ausgeprägtere Schädigung prognostiziert. Vereinzelt treten in rückseitigen

Bewehrungsstäben plastische Dehnungen von über 10 % auf, so dass ein Versagen der Bewehrung nicht auszuschließen ist. Es besteht die Möglichkeit, dass der Liner die vollständige Perforation der Barriere verhindert. Demgegenüber deutet sich in der Simulation ohne Liner zumindest an, dass es zu rückseitigem Abplatzen von Beton kommt. Eine vollständige Perforation der Barriere kann nicht ausgeschlossen werden. In der Simulation ohne Vorspannung zeigt sich, dass deutlich höhere plastische Dehnungen im Liner auftreten. In diesem Fall ist ein lokales Versagen des Liners nicht auszuschließen. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Kombination aus Liner und Vorspannung dazu geeignet erscheint, den Perforationswiderstand der Barriere gegen die betrachtete Art der Einwirkung zu erhöhen.

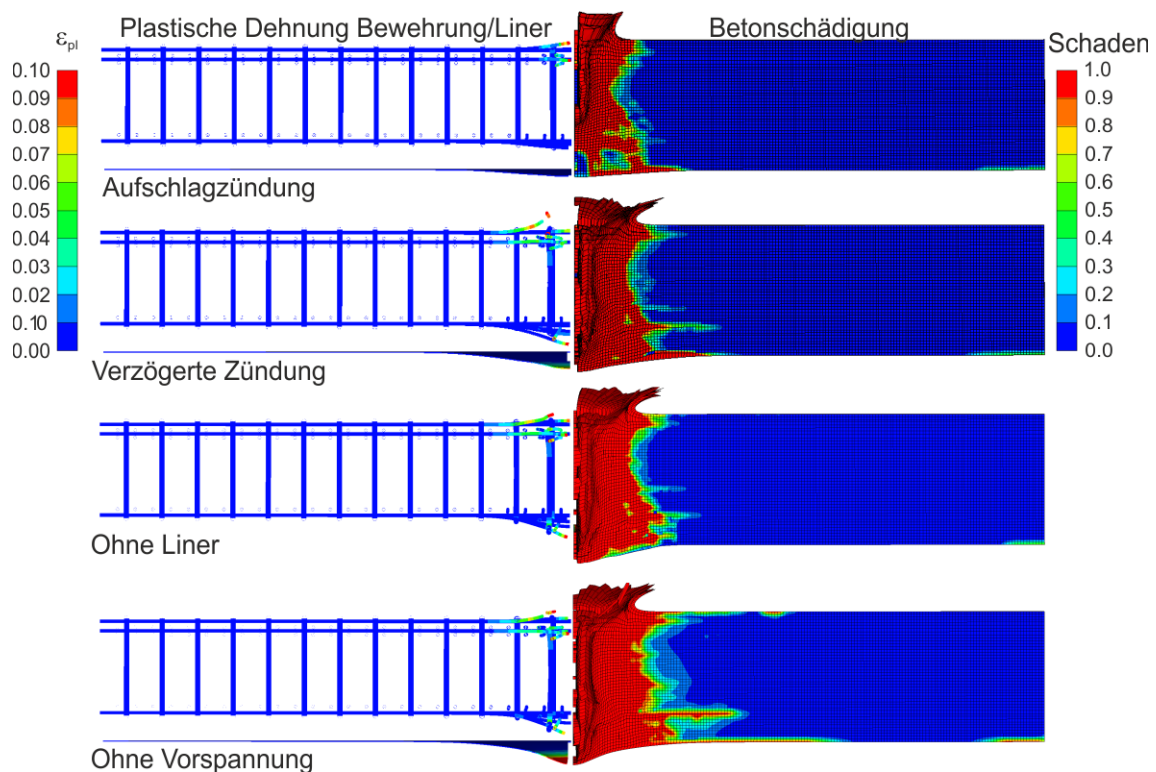


Abb. 9.12 Berechnete Schadensbilder des Querschnitts einer generischen Spannbetonstruktur infolge von Raketenbeschuss nach 9,8 ms

10 Zusammenfassung und Ausblick

10.1 Zusammenfassung

Im Rahmen der Arbeiten erfolgte die Untersuchung verschiedener Phänomene, die bei der hochdynamischen Einwirkung auf Barrieren auftreten können. Diese Einwirkungen umfassten Kontaktdetonation, Belastung durch Explosionsdruckwellen, Aufprallbelastungen und Belastungen durch Beschuss mit einer Artillerierakete. Weiterhin erfolgte eine Entwicklung von Methoden zur Simulation verschiedener Barrieretypen. Die untersuchten Barrieretypen waren Stahlbeton, Spannbeton und Stahl-Beton-Stahl-Kompositstrukturen. Hierzu wurden schwerpunktmäßig die Rechenprogramme LS-DYNA und AUTODYN eingesetzt. Die Validierung erfolgte anhand der Simulation geeigneter Versuche. Für den Lastfall Raketenbeschuss wurde eine generische Studie zum Beschuss von Stahlbeton- bzw. Spannbetonstrukturen durchgeführt.

Es wurden Methoden zur Simulation von Spannbetonstrukturen mit den genannten Rechenprogrammen entwickelt. Hierzu wurden Methoden zur Abbildung des Anzugs der Spannglieder, des Verbunds von Beton und Spannglied und der in FE-Simulationen mit expliziter Zeitintegration notwendiger dynamischer Relaxation entwickelt und erprobt. Es erfolgte ein Vergleich der Ergebnisse mit Ergebnissen einer analytischen Berechnung. Die Methoden fanden Anwendung bei der Simulation von Spannbetonstrukturen, welche durch Explosionsdruckwellen, Projektilaufprall und Raketenbeschuss belastet wurden.

