

Abschlussbericht / Final Report

Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.
Reactor Safety Research-Project No.
1501611

Vorhabensitel / Project Title
**Robuste Ingenieurmodelle
zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen infolge
stoßartiger Belastungen**

*Robust Engineering Models for Damage Simulation of Reinforced Concrete
Structures under Impact Loading*

Autoren / Authors
**Heibges, Lars
Distler, Pascal
Sadegh-Azar, Hamid**

Dienststelle der Autoren / Performing organisation
**Rheinland-Pfälzische Technische Universität
Kaiserslautern-Landau
Fachbereich Bauingenieurwesen
Fachgebiet Statik und Dynamik der Tragwerke**

Berichtsdatum / Publication date
Juni 2025

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages unter dem Förderkennzeichen 1501611 gefördert.

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz
und nukleare Sicherheit

Kurzfassung

Im Rahmen des vom Bundesministerium für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit geförderten Forschungsvorhabens 1501611 „Robuste Ingenieurmodelle zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen“ wurde ein schädigungsadaptives, robustes Ingenieurmodell zur Simulation der strukturellen Schädigung von Stahlbetonbauteilen infolge stoßartiger Belastungen entwickelt. Im Unterschied zu bestehenden Ansätzen ist das weiterentwickelte Modell in der Lage, die maßgeblichen Versagensmechanismen sowohl bei harten als auch bei weichen Stoßbelastungen physikalisch konsistent zu erfassen und abzubilden.

Die Entwicklung gliedert sich in zwei Phasen: Für die Einwirkungsseite wurden geeignete Ansätze ausgearbeitet, welche die Last-Zeit-Funktion des auftreffenden Projektils beschreiben. Die Zielstruktur wurde als Zweimassenschwinger (ZMS), basierend auf bestehenden mechanischen Ingenieurmodellen, idealisiert. Zur Erweiterung dieser Ingenieurmodelle wurde das globale und lokale Verformungsverhalten modifiziert. Die Validierung erfolgte anhand experimenteller Daten aus Aufprallversuchen, insbesondere der VTT- und TU-Dresden-Versuchsreihen, sowie durch numerische Finite-Elemente-Simulationen. Darüber hinaus wurden umfassende Sensitivitätsuntersuchungen durchgeführt, welche den Einfluss empirischer Parameter quantifizieren.

Ein zentrales Ergebnis des Projekts ist, dass das entwickelte Modell in der Lage ist, den Schadensmodus der Zielstruktur zuverlässig vorherzusagen. Die erzielte Generalisierung erlaubt eine breite Anwendbarkeit im Bereich der strukturellen Integritätsbewertung bei geringem Rechenaufwand, insbesondere für kerntechnische Anlagen wie Reaktorgebäude oder Zwischenlager. Die Erkenntnisse und Modellkomponenten aus diesem Projekt bilden eine belastbare Grundlage für zukünftige Sicherheitsanalysen sowie für die normative Weiterentwicklung vereinfachter Bemessungsvorschriften im Kontext außergewöhnlicher Einwirkungen.

Abstract

In the framework of the research project 1501611 “Robust Engineering Models for Damage Simulation of Reinforced Concrete Structures under Impact Loading” funded by the Federal Ministry for the Environment, Climate Action, Nature Conservation and Nuclear Safety, a damage-adaptive, robust engineering model was developed for simulating the structural damage of reinforced concrete components subjected to impact loads. In contrast to existing approaches, the enhanced model is capable of capturing and representing the dominant failure mechanisms under both hard and soft impact conditions in a physically consistent manner.

The development process was structured in two phases: For the impact side, suitable approaches were developed to describe the load-time function of the impacting projectile. The target structure was idealized as a two-degree-of-freedom system (TDOF), based on established mechanical engineering models. To extend this model, both the global and local deformation behavior were modified. Validation was carried out using experimental data from impact tests, particularly from the VTT and TU Dresden test series, as well as numerical finite element simulations. In addition, extensive sensitivity analyses were conducted to quantify the influence of empirical parameters that must be estimated prior to model application.

A key outcome of the project is that the developed model is capable of reliably predicting the damage mode of the target structure. The achieved generalization enables broad applicability in structural integrity assessments with reduced computational effort, particularly for nuclear facilities such as reactor buildings or interim storage facilities. The insights and model components derived from this project provide a reliable basis for future safety analyses and the normative development of simplified design procedures in the context of extreme loading scenarios.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	ii
Abstract	iii
Inhaltsverzeichnis	iv
1 Einleitung	6
2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm	7
2.1 Gesamtziel	7
2.2 Einzelziele	7
2.3 Arbeitsprogramm	7
3 Stand der Wissenschaft und Technik	9
4 Bisherige Arbeiten der TUK	12
5 Überblick zu ausgewählten Versuchsreihen	13
5.1 Technisches Forschungszentrum Finnland (VTT)	13
5.2 Großmaßstäbliche Plattenversuche	15
5.2.1 Meppen	15
5.2.2 EDF	17
5.3 TU Dresden	17
6 Beschreibung und Quantifizierung der Stoßbelastung	19
6.1 Penetrationswiderstand: Übersicht und Definition	19
6.1.1 Auswertung der TU Dresden Versuche	24
6.1.2 Einfluss der Biegebewehrung	31
6.1.3 Einfluss der Bügelbewehrung	33
6.2 Anpassungen zur Berechnung der Eindringtiefe	33
6.2.1 Optimierung eines Impaktfaktors	34
6.2.2 Einfluss des Schädigungsgrades	37
6.3 Erweiterung der Penetrationstheorie	40
6.3.1 Ausgewählte Ansätze zur Kraft-Penetration-Wechselwirkung	42
7 Entwicklung eines schädigungsadaptiven Ingenieurmodells	49
7.1 Ingenieurmodell für den weichen Stoß	49
7.1.1 Globales Verformungsverhalten – Feder R_1	50
7.1.2 Lokales Verformungsverhalten – Feder R_2	52
7.1.3 Auswertung weicher Impaktversuche	54
7.2 Modifikationen für den harten Stoß	58
7.2.1 Beschreibung der Kraft-Penetrations-Wechselwirkung	58
7.2.2 Globales Verformungsverhalten – Feder R_1	63
7.2.3 Globales Verformungsverhalten – Mitwirkende Masse m_{eff}	63

7.2.4	Lokales Verformungsverhalten – Stanzkegelmasse M_2	65
7.2.5	Lokales Verformungsverhalten – Biegebewehrung	69
7.2.6	Lokales Verformungsverhalten – Betonfeder.....	69
7.3	Sensitivitätsuntersuchungen	70
7.3.1	Einfluss der Masse m_{eff}	70
7.3.2	Einfluss des Stanzwinkels α	71
7.3.3	Einfluss des Formgebungsfaktors β	72
7.3.4	Einfluss der Dämpfung ξ_2 und ξ_3	72
8	Validierung und Anwendung.....	74
	Zusammenfassung	79
A.	Anhang	- 80 -
A.1.	Auswertung der TUD, EDF und Sugano Versuche: starke Schädigung.....	- 80 -
A.2.	Auswertung TUD, EDF und Sugano Versuche: moderate Schädigung	- 82 -
A.3.	Auswertung der experimentellen Schubbruchzone.....	- 85 -
A.4.	Eingangsparameter ZMS (weiche Aufprallversuche)	- 87 -
A.5.	Auswertung der experimentellen Schubbruchzone.....	- 88 -
A.6.	Federkennlinien.....	- 90 -
	Abbildungsverzeichnis.....	- 92 -
	Tabellenverzeichnis.....	- 95 -
	Literatur	- 96 -

1 Einleitung

Die Sicherheit kerntechnischer Anlagen im Hinblick auf zivilisatorisch verursachte äußere Einwirkungen stellt einen wesentlichen Aspekt bei der Auslegung dieser Bauwerke dar. Insbesondere der Lastfall „Flugzeugabsturz“ besitzt hierbei eine besondere Bedeutung. Stoßartige Belastungen auf Stahlbetonstrukturen führen sowohl zu lokalen Schädigungen im Aufprallbereich als auch zu globalen Auswirkungen infolge des übertragenen Impulses. Während die lokalen Schädigungen oftmals durch starre, kaum verformbare Flugzeugkomponenten verursacht werden, sind globale Beanspruchungen insbesondere dem Einfluss verformbarer Teile zuzuschreiben. Für beide Belastungsarten existieren bislang nur eingeschränkt belastbare Vorhersagemodelle.

Gesamtziel der geplanten Arbeiten ist die Entwicklung sowie Erprobung eines schädigungsadaptiven robusten Ingenieurmodells zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen. Als Ingenieurmodell wird ein vereinfachtes, auf die wesentlichen Phänomene reduziertes Simulations- und Bemessungsmodell bezeichnet, welches in der Ingenieurpraxis zuverlässig eingesetzt werden kann. Das Modell soll dazu beitragen, die Aussagefähigkeit und Zuverlässigkeit bei der Simulation der Schädigung in kerntechnischen Stahlbetonstrukturen (u. a. Reaktorgebäude, Zwischenlager) infolge stoßartiger Belastungen (z. B. durch Flugzeugabsturz oder Trümmerteile) zu erhöhen. Anders als bei existierenden Ingenieurmodellen soll das neue Ingenieurmodell die wesentlichen Phänomene bei harten und weichen Stoßbelastungen abbilden und kann somit allgemeingültig, praxistauglich und ohne Differenzierung zwischen der Art der Stoßbelastung eingesetzt werden.

Zur Verifizierung und Validierung werden die Ergebnisse der Aufprallversuche des VTT in Finnland sowie die Erkenntnisse und Erfahrungen aus dem abgeschlossenen BMWI geförderten Forschungsverbundprojekt [1] berücksichtigt werden. Letzteres umfasst unter anderem Versuchsergebnisse der UKAEA, Sugano, Meppen, VTT IMPACT, TU Dresden und BAM.

2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

2.1 Gesamtziel

Aufgrund der verlängerten Zwischenlagerung hochradioaktiver Stoffe werden derzeitige Genehmigungszeiträume überschritten. Hieraus ergibt sich die Notwendigkeit, auch eine langfristige Gewährleistung der Sicherheit, insbesondere bei dynamischen Ereignissen wie dem absichtlichen oder unabsichtlichen Flugzeugabsturz, zu untersuchen. Das Gesamtziel des Vorhabens besteht daher in der Weiterentwicklung und Validierung von Analysemethoden zur Beschreibung der Schädigung von Stahlbetonstrukturen.

2.2 Einzelziele

Im Rahmen der geplanten Arbeiten wird ein innovatives, schädigungsadaptives Ingenieurmodell zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen bei stoßartigen Belastungen entwickelt. Ziel ist es, die Einwirkung (Last-Zeit-Funktion) sowie die komplexen Versagensmechanismen beim Aufprallvorgang physikalisch richtig abzubilden. Die Entwicklung gliedert sich hierbei in zwei Phasen:

Für die Einwirkungsseite, d. h. die Last-Zeit-Funktion des auftreffenden Projektils, werden geeignete Ansätze ausgearbeitet. Vor allem beim harten Aufprall sind die aktuellen Möglichkeiten, Reaktionskräfte, die Aufpralldauer und insbesondere ein Last-Zeit-Verlauf zu bestimmen aufgrund der starken Koppelung zwischen Aufprallkörper und Zielkörper begrenzt. Hierfür werden bestehende empirische Modelle modifiziert und verbessert.

Die Systemantwort, d. h. das Schädigungsverhalten des getroffenen Zielkörpers wird zunächst mit bereits existierenden und im Rahmen des abgeschlossenen Forschungsverbundvorhabens der GRS und der TU Kaiserslautern [1], genutzten Methoden analysiert. Hierfür werden ausgewählte Aufprallversuche mit unterschiedlichen Schadensklassen (z. B. Penetration, Abplatzungen, Perforation) nachgerechnet und die Vor- und Nachteile, sowie Anwendungsgrenzen der verschiedenen Simulationsmodelle analysiert und aufgezeigt. Die Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen fließen direkt in die Entwicklung des schädigungsadaptiven Simulationsmodells zur Vorhersage der Tragfähigkeit von Stahlbetonkonstruktionen unter Stoßbelastungen ein.

2.3 Arbeitsprogramm

Die im Forschungsvorhaben verfolgte Zielsetzung wurde in einem strukturierten Arbeitsprogramm umgesetzt, das in vier aufeinander abgestimmte Arbeitspakete gegliedert war. Im Folgenden wird das Vorgehen im Einzelnen beschrieben.

Aufbereitung und Untersuchung vorhandener Aufprallversuche

Zu Beginn des Vorhabens wurden nationale und internationale Versuchsdaten zu Aufprallszenarien systematisch erfasst, aufbereitet und ausgewertet. Schwerpunkte waren die Versuchsreihen der VTT (IMPACT-Projekt), TU Dresden, BAM, sowie Großversuche in Meppen und Versuche aus dem IRIS-Programm. Ziel war die Identifikation relevanter Einflussgrößen auf Last-Zeit-Verläufe, lokale Schädigungsphänomene wie Penetration, Spalling und Scabbing sowie globale Strukturantworten. Diese Datenbasis diente der Verifizierung und Kalibrierung numerischer und analytischer Modelle.

Beschreibung und Quantifizierung der Stoßbelastung

Aufbauend auf den gewonnenen Erkenntnissen wurden geeignete Last-Zeit-Modelle für harte und weiche Impakte entwickelt und validiert. Während für weiche Projektile das angepasste Riera-Modell verwendet wurde, erfolgte für harte Stoßkörper eine Erweiterung bestehender Penetrationstheorien. Dabei wurden insbesondere kraftbasierte Wechselwirkungen und Massenänderungen während der Penetration berücksichtigt, systematisch analysiert und optimiert wurden. Ziel war eine realitätsnahe, aber praxistaugliche Ermittlung der stoßinduzierten Belastungen.

Entwicklung eines schädigungsadaptiven Ingenieurmodells

Schwerpunkt des Vorhabens war die Entwicklung eines Ingenieurmodells zur Schädigungsprognose. Aufbauend auf bestehenden Mehrmassenschwingermodellen (ZMS, DrMS) wurden Erweiterungen für harte Stoßbelastungen implementiert. Dies beinhaltete u. a. die explizite Berücksichtigung lokaler Schädigungsmechanismen (z. B. Durchstanzkegel), variabler Massenanteile während der Penetration sowie nichtlinearer Federsteifigkeiten. Die Vorgehensweise und Modellbildung wurden im Abschlussbericht detailliert beschrieben und die Ergebnisse mittels Sensitivitätsanalysen umfassend geprüft.

Validierung und Anwendung

Abschließend wurde das Ingenieurmodell umfassend validiert. Dies erfolgte anhand ausgewählter Versuchsergebnisse sowohl für harte als auch für weiche Stoßszenarien. Validierungsgrößen umfassten Eindringtiefen, Schädigungsmuster, Kontaktkräfte sowie die globale Strukturantwort.

Insgesamt wurde durch die strukturierte Bearbeitung dieser Arbeitspakete ein praxistaugliches, schädigungsadaptives Ingenieurmodell geschaffen, das eine zuverlässige und zugleich effiziente Schädigungsprognose von Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen ermöglicht.

3 Stand der Wissenschaft und Technik

Zur Reduzierung von Unsicherheiten bei der Integritätsbewertung von Stahlbetonstrukturen sowie zur Quantifizierung von Sicherheitsmargen wurden an verschiedenen Versuchsständen bereits zahlreiche Aufprallversuche und Berechnungen unterschiedlicher Komplexität durchgeführt. Untersuchungen hinsichtlich des Einflusses der Durchstanzbewehrung auf die Tragfähigkeit wurden in wenigen großskaligen experimentellen Aufpralltests von Projektilen auf Stahlbetonplatten in den 70er und 80er Jahren an der Erprobungsstelle 91 der Bundeswehr in Meppen durchgeführt [2; 3]. Weiter wurden Untersuchungen mit teilverformbaren Projektilen von Sugano [4; 5] und harten [6] sowie verformbaren [7] bei VTT zum Einfluss der Durchstanzbewehrung anhand klein- bzw. mittelskaliger Aufprallversuche durchgeführt.

Im Rahmen des internationalen Projektes IMPACT werden seit 2005 bei VTT-Aufprallversuche mittlerer Größenskala durchgeführt. Die z. B. in [8] beschriebenen Versuchsreihen werden zur quantitativen Beschreibung von Phänomenen beim Aufprall deformierbarer Stoßkörper, des Einflusses von Flüssigkeitsfüllungen der Stoßkörper sowie des harten Aufpralls starrer Stoßkörper durchgeführt. Es wurden zahlreiche Versuchsparameter variiert, um ihren jeweiligen Einfluss auf Projektil- und Targetverhalten herauszuarbeiten. Weiterhin wurden Versuche zur Ausbreitung und Dämpfung von induzierten Erschütterungen durchgeführt [9].

Bei der Materialprüfungs- und Forschungsanstalt (MPA) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) wurden kleinskalige Versuche zum Anprall dünnwandiger Behälter mit und ohne Flüssigkeitsfüllung auf starre Zielstrukturen [10] durchgeführt, die als Grundlage für die Validierung von Rechenmodellen zur Ermittlung von Last-Zeit-Funktionen genutzt werden können [11].

Im Rahmen der Forschungsvorhaben 1501438 [12], 1501479 [13] und 1501477 [14] wurde das Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter mittels einer selbst entworfenen Fallanlage untersucht. Es fanden Parameterstudien insbesondere hinsichtlich Aufprallgeschwindigkeit, Biegebewehrungsmenge und Bauteildicke statt. Der Einfluss der Durchstanzbewehrung hingegen wurde nicht näher betrachtet. Aus den gewonnenen experimentellen Daten wurde u. a. versucht, existierende mechanische Modelle wie das CEB-Modell (Zweimassenschwinger) [15] zu erweitern, um auch den harten Stoß abbilden zu können. Zusammenfassend konnte festgestellt werden, dass zur zuverlässigen Anwendung der vereinfachten mechanischen Modelle (ZMS und DrMS) eine präzise Berechnungsmethode für die Impaktorkraft erforderlich ist. Diese Forschungsvorhaben wurden in der Phase 1C „Weiterführende Untersuchungen zur Quantifizierung der Schädigungen des Betongefüges“ weitergeführt (Forschungsvorhaben 1501541 TU Dresden und 1501542 BAM).

Im Rahmen des Forschungsvorhabens RS1510 der Bundeswehruniversität München [16] wurde die Forschung hinsichtlich der Ermittlung des Tragverhaltens von Beton- und Stahlbetonbauteilen bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten (Explosionen und Impakt-Einwirkungen) erweitert. Die untersuchten Szenarien mit hohen Belastungsgeschwindigkeiten waren zum einen Kontaktdetonationen (unter Ausschluss deflagrativer Wirkungen) und Hohlladungsbeschuss gegen Stahlbetonbauteile. Im Umfang dieses Vorhabens wurden zahlreiche experimentelle Bauteilversuche sowie numerische Simulationen durchgeführt. Insbesondere die Hohlladungsexperimente auf ein- und mehrschalige Stahlbetonziele, durchgeführt am Wehrtechnischen Dienststelle für Schutz und Sondertechnik, lieferten aussagekräftige Erkenntnisse über die Penetrationsfähigkeit variierender Werkstoffe (Normalbeton, DUCON,

UHPC, etc.). Zum anderen beinhaltete das Forschungsprojekt ein umfangreiches Versuchsprogramm (experimentell und numerisch) zur Untersuchung des Zusammenwirkens/Verbund von Stahl und Beton bei sehr hohen Belastungsgeschwindigkeiten (dynamische Pull-out und Pull-in Versuche). Die Erkenntnisse mündeten in Modelle zur Berücksichtigung und Beschreibung des Zeiteinflusses auf das Verbundverhalten.

In den Forschungsarbeiten der Japan Atomic Energy Agency (JAEA) wurden experimentelle Untersuchungen zur Charakterisierung des lokalen Schädigungsverhaltens von Stahlbetonstrukturen durchgeführt. Ziel dieser Versuche war es insbesondere, den Einfluss verschiedener Geschossparameter wie Steifigkeit, Verformbarkeit und Aufprallwinkel auf die Schadensmodi wie Penetration, Scabbing und Perforation zu untersuchen [17–19]. Hierbei wurden sowohl harte (nicht deformierbare) als auch weiche (verformbare) Projektile eingesetzt, um realistische Belastungsszenarien möglichst umfassend abzubilden. Die veröffentlichten Versuchsdaten ermöglichen, weitere Anpassungen am bestehenden analytischen Modell zu treffen, um dessen Robustheit zu erhöhen

Der Last-Zeit-Verlauf beim Aufprall deformierbarer Projektile wurde in der Vergangenheit überwiegend gemäß der Methode von Riera [20] als Summe von Trägheitskräften und Berstlasten abgeschätzt. Ein so ermittelter Last-Zeit-Verlauf kann zusammen mit einer entsprechenden Aufprallfläche als Lastannahme für die Analyse der globalen Strukturantwort dienen.

Sofern der Aufprallkörper unverformbar ist, wird davon ausgegangen, dass seine kinetische Energie vollständig (Restgeschwindigkeit ist 0) oder teilweise (Restgeschwindigkeit ist ungleich 0) durch Verformung der getroffenen Struktur absorbiert wird. Aufgrund der großen Wechselwirkung (Kopplung) des Impaktors und des Zielkörpers erfolgte die Quantifizierung der Reaktionskraft, der Aufpralldauer bzw. des Last-Zeit-Verlauf bisher nur experimentell oder mittels empirischer Ansätze. Eine aufbereitete Übersicht empirischer und analytischer Ansätze liefert [21] für die Bemessung von Stahlbetonstrukturen gegen herabfallende Felsen und Gesteine.

Neben experimentellen Versuchen existieren vereinfachte mechanische Modelle, wie der Zweimassenschwinger nach Schlüter [22]. Dieses vereinfachte Ingenieurmodell deckt in Kombination mit der Ermittlung des Last-Zeit-Verlauf nach Riera [20] die wichtigsten physikalischen Vorgänge bei weichem Stoß ab und ermöglicht eine schnelle Berechnung. Nichtlineare Federn und Dämpfer koppeln die beiden Massen des Zweimassenschwingers. Masse 1 zusammen mit Feder 1 beschreiben dann das Verformungsverhalten der globalen Platte beim Biegen (globales Verhalten) und Masse 2 mit Feder 2 stellt den Stanzkegel relativ zur restlichen Platte dar. Dämpferelemente sind ebenfalls berücksichtigt, um die Höhe der Energieverluste durch innere Beschädigungen des Betons und die Dübelwirkung der Biegebewehrung darzustellen. Getrennt davon kann nach [23] die Beurteilung von lokalen Schädigungsmechanismen, wie etwa Durchstanzen und Perforation, beispielsweise anhand von empirischen und semi-empirischen Formeln erfolgen. Aufgrund ihres empirischen Charakters gelten diese Formeln nur für bestimmte Randbedingungen. Zur Berücksichtigung einer teilweisen Verformbarkeit von Stoßkörpern, wie etwa Triebwerksstrukturen, werden Perforationsformeln durch Reduktionsfaktoren angepasst [24], welche allerdings experimentell lediglich schwach fundiert sind. Zudem berücksichtigen Perforationsformeln üblicherweise weder Biegebewehrung, Schubbewehrung, Vorspannung, Liner oder mögliche Energieaufnahme durch globale Verformungen.

Des Weiteren werden Finite-Elemente-(FE-)Simulationen mit komplexen Programmsystemen

durchgeführt. Aufgrund des nichtlinearen Materialverhaltens vor allem des Betons sind diese besonders rechenintensiv und empfindlich gegenüber Modellierungsfehlern. Sie ermöglichen eine detaillierte Analyse beliebiger Strukturen, erfordern jedoch einen hohen numerischen Aufwand sowie eine sorgfältige Validierung. Zur Sicherstellung belastbarer Ergebnisse ist eine Validierung anhand experimenteller Daten und vereinfachter analytischer Methoden unerlässlich.

4 Bisherige Arbeiten der TUK

Zur Verifizierung eines Analysemodells zur Untersuchung der lokalen Schädigung von Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen wurden am Fachgebiet Statik und Dynamik der Tragwerke der RPTU Kaiserslautern-Landau umfangreiche numerische Berechnungen mit dem Programm LS-DYNA [25] durchgeführt. Grundlage der Verifikationsstudien bildeten Aufprallversuche mit deformierbaren (weichen) und nicht deformierbaren (harten) Projektilen unterschiedlicher Geometrie aus den von HOCHTIEF in Meppen durchgeführten Versuchskampagnen [2; 3] sowie aus dem IMPACT-Projekt der VTT [26].

Die numerischen Simulationen zeigten eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen sowohl hinsichtlich der Einwirkungen (Last-Zeit-Funktionen) als auch der resultierenden Auswirkungen wie Schädigungsbildern und Verformungen der Stahlbetonstrukturen. Die explizite nichtlineare Finite-Elemente-Analyse stellt ein äußerst rechenintensives und gleichzeitig sensitiv reagierendes Verfahren dar. Bereits geringe Änderungen in den numerischen Eingangsparametern können zu signifikanten Abweichungen in den Ergebnissen führen. Die Entwicklung eines belastbaren numerischen Modells, das auch bei Parameteränderungen stabile und konsistente Ergebnisse liefert, ist mit vielfältigen Unsicherheiten verbunden. Neben dem nichtlinearen Materialverhalten des Betons – das die Definition zahlreicher modellabhängiger Parameter erfordert – wirken sich insbesondere die Netzkonzvergenz, die Wahl geeigneter Erosionskriterien sowie die Kopplungsbedingungen zwischen Beton- und Bewehrungselementen entscheidend auf das Rechenergebnis aus.

Vor diesem Hintergrund hat sich gezeigt, dass vereinfachte mechanische Analysemodelle zur Verifikation numerischer Ergebnisse und für den praktischen Einsatz im Ingenieurbereich unverzichtbar sind. Erste grundlegende Ansätze für ein solches Ingenieurmodell wurden im Rahmen des Verbundvorhabens SimSEB [1] entwickelt und erfolgreich für harte und weiche Stoßbelastungen erprobt.

Ein weiterer Schwerpunkt lag auf der Untersuchung geeigneter Methoden zur Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung bei stoßartigen Einwirkungen. Als besonders geeignet erwies sich hierbei die Perfectly Matched Layer-Methode (PML) [27]. Nach erfolgreicher Validierung dieser und weiterer Verfahren im Zeit- und Frequenzbereich wurden in umfassenden Aufprallsimulationen die Einflüsse nichtlinearer Effekte im Bereich der Kontaktzone – unter expliziter Einbeziehung der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung – analysiert. Die Untersuchungen reichten dabei von stark vereinfachten Projektilmodellen bis hin zu komplexen Simulationen mit detaillierten Turbinenmodellen auf repräsentative Zwischenlagermodelle aus der kerntechnischen Praxis.

5 Überblick zu ausgewählten Versuchsreihen

5.1 Technisches Forschungszentrum Finnland (VTT)

Im Rahmen des internationalen Projektes IMPACT werden seit 2005 am Technischen Forschungszentrum Finnland (VTT) Aufprallversuche mittlerer Größenskala durchgeführt. Die u. a. in [8; 28–31] vorgestellten Versuchsreihen werden zur quantitativen Beschreibung von Phänomenen beim Aufprall von u. a. starren, nicht verformbaren Projektilen durchgeführt. Dabei werden zahlreiche Versuchsparameter variiert, um ihren jeweiligen Einfluss auf Projektil- und Targetverhalten herauszuarbeiten. Bei der Aufbereitung der harten Impaktversuche des VTTs geht hervor, dass zahlreiche Versuche in die Schadensklasse Perforation fallen. Das Monitoring dieser Experimente umfasste dahingehend die Messung der Restgeschwindigkeit v_r . Weiter wird in der P-Reihe (*Punching*) des VTT-IMPACT-Projektes das Durchstanzversagen von Stahlbetonplatten infolge des Aufpralls harter Projektilen untersucht. Ausgewählte Versuche dieser Testreihe wurden aufbereitet und die wesentlichen Versuchsparameter sind in Tabelle 5.1 aufgeführt. Die maßgebenden Versuchsdaten wurden im Rahmen des Verbundvorhabens SimSEB [1] für diese Arbeit zur Verfügung gestellt. Die Aufprallgeschwindigkeiten v_o der Versuche liegen zwischen 101 und 152 m/s. Weiter werden Druck- und teilweise Zugfestigkeiten (f_c und f_t) der verwendeten Betone angegeben.

Tabelle 5.1: Überblick ausgewählter VTT-Versuche

Versuch	Biegebewehrung	v_o [m/s]	v_r [m/s]	f_c [MPa]	f_t [MPa]	t_d [mm]	Phase
A1 (678)	Ø10 c/c 90 mm	101	0	58	4,0	250	IMPACT I
A1R	Ø10 c/c 90 mm	102	12	48,9	3,5	250	IMPACT II
A12	Ø10 c/c 90 mm	110	21	56,5	3,2	250	IMPACT II
A21	Ø10 c/c 90 mm	120,2	33	59,9	3,9	250	IMPACT II
P3	Ø16 c/c 90 mm	140,0	45	48,2	4,0	250	IMPACT III
P4	2*Ø10 c/c 90 mm	119,5	15	48,2	N/A	250	IMPACT III
P11	Ø10 c/c 90 mm	127,4	38	75,8	N/A	250	IMPACT III
P12	Ø10 c/c 45 mm	131,3	21	75,8	N/A	250	IMPACT III
IRIS	Ø10 c/c 90 mm	136	33,8/45	67,1	N/A	250	IRIS_2010
ITP1	Ø10 c/c 90 mm	137,8	25	59	N/A	300	IMPACT IV
ITP2	Ø10 c/c 90 mm	149,1	0	60,5	N/A	350	IMPACT IV
ITP4	Ø10 c/c 90 mm + T-headed Bars	152	0	60	N/A	350	IMPACT IV

Die Abmessungen der Stahlbetonplatte betragen 2100 mm x 2100 mm mit einer Dicke von 250 mm bei den Punching Tests. In den experimentellen Untersuchungen wird die Zielplatte über zylindrische Gleitlager zweiachsig mit einer Spannweite von 2000 mm gelagert. Die Biegebewehrung wird durch ein quadratisches Netz mit einer Betonüberdeckung von 20 mm auf Vorder- und Rückseite realisiert. Die Bewehrungsseisen mit einem Durchmesser von 10 mm befinden sich in einem Abstand von 90 mm zueinander und bilden so einen Bewehrungsgehalt von 8,7 cm²/m. Eine Skizze, welche die Dimension und Ausführung verdeutlichen, ist in Abbildung 5.1 dargestellt.

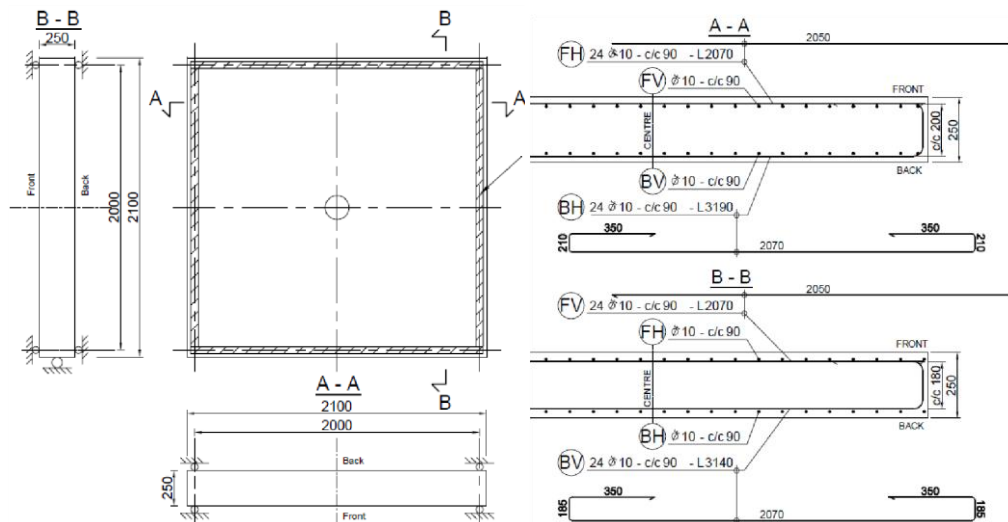


Abbildung 5.1: Schal- und Bewehrungsplan der Längsbewehrung der Stahlbetonplatten der VTT P-Reihe [31]

Die verwendeten Projektile sind leichtbetongefüllte Stahlrohre mit einer sphärisch angeschweißten Kuppel aus Stahl. Für die Messung der Restgeschwindigkeit des Projektils bei Perforation der Stahlbetonplatte ist ein Aluminiumrohr am Heck angebracht. Das Gesamtgewicht beträgt etwa 47,5 kg. Bei zu erwartenden, hohen Belastungen wurde in den VTT-Versuchen teilweise die Dicke des Stahlrohrs auf $t = 12,5$ mm erweitert. Abbildung 5.2 visualisiert die Abmessungen eines Projektils der VTT P-Versuchsreihe.

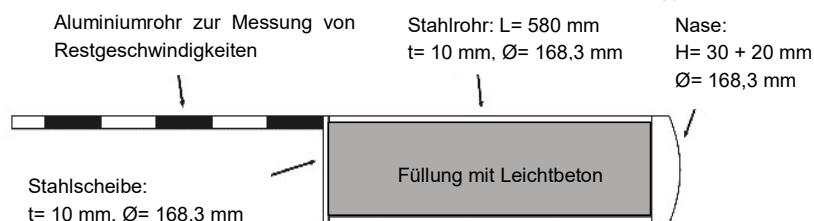


Abbildung 5.2: Abmessungen des Projektils der VTT P-Reihe

Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 2.10 skizziert. Zur Versuchsdurchführung wird das Projektil am Beschleunigungsrohr angebracht. Der eingezeichnete Kolben wird mithilfe von Druckluft beschleunigt und treibt über eine Finne das Projektil an. Dieses verlässt anschließend das Beschleunigungsrohr und trifft mit der vorher festgelegten Aufprallgeschwindigkeit auf die Versuchsplatte. Diese ist mit Wiederlagern gehalten. Der hier verwendete Aufbau ermöglicht sowohl verschiedene Projektilgeometrien als auch verschiedene Ausführungen von Stoßkörpern

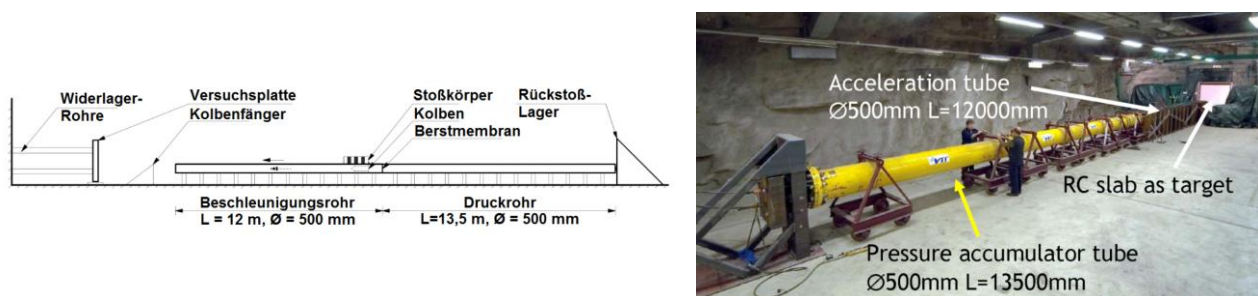


Abbildung 5.3: Versuchsaufbau der VTT-Versuche [32]

5.2 Großmaßstäbliche Plattenversuche

5.2.1 Meppen

Im Rahmen des BMFT-Forschungsprogramms zur Sicherheit von Leichtwasserreaktoren umfasste ein Projekt die Untersuchung und experimentelle Analyse zur Ermittlung der Widerstandsfähigkeit von Gebäuden und Bauteilen gegenüber äußeren dynamischen Stoßbelastungen. Als Teilprojekt dieses Forschungsprogramms lieferten das Forschungsvorhaben 1500408 zusammen mit dem Vorhaben RS 467 und den Vorgängervorhaben RS 165 und RS 149 Aufschlüsse bei der Ermittlung von Stoßlast-Zeit-Funktionen beim Aufprall verformbarer Aufprallkörper und bei der Ermittlung der kinetischen Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten, ebenfalls beim Aufprall stark verformbarer Projektile [2; 3].

Das gesamte Untersuchungsprogramm umfasste insgesamt 22 großmaßstäbliche Aufprallversuche in der Meppener Versuchsanlage (Erprobungsstelle 91 des Wehrtechnischen Dienstes). Von diesen 22 Versuchen wurden 10 Versuche im Rahmen des Vorhabens RS 165/149 durchgeführt. Die Planung und Auswertung der Versuche sowie begleitende theoretische Analysen wurden im Rahmen des Einzelvorhabens RS 165 von der Hochtief AG (kerntechnischer Ingenieurbau) vorgenommen. Die unter der Messreihe Meppen II/1 bis II/10 bekannten Versuche wurden im Zeitraum von Oktober 1977 bis April 1979 durchgeführt. 12 weitere Versuche mit den Bezeichnungen Meppen II/11 bis II/22 folgten anschließend in den Vorhaben 1500408/RS149 mit dem Abschlussbericht im Jahr 1984. Ergänzt wurden die Experimente Meppen II/11 bis II/22 durch parallel durchgeführte, kleinmaßstäbliche Versuche in der Versuchsanlage der britischen Atombehörde UKAEA in Foulness.

Als verwendete Stahlbetonplatten (Zielkörper für die verformbaren Projektile) wurden Abmessungen von 6,0 x 6,0 m bei einer variierenden Bauteildicke von 0,5 m bis 0,9 m umgesetzt. Daraus ergibt sich eine Stützweite von 5,4 x 5,4 m. Einen demonstrativen Überblick der Versuchsanlage gibt Abbildung 5.4, wesentliche Versuchsparameter sind in Tabelle 2.2 dargestellt.



Abbildung 5.4: Versuchseinrichtung Wehrtechnischer Dienst Meppen [2; 3]

Tabelle 5.2: Übersicht der wesentlichen Versuchsparameter der Meppen II-Reihe

Versuch	Dicke	f_c	Biegebew.		Schubbew.		v_{imp}	Projektilmasse
-	m	N/mm ²	Vorne cm ² /m	Hinten cm ² /m	Bügel/m ²	cm ² /m ²	m/s	kg
II/1	0,7	21,1	50,2	88,6	16,0 ø14	24,6	247,6	1014
II/2		34,4	27,3	53,6	16,0 ø14	24,6	172,2	1016
II/3		34,4	27,3		16,0 ø14	24,6	217,9	992
II/4		37,3	27,3		16,0 ø20	50,2	247,7	1016
II/5		39,7	27,3		4,0 ø20	12,6	234,8	974
II/6		35,0	27,3		16,0 ø20	50,2	257,6	956
II/7		35,5	27,3		16,0 ø14	24,6	225,3	940
II/8		40,6	27,3		14,8 ø18	37,7	235,9	990
II/9		38,9	28,5	56,0	16,0 ø20	50,2	235,8	970
II/10	0,9	43,1	27,3	53,6	4,0 ø20	12,6	245,6	965
II/11	0,7	32,9	20,4	40,1	14,8 ø18	37,7	222,5	1000
II/12		39,6	20,4	40,1	16,6 ø20	52,3	241,5	980
II/13		33,3	8,0	15,5	16,0 ø20	50,2	244,8	996
II/14		32,6	15,4	31,4	16,0 ø20	50,2	247,9	960
II/15	0,5	39,6	23,1	56,0	20,7 ø20	64,9	236,3	1000
II/16	0,7	32,0	15,4	31,4	16,0 ø20	50,2	247,1	970
II/17	0,5	33,9	23,1	56,0	20,7 ø20	64,9	178,4	954
II/18	0,7	31,2	20,4	40,1	16,6 ø20	52,3	237,4	1060
II/19		29,1	20,4	40,1	16,6 ø20	52,3	240,3	980
II/20	0,5	33,7	23,1	58,2	27,7 ø20	87,0	197,7	972
II/21	0,9	33,2	10,5	25,5	10,4 ø18	26,5	237,0	1000
II/22	0,7	36,8	11,6 +Zulage	23,1	16,6 ø20	52,3	248,8	1000

Die Versuchsreihe Meppen II wurde im Hinblick auf den Lastfall Flugzeugabsturz konzipiert. Somit wurde versucht realitätsnahe Verhältnisse hinsichtlich der Versuchskörperabmessungen aber auch Belastungen und zu erwartenden Schädigungen zu schaffen. Unter Beachtung der technischen und wirtschaftlichen Randbedingungen wurden für die verwendeten Projektile die in Tabelle 5.3 aufgeführten Abmessungen gewählt.

Tabelle 5.3: Projekteileigenschaften der Meppen II Versuche

Projekteileigenschaften	
Länge	ca. 6 m
Gewicht	ca. 10 kN
Durchmesser	0,6 m
Aufprallgeschwindigkeit	200 – 260 m/s

Die Bemessung und Dimension der Projektile wurde so ausgelegt, dass die maximalen Stoßkräfte im Bereich von 10 bis 20 MN liegen, bei einer Stoßdauer im Bereich von 30 ms. Mit dieser Rahmenplanung konnten folgende Schwerpunkte untersucht werden:

- Einfluss der Last-Zeit-Funktion
- Lokales Bauteilverhalten unter Einfluss verschiedener variierender Bauteilparameter (u. a. Bewehrungsgehalt, Plattendicke, Betonfestigkeit)
- Globales Bauteilverhalten insbesondere hinsichtlich der Biegetragfähigkeit

5.2.2 EDF

Beginnend im Jahr 1974 wurden Impaktprogramme in Frankreich gestartet mit dem Ziel, das Schädigungsverhalten von Stahlbetonwänden infolge hartem Projektilaufprall beschreiben zu können.

Eine einleitende Versuchsreihe wurde vom Électricité de France (EDF) und dem zugehörigen experimentellen Forschungszentrum CEBTP durchgeführt. Diese umfasste 13 Perforationstests mit Aufprallgeschwindigkeiten im Bereich von 28,5 m/s. Die verwendeten Projektilstahlzylinder variierten in ihrer Nasenform (halbkugelförmig, flach und fast flach) sowie dem Durchmesser (110 mm und 155 mm) und auch der Masse. Die Versuche fanden als Fallturmversuche aus einer Höhe von 47 m auf quadratische Stahlbetonplatten mit Abmessungen von 1,50 x 1,50 m mit Dicken zwischen 17,5 und 40 cm statt. Die Bewehrungsart und Menge variierte dabei ebenfalls zwischen den Versuchskörpern [33].

Eine zweite Versuchsserie nutzte eine Schussanlage und beschleunigte Projektilmassen von 160 bis 227 kg auf Geschwindigkeiten im Bereich von 77,5 bis 160,4 m/s. Die Stahlbetonplatten hatten Spannweiten von 5,0 x 5,0 m mit variierenden Dicken von 0,4 m bis 0,5 m. Insgesamt wurden 15 0,4 m starke Platten und zehn 0,5 m starke Platten beschossen. Der Bewehrungsgrad beinhaltete 4-lagige netzförmige Bewehrung mit Stabdurchmessern von 16 mm mit einer Dichte von 8 Stäben pro Meter [34].

Die dritte Serie wurde im Forschungszentrum CESTA der französischen CEA durchgeführt und nutzte Platten mit konstanten Dicken von 0,26 m und jeweils identischer Bewehrungsanordnung. So variierte lediglich die Bewehrungsstärke und folglich die Masse von 160 bis 260 kg/m³. Die Spannweiten der quadratischen Platten lagen bei 1,46 m. Es variierten dabei die aufprallenden Projektile zwischen 5 und 300 kg und Durchmessern von 50 bis 300 mm [35].

5.3 TU Dresden

Am Institut für Massivbau (IMB) der Technischen Universität Dresden (TUD) wurde im Rahmen der Forschungsvorhaben 1501438 [12], 1501479 [36], 1501477 [14] und 1501541 [37] das Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter mittels einer selbst entworfenen Fallanlage sowie einer beschleunigten Anlage untersucht (siehe Abbildung 5.5).

