



BAM

Bundesanstalt für
Materialforschung
und -prüfung

Dipl.-Phys. Uwe Zencker
Dr.-Ing. Holger Völzke
Dr.-Ing. Bernhard Droste

**Stilllegung und Rückbau kern-
technischer Einrichtungen:
Entwicklung von Beurteilungs-
methoden für Transport- und
Lagerbehälter mit erhöhten
metallischen Reststoffanteilen
(EBER)**

240

Forschungsbericht



Die Aufgaben
der Bundesanstalt
stehen unter der Leitlinie:

Sicherheit und Zuverlässigkeit in Chemie- und Materialtechnik

Die Aufgaben

Die BAM hat gemäß ihrem Gründungserlaß die Zweckbestimmung, die Entwicklung der deutschen Wirtschaft zu fördern. Sie ist im Aufgabenverbund „Material – Chemie – Umwelt – Sicherheit“ zuständig für:

- Hoheitliche Funktionen zur öffentlichen technischen Sicherheit, insbesondere im Gefahrstoff- und Gefahrgutrechtsbereich;
- Mitarbeit bei der Entwicklung entsprechender gesetzlicher Regelungen, z. B. bei der Festlegung von Sicherheitsstandards und Grenzwerten;
- Beratung der Bundesregierung, der Wirtschaft sowie der nationalen und internationalen Organisationen im Bereich der Materialtechnik und Chemie;
- Entwicklung und Bereitstellung von Referenzmaterialien und -verfahren, insbesondere der analytischen Chemie und der Prüftechnik;
- Unterstützung der Normung und anderer technischer Regeln für die Beurteilung von Stoffen, Materialien, Konstruktionen und Verfahren im Hinblick auf die Schadensfrüherkennung bzw. -vermeidung, den Umweltschutz und den Erhalt volkswirtschaftlicher Werte.

Die Tätigkeitsbereiche

Das Tätigkeitsspektrum der BAM umfaßt die sich ergänzenden und aufeinander bezogenen Tätigkeiten:

- Forschung und Entwicklung
- Prüfung, Analyse und Zulassung
- Beratung und Information.

Die nationale und internationale Zusammenarbeit

Die Aufgaben der BAM für Technik, Wissenschaft, Wirtschaft und Gesellschaft erfordern eine interdisziplinäre Zusammenarbeit. Insofern arbeitet die Bundesanstalt mit Technologieinstitutionen des In- und Auslandes, insbesondere den nationalen Schwesterinstitutionen, eng zusammen. Sie berät Bundesministerien, Wirtschaftsverbände, Industrieunternehmen sowie Verbraucherorganisationen und unterstützt mit Fachgutachten Verwaltungsbehörden sowie Gerichte. Daneben ist sie in die internationale technische Zusammenarbeit eingebunden und im Bereich „Meßwesen – Normung – Prüftechnik – Qualitätssicherung“ (MNPQ) als nationale Institution für die Prüftechnik zuständig. Die Mitarbeiter der Bundesanstalt wirken in zahlreichen Fachgremien, gesetzlichen Körperschaften und normensetzenden Institutionen an der Aufstellung von technischen Regeln und Sicherheitsbestimmungen mit und vertreten die Bundesrepublik in nationalen und supranationalen Einrichtungen.

Der Status

Die BAM ist als technisch-wissenschaftliche Bundesoberbehörde im Geschäftsbereich des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie Nachfolgeinstitution des 1871 gegründeten Staatlichen Materialprüfungsamtes sowie der 1920 gebildeten Chemisch-Technischen Reichsanstalt (CTR). Sie hat dementsprechend die Funktion einer materialtechnischen und chemisch-technischen Bundesanstalt. In ihr sind etwa 1700 Mitarbeiter, darunter mehr als 800 Wissenschaftler und Ingenieure, auf dem Stammgelände in Berlin-Lichterfelde sowie auf den Zweiggeländen in Berlin-Steglitz und Berlin-Adlershof tätig.

Dipl.-Phys. Uwe Zencker
Dr.-Ing. Holger Völzke
Dr.-Ing. Bernhard Droste

**Stilllegung und Rückbau kern-
technischer Einrichtungen:
Entwicklung von Beurteilungs-
methoden für Transport- und
Lagerbehälter mit erhöhten
metallischen Reststoffanteilen
(EBER)**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministers für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie unter dem Förderkennzeichen 02 S 7584 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt liegt bei den Autoren.

Die Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung und die Berichtsteller übernehmen keine Haftung für Schäden, die aufgrund von weiterführenden fehlerhaften Anwendungen der in diesem Bericht dargestellten Ergebnisse entstehen.

Impressum

Forschungsbericht 240
November 2000

Herausgegeben von der Bundesanstalt für
Materialforschung und -prüfung (BAM)
Unter den Eichen 87
D-12205 Berlin
Postanschrift: D-12200 Berlin
Unter den Eichen 87
D-12205 Berlin
Tel: +49-30-81 04-0
Fax: +49-30-8 11 20 29
E-mail: info@bam.de
Internet: <http://www.bam.de>

Copyright 2000 by Bundesanstalt für
Materialforschung und -prüfung (BAM)

Herstellung und Verlag:
Wirtschaftsverlag NW
Verlag für neue Wissenschaft GmbH
D-27568 Bremerhaven
Telefon (0471)9 45 44-0
Telefax (04 71) 9 45 44 77/88

Umschlag: Lutz Mittenzwei
Layout: BAM-Referat G.1

ISSN 0938-5533
ISBN 3-89701-523-4

Zusammenfassung

Stilllegung und Rückbau kerntechnischer Einrichtungen: Entwicklung von Beurteilungsmethoden für Transport- und Lagerbehälter mit erhöhten metallischen Reststoffanteilen (EBER)

Die sicherheitstechnische Auslegung von Behältern aus duktilem Gusseisen mit erhöhten Reststoffanteilen wird untersucht. Ausgehend von den zu gewährleistenden Anforderungen an Transport- und Lagerbehälter für radioaktive Abfälle werden Referenzbeanspruchungssituationen definiert. Für einen ausgewählten Referenzfall (bestehend aus der Kombination der Behälterbauart Gusscontainer Typ VI, einem Absturz aus 5 m Höhe auf ein hartes Endlagergestein simulierendes Betonfundament als repräsentativer Störfall und vorgegebenen Werkstoffeigenschaften) wird eine numerische Spannungsanalyse durchgeführt. Die Berechnungen erfolgen mit der Methode der finiten Elemente an dreidimensionalen Modellen, deren numerische Stabilität und Genauigkeit überprüft wird. Zur Berechnung der Behälterbeanspruchungen in Abhängigkeit vom Reststoffanteil werden dynamische Fließkurven für definiert legierte Testabgüsse angegeben.

Der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit vorliegenden Messungen aus Fallversuchen mit einem Container Typ VI aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit ergibt, dass die beim Fallversuch auftretenden Effekte (wie Wandbiegeschwingungen) von dem verwendeten Finite-Elemente-Modell auch quantitativ richtig beschrieben werden.

Ausgehend von den Erkenntnissen aus der Spannungsanalyse und der Werkstoffcharakterisierung wird ein sicherheitstechnisches Bewertungskonzept für Behälter mit erhöhten Anteilen metallischer Reststoffe entwickelt. Die dabei verwendeten bruchmechanischen Ansätze für halbelliptische Oberflächenfehler in den Behälterwänden werden für dynamische Belastungen verifiziert. Sie gestatten die Angabe maximal zulässiger Fehlergrößen bei gegebener Werkstoffqualität.

Es zeigt sich, dass die Einsatzfähigkeit von duktilem Gusseisen mit erhöhten Reststoffanteilen für Transport- und Lagerbehälter in erster Linie von den bruchmechanischen Eigenschaften des Werkstoffs abhängt.

Abstract

Decommissioning and Dismantling of Nuclear Installations: Development of assessment methods for transport and storage containers with higher content of metallic recycling material

The safe design of ductile cast iron (DCI) casks with higher content of metallic recycling material is investigated. Based upon the requirements of transport and storage containers for radioactive waste appropriate test scenarios are defined. A representative accident scenario (5 m drop of a cubic DCI container with given material properties onto a hard repository ground simulating concrete target) is analysed numerically by means of the finite element method using three-dimensional models. Dynamic flow curves of ductile cast iron with different scrap metal additions which are necessary for precise elastic-plastic calculations are given. The accuracy and numerical stability of the resulting dynamic stresses and strains are investigated. A comparison between calculation results and measurements from drop tests with DCI containers shows, that known mechanical effects like bending vibrations of the container walls are reflected by the finite element models. The detailed stress analysis and knowledge of the material properties are prerequisites for the safety assessment concept developed for DCI casks with higher content of metallic recycling material. Equations for semi-elliptical surface cracks in the walls of a cubically shaped container which are used in the safety assessment concept are verified under dynamic conditions. This allows the specification of the maximum permissible size of crack-like flaws depending on the material quality. Mainly the fracture mechanical properties of ductile cast iron with higher content of metallic recycling material determine the suitability of such materials for transport and storage containers.

Inhalt

1	Vorwort	7
1.1	Einleitung und Aufgabenstellung	7
1.2	Zusammenfassung der Ergebnisse	8
1.3	Schlussfolgerungen und Ausblick	8
2	Rechtsgrundlagen	9
2.1	Transport	9
2.2	Zwischenlagerung	9
2.3	Endlagerung	10
3	Anforderungen an Gussbehälter	10
3.1	Referenzbehälter für geringe Anforderungen	10
3.2	Referenzbehälter für hohe Anforderungen	11
4	Spannungsanalyse an Gussbehältern	12
4.1	Grundsätzliche Überlegungen	12
4.2	Versuchsanordnung	12
4.3	Verifizierung der numerischen Berechnungen	12
4.4	Verformungsverhalten von Gusseisen	13
4.5	Untersuchung der Einflussparameter	15
4.5.1	Nachgiebigkeit des Untergrundes	15
4.5.2	Werkstoffdämpfung	16
4.5.3	Fallhöhe	17
4.5.4	Behälterauftreffwinkel	17
4.6	Rechnerische Spannungsanalyse	17
4.6.1	Finite-Elemente-Modell	17
4.6.2	Ergebnisse	17
5	Beurteilungsmethoden für Gussbehälter	19
5.1	Bruchmechanische Auslegung	19
5.2	Analyse eines halbelliptischen Oberflächenfehlers	19
5.3	Statische Methoden bei dynamischer Belastung	21
5.4	Bruchmechanisches Beurteilungskonzept	22
5.4.1	Spannungsanalyse	22
5.4.2	Bruchmechanische Werkstoffkennwerte	22
5.4.3	Zerstörungsfreie Werkstoffprüfung	23
5.4.4	Qualitätssichernde Maßnahmen	23
6	Literatur und nicht veröffentlichte Quellen	24
7	Anhang	29

1 Vorwort

1.1 Einleitung und Aufgabenstellung

Der Zusatz metallischer Reststoffe aus der Stilllegung und dem Rückbau kerntechnischer Einrichtungen bei der Herstellung von Gussbehältern für radioaktive Abfälle ist eine entsorgungstechnisch und wirtschaftlich erstrebenswerte Lösung. Es sind dabei jedoch mögliche nachteilige Beeinflussungen sicherheitsrelevanter Werkstoffeigenschaften zu berücksichtigen. Der gegenwärtige Stand der Technik in Deutschland ist die Herstellung von Behältern aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit, wofür nur ein geringer Anteil Metallschrott wieder verwertet werden kann. Ein Behälter aus duktilem Gusseisen mit hohem Anteil an Rezykliermaterial stellt demnach eine werkstofftechnische Neuentwicklung dar. Auch solche Behälter müssen unter Beachtung der verkehrs- und atomrechtlichen Anforderungen die Einhaltung der Schutzziele Dichtheit, Abschirmung und Unterkritikalität sowohl bei betrieblichen Gegebenheiten als auch insbesondere unter Unfallbedingungen gewährleisten. Diese Schutzziele werden in erster Linie unter Unfallbedingungen durch unzulässige plastische Verformungen oder durch Bruch gefährdet.

Für die Verwendungsfähigkeit von Gussbehältern mit hohem Anteil an Rezykliermaterial ist wichtig zu ergründen, für welche Behälterkategorien, bis zu welchem Reststoffanteil bzw. bis zu welchem Eigenschaftsniveau der Werkstoff und das Herstellungsverfahren qualifizierbar eingesetzt werden können. Die Sicherheit solcher Behälter ist dann nachgewiesen, wenn es unter den ungünstigsten Beanspruchungsbedingungen an keiner Stelle des untersuchten Behälters zu unzulässigen plastischen Deformationen (insbesondere im Dekkelbereich) oder Versagen durch Bruch kommen kann. Die Voraussetzung für einen derartigen Nachweis ist eine detaillierte Beanspruchungsanalyse aller Komponenten des Behälters, die sowohl experimentell mittels instrumentierter Behälterversuche als auch mittels numerischer Berechnungsverfahren oder in geeigneter Kombination beider Verfahren erbracht werden kann.