Der Lastfall Kontaktdetonation wurde für die Barrieretypen Stahlbeton und Stahl-Beton-Stahl-Kompositstrukturen untersucht. Dabei zeigte sich, dass Kompositstrukturen im Vergleich zu Stahlbetonstrukturen ähnlicher Dicke einen höheren Widerstand gegenüber Perforation aufweisen. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden unterschiedliche Methoden zur Modellierung der Wechselwirkung von Sprengstoff und Struktur gewählt (ALE, PBM, SPH). Grundsätzlich eignen sich all diese Methoden, so dass keine generelle Empfehlung anhand der durchgeführten Untersuchungen abgeleitet wurde. Weiterhin wurden unterschiedliche Betonmodelle getestet (RHT, K&C). Die sich ergebenden Schadensbilder sind bei allen Rechnungen qualitativ ähnlich zum Experiment, teilweise wird die Lochgröße im Beton etwas unterschätzt. Für Barrieren aus Stahlbeton erfolgten ergänzend zu den numerischen Simulationen weitere Untersuchungen mit empirischen und semi-empirischen Methoden. Diese eignen sich für eine schnelle Bewertung der Schadensklasse. Untersuchungen zur Fragestellung des Skaleneffektes von Stahlbeton unter Belastungen mit Kontaktdetonation zeigten, dass mit den erprobten

Materialmodellen ein experimentell beschriebener Skaleneffekt derzeit nicht reproduziert werden kann.

Es wurden Großversuche zu Spannbetonplatten unter Lasten durch Explosionsdruckwellen mit dem Rechenprogramm LS-DYNA durchgeführt. Die Explosionslast wurde mittels unterschiedlicher Methoden aufgebracht (ALE, LBE und Load-Curves). Die Herausforderung besteht insbesondere durch den großen Abstand zwischen Ladung und Target. Als Alternative zum RHT-Betonmodell wurde auch das Winfrith-Modell verwendet. Dieses zeigt etwas größere Plattenauslenkung. Das Schadensbild (Beton-Risse an der Plattenvorderseite) beim Winfrith-Modell zeigt aber eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Weitere Simulationen mit LS-DYNA wurden zu Versuchen mit kleinmaßstäblichen Spannbetonstrukturen und Explosionsdruckwellenbelastungen durchgeführt. Hier konnte bezüglich der Verschiebungen eine gute Übereinstimmung zwischen Versuchsdaten und den Simulationsergebnissen erzielt werden. Der Effekt der Vorspannung auf das Versuchsergebnis konnte erfolgreich reproduziert werden. Es wurde eine sehr hohe Sensitivität der Verschiebungen hinsichtlich der Ladungsgeometrie festgestellt.

Im Rahmen der Begleitung von Phase IV des VTT-Projektes IMPACT wurde die experimentelle Datenbasis zur Thematik von Skaleneffekten stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen erweitert, so dass für Stahlbetonplatten mit kombiniertem Auftreten von Durchstanz- und Biegeversagen erstmalig experimentelle Daten vorliegen. Die numerischen Simulationen mit dem Rechenprogramm LS-DYNA zeigten, dass das Winfrith-Modell für Beton prinzipiell zur Reproduktion eines experimentell gefundenen Skaleneffektes geeignet ist. In Simulationen zu einer Versuchsreihe des IITR mit LS-DYNA und AUTODYN zu Stahl- und Spannbetonplatten unter stoßartiger Belastung harter Projektils zeigte sich, dass die Residualgeschwindigkeiten des Projektils von der Numerik deutlich überschätzt werden. Weiterhin wurde die ballistische Grenzgeschwindigkeit deutlich unterschätzt. Prinzipiell deutet die Numerik einen positiven Effekt der Vorspannung an. Allerdings ist dieser Effekt weitaus weniger prägnant, als es bei den Versuchsdaten der Fall ist.

Es erfolgte eine umfassende Recherche hinsichtlich des Aufbaus und der Funktionsweise einer Rakete des Typs GMLRS. Die Ergebnisse fanden Eingang in eine Modellierung mit dem Rechenprogramm AUTODYN. Es wurde im Rahmen einer generischen Studie der Beschuss einer Barriere aus Stahlbeton sowie einer Barriere aus Spannbeton untersucht. Es zeigte sich, dass eine zeitverzögerte Zündung der Wirkladung

erwartungsgemäß eine stärkere Schädigung der Barrieren zur Folge hat als eine Aufschlagzündung. Anhand einer Parameterstudie zur Spannbetonstruktur wurde der Einfluss der Parameter Vorspannung und metallischer Liner auf der Rückseite untersucht. Es deutet sich an, dass insbesondere die Kombination von Vorspannung und Liner den Perforationswiderstand der Barriere erhöhen könnte.

10.2 Ausblick

Zielsetzung zukünftiger Arbeiten sollte es sein, die Untersuchungen zu Barrieretypen um Stahlbeton mit einem gewissen Stahlfasergehalt zu erweitern. Hierzu sollten Methoden zur Berücksichtigung des Stahlfasergehaltes erprobt werden. Basis hierzu sollten zum einen Simulationen von Versuchen mit Probenkörpern wie z. B. Zylinderdruckversuche und Dreipunkt-Biegeversuche sein. Zum anderen sollte die Anwendbarkeit der Methoden auf größere Strukturen erprobt und anhand von Versuchen zur Kontaktdetonation, zur Explosionsdruckwellenbelastung sowie zur Aufprallbelastung validiert werden. Ebenso sollte die Untersuchung von Versuchen zu SCS auf Simulation von Aufprallbelastungen und Explosionsdruckwellenbelastungen ausgedehnt werden. Außerdem sollten die generischen Studien zum unbeabsichtigten Raketenbeschuss sollten auf SCS ausgeweitet werden.