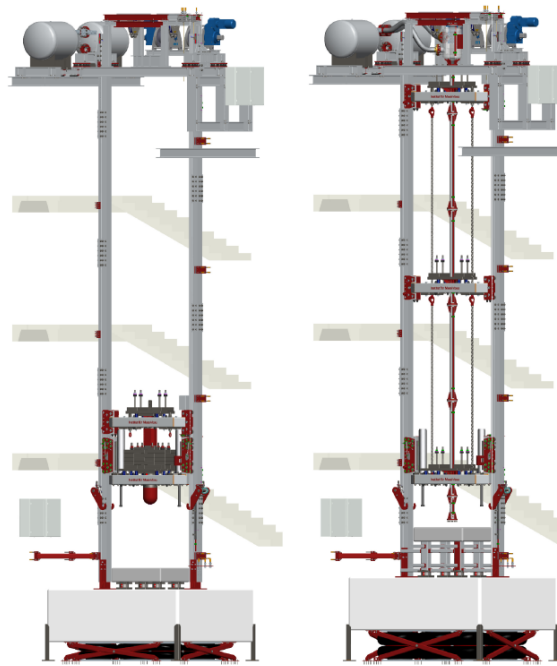


Abbildung 5.5: Fallturmanlage an der TU Dresden, Freifallturm (links) und beschleunigte Anlage (rechts) [37]

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen wurden unterschiedliche Plattengeometrien, unterschiedliche Bewehrungskonfigurationen sowie unterschiedliche Impaktormassen und Impaktorgeometrien verwendet. Die bei den Impaktversuchen betrachteten Probekörpergrößen reichten von $1,00\text{ m} \times 1,00\text{ m} \times 0,20\text{ m}$ bis $1,95\text{ m} \times 1,95\text{ m} \times 0,40\text{ m}$. Für die Stoßbelastung der Probekörper wurden im Falle der Freifallkonfiguration Impaktormassen zwischen 490 kg und 1414 kg verwendet. Die hierbei erreichte maximale Fallgeschwindigkeit betrug ca. 10,5 m/s. In den experimentellen Untersuchungen mit der beschleunigten Konfiguration kamen Impaktormassen von 8,4 kg bis 21,5 kg zum Einsatz. Hierbei wurden Impaktorgeschwindigkeiten von bis zu 100 m/s erreicht. Ein Schwerpunkt der durchgeführten Untersuchungen betraf die Schädigungsbeschreibung der stoßbelasteten Stahlbetonplatten. Aus den gewonnenen experimentellen Daten wurde u. a. versucht, existierende mechanische Modelle wie das CEB-Modell (Zweimassenschwinger) [15] zu erweitern, um auch den harten Stoß abbilden zu können. Zusammenfassend konnte festgestellt werden, dass zur zuverlässigen Anwendung der vereinfachten mechanischen Modelle (ZMS und DrMS) eine präzise Berechnungsmethode für die Impaktorkraft erforderlich ist. Die Forschungsvorhaben der TUD wurden in der Phase 1C „Weiterführende Untersuchungen zur Quantifizierung der Schädigungen des Betongefüges“ weitergeführt (Forschungsvorhaben 1501541 TU Dresden und 1501542 BAM).

6 Beschreibung und Quantifizierung der Stoßbelastung

In diesem Abschnitt werden die Anwendbarkeit und Brauchbarkeit bestehender empirischer und semi-empirischer Formeln anhand experimenteller Versuche verschiedener Forschungsvorhaben und Organisationen untersucht. Insbesondere die Bewertung der Grenztragfähigkeit (Perforationswiderstand) sowie die Optimierung des Penetrationswiderstands stehen hier im Fokus der Analyse.

6.1 Penetrationswiderstand: Übersicht und Definition

Zahlreiche frühere und aktuelle Versuchsreihen sowie deren Dokumentationen (vgl. Kapitel 5) erfassen die absolute Eindringtiefe eines Projektils in die Zielstruktur. Dabei erfolgt jedoch nur selten eine differenzierte Betrachtung, wenn neben der Penetration weitere Schadensmechanismen wie Scabbing oder Perforation auftreten.

Für die Analyse der Eindringtiefe ist zwischen der absoluten Eindringtiefe – dem Weg, den das Projektil bis zum vollständigen Stillstand in der Zielstruktur zurücklegt – und der effektiven Eindringtiefe zu unterscheiden, bei der die maßgebliche Kraftübertragung zwischen Projektil und Struktur abgeschlossen ist. Bei stark ausgeprägter lokaler Schädigung oder vollständiger Perforation durchdringt das Projektil die Struktur nahezu oder vollständig und verlässt diese im Fall der Perforation oftmals mit einer Restgeschwindigkeit. Die relevante Kontaktzeit, in der die wesentliche Kraft-Zeit-Wechselwirkung erfolgt, ist hingegen deutlich kürzer.

Abbildung 6.1 verdeutlicht diese Unterscheidung anhand der Phasen 1 und 2. Besonders für weiterführende mechanische und analytische Modellierungen ist die Phase 1 – also der Bereich der wirksamen Kopplung zwischen Projektil und Zielstruktur – entscheidend für die treffende Bestimmung der Last-Zeit- oder Last-Weg-Funktion.

Daraus ergibt sich folgende Definition:

Penetration bezeichnet die Eindringung eines Projektils in eine massive Betonstruktur, ohne dass es dabei zu einer vollständigen Perforation kommt. Es wird zudem vorausgesetzt, dass weder rückseitige Abplatzungen (Scabbing) noch ausgeprägte lokale Schädigungen auftreten. Lediglich ein vorderseitiges Abplatzen (Spalling) des Betons steht in direktem Bezug zur Penetrationstiefe.

Auf Basis dieser Definition erfolgt im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen eine Einteilung der experimentellen Ergebnisse in zwei Schädigungsstufen, welche als moderate und starke Schädigung bezeichnet werden. Der Übergang zwischen beiden Stufen ist erwartungsgemäß fließend. Zur Veranschaulichung werden in Abbildung 6.2 typische Beispiele beider Schädigungsgrade dargestellt.

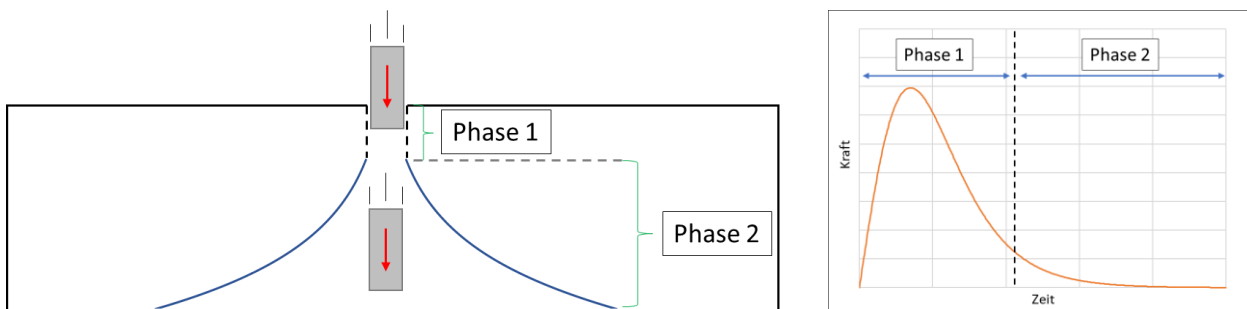


Abbildung 6.1: Schematische Darstellung der Eindringphase

Stufe 1: moderate Schädigung

Stufe 2: starke Schädigung

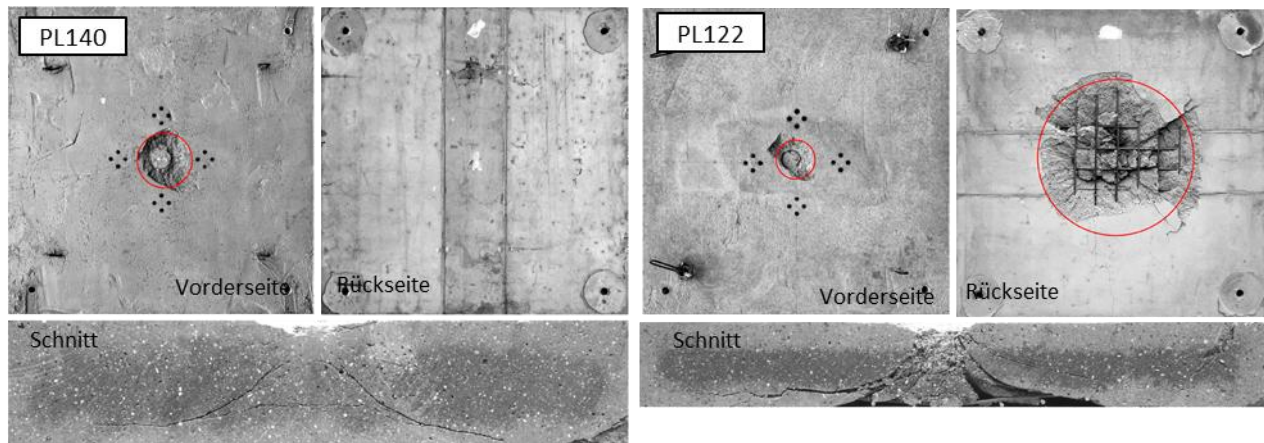


Abbildung 6.2: Exemplarische Schadensklassifizierung anhand TU Dresden Tests [37]

Zur Ermittlung des Penetrationswiderstands existieren zahlreiche Ansätze und empirische Formeln, welche in Richtlinien und Normen empfohlen werden oder auch verankert sind. Das US-Militär empfiehlt beispielsweise die Army Corps of Engineers Formel, kurz ACE-Formel, in der TM-5-855-1 während die US Air Force mit der ESL-TR-87-57 und NEI-Richtlinie auf die bekannte National Defense Research Committee Formel (NDRC-Formel) verweist [31; 38]. Das britische Militär bezieht sich auf das „British Army Manual“ und empfiehlt dort die UK Atomic Energy Authority (UKAEA) Formel zur Abschätzung der lokalen Eindringtiefe infolge eines Projektileinschlags [38]. In „The R3 Impact Assessment Procedure“ wird die UMIST Formel zur Vorhersage der Penetration vorgeschlagen und soll im niedrigen bis mittleren Geschwindigkeitsbereich zuverlässig arbeiten [39]. Im Folgenden werden diese und weitere international relevanten Formeln und Ansätze vorgestellt. Es ist anzumerken, dass eine noch weitaus größere Auswahl an Formeln existiert, aufgrund des empirischen Charakters dieser Formeln jedoch immer die Anwendungsgrenzen zu berücksichtigen sind. Die hier getroffene Vorauswahl berücksichtigt zum einen die international diskutierten Formeln und gleichzeitig hinreichend auf die hier untersuchten Versuchsreihen anwendbaren Formeln. Eine Ausnahme betrifft die angesetzte Betondruckfestigkeit, welche aufgrund des Entwicklungsstandes der Formeln meist deutlich außerhalb des Anwendungsbereiches liegt. Bei der Auswertung werden die tatsächlichen, experimentellen Festigkeiten in die Formeln eingesetzt. Eine geeignete Übersicht weiterer Formeln liefert u. a. Li et al. [38] sowie Fang und Wu [40]. Tabelle 5.1 gibt eine Übersicht der verwendeten Parameter und deren Einheiten.

Tabelle 6.1: Parameter der empirischen Formeln

Symbol	Bezeichnung	SI-Units
M	Masse des Projektils	kg
D	Durchmesser des Projektils	m
t_d	Dicke der Zielplatte	m
x_c	Penetrationstiefe/Eindringtiefe nach Phase 1	m
x_e	Penetrationstiefe/Eindringtiefe nach Phase 2	m
$v_{imp} = v_o$	Aufprallgeschwindigkeit des Projektils	m/s
c_r	Abstand der Längsbewehrung	m
x_c	Eindringtiefe des Projektils	m
α_c	Abminderungsbeiwert	-
N	Nose shape factor	-
f_c	Betondruckfestigkeit	Pa

ACE Formel (BRL)

In Bezug auf experimentellen Daten der US Army und dem Ballistic Research Laboratory (BRL) entwickelte die Army Corps of Engineers (ACE) 1943 eine Penetrationsformel.

$$x_c = D \cdot \left(\frac{3,5 \cdot 10^{-4}}{\sqrt{f_c}} \cdot \frac{M}{D^3} \cdot D^{0,2} \cdot v_{imp}^{1,5} + 0,5 \right) \quad (6.1)$$

1968 und 1985 erfuhr dieser Ansatz nochmals einer Modifikation durch Gwaltney und Adeli bzw. Amin [41].

$$x_c = D \cdot \frac{1,33 \cdot 10^{-3}}{\sqrt{f_c}} \cdot \frac{M}{D^3} \cdot D^{0,2} \cdot v_{imp}^{1,33} \quad (6.2)$$

Modified NDRC Formel

Im Rahmen umfangreicher experimenteller Versuche während des Zweiten Weltkrieges (inklusive ACE-Versuche) führte das National Defense Research Committee (NDRC) 1946 die NDRC Formel ein. In diesem Zusammenhang wird erstmals die Projektilform in Form eines Nasenfaktors N sowie ein Eindringfaktor $\frac{180}{\sqrt{f_c}}$ in Abhängigkeit der Betonfestigkeit berücksichtigt. Für eine flache Projektilnase ist ein Wert von 0,72, für eine stumpfe/abgerundete 0,82, für eine Halbkugelform 1,0 und für eine spitze Nase 1,14 empfohlen. Mithilfe eines als G-funktion bezeichneten Zusammenhangs ergibt sich die NDRC-Formel in SI-Einheiten nach Gleichung (6.3) [37].

$$\begin{aligned} G &= \alpha_c \cdot 3,8 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{N \cdot M}{D \cdot \sqrt{f_c}} \cdot \left(\frac{v_{imp}}{D} \right)^{1,8} \\ x_c &= 2 \cdot D \cdot G^{0,5} \text{ für } \frac{x_c}{D} \leq 2 \\ x_c &= \frac{G + 1}{D} \text{ für } \frac{x_c}{D} > 2 \end{aligned} \quad (6.3)$$

Mit dem Faktor α_c soll zusätzlich eine gewisse Verformbarkeit des Projektils berücksichtigt werden können. Der Faktor ist individuell zu wählen (siehe auch den Ansatz nach Kar in Gleichung (6.4) und [24]). Der Kern dieses Ansatzes ist nach Kennedy auch analytisch nachvollziehbar, hierfür anzunehmende Ansätze bleiben aber immer mit einer umfangreichen Datenbasis verknüpft [42].

Kar Formel (Kar 1978)

Kar modifizierte die NDRC-Formel 1978, indem er das Verhältnis des Projektilmaterials in Form des Elastizitätsmoduls E_p und das Elastizitätsmodul von Stahl E_s berücksichtigt [41].

$$x_c = D \cdot \left(\left(\frac{E_p}{E_s} \right)^{1,25} \cdot 3,8 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{1}{\sqrt{f_c}} \cdot M \cdot N \cdot D \cdot \left(\frac{v_{imp}}{1000 \cdot D} \right)^{\frac{9}{5}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6.4)$$

Petry Formel

Die Petry Formel ist eine der ältesten Formeln. Ihre Entwicklung geht auf das Jahr 1910 zurück [41].

$$x_c = D \cdot 3,39 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{M}{D^3} \log_{10} \left(1 + \frac{v_{imp}^2}{19974} \right) \quad (6.5)$$

UK Atomic Energy Authority (UKAEA) und (Barr 1990)

Barr modifizierte die NDRC weiter, indem er die das Verhältnis x_c zu D weiter aufteilte und detaillierter betrachtete [41].

$$\frac{x_c}{D} = \begin{cases} 0,275 - (0,0756 - G)^{0,5} & \text{für } G \leq 0,0726 \\ (4G - 0,242)^{0,5} & \text{für } 0,0726 \leq G \leq 1,0605 \\ G + 0,9395 & \text{für } G \geq 1,0605 \end{cases} \quad (6.6)$$

$$G = 3,8 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{1}{\sqrt{f_c}} \cdot M \cdot N \cdot D \cdot \left(\frac{v_p}{1000 \cdot D} \right)^{\frac{9}{5}} \quad (6.7)$$

Haldar Formel

Im Rahmen der Sicherheitsforschung von Kernkraftwerken hinsichtlich aufprallender Turbinen entwickelte Haldar inklusive seiner Arbeitsgruppe eine Penetrationsformel, welche einen sogenannten „Impaktfaktor“ I_{Haldar} berechnet [41]. Er stellt einen dimensionslosen Parameter dar, der das Schadenspotential eines Projektils erfasst, d. h. bei einem großen Faktor I_{Haldar} wird mit einem großen Schädigungspotential gerechnet. Der Nasenfaktor ist dabei nach den Empfehlungen der NDRC-Formel zu wählen.

$$\frac{x_c}{D} = \begin{cases} -0,0308 + 0,2251 \cdot I_{Haldar} & \text{für } 0,3 \leq I \leq 4 \\ 0,674 + 0,05671 \cdot I_{Haldar} & \text{für } 4 \leq I \leq 21 \\ 1,1875 + 0,0299 \cdot I_{Haldar} & \text{für } 21 \leq I \leq 455 \end{cases} \quad (6.8)$$

$$I_{Haldar} = \frac{M \cdot N \cdot v_{imp}^2}{D^3 \cdot f_c} \quad (6.9)$$

Hughes Formel

Hughes erarbeitete [43] eine Formel, welche auf einem Kraft-Penetrations-Model basiert. Auch in dieser Arbeit wurde ein Impaktfaktor ähnlich dem von Haldar definiert, der sich im Hinblick auf die angesetzte Betonfestigkeit unterscheidet. Dabei werden erstmals auch Dehnrateneffekte des Betons mittels des Vergrößerungsfaktors S_{Hughes} berücksichtigt. Der Nasenfaktor wird leicht abgewandelt, wobei N gleich 1,0, 1,12, 1,26 und 1,39 für flache, stumpfe, halbkugelförmige und spitze Nasen verwendet werden. Gültig ist diese Formel für Impaktfaktoren I_{Hughes} bis 3500.

$$I_{Hughes} = \frac{M \cdot v_{imp}^2}{D^3 \cdot 0,63 \cdot \sqrt{f_c}} \quad (6.10)$$

$$S_{Hughes} = 1 + 12,3 \cdot \ln(1 + 0,03 \cdot I_{Hughes}) \quad (6.11)$$

$$\frac{x_c}{D} = 0,19 \cdot N \cdot \frac{I_{Hughes}}{S_{Hughes}} \quad (6.12)$$

UMIST Formula

Die "University of Manchester, Institute of Science and Technology" (UMIST) entwickelte 2001 eine Formel u. a. basierend auf einem Forschungsvorhaben hinsichtlich „General Nuclear Safety Research“ der UK Nuclear Electric (NE) im Jahre 1985. Die Formel ist verifiziert für Projektildurchmesser zwischen 0,05 m und 0,6 m mit einer Masse zwischen 35 und 2500 kg. Dabei sollte die Aufprallgeschwindigkeit im Bereich zwischen 3 und 66 m/s liegen [41].

$$\frac{x_c}{D} = \left(\frac{2}{\pi}\right) \cdot \frac{N \cdot M \cdot v_{imp}^2}{0,72 \cdot \sigma_t \cdot D^3} \quad (6.13)$$

$$\sigma_t = 4,2 \cdot f_c + 135 + (0,014 \cdot f_c + 0,45) \cdot v_{imp} \quad (6.14)$$

CRIEPI Formel

Das Central Research Institute of Electric Power Industry (CRIEPI) schlug 1991 die folgende Formel vor:

$$\frac{x_c}{D} = \frac{0,0265 \cdot N \cdot M \cdot D^{0,2} \cdot v_{imp}^2 \cdot \left(114 - 6,83 \cdot 10^{-4} \cdot f_c^{\frac{2}{3}}\right)}{f_c^{\frac{2}{3}}} \cdot \left[\frac{(D + 1,25 \cdot H_r) \cdot H_r}{D + 1,25 \cdot t_d} \cdot t_d\right] \quad (6.15)$$

$H_r = 0,2$ m beschreibt dabei eine Referenzplattendicke die bei der Entwicklung der Formel benutzt wurde.

Semi-analytisches Modell

Luk und Forrestal veröffentlichten einen Beitrag zum „Dynamic-Cavity Expansion Model“ gefolgt von einer zugehörigen Penetrationsformel für kugelförmige und spitze Projektilköpfe. Basierend auf einem semi-analytischen Modell von Forrestal et. al., entwickelten Chen and Li diese Ansätze weiter [41]. Die dargestellte Form ist grundsätzlich für verschiedene Nasenformen geeignet. Für den speziellen Fall des flachen Nasentypes empfiehlt Chen and Li $N = N1 = N2 = 1$. k beschreibt dabei den Einfluss der Projektilspitze auf die Tiefe des Kraters. Chen und Li führten weiter den dimensionslosen Faktor I_{Li} ein. K_{Li} beschreibt eine empirische Materialkonstante in Abhängigkeit der Druckfestigkeit nach Li. Hierfür gibt es weitere Ausdrücke, auf die hier nicht konkret eingegangen wird [39].

$$\frac{x_c}{d_p} = \sqrt{\frac{(1 + k\pi/4N_{Li}) 4k}{(1 + I_{Li}/N_{Li}) \pi}} I_{Li} \quad \text{für } \frac{x_c}{d_p} \leq k \quad (6.16)$$

$$\frac{x_c}{d_p} = \frac{2}{\pi} N_{Li} \ln \left[\frac{1 + I_{Li}/N_{Li}}{1 + k\pi/4N_{Li}} \right] + k \quad \text{für } \frac{x_c}{d_p} > k \quad (6.17)$$

$$\frac{x_c}{d_p} = 1,628 \left(\frac{1 + k\pi/4N_{Li}}{1 + I_{Li}/N} \frac{4k}{\pi} I_{Li} \right)^{1,395} \quad \text{for } \frac{x_c}{d_p} \leq 0,5 \quad (6.18)$$

$$\begin{aligned} k &= 2 \\ \text{für } \frac{x_c}{d_p} \geq 5 \end{aligned} \quad k = \left(0,707 + \frac{l_{nose}}{d_p} \right) \quad \text{für } \frac{x_c}{d_p} \leq 5 \quad I_{Li} = \frac{1}{K_{Li}} \left(\frac{M_p V_{imp}^2}{d_p^3 f_c} \right) \quad K_{Li} = 72(f_c)^{-0,5} \quad (6.19)$$

$$N_{Li} = \frac{1}{3(R_{Nase}/d_p)} - \frac{1}{24(R_{Nase}/d_p)^2} \quad \text{für spitze Nasen} \quad (6.20)$$

$$N_{Li} = \frac{1}{1 + 4(l_{Nase}/d_p)^2} \quad \text{für konische Nasen} \quad (6.21)$$

$$N_{Li} = 1 - \frac{1}{8(R_{Nase}/d_p)} \text{ für stumpfe \& kugelförmige Nasen} \quad (6.22)$$

6.1.1 Auswertung der TU Dresden Versuche

Um zunächst die Brauchbarkeit der vorgestellten Ansätze und Formeln zu analysieren, werden experimentelle Impakttests der TU Dresden (TUD) herangezogen. Die analysierte Versuchsreihe bezieht sich auf die Untersuchungen der TUD im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung zum Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks). Der experimentelle Teil gehört dabei zur Phase 1C: Experimentelle und numerische Untersuchungen zu Maßstabseffekten, Versagensmechanismen und Bauteilschädigung [37]. Diese umfangreichen Versuchsergebnisse wurden im Rahmen des fachlichen Projektaustausches der TU Dresden und der RPTU Kaiserslautern-Landau zur Verfügung gestellt. Eine vollständige Übersicht der verwendeten Versuche liefert Anhang A.1 und A.2. Eine detailliertere Beschreibung der Versuche, insbesondere zum experimentellen Teil der Phase 1C findet sich in [37]. Die für die Auswertung der Eindringtiefe herangezogenen Experimente beschränken sich dabei auf die Versuche mit einer Plattendicke von 0,2 m und 0,3 m.

Bei der Auswertung der Versuche hinsichtlich der Eindringtiefe wurden die Versuche nahezu identischer Parameter zusammengefasst und mit den vorgestellten empirischen Ansätzen verglichen. Abbildung 6.3 gibt einen Überblick der untersuchten Serien aus [37] und [36].

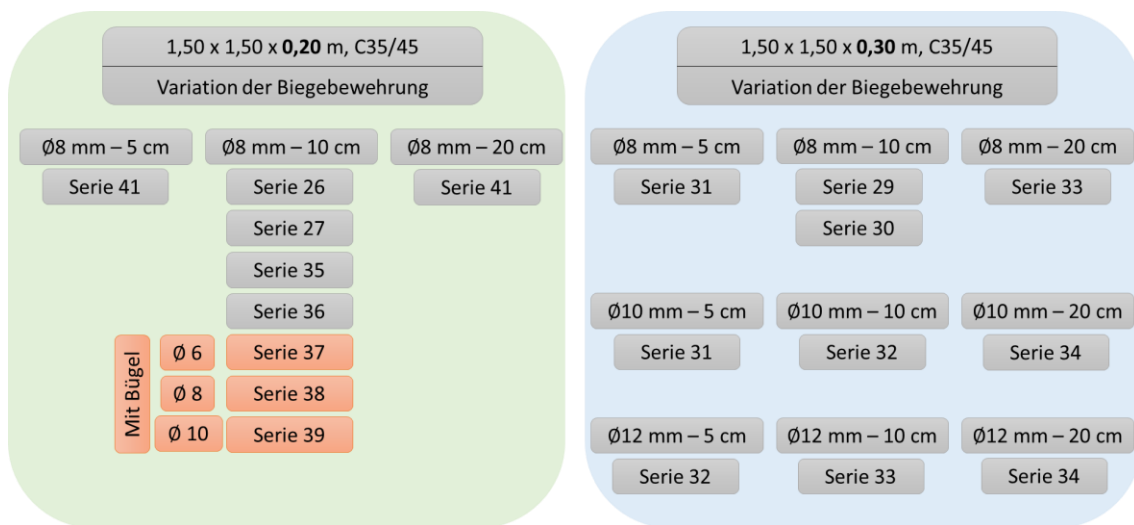


Abbildung 6.3: Überblick der Versuchsmatrix der TU Dresden der Phase 1C [37]

Wie Abbildung 6.4 verdeutlicht, zeigen die in Kapitel 6.1 vorgestellten empirischen Ansätze eine enorme Streuung in Abhängigkeit der Aufprallgeschwindigkeit. Daher gilt es zunächst die Aufprallversuche der TU Dresden in den Anwendungsbereich der Formeln einzuordnen. Dabei wird deutlich, dass diese ausschließlich Aufprallgeschwindigkeiten im Bereich von 10 – 80 m/s aufweisen (graues Quadrat). Die Formeln werden für eine Betonfestigkeit von 55 MPa gezeigt.

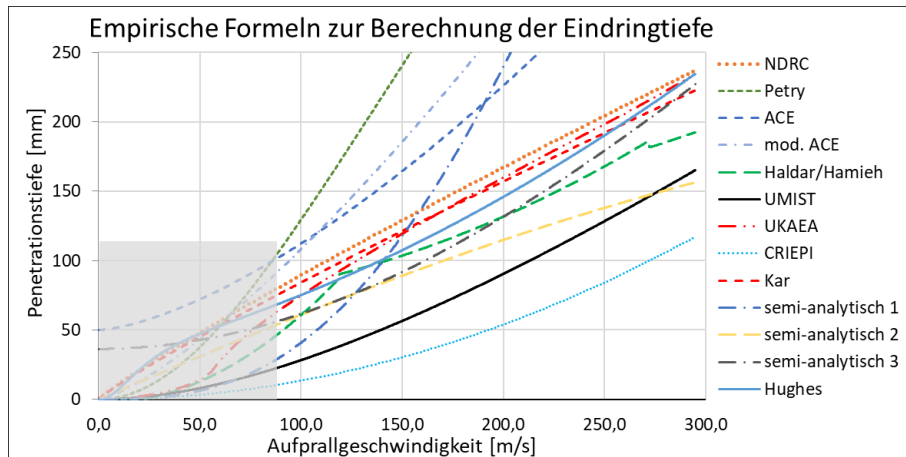


Abbildung 6.4: Überblick der empirischen Formeln zur Berechnung der Penetrationstiefe

Die in Abbildung 5.5 dargestellte Auswertung aller durchgeführten Versuche der Plattendicke 0,3 m verdeutlicht die ausgeprägte Streuung hinsichtlich der Vorhersagen der Eindringtiefen durch die empirischen Formeln. Für die Plattenstärke 0,30 m erweisen sich die Ansätze nach Haldar/Hamieh, UKAEA, UMIST und Chen/Li als scheinbar beste Wahl. Es ist darauf hinzuweisen, dass für keine der Versuche eine Perforation oder wesentliche lokale Schädigungen, Scabbing aufgetreten sind und somit die Klassifizierung der Stufe 1, moderate Schädigungen, für alle Versuche als zutreffend erscheint.

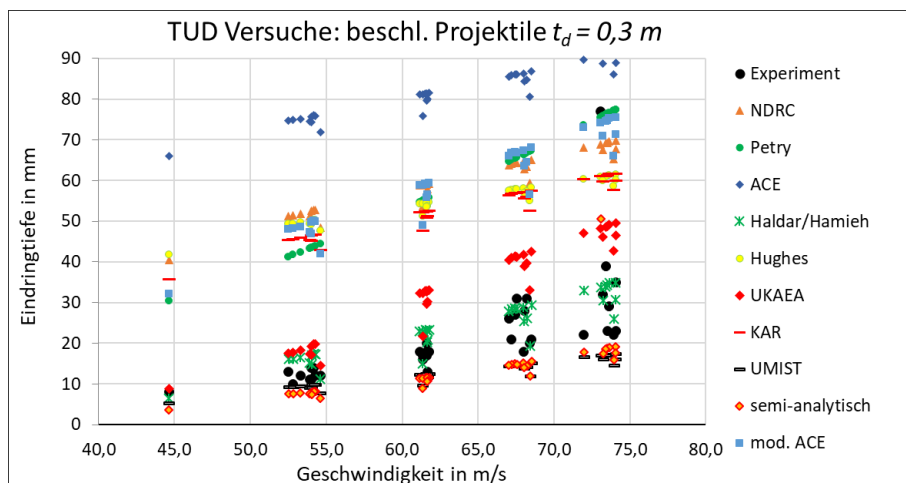


Abbildung 6.5: Vergleich zwischen TUD Versuchen mit $t_d = 30$ cm und empirischen Formeln nach Kapitel 6.1

Die Formeln nach Haldar/Hamieh, UKAEA, UMIST und Chen/Li (semi-analytisch) werden in Abbildung 6.6 und Abbildung 6.7 nochmals detailliert den einzelnen Versuchsserien gegenübergestellt. Hierbei ist erkennbar, dass insbesondere die Methode nach Haldar/Hamieh sehr gute Übereinstimmungen der Eindringtiefen zeigt. Während der UKAEA-Ansatz die Zunahme der Eindringtiefe mit zunehmender Aufprallgeschwindigkeit überschätzt, liegt die berechnete Penetration der UMIST sowie der semi-analytische Ansatz unterhalb der experimentellen Werte.

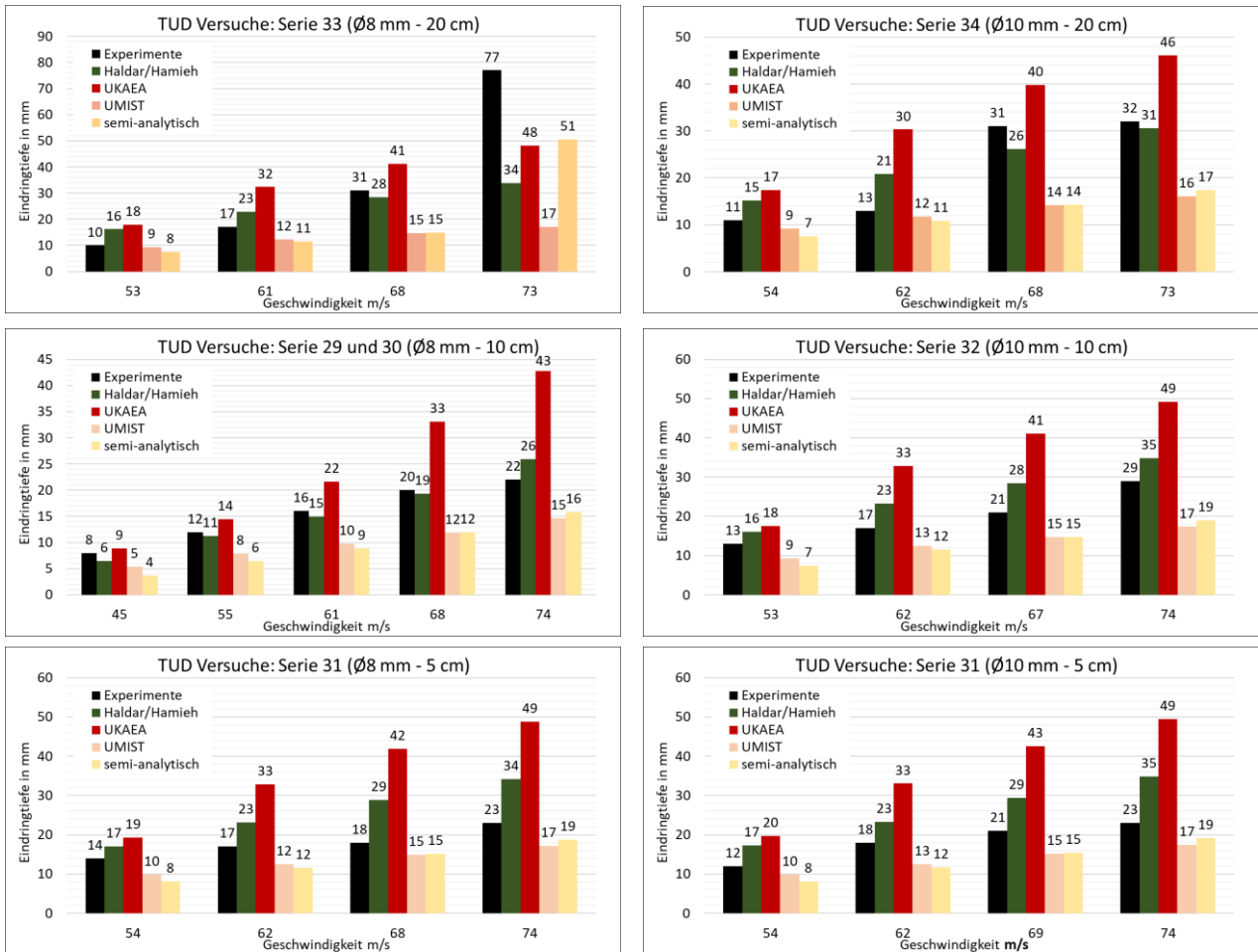


Abbildung 6.6: Auswertung der TUD-Versuche mit Biegebewehrung von Ø 8 mm (links) und Ø 10 mm (rechts) mit variierendem Abstand

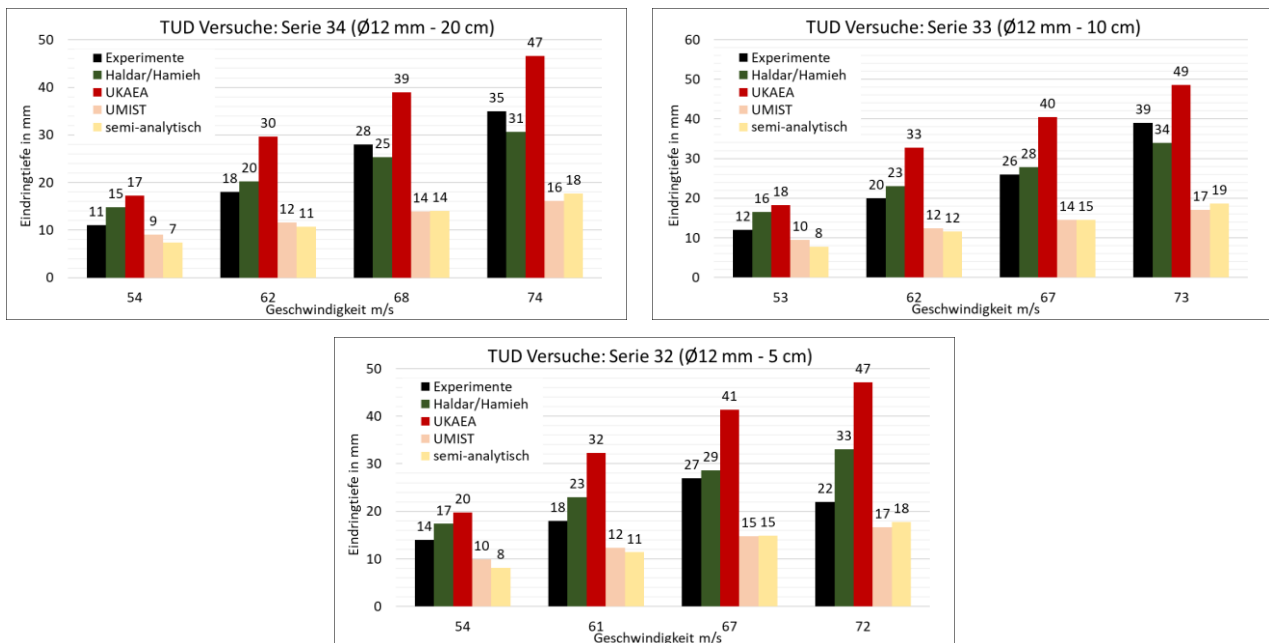


Abbildung 6.7: Auswertung TUD-Versuche mit Biegebewehrung von Ø 12 mm bei variierendem Abstand

Bei den Testreihen mit Plattendicken von 0,20 m kam es bei höheren Geschwindigkeitsstufen zu deutlich größeren Schädigungen, insbesondere zu ausgeprägter Stanzkegelbildung, Scabbing und ab einem Geschwindigkeitsniveau im Bereich von 55 – 65 m/s zu Perforationen. In diesen Fällen wird die in Kapitel 6.1 definierte Eindringtiefe überschritten und es ergibt sich die Klassifizierung der Versuche nach Tabelle 6.2, sowie detailliert aufgelistet in Anhang A.1 bis 0.

Tabelle 6.2: Schädigungseinordnung der TUD-Versuche mit $t_d = 20\text{ cm}$

TUD Versuche ($t_d = 0,20\text{ m}$)	Moderate Schädigung	Starke Schädigung
Geschwindigkeitsbereich	0 – 40 m/s	41 – 75 m/s

Um die Versuche mit starker Schädigung dennoch als Erweiterung der Datenbasis nutzen zu können, werden die Eindringtiefen der Versuche mit starker Rissbildung, Kegelbildung oder Scabbing näherungsweise mittels Fotoaufnahmen der Sägeschnitte ausgemessen. Die betroffenen Versuche werden in Abbildung 6.8 und Abbildung 6.9 dargestellt. Auch bei den Perforationen werden die Eindringtiefen bis zur Stanzkegelbildung näherungsweise mit Hilfe der vorhandenen Sägeschnitten ermittelt. Dieses Vorgehen soll im Ansatz der Penetrationsphase 1 nach Kapitel 6.1, d. h. bis zum Übergang in den Stanzbruch, entsprechen. Die betroffenen Versuche sind in Abbildung 6.10 aufgeführt. Es ist darauf hinzuweisen, dass dieses Vorgehen als vereinfachte Methodik zur Erweiterung der Versuchsdatenbasis zu sehen ist.

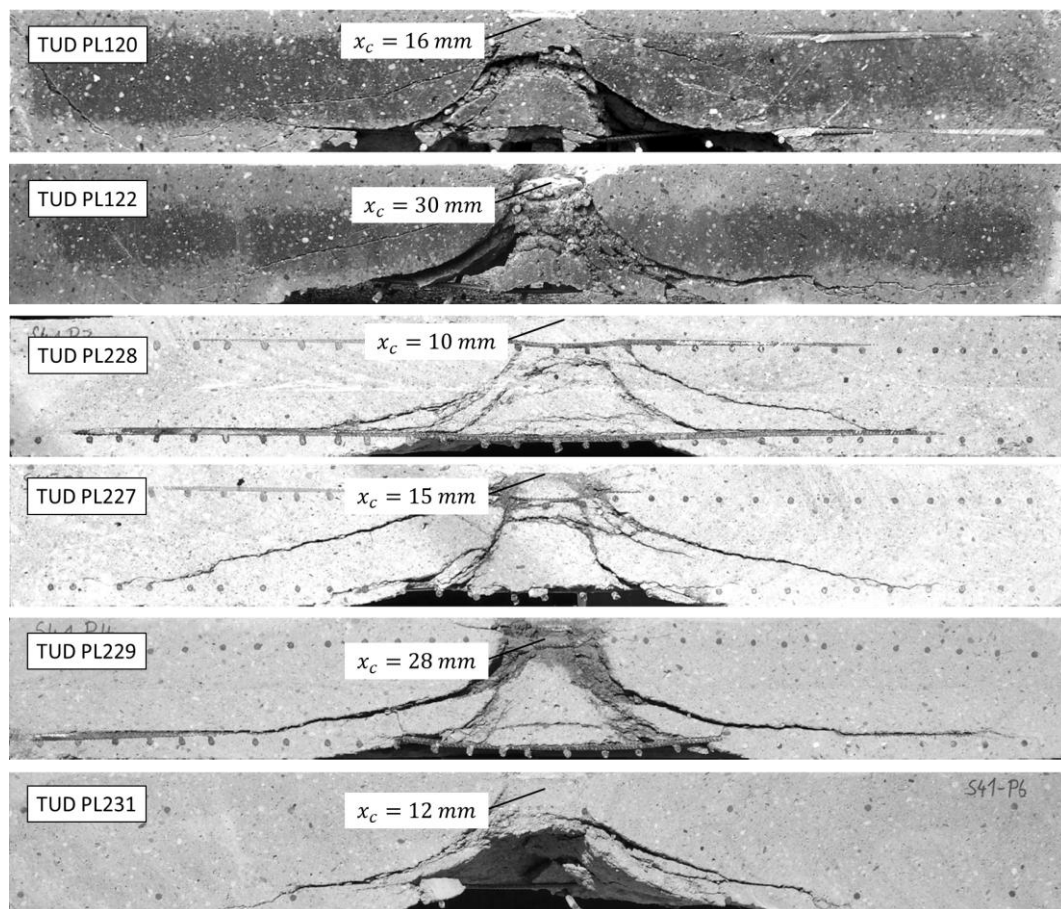


Abbildung 6.8: Sägeschnitte von Versuchen der Schadensstufe 2: starke Schädigung [37]

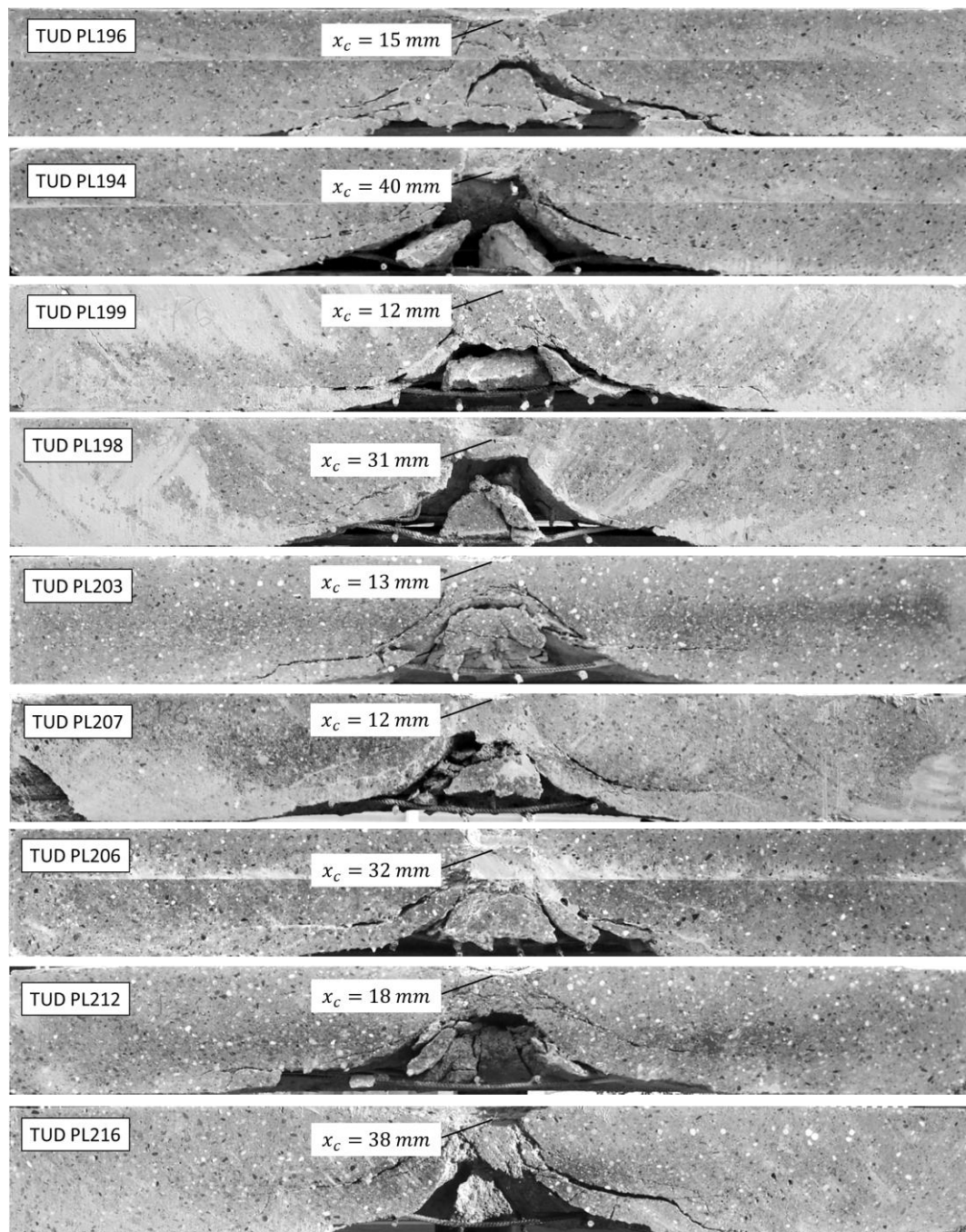


Abbildung 6.9: Sägeschnitte von Versuchen der Schädigungsstufe 2: starke Schädigung [37]

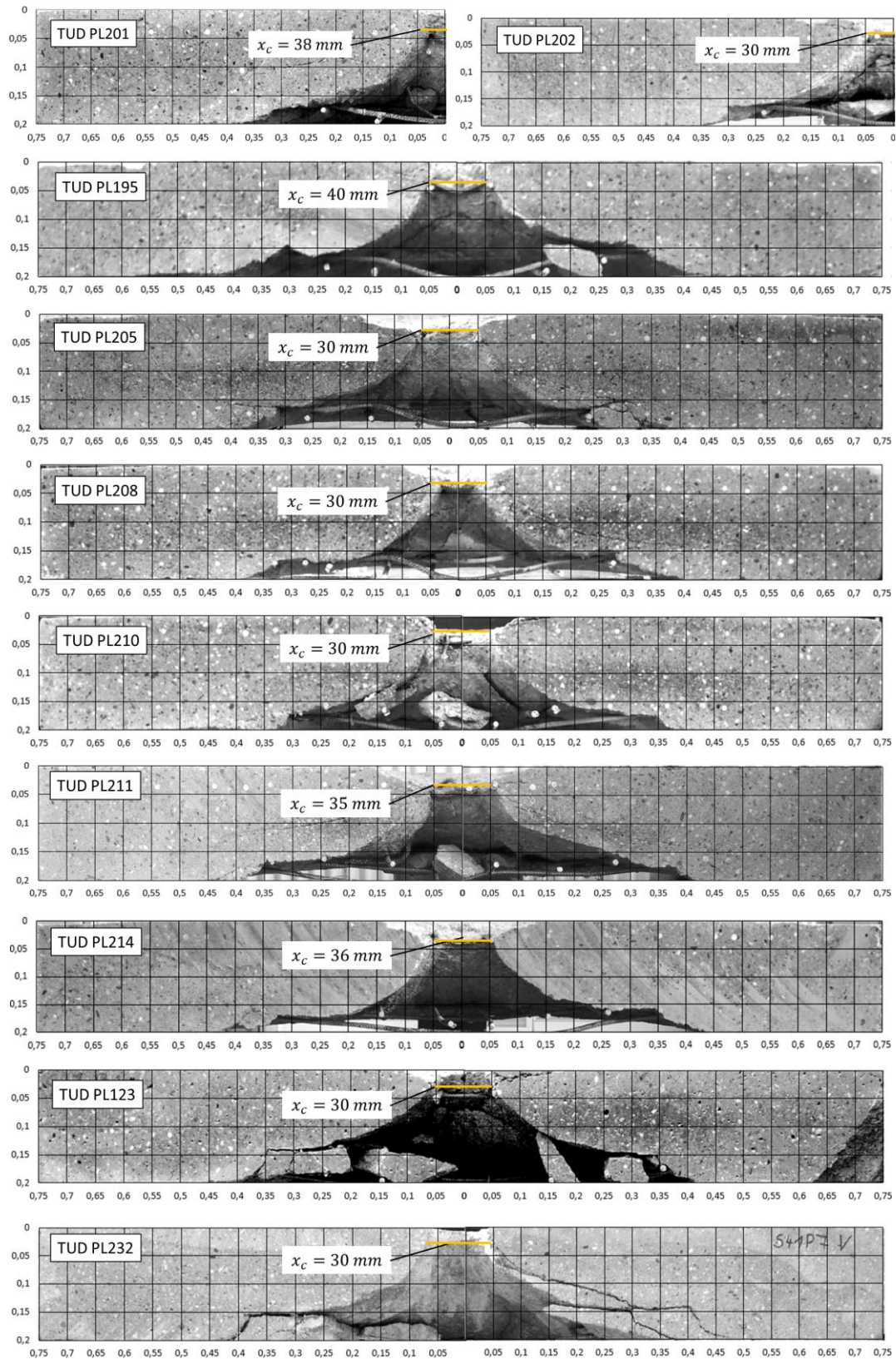


Abbildung 6.10: Sägeschnitte von Perforationen der TUD-Versuche [37]

Bei den betrachteten Platten in Abbildung 6.11 liefern die Formeln nach UKAEA und Haldar/Hamieh zufriedenstellende Übereinstimmungen, vor allem bei den Plattenversuchen unterhalb von Aufprallgeschwindigkeiten im Bereich von 50 m/s. Die Abweichungen bei höheren Geschwindigkeiten nehmen zu, was durch die zusätzlich zur eigentlichen Penetration auftretenden,

deutlich stärkeren Schädigungen erklärbar ist. Wie bereits erläutert ist die in Kapitel 6.1 beschriebene Definition der Eindringtiefe bei diesen Versuchen nicht mehr eingehalten und auch die möglichen Ungenauigkeiten durch das Ausmessen führen zu größeren Eindringtiefen, als von den Formeln vorhergesagt.