Der experimentelle Sicherheitsnachweis durch Fallversuche mit Prototypbehältern liefert unter direkter Anwendung der zu erfüllenden Kriterien eine unmittelbare Aussage zur Bauteilsicherheit bei der tiefsten Einsatztemperatur und ist werkstoffmechanisch als direkter Vergleich von Beanspruchungs- und Eigenschaftskennwerten zu verstehen. Allerdings wurden bisher keine Fallversuche mit Behältern aus Gusseisen mit erhöhtem Reststoffanteil durchgeführt. Außerdem bietet diese Art der Nachweisführung nicht die Möglichkeit einer Quantifizierung der vorhandenen Sicherheitsreserven der Behälterbauart. Diese Möglichkeit ist erst unter Einsatz rechnerischer Analysemethoden gegeben.

Aufgrund der Komplexität realer Behälterkonstruktionen und der zu berücksichtigenden dynamischen Belastungssituationen eignen sich zur rechnerischen Beanspruchungsanalyse in erster Linie numerische Berechnungsverfahren wie z. B. die Methode der finiten Elemente (FEM). Ausgehend von den zu gewährlei-

stenden Anforderungen wird deshalb für einen ausgewählten Referenzfall (bestehend aus der Kombination der Behälterbauart Gusscontainer Typ VI, einem Absturz aus 5 m Höhe auf ein hartes, aber im Vergleich zum „unnachgiebigen“ Fundament gemäß den IAEA-Regulations [1] nachgiebiges Fundament als repräsentativer Störfall und vorgegebenen Werkstoffeigenschaften) eine numerische Spannungsanalyse durchgeführt, um die maximalen Behälterbeanspruchungen für definierte Lastfälle auf der Basis der von Reststoffart und -anteil sowie der Gusstechnik abhängenden Werkstoffeigenschaften zu ermitteln. Bei erhöhten Zusätzen an Rezykliermaterial ist mit einer Absenkung von Duktilitäts- und Bruchkennwerten in Verbindung mit Gefügeentartungen und Fehlstellen zu rechnen, was bei den Sicherheitsbetrachtungen durch geeignete Sicherheitsfaktoren zu berücksichtigen ist. Dafür soll unter Beibehaltung des Sicherheitsniveaus durch eine verbesserte Analyse der Lastszenarien der zulässige Höchstwert der Beanspruchung besser ausgenutzt werden. Das vorgeschlagene numerische Verfahren liefert dazu mit hoher Genauigkeit die Verteilung, Art, Höhe und Änderungsgeschwindigkeit der Spannungen und Verzerrungen in der Behälterkonstruktion. Von besonderem Interesse ist dabei der Einfluss der strukturellen Gegebenheiten dickwandiger kubischer Behälter auf die Berechnungsergebnisse, da umfangreiche Erfahrungen vor allem aus der Analyse zylindrischer Behälter vorliegen. Das Ziel des Vorhabens ist schließlich, die vorhandenen sicherheitstechnischen Beurteilungskonzepte für Behälter aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit auf solche mit erhöhten Anteilen metallischer Reststoffe anzupassen bzw. zu erweitern. Dazu wird ein bruchmechanischer Sicherheitsnachweis auf der Grundlage maximal zulässiger Werkstofffehler in Abhängigkeit von der Werkstoffqualität vorgeschlagen. Auf diese Weise kann radioaktiver Metallschrott aus der Stilllegung und dem Rückbau kerntechnischer Anlagen zumindest teilweise sinnvoll wieder verwendet werden.

Die Charakterisierung der herstellungsabhängigen Werkstoffeigenschaften erfolgte durch die Firma Siempelkamp Nuklear- und Umwelttechnik GmbH & Co. (SNU), Krefeld, im Forschungsvorhaben zur Optimierung der Reststoffverwertung von Metallen (FORM), Förderkennzeichen 02 S 7594, in dessen Rahmen auch die konstruktive Auslegung von Behältern gegen betriebliche Beanspruchungen durch die Gesellschaft für Nuklear-Service mbH (GNS), Essen, untersucht wurde.

1.2 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Werkstoffkennwerte von duktilem Gusseisen unter hochdynamischer Beanspruchung zeigen, dass ein steigender Reststoffanteil das Werkstoffgefüge und damit die Eigenschaften in ungünstige Richtung (von ferritisch zu perlitisch) verändert und die Bruchzähigkeit abnimmt. Im Vorhaben wurden die Anforderungen an Gussbehälter untersucht sowie verfeinerte Methoden der numerischen Spannungsanalyse entwickelt und auf einen Gusscontainer Typ VI mit diesen veränderten Werkstoffeigenschaften angewendet. Die Sicherheitsanalyse zeigt für die ungünstigste Beanspruchungssituation (Aufprall aus 5 m Höhe plan auf ein Betonfundament, das dem Untergrund im geplanten Endlager Konrad entspricht) des betrachteten Gussbehälters sehr hohe Spannungen bis kurz unterhalb der dynamischen Streckgrenze der Werkstoffe. Der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit vorliegenden Messungen ergibt, dass die beim Fallversuch auftretenden Effekte von dem verwendeten Finite-Elemente-Modell auch quantitativ richtig beschrieben werden. Die Bereiche der größten Beanspruchung der Konstruktion liegen in den Hohlkehlen, in der Mitte der Wände, der Bodenplatte sowie in der Mitte des Deckelbereichs.

Der Gusscontainer Typ VI verhält sich bei dem hier untersuchten Lastfall überwiegend elastisch. Das dynamische Fließverhalten des Werkstoffs findet deshalb vor allem durch die Berücksichtigung der dynamischen Streckgrenze Eingang in die Sicherheitsanalyse. Daher hängt die Einsatzfähigkeit von duktilem Gusseisen mit erhöhten Reststoffanteilen für die Behälterherstellung in erster Linie von den bruchmechanischen Eigenschaften dieses Werkstoffs ab. Im Zusammenhang mit der Gewährleistung maximal zulässiger Fehlergrößen aus der Behälterfertigung und den Ergebnissen der Spannungsanalyse kann mit den hier vorgestellten Methoden die Einsatzfähigkeit von duktilem Gusseisen mit erhöhten Reststoffanteilen als Behälterwerkstoff sicherheitstechnisch beurteilt werden.

Auf der Basis dieser Beurteilungsmethoden ergeben sich für Störfallbeanspruchungen (ABK II; 5 m Fall) bei Kombination der bauartbedingten maximalen Spannung und der durch die Reststoffanteile sowie durch die hohe Beanspruchungsgeschwindigkeit bedingten reduzierten Bruchzähigkeit höchstzulässige Bauteilfehlergrößen, die sich nach derzeitigem Stand der Gusstechnik und zerstörungsfreier Prüfung nicht oder nur mit sehr hohem Aufwand ausschließen lassen. Bei Betriebsbeanspruchungen (ABK I; 80 cm Fall) liegen die höchstzulässigen Fehler an der Grenze des mit üblichem Fertigungs- und Prüfaufwand ausschließbaren Fehlers.

1.3 Schlussfolgerungen und Ausblick

Aus den Ergebnissen des Vorhabens ergibt sich ein Bedarf an weiteren Untersuchungen, um noch bestehende Erkenntnislücken zu schließen und die Sicherheitsbewertung im Hinblick auf eine bessere Werkstoffausnutzung weiter zu vervollkommen. Auf einer breiteren Basis an dynamischen Werkstoffkennwerten sollte die Beanspruchungsanalyse an einem Referenzbehälter weiter qualifiziert werden, wobei die Behälterinnenmassen und realistischere Fundamentdaten aus den Zwischenlagern berücksichtigt werden. Außerdem ist eine Reduzierung der höchsten Spannungen durch konstruktive Maßnahmen des Behälterkonstruktors sinnvoll, die von numerischen Berechnungen zur Behälterbeanspruchung begleitet wird.

Bisher beruhen die Aussagen zur bruchmechanischen Bewertung auf einem vereinfachten Modell (Platte mit Riss), wobei die Gleichungen für den statischen Beanspruchungsfall mit dynamischen Werkstoffparametern kombiniert werden. Diese Herangehensweise allein ist zur Bewertung von Fehlern in geometrisch komplizierten Behälterpartien nicht hinreichend. Dazu ist eine Weiterentwicklung der Beurteilungsmethoden erforderlich, die bruchdynamische Berechnungsergebnisse für solche Risskonfigurationen berücksichtigt.

Das sicherheitstechnische Bewertungskonzept sollte daraufhin bei Fallversuchen mit einem rissbehafteten Prototypbehälter definierter Werkstoffqualität einschließlich geeigneter konstruktiver Änderungen überprüft werden. Die Versuchsergebnisse geben Aufschluss über die Beanspruchung an ausgewählten Stellen des Behälters und können dort direkt mit den Berechnungsergebnissen der Spannungsanalyse verglichen werden. Es ist zu untersuchen, ob bei den als sicher bewerteten, künstlich eingebrachten rissartigen Fehlern keine unzulässige Rissinitiierung auftrat.

2 Rechtsgrundlagen

2.1 Transport

In den geltenden nationalen und internationalen Vorschriften [2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9], die bei der Auslegung von Transportbehältern für radioaktive Stoffe zu beachten sind, wird a priori kein Werkstoff von einer Verwendung für diese Behälter ausgeschlossen. Jedoch ist für den jeweiligen Verwendungsfall (Behältertyp) der Nachweis zu führen, dass ausreichende Sicherheiten gegen duktiles und sprödes Versagen gewährleistet sind. Solche Nachweise sind für unfallsichere Typ B-Behälter unter Beachtung der in den Nummern 542, 547, 548, 550, 553 und 564 der IAEA Regulations [1] im einzelnen festgelegten Kriterien für die Prüfungen bzw. Prüfscenarien vorzulegen, die (z. T. in Abhängigkeit vom Behälterinhalt) in den Nummern 626-633 dieser Empfehlungen vorgeschrieben werden.

Die derzeit noch verbindliche Ausgabe der IAEA-Regulations (SS No. 6 [1]), die zugleich die Grundlage für Festlegungen zum Transport radioaktiver Stoffe in den deutschen Gefahrgutvorschriften (z. B. in der GGVS [3] und der GGVE [5]) bildet, enthält mit Ausnahme einiger allgemeiner Anforderungen an rechnerisch geführte Sicherheitsnachweise keine konkreten Empfehlungen für anzuwendende Berechnungsmethoden. Dies gilt für Festigkeitsnachweise im allgemeinen ebenso wie für die Nachweise zur Sprödbruchsicherheit von Bauteilen. Das Advisory Material zu den Regulations [1] behandelt zwar Fragen des Einflusses von Sprödbrüchen auf die Bauteilintegrität, konkrete Angaben zu anwendbaren Bewertungs- bzw. Nachweismethoden oder spezielle Anforderungen an solche Methoden sind darin jedoch nicht zu finden.

Für die 1996 revidierte Fassung der IAEA-Regulations [10] gelten die eingangs getroffenen Feststellungen gleichermaßen, allerdings enthält das ebenfalls revidierte und derzeit als „Draft“ vorliegende Advisory Material im Appendix VI [10] relativ detaillierte Vorstellungen über Grundlagen, Randbedingungen und Form bruchmechanischer Nachweisführungen, einschließlich der dabei zu berücksichtigenden Sicherheitsfaktoren. Obgleich mit der Einführung der ST-1 in das europäische und internationale Gefahrgutrecht frühestens erst im Jahre 2001 zu rechnen ist, sollten die Empfehlungen im Safety Guide ST-2 bei bruchmechanischen Nachweisführungen grundsätzlich bereits jetzt beachtet werden.

Darin eingeschlossen ist die Möglichkeit, dass bei der Festlegung von Kriterien für die Bewertung des Bruchverhaltens von Werkstoffen und die damit verbundene Auswahl von Analyseverfahren ebenso wie bei der Quantifizierung von Sicherheitsfaktoren eigene Wege gegangen werden können. Voraussetzung ist jedoch, dass die schließlich angewendete Methodik in allen Schritten nachvollziehbar dargestellt und ausreichend verifiziert ist. Insofern berücksichtigen die in diesem Forschungsbericht gegebenen Empfehlungen zwar den Safety Guide ST-2, machen jedoch ebenfalls von dem möglichen Spielraum Gebrauch.