Die Methodik zur Simulation von Spannbetonstrukturen unter hartem Stoß sollte anhand der gut dokumentierten P-Reihe des VTT-Projektes IMPACT fortgeführt werden. Weiterhin zeigte sich, dass Defizite bei der Simulation von am ITR durchgeführten Aufprallversuchen zu Spannbetonplatten weitergehend untersucht werden sollten. Bei dieser Untersuchung sollten Ergebnisse von Hanchak et al. berücksichtigt werden, welche eine vergleichbare Geometrie des Projektils aufweisen.

Abkürzungsverzeichnis

ABWR	Advanced Boiling Water Reactor
ALE	Arbitrary Lagrange Eulerian
ANFO	Ammonium Nitrate Fuel Oil
AP	Arbeitspaket
APR	Advanced Power Water Reactor
APWR	Advanced Pressurized Water Reactor
ASME	American Society of Mechanical Engineers
BAAINBW	Bundesamt für Ausrüstung, Informationstechnik und Nutzung der Bundeswehr
CEB	Comité Euro-International du Béton
CSC	Center Steel-Concrete (Kompositstruktur Stahl-Beton-Stahl)
DIC	Digital Image Correlation
DIF	Dynamic Increase Factor
EOS	Equation of State (Zustandsgleichung)
EPR	European Pressurized Water Reactor
ESAF	Electronic Safe and Arm Fuze
FEM	Methode der Finiten Elemente
GMLRS	Guided Multiple Launch Rocket System
IITR	Indian Institute of Technology Roorkee
JWL	Jones-Wilkins-Lee
K&C	Betonmodell von Karagozian&Case
KMD	Kraftmessdose

LBE	Load Blast Enhanced (zur Explosionslastaufbringung in LS-DYNA)
LTF	Last-Zeit-Funktion
MMALE	Multi Material Arbitrary Lagrange Eulerian
PBM	Particle Blast Methode
PSRC	Pre-stressed reinforced concrete
RC	Reinforced Concrete (Stahlbeton)
RHT	Betonmodell von Riedel, Hiermaier und Thoma
RTB	Rocket Thermal Battery
SCS	Steel-Concrete-Steel (Kompositstruktur Stahl-Beton-Stahl)
SMR	Small Modular Reactor
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
SSSC	Single-Side Steel-Concrete (Kompositstruktur Stahl-Beton-Stahl)
TNT	Trinitrotoluol
VTT	Technical Research Centre of Finland
WWER	Druckwasserreaktoren russischer Bauart (engl. VVER)

Literaturverzeichnis

- /ANA 21/ Anas, S., Alam, M., Umair, M.: Experimental and numerical investigations on performance of reinforced concrete slabs under explosive-induced air-blast loading: A state-of-the-art review. Structures, 31:428–461, ISSN 2352-0124, 2021.
- /ANS 22/ ANSYS Inc.: Workbench, Version 2022 R2 mit ANSYS AUTODYN, ANSYS Mechanical, ANSYS DesignModeler, 2022.
- /AQU 08/ Aquelet, N., Souli, M.: 2D to 3D ALE Mapping. In: 10th LS-DYNA User Conference, 2008.
- /ASM 17/ American Society of Mechanical Engineers (ASME): Blast Testing of Prestressed Concrete under Impulsive Loading. Technischer Bericht, STP-NU-083, ISBN 9780791871669, 2017.
- /BAR 83/ Barr, P., Carter, P., Howe, W., Neilson, A., Richards, A.: Experimental Studies of the Impact Resistance of Steel Faced Concrete Composites. In: 7th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-7), Chicago, USA. 1983.
- /BOR 11/ Borrvall, T., Riedel, W.: THE RHT CONCRETE MODEL IN LS-DYNA. In: 8th European LS-DYNA Users Conference, Straßburg, Frankreich. Mai 2011.
- /BOR 17/ Borgerhoff, M., Brede, P., Stadler, M., Wanner, M.: Investigations on the ductility of pre-stressed concrete slabs under blast loading. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-24), Busan, Korea. 2017.
- /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.
- /BRU 15a/ Bruhl, J. C.: Behavior and Design of Steel-Plate- Composite (SC) Walls for Blast Loads. Dissertation, Purdue University, West Lafayette, Indiana, 2015.