In Abbildung 6.12 werden die Ansätze der Haldar/Hamieh, UKAEA, UMIST und Chen/Li (semi-analytisch) Formeln nochmals individuell den experimentellen Eindringtiefen gegenübergestellt.

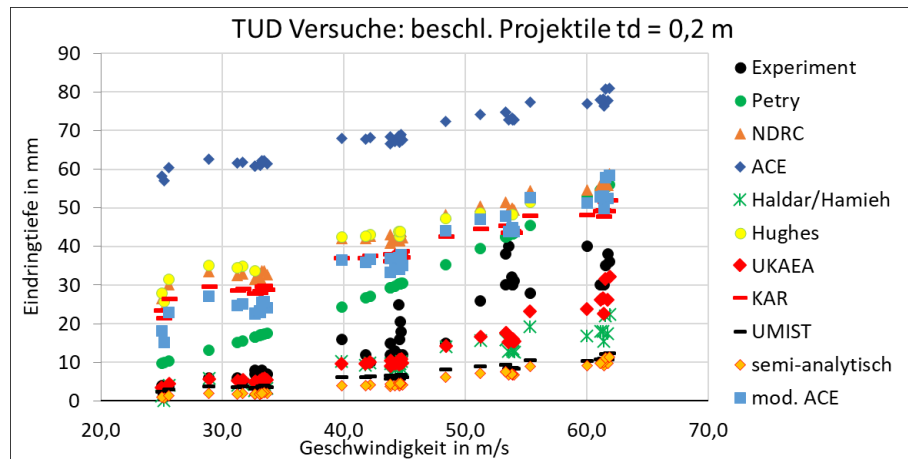


Abbildung 6.11: Vergleich zwischen TUD-Versuchen mit $t_d = 20$ cm und empirischen Formeln

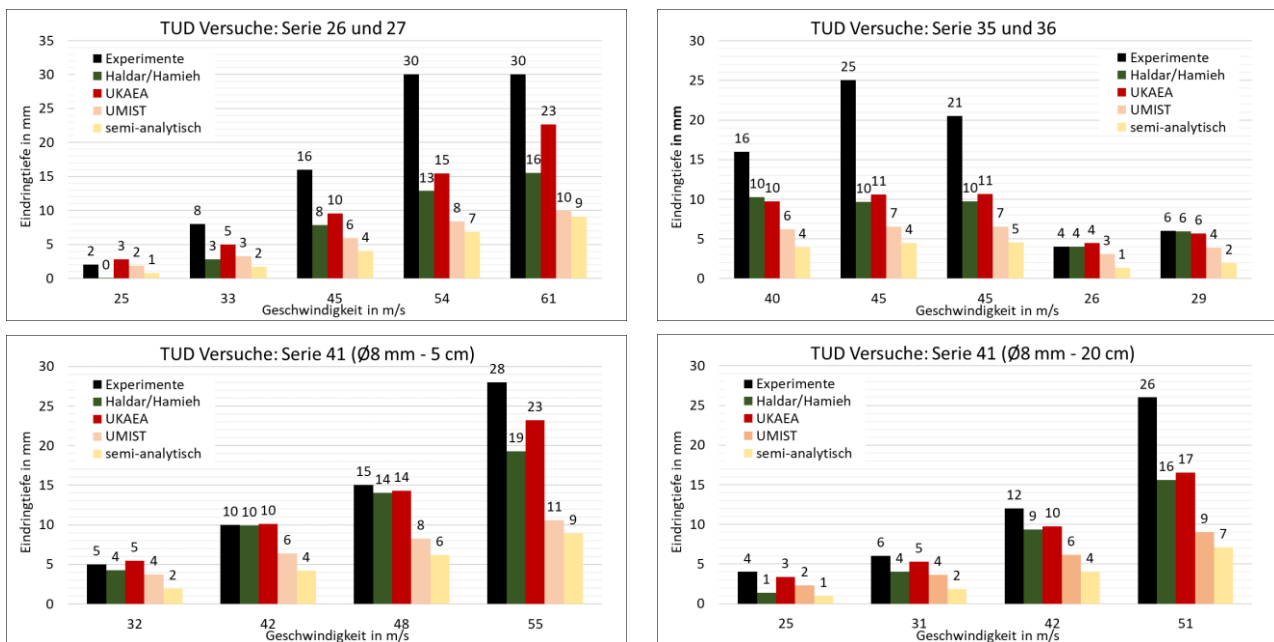


Abbildung 6.12: Detaillierte Auswertung von TUD-Versuchen mit $t_d = 20$ cm

Die bislang nicht erwähnte Versuchsserie 42 diente der genaueren Untersuchung der Skalierbarkeit von Aufprallversuchen im Rahmen der TUD-Studien [37]. Bei einer Plattendicke t_d von 0,2 m belief sich die Projektilmasse auf 10,62 kg und entsprach damit etwa der halben Projektilmasse der übrigen Serien. Abbildung 6.13 zeigt, dass hierbei alle vier Formeln zufriedenstellende Ergebnisse liefern.

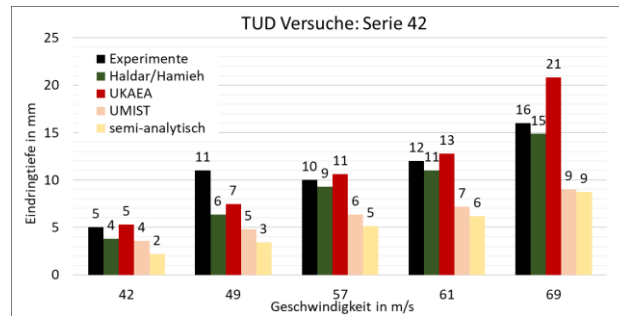


Abbildung 6.13: Detaillierte Auswertung von TUD Versuchen der Serie 42: Skalierbarkeit

Der Einsatz von Bügelbewehrung wirkt sich nicht auf die Ergebnisse der empirischen Formeln aus, da keiner der Ansätze diese in die Berechnung miteinbezieht. Abbildung 6.14 stellt die Ergebnisse der empirischen Formeln den Versuchsdaten gegenüber.

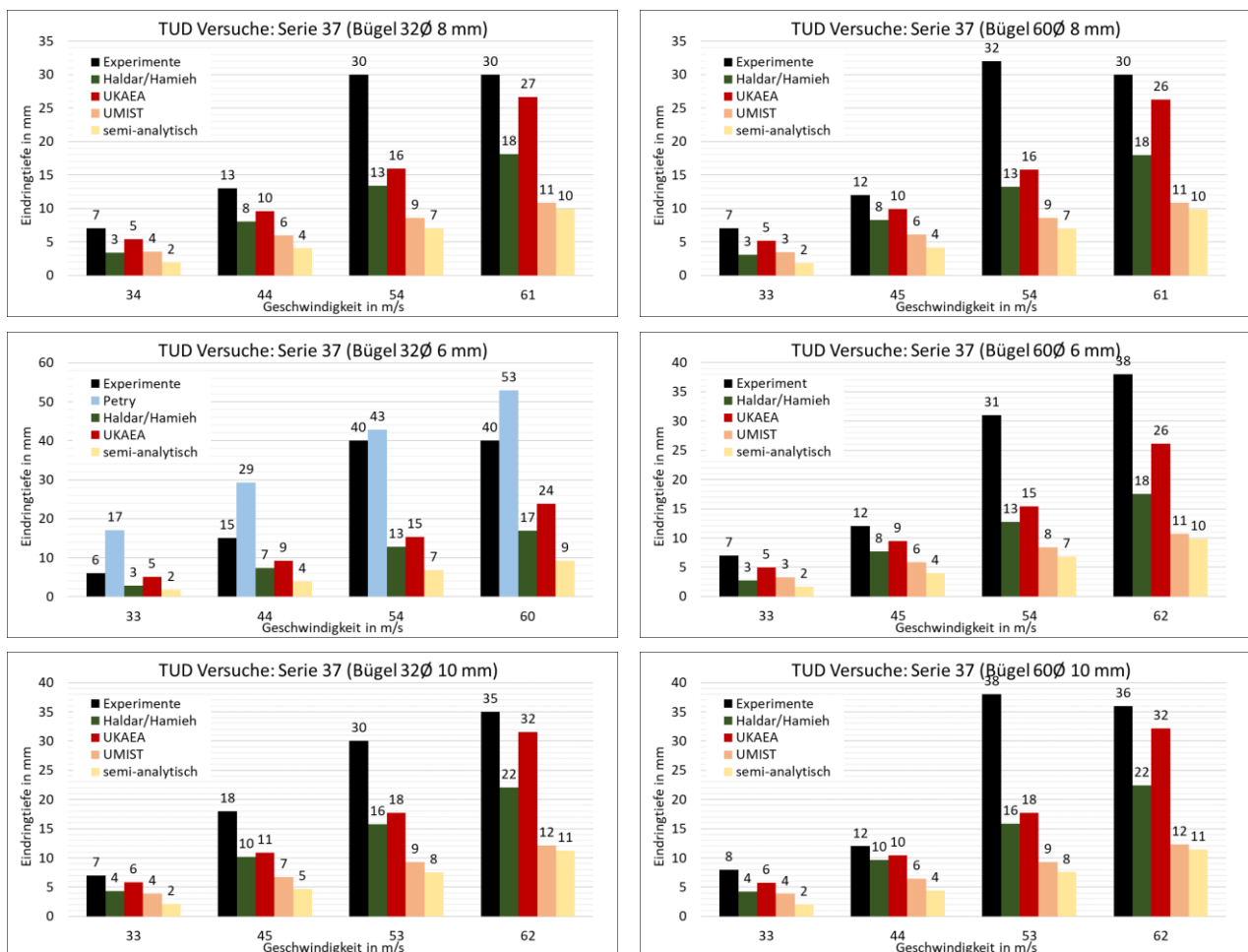


Abbildung 6.14: Auswertung der TUD-Versuche mit variierender Bügelbewehrung

6.1.2 Einfluss der Biegebewehrung

Durch eine umfangreiche Variation der Biegebewehrung bei den TUD-Versuchen sollen im nächsten Schritt die experimentellen Eindringtiefen hinsichtlich des Einflusses des Biegebewehrungsgehalts in Abbildung 6.15 und Abbildung 6.16 aufbereitet werden. Dabei werden die Versuche mit einer Plattendicke von 30 cm herangezogen. Erwartungsgemäß steigert sich die Eindringtiefe mit zunehmender Aufprallgeschwindigkeit. Bemerkenswert ist, dass eine Steigerung der

Biegebewehrung, unabhängig ob diese durch größere Stabdurchmesser oder geringere Stababstände erreicht wird, scheinbar keinen nennenswerten Einfluss auf die Eindringtiefen harter Projektile hat. Lediglich bei den Versuchen höherer Aufprallgeschwindigkeiten (hier 68 und 73 m/s) ist eine erhöhte Streuung in den erreichten Eindringtiefen festzustellen, die in der Tendenz bei einer höheren Bewehrungsdichte (kleinerer Bewehrungsabstand) für niedrigere Eindringtiefen sorgt. Auf Grundlage der zur Verfügung stehenden Datenbasis reicht dies allerdings nicht aus, um gefestigte Aussagen treffen oder den Einfluss quantifizieren zu können.

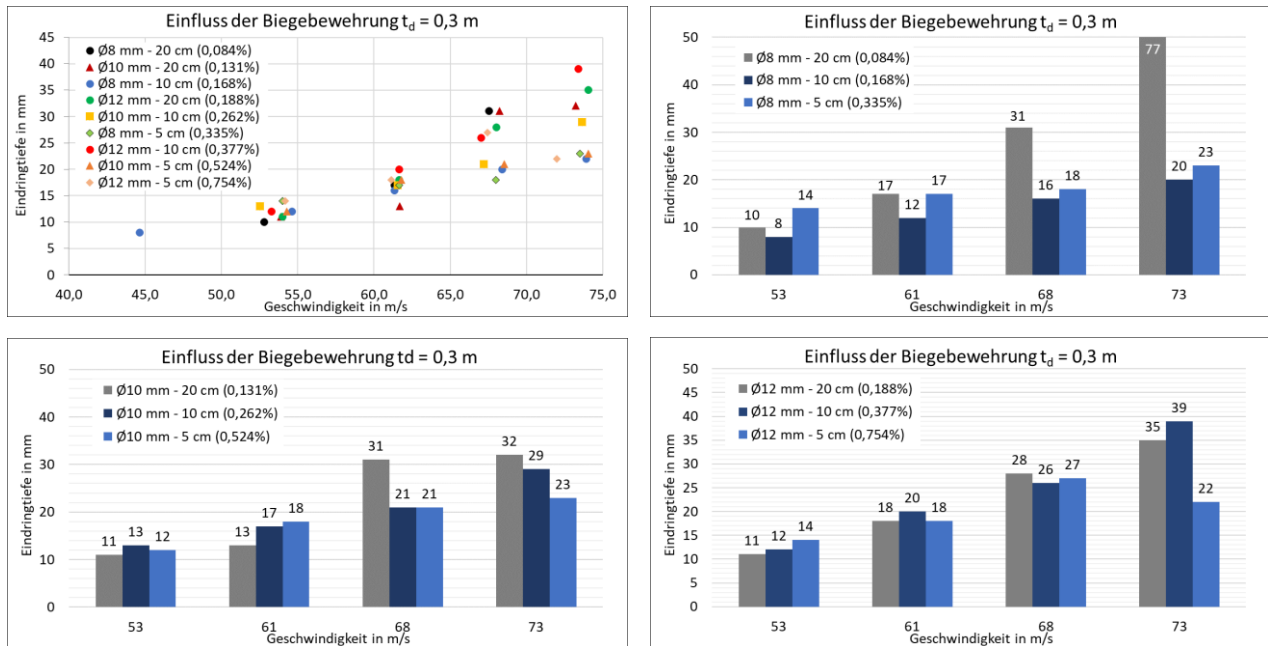


Abbildung 6.15: Gegenüberstellung von TUD-Versuchen mit identischer Biegebewehrung hinsichtlich Durchmesser bei variierendem Stababstand

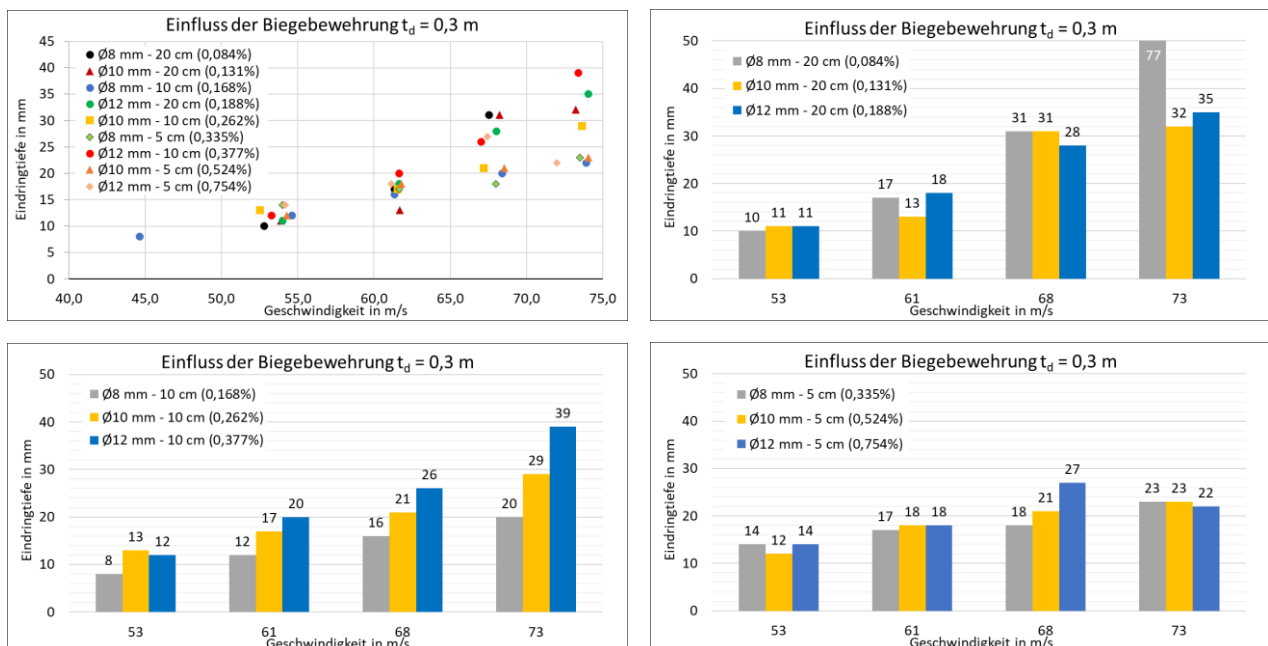


Abbildung 6.16: Gegenüberstellung von TUD-Versuchen mit identischer Biegebewehrung hinsichtlich Abstand bei variierendem Stabdurchmesser

6.1.3 Einfluss der Bügelbewehrung

Im Rahmen der TUD Versuche erfolgte auch eine Variation der Bügelbewehrung hinsichtlich der Anzahl der verwendeten Bügel sowie deren Durchmesser. Anhand von Abbildung 6.17 wird deutlich, dass die eingesetzte Bügelbewehrung bei den durchgeführten Versuchen keinen wesentlichen Einfluss auf die Penetrationstiefe hat. Zwar nimmt erwartungsgemäß die Eindringtiefe mit zunehmender Aufprallgeschwindigkeit zu, jedoch führt eine Erhöhung der Bügelanzahl genauso wie stärkere Bügeldurchmesser zu keiner signifikanten Reduzierung der Penetrationstiefe.

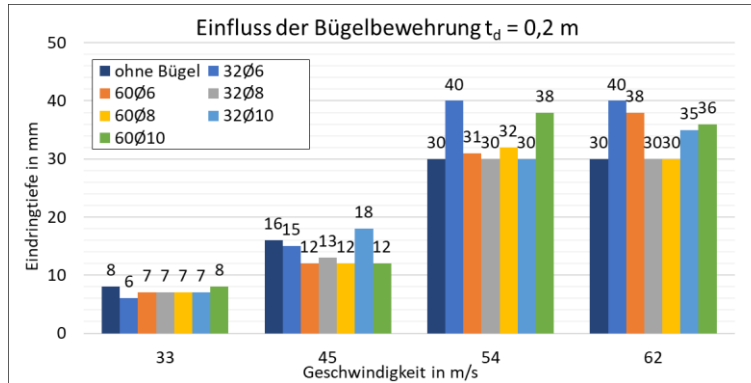


Abbildung 6.17: Vergleich zwischen variierendem Gehalt an Bügelbewehrung

6.2 Anpassungen zur Berechnung der Eindringtiefe

Ein Nachteil der in Kapitel 6.1 vorgestellten, überwiegend empirisch abgeleiteten Formeln zur Abschätzung der Eindringtiefe liegt neben ihrer begrenzten Anwendbarkeit auf den ursprünglichen Entwicklungsbereich auch in deren weit zurückliegenden Entwicklung. Bereits 1946 wurde die ACE Formel entwickelt, gefolgt von der NDRC-Formel 1976 und der UKAEA-Formel 1990, um nur einige Beispiele zu nennen. Dementsprechend bilden diese Ansätze die heutigen Materialkennwerte und Eigenschaften nur teilweise ab und deren Anwendungsgrenzen werden sehr schnell erreicht. Hier sind insbesondere die erhöhten Betonfestigkeiten zu nennen. Weiterhin konnte bereits in [44] festgestellt werden, dass einige Formeln dann abweichen, wenn das Verhältnis zwischen Projektildurchmesser zur Eindringtiefe gering ist (im Bereich von $\frac{x_e}{D} < 0,65$).

Ein erheblicher Teil der in der Vergangenheit zur Entwicklung der Penetrationsformeln herangezogenen Versuchsdaten basiert auf militärischen Projektilen, wie Gewehrgeschossen, Patronen oder Kanonenmunition. Deren Dimensionen u. a. hinsichtlich Projektilmasse und -abmessungen sowie Geschwindigkeitsbereich (kinetische Aufprallenergie), liegen fern von Projektilstrukturen wie sie beim Aufprall baupraktischer Szenarien wie beispielsweise von herabfallenden Kranlasten oder bei der Schutzwirkung von Bauteilen gegen Flugzeugbestandteile in Betracht gezogen werden [45]. Mithilfe der in Tabelle 6.3 aufgeführten Versuchsreihen sollen folglich gegebene Ansätze optimiert bzw. erweitert werden. Die Wahl der Versuche wurde aufgrund deren Zugänglichkeit in der Fachliteratur sowie hohen Grad an Informations- und Dokumentationsgehalt getroffen. Detaillierte Beschreibungen zu diesen Versuchsserien finden sich in Kapitel 5 sowie Anhang A.1 und A.2.

Tabelle 6.3: Überblick der zur Berechnung der Eindringtiefe verwendeten Versuche

Versuchsreihe	Versuchsanzahl	Geschwindigkeitsbereich	Massenbereich	Plattendicken	x_c/D Bereich	Ø Projektil
TUD Ph. 1C	101	25 – 75 m/s	5,4 – 21,7 kg	0,1 – 0,3 m	0 – 0,7	6,6 – 10 cm
EDF	45	28 – 309 m/s	17,5 – 343 kg	0,21 – 0,6 m	0,2 – 1,3	11 – 30,5 cm
Sugano	25	83 – 250 m/s	3,6 – 100 kg	0,12 – 0,6 m	0 – 1,4	10 – 30 cm

6.2.1 Optimierung eines Impaktfaktors

Haldar et al. [44; 45] versuchten erstmals die Existenz eines funktionalen Zusammenhangs zwischen dem Verhältnis von Eindringtiefe zu Durchmesser und einem dimensionslosen Parameter herzustellen und führte den Impaktfaktor I_{Haldar} nach Gleichung (6.23) ein.

$$I_{Haldar} = \frac{M \cdot N \cdot v_a^2}{D^3 \cdot f_c} \quad (6.23)$$

Der grundlegende Ansatz, eine Funktion zur vereinfachten Bestimmung der Eindringtiefe wurde mittels dem in Abbildung 6.18 erläuterten Penetrationsmodell nach Hughes in [43] weiter ausgearbeitet. Dabei handelt es sich um einen Kraft-Penetration Zusammenhang, welcher zunächst in zwei Phasen unterteilt wird. Bis zum Erreichen der Spalling-Kraft P_s erfolgt ein linearer Anstieg über die Eindringtiefe x_s mit der Proportionalitätskonstanten k für die Steifigkeit. Anschließend fällt die Kraft auf null, bis die Eindringtiefe x_c erreicht wird. Es gibt verschiedene Ansätze den (abfallenden) Verlauf der Kraft $f(x)$, mathematisch zu beschreiben. Hughes [43] definiert die Kraft-Penetrations-Beziehung durch einen parabolischen Verlauf nach Gleichung (6.26), wobei der lineare elastische Anfangsbereich unberücksichtigt bleibt. Riera [46] beschreibt diesen Zusammenhang mit der in Gleichung (6.27) dargestellten Funktion. Dabei sind die Koeffizienten n_1, n_2 und c abhängig von den Randbedingungen, konkret der Projektilnaseform sowie der Penetrationsgeschwindigkeit und sind iterativ zu bestimmen.

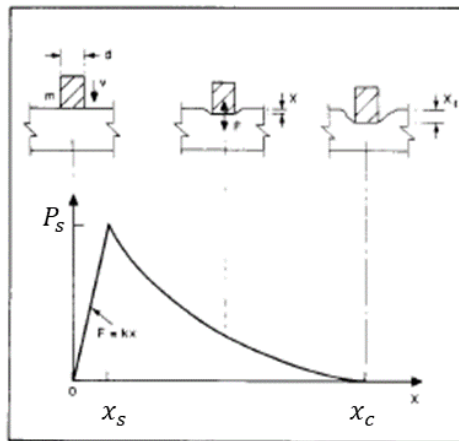


Abbildung 6.18: Penetrationsmodell nach Hughes [43]

$$F(x) = k \cdot x \text{ für } x \leq x_s \quad (6.24)$$

$$F(x) = P_s \cdot f(x) \text{ für } x > x_s \quad (6.25)$$

$$F(x) = P_s \cdot \left[1 - \frac{x - x_s}{x_c - x_s} \right]^2 \text{ für } x > x_s \quad (6.26)$$

$$F(x) = P_s \cdot \left[n_1 - n_2 \cdot e^{-\frac{c \cdot x}{D}} \right] \text{ für } x > x_s \quad (6.27)$$

Wie in Gleichung (6.28) beschrieben, steht die kinetische Energie des Projektils in Wechselwirkung mit der geleisteten mechanischen Arbeit an der Betonstruktur, sodass sich folgender Zusammenhang ergibt.

$$\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2 = \int_0^{x_c} F(x) dx \quad (6.28)$$

Die Spalling-Kraft P_s eines zylindrischen Projektils setzt sich aus dessen Kontaktfläche und der maximal aufnehmbaren Spannung zusammen. Diese wird in vielen Referenzen durch die Betondruckfestigkeit f_c definiert (siehe Gleichung (6.29)). Alternativ soll im Folgenden, wie bereits Untersuchungen von Riera [46] und Hughes [43] zeigten, die Betonzugfestigkeit f_t (Spaltzug bzw. Brazilian Test) angesetzt werden. Der linke Teil der Gleichung wird dann zu einem von in Gleichung (6.32) abgewandelten Impaktfaktor I umgeformt. $f(x)$ beschreibt folglich den Verlauf der Kraft-Weg Beziehung.

$$\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2 = \int_0^{x_c} \left(\frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot f_c \right) \cdot f(x) dx \quad (6.29)$$

$$\frac{2 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{\pi \cdot D^2 \cdot f_c} = \int_0^{x_c} f(x) dx \quad (6.30)$$

$$\frac{2 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{\pi \cdot D^3 \cdot f_c} = \int_0^{x_c/D} f\left(\frac{x}{D}\right) dx \quad (6.31)$$

$$I = \frac{2 \cdot M \cdot N \cdot v_{imp}^2}{\pi \cdot D^3 \cdot f_t} \quad (6.32)$$

Da jedoch die Betondruckfestigkeit aus baupraktischer Sicht oftmals zugänglicher ist, kann die Zugfestigkeit mithilfe der Betondruckfestigkeit in Anlehnung an gültige Normen wie ACI 318-77 oder EC2-1-1 abgeschätzt werden:

$$\text{Nach ACI} \rightarrow f_t \approx 0,63 \cdot f_c^{0,5} \quad (6.33)$$

$$\text{Nach EC2} \begin{cases} f_t \approx 0,33 \cdot f_c^{\frac{2}{3}} \leq C50/60 \\ f_t \approx 2,12 \cdot \ln \left[1 + \left(\frac{f_{cm}}{10} \right) \right] > C50/60 \end{cases} \quad (6.34)$$

Im Folgenden werden Experimente aus den Versuchsreihen EDF und der TUD aus Phase C mit lediglich moderater Schädigung, d. h. weder signifikantem Scabbing noch Perforationen hinsichtlich des Impaktfaktors ausgewertet. Die ausgewählten Versuche sind in Anhang A.2 dargestellt. Die Ergebnisse zeigen hinsichtlich Linearität einen zufriedenstellenden Zusammenhang wie die Regression in Abbildung 6.19 zeigt. Die Bestimmtheit R^2 liegt bei den Versuchen der TUD und der EDF bei nahezu 90%. Insbesondere da Haldar [44; 45], Hughes [43] und Riera [46] den Bereich kleiner Impaktfaktoren nur sehr schwach validierten, können die ausgewählten Versuche diesen Bereich zufriedenstellend ergänzen. Die lineare Regression beider Versuchsreihen ergibt die nahezu identische Regression und wird daher in Gleichung (6.35) zusammengefasst. Dabei wird davon ausgegangen, dass sofern der Impaktfaktor den Wert 0 annimmt, auch keine Penetration stattfindet.

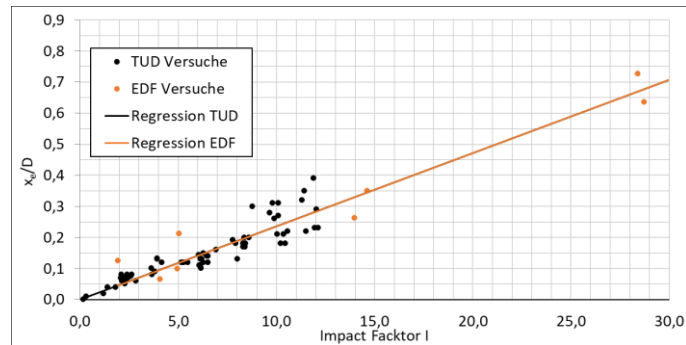


Abbildung 6.19: Eindringtiefe der moderat geschädigten TUD und EDF Versuche in Abhängigkeit des angepassten Impaktfaktors I [37]

$$\frac{x_c}{D} = 0,0236 \cdot I \text{ für } 0 < I < 30 \quad (6.35)$$

Die anschließende Auswertung der TUD-Versuche wird in Abbildung 6.20 als Punktdiagramm und in Abbildung 6.21 als Säulendiagramm dargestellt. Die Punktedarstellung als Ganzes und die Säulen zur besseren Darstellung der individuellen Eindringtiefen, verdeutlichen die guten Übereinstimmungen zwischen Experimenten und dem gewählten Ansatz.

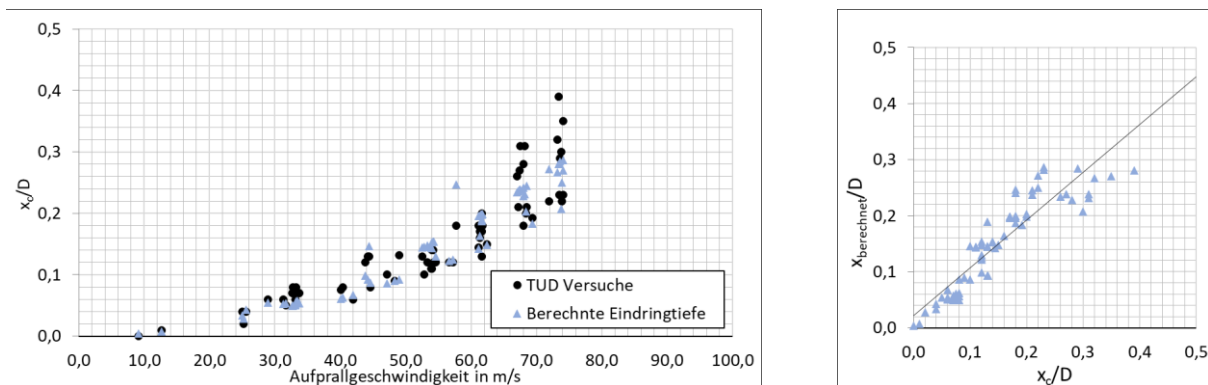
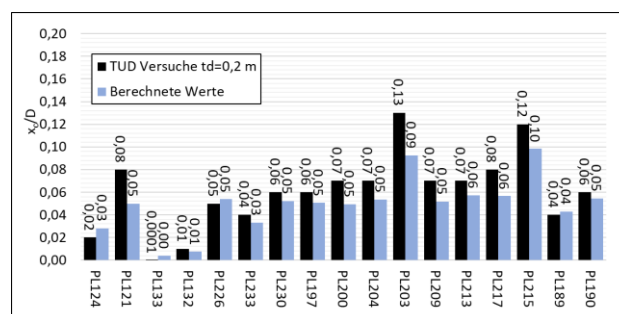


Abbildung 6.20: Vergleich zwischen berechneter Eindringtiefe nach Gleichung (6.35) und exp. Daten [37]



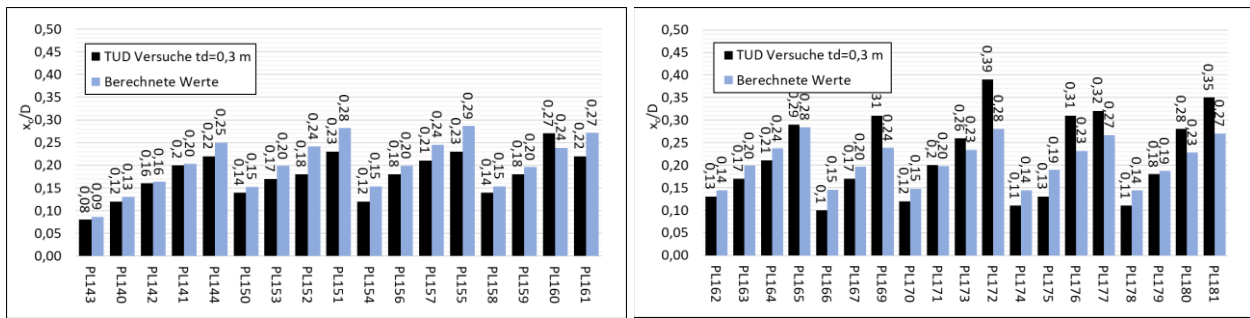


Abbildung 6.21: Vergleich zwischen den berechneten Eindringtiefen nach Gl. (6.35) und den exp. Werten [37]

Zur weiteren Verifikation werden ausgewählte Versuche der EDF-CEA sowie der Sugano-Versuche verwendet. Der Vergleich in der Punkte- sowie Säulenansicht zeigt auch bei diesen Versuchen zufriedenstellende Übereinstimmungen zwischen experimentellen und berechneten Eindringtiefen (s. Abbildung 6.22 und Abbildung 6.23).

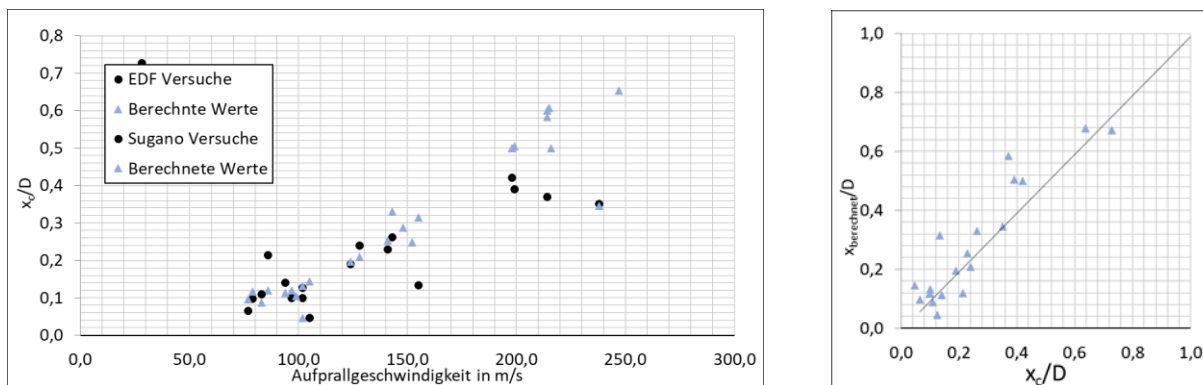


Abbildung 6.22: Vergleich zwischen berechneter Eindringtiefe nach Gleichung (6.35) und experimentellen Werten

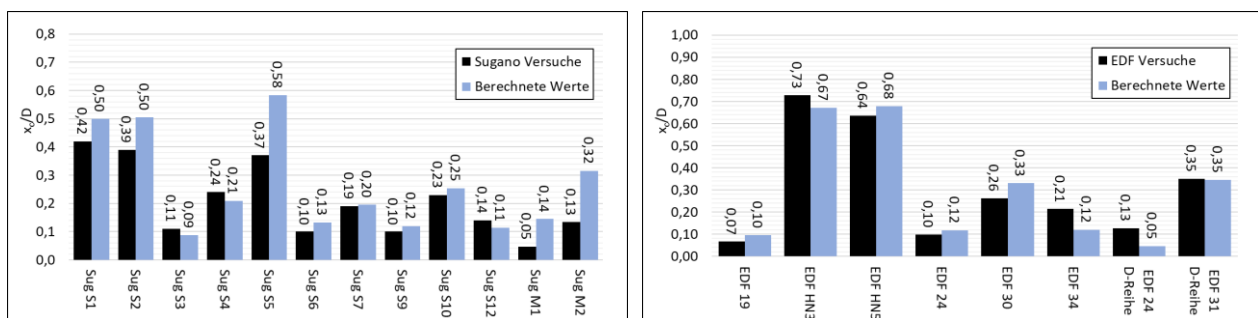


Abbildung 6.23: Detaillierter Vergleich zwischen den berechneten Eindringtiefen der EDF und Sugano Versuche nach Gleichung (6.35) und experimentellen Werten

6.2.2 Einfluss des Schädigungsgrades

Zahlreiche experimentelle Versuche (u. a. EDF, TUD und VTT) zeigen, dass die Projektile erst nach Scabbing-Erscheinungen oder einer Stanzkegel-, bzw. Tunnelbildung, d. h. erst nach der wesentlichen Kraftübertragung zum Stillstand kommen. Diese Versuche fallen nach der Klassifizierung in Kapitel 6.1 nicht in die Kategorie moderate Schädigungen. Um deren „absolute“ oder „endgültige“ Penetration x_e berechnen zu können, müssen die bisher betrachteten Ansätze zur Berechnung der Penetrationstiefe nach Gleichung (6.35) erweitert werden.

Zunächst wird anhand der TUD-Versuche eine Abgrenzung zwischen den Versuchen mit moderater und starker Schädigung formuliert. Werden diese Versuche in Abhängigkeit ihres Impaktfaktors der Plattendicke gegenübergestellt, ergibt sich ein Grenzzustand zwischen moderater und starker Schädigung. Dieser Grenzzustand wird in Abbildung 6.24 durch den grau markierten Bereich dargestellt. Mittels nichtlinearer Regression dieses Schädigungsbandes kann eine Schädigungsdicke t_s , bei der keine signifikante lokale Schädigung auftritt, durch die Gleichung (6.36) ausgedrückt werden.

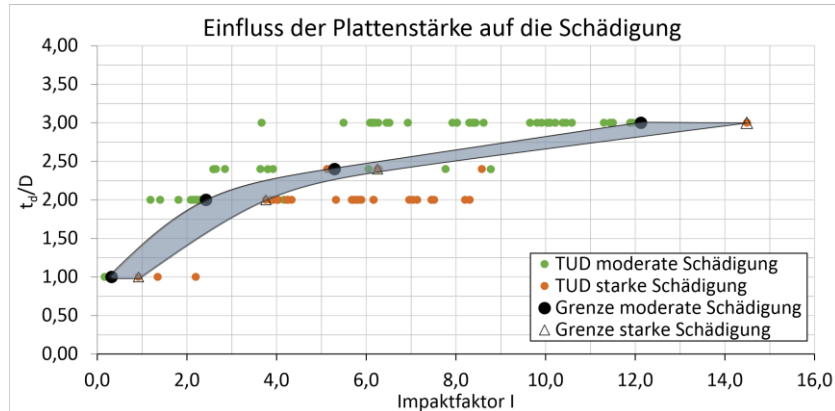
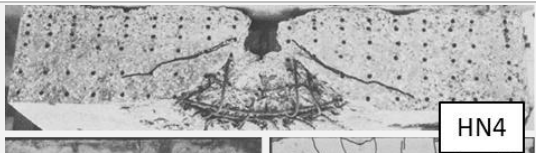
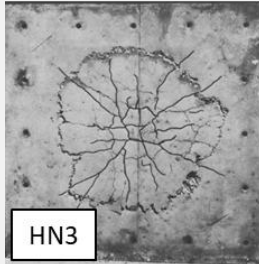
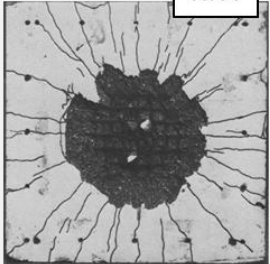
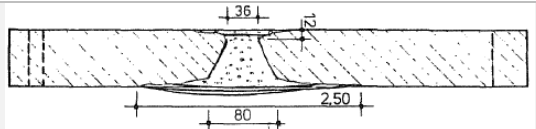


Abbildung 6.24: Grenzbereich zwischen moderater und starker Schädigung der TUD-Versuche

$$\frac{t_s}{D} = 1,45 \cdot I^{0,30} \quad (6.36)$$

Zur weiteren Plausibilitätsprüfung und Verifikation dieses Ansatzes werden in Tabelle 6.4 die Einzelversuche VTT A11, Meppen III/1 sowie ausgewählte EDF-Versuche ausgewertet. Letztere bilden maßstäblich wesentlich größere Versuchscharakteristiken ab.

Tabelle 6.4: Bestimmung der Schädigungsdicke t_s ausgewählter Einzelversuche

Versuch	t_d m	I -	x_{exp} mm	x_c mm	t_s m	Schädigungsbilder
EDF HN4	0,3	27,71	140	75	0,43	
EDF HN5	0,4	28,74	70	78	0,43	 
EDF HN3	0,4	28,42	80	77	0,44	
VTT A11	0,25	3,37	15	14	0,35	
Meppen III	0,64	12,31	120	94	0,96	

Zunächst wird der Versuch EDF HN4 den Versuchen HN3 und HN5 gegenübergestellt. Während bei HN4 eine wesentliche lokale Schädigung sowie ausgeprägtes Scabbing mit einer Eindringtiefe x_e nahezu 50 % der Bauteildicke auftritt, resultieren bei den Versuchen HN3 und HN5 geringere Eindringtiefen von 17-20 % der Bauteildicke, bei sonst gleichen Versuchsbedingungen. Das rückseitige Schadensbild zeigt in der Fläche deutlich reduzierte Biegerisse. Zwar ist auch ein kreisförmiger Stanzkegelradius erkennbar, hierbei ist jedoch anzumerken, dass die Aufnahmen nach zwei hintereinander ausgeführten Beschüssen dokumentiert wurden. Auch Gueraud et al. [33] beschreiben, dass von geringen Schädigungen wie abgebildet auszugehen ist, passende Aufnahmen stehen allerdings nicht zur Verfügung. Somit kann angenommen werden, dass die Plattendicke dieser beiden Versuche, HN3 und HN5, mit einer Bauteildicke von $t_d = 0,4 \text{ m}$ auch näherungsweise der Schädigungsdicke entspricht. Die berechnete Schädigungsdicke t_s nach Gleichung (6.36) liefert mit $0,43 \text{ m}$ eine gute Übereinstimmung (ca. +7,5 %).