Das Atomgesetz (AtG) [11] und die Strahlenschutzverordnung (StrSchV) [12] regeln u. a. die Genehmigungspflicht der Beförderung von Kernbrennstoffen bzw. sonstigen radioaktiven Stoffen oder kernbrennstoffhaltigen Abfällen. § 4 AtG bzw. § 10 StrSchV fordern als Genehmigungsvoraussetzung u. a., dass

„... die Kernbrennstoffe (bzw. die sonstigen radioaktiven Stoffe) unter Beachtung der für den jeweiligen Verkehrsträger geltenden Rechtsvorschriften über die Beförderung gefährlicher Güter befördert werden oder, soweit solche Vorschriften fehlen, auf andere Weise die nach dem Stand von Wissenschaft und Technik erforderliche Vorsorge gegen Schäden durch die Beförderung der Kernbrennstoffe (bzw. der sonstigen radioaktiven Stoffe) getroffen ist.“

Soweit das Verkehrsrecht also die Beförderung von Kernbrennstoffen bzw. sonstiger radioaktiver Stoffe regelt, ist folglich die Berücksichtigung alternativ zu führender Nachweise entbehrlich. Das gilt unter Würdigung der in den verkehrsrechtlichen Vorschriften detailliert festgelegten Auslegungskriterien und Nachweismethoden für den Eignungsnachweis der Typ B-Verpackungen als unfallsichere Umschließungen.

2.2 Zwischenlagerung

Rechtsgrundlage für die Zwischenlagerung von Kernbrennstoffen, wie z. B. bestrahlten Brennelementen in externen Transportbehälterzwischenlagern (TBL), ist § 6 des Atomgesetzes (AtG) [11], nach dem die Aufbewahrung von Kernbrennstoffen außerhalb der staatlichen Verwahrung der Genehmigung bedarf. Auf dieser Grundlage wurden seit 1983 die Aufbewahrungsgenehmigungen für die TBL in Gorleben und Ahaus durch das Bundesamt für Strahlenschutz (BfS) (vormals die Physikalisch-Technische Bundesanstalt, PTB) erteilt. Als eine der Genehmigungsvoraussetzungen wird im AtG § 6 (2) Nr. 2 gefordert, dass

„... die nach dem Stand von Wissenschaft und Technik erforderliche Vorsorge gegen Schäden durch die Aufbewahrung der Kernbrennstoffe getroffen ist.“

Wesentliche Voraussetzung für den Eignungsnachweis als Lagerbehälter ist ihre Typ B(U)-Qualifikation, da sie auch problemfrei an- oder abtransportiert werden sollen. Für den Eignungsnachweis als Lagerbehälter sind die Auswirkungen der lagerspezifischen Störfall-Ereignisse maßgebend. Unter sinngemäßer Anwendung der BMI-Störfall-Leitlinien für Kernkraftwerke mit Druckwasserreaktoren werden alle Störfall-Ereignisse untersucht, die das TBL selbst oder die aufbewahrten Kernbrennstoffe beeinträchtigen könnten. Hierbei wird zwischen Auslegungsstörfällen (z. B. Behälterabsturz vom Kran der Lagerhalle) und auslegungsüberschreitenden Ereignissen (z. B. Flugzeugabsturz) unterschieden. Bedeutsam ist die Tatsache, dass die mechanischen Belastungen der zu unterstellenden Handhabungsstörfälle im Zwischenlager in der Regel durch die Typ B-Prüfanforderungen abgedeckt werden. Dies gilt auch für die thermischen Einwirkungen von außen (Kerosinbrand nach Flugzeugabsturz) sowie die mechanischen

Einwirkungen auf den Behälterkörper, die aus einem Flugzeugabsturz resultieren [13, 14].

Zusätzliche Anforderungen für Lagerbehälter ergeben sich aus der Notwendigkeit eines langfristigen (bis zu 40 Jahre) dichten Einschusses des radioaktiven Inhalts, die Dichtheit permanent während dieser Zeit zu überwachen und die Abschirmungs- und Wärmeabfuhrfunktionen langfristig zu bewahren.

Nach diesen Auslegungskriterien für Lagerbehälter ergeben sich bezüglich der Qualifikation des Behälterkörperwerkstoffs keine über das Verkehrsrecht hinausgehenden Anforderungen, wenn die Analyse des Handhabungsstörfalles (Aufprall des Behälters aus maximaler Hubhöhe auf den Hallenboden) ergibt, dass geringere Beanspruchungen als bei der verkehrsrechtlichen Prüfung auftreten.

2.3 Endlagerung

Im Jahre 1982 wurde ein Antrag auf Einleitung des Planfeststellungsverfahrens gemäß § 9 AtG gestellt mit dem Ziel, die ehemalige Eisenerzgrube Konrad in Salzgitter als Endlager für radioaktive Abfälle einzurichten. Im Rahmen der Sicherheitsbetrachtungen für die Auslegung des Endlagers werden auch das Auftreten und die Auswirkungen von Störfällen berücksichtigt. Aus diesen Untersuchungen ergeben sich Anforderungen, die in Endlagerungsbedingungen [15] umgesetzt wur-

den und die bei der Ablieferung der endzulagernden Abfallgebände erfüllt sein müssen. Die Einhaltung der Endlagerungsbedingungen wird im Rahmen der Produktkontrolle [16] geprüft. Neben diesen Anforderungen müssen bei der Anlieferung die jeweils geltenden Vorschriften über die Beförderung gefährlicher Güter eingehalten werden.

Entsprechend der Produktkontrolle [16] dürfen die Behälter bzw. ihre Bauteile

„nur aus Werkstoffen hergestellt werden, die einzeln und in ihrer Gesamtheit nachweislich für den Einsatzzweck der Behälter geeignet sind. ... Die ausgewählten Werkstoffe haben den für die Erzeugnisform gültigen Spezifikationen ... zu entsprechen.“

Auch hier werden keine speziellen Werkstoffe vorgeschrieben, sondern dass diese nach den allgemein anerkannten Regeln der Technik hergestellt, gefügt und geprüft werden und im Rahmen der Bauartprüfung der Behälter ihre Eignung nachgewiesen wurde, wobei besonders auf einen bruchmechanischen Sicherheitsnachweis hingewiesen wird. Es dürfen nur solche Werkstoffe eingesetzt werden, bei denen innerhalb des betrieblich zu erwartenden Temperaturbereiches (tiefste Einsatztemperatur -20 °C) der Behälter bzw. das entsprechende Behälterbauteil nicht durch Sprödbruch bei betrieblichen und störfallbedingten Belastungen (Auslegungsstörfälle) versagen kann.

3 Anforderungen an Gussbehälter

Die sicherheitstechnischen Untersuchungen erfolgen an ausgewählten Referenzfällen (bestehend aus einer definierten Behälterbauart, einem repräsentativen Lastfall und einer vorgegebenen Werkstoffqualität) in Abhängigkeit vom zu erfüllenden Anforderungsniveau. Die Werkstoffqualität wird durch dynamische Fließkurven und dynamische Bruchkennwerte definiert. Der hier als Referenz verwendete Werkstoff und die Eigenschaften des Endlagerfundaments sowie adäquater Modelle werden im weiteren vorgestellt. Die BAM konzentriert sich dabei auf die Aufgaben, die sich aus der sicherheitstechnischen Auslegung gegen mechanische Störfalleinwirkungen ergeben. Die Untersuchungen zur betrieblichen Auslegung sind im Abschlussbericht zum Parallelvorhaben FORM [17] enthalten.

3.1 Referenzbehälter für geringe Anforderungen

Als Referenzbehälter für geringe Anforderungen wurde der Behälter MOSAIK II (Gussbehälter Typ II) mit 100 mm Wanddicke definiert (Abbildung 1). Die sich aus den Rechtsvorschriften für diesen Behälter ergebenden Anforderungen werden im folgenden kurz erläutert.

Im *Verkehrsrecht* ist der Behälter ein Versandstück vom Typ IP-2, der die mechanischen Prüfungen

- (masseabhängiger) Fallversuch (RN 622) aus 1,2 m Höhe und
- Stapeldruckprüfung (RN 623)

bestehen muss, wobei sich die Randnummern (RN) auf [1] beziehen. Es darf zu keinem Entweichen und keiner Ausbreitung des radioaktiven Inhalts kommen (RN 537a). Eine Minderung der Abschirmwirkung, die zu einer Erhöhung der Dosisleistung um mehr als 20 Prozent an irgendeiner Stelle der Außenfläche des Versandstückes führen würde, ist unzulässig (RN 537b).

Im *Zwischenlager* gehört dieser Behälter zur Abfallgebinderkategorie (AGK) I, für die eine Stapelbarkeit im beladenen Zustand von mindestens 6 m Höhe bzw. bis zur maximalen Stapelhöhe ohne Beeinträchtigung der Dichtheit gefordert wird. Bei einem Aufprall mit einer Geschwindigkeit von 4 m/s muss die mechanische Stabilität des Behälters erhalten bleiben und es darf zu keiner erheblichen Freisetzung radioaktiver Aerosole kommen [13, 14].

Für einen Einsatz im geplanten *Endlager* Konrad muss eine Stapelbarkeit im beladenen Zustand von mindestens 6 m Höhe ohne Beeinträchtigung der Dichtheit und Integrität des Behälters gewährleistet sein. Dieser Abfallbehälter gehört zur Abfallbehälterklasse (ABK) I und muss so ausgelegt sein, dass bis zu einer Aufprallgeschwindigkeit von 4 m/s seine Integrität so weit erhalten bleibt, dass bei einer nachfolgenden thermischen Einwirkung (Schadensfeuer mit einer Temperatur von 800 °C während einer Stunde) der Sauerstoffzutritt an das Abfallprodukt so begrenzt ist, dass brennbare Abfallprodukte mit einem Schmelzpunkt über 300 °C nicht mit offener Flamme abbrennen, sondern pyrolysieren [15, 16].

Als Referenzbelastungssituation für betriebliche Beanspruchungen wurde ein Aufprall mit einer Geschwindigkeit von 4 m/s auf das Endlagerfundament definiert, was einem Fall aus 0,8 m Höhe entspricht. Diese Untersuchungen wurden im Rahmen des Forschungsprojektes FORM [17] durchgeführt.

3.2 Referenzbehälter für hohe Anforderungen

Als Referenzbehälter für hohe Anforderungen wurde der kubische Gusscontainer Typ VI mit 150 mm Wanddicke betrachtet (Abbildung 2).

Im *Verkehrsrecht* ist dieser Behälter ebenfalls ein Versandstück vom Typ IP-2, das die Anforderungen aus den mechanischen Prüfungen zur Widerstandsfähigkeit gegenüber normalen Beförderungsbedingungen

- (masseabhängiger) Fallversuch (RN 622) aus 0,3 m Höhe und
- Stapeldruckprüfung (RN 623)

erfüllen muss, wobei sich die Randnummern (RN) wiederum auf [1] beziehen. Auch hier darf es wie beim Referenzbehälter für geringe Anforderungen zu keinem Entweichen und keiner Ausbreitung des radioaktiven Inhalts kommen (RN 537a). Eine Minderung der Abschirmwirkung, die zu einer Erhöhung der Dosisleistung um mehr als 20 Prozent an irgendeiner Stelle der Außenfläche des Versandstückes führen würde, ist unzulässig (RN 537b).

Im *Zwischenlager* gehört dieser Behälter zur Abfallgebindekategorie (AGK) II, für die als Grundanforderung eine Stapelbarkeit im beladenen Zustand von mindestens 6 m Höhe bzw. bis zur maximalen Stapelhöhe ohne Beeinträchtigung der Dichtheit sowie bei einer Aufprallgeschwindigkeit von 4 m/s mechanische Stabilität gefordert wird. Bei einem Fall aus 5 m Höhe bzw. aus der höchsten Stapelposition muss die mechanische Integrität des Behälters erhalten bleiben. Die spezifizierte Dichtheit des Gebindes im Hinblick auf mögliche Aktivitätsfreisetzungen in die Umgebung ist einzuhalten [13, 14].

Für einen Einsatz im geplanten *Endlager* Konrad gilt als Grundanforderung eine Stapelbarkeit im beladenen Zustand von mindestens 6 m Höhe ohne Beeinträchtigung der Dichtheit und Integrität des Behälters. Als Abfallbehälter der Abfallbehälterklasse (ABK) II muss er einem Fall aus 5 m Höhe auf eine für das Endlager repräsentative Unterlage derart standhalten, dass die Gesamtleckagerate (bezogen auf Standardbedingungen wie bei der Dichtheitsprüfung nach der Vakuummethode) nach dem Fall 10^{-4} Pa m³/s nicht überschreitet. Die Wandung der Verpackung muss bis zu einer Aufprallgeschwindigkeit von 4 m/s einen Wärmeleitwiderstand (Produkt aus Schichtdicke und reziproker Wärmeleitfähigkeit) von mindestens 0,1 m² K/W besitzen. Bei einem Schadensfeuer mit einer Temperatur von 800 °C während einer Stunde muss sichergestellt sein, dass die Gesamtleckagerate vor dem Brand kleiner als 10^{-5} Pa m³/s ist und die Stoffmenge des aus der Verpackung freigesetzten Gases während des Brandes und einer Abkühlphase von 24 Stunden einen Wert

von einem Mol nicht überschreitet. Dies gilt als erfüllt, wenn die Gesamtleckagerate nach dem Brand kleiner als 10^{-4} Pa m³/s ist [15, 16].