- /BRU 15b/ Bruhl, J. C., Varma, A. H., Johnson, W. H.: Design of composite SC walls to prevent perforation from missile impact. *International Journal of Impact Engineering*, 75:75–87, ISSN 0734-743X, 2015.
- /BUN 25/ <https://www.youtube.com/watch?v=IYtv75Efg5s>, aufgerufen am 23.10.2025, 2025.
- /BUR 17/ Burgan, B., Kyprianou, C., Bingham, S., Waterhouse, S.: A novel steel-concrete composite system for modular nuclear reactors. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Energy*, 170(2):80–90, 2017.
- /CAD 25/ Cadoni, E., Forni, D.: High strain rate characterisation of S355 steel. *Technischer Bericht*, University of Applied Sciences and Arts of Southern Switzerland, RAP 24 0328, Februar 2025.
- /CAI 22/ Cai, R., Li, Y., Zhang, C., Cao, H., Qi, H., Mao, J.: Size effect on reinforced concrete slabs under direct contact explosion. *Engineering Structures*, 252, ISSN 0141-0296, 2022.
- /CEB 88/ Eibl, J.: *Concrete Structures under Impact and Impulsive Loading*. Technischer Bericht, Comité Euro-International du Béton, Lausanne, Bulletin d'Information n°87, September 1988.
- /CEB 13/ fib: *fib Model Code for Concrete Structures 2010*. John Wiley & Sons, Ltd, ISBN 9783433030615, 2013.
- /CHO 18/ Choi, J.-H., Choi, S.-J., Kim, J.-H. J., Hong, K.-N.: Evaluation of blast resistance and failure behavior of prestressed concrete under blast loading. *Construction and Building Materials*, 173:550–572, ISSN 0950-0618, Juni 2018.
- /DOB 85/ Dobratz, B. M., Crawford, P. C.: *LLNL Explosives Handbook - Properties of Chemical Explosives and Explosive Simulants*. Technischer Bericht, Lawrence Livermore National Laboratory, Januar 1985.
- /DOD 08/ Department of Defence: *Unified Facilities Criteria (UFC) Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions*. Technischer Bericht, Department of Defence, UFC 3-340-02, Dezember 2008.

- /EBP 82/ Basler, E.: Lokale Schadenwirkungen an Betonplatten durch Sprengladungen. Technischer Bericht, Ernst Basler&Partner, September 1982.
- /EST 16/ Esteban, E., Gebbeken, N.: A Comparison of Numerical Modelling Strategies in Contact Detonation Scenarios with Concrete Targets. International Journal of Computational Methods and Experimental Measurements, 4(3):231–246, 2016.
- /FFI 10/ Dullum, O.: The Rocket Artillery Reference Book. Technischer Bericht FFI-rapport 2009/00179, Norwegian Defence Research Establishment, Juni 2010.
- /GAL 15/ Galan, M., Orbovic, N.: Quantification of Perforation Resistance of Prestressed Walls with Transverse Reinforcement and Liner under Hard Missile Impact based on Test Results. In: 23rd International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23), Manchester, United Kingdom. August 2015.
- /GLO 25/ <https://www.globalsecurity.org/military/systems/munitions/m31.htm>, aufgerufen am 23.10.2025, 2025.
- /GRS 22/ Heckötter, C., Sievers, J.: Schadensabschätzung eines Reaktorgebäudes aus Spannbeton des Typs WWER 1000 infolge von Raketenbeschuss. Projektbericht, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, Technische Notiz, GRS-V-4720R01520-01/2022, 2022.
- /GRS 23/ Heckötter, C., Sievers, J., Arndt, J., Bahr, L.: SimSEB II - Weiterentwicklung von Methoden zur Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen, Abschlussbericht zum Vorhaben RS1583 (SimSEB, Phase II). Projektbericht, Gesellschaft für Anlagen und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-699, August 2023.
- /HAN 92/ Hanchak, S. J., Forrestal, M. J., Young, E. R., Ehrgott, J. Q.: Perforation of concrete slabs with 48 MPa (7 ksi) and 140 MPa (20 ksi) unconfined compressive strengths. International Journal of Impact Engineering, 12(1):1–7, ISSN 0734-743X, Januar 1992.

- /HAS 05/ Hashimoto, J., Takiguchi, K., Nishimura, K., Matsuzawa, K., Tsutsui, M., Kojima, Y. O. I., Torita, H.: Experimental Study on Behavior of RC Panels Covered With Steel Plates Subjected to Missile Impact. In: 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-18), Beijing, China. 2005.
- /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, Salzburg, Österreich. 2017.
- /HEC 25/ Heckötter, C., Bahr, L.: Combined Bending and Punching Damage of Reinforced Concrete Slabs under Impact Loading: Simulation on Scale Effects using the Winfrith Concrete Model. In: SMiRT-27, März 2025.
- /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, Den Haag, Niederlande. April 1983.
- /JOH 85/ Johnson, G. R., Cook, W. H.: Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. Engineering Fracture Mechanics, 21(1):31–48, ISSN 0013-7944, 1985.
- /KAL 14/ Kalra, A., Zhu, F., Yang, K. H., King, A. I.: Key parameters in blast modeling using 2d to 3d ALE mapping technique. In: 13th International LS-DYNA Users Conference, 2014.
- /KAM 22/ Kamran, Iqbal, M.: The ballistic evaluation of plain, reinforced and reinforced-prestressed concrete. Thin-Walled Structures, 179:109707, ISSN 0263-8231, 2022.
- /KAR 12/ Crawford, J., Wu, Y., Choi, H.-J., Magallanes, J., Lan, S.: USE AND VALIDATION OF THE RELEASE III K&C CONCRETE MATERIAL MODEL IN LS-DYNA. Technischer Bericht, Karagozian & Case, TR-11-36.5, Juli 2012.