Bei Versuch VTT A11 liegt eine Schädigung mit schwacher lokaler Stanzkegelbildung vor. Die berechneten Eindringtiefen x_c stimmen mit den gemessenen Werten im Sägeschnitt sehr gut überein. Zwar kann die Schädigungsdicke nicht experimentell verifiziert werden, allerdings liefert der Ansatz nach Gleichung (6.36) mit $t_s = t_d + 100 \text{ mm}$ einen plausiblen Wert. Gleiches gilt für Versuch Meppen III/1, bei dem experimentell eine Perforation vorliegt. Die berechnete Dicke t_s , bei der außer Penetration keine weitere wesentliche Schädigung auftritt wird zu $0,96 \text{ m}$ bestimmt, was dem 1,5 fachen von t_d entspricht.

Der Impaktfaktor gemäß Gleichung (6.36) ermöglicht eine Abschätzung des Schwellwerts, ab dem Schädigungen über die reine Penetration hinaus auftreten. Hingegen ist die Quantifizierung der Schädigung selbst und deren Einfluss auf die absolute Eindringtiefe x_e analytisch nur schwer erfassbar. Zudem können die zusätzlichen Einflüsse durch die Plattendicke und den Bewehrungsgehalt anhand der vorliegenden experimentellen Datenbasis zum aktuellen Zeitpunkt

nicht robust quantifiziert werden. Doch auch ohne diese erlaubt die kinetische Anfangsenergie eine vereinfachte Quantifizierung. Hierfür wurden in Abbildung 6.25 alle Versuche der TUD, EDF und Sugano mit starken Plattenschäden im Zusammenhang mit ihrer kinetischen Anfangsenergie dargestellt. Ausgenommen sind hier Perforationen. Wie die Regression in Form einer Potenzfunktion zeigt, ist ein klarer Zusammenhang zu erkennen.

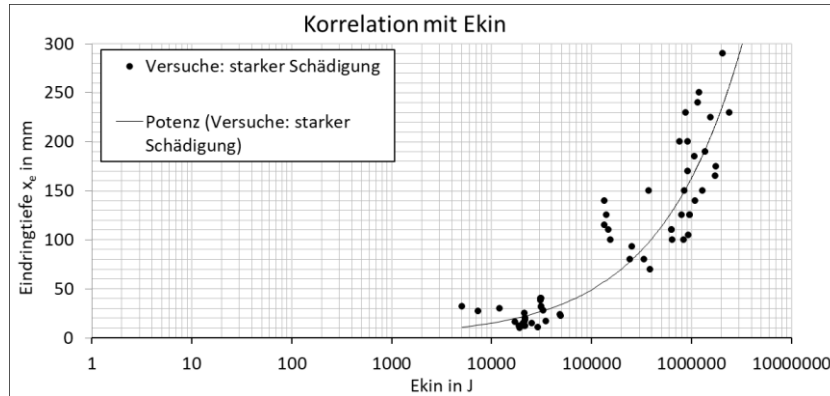


Abbildung 6.25: Korrelation von E_{kin} mit der Eindringtiefe stark geschädigter Platten

Die Prognose der aus diesem Zusammenhang resultierenden Regression ($R^2 = 0,84$) ist in Gleichung (6.37) dargestellt. In Abbildung 6.26 werden anschließend die berechneten Eindringtiefen x_e den experimentellen Daten gegenübergestellt.

$$x_e = 0,121 \cdot (0,5 \cdot M \cdot v_{imp}^2)^{0,52} \quad (6.37)$$

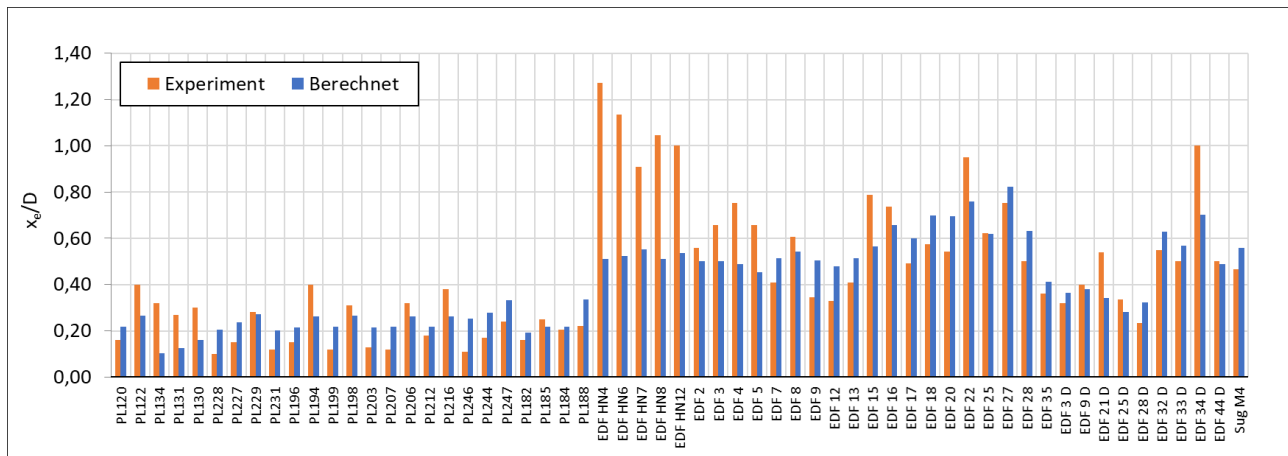


Abbildung 6.26: Vergleich experimentellen und berechneten Eindringtiefe x_e/D

6.3 Erweiterung der Penetrationstheorie

Da eine experimentelle Bestimmung und folglich Validierung der Kraft-Penetration-Wechselwirkung nur schwer möglich ist, werden numerische Untersuchungen genutzt, um einen solchen Zusammenhang herzustellen und zu analysieren [47]. Exemplarisch wird hierfür der Versuch EDF 25 (vgl. Kapitel 5.2.2) mit einer Aufprallgeschwindigkeit von 120 m/s und der TU-Dresden Versuch PL142 mit einer Geschwindigkeit von 60 m/s (vgl. Kapitel 5.3) verwendet. Auf der linken Seite von Abbildung 6.27 und Abbildung 6.28 werden die Kontaktkräfte zwischen Projektil und

Stahlbetonplatte dargestellt, rechts die Druckbelastung im Querschnitt in den ersten Zehntelmillisekunden.

Fall a:

Im Fall der Aufprallgeschwindigkeit von 60 m/s findet keine Perforation statt und auch sonstige lokale Schädigungen sind als schwach bis moderat einzuordnen. Die Stoßdauer beträgt etwa 0,57 ms in der sich in den ersten 0,20 ms nach Erstkontakt Druck im Stahlbetonkörper aufbaut, bevor er sich wieder auf 0 abbaut. Dieses Verhalten verdeutlicht auch die Auswertung der Last-Zeit-Funktion bzw. Last-Weg-Funktion (kurz: LZF bzw. LWF) dieser Simulation. Die maximale Kraftamplitude ist nach etwa 0,20 ms bzw. 8,3 mm erreicht. Aufgrund der moderaten Schädigung entspricht das Ende der Kraftübertragung auch der maximalen Eindringtiefe des Projektils.

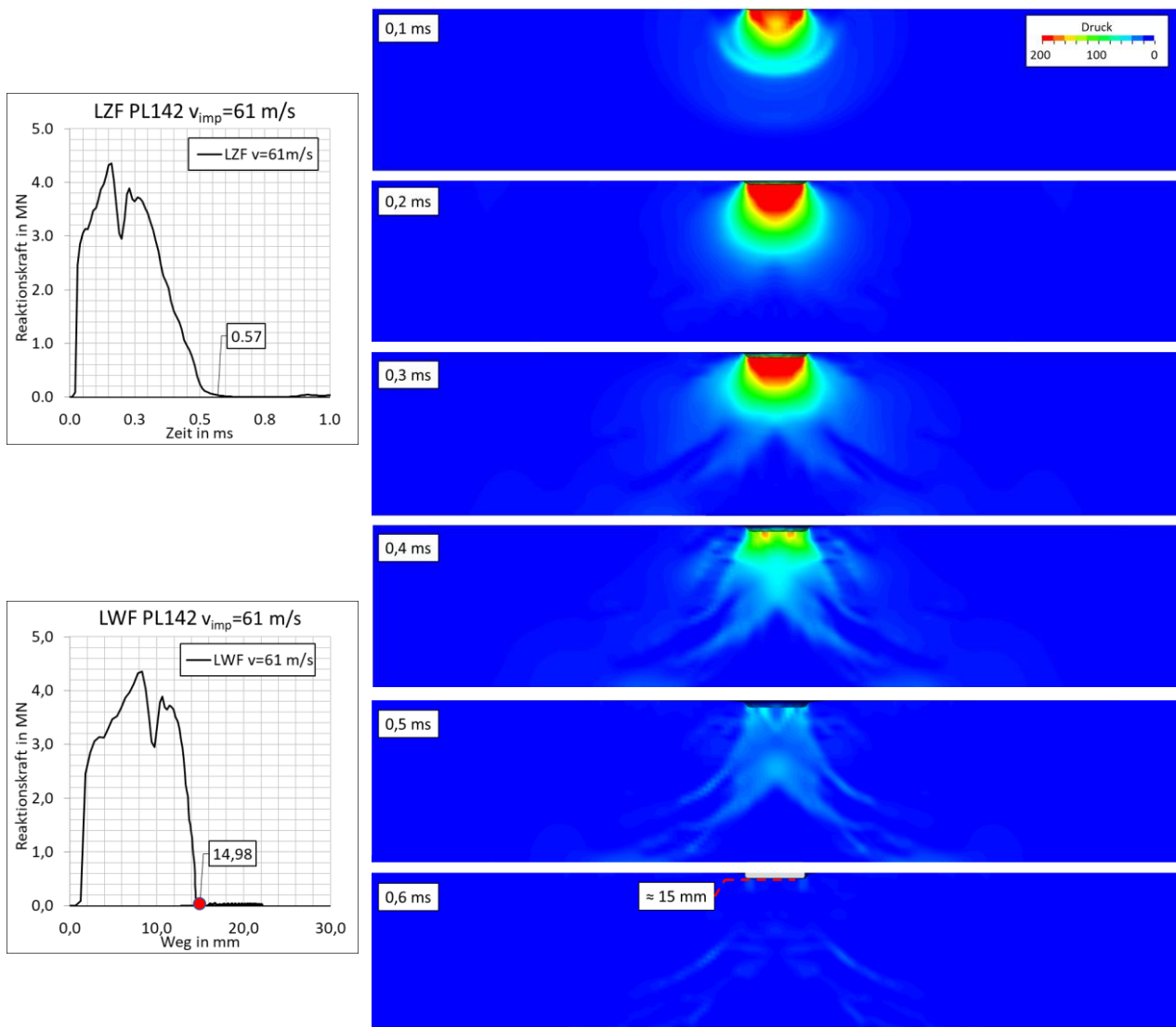


Abbildung 6.27: Zusammenhang zwischen Last-Zeit und Last-Weg (links); Berechneter Druckverlauf bis 0,6 ms (rechts) [TUD PL142]

Fall b:

Im Fall der höheren Aufprallgeschwindigkeit tritt eine wesentlich größere Schädigung auf. Die gesamte Stoßdauer beträgt dabei etwa 9 ms, wobei sich im lokalen Aufprallbereich der Stahlbetonplatte Druck bis etwa 0,45 ms aufbaut. Nach etwa 1,5 ms erfährt die Platte nahezu keine Druckspannungen mehr. Dieses Verhalten verdeutlicht auch die Auswertung der Last-Zeit-Funktion

bzw. Last-Weg-Funktion. Die maximale Kontaktkraft wird nach etwa 0,45 ms erreicht und fällt dann parabolisch ab, wenn auch nicht auf 0 wie bei Fall a. Die zugehörige Verschiebung bzw. Eindringtiefe entspricht etwa 100 mm, jedoch weist auch diese Kurve im weiteren Verlauf eine Reaktionskraft auf. Daraus folgt, dass die wesentliche Kraftübertragung bereits nach etwa 0,7 ms bzw. einer Eindringtiefe von etwa 100 mm nahezu abgeschlossen ist, die Schädigung sowie auch Bewegung des Projektils allerdings erwartungsgemäß weiter fortschreitet und dabei eine, wenn auch vergleichsweise geringe, Kraft-Wechselwirkung stattfindet.

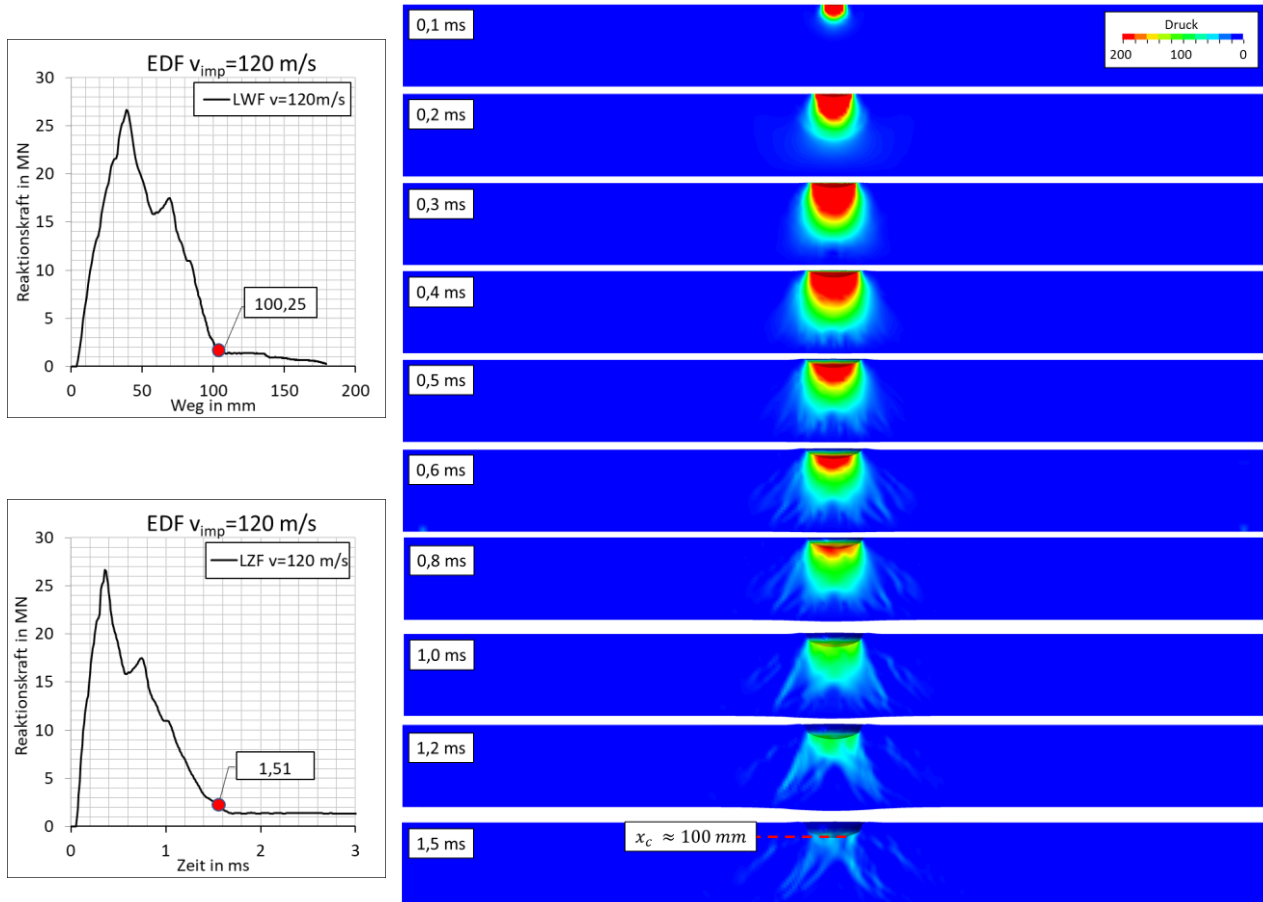


Abbildung 6.28: Zusammenhang zwischen Last-Zeit und Last-Weg (links); Berechneter Druckverlauf bis 0,6 ms (rechts) [EDF]

6.3.1 Ausgewählte Ansätze zur Kraft-Penetration-Wechselwirkung

Als Basis für die Formulierung der Widerstandskraft gilt das zweite Newton'sche Gesetz zur Beschreibung der Projektilebewegung während des Impakts:

$$M \cdot \frac{d^2 x_i}{dt_i^2} = -P_i \cdot A_c = -F_i \quad (6.38)$$

Ansatz nach NDRC

Mit Hilfe der "Theory of Penetration", basierend auf [48] und Kennedy [42] kann die Widerstandskraft approximiert und auch die zugehörige Eindringtiefe x_i in jedem Zeitschritt numerisch berechnet werden. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Spannung zwischen einem Projektil mit kreisförmiger Grundfläche $A_c = \pi \cdot \frac{D^2}{4}$ und der Struktur nach Gleichung (6.39) beschrieben werden

kann.

$$P_i = \frac{121,7 \cdot \sqrt{f_c}}{N} \cdot \left(\frac{v_i}{1000D} \right)^{0,2} \cdot g_{z_i} \quad (6.39)$$

$$g_{z_i} = \begin{cases} \left(\frac{x_i}{2D} \right), & \text{für } \frac{x_i}{D} \leq 2,0 \\ (1,0), & \text{für } \frac{x_i}{D} \geq 2,0 \end{cases} \quad (6.40)$$

Aus der Kombination mit Newtons zweitem Bewegungsgesetz, den Anfangsbedingungen eines Impaktereignisses ($z = 0$ und $v = v_0$) und Endbedingungen ($z = z_1$ und $v = 0$) resultiert die bereits bekannte NDRC-Formel für die Penetration eines Projektils in Beton nach Gleichung (6.3).

Ansatz nach Hughes

Der bereits zitierte Ansatz nach Hughes in Gleichung (6.26) und Abbildung 6.18 geht zunächst von einer linear steigenden Widerstandskraft aus, die bis auf einen Maximalwert ansteigt. Dieser Maximalwert wird nach Hughes [43] dann erreicht, wenn sich vorderseitige Betonausbrüche bilden (Spallingkraft). Nach Erreichen des Maximums sinkt die Widerstandskraft im Verlauf einer von der Penetrationstiefe abhängenden Parabelfunktion bis zum Ende des Impaktvorgangs auf Null. Vereinfachend wird der lineare Anstieg für seine weiteren Entwicklungen vernachlässigt, sodass für die Darstellung der Widerstandskraft folgende Gleichungen resultieren:

$$F(x) = \left(\frac{3 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{2 \cdot x_c} \right) \cdot \left[1 - \frac{x}{x_c} \right]^2 \quad (6.41)$$

$$F(t) = \left(\frac{3 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{2 \cdot x_c} \right) / \left[1 + \left(\frac{v_{imp} \cdot t}{2 \cdot x_c} \right) \right]^4 \quad (6.42)$$

In Abbildung 6.29 werden die Ansätze nach NDRC und Hughes den Berechnungen aus **Fall a** (vgl. Abbildung 6.27) gegenübergestellt. Beide Ansätze liefern, wie in Kapitel 6.1 demonstriert, eigene Formeln zur Ermittlung der Eindringtiefen x_c , welche folglich eingesetzt werden.

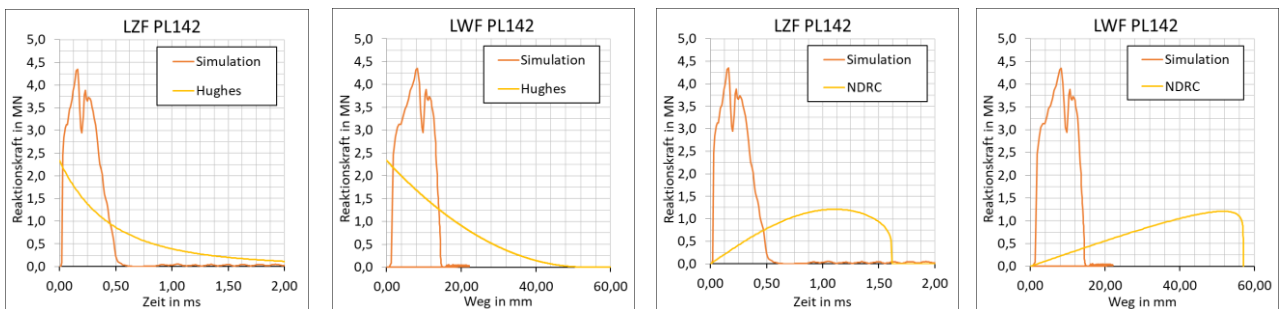


Abbildung 6.29: Vergleich der Ansätze nach Hughes und NDRC mit simulierten Kontaktkräften

Es wird deutlich, dass die Ansätze die berechneten Verläufe nicht korrekt abbilden. Der parabolische Ansatz nach Hughes unterscheidet sich deutlich in Verlauf und Maximalwert, sodass er eher an eine Lastfunktion der Druckphase zur Abbildung von Explosionslasten nach [49] erinnert. Der NDRC Ansatz erfüllt grundsätzlich den Verlauf, infolge der abweichend prognostizierten Eindringtiefe x_c kommt es dennoch zu Abweichungen.

Modifizierter Ansatz

Aus diesem Grund soll das Kraft-Penetrationsverhalten mit einem parabolischen Verlauf nach Gleichung (6.43) beschrieben werden. Der schematische Verlauf der Funktion wird in Abbildung 6.30 visualisiert.

$$F(x) = P \cdot \left(\frac{x}{x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c}\right)^2\right] \quad (6.43)$$

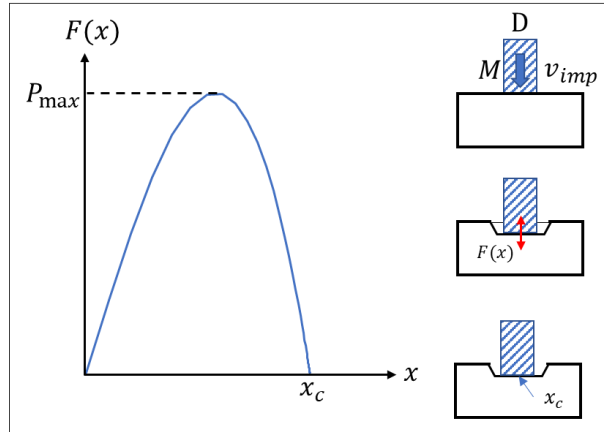


Abbildung 6.30: Optimierte Penetrationsmodell

Auch hier soll das Energiegleichgewicht zwischen kinetischer Energie des Projektils und der geleisteten Arbeit des Stahlbetonkörpers erfüllt werden (siehe Gleichung (6.44)). Somit ergibt sich aus der Integration des parabolischen Verlaufs die Kraft P nach Gleichung (6.46).

$$\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2 = \int_0^{x_c} \left(P \cdot \left(\frac{x}{x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c}\right)^2\right] \right) dx \quad (6.44)$$

$$\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2 = P \cdot \frac{x_c}{4} \quad (6.45)$$

$$P = \frac{2 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{x_c} \quad (6.46)$$

$$P_{max} = \frac{4 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{3 \cdot \sqrt{3} \cdot x_c} \quad (6.47)$$

Die benötigte Eindringtiefe x_c kann in diesem Fall entweder durch Gleichung (6.35) oder durch den experimentell ermittelten Wert berechnet werden. Für den in Abbildung 6.27 simulierten Versuch ergibt sich die in Abbildung 6.31 dargestellte LWF. Dabei beschreibt die Kurve „Analytisch 1“ den Lastverlauf mit der experimentellen Eindringtiefe von 16,0 mm und „Analytisch 2“ mit der nach Gleichung (6.35) berechneten Wert von 16,4 mm.

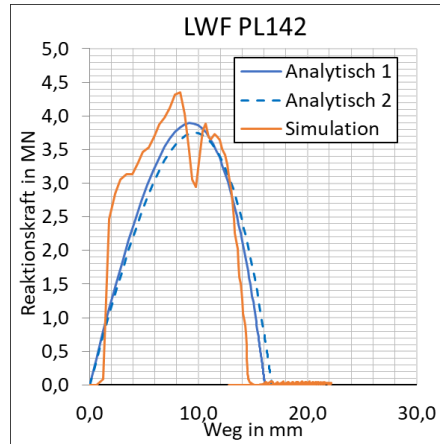


Abbildung 6.31: Vergleich der Reaktionskraftverläufe zwischen optimiertem Ansatz und FE-Berechnung

Im Fall von Schädigungen über die reine Penetration hinaus und insbesondere bei einer Perforation zeigt sich, dass die Kraftwechselwirkung zwischen Projektil und Stahlbeton nicht vollständig durch Gleichung (6.43) beschrieben werden kann. Als erweiterte Kraft-Penetration-Beziehung wird aus diesem Grund die Gleichung (6.48) vorgeschlagen. Vielmehr wird nach Erreichen der Penetrationstiefe x_c weiterhin mechanische Arbeit geleistet. Einerseits verfügt das Projektil zu diesem Zeitpunkt noch über kinetische Energie, andererseits treten an der Betonstruktur weitere Schädigungsmechanismen auf, die diese kinetische Energie kontinuierlich abbauen. Dies geschieht, bis das Projektil entweder bei der endgültigen Eindringtiefe x_e vollständig zum Stillstand kommt oder die Struktur mit einer verbleibenden Restgeschwindigkeit perforiert. Zu den wesentlichen Mechanismen gehören u. a. die ausgeprägte Stanzkegelbildung und zugehörige Verzahnungseffekte des Betons zwischen den gerissenen Schnittufern, Scabbing sowie der Widerstand durch die Bewehrung. Im Fall einer Restgeschwindigkeit findet keine Kraftwechselwirkung mehr statt. Es wird davon ausgegangen, dass der betroffene bzw. ausgeworfene Beton die gleiche Geschwindigkeit annimmt wie das Projektil. Da diese Schadensmechanismen allerdings nur schwer, insbesondere analytisch, zu erfassen sind, wird näherungsweise die kinetische Energie des Projektils, der geleisteten Arbeit bis x_c und der geleisteten Arbeit von x_c bis x_e als Gleichgewichtsbetrachtung gegenübergestellt (siehe Gleichung (6.49)). In Abbildung 6.32 Abbildung 5.35 wird die beschriebene Modellvorstellung qualitativ dargestellt. Dieses setzt die Kenntnis von x_e voraus.

$$F(x) = P_1 \cdot \left(\frac{x}{x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c}\right)^2\right] + P_2 \cdot \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c}\right)^2\right] \quad (6.48)$$

$$\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2 = \int_0^{x_c} P_1 \cdot \left(\frac{x}{x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c}\right)^2\right] dx + \int_{x_c}^{x_e} P_2 \cdot \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c}\right)^2\right] dx \quad (6.49)$$

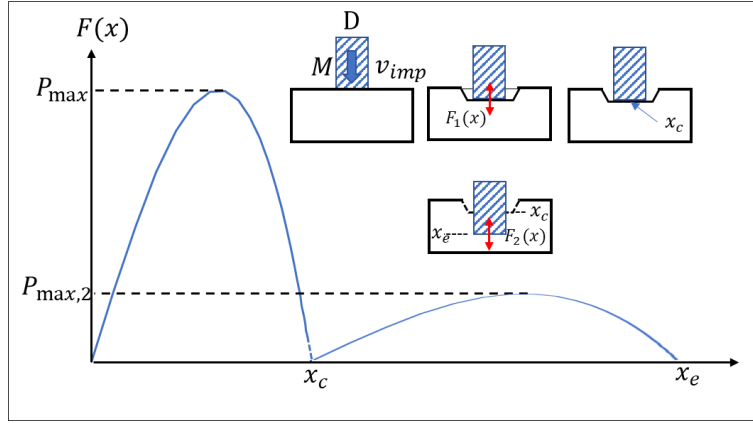


Abbildung 6.32: Optimiertes Penetrationsmodell für Schädigungen über die reine Bauteilpenetration hinaus

Um die geleistete Arbeit der beiden Anteile $\int_0^{x_c} P_1(x) dx$ und $\int_{x_c}^{x_e} P_2(x) dx$ im Verhältnis zur gesamten kinetischen Energie zu bestimmen, folgen Gleichungen (6.50) und (6.51).

$$\xi_1 = \frac{\int_0^{x_c} \left(P_1 \cdot \left(\frac{x}{x_c} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c} \right)^2 \right] \right) dx}{\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2} \quad (6.50)$$

$$\xi_2 = \frac{\int_{x_c}^{x_e} P_2 \cdot \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c} \right)^2 \right] dx}{\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2} \quad (6.51)$$

Für eine Verifikation dieses Ansatzes soll auf den in Abbildung 6.33 ausgewerteten Versuch EDF 25 eingegangen werden, da hier ausreichende experimentelle Daten zur Verteilung der kinetischen Energie des Projektils vorliegen [50].

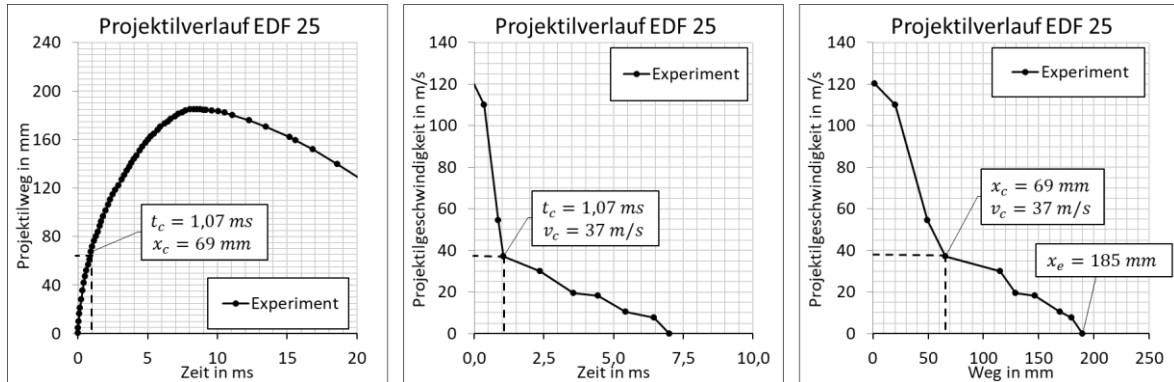


Abbildung 6.33: Auswertung aufgezeichneter Projektildaten des EDF 25 Versuchs [50]

Abbildung 6.33 bestätigt, dass sich der Penetrationsvorgang in zwei Phasen unterteilen lässt. Die Phase 1, charakterisiert durch eine steile Geschwindigkeitsreduktion, endet mit Erreichen der Eindringtiefe x_c . Anschließend treten zusätzliche lokale Schädigungen auf, bis die endgültige Eindringtiefe x_e erreicht wird. Nach diesem Punkt kommt es zu einem Rückprall des Projektils. Gemäß Gleichung (6.52) beträgt die nach dem Erreichen der Penetrationstiefe x_c verbleibende kinetische Energie des Projektils noch etwa 9,5 % der ursprünglichen Gesamtenergie.

$$\frac{E_{kin,c}}{E_{kin}} = \frac{0,5 \cdot v_c^2 \cdot M}{0,5 \cdot v_{imp}^2 \cdot M} = \frac{0,5 \cdot \left(37 \frac{m}{s}\right)^2 \cdot 192 \text{ kg}}{0,5 \cdot \left(120 \frac{m}{s}\right)^2 \cdot 192 \text{ kg}} \approx 9,5\% \quad (6.52)$$

Dies bedeutet, dass unter Berücksichtigung der Gleichungen (6.49) bis (6.51) bis zum Erreichen von x_c etwa 91,5 % der kinetischen Energie einer geleisteten Arbeit gegenüber stehen ($\xi_1 = 0,915$) und 9,5 % der kinetischen Energie einer geleisteten Arbeit bis zum Stillstand bei x_e ($\xi_2 = 0,095$).

In Abbildung 6.34 wird das beschriebene Vorgehen analog für die numerische Simulation des Versuchs durchgeführt. Die zugehörigen Ergebnisse sind in Tabelle 6.5 zusammengefasst. Zusätzlich wird in der dritten Variante („Analytisch 1“) die Eindringtiefe x_c und x_e mithilfe der Gleichungen (6.35) und (6.37) analytisch bestimmt.

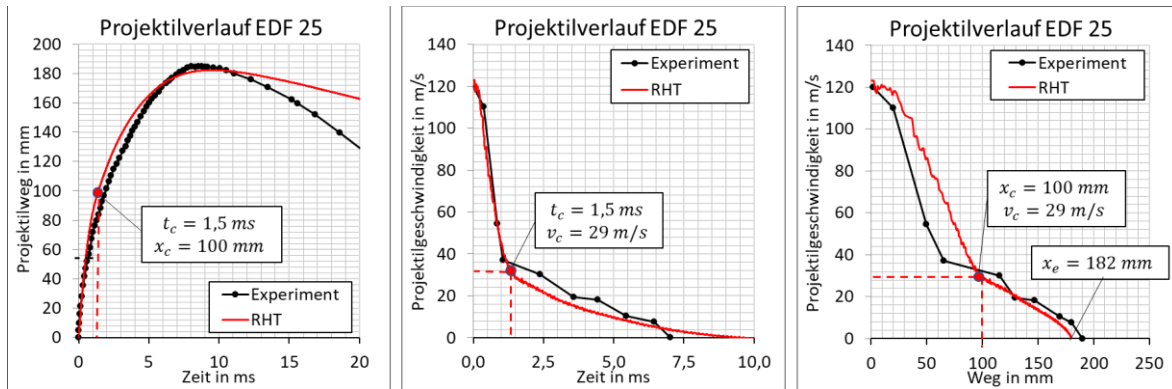


Abbildung 6.34: Auswertung aufgezeichneter und simulierter Projektildaten des EDF 25 Versuchs [50]

Tabelle 6.5: Eingangsparameter zur Berechnung von $F(x)$

Versuch EDF 25	x_c in mm	x_e in mm	ξ_1	ξ_2
Finite-Elemente mit RHT	100	182	0,94	0,06
Analytisch 1: nach Gl. (6.35) und (6.37)	87	187	0,94	0,06
Analytisch 2: experimentell	69	185	0,915	0,095

In Abbildung 6.35 werden die resultierenden Kraftverläufe gegenübergestellt.

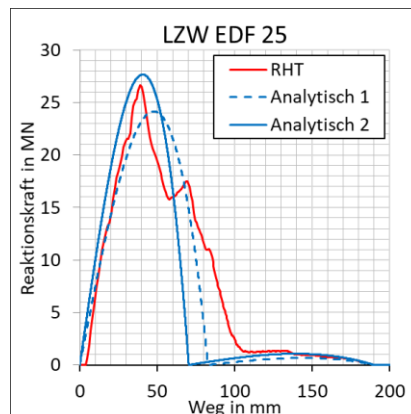


Abbildung 6.35: Vergleich der Reaktionskraftverläufe zwischen optimiertem Ansatz und FE-Berechnung

Bei der vorgestellten Methode in Gleichung (6.48) ist auf zwei Nachteile hinzuweisen. Einer betrifft die Tatsache, dass es sich um einen numerischen zu lösenden Ansatz handelt, der nicht direkt durch

Differentiation der Gleichung (6.38) d. h. dem Newton'schen Gesetz, auf zugehörige Geschwindigkeiten oder Beschleunigungen des Projektils schließen lässt. Der zweite Nachteil handelt von der Schwierigkeit die Parameter ξ_1 und ξ_2 ohne experimentelle Daten oder Simulationen zu bestimmen, da unbekannt ist wie viel kinetische Energie nach Phase 1 (entspricht näherungsweise dem Erreichen der Eindringtiefe x_c) noch übrig ist bzw. wie viel geleistete Arbeit im Integral $\int_0^{x_c} \left(P_1 \cdot \left(\frac{x}{x_c} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c} \right)^2 \right] \right) dx$ steckt. Für letzteren Nachteil soll die numerische Auswertung der Versuchsserie TUD PL120 – 124 genutzt werden, um vereinfacht eine Einordnung der beiden Parameter ξ_1 und ξ_2 geben zu können (Details siehe [47]). Für die Auswertung in Abbildung 6.36 wird die geleistete Arbeit bis zum Erreichen von x_c (Phase 1) im Verhältnis zur gesamten kinetischen Energie gesetzt und somit ξ_1 bestimmt. Während für Versuch PL124 nahezu keine Schädigungen festgestellt werden konnten, durchdringt das Projektil bei Versuch PL123 die Platte vollständig. Die Versuchsreihe deckt somit den kompletten Bereich von moderater Schädigung bis zur Perforation ab.

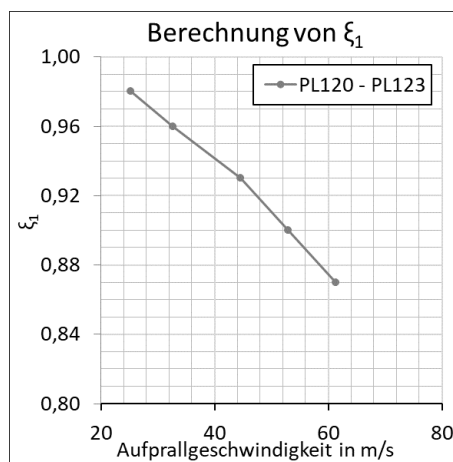


Abbildung 6.36: Berechnung der geleisteten Arbeit bis x_c

7 Entwicklung eines schädigungsadaptiven Ingenieurmodells

Explizite nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen bieten umfangreiche Möglichkeiten zur detaillierten Analyse und Simulation der Schädigung von Stahlbetonplatten unter stoßartiger Belastung. Aufgrund der Komplexität dieser Verfahren, die umfangreiche Modellierungs- und Kalibrierungsarbeiten sowie erhebliche Rechenzeiten erfordern, ist deren Einsatz insbesondere für schnelle Voruntersuchungen jedoch nur bedingt praktikabel. Vor diesem Hintergrund besteht für die Validierung und zur schnellen Abschätzung von Schädigungen zur detaillierten FEM-Simulation Bedarf an vereinfachten semi-analytischen und mechanischen Ingenieurmodellen. Diese Modelle sollen in der Lage sein, die wesentlichen physikalischen Effekte und komplexen Wechselwirkungen ausreichend genau abzubilden. In der Vergangenheit wurden bereits verschiedene Ingenieurmodelle mit direkter baupraktischer Relevanz entwickelt und stetig verbessert. Diese basieren in der Regel auf der Abbildung dynamischer Zusammenhänge mittels idealisierter Mehrmassenschwinger, die aus Massen, Widerständen (Feder-Modellen) und Dämpferelementen bestehen, die in unterschiedlicher Weise miteinander gekoppelt sind. Wesentliche Entwicklungen lieferten vor allem die Arbeiten von Schlüter (CEB Modell) [15; 22], Nöldgen [51], Schellenberg [52] und Hering [53].

Das Modell nach Schlüter [22] ist ausschließlich für Impaktbelastungen infolge verformbarer Projektile entwickelt worden, insbesondere, da die Einbindung der Last-Zeit-Funktion auf einem vollplastischen Stoß beruht. Es bietet jedoch eine gute Ausgangssituation, um mittels geeigneter Modifikationen und Optimierungen ein Ingenieurmodell für harte Projektile zu entwickeln. Im Folgenden werden die Berechnungsvorschriften der Ausgangssituation in Kapitel 7.1 für den weichen Stoß vorgestellt. Anschließend werden in Kapitel 7.2 die Modifikationen zur Berücksichtigung von harten Stoßbelastungen im Ingenieurmodell vorgestellt.

7.1 Ingenieurmodell für den weichen Stoß

Die Analyse der im Rahmen dieser Arbeit herangezogenen experimentellen Versuche, insbesondere die VTT und TUD Versuche, zeigen das in Abbildung 7.1 rechts schematisch dargestellte Versagensbild. Im Wesentlichen stellt sich hier eine Kombination aus globalem Biegeversagen und lokalem Schubversagen (Stanzkegelbildung) ein.

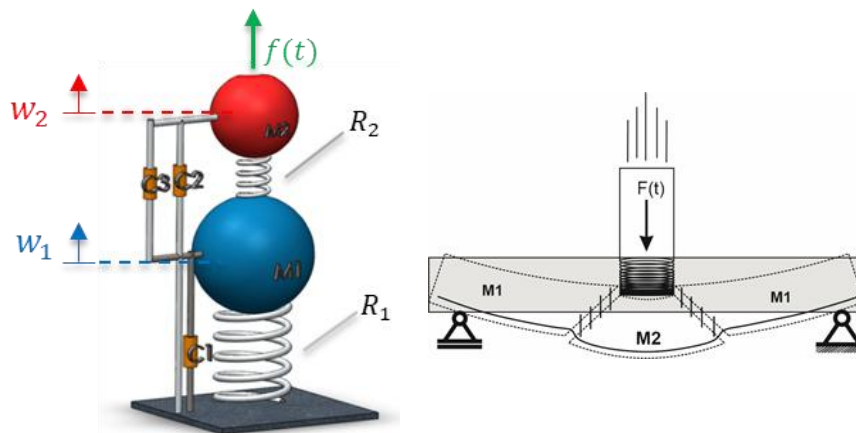


Abbildung 7.1: Schematische Darstellung des ZMS nach Schlüter [22]

Das CEB-Modell nach Schlüter stellt ein vereinfachtes, analytisches Modell dar, welches in Kombination mit einem geeigneten Belastungsansatz diese Kombination aus globalem und lokalem Schädigungsverhalten und somit die Systemantwort infolge eines weichen Stoßes abschätzen kann.

Aufgrund der schnellen Ermittlung von Ergebnissen eignet sich dieses Ingenieurmodell für Parameterstudien, Plausibilitätsprüfungen und Vordimensionierungen.

Grundsätzlich wird die Stahlbetonplatte durch einen Zweimassenschwinger, welcher in Abbildung 7.1 dargestellt ist, idealisiert. Die zugehörigen Bewegungsgleichungen werden in Gleichung (7.1) und (7.2) definiert.

$$M_1 \cdot \ddot{w}_1 + c_1 \cdot \dot{w}_1 + R_1(w_1) - R_2(u) - c_2 \cdot \dot{u} = 0 \quad (7.1)$$

$$M_2 \cdot \ddot{w}_2 + c_2 \cdot \dot{u} + c_3 \cdot \dot{w}_2 + R_2(u) - F(t) = 0 \quad (7.2)$$

Nichtlineare Federn $R_1(w_1)$ und $R_2(u)$ und Dämpfer c_1 bis c_3 koppeln die beiden Massen M_1 und M_2 des Zweimassenschwingers. M_1 zusammen mit R_1 beschreiben das Verformungsverhalten w_1 der globalen Platte beim Biegen (globales Verhalten) und M_2 mit Feder R_2 stellen den Stanzkegel w_2 , relativ zur restlichen Platte ($u = w_2 - w_1$) dar. Dämpferelemente werden ebenfalls berücksichtigt, um Energieverluste durch innere Beschädigungen des Betons und die Dübelwirkung der Biegebewehrung zu beschreiben. Während der Simulation ist der angenommene Stanzkegel M_2 zunächst monolithisch mit der Betonplatte verbunden. Der Widerstand R_1 ist als elasto-plastische Feder idealisiert, die das Biegen der Platte beschreibt. Bei Überschreitung der Betonzugfestigkeit im maßgebenden Schnitt tritt, abhängig vom Bewehrungsanteil, eine Separation von Stanzkegel M_2 und Platte M_1 auf. Der Widerstand $R_2(u)$ besteht hierbei aus drei Anteilen, die als drei parallel geschaltete Federn idealisiert werden können und den Beitrag des Betons, der Bügel und der Biegebewehrung beschreiben. Abbildung 7.3 verdeutlicht die drei Komponenten des lokalen Widerstands $R_2(u)$.

7.1.1 Globales Verformungsverhalten – Feder R_1

Das globale Verformungsverhalten der Stahlbetonplatte wird analog zu den Berechnungsvorschriften von Schlüter, wie in Abbildung 7.2 dargestellt, durch eine elasto-plastische Feder idealisiert. Dabei werden in Abhängigkeit der Bewegungsrichtung der Platte unterschiedliche Steifigkeiten angenommen. Sofern auf beiden Plattenseiten identische Bewehrungsverhältnisse herrschen, entfällt dieser Unterschied.