Als im weiteren untersuchter Referenzstörfall des Referenzbehälters für hohe Anforderungen (Gusscontainer Typ VI) wird sein Absturz aus 5 m Höhe ohne Stoßdämpfer auf einen für das Endlager repräsentativen Untergrund betrachtet. Diese dynamische Lastsituation stellt die größte Anforderung an den Behälter bei den oben genannten Einsatzfällen dar. Ein Aufprall mit einer Geschwindigkeit von 4 m/s entspricht lediglich einer Fallhöhe von 0,8 m. Zudem liegt die höchste Stapelposition unter Berücksichtigung der Höhe des Behälters und des Stollens im Endlager Konrad unterhalb von 5 m.

4 Spannungsanalyse an Gussbehältern

4.1 Grundsätzliche Überlegungen

Während für Betriebsbelastungen – seien sie (quasi-)statisch, dynamisch oder auch zyklisch – quantifizierte Anforderungen an einzuhaltende Festigkeiten, Sicherheitsbeiwerte und Mindestduktilitäten in allgemein anerkannten Regeln der Technik festgelegt sind, ist dies für Unfallbelastungen *nicht* der Fall. Bei konventionellen Bauteilen werden Unfallbelastungen nicht explizit in die Auslegung einbezogen und dementsprechend auch keine über die betrieblichen Anforderungen hinausgehenden Werkstoffanforderungen genannt.

Die Übertragung von Anforderungen aus bestehenden Regelwerken auf die Auslegung der Transport- und Lagerbehälter unter Unfallbelastungen ist deshalb nicht möglich bzw. würde zu einer überkonservativen Auslegung führen. Um dennoch auch für die maßgebenden Unfallbeanspruchungen hinreichende Sicherheit gegen Versagen infolge mechanischer Beanspruchung zu gewährleisten ohne auf Auslegungsvorschriften für betriebliche Beanspruchungen zurückzugreifen, bedarf es daher zusätzlicher adäquater Sicherheitsnachweise. Diese sind dadurch gekennzeichnet, dass unter Berücksichtigung aller Unsicherheiten bei den Lastannahmen, der Beanspruchungsanalyse und den maßgebenden Werkstoffeigenschaften ein Behälterversagen ausgeschlossen werden kann.

Von besonderer Bedeutung ist hierbei die Durchführung von Belastungsversuchen mit Prototypbehältern im Originalmaßstab entsprechend den zu erfüllenden Anforderungen, so dass die für die hier untersuchten Gussbehälter repräsentative, vollständige Werkstoffeigenschaftenmatrix mit den höchstmöglichen Beanspruchungen verknüpft wird. Die im extremen Belastungs- bzw. Fallversuch nachgewiesene Behälterintegrität einschließlich der ermittelten festigkeitsrelevanten Messwerte (Beschleunigungen, Dehnungen) und der nach dem Versuch durchgeführten Dichtheitsprüfungen lässt somit eindeutige Schlussfolgerungen darüber zu, inwieweit die konstruktive Gestaltung und die bei diesem Behälter vorhandene Werkstoffduktilität ausreicht, um die Integrität und Dichtheit des untersuchten Behälters zu gewährleisten. Für Behälter aus Gusseisen mit hohem Anteil an Rezykliermaterial werden im folgenden derartige Fallversuche numerisch simuliert. Damit lassen sich einerseits die Werkstoffeigenschaften leicht variieren und andererseits kann die Sicherheitsmarge abgeschätzt werden, was bei einem realen Fallversuch nicht möglich ist. Die hier dargestellten Betrachtungen sind ausschließlich auf das Verhalten des Behälterkörpers beschränkt.

Bisher durchgeführte Vergleiche von Messergebnissen aus Fallversuchen eines zylindrischen Gussbehälters für radioaktive Stoffe mit sorgfältig durchgeführten Berechnungen [18] zeigten zum Teil Diskrepanzen insbesondere bei der Wiedergabe des zeitlichen Verlaufs der Dehnungen. Derartig unzutreffend berechnete dynamische Beanspruchungszustände hätten unmittelbar zur

Konsequenz, dass ungenaue, ggf. dann nicht konservative Spannungen und Dehnungen im Behälter für die Sicherheitsanalyse zugrunde gelegt würden, was zu einer entsprechend fehlerhaften Sicherheitsaussage führen würde. Somit kommt der Zuverlässigkeit und nachgewiesenen Genauigkeit durchgeführter Berechnungen eine zentrale Bedeutung zu. Die notwendige Zuverlässigkeit von Berechnungen wird zumeist nur auf der Basis eines Vergleiches der Rechnung mit Versuchsergebnissen erreicht [19, 20].

4.2 Versuchsanordnung

Als Referenzstörfall wird der Absturz eines Gusscontainers Typ VI aus 5 m Höhe auf einen für das Endlager Konrad repräsentativen Untergrund untersucht (s. Abschnitt 3). Der Behälter hat eine Wanddicke von 150 mm und gilt daher als dickwandig. *Abbildung 3* zeigt den von der BAM für diese Beanspruchungssituation verwendeten Versuchsaufbau für Endlagerbehälterbauartprüfungen. Der Container fällt dabei ohne Stoßdämpfer auf das Versuchsfundament, das einen mehrschichtigen Aufbau hat, um die Gegebenheiten im Endlager möglichst realistisch abzubilden. Auf einem unnachgiebigen „IAEA-Fundament“ (1000 t-Fundament) wird zur mechanischen Ankopplung eine dünne Sandschicht aufgebracht, die verdichtet wird. Darüber befindet sich das so genannte „Auflagefundament“ aus armiertem Beton der Güte B45, auf das der Behälter bei dem Fallversuch auftritt (*Abbildung 4*). Dieses Fundament stellt eine harte, aber „nachgiebige“ Unterlage dar. (*Die hier beschriebenen Versuchsbedingungen unterscheiden sich daher grundsätzlich von Sicherheitstests aus dem Verkehrsrecht, wo der Behälter mit einem Stoßdämpfer auf eine starre Unterlage fällt.*)

4.3 Verifizierung der numerischen Berechnungen

Die Behälterbeanspruchungsanalyse erfolgt mit der Methode der finiten Elemente (FEM). Alle Berechnungen wurden mit dem kommerziellen dynamischen Finite-Elemente(FE)-Programm ABAQUS/Explicit [21] durchgeführt, das ein speziell für dynamische Berechnungen geeignetes explizites Zeitintegrationsverfahren benutzt. Der oben beschriebene Versuchsaufbau ist dafür in einem Computermodell zu diskretisieren. Ein dreidimensionales FE-Modell, das alle Aspekte der Testanordnung berücksichtigt, wäre allerdings sehr aufwendig. Insbesondere die konstitutiven Gesetze der beteiligten Materialien (neben Beton vor allem die Sandschicht), die Kontakteigenschaften zwischen den einzelnen Schichten und der Einfluss eines Stahlrahmens, in dem das Auflagefundament eingespannt ist, sind deshalb geeignet zu wählen. Die genaue Modellierung von realen Fundamenten ist im allgemeinen schwierig aufgrund vieler Einflussfaktoren und daher auch Gegenstand aktueller Forschungen [22, 23, 24, 25].

Zunächst ist zu überprüfen, inwieweit einfache FE-Modelle zur Ermittlung der Behälterbeanspruchung geeignet (d.h. im numerischen Sinne stabil und genau) sind. Dazu wurde die Diskretisierung eines Gusscontainers Typ VI (noch ohne modellierten Deckel) durch Variation der Anzahl der finiten Elemente in Wanddickenrichtung schrittweise verfeinert (*Abbildung 5*). Auf Grund der Behältersymmetrie genügt ein 1/4-Modell. Der Absturz wird durch die Vorgabe der Anfangsgeschwindigkeit simuliert, wobei die Fallhöhe zum energetischen Ausgleich der Behälterinnenmasse auf 5,59 m erhöht wurde. Der Container fällt zunächst vereinfachend auf eine starre Oberfläche (unnachgiebiges Fundament). Es wurden 8-Knoten-Elemente (C3D8R) mit linearem Verschiebungsansatz und reduzierter Integration benutzt. Das Materialverhalten wurde hier als linear-elastisch (Elastizitätsmodul $E = 162500$ MPa, Poisson-Zahl $\nu = 0,29$ [26]) bei einer Massendichte von 7000 kg m^{-3} modelliert. Es wurden in erster Linie die Dehnungen in der geometrischen Mitte der Seitenwände sowie der Bodenplatte ausgewertet. Die Dehngeschwindigkeiten erreichen Werte bis zu 30 s^{-1} . Bei der Ermittlung dynamischer Fließkurven für verbesserte Materialmodelle muss beachtet werden, dass diese maximale Dehngeschwindigkeit durch die Parameter im Zugversuch abgedeckt ist. Weiterhin zeigt sich, dass die Diskretisierung Einfluss auf die berechneten Dehnungsverläufe hat (*Abbildungen 6 und 7*).

Nach dem Aufprall breiten sich im Container Spannungswellen aus (*Abbildung 8*). Nach 0,2 ms hat die vom Behälterboden ausgehende Wellenfront 1,1 m in Höhenrichtung zurückgelegt (bei einer longitudinalen Wellengeschwindigkeit von 5510 m/s , die sich aus den verwendeten Materialparametern ergibt), was in *Abbildung 8a* gut zu erkennen ist. In *Abbildung 8b* haben die Spannungswellen die Behälteroberseite erreicht. Durch Reflexion der Wellen an der Behälteroberfläche entstehen komplizierte transiente Spannungs- und Verschiebungsfelder, die ihren Ausdruck in oszillierenden Zeitverläufen der Spannungs-, Verzerrungs- und Verschiebungskomponenten finden (*Abbildungen 8c bis 8f*). Insbesondere ist kein zeitlich konstanter Spannungszustand über der Behälterwanddicke zu erkennen, was bei den für einen bruchmechanischen Sicherheitsnachweis verwendeten Spannungen und den zugrunde gelegten Gleichungen zu beachten ist. Es ergeben sich modellabhängig andere Überlagerungen der Spannungswellen (Auslöschung, Verstärkung). Vor allem diese Welleneffekte führen zu den Abweichungen zwischen den Kurven für 3 bzw. 5 Elemente über der Wanddicke in den *Abbildungen 6 und 7*. Das Modell mit einem Element über der Wanddicke weicht jedoch qualitativ von den anderen Modellen ab.

Zur Absicherung der numerischen Stabilität führen die verwendeten finiten Elemente eine künstliche Verzerrungsenergie ein („hourglass control“). Ein FE-Modell, das die Behälterverformung gut beschreiben kann, zeichnet sich durch einen geringen Anteil an künstlicher Verzerrungsenergie aus. Bei einer Verbesserung des Modells sollte sie deshalb abnehmen. *Abbildung 9* zeigt, dass das Modell mit fünf Elementen über der Wanddicke diese Forderung und damit die globale Verformung des Behälters am besten widerspiegelt. Die

Abweichungen gegenüber einem Modell mit drei Elementen über der Wanddicke sind gering. Das einfachste Modell mit nur einem Element über der Wanddicke ist dagegen ungeeignet. Der Zusammenhang zwischen der künstlichen Verzerrungsenergie, dem verwendeten Elementtyp und der Genauigkeit der numerischen Lösung wird z.B. von *Belytschko et al.* [27] diskutiert.

Auch wenn die FE-Berechnungen numerisch genau und stabil sind, sollte ein Vergleich mit experimentellen Daten vorgenommen werden. Damit wird überprüft, ob das Modell alle wesentlichen Effekte enthält. Weil Fallversuche mit Behältern aus rezykliertem Material bisher noch nicht durchgeführt wurden, werden der BAM im Rahmen eines Begutachtungsverfahrens mit einem Container aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit vorliegende Messergebnisse aus Fallversuchen mit Einverständnis des Antragstellers herangezogen und mit den noch folgenden Berechnungsergebnissen genauerer Modelle verglichen [28].

4.4 Verformungsverhalten von Gusseisen

Eine notwendige Voraussetzung zur präzisen Vorausberechnung der Behälterbeanspruchungen in Abhängigkeit von Reststoffart und -anteil (sowie des Herstellungsverfahrens) ist die Kenntnis der dynamischen Fließkurven für rezykliertes Material. Im Vorhaben FORM wurden deshalb von der *Fa. Siempelkamp* einer Ofenschmelze definierter chemischer Zusammensetzung gezielt Legierungselemente zugesetzt, die für die Wiederverwendung von z. B. hochfesten Stählen typisch sind. Zur Ermittlung von statischen und dynamischen Materialkennwerten wurden dann einzelne Testblöcke ausgewählt (*Tabelle 1*). Der Block 1 zeichnet sich durch einen erhöhten Anteil an Mangan aus. Bei dem Block 23 wurden Mn, Ni, Cr und Mo zugesetzt. Während das Gefüge beim Block 1 noch etwa zu einem Viertel Ferrit enthält, ist es bei Block 5 vollständig perlitisch. Für eine weitergehende Darstellung der Werkstoffproblematik wird auf den Abschlussbericht zum Forschungsprojekt FORM [17] verwiesen.