- /KIM 15/ Kim, K., Suh, Y., Moon, I., Choi, H.: A Study on the Local Impact Behavior of SC Walls Using Actual Test and Simulation. In: 23rd International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23), Manchester, United Kingdom. 2015.
- /KIM 17a/ Kim, J. M., Varma, A., Seo, J., Bruhl, J., Lee, K., Kim, K.: Resistance of SC Walls Subjected to Missile Impact: Part 3. Small-Scale Tests. In: 24th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-24), Busan, Korea. 2017.
- /KIM 17b/ Kim, K., Lee, J., Lee, K., Kim, W., Chung, C., Varma, A.: Resistance of SC Walls Subjected to Missile Impact: Part 2. Middle-Scale Tests. In: 24th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-24), Busan, Korea. 2017.
- /KRI 01/ Krichevsky, A., Freidin, C.: Prestressed Concrete Containment of Nuclear Power Station with PWR. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-16), Paper #1715, Washington DC, USA. August 2001.
- /LAN 05/ Lan, S., Lok, T.-S., Heng, L.: Composite structural panels subjected to explosive loading. Construction and Building Materials, 19(5):387–395, ISSN 0950-0618, 2005.
- /LEE 09/ Lee, S.-S., Kim, S.-H., Suh, K.-Y.: The Design and Features of the Advanced Power Reactor 1400. Nuclear Engineering and Technology, 41(8):995–1004, Oktober 2009.
- /LEE 17/ Lee, K., Lee, J., Shin, J., Kim, K., Nam, D., Varma, A.: Resistance of SC Walls Subjected to Missile Impact: Part 1. Preliminary Analysis. In: 24th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-24), Busan, Korea. 2017.
- /LST 22/ Livermore Software Technology Corporation: LS-DYNA, A Program for Nonlinear Dynamic, Analysis of Structures in Three Dimensions, Version R13.1.0, April 2022.

- /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.
- /MAT 09/ Matsuura, M., Aoyama, M., Hirako, S., Moriya, K.: Development of Next-generation Boiling Water Reactor. *Hitachi Review*, 58(2):53–60, 2009.
- /MCV 88/ McVay, M. K.: Spall Damage of Concrete Structures. *Technischer Bericht*, US Army Corps of Engineers, Vicksburg, Mississippi, USA, SL-88-22, 1988.
- /MIZ 05/ Mizuno, J., Koshika, N., Sawamoto, Y., Niwa, N., Yamashita, T., Suzuki, A.: Investigation on Impact Resistance of Steel Plate Reinforced Concrete Barriers against Aircraft Impact Part 1: Test Program and Results. In: 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-18), Beijing, China. 2005.
- /NEU 07/ Neuberger, A., Peles, S., Rittel, D.: Scaling the response of circular plates subjected to large and close-range spherical explosions. Part I: Air-blast loading. *International Journal of Impact Engineering*, 34(5):859–873, ISSN 0734-743X, 2007.
- /OLI 11/ de Oliveira; T. Cardoso; C.L.M. Prates; J.D. Riera; I. Iturrioz; L.E. Kostaschi, R. S.: Considerations concerning the analysis of NPP structures subjected to blast loading. In: *Transactions of SMiRT-21*, New Delhi, India. November 2011.
- /ORB 09/ Orbovic, N., Elgohary, M., Lee, N., Blahoianu, A.: Tests on Reinforced Concrete Slabs with Pre-stressing and with Transverse Reinforcement under Impact Loading. In: 20th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-20), Espoo, Finland. August 2009.

- /ORB 11/ Orbovic, N., Blahoianu, A.: Tests on concrete slabs under hard missile impact to evaluate the influence of transverse reinforcement and pre-stressing on perforation velocity. In: 21st International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-21), New Delhi, India. November 2011.
- /ORB 15/ Orbovic, N., Galan, M., Blahoianu, A.: Hard Missile Impact Tests in Order to Assess the Effect of Pre-stressing on Perforation Capacity of Concrete Slabs. In: 23rd International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-23), Manchester, United Kingdom. August 2015.
- /ORB 17/ Orbovic, N., Grimes, J., El-Domiaty, K., Florek, J.: ASME blast tests on pre-stressed concrete slabs. In: Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-24), August 2017.
- /OST 14/ Ostermann, D., Krumb, C., Wienand, B.: The Inner Containment of an EPRTM Pressurized Water Reactor. *atw*, 59(8/9), 2014.
- /RAJ 17/ Rajput, A., Iqbal, M. A.: Ballistic performance of plain, reinforced and pre-stressed concrete slabs under normal impact by an ogival-nosed projectile. *International Journal of Impact Engineering*, Special Issue in honor of Seventy Fifth Birthday of Professor N. K. Gupta, 110:57–71, ISSN 0734-743X, Dezember 2017.
- /SCH 95/ Schnell, W., Gross, D., Hauger, W.: *Technische Mechanik, Band 2: Elastostatik*, Fünfte Auflage. Springer-Lehrbuch, 1995.
- /SCH 06/ Schulz, T.: Westinghouse AP1000 advanced passive plant. *Nuclear Engineering and Design*, 236(14):1547–1557, ISSN 0029-5493, 2006.
- /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.

- /SCH 15/ Schwer, L., Teng, H., Souli, M.: LS-DYNA Air Blast Techniques: Comparison with Experiments for Close-in Charges. In: 10th European LS-DYNA Conference, Würzburg, Germany. 2015.
- /SCH 16/ Schwer, L.: Modeling Pre and Post Tensioned Concrete. In: 14th International LS-DYNA Users Conference, Detroit, USA. Juni 2016.
- /TEN 14/ Teng, H., Wang, J.: Particle Blast Method (PBM) for the Simulation of Blast Loading. In: 13th International LS-DYNA Users Conference, Detroit. 2014.
- /TOY 09/ Toyama, M., Shimizu, S., Yoshizu, T., Naito, T., Otsuka, S.: Next-generation Pressurized Water Reactor (PWR)-Development of Environmentally-friendly, Highly Effective, Economical and 3S Achievable Autonomic Type Plant. Mitsubishi Heavy Industries Technical Review, 46(4), Dezember 2009.
- /TSU 93/ Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Morikawa, H., Uhida, T., Ohno, T., Kogure, K.: Quantitative Studies on Impact Resistance of a Reinforced Concrete Panels with a Steel Liners Under Impact Loading - Part 1: Scaled Model Impact Test. In: 12th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-12), Stuttgart, Germany. 1993.
- /VTT 09/ Lastunen, A., Hakola, I.: Pre-stressed concrete walls under impact loading. Projektbericht, Technical Research Centre of Finland (VTT), VTT-R-02904-09, Mai 2009.
- /VTT 15/ Vepsä, A.: IMPACT II - Punching behaviour tests for simply supported reinforced concrete walls. Projektbericht, Technical Research Centre of Finland (VTT), VTT-R-02435 -14, Februar 2015.
- /VTT 19/ Vepsä, A.: IMPACT III - Punching behaviour tests for simply supported reinforced concrete walls. Projektbericht, Technical Research Centre of Finland (VTT), VTT-R-04293 -17, März 2019.