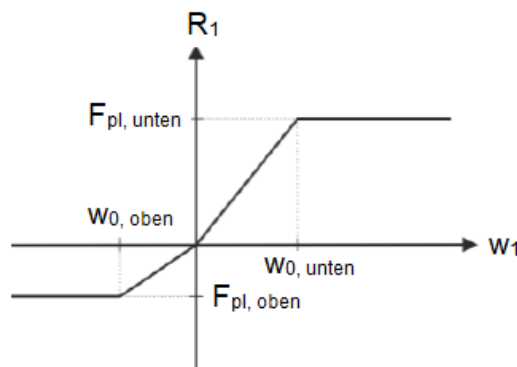


Abbildung 7.2: Globale Federcharakteristik R_1

Die Gleichungen (7.3) bis (7.5) beschreiben die Vorgehensweise zur Berechnung der Federkennlinie R_1 . Die Berechnungen müssen sowohl für positive als auch negative Durchbiegungen bzw. Plattenbewegungen durchgeführt werden. Schlüter definiert eine Verformung in Richtung der Schwerkraft als positiv, d. h. für eine positive Durchbiegung wird die untere Biegebewehrung in den Berechnungsvorschriften angesetzt. Daraus folgt, dass für eine negative Durchbiegung die obere Biegebewehrung betrachtet wird. Bei einer Überschreitung der maximal aufnehmbaren Last F_{pl} endet der elastische Bereich und die Stahlbetonplatte plastiziert. Dabei wird zunächst die

Biegesteifigkeit im gerissenen Zustand K_{II} mit dem Trägheitsmoment I_{II} ermittelt.

$$K_{II} = E_{Beton} \cdot I_{II} \quad (7.3)$$

$$I_{II} = \frac{1}{12} \cdot x_N^3 + A_s \cdot n \cdot (h - x_N)^2 \quad (7.4)$$

$$x_N = h \cdot [\sqrt{(2 + n \cdot \rho_s) \cdot n \cdot \rho_s} - n \cdot \rho_s] \quad (7.5)$$

x_N beschreibt dabei die Druckzonenhöhe, gemessen von der neutralen Achse, n das Verhältnis der Elastizitätsmoduln zwischen Beton zu Stahl und ρ_s das Verhältnis zwischen Bewehrungsgehalt und statischer Höhe h . Mithilfe von Biggs [54] kann das plastische Moment m_{pl} und über die Bruchlinientheorie die maximal aufnehmbare Last F_{pl} bestimmt werden.

$$m_{pl} = \rho_s \cdot h^2 \cdot f_y \cdot \left(1 - \frac{f_y \cdot \rho_s}{1,7 \cdot f_c}\right) \quad (7.6)$$

$$F_{pl} = 2 \cdot \pi \cdot m_{pl} \quad (7.7)$$

Wie bereits in Abbildung 7.2 beschrieben, ergeben sich in Abhängigkeit der Bewehrungsmenge und Bewehrungsanordnung auf der Ober- und Unterseite, in x- und y-Richtung unterschiedliche Steifigkeiten. Dabei wird das plastische Moment m_{pl} jeweils für unten und oben in beiden Spannrichtungen x und y der Platte gleich angesetzt. Folglich wird die statische Höhe h so definiert, dass diese den Abstand zwischen Plattenoberkante und dem Mittelpunkt der Bewehrungslagen in x- und y-Richtung beschreibt. Dadurch ist die Berücksichtigung der Biegebewehrung (unten oder oben) in beide Spannrichtungen der Platte möglich.

Für die Berechnung der zu F_{pl} gehörigen Verformung w_0 wird von Schlüter eine frei drehbar gelagerte rotationssymmetrische Platte mit dem Radius r nach Gleichung (7.8) und (7.9) angesetzt.

$$w_0 = \frac{r^2}{K_{II} \cdot 64 \cdot \pi \cdot \beta^2} \cdot \left\{ [4 - 5\beta^2 + 4(2 + \beta^2) \cdot \ln(\beta)] \cdot \beta^2 + \frac{2 \cdot \kappa}{1 + \nu} \right\} \cdot F_{pl} \quad (7.8)$$

$$\kappa = [4 - (1 - \nu) \cdot \beta^2 - 4 \cdot (1 + \nu) \cdot \ln(\beta)] \cdot \beta^2 \quad \beta = \frac{r_a}{r} \quad (7.9)$$

Die mitwirkende Masse m_{eff} nach Schlüter [22], wird unter der Annahme bestimmt, dass die Platte im gerissenen Zustand K_{II} und ein Einmassenschwinger mit der Federsteifigkeit K und m_{eff} die gleiche kleinste Eigenfrequenz haben. Aus Gleichung (7.10) und (7.11) zusammen mit Gleichung (7.7) und (7.9) ergibt sich m_{eff} nach Gleichung (7.12).

$$\omega = \sqrt{\frac{K}{m_{eff}}} \quad (7.10)$$

$$m_{eff} = \frac{r^4 \cdot \rho \cdot h}{24,77 \cdot K_{II}} \cdot \frac{F_{pl}}{w_0} \quad (7.11)$$

Im Fall des idealisierten Zweimassenschwingers schließt diese mitwirkende Masse die Massen M_1 sowie M_2 ein.

$$m_{eff} = M_1 + M_2 \quad (7.12)$$

7.1.2 Lokales Verformungsverhalten – Feder R_2

Zu Beginn des Stoßszenarios ist die Stahlbetonplatte als monolithischer Körper anzusehen, d. h. die Masse M_2 ist mit der gesamten Struktur fest verbunden. Bei einer ausreichend großen äußeren Belastung kann eine Entkopplung der Masse M_2 von der restlichen Stahlbetonplatte festgestellt werden. Nach dem Systemwechsel wird die Struktur als Zweimassenschwinger idealisiert. Die Federkennlinie R_2 beschreibt hierbei das lokale Verformungsverhalten des Stanzkegels relativ zur umgebenden Platte und setzt sich aus drei parallel geschalteten Federmodellen zusammen (siehe Abbildung 7.3).

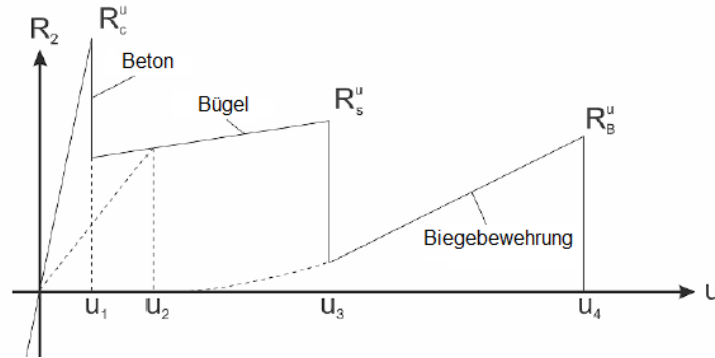


Abbildung 7.3: Zusammenstellung der lokalen Federcharakteristik R_2

Zur Berechnung der Federkennwerte für die erste Feder, die den Widerstand des Betons beschreibt, wird zunächst der Stanzkegel und seine Bruchfläche ermittelt. Hierfür wird der Winkel dieser Bruchfläche, der Stanzwinkel α benötigt. Schlüter [22] empfiehlt, einen Winkel im Bereich zwischen 25° und 70° zu wählen. In Abbildung 7.4 ist das lokale Betonversagen schematisch dargestellt.

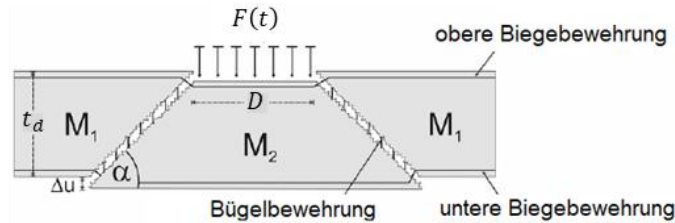


Abbildung 7.4: Schematische Darstellung des lokalen Betonversagens

Die Masse M_2 berechnet sich aus dem Belastungsradius des aufprallenden Projektils a , der Plattendicke t_d , dem angenommenen Stanzwinkel α sowie der Betondichte ρ (siehe Gleichungen (7.13) und (7.14)).

$$\alpha = \arctan\left(\frac{t_d}{r_a - \left(\frac{D}{2}\right)}\right) \quad (7.13)$$

$$M_2 = \rho \cdot \pi \cdot t_d \cdot \left[\left(\frac{D}{2}\right)^2 + \frac{\left(\frac{D}{2}\right) \cdot t_d}{\tan(\alpha)} + \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{t_d}{\tan(\alpha)}\right)^2 \right] \quad (7.14)$$

Weiterführende und detailliertere Untersuchungen zur Optimierung der Abschätzung des Stanzkegels hinsichtlich Masse und Winkel werden in Kapitel 7.2.4 ausgeführt. Für den Widerstand des Betons R_c^u und der zugehörigen Verschiebung ergeben sich Gleichungen (7.15) und (7.16).

$$R_c^u = \left[\left(\left(\frac{D}{2} \right) + \frac{t_d}{\tan(\alpha)} \right)^2 - \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right] \cdot \pi \cdot f_{ct} \quad (7.15)$$

$$u_1 = h_{eff} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{f_{ct}}{E_{Beton}} \quad \text{mit} \quad h_{eff} = 0,5 \cdot t_d \quad (7.16)$$

Dabei beschreibt f_{ct} die Zugfestigkeit des Betons.

Der Widerstand der Bügel gemäß Abbildung 7.3 wird mit den Gleichungen (7.17) bis (7.20) berechnet. Für die Bügel setzt die plastische Verformung ab u_2 und Versagen bei u_3 ein.

$$R_s^u = \left[\left(\left(\frac{D}{2} \right) + \frac{t_d}{\tan(\alpha)} \right)^2 - \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right] \cdot \pi \cdot a_{s,\tau} \cdot f_y \quad (7.17)$$

$$u_2 = h_{eff} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{f_y}{E_{Stahl}} \quad (7.18)$$

$$R_s^u = \left[\left(\left(\frac{D}{2} \right) + \frac{t_d}{\tan(\alpha)} \right)^2 - \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right] \cdot \pi \cdot a_{s,\tau} \cdot f_u \quad (7.19)$$

$$u_3 \approx 0,9 \cdot t_d \cdot \varepsilon_u \quad (7.20)$$

Die Bügel werden dabei über eine Länge von $0,9 \cdot t_d$ gleichmäßig gedehnt angenommen. $a_{s,\tau}$ beschreibt die bezogene Bügelbewehrung. Die Stahlfließspannung f_y und Bruchspannung f_u sowie die Bruchdehnung ε_u des Stahls folgen dem elastisch-plastischen Materialmodell nach Abbildung 7.5.

Nach den Berechnungsvorschriften des Schlütermodells werden die auftretende Verformung der in x- und y-Richtung spannenden und somit netzartig wirkenden Biegebewehrung in Form eines Rotationsparaboloid angenommen. Die Berechnungsvorschriften des ZMS nach Schlüter für diese Feder werden in Gleichungen (7.21) bis (7.24) zusammengefasst und sind jeweils für die obere und unere Biegebewehrung zu bestimmen. Auch hier wird das elastisch-plastische Materialmodell für den Werkstoff Stahl zugrunde gelegt.

$$R_B^u = 2 \cdot \sin \left[\arctan \frac{4u}{l} \right] \cdot \rho_s \cdot \sigma[\varepsilon(u)] \quad (7.21)$$

$$\varepsilon(u) = \frac{\left(\frac{l}{2} \right) \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{4u}{l} \right)^2} + \left(\frac{l}{4u} \right) \cdot \ln \left[\frac{(4u)}{l} + \sqrt{1 + \left(\frac{4u}{l} \right)^2} \right] \right\}}{l} - 1 \quad (7.22)$$

$$l = 2 \cdot \left(\frac{t_d}{\tan \alpha} + r_a \right) \quad \text{für die obere Bewehrung} \quad (7.23)$$

$$l = 2 \cdot r_a \quad \text{für die unere Bewehrung} \quad (7.24)$$

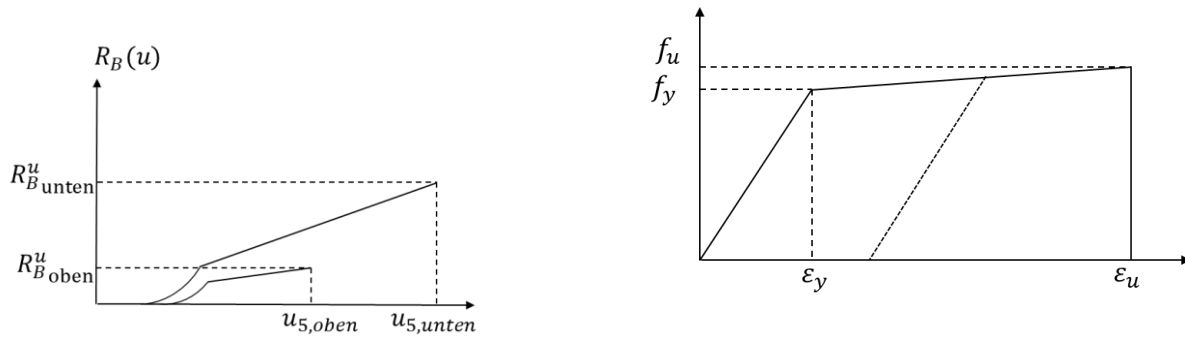


Abbildung 7.5: Federcharakteristik der Biegebewehrung

Zusätzlich zu den Federelementen sind im Schlütermodell viskose Dämpferelemente vorgesehen (siehe Abbildung 7.1). Sie idealisieren vereinfachend die Energiedissipation infolge innerer Zerstörungsmechanismen und berechnen sich gemäß den Gleichungen (7.25) bis (7.27). Dämpfer C_1 ist dabei der Feder R_1 zugeordnet. Dämpfer C_2 wird dem Stanzkegel zugeordnet und C_3 schaltet parallel der Feder R_2 .

$$C_1 = 2 \cdot \zeta_1 \cdot \sqrt{m_{eff} \cdot \frac{F_{pl}}{w_0}} \quad (7.25)$$

$$C_2 = 2 \cdot \zeta_2 \cdot \sqrt{M_2 \cdot \frac{R_c^u}{u_1}} \quad (7.26)$$

$$C_3 = 2 \cdot \zeta_3 \cdot \sqrt{M_2 \cdot \frac{R_c^u}{u_1}} \quad (7.27)$$

Für die in Gleichungen (7.25) bis (7.27) auftretenden Dämpfungsmaße gibt Schlüter folgende Empfehlungen [22]:

$$\zeta_1 = 5 \% \text{ bis } 10 \% \quad (7.28)$$

$$\zeta_2 = 0 - 1 \% \quad (7.29)$$

$$\zeta_3 = 0 - 0,5 \% \quad (7.30)$$

7.1.3 Auswertung weicher Impaktversuche

Der ZMS für den weichen Stoß wurde insbesondere in Anlehnung an die verformbaren Impaktversuche in Meppen entwickelt [3]. Mithilfe weiterer Versuche in Meppen und ergänzt durch aktuellere Versuche des Technischen Forschungszentrums Finnland (VTT) sollte das Modell weiter validiert werden. Tabelle 7.1 gibt einen Überblick über die hierfür genutzte Auswahl an Aufprallversuchen und ihre wesentlichen Eingangsparameter. Eine umfangreiche Übersicht der verwendeten Eingangsparameter des ZMS kann dem Anhang A.4 entnommen werden. Bei den quadratischen Platten der VTT-Versuche ist darauf hinzuweisen, dass hier vorausgegriffen wird und die Anpassungen hinsichtlich der Lagerungsbedingungen nach Kapitel 7.2.2 und 7.2.3 bereits Berücksichtigung finden.

Tabelle 7.1: Ausgewählte Versuche zur Auswertung des ZMS nach Schlüter

Test	Projektil			Platte					Lagerung
	Type	Masse	Geschw,	Dimension	Beton- festigkeit	Bewehrung			
		kg	m/s			m	N/mm ²	Vorder. cm ² /m	
Meppen	Zugehörige Literatur: [3]								
II/2	soft	1016	172	$r = 2,70$ $t_d = 0,70$	30	27,3	53,6	24,6	kreisförmige, einfache Lagerung
II/8	soft	990	235		36	27,3	53,6	37,6	
VTT	Zugehörige Literatur: [14; 15]								
IRIS B1	soft	50.5	100	2,10 x 2,10 x 0,15	55	5,3	5,3	50	Rechteckig Allseitig (2-way)
X5	soft	50.2	163	2,10 x 2,10 x 0,25	59,2	8,7	8,7	-	

Zur Beschreibung der anzusetzenden Last-Zeit-Funktion (LZF) für deformierbare Projektilen wird auf das Riera-Modell [20] zurückgegriffen. Dieses Modell basiert auf der Annahme eines idealplastischen Stoßvorgangs, bei dem die gesamte kinetische Energie des Projektils in plastische Verformung übergeht. Der Aufprall erfolgt auf eine starre, als unnachgiebig idealisierte Zielstruktur. In der Berechnung wird ausschließlich der Lasteintrag senkrecht zur Auftrefffläche berücksichtigt. Die Methode nach Riera ist in der Fachliteratur vielfach zitiert und wurde durch großmaßstäbliche Versuche experimentell validiert. In Abbildung 7.6 werden die resultierenden LZF nach Riera und FE-Berechnungen für die in Tabelle 7.1 ausgewählten Versuche gegenübergestellt. Die numerisch simulierten Kontaktkräfte oszillieren dabei um die Riera-Kurve, welche dabei eine gute mittlere LZF abbildet.

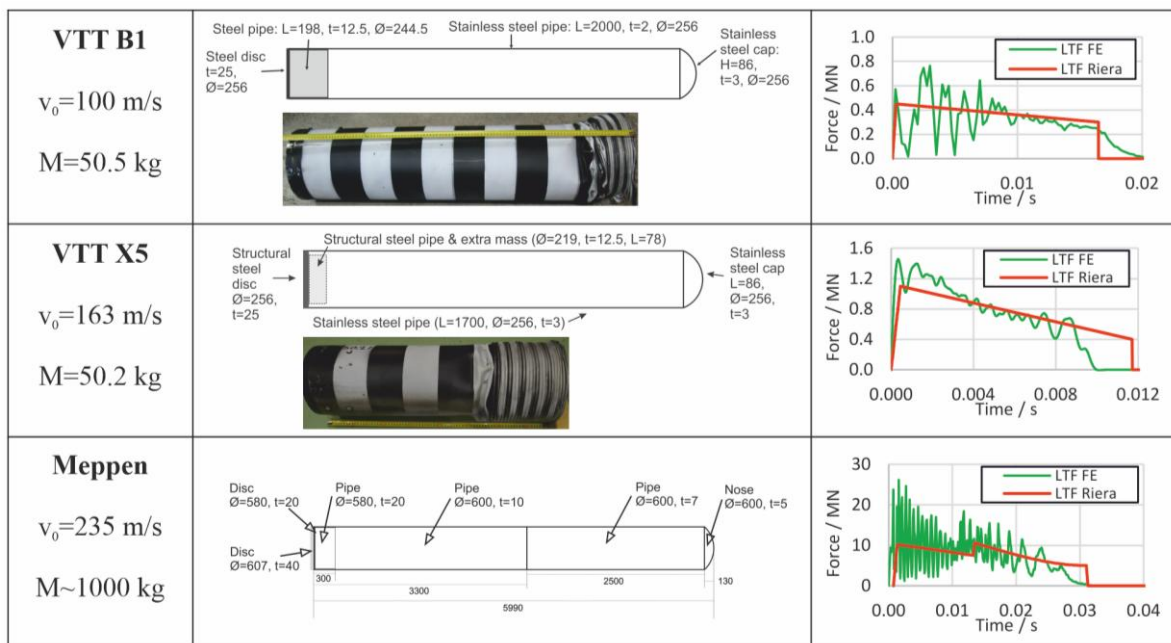


Abbildung 7.6: Berechnete Last-Zeit-Funktionen nach Riera [20] und FE-Simulation [55]

Die experimentellen Ergebnisse des verformbaren Meppen-II/2-Versuchs (vgl. Abbildung 7.8) zeigen keine signifikanten Schäden an der Stahlbetonplatte. Daraus kann geschlossen werden, dass die Feder R_1 des CEB-Modells während der gesamten Belastung aktiv bleibt. Da die Verschiebungssensoren am Prüfkörper exzentrisch angeordnet waren, wurde zur Bewertung der numerischen Ergebnisse des CEB-Modells eine Interpolation vorgenommen. Hierfür wurde ein

lineares, pyramidenförmiges Verschiebungsprofil zugrunde gelegt.

Im Gegensatz dazu zeigen die Ergebnisse des Meppen-II/8-Versuchs eine ausgeprägtere Schädigung der Zielstruktur. In der Querschnittsaufnahme ist ein deutlich ausgebildeter Stanzkegel im Aufprallbereich erkennbar. Für das CEB-Modell wird der Stanzwinkel mit 40° ($x_c = 14 \text{ mm}$) für beide Versuche angesetzt. Die Ergebnisse des CEB-Modells können die Schadenszustände der beiden Versuche wiedergeben, insbesondere die Separation der beiden Massen M_1 und M_2 in Versuch Meppen II/8 (siehe Abbildung 7.7).

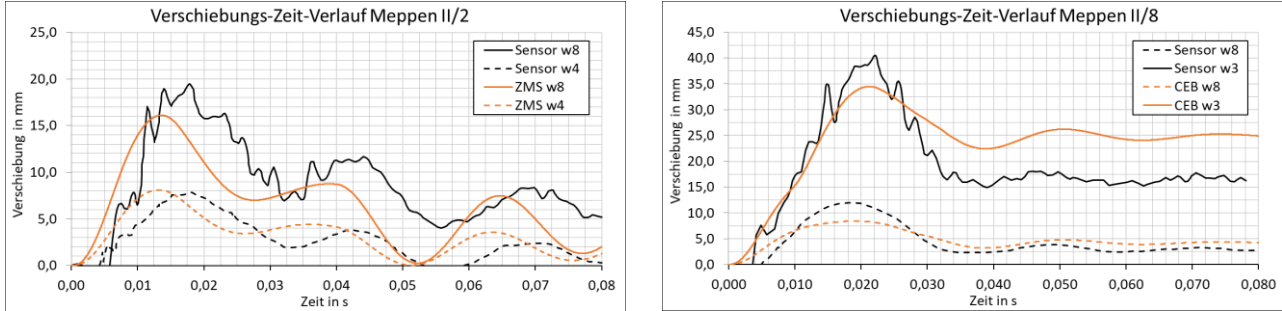


Abbildung 7.7: Berechnete und gemessene Verformungen der Tests Meppen II/2 und II/8 [2; 3]

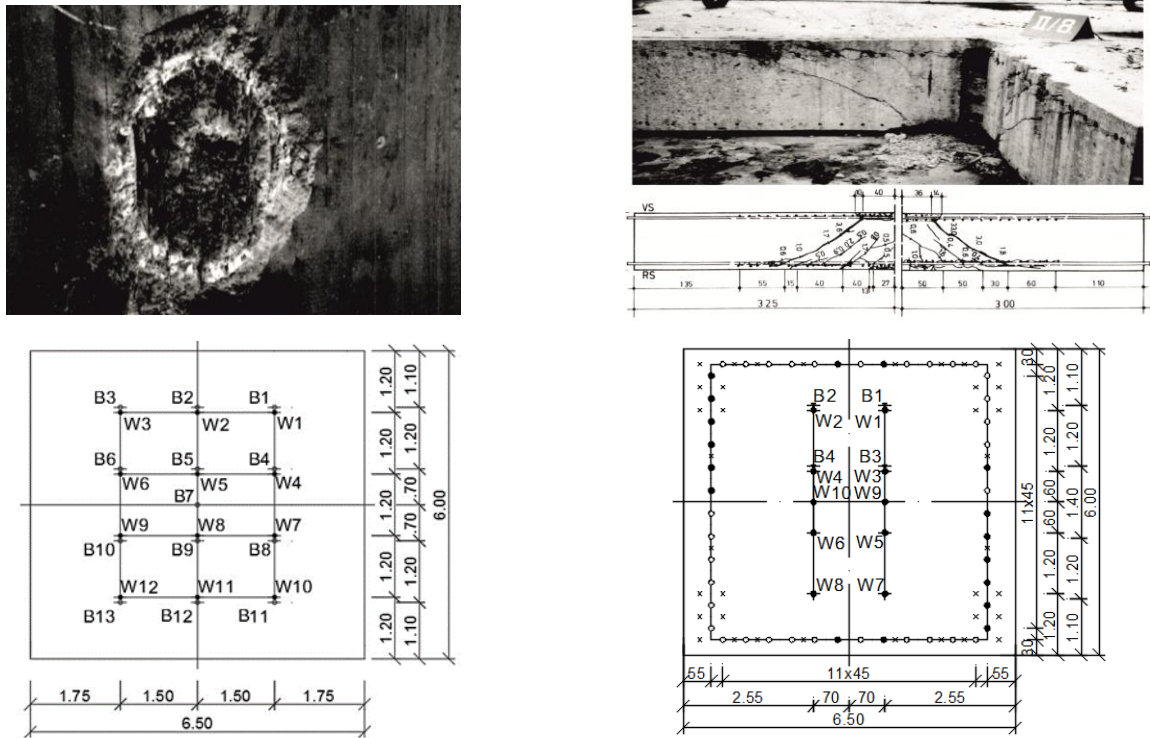


Abbildung 7.8: Experimentelle Messstellen und Schädigung der Tests Meppen II/2 und II/8 [2]

Die Anwendung der Berechnungsvorschriften für eine allseitig gelenkige Lagerung wird mit den VTT Versuchen X5 und B1 untersucht. Bei Versuch VTT B1 wurden leichte diagonale Risse am Versuchskörper festgestellt, sonst allerdings keine nennenswerten Schädigungen. Folglich bildete sich auch kein Stanzkegel im Aufprallbereich. Abbildung 7.9 verdeutlicht, dass auch hier das CEB-Modell diesen Schadenszustand abbilden kann. Die Betonfeder R_1 bleibt intakt und es gibt keine Separation der Massen M_1 und M_2 . Die vom CEB-Modell berechnete Frequenz überschätzt die experimentelle, während die maximale Auslenkung gut zu den experimentell gemessenen und simulierten Daten passt. Auch hier wird für das CEB-Modell ein Verschiebungsprofil zur Berechnung

der außermittigen Verschiebungen des Sensors D_5 vorgenommen. Biggs [54] schlägt als Faktor K_M zur Berücksichtigung der mitwirkenden Masse m_{eff} einen Wert von 0,17 für den plastischen Zustand vor. Auffällig ist, dass eine Berechnung mit erhöhter Masse m_{eff} durch eine elastische Annahme und somit $K_M = 0,31$, die Frequenz wesentlich besser abbildet.

Im Versuch VTT X5 weist die Zielplatte ein größeres Biegebewehrungsverhältnis und eine stärkere Dicke als bei B1 auf. Die höhere Aufprallgeschwindigkeit und die fehlende Schubbewehrung im Versuch VTT X5 führte jedoch zu einem höheren Schädigungsgrad. Auch beim CEB-Modell wird die Betonfeder zerstört und der Stanzkegel bildete sich. Sensor D_1 misst die Verschiebungen in der Mitte der Platte, Sensor D_5 ca. 40 cm von der Mitte entfernt. Sowohl das Modell als auch die FE-Berechnung können den Verschiebungsverlauf der globalen Biegeschwingung sehr gut darstellen. Für die Auslenkung des Stanzkegels ergeben sich leichte Abweichungen, da die Steigung am Anfang zu groß berechnet wird.

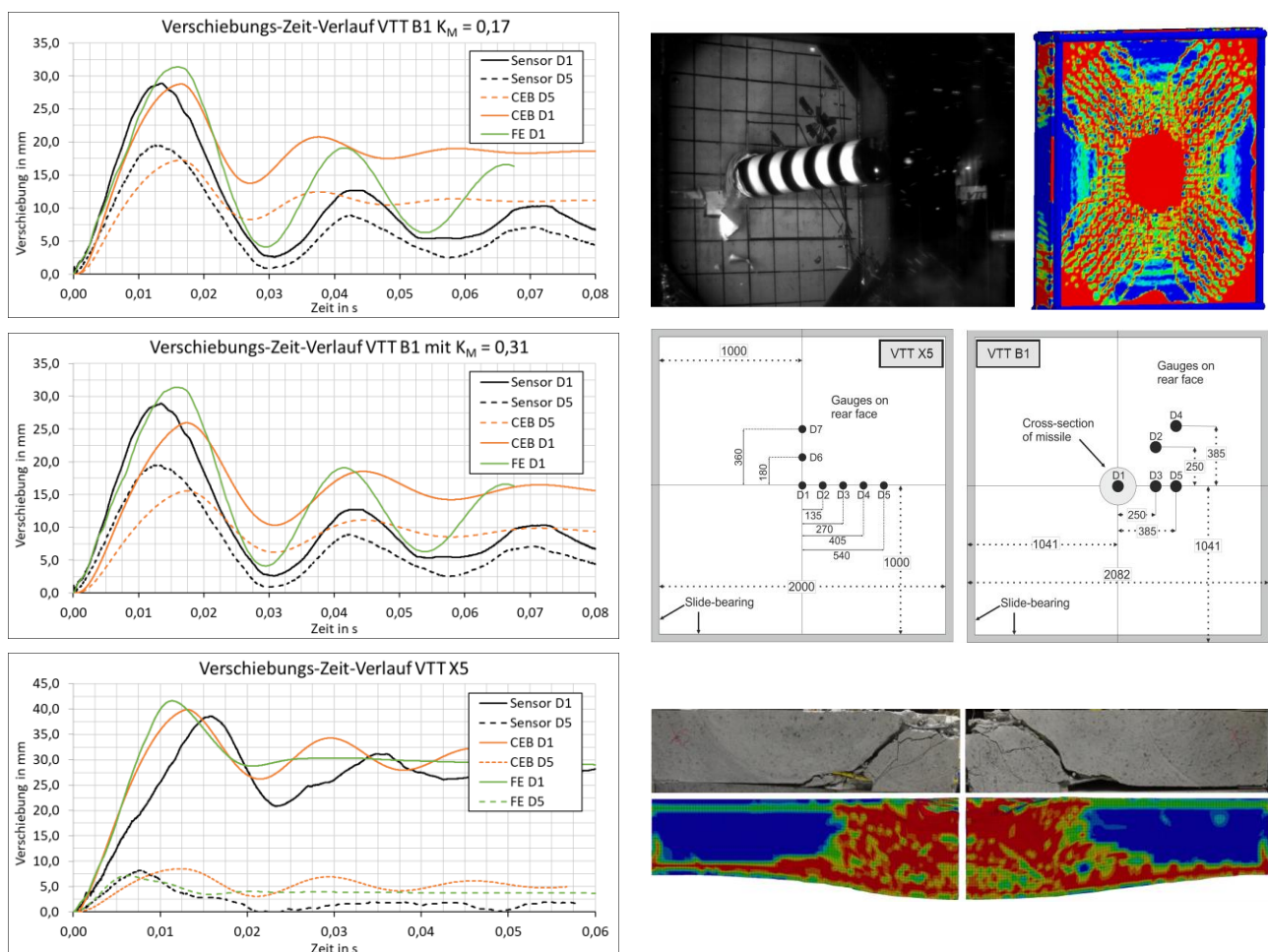


Abbildung 7.9: Berechnete und gemessene Verformungen der Tests VTT B1 und X5

7.2 Modifikationen für den harten Stoß

Werden nur harte, nicht verformbare Geschosse und Projektile untersucht, sind die Projektil- und die Strukturreaktionen gekoppelt und eine getrennte Betrachtung von Belastung und Struktur wie u. a. nach Riera [20] für verformbare Aufprallkörper ist nicht mehr möglich. Eine Möglichkeit zur Abbildung der Kopplung besteht darin, die Wechselwirkung über den Penetrationsvorgang des Projektils zu berücksichtigen. Die maßgebliche Kraftübertragung erfolgt dabei während der Eindringbewegung. Im analytischen Modell wird dieser Zusammenhang idealisiert durch eine Feder dargestellt, die – wie in Abbildung 7.10 dargestellt – die Kraft-Penetration-Beziehung abbildet.

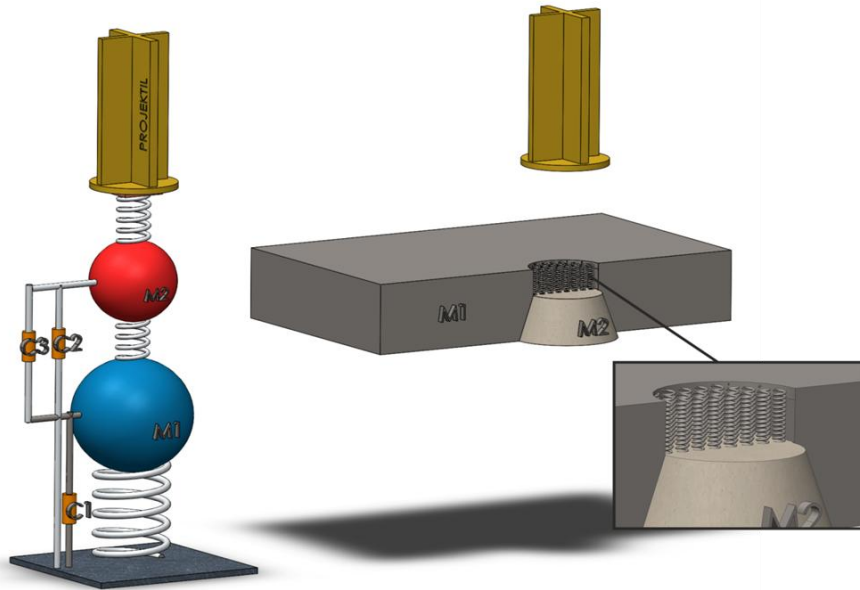


Abbildung 7.10: Schematische Darstellung des weiterentwickelten ZMS

7.2.1 Beschreibung der Kraft-Penetrations-Wechselwirkung

Die Erweiterung in Abbildung 7.1 basiert u. a. auf der Kraft-Penetration-Beziehung, wobei die kinetische Energie des als unverformbar angenommenen Projektils der mechanischen Arbeit beim Eindringen in die Stahlbetonstruktur gegenüber steht. Das Ziel ist die Lastverteilung über den Weg oder alternativ über die Zeit zu bestimmen. Ein versuchsseitiges Monitoring der Kraft-Bauteil-Wechselwirkung ist nur schwer bis gar nicht möglich, da die Messtechnik den auftretenden Belastungen in den wenigsten Fällen standhalten.

Daher werden die aus Kapitel 6 gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich Kraft-Penetrations-Theorie aufgegriffen und verwendet. Zusammengefasst ergeben sich die folgenden Beziehungen:

Moderate Schädigung

Im Fall einer zu erwartenden moderaten Schädigung, wobei nach Gleichung (6.36) und Kapitel 6.2.2 $t_s \leq t_d$ einzuhalten ist, wird nach Kapitel 6.3 die Kraft-Weg-Funktion bis zur Eindringtiefe x_c nach Gleichung (7.31) verwendet.

$$F(x) = \frac{2 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{x_c} \cdot \left(\frac{x}{x_c} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c} \right)^2 \right] \quad (7.31)$$

Die Darstellung in Abhängigkeit der Zeit (LZF) wird durch Gleichung (7.32) gegeben.

$$F(t_i) = \frac{2 \cdot M \cdot v_{imp}^2}{x_c} \cdot \tanh\left(\frac{v_{imp} \cdot t}{x_c}\right) \cdot \left[1 - \tanh\left(\frac{v_{imp} \cdot t}{x_c}\right)^2\right] \quad (7.32)$$

Zurückzuführen ist dieser mathematische Ansatz auf die Integration der Bewegungsgleichung des Projektils.

$$M \cdot a(t) = -F(t) = -\frac{P_s}{v_{imp} \cdot x_c} \cdot x(t) \cdot v(t) \quad (7.33)$$

Mithilfe der Ansatzfunktionen nach Gleichungen (7.34) bis (7.36) kann die Last-Weg-Funktion (LWF) sowie die Last-Zeit-Funktion (LZF) in Gleichung (7.31) und (7.32) bestimmt werden, wie bereits in Jonas et al. [2] zeigten.

$$v(x) = v_{imp} \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c}\right)^2\right] \quad (7.34)$$

$$v(t) = v_{imp} \cdot \left[1 - \left(\tanh\left(\frac{v_{imp} \cdot t}{x_c}\right)\right)^2\right] \quad (7.35)$$

$$x(t) = x_c \cdot \tanh\left(\frac{v_{imp} \cdot t}{x_c}\right) \quad (7.36)$$

Die Randbedingungen sind dabei gemäß (7.37) zu wählen. T beschreibt den Zeitpunkt des Stoßendes.

$$\begin{aligned} x(t=0) &= 0 \\ v(t=0) &= v_{imp} \\ v(t=T) &= 0 \\ x(t=T) &= x_c \end{aligned} \quad (7.37)$$

Starke Schädigungen

Sofern $t_s > t_d$ ist, wird empfohlen die komplexe Betrachtung der LWF nach Kapitel 6.3 heranzuziehen. Die nach Abschluss der eigentlichen Penetrationsphase verbleibende kinetische Energie des Projektils wird durch weitere Schädigungsmechanismen vollständig dissipiert. Dazu zählen insbesondere innere Betonschädigungen, Verzahnungseffekte, rückseitiges Abplatzen (Scabbing) sowie Widerstände der Bewehrung. Das Projektil kommt somit entweder bei der endgültigen Eindringtiefe x_e vollständig zum Stillstand oder wird so weit abgebremst, bis sich der ausgestanzte Betonkegel mit der gleichen Geschwindigkeit bewegt. In letzterem Fall tritt eine Perforation ein, und es erfolgt keine weitere Kraftübertragung zwischen Projektil und Betonstruktur. Auswertungen in Kapitel 6.3.1 zeigen, dass die wesentliche Kraftwechselwirkung bis zum Erreichen von x_c bzw. dem Zeitpunkt $t(x_c)$ abgeschlossen ist.

$$F(x) = P_1 \cdot \left(\frac{x}{x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c}\right)^2\right] + P_2 \cdot \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c}\right)^2\right] \quad (7.38)$$

Der Parameter ξ_1 bestimmt den Anteil der kinetischen Energie der bis zum Erreichen von x_c durch mechanische Arbeit des Eindringvorgangs abgedeckt wird, Parameter ξ_2 hingegen den Anteil der Energie bis zum Erreichen von x_e . Nach Kapitel 6.3 werden für ξ_1 Werte zwischen 1 und 0,85 empfohlen, für ξ_2 folglich Werte zwischen 0 und 0,15. Wünschenswert wären auch hier

experimentelle Daten, nach dem aktuellen Stand beruht diese Werteeinordnung jedoch auf einer numerischen Grundlage und sollte daher weiter verifiziert werden.

$$\xi_1 = \frac{\int_0^{x_c} \left(P_{s1} \cdot \left(\frac{x}{x_c} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{x_c} \right)^2 \right] \right) dx}{\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2} \quad (7.39)$$

$$\xi_2 = \frac{\int_{x_c}^{x_e} P_2 \cdot \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{x - x_c}{x_e - x_c} \right)^2 \right] dx}{\frac{1}{2} \cdot M \cdot v_{imp}^2} \quad (7.40)$$

Validierung der Kraftwechselwirkung

Wie bereits in Kapitel 6 beschrieben, ist eine experimentelle Verifikation der analytischen Ansätze für die Last-Zeit-Funktion harter Stoßvorgänge nur schwer möglich. Die verifizierten numerischen Daten der FE-Methode bieten bei allen Schwierigkeiten die beste Verifikationsmöglichkeit, sodass konkret auf die resultierenden Kontaktkräfte zwischen Projektil und Betonkörper zurückgegriffen wird. Zusätzlich kann der im Rahmen von Kapitel 6.3 bereits untersuchte Versuch EDF 25 mit experimentellen Verschiebungs- und Geschwindigkeitsverläufen zur Verifikation genutzt werden. Es wurden zahlreiche Versuche der TU Dresden berechnet, woraus die in Tabelle 7.2 ausgewählten Tests zur weiteren Verifikation herangezogen werden. Grün markierte Versuche weisen eine moderate Schädigung auf und werden mittels der Ansätze nach Gleichung (7.31) bis (7.36) berechnet und in Abbildung 7.11 dargestellt und ausgewertet. Wie zuverlässig dieser Ansatz den Kraftverlauf eines harten Stoßkörpers auf Stahlbeton beschreibt, hängt vor allem von der verwendeten Eindringtiefe ab. Liegen experimentelle Daten vor, können diese Werte verwendet werden (Kurven gekennzeichnet mit *Analytisch 1*). Zur Vorhersage und Dimensionierung von Bauteilen und Strukturen muss die Eindringtiefe x_c allerdings vorhergesagt werden. Dazu stehen die in Kapitel 6.2 beschrieben und weiterentwickelten Ansätze u. a. nach Gleichung (6.35) zur Verfügung (Kurven gekennzeichnet mit *Analytisch 2*).

Tabelle 7.2: Vergleich der Eindringtiefe ausgewählter TUD Versuche

Vers.	Eindringtiefe x_c in mm			Eindringtiefe x_e in mm	
	Analytisch 1	Simulation	Analytisch 2	Simulation	Analytisch 2
	Experimentelle Eindringtiefe		mit Gleichung (6.35)		mit Gleichung (6.37)
PL140	12	10	12	-	-
PL141	20	17	20	-	-
PL142	16	15	16	-	-
PL143	8	7	8	-	-
PL144	22	18	22	-	-
PL120	16	10	10	38	22
PL122	30	12	15	52	26

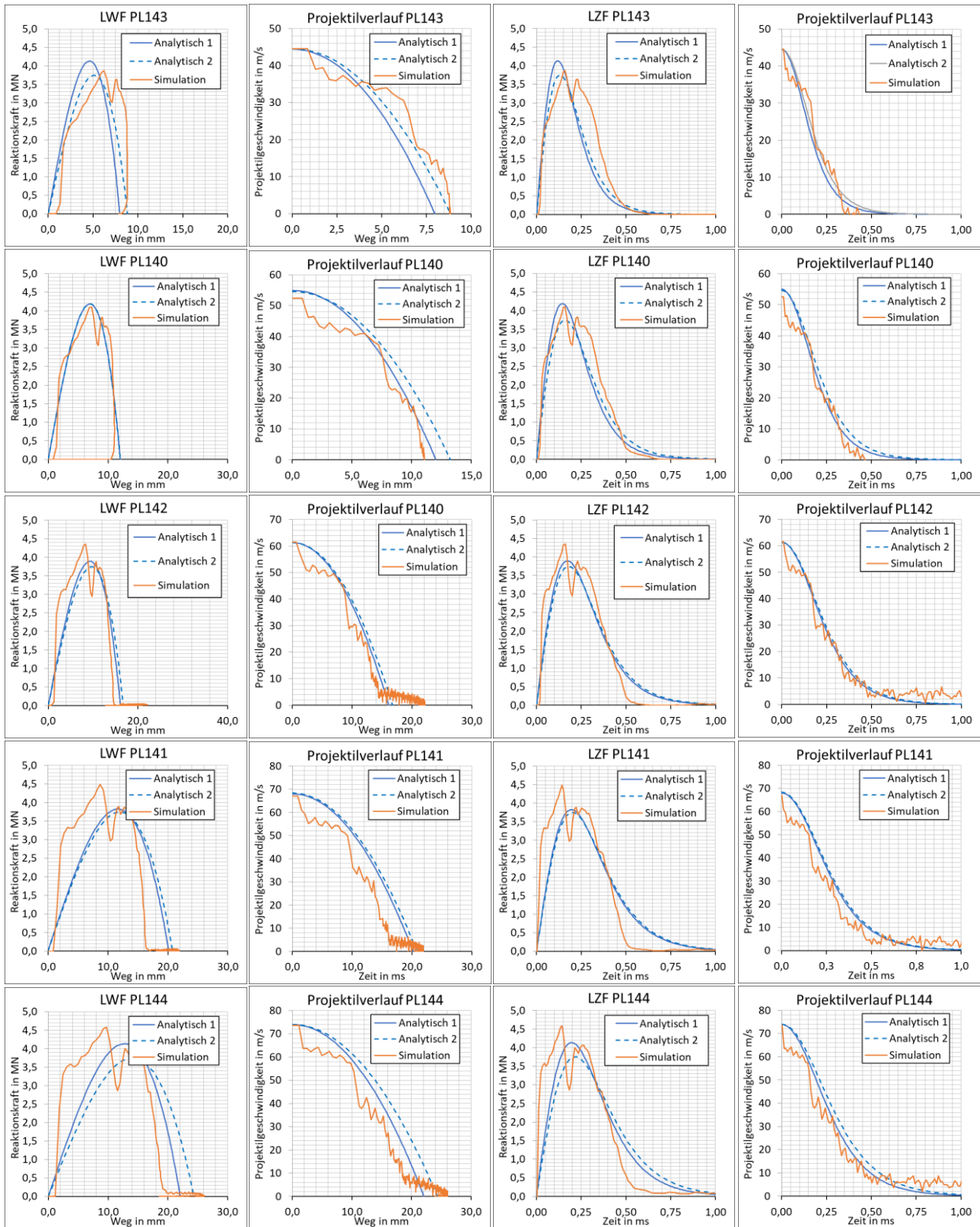


Abbildung 7.11: Vergleich der Kraftwechselwirkung von Projektil und Bauteil zwischen Simulationsergebnissen und analytischem Ansatz nach Gleichung (7.31) bis (7.36)

Die in Tabelle 7.2 in rot aufgelisteten Versuche wurden in die Kategorie starke Schädigung eingeordnet, sodass hier der Ansatz nach Gleichung (7.38) eingesetzt wird. Auch hier ist von entscheidender Bedeutung wie gut die Eindringtiefe x_c und x_e prognostiziert werden. In Abbildung 7.12 sind mehrere Kurven dargestellt. Die mit „Simulation“ bezeichneten Kurven basieren auf den

zuvor durchgeführten numerischen Berechnungen. Für die Kurven „Analytisch 1“ bis „Analytisch 3“ gelten die folgenden Definitionen der jeweiligen Eindringtiefen:

Kurven	x_c ermittelt durch:	x_e ermittelt durch:
Analytisch 1	Gleichung (6.35)	experimentell
Analytisch 2	Gleichung (6.35)	Gleichung (6.37)
Analytisch 3	aus Simulation	aus Simulation

Abbildung 7.12 und Abbildung 7.13 zeigen, dass erwartungsgemäß die Kurven von Analytisch 3 am besten zu den Simulationsergebnissen passen. Aus Tabelle 7.2 wird jedoch auch deutlich, dass die endgültigen Eindringtiefen der Simulation die experimentellen Werte überschätzen und der Kraftverlauf folglich flacher und gestreckter verläuft, als es in den Experimenten zu erwarten ist. Dies bestätigen die Verläufe Analytisch 1 und 2.