Im Rahmen des Projektes FORM wurden dynamische Zugversuche an Proben aus den genannten Testblöcken bei Raumtemperatur und -20 °C durchgeführt. Die Messkurven wurden der BAM für eine Auswertung zur Verfügung gestellt. Die Bestimmung der dynamischen Fließkurven für Block 1 erfolgte durch Mit-

Tabelle 1:
Chemische Zusammensetzung der Ausgangsschmelze und der Testblöcke 1 und 23 (nach [17])

	Ausgangsschmelze	Testblock 1	Testblock 23
% C	3,60	3,59	3,69
% Si	2,30	2,27	2,22
% Mn	0,32	0,73	0,71
% P	0,015	0,016	0,014
% S	0,007	0,008	0,008
% Cu	0,20	0,19	0,19
% Ni	0,04	0,04	0,48
% Cr	0,15	0,14	0,40
% Mo	0,011	0,018	0,052
% Mg	0,038	0,05	0,05

telung von jeweils drei Messkurven. *Abbildung 10* zeigt die Spannung über der Dehnung bei Raumtemperatur bis zur Gleichmaßdehnung in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit. Tendenziell ist mit wachsender Dehngeschwindigkeit eine Erhöhung der Fließspannung zu erkennen. Die Werkstoffqualität und die Prüftemperatur beeinflussen das Maß dieser dynamischen Überhöhung. Eine Abnahme der Temperatur sowie eine Verschlechterung der Werkstoffqualität führen zur Verringerung der Duktilität.

Im Dehngeschwindigkeitsbereich oberhalb 1 s^{-1} weisen die vorliegenden Messkurven für Block 1 starke Streuungen auf, was auf die angewendeten Standardauswertungsmethoden des Zugversuchs zurückzuführen ist, deren Voraussetzungen im hier interessierenden Dehngeschwindigkeitsbereich wegen auftretender Trägheitseffekte nicht mehr vollständig erfüllt waren. Bei den danach durchgeführten Zugversuchen an Proben aus dem Testblock 23 wurden deshalb die Untersuchungen bei der quasistatisch üblichen Dehngeschwindigkeit von 10^{-4} s^{-1} in Anlehnung an bestehende Normen wie die DIN EN 10 002 durchgeführt und die Kraft mit der Kraftmessdose der Prüfmaschine (*Schenck*; 250 kN), die Verlängerung mit einem Wegaufnehmer gemessen. Für die höheren Dehngeschwindigkeiten waren alle Proben im Schulterbereich mit Foliendehnmessstreifen (DMS) instrumentiert, um eine trägheitsfreie Kraftmessung zu ermöglichen. Die statischen Versuche wurden dazu benutzt, im linear-elastischen Anstieg den mittleren Kalibrierfaktor für diese Instrumentierung zu gewinnen, der dann bei allen Versuchen zur Auswertung verwendet wurde [29].

Die mit diesen trägheitsfreien Kraft- und Dehnungsmesstechniken gemessenen wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven für Block 23 bei Raumtemperatur sind in *Abbildung 11* angegeben. Sie sind auch bei Versuchswiederholung gut reproduzierbar. Deutlich ist eine Abnahme der Bruchdehnung mit steigender Dehngeschwindigkeit zu erkennen. Entsprechend *Abbildung 12* steigt die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ nichtlinear mit der Dehngeschwindigkeit. Dagegen wächst die Zugfestigkeit R_m vergleichsweise nur wenig an, weil gleichzeitig die Verformung bis zum Bruch stark abnimmt. Die Abnahme der Werte für die Bruchdehnung A und die Brucheinschnürung Z von annähernd 1,5 Prozent auf Werte von nur noch 0,3 Prozent zeigt das sehr deutlich (*Abbildung 13*). Hinsichtlich der Bruchdehnung A ist anzumerken, dass die angegebenen Werte bereits um die Spaltbreite korrigiert sind, die beim Ausmessen der aneinander gelegten Probenhälften wegen der Bruchflächenrauigkeit bis zu 0,8 mm betrug. Bei den angegebenen Bruchdehnungen handelt es sich also praktisch um „wahre“ Werte, während die unkorrigierten Werte ca. zwei Prozent höher liegen würden. Bei einigen Versuchen wurde auch der Elastizitätsmodul aus dem Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Kurven bestimmt, der mit zunehmender Dehngeschwindigkeit leicht sinkt (*Abbildung 14*) [29]. Bei dem für die untersuchte Beanspruchungssituation typischen Dehngeschwindigkeitsbereich von 1 s^{-1} bis 10 s^{-1} ergibt sich ein Elastizitätsmodul, der mit dem Wert für duktilen Gusseisen mit Kugelgraphit vergleichbar ist. In An-

lehnung an *Frenz* [26] wird deshalb für die weiteren Berechnungen ein Wert von 162 500 MPa festgelegt.

Die Berücksichtigung des im Zugversuch gemessenen Werkstoffverhaltens in FE-Simulationen erfordert die Definition eines Materialgesetzes, das die Werkstoffcharakteristik hinreichend gut beinhaltet und möglichst im verwendeten FE-Programm bereits implementiert ist, sowie die Bestimmung der zugehörigen Materialparameter. Ein üblicher Ansatz zur Beschreibung des hier beobachteten viskoplastischen Werkstoffverhaltens ist die Cowper-Symonds-Beziehung [30]

$$\dot{\epsilon}^p = \gamma \left(\frac{\sigma}{\sigma_0(\dot{\epsilon}^p)} - 1 \right)^n \quad (1)$$

(bzw. ihre dreidimensionale Verallgemeinerung nach *Perzyna* [31]) für den Zusammenhang zwischen der plastischen Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}^p$ und der dynamischen Fließspannung σ . Die anderen Größen γ , n und die statische Fließkurve $\sigma_0(\dot{\epsilon}^p)$ sind passend für den untersuchten Werkstoff zu wählen. Dafür gibt es verschiedene Herangehensweisen. Häufig wird die bei der kleinsten Dehngeschwindigkeit gemessene Fließkurve als statische Kurve im Sinne von Gl. (1) definiert, die genau genommen aber nicht gemessen werden kann. Die anderen Messkurven beziehen sich dann auf diese quasistatische Kurve. Nach dieser Methode wurden für den Block 1 die Materialparameter

$$\begin{aligned} \gamma &= 1,60 \times 10^5 \text{ s}^{-1} \\ n &= 4,28 \end{aligned}$$

mittels einer Ausgleichsrechnung ermittelt. Die Ungenauigkeit der für Block 1 vorliegenden Messkurven bei kleinen Dehnungen erschwerte dabei Aussagen zur Streckgrenze, die aber hier wegen der nur kleinen erwarteten plastischen Dehnung besonders wichtig war.

Eine bessere Herangehensweise ist es jedoch, auch die quasistatische Messkurve für $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ als eine dynamische Fließkurve aufzufassen, da in *Abbildung 12* für diese Dehngeschwindigkeit bereits eine deutliche dynamische Verfestigung zu erkennen ist. Die Bestimmung der Materialparameter erfolgt in diesem Fall anhand der $R_{p0,2}^{dyn}$ - $\dot{\epsilon}$ -Darstellung (*Abbildung 12*), mit der die unbekanntesten Größen $R_{p0,2}^{stat}$, γ , n in der Gleichung

$$R_{p0,2}^{dyn} = R_{p0,2}^{stat} \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\gamma} \right)^{1/n} \right] \quad (2)$$

berechnet werden, wobei $\dot{\epsilon}$ die Gesamtdehngeschwindigkeit im Zugversuch ist. Im Hinblick auf Gl. (1) ist allerdings die Bedingung $\dot{\epsilon}^p \approx \dot{\epsilon}$ zu fordern, da sonst auch σ berücksichtigt werden müsste. Für kleine plastische Dehnungen sind die Materialparameter deshalb geringfügig fehlerbehaftet. Für drei Wertepaare $R_{p0,2}^{dyn}(\dot{\epsilon})$ erhält man ein nichtlineares Gleichungssystem, das für Block 23 bei Raumtemperatur numerisch gelöst wurde:

$$\begin{aligned} R_{p0,2}^{stat} &= 331,5 \text{ MPa} \\ \gamma_{p0,2} &= 2,37 \times 10^4 \text{ s}^{-1} \\ n &= 8,70 \end{aligned}$$

Die Normierung von $R_{p0,2}^{dyn}$ der quasistatischen Fließkurve ($\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$) auf $R_{p0,2}^{stat}$ ergibt bei vorausgesetzter Ähnlichkeit beider Kurven die „wahre“ statische Streckgrenze von 284 MPa.

4.5 Untersuchung der Einflussparameter

4.5.1 Nachgiebigkeit des Untergrundes

Die Modellierung des Lagerfundaments hat großen Einfluss auf die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse. Die Energieeinleitung in das Fundament bzw. in den Boden ist entscheidend für die im Behälter verbleibende Energie und damit für seine Beanspruchung. Zur Verifizierung der Berechnungsmodelle werden die erhaltenen numerischen Ergebnisse den experimentellen Ergebnissen aus Fallversuchen mit einem Gusscontainer Typ VI aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit gegenübergestellt [28]. Aus der Messung ist der Zeitverlauf der Dehnungen an ausgewählten Stellen auf der Behälteroberfläche bekannt (*Abbildung 15*). Da die elastischen Eigenschaften von Gusseisen mit erhöhtem Reststoffanteil vergleichbar mit denen von duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit sind (s. Abschnitt 4.4), können diese Messungen als Kriterium für eine realistische Modellierung des Fallfundaments dienen, sofern sich der Gussbehälter elastisch verhält. Zumindest an der für die Vergleiche ausgewählten Messstelle M3.1i in der Mitte der Bodenplatte ist diese Voraussetzung stets erfüllt. Als Fundamentmodelle werden ein unnachgiebiger Untergrund (entspricht dem starren so genannten IAEA-Fundament [1]), der einfachste reale (d. h. nachgiebige) Untergrund, bestehend aus einem elastisch-plastischen Halbraum, und ein aufwendiges Schichtmodell untersucht (*Abbildung 16*).

Für den Behälterabsturz auf einen unnachgiebigen Untergrund wird das FE-Modell nach *Abbildung 5c* betrachtet. Eine starre Oberfläche (Elemente R3D4) bildet das Fundament. Der Einfluss des Deckelsystems auf die ausgewerteten Dehnungen in der Bodenplatte kann vernachlässigt werden. Das Gusseisen des Behälterkörpers wird elastisch modelliert (Elastizitätsmodul $E = 162\,500 \text{ MPa}$, Poisson-Zahl $\nu = 0,29$ [26]) mit einer Massendichte von 7000 kg m^{-3} .

Die gemessenen Dehnungen in der Bodenplatte zeigen am Anfang einen halbsinusförmigen Verlauf, der durch das numerische Modell nicht widerspiegelt wird (*Abbildung 17*). Es handelt sich dabei um einen Biegeeffekt, der von hochfrequenten Spannungswellen überlagert ist. Außerdem sind die Dehnungen in der Simulation mehrfach größer (insbesondere für Zeiten $> 5 \text{ ms}$), da das Fundament hier im Gegensatz zum Versuch unnachgiebig ist. Ähnliche Zeitverläufe ergeben sich für die Dehnungen in einer Behälterwand. Die maximalen Spannungen (einzelne Spannungskomponenten) betragen etwa 400 MPa . Die größten Beanspruchungen treten an den einspringenden Kanten des Modells auf. Sie werden allerdings überschätzt, da die Hohlkehlen eines realen Behälters nicht modelliert wurden.

Eine Verbesserung des Modells wird durch die Simulation des Fundaments als elastisch-plastischer Halbraum erreicht. Dabei ist eine Übertragung von Spannungswellen (verbunden mit einem Energieeintrag) in den Boden möglich. Der Untergrund kann sich verformen, was bei einer Durchbiegung der Bodenplatte ein teilweises Eindrücken des Behälters in das Fundament ermöglicht. Der Behälterwerkstoff wird weiterhin linear-elastisch modelliert. Der Halbraum besteht aus Volumenelementen (C3D8R), die außer an den Symmetrieebenen und dem oberen Rand von infiniten Elementen (CIN3D8) umgeben sind. Der Behälterboden und die Oberfläche des Fundaments sind als Kontaktflächen ausgelegt.