- /VTT 25/ Fedoroff, A.: IMPACT IV – NEREID GSX1R test set. Technischer Bericht, Technical Research Centre of Finland, VTT-R-00025-25, Januar 2025.
- /WEI 12/ Wei, K. K.: Blast Resistance of Steel-Concrete Composite Structures. Dissertation, National University of Singapore, 2012.
- /ZHA 19/ Zhao, C., Lu, X., Wang, Q., Gautam, A., Wang, J., Mo, Y.: Experimental and numerical investigation of steel-concrete (SC) slabs under contact blast loading. Engineering Structures, 196:109337, ISSN 0141-0296, 2019.
- /ZHA 21/ Zhao, C., He, K., Zhi, L., Lu, X., Pan, R., Gautam, A., Wang, J., Li, X.: Blast behavior of steel-concrete-steel sandwich panel: Experiment and numerical simulation. Engineering Structures, 246, ISSN 0141-0296, November 2021.

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Parametersätze der JWL-EOS für den Sprengstoff TNT	11
Tab. 5.1	Elementgruppen des Modells zur FE-Simulation des Anspannvorgangs.....	18
Tab. 6.1	Parameter der simulierten Sprengversuche zum Skaleneffekt.....	35
Tab. 6.2	Schadenwirkung mit dem DamageCalculator der GRS nach Tu et al.	42
Tab. 7.1	Testmatrix für die ASME-Blast-Tests	46
Tab. 7.2	Verwendete Materialmodelle zur Simulation der ASME-Versuche	50
Tab. 7.3	Verbindungstypen der FEM-Elemente für das ASME-Modell	51
Tab. 7.4	Durchführung einer Gitterstudie für die Luft	52
Tab. 8.1	Skalierung der Versuchsparameter in der GSX1R-Versuchsreihe	80
Tab. 8.2	Parameter des Johnson-Cook-Modells bzw. des Cowper-Symonds- Modells für S355 nach /CAD 25/	82
Tab. 8.3	Versuchsergebnisse der Versuche nach Referenz /RAJ 17/	89

Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1	Typische SC-Struktur vor dem Betonieren (Quelle: /BUR 17/)	8
Abb. 4.1	Anteile der JWL-EOS für ausgewählte Sprengstoffe	12
Abb. 4.2	Vergleich der maximalen Auslenkung der Stahlplatte mit Werten aus der Literatur /SCH 15/ und experimentellen Daten /NEU 07/	14
Abb. 4.3	Einfluss des Materialmodells auf die maximale Auslenkung der Stahlplatte in Simulation von Versuchen nach /NEU 07/	14
Abb. 4.4	Vergleich von Belastungen in Simulationen eines Versuches mit SCS-Target /ZHA 21/	15
Abb. 5.1	FE-Gesamtmodell zur Simulation des Anspannvorgangs	18
Abb. 5.2	FE-Modell des Spannseils und der beiden Abstützplatten	18
Abb. 5.3	FE-Modell des Spannseils	19
Abb. 5.4	Zeitlicher Verlauf der Beam-Axialkräfte	22
Abb. 5.5	Druckspannungen im Beton ($t = 200 \text{ ms}$)	22
Abb. 5.6	Zeitlicher Verlauf von x-Verschiebungen des Spannseils	23
Abb. 5.7	Rechenmodell für LS-DYNA zur Simulation von VTT-Versuchen der P-Reihe (Maße in mm)	24
Abb. 5.8	Details zur Abbildung der Vorspannung in Simulationen zu VTT-Versuchen der P-Reihe	25
Abb. 5.9	Zeitlicher Kraftverlauf im Spannglied (links) und zeitlicher Druckverlauf im Plattenzentrum (rechts) in Simulationen von VTT-Versuchen der P-Reihe	26
Abb. 5.10	Konturen des Drucks im Beton nach der Anspannphase in Simulationen von VTT-Versuchen der P-Reihe	26
Abb. 6.1	Experimenteller Aufbau der Zhao-Versuche zu Kontaktdetonationen (links) und Position der Sensoren für Verschiebung D1, D2, D3 und Beschleunigung A1, A2, A3 (rechts) (Abbildung aus /ZHA 19/)	27
Abb. 6.2	RC-Struktur (Reinforced Concrete) für die Kontaktdetonationsversuche nach Zhao (Bild aus /ZHA 21/)	28
Abb. 6.3	SCS-Struktur (Steel-Concrete-Steel) für die Kontaktdetonationsversuche nach Zhao (Bild aus /ZHA 21/)	28