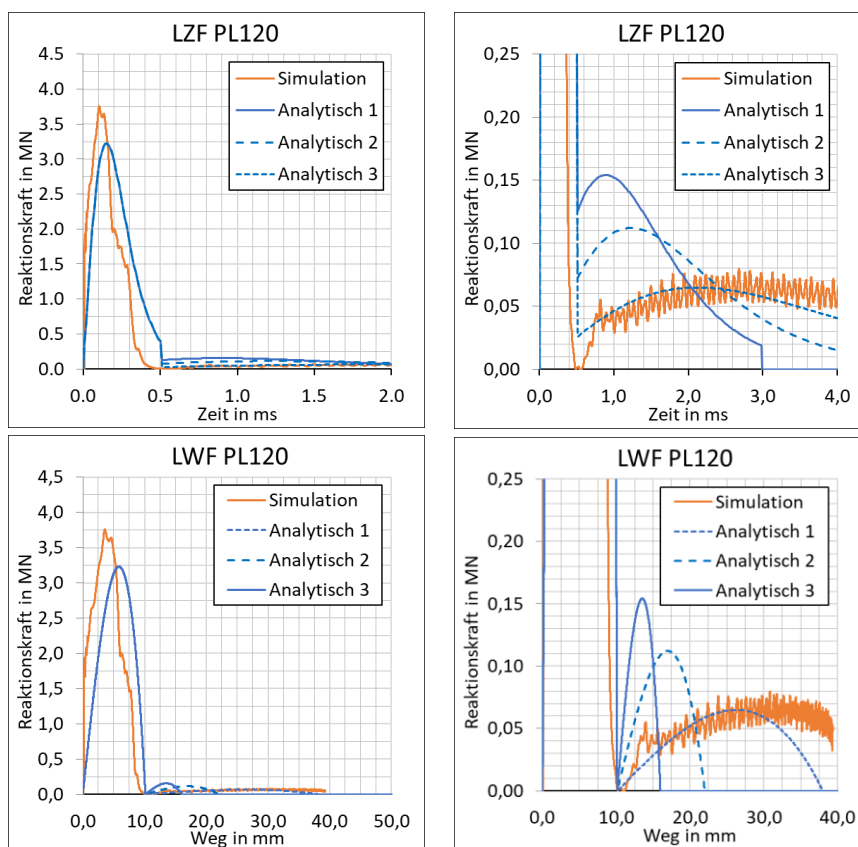


Abbildung 7.12: Vergleich der Kraftwechselwirkung von Projektil und Bauteil zwischen Simulationsergebnissen und analytischem Ansatz nach Gleichung (7.38) des Versuchs PL120

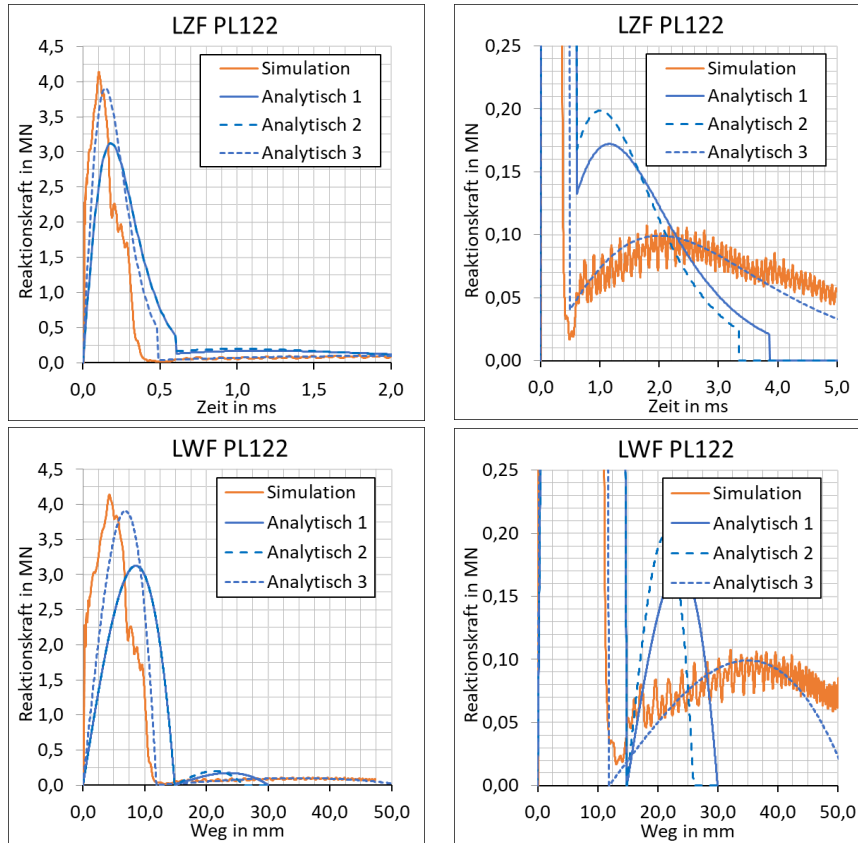


Abbildung 7.13: Vergleich der Kraftwechselwirkung von Projektil und Bauteil zwischen Simulationsergebnissen und analytischem Ansatz nach Gleichung (7.38) des Versuchs PL122

7.2.2 Globales Verformungsverhalten – Feder R_1

Die Berechnungsvorschriften für Feder R_1 nach Schlüter [22] beziehen sich auf eine gelenkig gelagerte Kreisplatte mit konzentrierter Last. In der modifizierten Form werden die maximal aufnehmbare Last F_{pl} und zugehörige Verschiebung w_0 in Abhängigkeit des statischen Systems und dessen Randbedingungen bestimmt. Tabelle 7.3 gibt die Federkennwerte ein- sowie zweiachsig gelenkig gelagerter Platten und für Platten mit Eckpunktlagerung. Die Grundlagen dieser Kennwerte werden in [1] und [56] aufbereitet.

Tabelle 7.3: Globale Federkennwerte variierender Randbedingungen

Parameter	Kreisplatte (gelenkig)	Zweiachsig (gelenkig)	Einachsig (gelenkig)	Eckpunkt
K	F_{pl}/w_0	$\frac{86,2 \cdot K_{II} \cdot b}{l^2}$	$\frac{48 \cdot K_{II} \cdot b}{l^3}$	$\frac{K_{II}}{0,0403 \cdot l^2}$
F_{pl}	$2 \cdot \pi \cdot m_{pl}$	$\frac{8 \cdot m_{pl} \cdot b}{l}$	$\frac{4 \cdot m_{pl} \cdot b}{l}$	$4 \cdot m_{pl}$
w_0	Nach Gleichung (6.8)	$\frac{F_{pl}}{K}$	$\frac{F_{pl}}{K}$	$\frac{F_{pl}}{K}$

7.2.3 Globales Verformungsverhalten – Mitwirkende Masse m_{eff}

Infolge des Impakts wird eine bestimmte Masse des getroffenen Bauteils angeregt bzw. aktiviert. Die Berechnung dieser effektiv mitwirkenden Masse m_{eff} hat einen signifikanten Einfluss auf die globale Antwort des Systems. Da die aktivierte Masse abhängig vom statischem System des

Bauteils und dessen Geometrie ist, sind die Berechnungsvorschriften nach Schlüter, insbesondere Gleichung (7.11) für abweichende Lagerungsarten nicht mehr gültig und sind dementsprechend anzupassen. Um die aktive Masse für idealisierte Systeme in der maßgebenden Mode zu bestimmen, wird vorausgesetzt, dass das idealisierte System zu jedem Zeitpunkt die gleiche kinetische Energie besitzt (s. Gleichung (7.41)). Dabei beschreibt $\phi(x, y)$ die Verschiebungsfigur bzw. Schwingfigur der Platte in der ersten Mode. Die äquivalente Masse einer Platte in dieser Mode kann dann, mit Koordinatenursprung in Plattenmitte, durch Gleichung (7.42) bis (7.44) bestimmt werden.

$$\frac{1}{2} \cdot m_{eff} \cdot v^2 = \int \frac{1}{2} \cdot m_{ges} \cdot (v \cdot \phi(x, y))^2 dx \quad (7.41)$$

$$m_{eff} = \int m_{ges} \cdot \phi(x, y)^2 dx \quad (7.42)$$

$$m_{eff} = \int_{-l_{x,ges}/2}^{l_{x,ges}/2} \int_{-l_{y,ges}/2}^{l_{y,ges}/2} \rho_{System} \cdot t_d \cdot (\phi(x, y))^2 dy dx \quad (7.43)$$

$$K_M = \frac{m_{eff}}{m_{ges}} \quad (7.44)$$

Für ausgewählte Lagerungsarten bei Plattentragwerken schlägt Biggs [54] die Massefaktoren nach Tabelle 7.4 vor.

Tabelle 7.4: Massefaktoren nach Biggs [54]

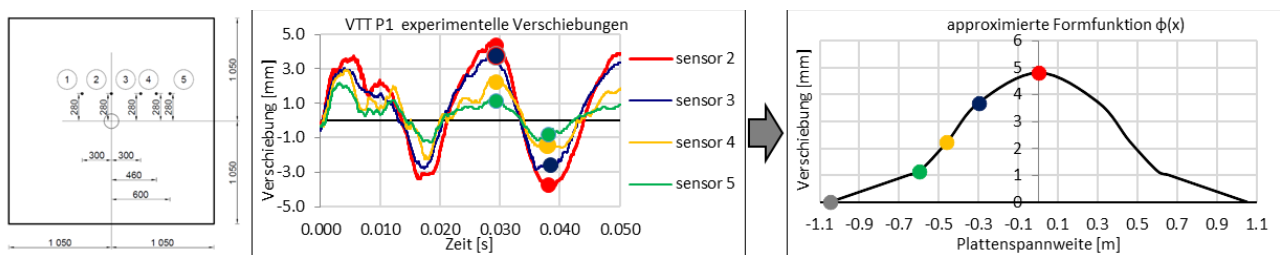
Lagerung der Platte	$K_M [-]$ elastisch plastisch L_x/L_y		
	0,6	0,8	1,0
vierseitig eingespannt	0,29	0,25	0,21
	0,23	0,20	0,17
vierseitig gelenkig	0,39	0,35	0,31
	0,23	0,20	0,17
zweiseitig eingespannt	-	0,37	-
	-	0,33	-
eingespannt gelenkig	-	0,43	-
	-	0,33	-
zweiseitig gelenkig	-	0,49	-
	-	0,33	-

Die ETB-Richtlinie des sog. Ministerialblatt für das Land Nordrhein-Westfalen (kurz: MBL) gibt weitere Massefaktoren K_M und erweitert somit die Liste an möglichen Auflagerbedingungen (siehe Tabelle 7.5) [57].

Tabelle 7.5: Massefaktoren nach MBL [57]

Auflagerbedingungen	K_M
Balken auf zwei Stützen	0,50
Kragbalken	0,24
quadratische Platte mit Lagerung an den vier Eckpunkten	0,29
Rechteckige Platte mit vierseitiger Lagerung, Seitenverhältnis $1 \leq a/b \leq 3$	$0,2 \frac{6 - a/b}{5}$
Quadratische, vierseitig eingespannte Platte	0,12
Elementausschnitt, der auf seinen beiden gegenüberliegenden Seiten lagert	0,50
Elementausschnitt, der auskragt	0,24

Im Rahmen experimenteller Versuche werden in der Regel maßgebende Stellen der Platte mit Beschleunigungs- bzw. Verschiebungssensorik ausgestattet, sodass modale Informationen sowie das Schwingverhalten im Zeitbereich, vor und nach dem Stoß, gemonitort werden können. Mit den aufgezeichneten Verschiebungsdaten kann, wie in Abbildung 7.14 exemplarisch anhand eines VTT-Versuches gezeigt, eine Verschiebungsfigur der Platte $\phi(x, y)$ angenähert werden. Mit dieser Figur kann der Massefaktor K_M speziell für die Nachrechnung bestimmter Experimente nach Gleichung (7.41) bis (7.44) bestimmt werden.

Abbildung 7.14: Methode zur experimentellen Abschätzung von m_{eff}

7.2.4 Lokales Verformungsverhalten – Stanzkegelmasse M_2

Im klassischen CEB-Modell wird der infolge lokaler Schädigung entstehende Stanzkegel als rotationssymmetrischer Kegelstumpf mit festem Öffnungswinkel idealisiert. Die zugehörige Masse ergibt sich unter Annahme eines homogenen Betons direkt aus dem Volumen des idealisierten Kegelstumpfs.

Die untersuchten experimentellen Schadensbilder des VTT sowie der TUD haben jedoch gezeigt, dass die Form der Schubbruchzone in Abhängigkeit verschiedener Parameter stark variieren kann. Die Annahme einer linearen Schubbruchzone führt zu einer deutlichen Überschätzung der lokalen Ausbruchsmasse. Aus diesem Grund soll mithilfe eines exponentiellen Ansatzes die Form der Schubbruchzone durch einen auf den Versuch anpassbaren Formgebungsfaktor β beschrieben werden können. Dazu wird die Eindringtiefe des Projektils in die Zielstruktur benötigt, welche entweder aus den Versuchsdaten entnommen oder mithilfe einer empirischen Formel abgeschätzt werden kann.

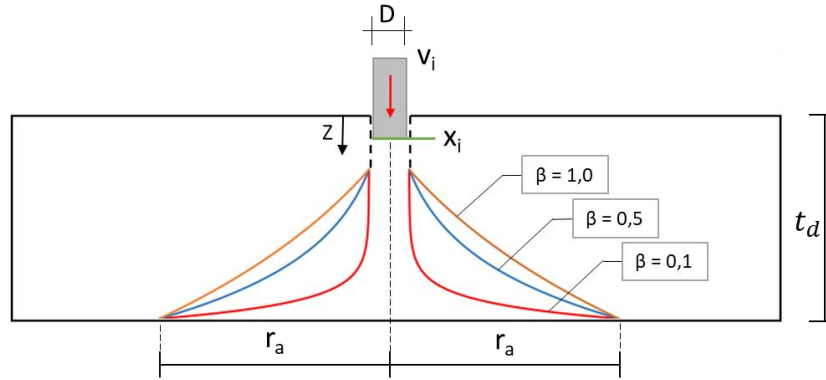


Abbildung 7.15: Schematische Darstellung der lokalen Schubbruchzone

$$s_f(z) = t_d \cdot \left(c \cdot e^{\left(\frac{1}{\beta}\right) \cdot \left(\frac{x_i}{t_d}\right)} - b \right) \quad (7.45)$$

Damit die Form der Schubbruchzone nach Gleichung (7.45) ermittelt werden kann, müssen zunächst Randbedingungen der Funktion am Ende der Tunnelphase des Projektils x_c sowie an der Rückseite der Stahlbetonplatte t_d nach Gleichung (7.46) und (7.47) bestimmt werden.

$$s_f(x_c) = 0,5 \cdot D \quad (7.46)$$

$$s_f(t_d) = r_a \quad (7.47)$$

Sofern der Winkel α oder der rückseitige Stanzkegelbereich unbekannt sind, bietet der Ansatz nach Gleichung (7.48) und (7.49) die Möglichkeit, diese abzuschätzen. Der Ansatz basiert auf umfangreichen Auswertungen von Versuchsergebnissen klein-, mittel- und großskaliger, weicher sowie harter Impaktversuche, die hinsichtlich des Schubbruchwinkels ausgewertet wurden. α_{OK} beschreibt dabei den Winkel bezogen auf den unteren Stanzkegelradius und der vollständigen Plattendicke t_d bis zur Plattenoberkante. Die Abhängigkeit des Winkels von der Aufprallgeschwindigkeit des Projektils soll mit Gleichung (7.49) mithilfe der Berücksichtigung der Eindringtiefe erfolgen. Erwartungsgemäß nimmt mit steigender Aufprallgeschwindigkeit die Eindringtiefe zu, wodurch der Winkel α_{x_c} flacher wird. In diesem Ansatz bleiben Versuche mit sehr hohen Aufprallgeschwindigkeiten unberücksichtigt, bei denen das Projektil nahezu senkrecht das Bauteil perforiert. Tabelle 7.6 zeigt die Versuche, deren Sägeschnitte zur Bildung dieses Ansatzes ausgewertet wurden. Eine tabellarische Übersicht der Winkelauswertung der einzelnen Versuche kann Anhang A.5 entnommen werden.

$$\alpha_{OK} = 29,50 \cdot t_d + 24,00 \quad (7.48)$$

$$\alpha_{x_c} = 29,50 \cdot (t_d - x_c) + 24,00 \quad (7.49)$$

Tabelle 7.6: Überblick der zur Berechnung des Stanzwinkels verwendeter Versuche [2; 37; 53; 56; 58]

Versuchsreihe	Versuchsanzahl	Geschwindigkeitsbereich	Massenbereich	Plattendicken	Ø Projektil
TUD Ph. 1C	71	25 – 75 m/s	5,4 – 21,7 kg	0,1 – 0,3 m	6,6 – 10 cm
VTT	11	100 – 150 m/s	≈ 50 kg	0,25 – 0,35 m	16,8 cm
Meppen II	11	195 – 250 m/s	≈ 1000kg	0,5 – 0,9 m	60 cm

Der Parameter β kann als Formparameter verstanden werden. Abbildung 7.15 visualisiert den Einfluss des Parameters qualitativ. Im Hinblick auf die Versuche in Abbildung 7.16 und Abbildung 7.17 zeigt ein Wert von $\beta = 0,3$ eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den experimentellen Bruchformen. Mithilfe der rotationssymmetrischen Integration und der Materialdichte ρ kann die Ausbruchsmasse $M_B \approx M_2$ berechnet werden.

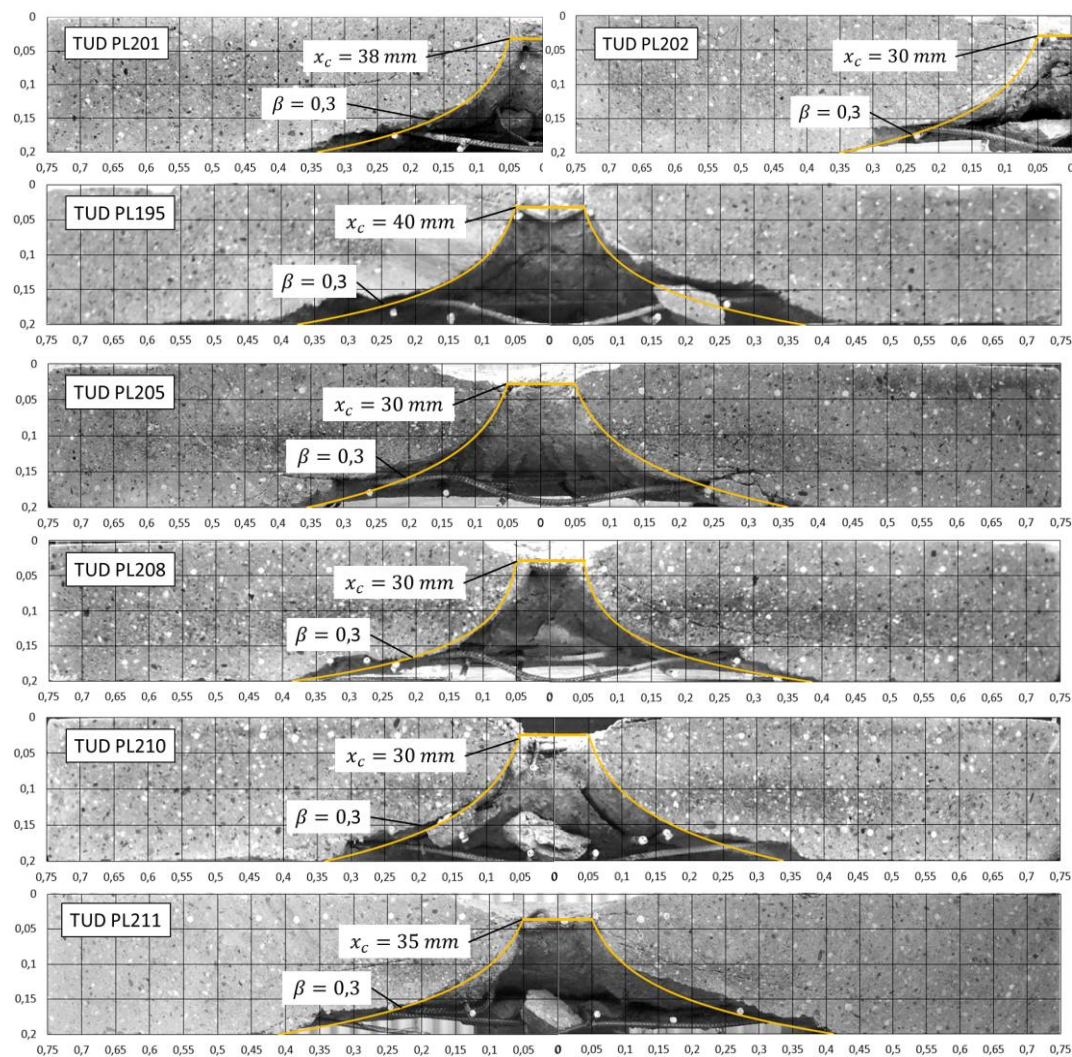


Abbildung 7.16: Vergleich der optimierten Schubbruchfunktion mit experimentellen Sägeschnitten [37]

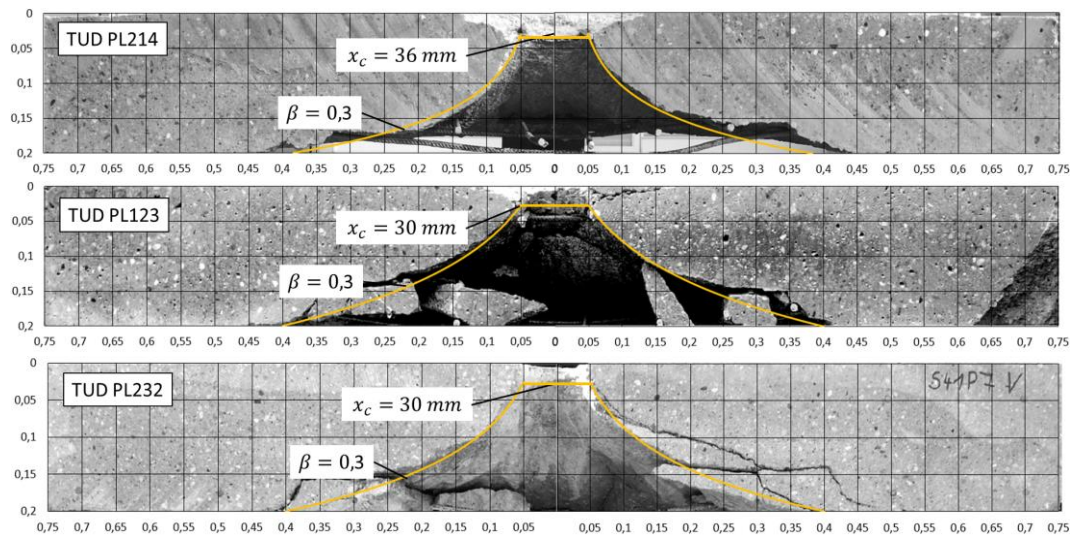


Abbildung 7.17: Vergleich der optimierten Schubbruchfunktion mit experimentellen Sägeschnitten [37]

Der Vergleich zwischen den ermittelten Massen M_2 auf Grundlage der ausgemessenen Kennwerte in Tabelle 7.7 und der dokumentierten Kegelmassen $M_{2,exp}$ zeigt sehr gute Übereinstimmungen. Bis auf wenige Ausnahmen liegen die Abweichungen deutlich unter 10 %.

Tabelle 7.8 vergleicht die dokumentierten Werte $M_{2,exp}$ mit den auf Basis dieses Kapitels ermittelten Massen M_2 , die sich als eine gute Prognose eignen. Im Vergleich zu den dokumentierten Werten $M_{2,exp}$ sind diese erwartungsgemäß größer. Jedoch sind diese Abweichungen unbedingt in Relation zur ursprünglichen Methode eines linearen Kegelstumpfes $M_{2,linear}$ (rot markiert) zu sehen. Diese überschätzt die experimentellen Massen $M_{2,exp}$ deutlich um den Faktor 2 bis 2,8. In den vorliegenden Versuchen stellt die Einführung der Formfunktion nach Gleichung (7.45) somit eine wesentliche Verbesserung gegenüber der linearen Kegelform dar.

Tabelle 7.7: Vergleich zwischen berechneten (basierend auf Sägeschnitten) und experimentell gemessenen Stanzkegelmassen M_2

Versuch	t_d	v_{imp}	x_c aus Experiment	r_a aus Experiment	M_2	$M_{2,exp}$	$M_{2,linear}$	Abweichung zw. M_2 und $M_{2,exp}$
	m	m/s	mm	m	kg	kg	kg	kg (%)
TUD PL 131	0,10	26,10	27	0,28	12,4	11,8	15,8	0,6 (5,2)
TUD PL 130		33,40	30	0,28	11,8	12,0	15,7	0,3 (2,10)
TUD PL 123		61,40	30	0,42	48,7	30,2	80	18,5 (61,8)
TUD PL 201	0,20	61,76	38	0,34	27,8	24,3	51,6	3,5 (14,1)
TUD PL 202		53,9	30	0,35	30,6	27,2	57,1	2,7 (9,9)
TUD PL 195		60,03	40	0,38	36,8	28,7	68,8	8,1 (28,1)
TUD PL 205		61,3	30	0,36	33,7	33,8	63,2	0,1 (0,33)
TUD PL 208		61,15	30	0,39	34,6	34,1	68,1	0,46 (1,3)
TUD PL 210		53,30	30	0,34	28,2	25,8	53,5	2,4 (9,2)
TUD PL 211		61,50	35	0,41	39,7	41,2	74,3	1,5 (3,7)
TUD PL 214		61,90	36	0,38	34,7	39,2	64,1	4,5 (11,5)
TUD PL 232		51,50	26	0,4	38,9	40,5	74,8	1,7 (4,3)

Tabelle 7.8: Vergleich zwischen berechneten (basierend auf Gl. (7.48) und (7.49)) und experimentell gemessenen Stanzkegelmassen M_2

Versuch	t_d	v_{imp}	x_c	r_a	M_2	$M_{2,exp}$	$M_{2,linear}$	Abweichung zw. M_2 und $M_{2,exp}$
	m	m/s	mm	m	kg	kg	kg	kg (%)
TUD PL 131	0,10	26,10	3	0,24	11,3	11,8	16,7	0,5 (4,4)
TUD PL 130		33,40	5	0,24	10,7	12,0	15,9	1,3 (11,1)
TUD PL 123	0,20	61,40	17	0,38	41,7	30,2	69,7	11,5 (38,0)
TUD PL 201		61,76	18	0,37	34,7	24,3	68,9	10,4 (42,6)
TUD PL 202		53,9	14	0,38	35,2	27,2	72,3	8,0 (29,3)
TUD PL 195		60,03	17	0,38	34,7	28,7	69,7	6,0 (20,9)
TUD PL 205		61,3	18	0,37	34,7	33,8	68,9	0,9 (2,7)
TUD PL 208		61,15	18	0,37	29,2	34,1	68,9	4,9 (14,4)
TUD PL 210		53,30	15	0,38	34,9	25,8	71,5	9,1 (35,2)
TUD PL 211		61,50	19	0,37	34,8	41,2	68,0	6,4 (15,6)
TUD PL 214		61,90	20	0,37	35,8	39,2	67,2	3,6 (8,8)
TUD PL 232		51,50	14	0,38	36,3	40,5	72,3	4,2 (10,4)

7.2.5 Lokales Verformungsverhalten – Biegebewehrung

Die Berechnung des Widerstandes der Längsbewehrung wird grundlegend wie nach Schlüter [22] in Form eines Rotationsparaboloids vorgenommen. Abweichend erfolgt die Bestimmung der unteren Seillänge l_u . Diese ist gleichzusetzen mit dem Durchmesser des unteren Ausbruchsradius r_a in Höhe der unteren Bewehrungslage. Hierfür wird die Schubbruchfunktion $s_f(z)$ an der Stelle der statische Höhe h d. h. $s_f(z = h)$ ausgewertet (siehe Abbildung 7.18 und Gleichung (7.50)).

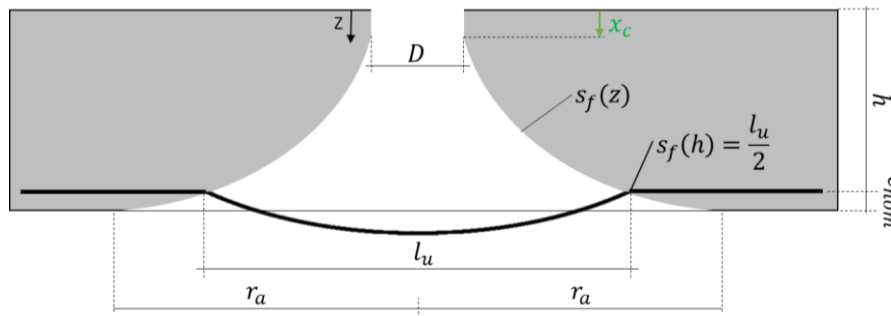


Abbildung 7.18: Schematische Darstellung zur Erfassung der Membranwirkung der Biegebewehrung

$$l_u = s_f(z = h) \cdot 2 \quad (7.50)$$

7.2.6 Lokales Verformungsverhalten – Betonfeder

Infolge der modifizierten Berechnung der Schubbruchzone im vorangegangenen Kapitel 7.2.4 wird der berechnete Bruchkegelradius r_a berücksichtigt. Da ausschließlich die Wirkung des Betons berücksichtigt werden soll, wird nicht der vollständige Radius r_a , sondern der um die Lage der Biegebewehrung reduzierte Anteil $\frac{l_u}{2}$ nach Gleichung (7.50) und Abbildung 7.18 verwendet.

$$R_c^u = \left[\left(\frac{l_u}{2} \right)^2 - \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right] \cdot \pi \cdot f_{ct} \quad (7.51)$$

7.3 Sensitivitätsuntersuchungen

Bereits die Arbeiten von Schlüter zur Entwicklung des CEB-Modells [22] zeigen, dass bestimmte Modellparameter einen erheblichen Einfluss auf die Berechnungsergebnisse haben, während andere als vergleichsweise unempfindlich einzustufen sind. Auch die im vorhergehenden Kapitel 7.2 vorgestellten Modifikationen des CEB-Modells für den harten Impakt verdeutlichen, dass insbesondere die Auswahl und Definition wesentlicher Eingangsgrößen einen maßgeblichen Einfluss auf die Modellantwort hat. Zu diesen sensiblen Parametern zählen insbesondere:

- Dämpfungsmaße ξ_2 und ξ_3
- Schubbruchform mit den Parametern β und α
- Mitwirkende Masse m_{eff} bzw. K_M während des Stoßvorgangs.

Zur Bewertung der Prognosegüte des modifizierten Modells sowie zur Identifikation potenzieller Weiterentwicklungsmöglichkeiten werden im Folgenden systematische Parametervariationen durchgeführt. Diese Analysen erfolgen exemplarisch an zwei unterschiedlichen Plattengeometrien, deren charakteristische Eigenschaften in Tabelle 7.9 zusammengefasst sind. Die quadratische Platte 1 ist zweiseitig gelenkig gelagert, während Platte 2 eine 4-Punkt Ecklagerung aufweist. Beide Platten werden mit definierten Last-Zeit-Funktionen (LZF) belastet, welche als Eingangsdaten für die analytischen Berechnungen dienen (siehe Abbildung 7.19).

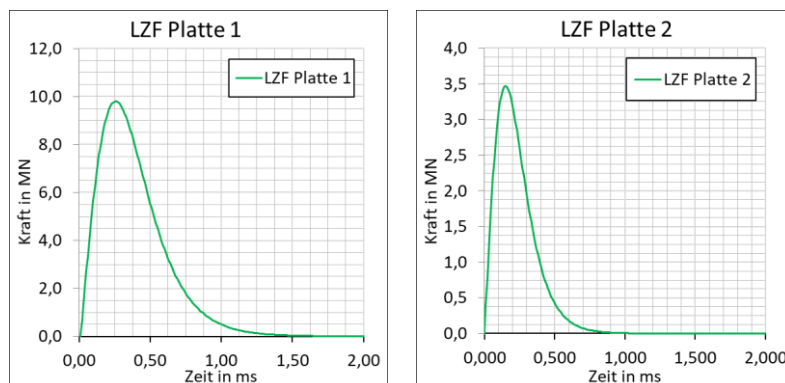


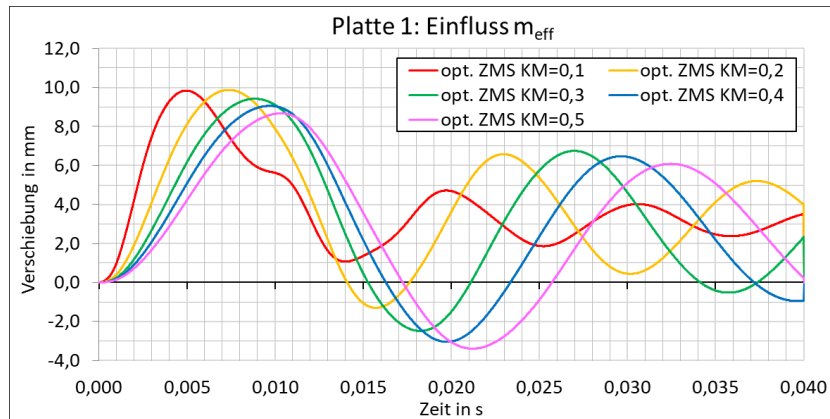
Abbildung 7.19: LZF der Platten 1 und 2

Tabelle 7.9: Platteneigenschaften zur Untersuchung der effektiven Masse m_{eff}

	ρ	E_c	f_c	f_t	f_y	f_u	ε_y	ε_u	L_{PL}	a_s	ξ_1	ξ_2	ξ_3	α	K_M	β
	t/m ³	GPa	N/mm ²				%	%	m	cm ² /m	%	%	%	°	-	-
Platte 1	2,5	30	60	3,5	500	525	0,2	8	2,1	8,7	7	0,2	0,05	30,3	0,30	0,4
Platte 2	2,5	30	60	3,5	500	525	0,2	8	1,25	5,03	10	0,2	0,05	29,6	0,29	0,3

7.3.1 Einfluss der Masse m_{eff}

Der Einfluss der durch den Stoß aktivierten Masse auf das globale Schwingungsverhalten wird exemplarisch an Platte 1 untersucht. In Abbildung 7.20 ist die Verschiebungskomponente w_1 in Abhängigkeit des eingesetzten Massefaktors K_M dargestellt. Es zeigt sich erwartungsgemäß ein signifikanter Einfluss auf die Eigenfrequenz der Plattenbiegeschwingung: Mit zunehmendem Massefaktor sinkt die Schwingfrequenz der Platte deutlich ab. Die resultierenden Amplituden des Verschiebungsverlaufs bleiben hingegen weitgehend unbeeinflusst.

Abbildung 7.20: Variation der Massefaktoren K_M für die Plattengeometrie

Platte 1 wird stark belastet, sodass hier bei kleiner beteiligter Masse ein weiterer Effekt beobachtet werden kann. Bei der Reduzierung des Massefaktors auf $K_M = 0,1$ ist ein Systemwechsel an der zusätzlichen plastischen Verformung zu erkennen. Die Reduzierung führt zum Schadensmodus Perforation.

7.3.2 Einfluss des Stanzwinkels α

Der Winkel α wird wie in Kapitel 7.2.4 beschrieben zur Berechnung der Randpunkte der Schubbruchfunktion genutzt. Beeinflusst werden hierdurch der untere Ausbruchsradius r_a und folglich die Kegelmasse M_2 . Abbildung 7.21 zeigt die Abhängigkeit der maximalen Stanzkegelverschiebung von der Wahl des Stanzwinkels anhand der Platte 1. Zusätzlich werden diese in Abhängigkeit von variierenden Dämpfungsmaßen ξ_2 berechnet. Es wird deutlich, dass die Schadensklasse besonders stark in den Übergangsbereichen durch die Stanzwinkelwahl beeinflusst wird. Dort ist an den sprunghaften Anstiegen der Verschiebung u ein Wechsel der Schadensklasse erkennbar. Exemplarisch ist für die Kurve mit einer Dämpfung $\xi_2 = 0,2 \%$ bei $\alpha = 14^\circ$ ein erster Sprung zu erkennen, was auf das Versagen der Betonfeder hinweist. Eine zweite sprunghafte Zunahme findet bei einem Winkel von 30° statt. Dieser ist mit dem Brechen der rückseitigen Bewehrung zu assoziieren und entspricht folglich einer Perforation.

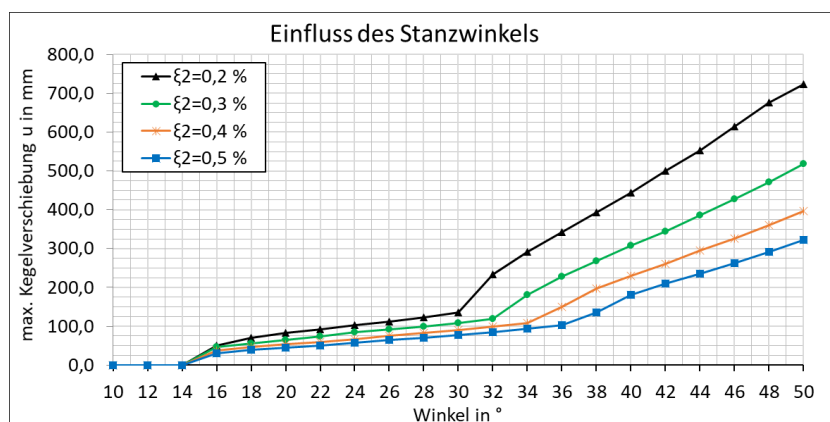


Abbildung 7.21: Einfluss des Stanzwinkels auf die Stanzkegelverschiebung der Platte 1

7.3.3 Einfluss des Formgebungsfaktors β

Zur Bestimmung der Formfunktion der Schubbruchzone ist der Formgebungsfaktor β als Eingangsparameter zu wählen. Da β direkt die Größe der Masse M_2 beeinflusst, soll dessen Sensibilität untersucht werden. Die Auswertungen der Sägeschnitte der im Rahmen dieser Arbeit untersuchten TUD- und VTT-Versuche lieferten robuste Übereinstimmungen für β -Werte zwischen 0,3 und 0,4 (vgl. Anhang A.5). Um dennoch den Einfluss auf das globale sowie lokale Verschiebungsverhalten des modifizierten ZMS zu verdeutlichen, gibt Abbildung 7.22 eine Parametervariation des Formbeiwertes β anhand der Platte 2 an. Es wird deutlich, dass mit einer Erhöhung des Wertes β die Stanzkegelmasse zunimmt, bis sie bei der linearen Betrachtung ihr Maximum erreicht. Eine größere Masse M_2 beeinflusst nach Gleichung (7.26) und (7.27) die Dämpfungskonstanten c_2 und c_3 und führt folglich zu einer Reduzierung der Stanzkegelverschiebung.

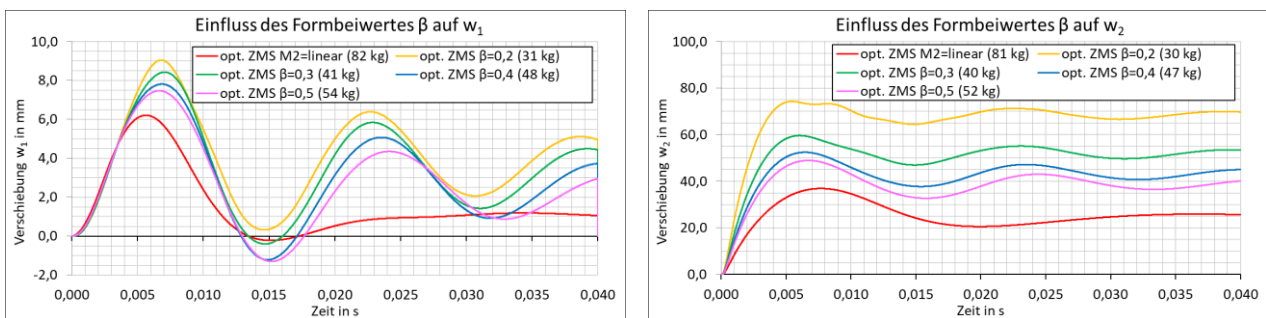


Abbildung 7.22: Einfluss des Formgebungsfaktors β

7.3.4 Einfluss der Dämpfung ξ_2 und ξ_3

Die Annahme der Dämpfung des Stanzkegels ξ_3 sowie zwischen den beiden Massen ξ_2 , stellt aufgrund fehlender experimenteller Verifikationsmöglichkeiten eine wesentliche Schwierigkeit dar. Daher soll zunächst deren Einfluss anhand der Platte 2 mittels einer Wertevariation dargestellt werden. Bereits an der Winkelvariation in Abbildung 7.21 wird der Einfluss auf die lokale Schädigung, konkret der Kegelverschiebung deutlich. Erwartungsgemäß reduziert sich die Verschiebungen w_2 mit zunehmender Dämpfung ξ_2 . Zusätzlich beschreibt Abbildung 7.23 und Abbildung 7.24 anhand der Platte 2 den Einfluss auf das zeitliche Verschiebungsverhalten beider Dämpfungswerte getrennt für w_1 und w_2 .

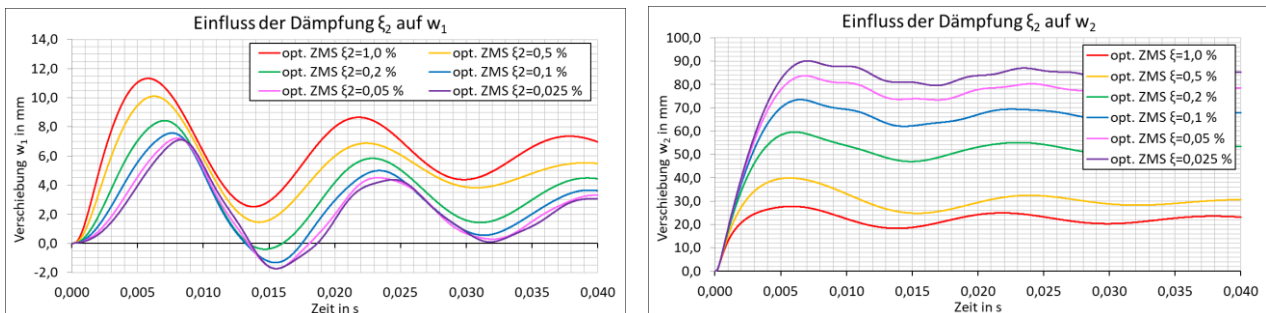


Abbildung 7.23: Einfluss der Stanzkegeldämpfung ξ_2

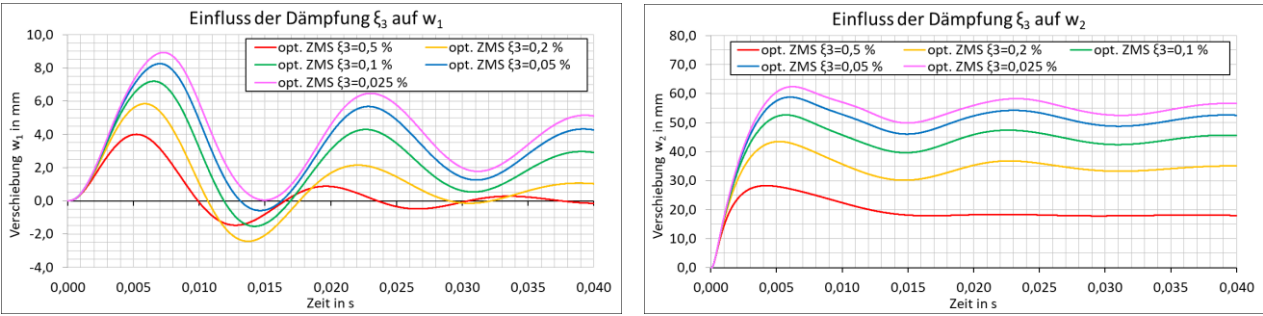


Abbildung 7.24: Einfluss der Stanzkegeldämpfung ξ_3

8 Validierung und Anwendung

In diesem Kapitel sollen ausgewählte Aufprallversuche mit harten Projektilen die Prognosefähigkeit des modifizierten Ingenieurmodells bestätigen. Tabelle 8.1 gibt einen Überblick über die wesentlichen Eigenschaften ausgewählter Aufprallversuche.