Das von der BAM für einen nachgiebigen Untergrund verwendete Prüfstandfundament (*Abbildung 4*) ist so ausgelegt, dass seine Widerstandsfähigkeit beim Aufprall eines Behälters der Abfallbehälterklasse II so groß ist wie der in der Schachanlage Konrad ungünstigstenfalls auftretende Widerstand des Gesteinsuntergrundes. Aus umfangreichen felsmechanischen Untersuchungen [32] sind der Reibungswinkel φ und die Kohäsion c des Gesteins in der für das Endlager vorgesehenen Schicht „Mittlerer Korallenoolith“ bekannt (*Tabelle 2*). In einem Gutachten [33] wurde festgestellt, dass das Gestein im Bereich des Oberen Lagers in seinem Widerstand etwa dem eines Betons der Güte B45 entspricht, während die Bereiche Zwischenmittel und Unteres Lager durch die Betongüte B35 abgedeckt werden. Das Auflagesfundament besteht deshalb im Versuch und in der Rechnung konservativ aus einem Beton der Güte B45.

Zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens von Beton ist das Drucker-Prager-Modell geeignet [34, 35]. Das FE-Programm ABAQUS enthält dazu den linearen Ansatz [21]

$$F = \sigma_v - \sigma_h \tan \beta - d = 0 \quad (3)$$

mit der von Mises-Vergleichsspannung

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} \quad (4)$$

wobei $s_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_h \delta_{ij}$ der Spannungsdeviator, σ_{ij} der Spannungstensor und $\sigma_h = -\sigma_{kk} / 3$ die hydrostatische Druckspannung sind.

Tabelle 2:
Ergebnisse felsmechanischer Untersuchungen nach [32] und berechnete Materialparameter d , β für ABAQUS

Ort	Gesteinsart	c [MPa]	φ [°]	d [MPa]	β [°]
Oberes Lager	Kalkmergel bis Kalkstein	8,99	52,3	14,93	65,05
Zwischenmittel	Kalkmergel bis Kalkstein	10,15	38,8	20,00	57,74
Zwischenmittel	Mergelstein	4,63	38,9	9,11	57,81
Unteres Lager	Eisenoolith	9,14	37,2	18,24	56,56

Die Kohäsion des Materials

$$d = \frac{6 c \cos \varphi}{3 - \sin \varphi} \quad (5)$$

und der Reibungswinkel

$$\tan \beta = \frac{6 \sin \varphi}{3 - \sin \varphi} \quad (6)$$

lassen sich durch die gemessenen Parameter c , φ des Mohr-Coulomb-Modells ausdrücken (s. *Tabelle 2*). Für einen Beton der Güte B45 findet man basierend auf einem BAM-Forschungsbericht [36] die Materialparameter $d = 8,99$ MPa und $\beta = 66,1^\circ$. In Anbetracht dieser Werte und der *Tabelle 2* beträgt das Verhältnis d/σ_c mit der Druckfestigkeit σ_c also ungefähr $1/4$. Als mittlere Kohäsion im Drucker-Prager-Modell für Beton B45 wird deshalb $d = \sigma_c/4 = 11,25$ MPa definiert, womit wegen Gl. (3) in eindimensionaler Form auch der Reibungswinkel $\beta \approx 66^\circ$ folgt. Das elastische Verhalten des Betons wird durch die Konstanten $E = 37\,000$ MPa und $\nu = 0,21$ beschrieben [37]. Die Massendichte beträgt $2\,340$ kg/m³.

Abbildung 18 zeigt den berechneten Dehnungsverlauf in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte für einen elastisch-plastischen Halbraum mit diesem Betonmodell als Fallfundament. Er ist im Vergleich zu *Abbildung 17* glatter und weist geringere Amplituden auf, was auf die Verformbarkeit des Untergrundes zurückzuführen ist. Eine Plastifizierung des Betons trat nur an der Auftreffstelle des Containers auf (und damit hinreichend weit entfernt von den infiniten Elementen, die elastisches Materialverhalten erfordern). Auch bei einer Simulation des Fundaments als elastisch-plastischer Halbraum werden die realen Fundamenteigenschaften nur unzureichend beschrieben. Die Amplituden der berechneten Dehnungsverläufe sind weiterhin zu groß und ihre Zeitabhängigkeit stimmt nicht mit vorhandenen Messungen überein. Mit solchen vereinfachten Modellen lässt sich die für die Spannungsanalyse im Rahmen des Vorhabens geforderte Genauigkeit nicht erreichen, da sie die realen Eigenschaften des Lagerfundaments nur unzureichend widerspiegeln [38].

Es wurde deshalb eine weiter verfeinerte Modellierung der Versuchsanordnung (*Abbildung 4*) vorgenommen. Im Schichtenmodell (*Abbildung 19*) trifft der Container auf eine Betonplatte mit dem oben angegebenen Materialmodell für Beton B45. Die im IAEA-Fundament eingesetzte Stahlplatte wird als ein elastischer Halbraum mit den Parametern $E = 210\,000$ MPa, $\nu = 0,3$ und der Massendichte $\rho = 7\,850$ kg/m³ betrachtet, der aus Volumenelementen (C3D8R) besteht, die außer an den Symmetrieebenen und dem oberen Rand von infiniten Elementen (CIN3D8) umgeben sind. Zwischen der Betonplatte und dem IAEA-Fundament befindet sich eine verdichtete Sandschicht ($\rho = 2000$ kg/m³), die von einem Stahlrahmen umgeben ist. Die Schichtdicke ist klein gegen die seitliche Ausdehnung der Schicht. Der Sand kann deshalb seitlich kaum ausweichen und wird sich zusammendrücken. Einer der bodenmechanischen Standardversuche wird gerade unter diesen Bedingungen durchgeführt. Im Ödometer (einaxiales Kompressionsgerät) wird eine flache Boden-

probe in einem Metallring eingebaut und vertikal belastet. In derartigen Versuchen wurde für den Sand ein „Steifemodul“ E_{SM} von 106 MPa ermittelt [39], der mit

$$E_{SM} = E \frac{1 - \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (7)$$

durch einen äquivalenten Elastizitätsmodul von 79 MPa für eine angenommene Poisson-Zahl von 0,3 angenähert werden kann [40]. Der Behälterboden, die Ober- und Unterseiten des Auflagefundaments und der Sandschicht sowie die Oberfläche des IAEA-Fundaments sind als reibungsfreie Kontaktflächen ausgeführt.

Mit diesem FE-Modell zeigt die Dehnung der Bodenplatte den im Experiment beobachteten halbsinusförmigen Verlauf, der eine von dem nun „weicher“ modellierten Untergrund geförderte starke Biegung der Bodenplatte in das Behälterinnere darstellt (*Abbildung 20*). Allerdings sind die Amplituden der Oszillationen zu groß. Der Anfang der Kurve hängt vom Auftreffwinkel (typisch $< 1^\circ$) beim Fallversuch ab, denn der Behälter trifft im Experiment nicht ideal plan auf. Die berechnete bleibende Einprägung im Fundament von ungefähr 0,3 mm und die maximale vertikale Verschiebung der Bodenplatte des Behälters von etwa 10 mm werden durch die Sichtprüfung nach dem Fallversuch und Beschleunigungsmessungen bestätigt.

4.5.2 Werkstoffdämpfung

Bisher wurden die Dämpfungseigenschaften des Gusswerkstoffs vernachlässigt. Ihr Einfluss wird durch Einführung einer zusätzlichen „Dämpfungsspannung“ [21]

$$\sigma_d = \beta_R D^d \dot{\varepsilon} \quad (8)$$

proportional zur Dehngeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ und zur momentanen elastischen Materialsteifigkeit D^d berücksichtigt. Der Dämpfungsfaktor

$$\beta_R = 2 \frac{\xi_i}{\omega_i} \quad (9)$$

gibt die Dämpfung ξ_i für die Frequenz ω_i an. Für alle Schwingungsmoden in einem Element gilt der gleiche Dämpfungsfaktor. Er bedämpft damit auch die höchste Schwingungsmoden im Modell, die das stabile Zeitinkrement des expliziten Zeitintegrationsverfahrens bestimmt und von der kleinsten Elementkantenlänge im Modell abhängt. Insgesamt ergibt sich so eine Abhängigkeit des Dämpfungsfaktors von der Diskretisierung. Er ist deshalb *keine* Materialkonstante. Zur Einstellung der Dämpfung bietet sich vielmehr das Verhältnis $\beta_R / \Delta t_0$ mit dem Anfangszeitinkrement ohne Dämpfung an. Für *Abbildung 21* wurde ein Wert von 0,7 gewählt. Mit diesem Dämpfungsfaktor stimmen die berechneten Kurven gut mit den gemessenen Dehnungsverläufen überein. Allerdings hängt auch das Dämpfungsverhalten von der Werkstoffqualität ab und der gewählte Parameter ist nur für duktilen Gusseisen mit Kugelgraphit zutreffend. Für Gusseisen mit erhöhten Anteilen metallischer Reststoffe sind entsprechende Untersuchungen an Materialproben und ggf. Versuche mit einem Originalbehälter erforderlich, um auch die Eigenschaften der Behälterkonstruktion bei entsprechendem

Werkstoffverhalten zu berücksichtigen. Aus diesem Grund wird für die noch folgenden Berechnungen mit $\beta_{\text{R}}/\Delta t_0 = 0,5$ eine etwas geringere Dämpfung verwendet.

4.5.3 Fallhöhe

Mit dem Modell nach *Abbildung 19* wurde der Einfluss der Fallhöhe auf die Behälterbeanspruchung untersucht. Auf Grund des nichtlinearen Zusammenhangs zwischen der Fallhöhe und der Stoßkraft beim Auftreffen auf den Untergrund tritt eine deutliche Verringerung der berechneten Dehnungen erst bei kleinen Fallhöhen (unterhalb 1 m) auf (*Abbildung 22*). Der charakteristische Zeitverlauf der Dehnungen in der Bodenplatte des Behälters ist unabhängig von der Fallhöhe. Der Behälter hebt stets nach einer Kontaktzeit mit dem Fundament von 5 ms vom Auflagefundament ab.

4.5.4 Behälterauffreffwinkel

Die Abweichungen der gemessenen und berechneten Dehnungen in *Abbildung 21* für Zeiten kleiner als 2 ms deuten auf einen signifikanten Einfluss des Behälterauffreffwinkels auf die Beanspruchungsverhältnisse im Behälter hin. Deshalb wurde unter Ausnutzung der Symmetrie ein FE-Halbmodell des Gusscontainers Typ VI ohne modellierten Deckel mit einem elastisch-plastischen Halbraum als Fallfundament für Berechnungen mit einem Auftreffwinkel von 1° entwickelt (*Abbildung 23*). Der Behälter verhält sich linear-elastisch. Der elastisch-plastische Halbraum wurde mit dem Druker-Prager-Ansatz für Beton modelliert. Die Materialparameter entsprechen denen im Abschnitt 4.5.1. Die Berechnungsergebnisse (*Abbildung 24*) sind deshalb direkt vergleichbar mit *Abbildung 18*, aus der der berechnete Zeitverlauf für die Dehnungen in der Bodenplatte ohne Auftreffwinkel entnommen wurde. Beide Kurven weichen qualitativ voneinander ab. Wenn der Behälter plan auf dem Auflagefundament auftrifft, wird die innere Oberfläche des Behälterbodens zunächst auf Zug beansprucht. Bei einem von null verschiedenen Auftreffwinkel biegt sich der Behälterboden aber zunächst nach außen bis er auf dem Fundament aufliegt, was zu einer Druckbeanspruchung an der betrachteten Messstelle M3.1i führt. Bereits bei einem Winkel von 1° sind die maximalen Dehnungen um mehr als den Faktor 2 kleiner. Allerdings gilt dies nur für die Maximalwerte und nicht generell. Deshalb muss bei dynamischen Berechnungen stets auch der Zeitverlauf der untersuchten Größe betrachtet werden. Für die maximale Beanspruchung muss der Behälter plan auf dem Fundament auftreffen.

4.6 Rechnerische Spannungsanalyse

4.6.1 Finite-Elemente-Modell

Auf der Grundlage der in den vorherigen Abschnitten gewonnenen Erkenntnisse zur Modellierung sowohl des Versuchsaufbaus als auch der verwendeten Materialien wurde ein FE-Viertelmodell des Gusscontainers Typ VI mit Deckel und Versuchsfundament für die Span-

nungsanalyse entwickelt (*Abbildung 25*). Das Fundament entspricht einschließlich der verwendeten Materialgesetze dem Schichtmodell nach *Abbildung 19* (s. Abschnitt 4.5.1). Für den Behälterwerkstoff wird das für den Testblock 23 ermittelte elastisch-viskoplastische Materialmodell mit der Massendichte $\rho = 7\,000 \text{ kg/m}^3$, den elastischen Eigenschaften $E = 162\,500 \text{ MPa}$, $\nu = 0,29$ sowie den Parametern des „overstress“-Modells Gl. (1) aus Abschnitt 4.4 benutzt. Alle Teile des FE-Modells sind durch reibungsfreie Kontaktflächen miteinander verbunden.