Abb. 6.4	Versagensbilder der Versuche von Zhao et al. (Abbildungen aus /ZHA 19/ und /ZHA 21/)	29
Abb. 6.5	Schadensbilder in Simulationen zu Versuchen von Zhao et al. in den Querschnitten der Targetstrukturen	30
Abb. 6.6	Vergleich der Schadensbilder für die RC-Struktur (links: Experiment, Mitte: Particle Blast, rechts: ALE) in Simulationen zu Versuchen von Zhao et al.....	31
Abb. 6.7	Einfluss des Betonmodells auf das Schadensbild in Simulationen zu Versuchen von Zhao et al.	31
Abb. 6.8	Vergleich der Auslenkung für die obere Stahlplatte der SCS-Struktur.....	32
Abb. 6.9	Vergleich der Auslenkung für die untere Stahlplatte der SCS-Struktur.....	33
Abb. 6.10	Vergleich der Auslenkung für die Betonplatte der SCS-Struktur (links: RHT-Betonmodell, rechts: K&C-Betonmodell)	34
Abb. 6.11	Schadensbilder der Platten in den Versuchen 5 – 7 /CAI 22/	36
Abb. 6.12	Vergleich der Lasten (große Ladung) in den Simulationen zu Versuchen aus /CAI 22/	37
Abb. 6.13	Vergleich von Druckverläufen in den Simulationen zu den Versuchen 1 – 3 aus /CAI 22/	38
Abb. 6.14	Schadensbilder bei konstanter Elementgröße in Simulation der Versuche von aus /CAI 22/ (Versuche 5 – 7)	39
Abb. 6.15	Schadensbilder bei skaliertem Elementgröße in Simulation der Versuche von aus /CAI 22/ (Versuche 5 – 7)	40
Abb. 6.16	Vergleich der Schadenwirkung nach Basler (Linien) und Tu et al. (Punkte).....	42
Abb. 6.17	Vergleich der Schadenwirkung nach Basler (Linien) mit LS-DYNA Rechnungen (Punkte).....	43
Abb. 7.1	Skizze des Versuchsaufbaus der ASME-Blast-Tests	45
Abb. 7.2	Positionen der Reflektionsdrucksensoren P3 – P7.....	47
Abb. 7.3	Unkalibrierte Druckdaten des ASME-Test 3.....	48
Abb. 7.4	Unkalibrierte Druckdaten des ASME-Test 4a.....	48
Abb. 7.5	ASME-Platte Typ C (links: Gesamtansicht, Mitte: Bewehrung und Spannelemente, rechts: Spannelemente und Ankerplatten)	49

Abb. 7.6	Detailansicht: Mutter und Ankerplatte	50
Abb. 7.7	Aufbringen der Vorspannung auf die Spannelemente.....	52
Abb. 7.8	Einfluss der Gitterfeinheit auf den maximalen Druck in unterschiedlicher Entfernung vom Zündpunkt	53
Abb. 7.9	Einfluss der Gitterfeinheit auf die maximale Auslenkung der Spannbetonplatte (in der Mitte).....	53
Abb. 7.10	Druckverlauf in LS-DYNA und im Experiment Test 3	54
Abb. 7.11	Auslenkung der Spannbetonplatte in LS-DYNA und im Experiment Test 3	55
Abb. 7.12	Aufhängung der Spannbetonplatte im Experiment /ASM 17/	56
Abb. 7.13	Modellierung der Aufhängung in LS-DYNA.....	56
Abb. 7.14	Einfluss der Plattenaufhängung auf die Auslenkung der Platte	57
Abb. 7.15	Vergleich der Schadensbilder an der Plattenvorderseite.....	57
Abb. 7.16	Einfluss der Vorspannung auf die Auslenkung der Spannbetonplatte (Test 3, Messpunkt in der Mitte).....	58
Abb. 7.17	Die TNT-Ladungsmenge wurde bei der LBE-Rechnung so angepasst, dass der Druckverlauf an der Betonplatte in etwa dem Experiment entsprach	59
Abb. 7.18	Die LBE-Rechnung zeigt eine deutlich geringere Auslenkung der Spannbetonplatte als die ALE-Rechnung	60
Abb. 7.19	Aufteilung der Plattenoberfläche in Segment-Sets für die unterschiedlichen Last-Zeit-Funktionen	61
Abb. 7.20	Experimentelle und approximierte Last-Zeit-Funktionen nach /BOR 17/.....	61
Abb. 7.21	Die Rechnung mit den Load-Curves zeigt eine deutlich geringere Auslenkung als die beiden anderen Rechnungen (ALE- und LBE) und als das Experiment	62
Abb. 7.22	Einfluss des Betonmodells auf die Auslenkung der Spannbetonplatte	63
Abb. 7.23	Schadensbilder (Plattenvorderseite) bei den Rechnungen mit dem Winfrith-Modell.....	63
Abb. 7.24	Druckverlauf in LS-DYNA und im Experiment Test 4a	64