Tabelle 8.1: Ausgewählte Versuche zur Auswertung des modifizierten ZMS für den harten Stoß

Test	Projektil			Platte					Lagerung
	∅	Masse	Geschw.	Abmessungen	Beton- festigkeit	Bewehrung			
						Vorder.	Rück.	Quer	
	m	kg	m/s	m	N/mm²	cm²/m	cm²/m	cm²/m²	
TUD	Zugehörige Literatur: [59]								
PL124	0,1	22,0	25,2	$L_{x,y} = 1,25$ $t_d = 0,20$	60,0	5,03	5,03	-	Eckpunkt
PL121			32,7			5,03	5,03		
PL120			44,6			5,03	5,03		
PL200			33,1			5,03	5,03	≈ 8,0	
VTT	Zugehörige Literatur: [56; 58]								
A1	0,168	49,0	100	$L_{x,y} = 2,10$ $t_d = 0,25$	60,0	8,7	8,7	-	Zweiachsig (gelenkig)
IRIS P1			138			8,7	8,7	-	
AT			103			8,7	8,7	140,0	

Im Folgenden werden die ausgewählten Experimente mit dem modifizierten Mehrmassenschwinger nachgerechnet und mit den experimentellen, über die Zeit gemessenen Verschiebungsdaten verglichen. Die außermittige Lage der Sensoren wird für die Auswertung der Biegeschwingungen (w_1) durch ein lineares Verschiebungsprofil berücksichtigt. Sofern nicht explizit in den Abbildungen erwähnt, befinden sich zugehörigen Federkennlinien im Anhang A.6.

Die TUD-Versuche PL124, PL121 und PL120 entstammen derselben Versuchsserie. Zum Vergleich wurden in den nachfolgenden Diagrammen numerische Simulationsergebnisse unter Verwendung des RHT-Materialmodells für den Beton überlagert dargestellt.

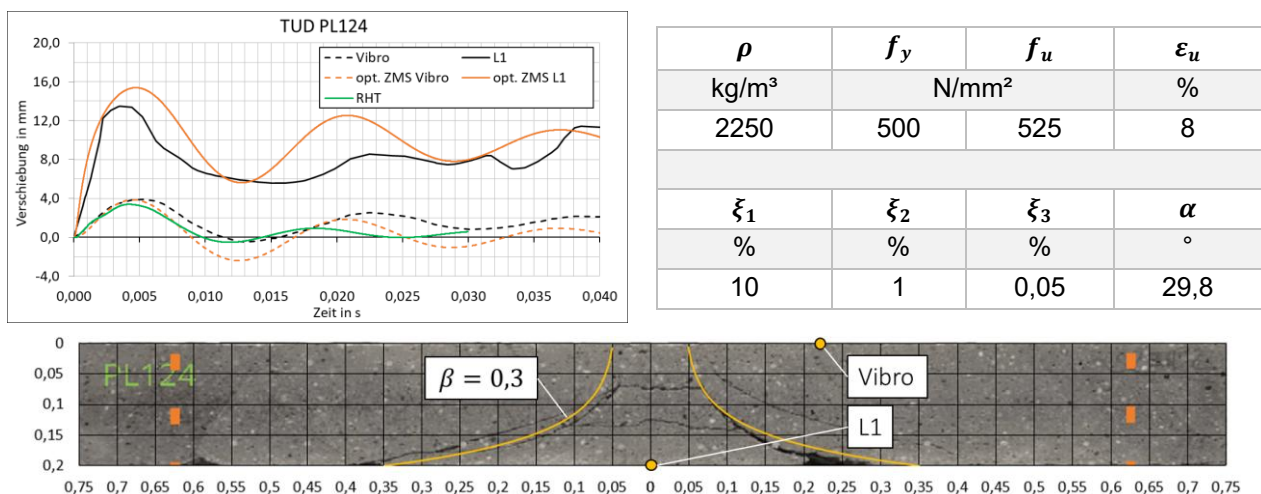


Abbildung 8.1: Nachrechnung des Versuchs PL124

In Abbildung 8.1 wird zunächst der Versuch mit der geringsten Stoßbelastung innerhalb der Versuchsreihe numerisch nachgerechnet. Der mittig auf der Plattenrückseite platzierte Sensor L1 wurde während des Versuchs nicht zerstört und konnte zur Auswertung der Stanzkegelverschiebung genutzt werden. Die Nachrechnung zeigt, dass die Schadensklasse sowie die zeitlichen

Verschiebungen zufriedenstellend wiedergegeben werden. Die aktivierte und somit mitwirkende Masse m_{eff} wird in der Referenzrechnung nach Kapitel 7.2.3 mit einem Massfaktor $K_M = 0,29$ ermittelt, sodass sich eine Schwingfrequenz von ca. 63 Hz ergibt und die experimentelle Schwingfrequenz leicht überschätzt.

Bei Versuch PL121 wurde die Aufprallgeschwindigkeit auf 33,7 m/s gesteigert, was im Experiment zu erhöhten lokalen Schädigungen führte. Sensor L1 lieferte hierbei keine verwertbaren Daten mehr. Abbildung 8.2 zeigt, dass sowohl die Amplituden als auch die Frequenz der globalen Biegeschwingung durch die modifizierten Ansätze sehr gut erfasst werden.

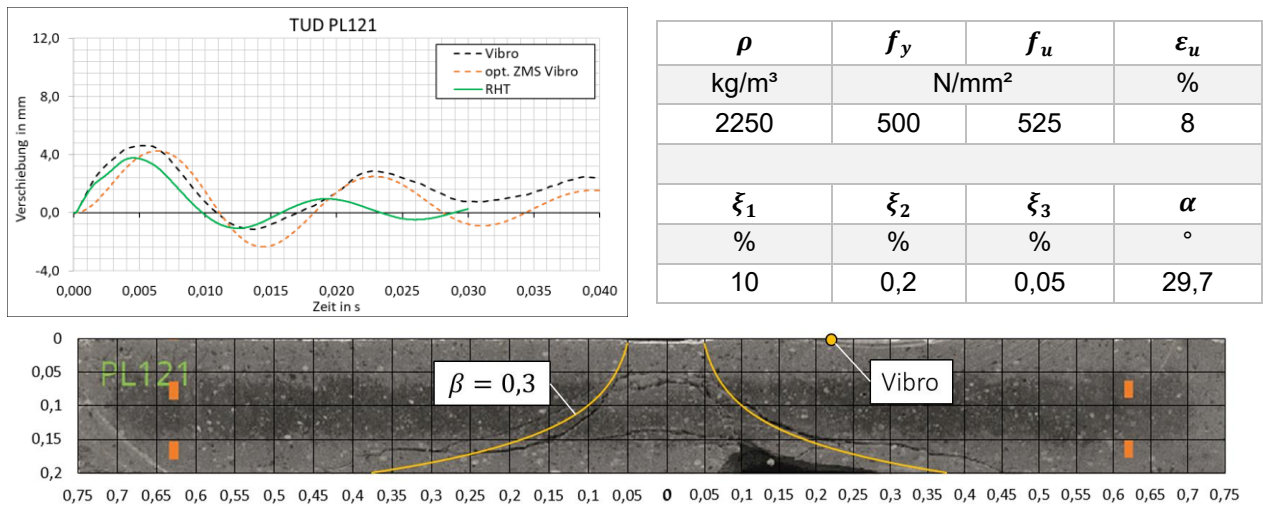


Abbildung 8.2: Nachrechnung des Versuchs PL121

Im Versuch PL120 (siehe Abbildung 8.3) wurde die Aufprallgeschwindigkeit weiter erhöht. Das Modell reagiert darauf mit einer ausgeprägteren globalen Schädigung, erkennbar an der dauerhaft verschobenen Nulllage der vertikalen Verschiebung, was auf ein Plastizieren der Federkennlinie R_1 hinweist. Im Versuch hingegen schwingt die Platte weiterhin um die Ausgangslage, wenn auch mit erwartungsgemäß größeren Amplituden. Wie bereits erläutert, stellen die Dämpfungsmaße ξ_2 und ξ_3 die einzigen undefinierten Systemparameter dar, sodass die Berechnungsergebnisse durch eine Variation der Parameter angepasst wurden.

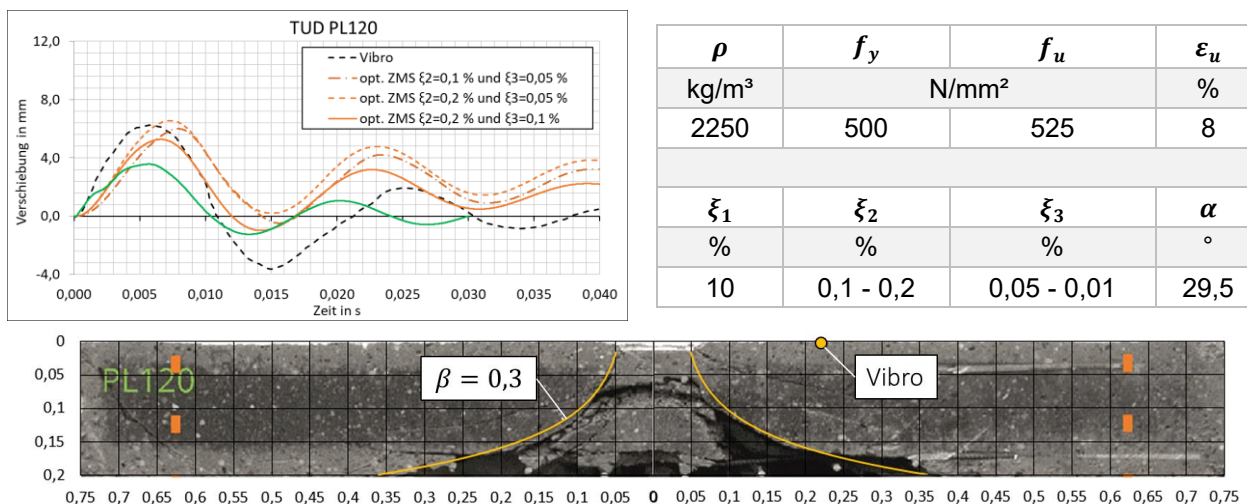


Abbildung 8.3: Nachrechnung des Versuchs PL120

Bei gleichen Versuchsbedingungen wie Versuch PL121 weist der Versuch PL197 eine zusätzliche

Bügelbewehrung auf. Trotz deutlich ausgeprägterem Scabbing konnte der rückseitig positionierte Sensor L1 verwertbare zeitliche Verschiebungsdaten erfassen. Abbildung 8.4 kann eine zufriedenstellende Übereinstimmung entnommen werden.

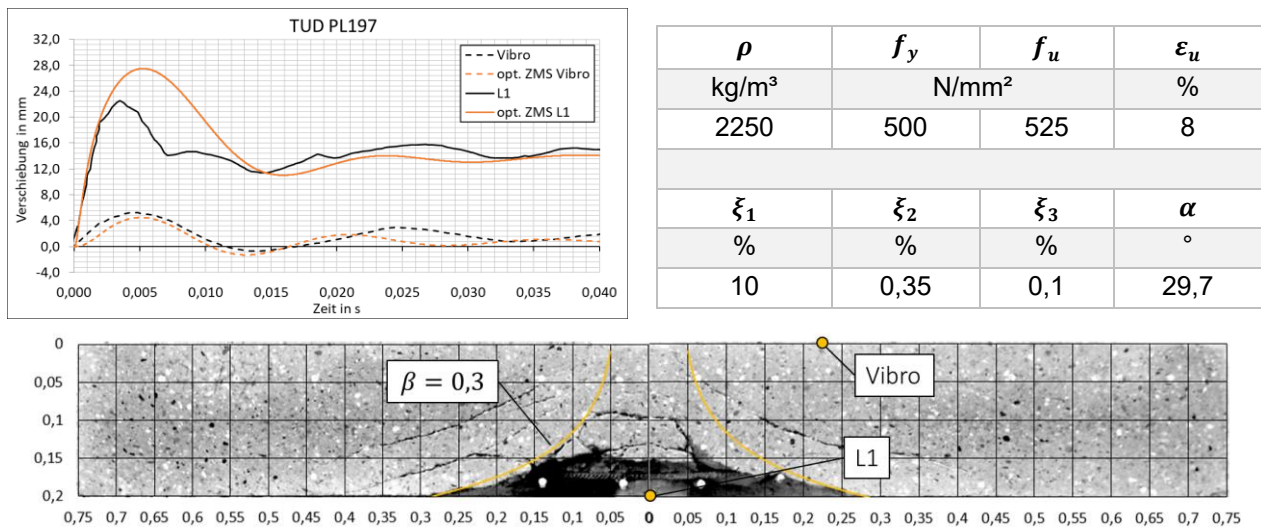


Abbildung 8.4: Nachrechnung des Versuchs PL197

Versuch VTT A1 gehört zur Reihe IMPACT I und erfährt starke Schädigungen infolge des Impakt mit ca. 100 m/s. Grundlegend werden die in Abbildung 8.5 dargestellten Biegeschwingungen des Sensors D1 (380 mm außermittig platziert) zufriedenstellend prognostiziert.

Zwar existieren keine zeitlichen Verschiebungsdaten des lokalen Bereichs, allerdings lassen die Schädigungen des Sägeschnitts und der rückseitigen Schädigungen in Verbindung mit der absoluten Eindringtiefe von ca. 12 cm die nachgerechnete Stanzkegelverschiebung in Abbildung 8.6 plausibel erscheinen. Daraus ergibt sich eine Stanzkegelverschiebung u im Bereich von 12 – 12,5 cm.

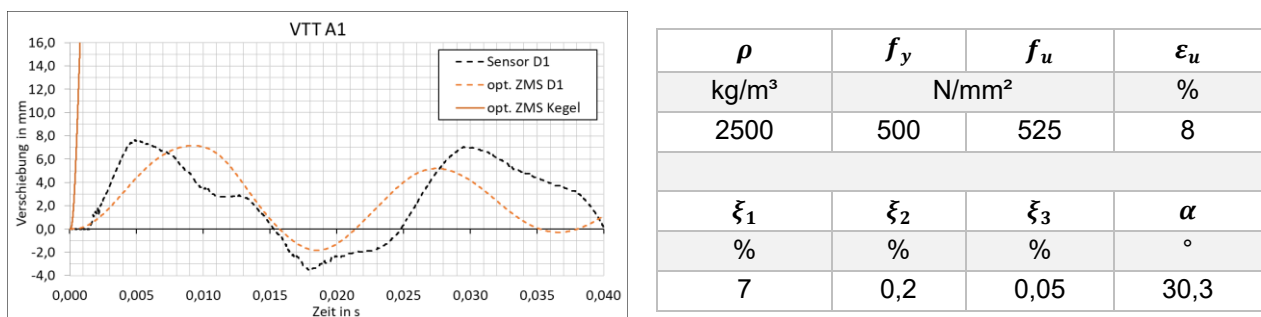


Abbildung 8.5: Nachrechnung des Versuchs VTT A1 Teil 1

Anhand der zugehörigen Federkennlinie der Biegebewehrung R_2 in Abbildung 8.6 wird deutlich, dass die rückseitige Bewehrung zwar stark plastiziert, allerdings noch nicht vollständig gerissen ist. Wird die Aufprallgeschwindigkeit jedoch um 5 m/s erhöht, ist die Bruchdehnung von 8 % erreicht und der Widerstand fällt nach einer Verschiebung u von 140 mm auf Null (siehe Abbildung 8.6 rechts unten). Damit ist der Massenschwinger in der Lage, den experimentell beobachteten Grenzzustand des VTT-Versuchs A1 unmittelbar vor Eintritt der Perforation realitätsnah abzubilden.

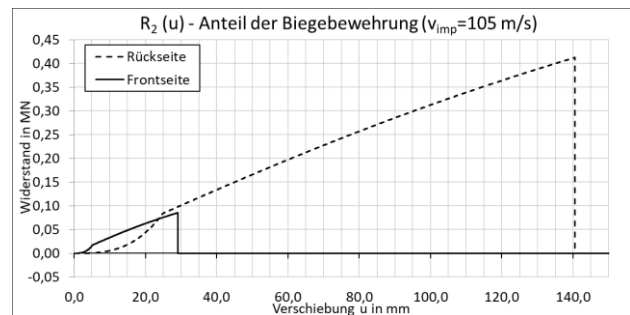
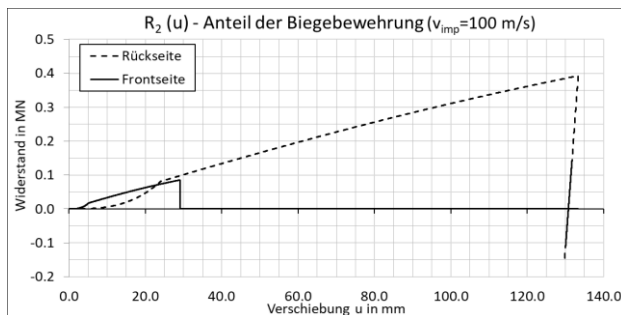
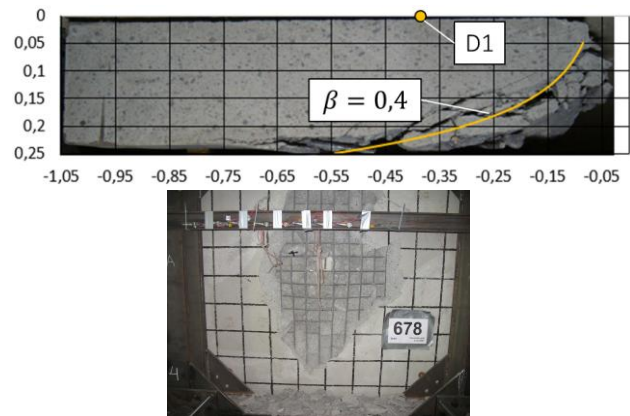
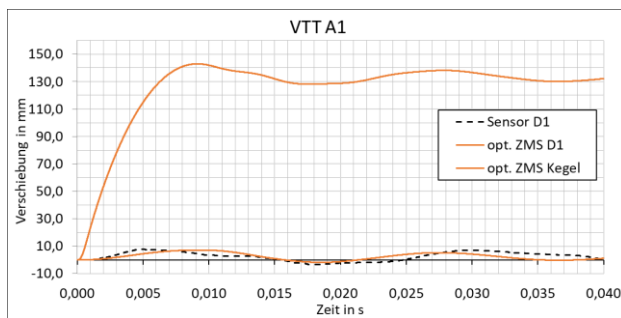
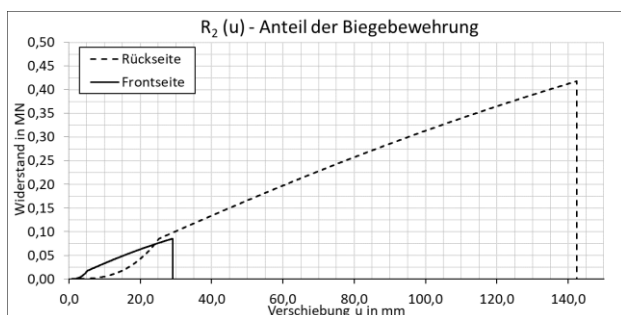
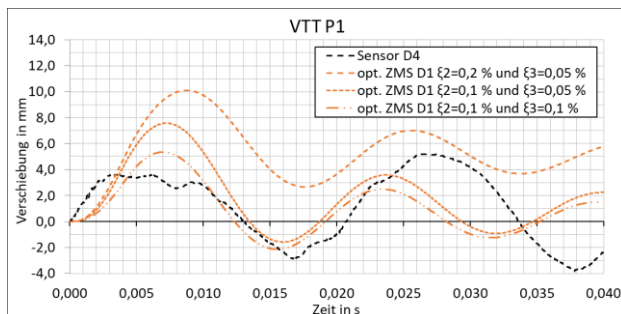


Abbildung 8.6: Nachrechnung des Versuchs VTT A1 Teil 2

Versuch VTT IRIS P1 führte durch die stark erhöhte Aufprallgeschwindigkeit zur Perforation der Platte. Auch das Modell zeigt diesen Schadensmodus, erkennbar an der abgeschlossenen Federkennlinie R_2 in Abbildung 8.7. Wie bereits bei den TUD-Versuchen beobachtet, plastiziert bei hoher Belastung die Feder R_1 , sodass die Biegeschwingung nicht mehr um die Nulllage erfolgt. Eine empirische Anpassung der Dämpfungsmaße ξ_2 und ξ_3 hat auch hier einen positiven Einfluss.



ρ	f_y	f_u	ϵ_u
kg/m ³	N/mm ²		%
2500	500	525	8
ξ_1	ξ_2	ξ_3	α
%	%	%	°
7	0,2	0,05	29,2

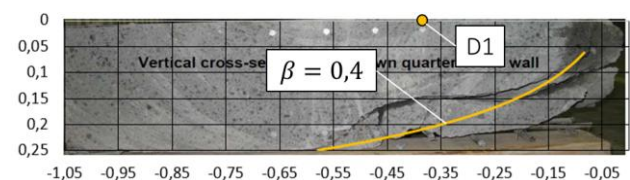
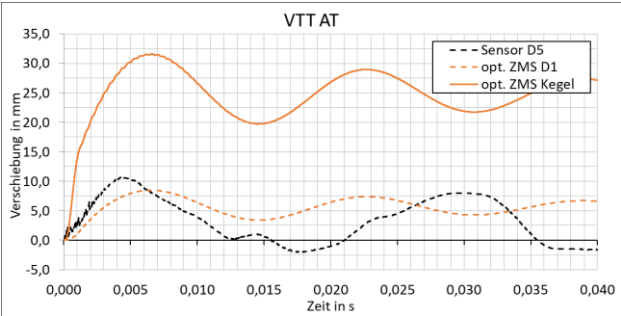


Abbildung 8.7: Nachrechnung des Versuchs VTT IRIS P1

Zuletzt werden die ausgewählten VTT-Versuche ergänzt durch den Versuch AT, welcher zusätzlich Querbewehrung in Form von sog. T-headed bars beinhaltet (siehe Abbildung 8.8). Die Biegeschwingung des Sensors D5 wird dabei vom Modell zufriedenstellend abgebildet.

Abweichungen sind erneut bei der plastizierten Feder R_1 und der leicht überschätzten Schwingfrequenz zu erkennen.



ρ	f_y	f_u	ϵ_u
kg/m ³	N/mm ²		%
2500	500	525	8
ξ_1	ξ_2	ξ_3	α
%	%	%	°
7	0,3	0,1	29,7

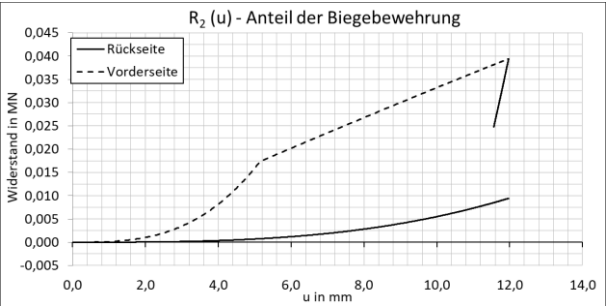
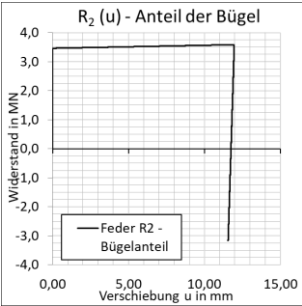
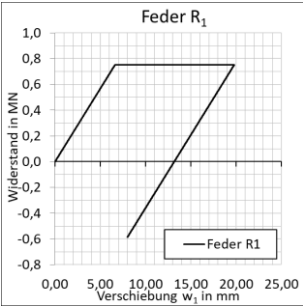


Abbildung 8.8: Nachrechnung des Experiments VTT AT

Zusammenfassung

Im Forschungsvorhaben 1501611 „Robuste Ingenieurmodelle zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen“ wurde ein robustes, schädigungsadaptives Ingenieurmodell entwickelt, das die Strukturantwort von Stahlbetonbauteilen unter stoßartiger Belastung sowohl von harten als auch von weichen Projektilen abbilden kann.

Kern des Modells ist die Kopplung einer realitätsnahen Last-Zeit-Funktion des Stoßkörpers mit der Zielstruktur, welche als Zweimassenschwinger idealisiert wird. Die Prognosegüte der berechneten Last-Zeit-Funktion hängt maßgeblich von der zugrunde gelegten Eindringtiefe des Projektils in die Zielstruktur ab. Zur robusten Abschätzung dieser Eindringtiefe wurde eine umfangreiche Datengrundlage ausgewählter Aufprallversuche verschiedener Forschungseinrichtungen ausgewertet. Auf Grundlage dieser Versuchsdaten wurde eine empirische Formel an die beobachtete Datenlage angepasst. Zur Erweiterung der Penetrationstheorie wurde der Übergang von der effektiven zur absoluten Eindringtiefe untersucht. Auf dieser Basis wurde eine differenzierte Beschreibung des Last-Zeit-Verlaufs für reine Bauteilpenetration und weitergehende Schädigungsmechanismen entwickelt und anhand numerischer sowie experimenteller Daten validiert. Auf Seiten der Strukturantwort des Stahlbetons wurde das Modell hinsichtlich unterschiedlicher Auflagerbedingungen erweitert, einschließlich der daraus resultierenden Anpassungen von Steifigkeiten und mitwirkenden Massen. Darüber hinaus wurden Modifikationen bezüglich lokaler und globaler Versagensmechanismen durchgeführt. Im Detail wurde eine Methode entwickelt, mit der der Stanzwinkel, die Form der Schubbruchzone und folglich die lokale Stanzkegel- bzw. Ausbruchsmasse abgeschätzt werden können. Insbesondere die Weiterentwicklung des lokalen Schädigungsbereichs sowie der Interaktion des Projektils mit der Zielstruktur, validiert durch experimentelle Daten, führte zu einer signifikanten Steigerung der Prognosegenauigkeit hinsichtlich des Strukturverhaltens.

Das Ingenieurmodell ermöglicht eine differenzierte Erfassung sowohl lokaler als auch globaler Versagensmechanismen. Die praktische Relevanz liegt in der Möglichkeit, mit geringem Rechenaufwand robuste Aussagen zur strukturellen Integrität von Bauteilen unter stoßartiger Belastung zu abzugeben. Das Modell kann künftig als Grundlage für vereinfachte Nachweismethoden, eine Vorbemessung und ergänzende Sicherheitsanalysen dienen.

Im Rahmen eines Folgeprojekts wird die Anwendung des entwickelten Modells auf komplexere Szenarien erweitert, insbesondere auf den Aufprall von Stoßkörpern auf multiple Barrieren. Ziel ist es, die Schädigung nicht nur der primären Außenwände, sondern auch sekundärer, innenliegender Stahlbetonbarrieren realitätsnah zu erfassen.

A. Anhang

A.1. Auswertung der TUD, EDF und Sugano Versuche: starke Schädigung

Tabelle A 1: Auswertung der TUD, EDF und Sugano Versuche: starke Schädigung

Versuch	M	N	D	t_d	f_c	Biege- bew.	Schub- bew.	v_{imp}	$x_{e,exp}$	E_{kin}	x_e
	kg	-	cm	m	[N/mm ²]	%	%	m/s	mm	m	kJ
PL120 S26-P01	21,66	0,72	10	0,2	64	0,251	-	44,6	16	22	22
PL122 S26-P03	21,66	0,72	10	0,2	64	0,251	-	53,9	30	31	26
PL123 S27-P01	21,66	0,72	10	0,2	71,2	0,251	-	61,4	Perf	41	-
PL130 S28-P01	21,66	0,72	10	0,1	63,9	0,503	-	33,8	Perf	12	-
PL131 S28-P02	21,66	0,72	10	0,1	63,9	0,503	-	26,1	27	7	12
PL134 S28-P05	21,66	0,72	10	0,1	63,9	0,503	-	21,6	32	5	10
PL227 S41-P02	21,66	0,72	10	0,2	48,1	0,503	-	48,4	15	25	23
PL228 S41-P03	21,66	0,72	10	0,2	48,1	0,503	-	42,1	10	19	20
PL229 S41-P04	21,66	0,72	10	0,2	48,1	0,503	-	55,3	28	33	27
PL231 S41-P06	21,66	0,72	10	0,2	49,4	0,126	-	41,8	12	19	20
PL232 S41-P07	21,66	0,72	10	0,2	49,4	0,126	-	51,2	26	28	25
PL194 S37-P01	21,66	0,72	10	0,2	63,4	0,251	32Ø6	53,5	40	31	26
PL195 S37-P02	21,66	0,72	10	0,2	63,4	0,251	32Ø6	60,0	Perf	39	-
PL196 S37-P03	21,66	0,72	10	0,2	64,9	0,251	32Ø6	43,8	15	21	21
PL198 S37-P05	21,66	0,72	10	0,2	64,9	0,251	60Ø6	54,0	31	32	26
PL199 S37-P06	21,66	0,72	10	0,2	64,9	0,251	60Ø6	44,5	12	22	21
PL201 S37-P08	21,66	0,72	10	0,2	64,9	0,251	60Ø6	61,7	Perf	41	-
PL202 S38-P01	21,66	0,72	10	0,2	61,8	0,251	32Ø8	53,9	Perf	31	-
PL205 S38-P04	21,66	0,72	10	0,2	62,3	0,251	32Ø8	61,3	Perf	41	-
PL206 S38-P05	21,66	0,72	10	0,2	62,3	0,251	60Ø8	53,8	32	31	26
PL207 S38-P06	21,66	0,72	10	0,2	62,3	0,251	60Ø8	44,8	12	22	22
PL208 S38-P07	21,66	0,72	10	0,2	62,3	0,251	60Ø8	61,1	Perf	40	-
PL210 S39-P01	21,66	0,72	10	0,2	52,9	0,251	32Ø10	53,3	Perf	31	-
PL211 S39-P02	21,66	0,72	10	0,2	52,9	0,251	32Ø10	61,	Perf	41	-
PL212 S39-P03	21,66	0,72	10	0,2	52,9	0,251	32Ø10	44,7	18	22	22
PL214 S39-P05	21,66	0,72	10	0,2	52,8	0,251	60Ø10	61,8	Perf	41	-
PL216 S39-P07	21,66	0,72	10	0,2	52,8	0,251	60Ø10	53,33	38	31	26
PL244 S42-P11	18,4	0,72	10	0,24	66,9	0,393	-	61,79	17	35	28
PL246 S42-P13	18,4	0,72	10	0,24	68,5	0,393	-	56,3	11	29	25
PL247 S42-P14	18,4	0,72	10	0,24	68,5	0,393	-	72,8	24	49	33
PL182 S35-P01	21,66	0,72	10	0,2	41,7	0,252	-	39,83	16	17	19
PL184 S35-P03	21,66	0,72	10	0,2	54,7	0,252	-	44,65	20,5	22	22
PL185 S35-P04	21,66	0,72	10	0,2	54,7	0,252	-	44,55	25	21	21
PL188 S36-P03	21,42	1	10	0,3	47,6	0,168	-	67,98	22	49	33
EDF HN4	343	0,84	11	0,3	38,3			28	140	134	56
EDF HN6	343	0,84	11	0,35	34,5			28,6	125	140	57
EDF HN7	343	0,84	11	0,35	39,9			30,1	100	155	60

EDF HN8	343	0,84	11	0,35	37,8			28	115	134	56
EDF HN12	340	0,72	11	0,35	40,5			29,4	110	147	58
EDF 2	227	0,72	30,5	0,4	40			90	170	134	56
EDF 3	227	0,72	30,5	0,4	40			90	200	140	57
EDF 4	227	1,14	30,5	0,4	40			88	230	919	151
EDF 5	227	1,14	30,5	0,4	40			82	200	919	151
EDF 7	160	0,72	30,5	0,4	40			110	125	879	148
EDF 8	227	0,72	30,5	0,4	40			97	185	763	137
EDF 9	160	0,72	30,5	0,4	40			108	105	968	156
EDF 12	191	0,72	30,5	0,4	35,5			94	100	844	145
EDF 13	160	0,72	30,5	0,4	35,5			110	125	968	156
EDF 15	192	0,72	30,5	0,4	35,5			110	240	1162	171
EDF 16	227	0,72	30,5	0,5	35,5			117	225	1554	199
EDF 17	227	0,72	30,5	0,5	35,5			107	150	1299	181
EDF 18	160	0,72	30,5	0,5	35,5			148	175	1752	212
EDF 20	192	0,72	30,5	0,5	35,5			134	165	1724	210
EDF 22	160	0,72	30,5	0,5	38,5			160	290	2048	230
EDF 25	192	0,72	30,5	0,5	38,5			120	135	1382	187
EDF 27	160	0,72	30,5	0,6	36			173	230	2394	249
EDF 28	240	0,72	20	0,6	36			73	100	639	125
EDF 35	300	0,72	30,5	0,4	36			65	110	634	125
EDF 3 D-Reihe	30	0,72	25	0,26	43,5			150	80	338	90
EDF 9 D-Reihe	30	0,72	20	0,26	36,5			127	80	242	76
EDF 21 D-Reihe	34	0,72	27,8	0,208	39			148	150	372	95
EDF 25 D-Reihe	52	0,72	27,8	0,208	40			99	93	255	78
EDF 28 D-Reihe	32,8	0,72	30	0,208	43,5			153	70	384	96
EDF 32 D-Reihe	17,5	0,72	20	0,26	42,5			269	110	633	125
EDF 33 D-Reihe	25,1	0,72	25	0,26	36,5			252	125	797	141
EDF 34 D-Reihe	25,1	0,72	25	0,26	39			309	250	1198	174
EDF 44 D-Reihe	35	0,72	30	0,26	40,5			220	150	847	145
Sugano M4	100	0,72	30	0,6	23,5			148	140	1095	166

A.2. Auswertung TUD, EDF und Sugano Versuche: moderate Schädigung

Tabelle A 2: Auswertung TUD, EDF und Sugano Versuche: moderate Schädigung

Versuch	<i>M</i>	<i>N</i>	<i>D</i>	<i>t_d</i>	<i>f_c</i>	<i>v_{imp}</i>	<i>x_c</i>	<i>x_{c,ber}</i>	<i>I</i>
	kg	-	cm	M	MPa	m/s	mm	mm	-
PL124 S27-P02	21,66	0,72	10	0,2	71,15	25,2	2	2,80	1,19
PL121 S26-P02	21,66	0,72	10	0,2	64	32,7	8	4,97	2,11
PL133 S28-P04	21,66	0,72	10	0,1	63,88	9,16	0,01	0,39	0,17
PL132 S28-P03	21,66	0,72	10	0,1	63,88	12,67	1	0,75	0,32
PL143 S29-P07	21,66	0,72	10	0,3	73,28	44,63	8	8,65	3,67
PL140 S29-P04	21,66	0,72	10	0,3	73,28	54,62	12	12,96	5,49
PL142 S29-P06	21,66	0,72	10	0,3	73,28	61,34	16	16,35	6,93
PL141 S29-P05	21,66	0,72	10	0,3	73,28	68,41	20	20,33	8,62
PL144 S30-P01	21,66	0,72	10	0,3	66,2	73,93	22	24,98	10,59
PL150 S31-P01	21,66	0,72	10	0,3	50,83	54,02	14	15,22	6,45
PL153 S31-P04	21,66	0,72	10	0,3	50,83	61,64	17	19,82	8,40
PL152 S31-P03	21,66	0,72	10	0,3	50,83	67,98	18	24,11	10,21
PL151 S31-P02	21,66	0,72	10	0,3	50,83	73,5	23	28,18	11,94
PL154 S31-P05	21,66	0,72	10	0,3	50,83	54,29	12	15,38	6,51
PL156 S31-P07	21,66	0,72	10	0,3	50,83	61,79	18	19,92	8,44
PL157 S31-P08	21,66	0,72	10	0,3	50,83	68,53	21	24,50	10,38
PL155 S31-P06	21,66	0,72	10	0,3	50,83	74,07	23	28,62	12,13
PL158 S32-P01	21,66	0,72	10	0,3	50,38	54,17	14	15,38	6,52
PL159 S32-P02	21,66	0,72	10	0,3	50,38	61,14	18	19,59	8,30
PL160 S32-P03	21,66	0,72	10	0,3	50,38	67,44	27	23,83	10,10
PL161 S32-P04	21,66	0,72	10	0,3	50,38	71,97	22	27,14	11,50
PL162 S32-P05	21,66	0,72	10	0,3	50,38	52,52	13	14,45	6,12
PL163 S32-P06	21,66	0,72	10	0,3	50,38	61,54	17	19,84	8,41
PL164 S32-P07	21,66	0,72	10	0,3	50,3	67,2	21	23,68	10,03
PL165 S32-P08	21,66	0,72	10	0,3	50,3	73,64	29	28,44	12,05
PL166 S33-P01	21,66	0,72	10	0,3	50,83	52,81	10	14,55	6,16
PL167 S33-P02	21,66	0,72	10	0,3	50,83	61,34	17	19,63	8,32
PL169 S33-P04	21,66	0,72	10	0,3	50,83	67,56	31	23,81	10,09
PL170 S33-P05	21,66	0,72	10	0,3	51,03	53,3	12	14,79	6,27
PL171 S33-P06	21,66	0,72	10	0,3	51,03	61,64	20	19,78	8,38
PL173 S33-P08	21,66	0,72	10	0,3	51,03	67,02	26	23,39	9,91
PL172 S33-P07	21,66	0,72	10	0,3	51,03	73,4	39	28,05	11,89
PL174 S34-P01	21,66	0,72	10	0,3	55,9	53,9	11	14,45	6,12
PL175 S34-P02	21,66	0,72	10	0,3	55,9	61,69	13	18,93	8,02
PL176 S34-P03	21,66	0,72	10	0,3	55,9	68,22	31	23,15	9,81
PL177 S34-P04	21,66	0,72	10	0,3	55,9	73,22	32	26,67	11,30
PL178 S34-P05	21,66	0,72	10	0,3	57,13	54,02	11	14,36	6,08
PL179 S34-P06	21,66	0,72	10	0,3	57,13	61,64	18	18,70	7,92
PL180 S34-P07	21,66	0,72	10	0,3	57,13	68,04	28	22,78	9,65
PL181 S34-P08	21,66	0,72	10	0,3	57,13	74,07	35	27,00	11,44

PL226 S41-P01	21,66	0,72	10	0,2	48,13	31,67	5	5,38	2,28
PL233 S41-P08	21,66	0,72	10	0,2	49,38	25,01	4	3,31	1,40
PL230 S41-P05	21,66	0,72	10	0,2	48,13	31,24	6	5,23	2,22
PL197 S37-P04	21,66	0,72	10	0,2	64,93	33,12	6	5,06	2,15
PL200 S37-P07	21,66	0,72	10	0,2	64,93	32,67	7	4,93	2,09
PL204 S38-P03	21,66	0,72	10	0,2	61,83	33,69	7	5,37	2,27
PL203 S38-P02	21,66	0,72	10	0,2	61,83	44,21	13	9,24	3,92
PL209 S38-P08	21,66	0,72	10	0,2	62,33	33,09	7	5,16	2,19
PL213 S39-P04	21,66	0,72	10	0,2	52,9	33,45	7	5,72	2,42
PL217 S39-P08	21,66	0,72	10	0,2	52,9	33,26	8	5,66	2,40
PL215 S39-P06	21,66	0,72	10	0,2	52,83	43,83	12	9,83	4,17
PL236 S42-P03	5,44	0,72	6,67	0,16	68,45	40,08	5	4,08	2,59
PL238 S42-P05	5,44	0,72	6,67	0,16	66,88	48,28	6	5,98	3,80
PL235 S42-P02	5,44	0,72	6,67	0,16	68,45	56,63	8	8,14	5,17
PL237 S42-P04	5,44	0,72	6,67	0,16	68,45	62,4	10	9,88	6,28
PL234 S42-P01	5,44	0,72	6,67	0,16	68,45	73,79	20	13,82	8,78
PL243 S42-P10	10,62	0,72	8,33	0,2	68,45	41,99	5	5,60	2,85
PL239 S42-P06	10,62	0,72	8,33	0,2	66,88	48,97	11	7,71	3,92
PL241 S42-P08	10,62	0,72	8,33	0,2	68,45	57,23	10	10,40	5,29
PL242 S42-P09	10,62	0,72	8,33	0,2	68,45	61,19	12	11,89	6,05
PL240 S42-P07	10,62	0,72	8,33	0,2	68,45	69,34	16	15,27	7,77
PL248 S42-P15	18,4	0,72	10	0,24	68,45	40,43	8	6,24	2,64
PL245 S42-P12	18,4	0,72	10	0,24	66,88	47,15	10	8,59	3,64
PL186 S36-P01	21,42	1	10	0,3	47,66	44,44	13	14,61	6,19
PL187 S36-P02	21,42	1	10	0,3	47,66	57,75	18	24,68	10,46
PL189 S36-P04	21,66	0,72	10	0,2	32,48	25,6	4	4,28	1,81
PL190 S36-P05	21,66	0,72	10	0,2	32,48	28,91	6	5,45	2,31
EDF HN3	343	0,84	11	0,4	36,4	28	80	73,79	28,42
EDF HN5	343	0,84	11	0,4	35,6	28	70	74,62	28,74
EDF 19	160	0,72	30,5	0,5	35,5	77	20	29,39	4,08
EDF 24	192	0,72	30,5	0,5	38,5	79	30	35,65	4,95
EDF 30	160	0,72	30,5	0,6	36	143	80	100,65	13,98
EDF 34	160	0,72	30,5	0,4	36	86	65	36,40	5,06
EDF 24 D-Reihe	34	0,72	27,8	0,208	38	102	35	12,75	1,94
EDF 31 D-Reihe	17,5	0,72	20	0,26	38	238	70	69,03	14,62
Sugano S1	3,6	0,72	10	0,35	23,5	198	42	49,99	21,18
Sugano S2	3,6	0,72	10	0,3	23,5	199	39	50,50	21,40
Sugano S3	3,6	0,72	10	0,21	23,5	83	11	8,78	3,72
Sugano S4	3,6	0,72	10	0,21	23,5	128	24	20,89	8,85
Sugano S5	3,6	0,72	10	0,21	23,5	214	37	58,40	24,74
Sugano S6	3,6	0,72	10	0,18	23,5	102	10	13,27	5,62
Sugano S7	3,6	0,72	10	0,18	23,5	124	19	19,61	8,31
Sugano S9	3,6	0,72	10	0,15	23,5	97	10	12,00	5,08
Sugano S10	3,6	0,72	10	0,15	23,5	141	23	25,35	10,74
Sugano S12	3,6	0,72	10	0,12	23,5	94	14	11,27	4,77
Sugano M1	100	0,72	30	0,6	23,5	105	14	43,39	6,13

Sugano M2	100	0,72	30	0,6	23,5	155	40	94,55	13,35
------------------	-----	------	----	-----	------	-----	----	-------	-------

A.3. Auswertung der experimentellen Schubbruchzone

Tabelle A 3: Auswertung der experimentellen Schubbruchzone

Versuche	t_d	v_{imp}	r_a aus Experiment	x_c aus Experiment	α_{x_c}	α_{OK}
	m	m/s	m	mm	-	-
TUD PL 120	0,2	44,6	0,36	16	30,7	32,8
TUD PL 121	0,2	32,7	0,375	8	30,6	31,6
TUD PL 122	0,2	53,9	0,4	30	25,9	29,7
TUD PL 123	0,2	61,4	0,42	Perf. (30)	24,7	28,4
TUD PL 124	0,2	25,2	0,35	2	33,4	33,7
TUD PL 130	0,1	33,4	0,28	Perf. (30)	16,9	23,5
TUD PL 131	0,1	26,1	0,275	27	18,0	24,0
TUD PL 132	0,1	12,7	0,26	1	25,2	25,5
TUD PL 133	0,1	9,2	0,24	0,01	27,8	27,8
TUD PL 134	0,1	21,6	0,3	32	15,2	21,8
PL143 S29-P07	0,3	44,63	0,522	8	31,7	32,4
PL140 S29-P04	0,3	54,62	0,5	12	32,6	33,7
PL142 S29-P06	0,3	61,34	0,575	16	28,4	29,7
PL141 S29-P05	0,3	68,41	0,6	20	27,0	28,6
PL144 S30-P01	0,3	73,93	0,625	22	25,8	27,6
PL150 S31-P01	0,3	54,02	0,45	14	35,6	36,9
PL153 S31-P04	0,3	61,64	0,45	17	35,3	36,9
PL151 S31-P02	0,3	73,5	0,4	23	38,4	40,6
PL152 S31-P05	0,3	67	0,5	18	32,1	33,7
PL157 S31-P08	0,3	68,53	0,45	21	34,9	36,9
PL155 S31-P06	0,3	74,07	0,45	23	34,7	36,9
PL156 S32-P01	0,3	62	0,55	18	29,4	31,0
PL159 S32-P02	0,3	61,14	0,45	18	35,2	36,9
PL161 S32-P04	0,3	72	0,4	22	38,5	40,6
PL162 S32-P05	0,3	52,52	0,41	13	38,6	39,8
PL165 S32-P08	0,3	74	0,35	29	42,1	45,0
PL164 S32-P07	0,3	67,2	0,37	21	41,1	43,2
PL166 S33-P01	0,3	52,81	0,4	10	39,6	40,6
PL167 S33-P02	0,3	61,34	0,45	17	35,3	36,9
PL169 S33-P04	0,3	67,56	0,55	31	28,3	31,0
PL168 S33-P03	0,3	73,08	0,5	-	26,4	33,7
PL171 S33-P06	0,3	61,64	0,4	20	38,7	40,6
PL173 S33-P08	0,3	67,02	0,45	26	34,4	36,9
PL172 S33-P07	0,3	74	0,4	39	36,7	40,6
PL174 S34-P01	0,3	53,9	0,54	11	30,5	31,5
PL175 S34-P02	0,3	61,69	0,47	13	34,3	35,5
PL176 S34-P03	0,3	68,22	0,5	31	30,9	33,7
PL177 S34-P04	0,3	73,22	0,5	32	30,8	33,7
PL178 S34-P05	0,3	54,02	0,5	11	32,7	33,7
PL179 S34-P06	0,3	61,64	0,5	18	32,1	33,7
PL180 S34-P07	0,3	68,04	0,55	28	28,5	31,0
PL181 S34-P08	0,3	74,07	0,47	35	32,2	35,5
PL233 S41-P08	0,2	25,01	0,42	4	27,9	28,4
PL230 S41-P05	0,2	31,24	0,46	6	25,3	26,0
PL231 S41-P06	0,2	41,8	0,39	12	28,9	30,5