Bei der Gestaltung des FE-Netzes sind die strukturellen Gegebenheiten kubischer Behälter zu beachten. In den einspringenden Ecken und Kanten treten naturgemäß Spannungssingularitäten auf. Bei der untersuchten Behälterbauart wird dies durch Hohlkehlen verhindert. In den bisherigen FE-Modellen wurde zur Reduzierung des Aufwands auf eine detaillierte Modellierung dieser Bereiche mit finiten Elementen verzichtet. Wenn sich der Behälter plastisch verformen kann, müssen die Hohlkehlen jedoch berücksichtigt werden. Ansonsten würden in diesen Bereichen unrealistische plastische Verformungen ermittelt werden.

In *Abbildung 26* ist der Deckelbereich des Viertelmodells nach *Abbildung 25* separat dargestellt. Am Behältergrundkörper sind die sechs modellierten Schrauben zu erkennen. Sie wurden stark vereinfachend durch ein lineares Federmodell beschrieben, das u. a. eventuelle Biegungen der Schrauben nicht erfassen kann. Die Federkonstante

$$C_s = \frac{E_s A_s}{l_k} \quad (10)$$

folgt aus dem Elastizitätsmodul E_s des Schraubensmaterials, dem Spannungsquerschnitt A_s und der konstruktionsbedingten freien Klemmlänge l_k [41]. Mit $E_s = 205\,000 \text{ MPa}$, $A_s = 817 \text{ mm}^2$ (für eine Schraube M36; [42]) und $l_k = 62 \text{ mm}$ erhält man für die Federkonstante den Wert $2,7 \times 10^6 \text{ MPa mm}$.

4.6.2 Ergebnisse

Mit den oben begründeten Modellannahmen wurde der Absturz eines Gusscontainers Typ VI aus einem Werkstoff mit hohem Rezyklieranteil berechnet. Damit stehen alle Komponenten des Spannungs- und Verzerrungstensors über der Zeit an jedem Ort des Behälters für eine Auswertung zur Verfügung. An den durch *Abbildung 15* definierten Auswertestellen kam es nur im Bereich der Hohlkehlen zu einer geringfügigen Plastifizierung. Die Berechnungsergebnisse an den anderen Stellen sind daher nahezu unabhängig vom verwendeten (visko)plastischen Materialgesetz, was durch die Messungen bei Fallversuchen mit einem Gussbehälter aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit (und folglich sogar bei einer geringeren Streckgrenze) bestätigt wird [28]. Deshalb ist analog zu den bisherigen Abbildungen eine Verifizierung auch der Berechnungsergebnisse bei diesem Materialverhalten eingeschränkt möglich.

In *Abbildung 27* werden die Berechnungsergebnisse ohne Dämpfung mit zwei Fallversuchen (V777B, V777; Fall aus 5,59 m Höhe plan auf den Behälter-

boden) für die Messstelle M3.1i verglichen. Die bei den Experimenten verwendeten Auflagefundamente hatten beide die *Mindestgüte* B45, was gewisse Schwankungen bei den mechanischen Eigenschaften des Betons zulässt. Im Versuch V777B trifft der Behälter fast ideal plan auf. Beim Versuch V777 ist zu Beginn eine Druckbeanspruchung für die Mitte der Bodenplatte an der inneren Oberfläche zu erkennen, die typisch für einen von null verschiedenen Auftreffwinkel ist (s. *Abbildung 24*). Trotzdem sind die gemessenen maximalen Dehnungen in diesem Versuch sogar größer, was auf eine höhere Festigkeit bzw. höhere Güte als B45 des Betonauflagefundaments zurückzuführen ist. Bei der Beurteilung der Berechnungsergebnisse muss also berücksichtigt werden, dass auch die Versuchsergebnisse einer gewissen Schwankungsbreite unterliegen. *Abbildung 28* zeigt die gleichen Zusammenhänge, wenn die oben definierte Dämpfung für das Gusseisen in den Berechnungen berücksichtigt wird. *Abbildung 29* zeigt die entsprechenden Kurvenverläufe für die Messstelle M3.2i. Die Oszillationen in den berechneten Zeitverläufen decken in etwa die zwischen den verschiedenen Versuchen gefundenen Abweichungen ab. Die *Abbildungen 28 bis 48* vergleichen die berechneten Dehnungen (abgesehen von der Hohlkehlen und redundanten Rosettendehnmessstreifenmessungen) an allen beim Fallversuch ausgewerteten Messstellen. Insgesamt ist eine gute Übereinstimmung zu erkennen. Um einen Vergleich zwischen den einzelnen Abbildungen zu erleichtern, wurde überwiegend die gleiche Achsen-einteilung gewählt.

Auch die berechneten Schraubendehnungen (*Abbildungen 47 und 48*) stimmen trotz des sehr einfachen Federmodells gut mit den Messwerten überein. Offensichtlich kommt es nur zu einer geringen Biegebeanspruchung der Deckelschrauben. Die Schraubenvorspannung von 30 Prozent der Streckgrenze des Schraubenmaterials wird vernachlässigt. Für eine noch realistischere Simulation der Schraubenverbindung zwischen Deckel und Behälterkörper sollte die Schraubenvorspannung aber berücksichtigt werden. In den vorliegenden Messwerten ist sie wegen der Kalibrierung der Messeinrichtung erst im vorgespannten Montagezustand ebenfalls nicht enthalten.

Die Verformung des Gusscontainers Typ VI zu unterschiedlichen Zeiten nach dem Aufprall auf den nachgiebigen Untergrund zeigt *Abbildung 49* mit 50facher Vergrößerung. Man erkennt höher angeregte Schwingungszustände der Behälterseitenwände. Der Deckel wird wegen der unterschiedlichen Länge der Behälterkanten ungleichmäßig belastet, d. h. während er an einer Stelle auf dem Behälterkörper aufliegt, hebt er zur gleichen Zeit an einer anderen Stelle ab. Dieses Verhalten des Deckels bei einem kubischen Behälter unterscheidet sich grundsätzlich von der gleichmäßigen Deckelbeanspruchung bei einem zylindrischen Behälter. Das Eindringen des Deckels in den Behältergrundkörper in den *Abbildungen 49a oder 49f* ist nur scheinbar und auf die Vergrößerung der Verschiebung für eine bessere grafische Darstellung zurückzuführen.

In den Hohlkehlen und an der äußeren Ecke kommt es zu einer geringen plastischen Verformung des Con-

tainermodells. Die plastische Vergleichsdehnung in den Hohlkehlen zeigt *Abbildung 50*. Ihren Maximalwert erreicht sie in der Berandung der Bodenplatte mit einem Wert von 0,15 Prozent. Die von Mises-Vergleichsspannung war also stets kleiner als die dynamische 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ im Materialmodell für den Testblock 23. Die plastischen Dehnungen in den Hohlkehlen unter dem Behälterdeckel erreichten lediglich 0,0008 Prozent. Demnach lag dort die maximale Vergleichsspannung in der Nähe der dynamischen Streckgrenze des Materials. In dem für die hier untersuchte Beanspruchungssituation typischen Dehngeschwindigkeitsbereich von 1/s bis 10/s erhält man eine dynamische Überhöhung der Spannung mit einem Faktor von 1,31 bis 1,41. Die Vergleichsspannung erreichte demnach zumindest kurzzeitig und stark lokalisiert in den Hohlkehlen am Rand des Behälterbodens maximal 467 MPa und des Deckelbereichs maximal 400 MPa. Diese Spannungswerte überschätzen aber vermutlich die wahren Spannungen im Behälter, da konservativ davon ausgegangen wird, dass die plastische Verformung zum Zeitpunkt der höchsten auftretenden Dehngeschwindigkeit erfolgte. Zudem sollte das FE-Modell für genauere Aussagen in der Hohlkehle weiter verfeinert werden, was am auftretenden Gradienten der plastischen Vergleichsdehnung innerhalb eines einzelnen Elementes in Hohlkehlenmitte zu erkennen ist. Insgesamt liegen die gefundenen Dehnungen weit unterhalb der Bruchdehnung des Werkstoffs.

An der äußeren Ecke des Containermodells tritt jedoch eine plastische Vergleichsdehnung von 2,72 Prozent auf (*Abbildung 51*). Auf Grund der starken Lokalisierung der Verformung ist von einer gewissen Abhängigkeit dieses Wertes von der im FE-Netz gewählten Diskretisierung auszugehen. Aus sicherheitstechnischer Sicht ist zu bemerken, dass es sich hier aber lediglich um eine *Druckverformung* handelt. Andererseits beschreibt das FE-Modell den Gusscontainer Typ VI an dieser Stelle für eine abschließende Beurteilung nicht hinreichend genau, da sich bei einer realen Behälterkonstruktion hier Eckbeschläge befinden (s. *Abbildung 2*).

Von großer Bedeutung für die bruchmechanische Bewertung ist die Höhe und Verteilung der größten Hauptspannung im Behälter (*Abbildung 52*). Der höchste Wert tritt mit maximal 325 MPa in der Mitte der Bodenplatte auf (*Abbildung 52c*). Dann folgen in der Mitte des Behälterdeckels eine Spannung von maximal 250 MPa (*Abbildung 52b*) und in der Hohlkehle an der senkrechten Behälterkante von 200 MPa (*Abbildung 52c*). Der letzte Wert ist als fehlerbehaftet anzusehen, weil das sehr einfache FE-Netz in den Hohlkehlen keine genauen Angaben zur Höhe der Spannung zulässt.

5 Beurteilungsmethoden für Gussbehälter

5.1 Bruchmechanische Auslegung

Die Bewertung der Bruchsicherheit erfolgt durch einen Vergleich bruchmechanischer Beanspruchungsparameter und den die Widerstandsfähigkeit gegen Rissinitiierung (Risseinleitung) bzw. Rissausbreitung charakterisierenden bruchmechanischen Werkstoffkennwerten. Entsprechend den IAEA-Empfehlungen ST-2, Appendix VI [10] liegt dabei das Hauptkriterium in der Verhinderung der Rissinitiierung. Diese bruchmechanischen Anforderungen wurden von der BAM bereits 1985 in ein sicherheitstechnisches Konzept für Transport- und Lagerbehälter aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit umgesetzt [43, 44]. Durch die Begrenzung der maximalen Nennzugspannungen auf die halbe 0,2%-Dehngrenze des Werkstoffs sowie die Festlegung spezifischer Mindestanforderungen an die Werkstoffqualität bezüglich Gefügestand, Duktilität und Festigkeit und an die zerstörungsfreie Werkstoffprüfung zum Ausschluss rissartiger Fehler kritischer Größe wurde ein bruchmechanisches Versagen des Behälters ausgeschlossen. Durch detaillierte Werkstoffspezifikationen wird ein „lower bound“-Wert der Bruchzähigkeit garantiert, dessen Einhaltung dann am Serienbehälter im einzelnen nicht mehr nachgewiesen werden muss. Sind die o. g. Voraussetzungen zur Anwendung dieses etablierten Sicherheitskonzeptes für eine Behälterbauart jedoch nicht erfüllt, dann ist ein weitergehender bruchmechanischer Sicherheitsnachweis erforderlich.

Für die Analyse von Behältern aus Gusseisen mit hohem Rezyklieranteil lassen sich die Methoden der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) anwenden, da dieser Werkstoff wegen seiner vergleichsweise geringen Duktilität sprödebruchgefährdet ist. Man unterscheidet drei Bruchbeanspruchungsarten, wobei die Mode I für die Praxis von größter Relevanz ist (*Abbildung 53*). Um ein Versagen durch Sprödebruch sicher auszuschließen, muss die Bruchzähigkeit $K_{I,Mat.}$ des Werkstoffs stets größer sein als der Spannungsintensitätsfaktor $K_{I,Bauteil}$ von Fehlern im Bauteil:

$$K_{I,Mat.} > K_{I,Bauteil} \quad (11)$$

Die Bruchzähigkeit $K_{I,Mat.}$ muss dabei eine untere Schranke („lower-bound“-Wert) unter Berücksichtigung des Einflusses der Beanspruchungsgeschwindigkeit, der Temperatur sowie der Wanddicke des Behälters sein. Zur Ermittlung dieses Kennwertes ist von einer hinreichend großen, statistisch abgesicherten Datenbasis auszugehen, die Tests bei der höchsten abzudeckenden Beanspruchungsgeschwindigkeit in Kombination mit der geringsten Einsatztemperatur einschließen. Die Werkstoffeigenschaften der verwendeten Proben müssen die Werkstoffeigenschaften in der Behälterwand sicher abdecken.