Abb. 7.25	Auslenkung der Spannbetonplatte in LS-DYNA und im Experiment Test 4a	65
Abb. 7.26	Ausbreitung der Explosionsdruckwelle in der 2D-Geometrie.....	67
Abb. 7.27	Initiale Druckverteilung in der 3D-Geometrie (Zeitpunkt 10 ms)	68
Abb. 7.28	Druckverlauf an der Betonplatte bei der 3D-Rechnung und bei der Mapping-Rechnung	69
Abb. 7.29	Auslenkung der Betonplatte bei der 3D-Rechnung und bei der Mapping-Rechnung (ohne Vorspannung, ohne Roller-Bars).....	69
Abb. 7.30	Einfluss der Gitterfeinheit auf den maximalen Druck in unterschiedlicher Entfernung vom Zündort.....	70
Abb. 7.31	Experimenteller Aufbau der Choi-Versuche (Bild aus /CHO 18/).....	72
Abb. 7.32	Halterung für die Betonplatten (Bild aus /CHO 18/).....	72
Abb. 7.33	Aufbau der Stahlbetonplatte (RC: Reinforced concrete) (Bild: /CHO 18/)	73
Abb. 7.34	Aufbau der Stahlbetonplatte mit Vorspanngliedern (PSRC: Pre- stressed reinforced concrete) (Bild: /CHO 18/).....	73
Abb. 7.35	Modellierung der PSRC-Struktur in LS-DYNA.....	74
Abb. 7.36	Variation der Ladungsgeometrie	75
Abb. 7.37	Einfluss der Ladungsgeometrie auf die Auslenkung der Betonplatte (RC-Struktur)	75
Abb. 7.38	Abhängigkeit des Dynamic-Increase-Faktors (DIF) von der Dehnrage (im Zugbereich)	76
Abb. 7.39	Einfluss des Dynamic-Increase-Faktors (DIF) beim K&C-Betonmodell auf die Auslenkung der Betonplatte (RC-Struktur)	76
Abb. 7.40	Vergleich der Rechnungen mit unterschiedlichen Betonmodellen mit dem Experiment (RC-Struktur).....	77
Abb. 7.41	Auslenkungen der RC- und der PSRC-Strukturen	78
Abb. 8.1	Modellbild zur Simulation des Versuches GSX1R-S (Maße in mm)	81
Abb. 8.2	Modellbild zur Simulation des Versuches GSX1R-L (Maße in mm).....	81
Abb. 8.3	Vergleich von Deformationen des Projektils in der Simulation der GSX1R mit dem Johnson-Cook-Modell	83

Abb. 8.4	Ergebnisse der Simulation mit dem Johnson-Cook-Modell von XFP-S1R und XFP-L1R (Vergleich von LZF)	84
Abb. 8.5	Ergebnisse der Simulation mit dem Cowper-Symonds Modell von XFP-S1R und XFP-L1R (Vergleich von LZF)	84
Abb. 8.6	Verhalten des Winfrith-Modells nach der Rissbildung für Zugentfestigung (links) und Transfer von Schubkräften (rechts)	85
Abb. 8.7	Schadensbilder der Frontseiten der Versuchsplatte in GSXR-Versuchen	86
Abb. 8.8	Schadensbilder der Rückseiten der Versuchsplatte in GSXR-Versuchen	87
Abb. 8.9	Schadensbilder in Plattenquerschnitten in GSXR-Versuchen	87
Abb. 8.10	Zeitliche Verläufe rückseitiger Plattenverschiebungen in GSXR-Reihe	88
Abb. 8.11	Schnittbild eines Projektilmodells für Simulationen der Versuche des Indian Institute of Technology Roorkee	90
Abb. 8.12	Optionen zur Vernetzung einer Ogive mit Hexaeder-Elementen	90
Abb. 8.13	Rechenmodell zur Simulation der Aufprallversuche des Indian Institute of Technology Roorkee (Maße in mm)	91
Abb. 8.14	Axiale Kräfte in Spanngliedern und Kontaktkräfte (links) und resultierendes Druckniveau im Plattenzentrum (rechts) während der Vorspannphase in Simulationen zu IITR-Versuchen	91
Abb. 8.15	Geschwindigkeitsverläufe des Projektils in Simulationsrechnungen zu IITR-Versuchen mit 100 mm dicken Platten	93
Abb. 8.16	Beziehungen zwischen Aufprallgeschwindigkeit und Residualgeschwindigkeiten in Simulationen zu IITR-Versuchen mit 100 mm dicken Platten	93
Abb. 8.17	Schädigung in Versuchen mit 100 mm dicken Platten (Bilder aus /RAJ 17/)	94
Abb. 8.18	Schadensbilder in Simulationen auf Basis von IITR-Versuchen ($v_0 = 100$ m/s, Plattendicke 100 mm)	95
Abb. 9.1	Modellbestandteile zum untersuchten Artillerieraketentyp GMLRS	98
Abb. 9.2	Bewehrungsanordnung des Analysemodells für eine durch Raketenbeschuss belastete Stahlbetonstruktur	98

Abb. 9.3	Schadensbilder bei Kontaktzündung und verzögerter Zündung in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Stahlbetonstruktur.....	99
Abb. 9.4	Energieaufnahme des Betons in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Stahlbetonstruktur.....	100
Abb. 9.5	Permanente Schädigung des Betons und plastische Dehnungen der Bewehrung nach 10 ms in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Stahlbetonstruktur.....	101
Abb. 9.6	Modellabmessungen einer generischen Spannbetonstruktur für Untersuchungen zum Raketenbeschuss.....	102
Abb. 9.7	Vergleich von Druckverläufen im Beton während der Vorspannung im Zentrum der Spannbetonstruktur zur Untersuchung von Raketenbeschuss	103
Abb. 9.8	Einfluss der Zündung auf Betonschädigung in Simulationen zu Spannbeton unter Raketenbeschuss	104
Abb. 9.9	Einfluss der Vorspannung auf Betonschädigung in Simulationen zu Spannbeton unter Raketenbeschuss	105
Abb. 9.10	Einfluss des Liners auf Betonschädigung in Simulationen zu Spannbeton unter Raketenbeschuss	106
Abb. 9.11	Energieaufnahme des Betons in AUTODYN-Simulationen zum Raketenbeschuss einer Spannbetonstruktur.....	107
Abb. 9.12	Berechnete Schadensbilder des Querschnitts einer generischen Spannbetonstruktur infolge von Raketenbeschuss nach 9,8 ms	108

**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

ISBN 978-3-911727-24-2