PL232 S41-P07	0,2	51,25	0,4	Perf. (30)	-	29,7
PL197 S37-P04	0,2	33,12	0,4	6	29,0	29,7
PL196 S37-P03	0,2	43,85	0,354	15	31,3	33,3
PL194 S37-P01	0,2	53,56	0,343	40	28,6	34,3
PL195 S37-P02	0,2	60,03	0,375	Perf. (40)	-	31,6
PL199 S37-P06	0,2	44,57	0,315	12	35,4	37,0
PL198 S37-P05	0,2	54,05	0,312	31	32,8	37,4
PL201 S37-P08	0,2	61,74	0,34	Perf. (38)	-	34,6
PL204 S38-P03	0,2	33,69	0,35	7	32,8	33,7
PL203 S38-P02	0,2	44,21	0,336	13	33,2	35,0
PL202 S38-P01	0,2	53,9	0,35	Perf. (30)	-	33,7
PL205 S38-P04	0,2	61,34	0,37	Perf. (30)	-	32,0
PL209 S38-P08	0,2	33,09	0,37	7	31,1	32,0
PL207 S38-P06	0,2	44,84	0,337	12	33,2	34,9
PL206 S38-P05	0,2	53,86	0,329	32	31,1	35,6
PL212 S39-P03	0,2	44,70	0,335	18	32,6	35,1
PL208 S38-P07	0,2	61,14	0,385	Perf. (30)	-	30,8
PL210 S39-P01	0,2	53,33	0,338	Perf. (30)	-	34,8
PL211 S39-P02	0,2	61,54	0,41	Perf. (35)	-	29,1
PL214 S39-P05	0,2	61,89	0,383	Perf. (36)	-	31,0
PL237 S42-P04	0,16	62,4	0,32	10	29,1	30,7
PL242 S42-P09	0,2	61,19	0,38	12	29,7	31,2
PL240 S42-P07	0,2	69,34	0,32	16	34,3	36,5
PL245 S42-P12	0,24	47,15	0,425	10	31,5	32,6
PL246 S42-P13	0,24	56,3	0,35	11	37,4	38,7
PL244 S42-P11	0,24	61,79	0,4	17	32,5	34,4
PL247 S42-P14	0,24	72,8	0,435	24	29,3	31,9
A1	0,25	101	*	*	24	28,55
A12	0,25	110	*	*	22,93	28
AT21	0,25	118,5	*	*	32,4	37
Iris P1	0,25	135	*	*	20,9	28
Iris P2	0,25	135	*	*	20,9	25
Iris P3	0,25	137	*	*	21,5	26
P3	0,25	140	*	*	21,54	26
P4	0,25	119,5	*	*	21	27
P12	0,25	131,3	*	*	18,27	24
ITP1	0,3	137,8	*	*	20,33	27
ITP2	0,35	149,1	*	*	30	33
II1	0,7	247,6	*	*	37,3	49
II4	0,7	247,2	*	*	42	46
II6	0,7	257,6	*	*	41	46
II7	0,7	225,3	*	*	45	49,4
II8	0,7	235,9	*	*	33	37
II9	0,7	235,8	*	*	35,3	38,7
II11	0,7	222,5	*	*	51	53
II12	0,7	241,5	*	*	43	44,6
II14	0,7	247,9	*	*	63	63
II10	0,9	245,6	*	*	42	47
II17	0,5	178,4	*	*	37	42

* Ermittlung anhand Sägeschnitte aus [2; 56; 58]

A.4. Eingangsparmeter ZMS (weiche Aufprallversuche)

Tabelle A 4: Eingangsparmeter ZMS (weiche Aufprallversuche)

		Meppen II/2	Meppen II/8	VTT B1	VTT X5
ρ	kg/m ³	2400	2400	2400	2400
E_c	N/mm ²	32500	32500	30000	30000
f_c	N/mm ²	35	35	55	60
f_t	N/mm ²	2,5	2,7	4,0	3,5
v	-	0,2	0,2	0,2	0,2
E_s	N/mm ²	200000	200000	200000	200000
f_y	N/mm ²	430	430	500	500
f_u	N/mm ²	580	620	630	630
ε_y	-	0,0025	0,0025	0,0024	0,0025
ε_u	-	0,08	0,08	0,1	0,15
$C_{nom, oben}$	mm	50	50	20	20
$C_{nom, unten}$	mm	50	50	20	20
$L_{Platte, x, ges.}$	cm	R=270	R=270	2,1	2,1
$L_{Platte, y, ges.}$	cm	R=270	R=270	2,1	2,1
$L_{Platte, x}$	cm	R=270	R=270	2,0	2,0
$L_{Platte, y}$	cm	R=270	R=270	2,0	2,0
h_{Platte}	cm	70	70	15	25
$a_s, oben$	cm ² /m	27,3	27,3	5,3	8,7
$a_s, unten$	cm ² /m	53,6	53,6	5,3	8,7
$a_s, B\ddot{u}gel$	cm ² /m ²	24,6	37,7	50,0	0,0
D	mm	600	600	168	168
V_0	m/s	170	235	100	163
M	kg	1000	1000	50,5	50,5
N	-	0,72	0,72	0,72	0,72
ζ_1	%	5	10	8	10
ζ_2	%	0,5	1	0,6	6
ζ_3	%	0	0,5	0,5	3
α	°	40	40	30	52 (Sägeschnitt)
K_M	-	Gl.(7.11)	Gl.(7.11)	Plastisch 0,17 Elastisch 0,31	Plastisch 0,17 Elastisch 0,31

A.5. Auswertung der experimentellen Schubbruchzone

Tabelle A 5: Auswertung der experimentellen Schubbruchzone

Versuche	t_d	v_{imp}	r_a aus Experiment	x_c aus Experiment	α_{x_c}	α_{OK}
	m	m/s	m	mm	-	-
TUD PL 120	0,2	44,6	0,36	16	30,7	32,8
TUD PL 121	0,2	32,7	0,375	8	30,6	31,6
TUD PL 122	0,2	53,9	0,4	30	25,9	29,7
TUD PL 123	0,2	61,4	0,42	Perf. (30)	24,7	28,4
TUD PL 124	0,2	25,2	0,35	2	33,4	33,7
TUD PL 130	0,1	33,4	0,28	Perf. (30)	16,9	23,5
TUD PL 131	0,1	26,1	0,275	27	18,0	24,0
TUD PL 132	0,1	12,7	0,26	1	25,2	25,5
TUD PL 133	0,1	9,2	0,24	0,01	27,8	27,8
TUD PL 134	0,1	21,6	0,3	32	15,2	21,8
PL143 S29-P07	0,3	44,63	0,522	8	31,7	32,4
PL140 S29-P04	0,3	54,62	0,5	12	32,6	33,7
PL142 S29-P06	0,3	61,34	0,575	16	28,4	29,7
PL141 S29-P05	0,3	68,41	0,6	20	27,0	28,6
PL144 S30-P01	0,3	73,93	0,625	22	25,8	27,6
PL150 S31-P01	0,3	54,02	0,45	14	35,6	36,9
PL153 S31-P04	0,3	61,64	0,45	17	35,3	36,9
PL151 S31-P02	0,3	73,5	0,4	23	38,4	40,6
PL152 S31-P05	0,3	67	0,5	18	32,1	33,7
PL157 S31-P08	0,3	68,53	0,45	21	34,9	36,9
PL155 S31-P06	0,3	74,07	0,45	23	34,7	36,9
PL156 S32-P01	0,3	62	0,55	18	29,4	31,0
PL159 S32-P02	0,3	61,14	0,45	18	35,2	36,9
PL161 S32-P04	0,3	72	0,4	22	38,5	40,6
PL162 S32-P05	0,3	52,52	0,41	13	38,6	39,8
PL165 S32-P08	0,3	74	0,35	29	42,1	45,0
PL164 S32-P07	0,3	67,2	0,37	21	41,1	43,2
PL166 S33-P01	0,3	52,81	0,4	10	39,6	40,6
PL167 S33-P02	0,3	61,34	0,45	17	35,3	36,9
PL169 S33-P04	0,3	67,56	0,55	31	28,3	31,0
PL168 S33-P03	0,3	73,08	0,5	-	26,4	33,7
PL171 S33-P06	0,3	61,64	0,4	20	38,7	40,6
PL173 S33-P08	0,3	67,02	0,45	26	34,4	36,9
PL172 S33-P07	0,3	74	0,4	39	36,7	40,6
PL174 S34-P01	0,3	53,9	0,54	11	30,5	31,5
PL175 S34-P02	0,3	61,69	0,47	13	34,3	35,5
PL176 S34-P03	0,3	68,22	0,5	31	30,9	33,7
PL177 S34-P04	0,3	73,22	0,5	32	30,8	33,7
PL178 S34-P05	0,3	54,02	0,5	11	32,7	33,7
PL179 S34-P06	0,3	61,64	0,5	18	32,1	33,7
PL180 S34-P07	0,3	68,04	0,55	28	28,5	31,0
PL181 S34-P08	0,3	74,07	0,47	35	32,2	35,5
PL233 S41-P08	0,2	25,01	0,42	4	27,9	28,4
PL230 S41-P05	0,2	31,24	0,46	6	25,3	26,0
PL231 S41-P06	0,2	41,8	0,39	12	28,9	30,5

PL232 S41-P07	0,2	51,25	0,4	Perf. (30)	-	29,7
PL197 S37-P04	0,2	33,12	0,4	6	29,0	29,7
PL196 S37-P03	0,2	43,85	0,354	15	31,3	33,3
PL194 S37-P01	0,2	53,56	0,343	40	28,6	34,3
PL195 S37-P02	0,2	60,03	0,375	Perf. (40)	-	31,6
PL199 S37-P06	0,2	44,57	0,315	12	35,4	37,0
PL198 S37-P05	0,2	54,05	0,312	31	32,8	37,4
PL201 S37-P08	0,2	61,74	0,34	Perf. (38)	-	34,6
PL204 S38-P03	0,2	33,69	0,35	7	32,8	33,7
PL203 S38-P02	0,2	44,21	0,336	13	33,2	35,0
PL202 S38-P01	0,2	53,9	0,35	Perf. (30)	-	33,7
PL205 S38-P04	0,2	61,34	0,37	Perf. (30)	-	32,0
PL209 S38-P08	0,2	33,09	0,37	7	31,1	32,0
PL207 S38-P06	0,2	44,84	0,337	12	33,2	34,9
PL206 S38-P05	0,2	53,86	0,329	32	31,1	35,6
PL212 S39-P03	0,2	44,70	0,335	18	32,6	35,1
PL208 S38-P07	0,2	61,14	0,385	Perf. (30)	-	30,8
PL210 S39-P01	0,2	53,33	0,338	Perf. (30)	-	34,8
PL211 S39-P02	0,2	61,54	0,41	Perf. (35)	-	29,1
PL214 S39-P05	0,2	61,89	0,383	Perf. (36)	-	31,0
PL237 S42-P04	0,16	62,4	0,32	10	29,1	30,7
PL242 S42-P09	0,2	61,19	0,38	12	29,7	31,2
PL240 S42-P07	0,2	69,34	0,32	16	34,3	36,5
PL245 S42-P12	0,24	47,15	0,425	10	31,5	32,6
PL246 S42-P13	0,24	56,3	0,35	11	37,4	38,7
PL244 S42-P11	0,24	61,79	0,4	17	32,5	34,4
PL247 S42-P14	0,24	72,8	0,435	24	29,3	31,9
A1	0,25	101	*	*	24	28,55
A12	0,25	110	*	*	22,93	28
AT21	0,25	118,5	*	*	32,4	37
Iris P1	0,25	135	*	*	20,9	28
Iris P2	0,25	135	*	*	20,9	25
Iris P3	0,25	137	*	*	21,5	26
P3	0,25	140	*	*	21,54	26
P4	0,25	119,5	*	*	21	27
P12	0,25	131,3	*	*	18,27	24
ITP1	0,3	137,8	*	*	20,33	27
ITP2	0,35	149,1	*	*	30	33
II1	0,7	247,6	*	*	37,3	49
II4	0,7	247,2	*	*	42	46
II6	0,7	257,6	*	*	41	46
II7	0,7	225,3	*	*	45	49,4
II8	0,7	235,9	*	*	33	37
II9	0,7	235,8	*	*	35,3	38,7
II11	0,7	222,5	*	*	51	53
II12	0,7	241,5	*	*	43	44,6
II14	0,7	247,9	*	*	63	63
II10	0,9	245,6	*	*	42	47
II17	0,5	178,4	*	*	37	42

A.6. Federkennlinien

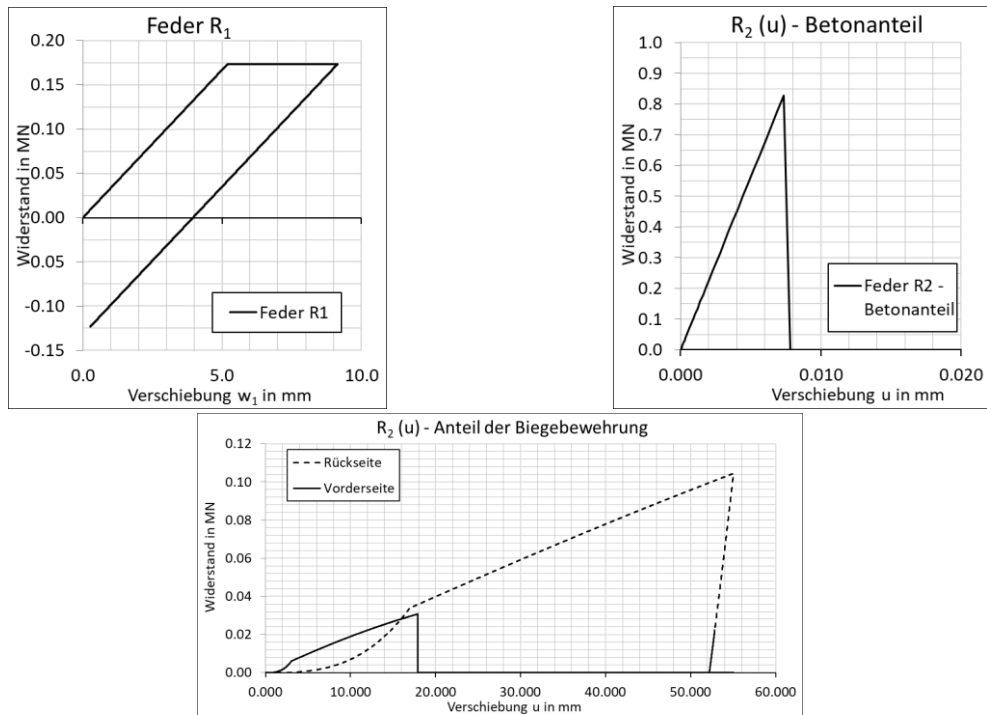


Abbildung A 1: Federkennlinien des Versuchs TUD 120

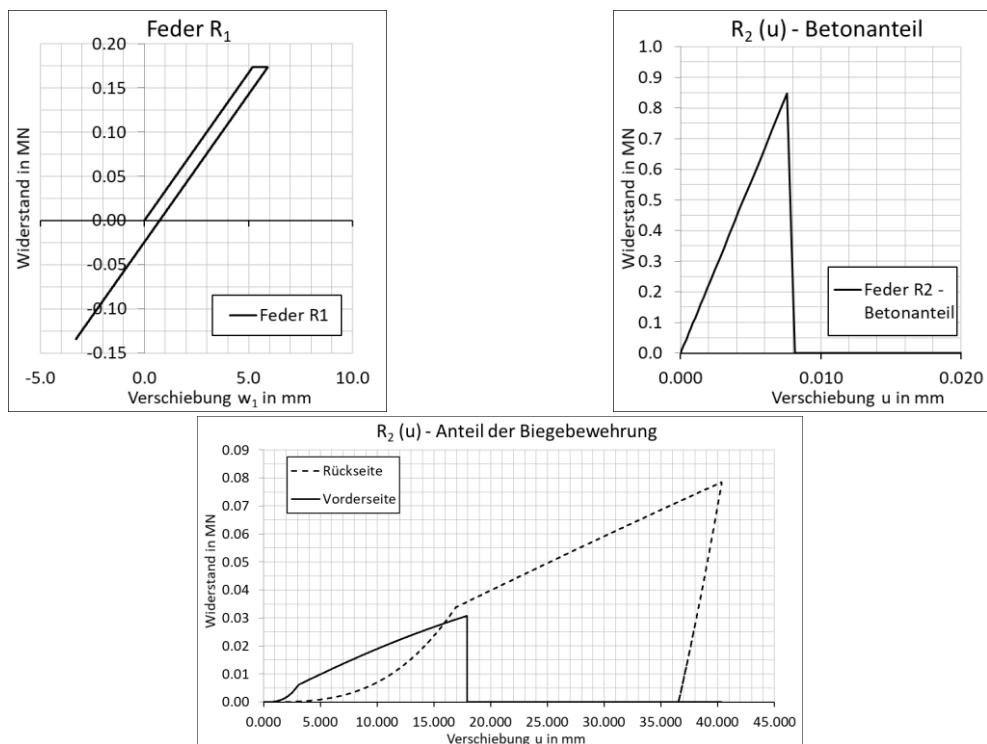


Abbildung A 2: Federkennlinien des Versuchs TUD 121

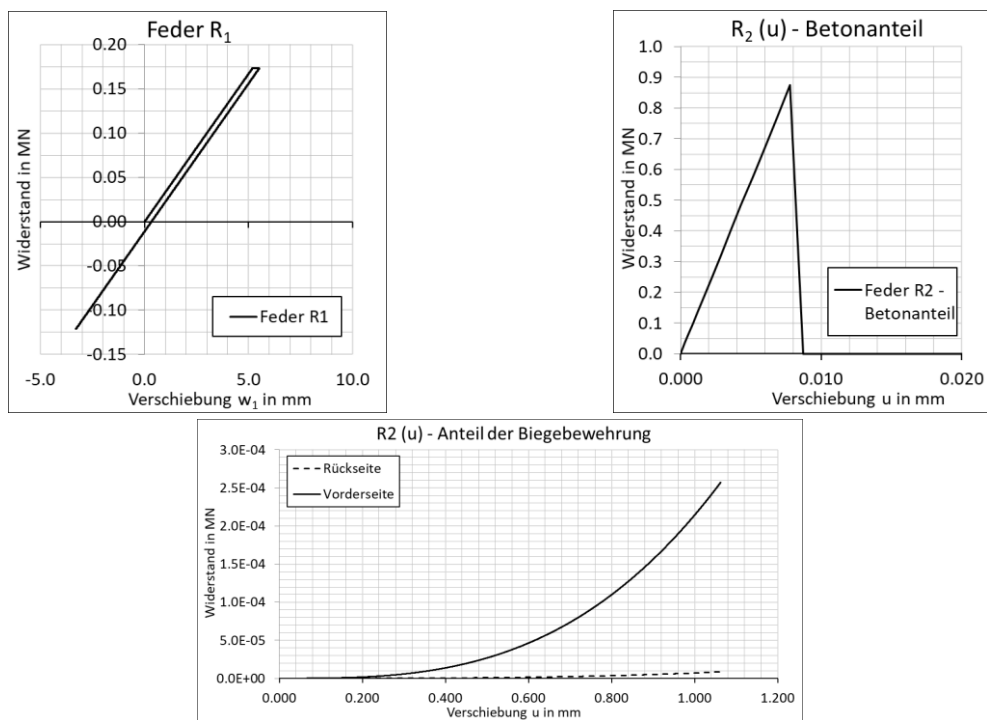


Abbildung A 3: Federkennlinien des Versuchs TUD 124

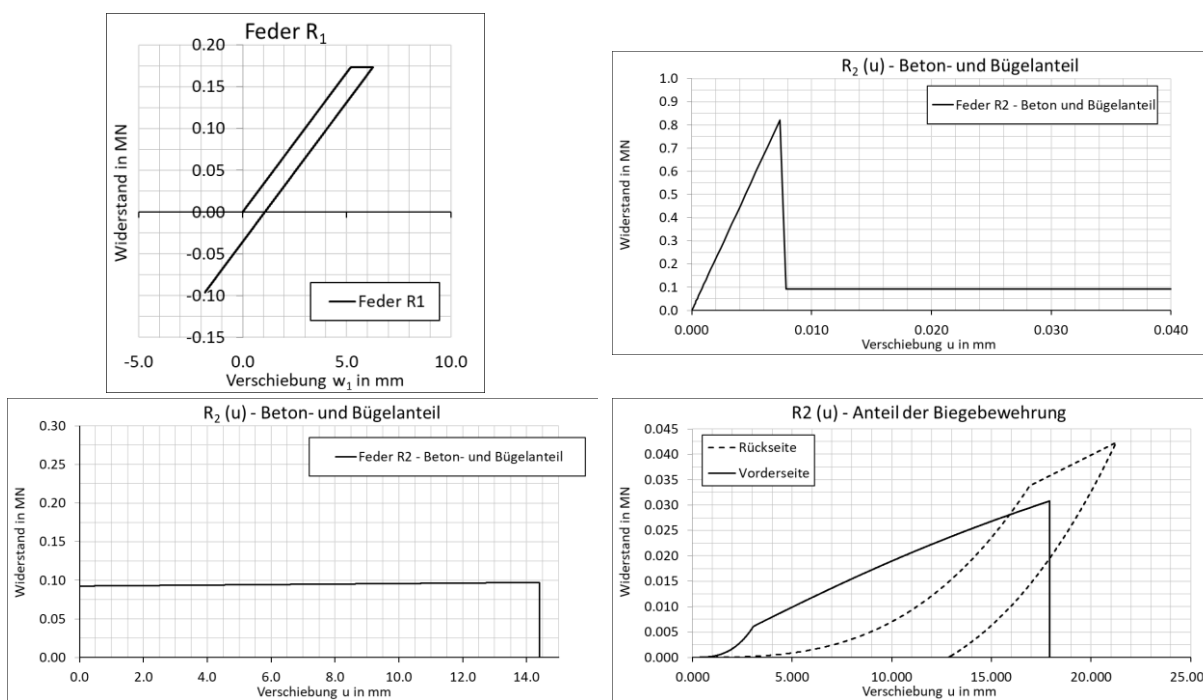


Abbildung A 4: Federkennlinien des Versuchs TUD 197

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 5.1: Schal- und Bewehrungsplan der Längsbewehrung der Stahlbetonplatten der VTT P-Reihe [31]	14
Abbildung 5.2: Abmessungen des Projektils der VTT P-Reihe	14
Abbildung 5.3: Versuchsaufbau der VTT-Versuche [32]	14
Abbildung 5.4: Versuchseinrichtung Wehrtechnischer Dienst Meppen [2; 3]	15
Abbildung 5.5: Fallturmanlage an der TU Dresden, Freifallturm (links) und beschleunigte Anlage (rechts) [37]	18
Abbildung 6.1: Schematische Darstellung der Eindringphase	19
Abbildung 6.2: Exemplarische Schadensklassifizierung anhand TU Dresden Tests [37]	20
Abbildung 6.3: Überblick der Versuchsmatrix der TU Dresden der Phase 1C [37]	24
Abbildung 6.4: Überblick der empirischen Formeln zur Berechnung der Penetrationstiefe ...	25
Abbildung 6.5: Vergleich zwischen TUD Versuchen mit $t_d = 30$ cm und empirischen Formeln nach Kapitel 6.1	25
Abbildung 6.6: Auswertung der TUD-Versuche mit Biegebewehrung von $\varnothing 8$ mm (links) und $\varnothing 10$ mm (rechts) mit variierendem Abstand	26
Abbildung 6.7: Auswertung TUD-Versuche mit Biegebewehrung von $\varnothing 12$ mm bei variierendem Abstand	26
Abbildung 6.8: Sägeschnitte von Versuchen der Schädigungsstufe 2: starke Schädigung [37]	27
Abbildung 6.9: Sägeschnitte von Versuchen der Schädigungsstufe 2: starke Schädigung [37]	28
Abbildung 6.10: Sägeschnitte von Perforationen der TUD-Versuche [37]	29
Abbildung 6.11: Vergleich zwischen TUD-Versuchen mit $t_d = 20$ cm und empirischen Formeln	30
Abbildung 6.12: Detaillierte Auswertung von TUD-Versuchen mit $t_d = 20$ cm	30
Abbildung 6.13: Detaillierte Auswertung von TUD Versuchen der Serie 42: Skalierbarkeit ...	31
Abbildung 6.14: Auswertung der TUD-Versuche mit variierender Bügelbewehrung	31
Abbildung 6.15: Gegenüberstellung von TUD-Versuchen mit identischer Biegebewehrung hinsichtlich Durchmesser bei variierendem Stababstand	32
Abbildung 6.16: Gegenüberstellung von TUD-Versuchen mit identischer Biegebewehrung hinsichtlich Abstand bei variierendem Stabdurchmesser	32
Abbildung 6.17: Vergleich zwischen variierendem Gehalt an Bügelbewehrung	33
Abbildung 6.18: Penetrationsmodell nach Hughes [43]	34
Abbildung 6.19: Eindringtiefe der moderat geschädigten TUD und EDF Versuche in Abhängigkeit des angepassten Impaktfaktors I [37]	36
Abbildung 6.20: Vergleich zwischen berechneter Eindringtiefe nach Gleichung (6.35) und exp. Daten [37]	36
Abbildung 6.21: Vergleich zwischen den berechneten Eindringtiefen nach Gl. (6.35) und den exp. Werten [37]	37
Abbildung 6.22: Vergleich zwischen berechneter Eindringtiefe nach Gleichung (6.35) und experimentellen Werten	37
Abbildung 6.23: Detaillierter Vergleich zwischen den berechneten Eindringtiefe der EDF und Sugano Versuche nach Gleichung (6.35) und experimentellen Werten	37
Abbildung 6.24: Grenzbereich zwischen moderater und starker Schädigung der TUD-Versuche	38

Abbildung 6.25: Korrelation von E_{kin} mit der Eindringtiefe stark geschädigter Platten.....	40
Abbildung 6.26: Vergleich experimentellen und berechneten Eindringtiefe x_e/D	40
Abbildung 6.27: Zusammenhang zwischen Last-Zeit und Last-Weg (links); Berechneter Druckverlauf bis 0,6 ms (rechts) [TUD PL142]	41
Abbildung 6.28: Zusammenhang zwischen Last-Zeit und Last-Weg (links); Berechneter Druckverlauf bis 0,6 ms (rechts) [EDF].....	42
Abbildung 6.29: Vergleich der Ansätze nach Hughes und NDRC mit simulierten Kontaktkräften.....	43
Abbildung 6.30: Optimierte Penetrationsmodell	44
Abbildung 6.31: Vergleich der Reaktionskraftverläufe zwischen optimiertem Ansatz und FE- Berechnung	45
Abbildung 6.32: Optimierte Penetrationsmodell für Schädigungen über die reine Bauteilpenetration hinaus.....	46
Abbildung 6.33: Auswertung aufgezeichneter Projektildaten des EDF 25 Versuchs [50]	46
Abbildung 6.34: Auswertung aufgezeichneter und simulierter Projektildaten des EDF 25 Versuchs [50].....	47
Abbildung 6.35: Vergleich der Reaktionskraftverläufe zwischen optimiertem Ansatz und FE- Berechnung	47
Abbildung 6.36: Berechnung der geleisteten Arbeit bis x_c	48
Abbildung 7.1: Schematische Darstellung des ZMS nach Schüter [22].....	49
Abbildung 7.2: Globale Federcharakteristik R1	50
Abbildung 7.3: Zusammenstellung der lokalen Federcharakteristik R2	52
Abbildung 7.4: Schematische Darstellung des lokalen Betonversagens	52
Abbildung 7.5: Federcharakteristik der Biegebewehrung.....	54
Abbildung 7.6: Berechnete Last-Zeit-Funktionen nach Riera [20] und FE-Simulation [55]	55
Abbildung 7.7: Berechnete und gemessene Verformungen der Tests Meppen II/2 und II/8 [2; 3]	56
Abbildung 7.8: Experimentelle Messstellen und Schädigung der Tests Meppen II/2 und II/8 [2]	56
Abbildung 7.9: Berechnete und gemessene Verformungen der Tests VTT B1 und X5	57
Abbildung 7.10: Schematische Darstellung des weiterentwickelten ZMS	58
Abbildung 7.11: Vergleich der Kraftwechselwirkung von Projektil und Bauteil zwischen Simulationsergebnissen und analytischem Ansatz nach Gleichung (7.31) bis (7.36)	61
Abbildung 7.12: Vergleich der Kraftwechselwirkung von Projektil und Bauteil zwischen Simulationsergebnissen und analytischem Ansatz nach Gleichung (7.38) des Versuchs PL120.....	62
Abbildung 7.13: Vergleich der Kraftwechselwirkung von Projektil und Bauteil zwischen Simulationsergebnissen und analytischem Ansatz nach Gleichung (7.38) des Versuchs PL122.....	63
Abbildung 7.14: Methode zur experimentellen Abschätzung von m_{eff}	65
Abbildung 7.15: Schematische Darstellung der lokalen Schubbruchzone.....	66
Abbildung 7.16: Vergleich der optimierten Schubbruchfunktion mit experimentellen Sägeschnitten [37]	67
Abbildung 7.17: Vergleich der optimierten Schubbruchfunktion mit experimentellen Sägeschnitten [37]	68
Abbildung 7.18: Schematische Darstellung zur Erfassung der Membranwirkung der Biegebewehrung.....	69
Abbildung 7.19: LZF der Platten 1 und 2	70

Abbildung 7.20: Variation der Massefaktoren KM für die Plattengeometrie	71
Abbildung 7.21: Einfluss des Stanzwinkels auf die Stanzkegelverschiebung der Platte 1	71
Abbildung 7.22: Einfluss des Formgebungsfaktors β	72
Abbildung 7.23: Einfluss der Stanzkegeldämpfung ξ_2	72
Abbildung 7.24: Einfluss der Stanzkegeldämpfung ξ_3	73
Abbildung 8.1: Nachrechnung des Versuchs PL124	74
Abbildung 8.2: Nachrechnung des Versuchs PL121	75
Abbildung 8.3: Nachrechnung des Versuchs PL120	75
Abbildung 8.4: Nachrechnung des Versuchs PL197	76
Abbildung 8.5: Nachrechnung des Versuchs VTT A1 Teil 1	76
Abbildung 8.6: Nachrechnung des Versuchs VTT A1 Teil 2	77
Abbildung 8.7: Nachrechnung des Versuchs VTT IRIS P1	77
Abbildung 8.8: Nachrechnung des Experiments VTT AT	78
 Abbildung A 1: Federkennlinien des Versuchs TUD 120	- 90 -
Abbildung A 2: Federkennlinien des Versuchs TUD 121	- 90 -
Abbildung A 3: Federkennlinien des Versuchs TUD 124	- 91 -
Abbildung A 4: Federkennlinien des Versuchs TUD 197	- 91 -

Tabellenverzeichnis

Tabelle 5.1: Überblick ausgewählter VTT-Versuche	13
Tabelle 5.2: Übersicht der wesentlichen Versuchsparameter der Meppen II-Reihe	16
Tabelle 5.3: Projektileigenschaften der Meppen II Versuche	16
Tabelle 6.1: Parameter der empirischen Formeln	20
Tabelle 6.2: Schädigungseinordnung der TUD-Versuche mit $t_d = 20$ cm	27
Tabelle 6.3: Überblick der zur Berechnung der Eindringtiefe verwendeten Versuche	34
Tabelle 6.4: Bestimmung der Schädigungsdicke t_s ausgewählter Einzelversuche.....	39
Tabelle 6.5: Eingangsparmeter zur Berechnung von $F(x)$	47
Tabelle 7.1: Ausgewählte Versuche zur Auswertung des ZMS nach Schlüter	55
Tabelle 7.2: Vergleich der Eindringtiefe ausgewählter TUD Versuche	60
Tabelle 7.3: Globale Federkennwerte variierender Randbedingungen	63
Tabelle 7.4: Massefaktoren nach Biggs [54]	64
Tabelle 7.5: Massefaktoren nach MBL [57].....	65
Tabelle 7.6: Überblick der zur Berechnung des Stanzwinkels verwendeter Versuche [2; 37; 53; 56; 58]	67
Tabelle 7.7: Vergleich zwischen berechneten (basierend auf Sägeschnitten) und experimentell gemessenen Stanzkegelmassen M_2	68
Tabelle 7.8: Vergleich zwischen berechneten (basierend auf Gl. (7.48) und (7.49)) und experimentell gemessenen Stanzkegelmassen M_2	69
Tabelle 7.9: Platteneigenschaften zur Untersuchung der effektiven Masse m_{eff}	70
Tabelle 8.1: Ausgewählte Versuche zur Auswertung des modifizierten ZMS für den harten Stoß	74
 Tabelle A 1: Auswertung der TUD, EDF und Sugano Versuche: starke Schädigung	- 80 -
Tabelle A 2: Auswertung TUD, EDF und Sugano Versuche: moderate Schädigung	- 82 -
Tabelle A 3: Auswertung der experimentellen Schubbruchzone	- 85 -
Tabelle A 4: Eingangsparmeter ZMS (weiche Aufprallversuche)	- 87 -
Tabelle A 5: Auswertung der experimentellen Schubbruchzone	- 88 -

Literatur

- [1] *Distler, P., Feldbusch, A., Sadegh-Azar, H.*: Weiterentwicklung der Analysemethoden zur Simulation der Schädigung und der induzierten Erschütterungen in Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen Teilvorhaben: Verhalten von Stahlbetonstrukturen bei Stoßbelastungen unter Berücksichtigung der Boden-Bauwerk-Wechselwirkung 2021.
- [2] Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten. BMFT Forschungsvorhaben 1500408/ RS 467 (Meppener Versuche Teil II) 1 - Hard Missile Test (1984) 2 - Versuche 11/11-11/22 (1984) 3 - Nichtlineare Untersuchungen (1983) 4 - Stoßlast deformierbarer Projektile (1985) 5 - Dreidimensionale Untersuchung des Lasteinleitungsbereiches (1987) 6 - Schlussbericht (1986). 1986.
- [3] Kinetische Grenztragfähigkeit von Stahlbetonplatten. BMFT Forschungsvorhaben RS 165/ RS 149 (Meppener Versuche Teil I) 1 - Einführung und Zielsetzung (1978) 2 - Versuchseinrichtung (1980) 3 - Stoßlasten deformierbarer Projektile (1982) 4 - Abschlussbericht (1983). 1983.
- [4] *Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai K, Riesemann, W. A. von, Bickel, D. C., Parks, M. B.*: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test program, methods and results. Nuclear Engineering and Design 1993.
- [5] *Sugano, T., Tsubota, H., Kasai, Y., Koshika, N., Itoh, C., Shirai K, Riesemann, W. A. von, Bickel, D. C., Parks, M. B.*: Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 2. Evaluation of test results. Nuclear Engineering and Design (1993).
- [6] *Orbovic, N., Blahoianu, A.* (Hg.): Tests to Determine the Influence of Transverse Reinforcement on Perforation Resistance of RC Slabs Under Hard Missile Impact 2013.
- [7] *Saarenheimo, A., Tuomala, M., Calonijs, K.*: Shear Punching studies on impact loaded reinforced concrete slab. Nuclear Engineering and Design (2015).
- [8] *Heckötter, C., Vepsä, A.*: Experimental investigation and numerical analyses of reinforced concrete structures subjected to external missile impact. Progress in Nuclear Energy (2015).
- [9] *Vepsä, A., Aatola, S., Calonijs, C., Halonen, M.* (Hg.): Impact Testing of a Wall-Floor-Wall Reinforced Concrete Structure 2015.
- [10] *Ruch, D.*: Bestimmung der Last-Zeit-Funktion beim Aufprall flüssigkeitsgefüllter Stoßkörper. Dissertation. Karlsruhe 2010.
- [11] *Borschnek, F., Herrmann, N., Müller, H. S.* (Hg.): Numerical Simulation of the Impact of Fluid-Filled Projectiles Using Realistic Material Models 2013.
- [12] *Just, M., Curbach, M., Kühn, T., Hering, M.*: Forschungsbericht: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks), Phase 1A 2016.
- [13] *Hering, M., Kühn, T., Curbach, M.*: Forschungsbericht: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks), Phase 1A 2017.
- [14] *Hille, F., Rogge, A., Nery, G., Redmer, B.*: Forschungsbericht: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks), Phase 1B 2017.
- [15] Concrete Structures under Impact and Impulsive Loading 1988.
- [16] *Gebbeken, N., Estebau, B., Keuser, M., Michal, M.*: Abschlussbericht BMWI Forschungsvorhaben: Verhalten von Beton- und Stahlbetonbauteilen bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten 2016.
- [17] *NISHIDA, A., NAGAI, M., TSUBOTA, H., LI, Y.*: Evaluation of local damage to reinforced concrete panels subjected to oblique impact - Simulation analysis for evaluating perforation phenomena caused by oblique impact of deformable projectiles -. Mechanical Engineering Journal 5 (2018), 18-00087-18-00087.

- [18] NISHIDA, A., Kang, Z., NAGAI, M., TSUBOTA, H., LI, Y.: Evaluation of local damage to reinforced concrete panels subjected to oblique impact by soft missile. *Nuclear Engineering and Design* 350 (2019), S. 116–127.
- [19] OKUDA, Y., Kang, Z., NISHIDA, A., TSUBOTA, H., LI, Y.: Experimental study on scabbing limit of local damage to reinforced concrete panels subjected to oblique impact by projectile with semispherical nose. *Mechanical Engineering Journal* 10 (2023), 22-00370-22-00370.
- [20] Riera, J. D.: On the stress analysis of structures subjected to aircraft impact forces. *Nuclear Engineering and Design* (1968).
- [21] Schellenberg, K.: On the design of rockfall protection galleries. Dissertation. Zürich 2008.
- [22] Schlüter, F.-H.: Dicke Stahlbetonplatte unter stoßartiger Belastung - Flugzeugabsturz-. Dissertation. Karlsruhe 1987.
- [23] Li, Q. M., Reid, S. R., Wen, H. M., Telford, A. R.: Local impact effects of hard missiles on concrete targets. *International Journal of Impact Engineering* 2005.
- [24] Methodology for Performing Aircraft Impact Assessment for New Plant Designs. Revision 8P. Washington DC, USA 2011.
- [25] LS-DYNA, A Program for Nonlinear Dynamic Analysis of Structures in Three Dimensions 2021.
- [26] Vepsä, A.: Experimental tests for bending and punching behaviour of reinforced concrete walls under impact loading. Research Report VTT-R-05587-10 2010.
- [27] Feldbusch, A., Sadegh-Azar, H. (Hg.): Preliminary Investigation on the Response of Nuclear Power Plants to Aircraft Impact Considering Soil-Structure Interaction 2019.
- [28] Nuclear Energy Agency: Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS 2012) 2014.
- [29] Vepsä, A., Saarenheimo, A., Tarallo, F., Rambach, J.-M., Orbovic, N. (Hg.): IRIS_2010 Part II: Experimental Data 2011.
- [30] Nuclear Energy Agency: Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS_2012) 2012.
- [31] Nuclear Energy Agency: Improving Robustness Assessment Methodologies for Structures Impacted by Missiles (IRIS_2010) 2012.
- [32] Heckötter, C., Sievers, J.: Validierung von Analysemethoden zur Simulation von Aufprallversuchen im In- und Ausland. GRS - A - 3677 2012.
- [33] Gueraud, R., Sokolovsky, A., Kavrychine, M., Astruc, M.: Study of the perforation of reinforced concrete slabs by rigid missiles —General introduction and experimental study, part I. *Nuclear Engineering and Design* 41 (1977), S. 91–102.
- [34] Fiquet, G., Dacquet, S.: Study of the perforation of reinforced concrete slabs by rigid missiles — Experimental study, part II. *Nuclear Engineering and Design* 41 (1977), S. 103–120.
- [35] Goldstein, S., Berriaud, C., Labrot, R.: Study of the perforation of reinforced concrete slabs by rigid missiles —Experimental study, part III. *Nuclear Engineering and Design* 41 (1977), S. 121–128.
- [36] Hering, M., Kühn, T., Curbach, M.: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks). Phase 1A: Maßstabeffekte bei stoßartiger Beanspruchung 2017.
- [37] Bracklow, F., Babiker, A., Hering, M., Kühn, T., Curbach, M., Häußler-Combe, U.: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks). Phase 1C: Experimentelle und numerische Untersuchungen zu Maßstabeffekten, Versagensmechanismen und Bauteilschädigung 2021.
- [38] Li, Q. M., Reid, S. R., Wen, H. M., Telford, A. R.: Local impact effects of hard missiles on concrete targets. *International Journal of Impact Engineering* 32 (2005), S. 224–284.

- [39] *Reichardt, M.*: Alternde Stahlbetonbauteile unter Stoßbelastung im Kontext der Zwischenlagerung hoch radioaktiver Abfälle. Dissertation.
- [40] *Fang, Q., Wu, H.*: Concrete structures under projectile impact. Singapore, Beijing: Springer; Science Press 2017.
- [41] *Kim, S., Kang, T. H.-K.*: Development of Energy-Based Impact Formula—Part I: Penetration Depth. *Applied Sciences* 10 (2020), S. 4964.
- [42] *Kennedy, R. P.*: A review of procedures for the analysis and design of concrete structures to resist missile impact effects. *Nuclear Engineering and Design* 37 (1976), S. 183–203.
- [43] *Hughes, G.*: Hard missile impact on reinforced concrete. *Nuclear Engineering and Design* 77 (1984), S. 23–35.
- [44] *Haldar, A., Miller, F. J.*: Penetration depth in concrete for nondeformable missiles. *Nuclear Engineering and Design* 71 (1982), S. 79–88.
- [45] *Haldar, A., Hamieh, H. A.*: Local Effect of Solid Missiles on Concrete Structures. *Journal of Structural Engineering* 110 (1984), S. 948–960.
- [46] *Riera, J. D.*: Penetration, scabbing and perforation of concrete structures hit by solid missiles. *Nuclear Engineering and Design* 115 (1989), S. 121–131.
- [47] *Distler, P. J.*: Weiterentwicklung von Analysemethoden zur Schädigungssimulation von Stahlbetonstrukturen infolge stoßartiger Belastungen. Dissertation.
- [48] *National Defense Research Committee (NDRC)*: Summary Technical Report of the National Defense Research Committee. Effects of Impact and Explosion 1960.
- [49] *Bailly, P.*: Materials and Structures under Shock and Impact: Wiley 2013.
- [50] *Degen, P. P.*: Perforation of Reinforced Concrete Slabs by Rigid Missiles. *Journal of the Structural Division* 106 (1980), S. 1623–1642.
- [51] *Nöldgen, M.*: Modellierung von ultrahochfestem Beton (UHPC) unter Impaktbelastung. Auslegung eines Hochhauskerns gegen Flugzeuganprall. Zugl.: Kassel, Univ., Diss., 2009. Kassel: Kassel Univ. Press 2010.
- [52] *Schellenberg, K.*: On the design of rockfall protection galleries: ETH Zurich 2009.
- [53] *Hering, M.*: Untersuchung von mineralisch gebundenen Verstärkungsschichten für Stahlbetonplatten gegen Impaktbeanspruchungen. Dissertation. Dresden 2021.
- [54] *Biggs, J. M.*: Introduction to Structural Dynamics 1964.
- [55] *Distler, P., Sadegh-Azar, H., Heckötter, C.*: Enhancement of engineering models for simulation of soft, and hard projectile impact on reinforced concrete structures. *Nuclear Engineering and Design* 378 (2021).
- [56] *Heckötter, C., Sievers, J.*: Weiterentwicklung der Analysemethodik zur Berücksichtigung komplexer Lastannahmen bei hochdynamischen Einwirkungen auf Stahlbetonstrukturen. Abschlussbericht. Köln: GRS August 2016.
- [57] *MBL NW*: Ministerialblatt für das Land Nordrhein-Westfalen. ETB-Richtlinie "Baustelle, die gegen Absturz sichern".
- [58] *Heckötter, C., Arndt, J., Sievers, J.*: SimSEB. Methoden zur Simulation stoßbeanspruchter Stahlbetonstrukturen unter Berücksichtigung induzierter Erschütterungen : Abschlussbericht. Köln, Garching b. München, Berlin, Braunschweig: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH September 2020.
- [59] *Bracklow, F., Babiker, A., Hering, M., Kühn, T., Curbach, M., Häußler-Combe, U.*: Abschlussbericht 1501541: Bauteilverhalten unter stoßartiger Beanspruchung durch aufprallende Behälter (Flugzeugtanks). Phase 1C: Experimentelle und numerische Untersuchungen zu Maßstabeffekten, Versagensmechanismen und Bauteilschädigung März 2021.