Der Spannungsintensitätsfaktor wird ausgehend von der grundlegenden Beziehung

$$K_I = Y \sigma \sqrt{\pi a} \quad (12)$$

mit der von der Größe, Orientierung und Geometrie des Fehlers und des Bauteils abhängenden Funktion Y , der aufgetragenen Spannung σ und der Tiefe a des rissartigen Fehlers berechnet und muss eine obere Schranke darstellen, z. B. durch die Berücksichtigung der ungünstigsten Fehlergeometrie und -orientierung sowie der maximalen Spannung und Risstiefe. Eine wesentliche Voraussetzung zur Anwendung der Gl. (12) ist demnach eine detaillierte Spannungsanalyse (vgl. hierzu Abschnitt 4). Die Einbeziehung der Fehlerart und -größe bedingt Vorgaben zur zerstörungsfreien Werkstoffprüfung des Bauteils, um Fehler kritischer Größe in allen geometrischen Bereichen sicher aufzufinden. Die maximal zulässige Fehlergröße kann in Abhängigkeit von der Beanspruchung in verschiedenen Bereichen des Behälters unterschiedlich sein. Zusätzlich ist zur Berücksichtigung von Ungenauigkeiten und Unsicherheiten bei der Spannungsanalyse, der zerstörungsfreien Prüfung und der bruchmechanischen Modellbetrachtungen ein geeigneter Sicherheitsfaktor für den berechneten Spannungsintensitätsfaktor zu berücksichtigen, dessen Wert im einzelnen zu begründen ist.

5.2 Analyse eines halbelliptischen Oberflächenfehlers

Zur Erbringung des Sicherheitsnachweises für eine Behälterbauart ist die Einhaltung des Kriteriums nach Gleichung (11) an jedem Ort der Behälterkonstruktion und zu jedem Zeitpunkt zu zeigen. Dazu müssen im allgemeinen bruchmechanische Ersatzmodelle gefunden werden, für die eine Berechnung der Geometriefunktion Y des Spannungsintensitätsfaktors in Gleichung (12) existiert bzw. praktisch durchgeführt werden kann. Bei Verwendung von bekannten Lösungen aus Handbüchern oder Tabellenwerken ist die Einhaltung ihres Gültigkeitsbereichs bei der Anwendung auf reale Behälterstrukturen zu diskutieren. Die einfachsten Fehlergeometrien sind Durchrisse in Scheiben. Von größerer praktischer Bedeutung sind Oberflächenrisse, die häufig durch eine halbelliptische Form angenähert werden. Für einen halbelliptischen Oberflächenriss in einer Scheibe endlicher Breite und Dicke mit einer Zugbelastung senkrecht zur Rissebene werden in der Literatur verschiedene Lösungen angegeben, die z. T. erheblich differieren [45, 46]. Statische Lösungen von Rissproblemen in Scheiben bilden auch die Grundlage des Schutzes vor nichtduktilen Versagen im ASME Boiler and Pressure Vessel Code [47] sowie in der sicherheitstechnischen Regel des KTA [48]. An die Ergebnisse von statischen dreidimensionalen Finite-Elemente-Berechnungen angepasste Polynomdarstellungen zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors für einen halbelliptischen Oberflächenfehler wurden von *Newman und Raju* [49] ermittelt. Oberflächennahe Volumenfehler sollten in geeigneter Weise in halbelliptische Oberflächenfehler transformiert werden (siehe dazu z. B. [50]). Alternativ sind direkte numerische Berechnungen des (dynamischen) Spannungsintensitätsfaktors an Modellen mit einem rissartigen Fehler höchstzulässiger Größe in der höchstbeanspruchten Behälterregion möglich.

berücksichtigt [47, 48, 51]. Entsprechend den IAEA-Empfehlungen [10] liegt auch dann das Hauptkriterium in der Verhinderung der Rissinitiierung, ohne dabei auf plastische Vorgänge an der Risspitze zu vertrauen.

Es ist hervorzuheben, dass bruchmechanische Lösungen auf der Grundlage einzelner rissartiger Fehler in einfachen Bauteilgeometrien (wie z. B. Scheiben [47, 48]) häufig in der Rissöffnungsart Mode I (d. h. Öffnen der Rissufer unter Normalspannung während die Scherspannung entlang der Rissufer verschwindet) nicht generell auf die Gegebenheiten realer Behälterkonstruktionen übertragen werden können, da z. B. in Ecken- und Kantenbereichen von komplizierten Beanspruchungssituationen und anderen Geometriefunktionen Y auszugehen ist. Hierfür ist eine eingehende Verifizierung der zugrundegelegten Spannungszustände, der Anwendbarkeit des vorgesehenen Rissmodells und eventueller konservativer Abschätzungen notwendig, die ggf. durch die Berechnung dynamischer Spannungsintensitätsfaktoren in diesen geometrisch komplexen Behälterbereichen zu begründen sind. Selbst wenn die Wände kubischer Behälter als Platten aufgefasst werden können, ist im Gegensatz zu den genannten einfachen Lösungsansätzen im allgemeinen Fall von einer „mixed-mode“-Beanspruchung auszugehen. Das Nichtbeachten zusätzlicher K_{II} -Beanspruchungen, d. h. einer ebenen Scherbelastung in Rissausbreitungsrichtung zusätzlich zum Öffnen der Rissufer unter Normalspannung, kann zu einer Unterschätzung der Bruchgefährdung führen. Eine zusätzliche K_{II} -Beanspruchung kann z. B. auch als Folge des Vorhandenseins mehrerer Risse mit unterschiedlicher Richtung auftreten, wobei dann eine Unterschätzung der Bruchgefährdung bis zu 20 Prozent möglich ist [45]. Leider gibt es für Mode II sowie Mode III keine Standard-Prüfmethoden, so dass die Ergebnisse nichtstandardisierter Messmethoden zu diskutieren und ggf. konservativ abzuschätzen sind. Für eine bruchmechanische Sicherheitsanalyse bei „single mode“-Beanspruchung sollte die Kenntnis der Bruchzähigkeit unter Mode I wegen $K_{Ic} \leq K_{IIc} \leq K_{IIIc}$ genügen [52].

5.3 Statische Methoden bei dynamischer Belastung

Grundsätzlich ist bei der Anwendung statisch begründeter Gleichungen in dynamischen Beanspruchungssituationen deren Gültigkeit auch unter diesen Randbedingungen nachzuweisen. Dazu wird der Zeitverlauf des dynamischen Spannungsintensitätsfaktors (K-Faktor) für einen Seitenriss in einer unendlichen Platte infolge dynamischer Belastung berechnet, der dann mit der statischen Lösung nach *Newman* und *Raju* [49] mit eingesetzter dynamischer Spannung verglichen wird.

Die Berechnung des dynamischen K-Faktors für einen halbelliptischen Oberflächenriss (*Abbildung 54*) würde die numerische Lösung eines dynamischen, dreidimensionalen Rissproblems erfordern, die sehr aufwendig ist. Deshalb wird der Grenzfall $a/c \rightarrow 0$ betrachtet. Aus dem halbelliptischen Oberflächenriss wird dadurch ein Seitenriss in einer Platte. Aufgrund des dann vorliegenden ebenen Verzerrungszustandes ist nur noch ein zweidimensionales Rissproblem in der y - z -Ebene (*Abbildung 58*) zu betrachten, die wegen ihrer Symmetrie nur zur Hälfte mit 8-Knoten-Elementen (CPE8R) mit reduzierter Integration

diskretisiert wurde (*Abbildung 59*). In positiver y -Richtung ist das FE-Netz durch infinite Elemente abgeschlossen. Man erhält so das Modell einer unendlich ausgedehnten Platte mit endlicher Plattendicke w . Der Grundgedanke für dieses Verifizierungsmodell besteht nun darin, die Rissbelastung nicht am äußeren (weit entfernten) Plattenrand, sondern direkt am Rissufer vorzugeben, was bei elastischem Materialverhalten äquivalent ist. Die ansonsten erforderliche Berechnung der Ausbreitung der Spannungswellen vom Belastungsort zur Risspitze entfällt. Durch die unendlich ausgedehnte Platte wird sichergestellt, dass keine vom Riss ausgehenden Spannungswellen am Plattenrand reflektiert werden können, die eine zusätzliche Rissbelastung darstellen würden. Besondere Aufmerksamkeit ist auch der FE-Modellierung der Risspitze zu widmen, die entscheidenden Einfluss auf die Genauigkeit der numerischen Lösung hat (*Abbildung 60*).

Der K-Faktor wird mit

$$K_I = \sqrt{J_I \frac{E}{1-\nu^2}} \quad (28)$$

aus dem so genannten J_I -Integral ermittelt, für das in ABAQUS/Standard [53] (aber nicht in ABAQUS/Explicit) eine Berechnungsmöglichkeit besteht. Das J_I -Integral wird hier für sechs verschiedene Wege um die Risspitze ausgewertet, wobei die einzelnen Lösungen aufgrund des elastischen Materialverhaltens wegunabhängig sein müssen, was eine erste Überprüfung des Berechnungsverfahrens gestattet.

Die Genauigkeit des numerisch berechneten dynamischen K-Faktors lässt sich durch einen Vergleich mit der exakten analytischen Lösung [54, 55]

$$J_I = \frac{1-\nu^2}{E} 16 \sigma_0^2 \frac{\kappa}{\pi} (1-\kappa^2) c_t t \quad (29)$$

($\kappa = c_t/c_l$, c_t -transversale Wellengeschwindigkeit, c_l -longitudinale Wellengeschwindigkeit, t -Zeit) des betrachteten dynamischen Rissproblems unter der Sprungfunktionsbelastung σ_0 , d. h. bei $t=0$ eingeschalteter konstanter Belastungsspannung, zeigen (*Abbildung 61*). Für die bereits angegebenen elastischen Materialparameter von Gusseisen mit erhöhten Rezyklieranteilen, dem Verhältnis $a/w = 0,1$ und 150 mm Plattendicke gilt diese Lösung bis zum Eintreffen der ersten an der freien Oberfläche des Modells reflektierten longitudinalen Spannungswelle nach 2,7 μ s. Bis dahin besteht eine sehr gute Übereinstimmung der Lösungen für den 2. bis 6. Weg mit der exakten Lösung. Die Abweichungen für den 1. Weg resultieren aus der Ungenauigkeit der Spannungen in unmittelbarer Rissspitzennähe.

In *Abbildung 62* ist in einem größeren Zeitmaßstab wieder die analytische Lösung bei Sprungfunktionsbelastung eingetragen, die stetig weiter anwachsen würde. Der K-Faktor folgt der Belastungsspannung also nicht sofort, vielmehr benötigt der Aufbau des Rissspitzenfeldes eine gewisse Zeit. Die endliche Plattendicke führt zu einem Einschwingverhalten des dynamischen K-Faktors um den statischen Grenzwert. Eine statische Lösung dieses

Rissproblems ist deshalb bei Sprungfunktionsbelastung des Risses nicht konservativ. Bei einer Anstiegsgeschwindigkeit der Belastungsspannung wie im 5 m-Fallversuch auf ein simuliertes Endlagerfundament nähert sich der dynamische K-Faktor der statischen Lösung aber ohne eine dynamische Überhöhung „von unten“.

Abbildung 63 zeigt den dynamischen K-Faktor bis 5 ms. Für diese vergleichsweise großen Zeiten folgt das Rissspitzenfeld bereits unmittelbar der Belastungsspannung, wie der Vergleich mit der statischen Lösung nach *Newman* und *Raju* [49] mit eingesetzter dynamischer Belastungsspannung beweist. Abweichungen beider Kurven sind kaum zu erkennen (s. Punkt A in **Abbildung 63**). Selbst wenn die Gültigkeitsbedingungen des FE-Modells durch Einführen eines reflektierenden Randes in y-Richtung der Platte verletzt sind, stimmen die Ergebnisse beider Lösungsverfahren noch gut überein.

Allein aus der Verwendung statischer Gleichungen mit dynamischen Parametern ergibt sich demnach keine Sicherheitsmarge. Es ist zu betonen, dass eine generelle Verallgemeinerung dieser Ergebnisse auf andere statische Gleichungen mit dynamischen Parametern und vor allem andere Randbedingungen unzulässig ist. Auf die gezeigte Weise lässt sich jedoch die Gültigkeit solcher Ansätze im dynamischen Bereich überprüfen.

5.4 Bruchmechanisches Beurteilungskonzept

5.4.1 Spannungsanalyse

Die Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors an der Spitze rissartiger Fehler erfolgt auf der Grundlage maximaler Zugspannungen in der zu untersuchenden Behälterkonstruktion. Die Spannungsanalyse wird an einem Behälter ohne eingebrachte rissartige Fehler durchgeführt. Aufgrund der Komplexität realer Behälterkonstruktionen und der zu berücksichtigenden Dynamik der Belastungssituationen werden dafür numerische Methoden (Methode der finiten Elemente, Methode der finiten Differenzen) empfohlen. Die verwendeten Berechnungsprogramme müssen für dynamische Analysen geeignet und die Anwender für die Verwendung solcher Programme sowie die Bearbeitung der vorliegenden Problemstellungen qualifiziert sein. Eine große Bedeutung kommt dem verwendeten Berechnungsmodell (i. a. ein FE-Modell) zu. Die zu berechnende Behälterkonstruktion ist geeignet zu diskretisieren. Alle Eingabedaten (Materialdaten, Randbedingungen, Kontaktdefinitionen, ...) müssen hinreichend genau und konservativ sein. Diese Eingabedaten und die Ergebnisse der Berechnungen sind zu dokumentieren.

Angesichts ständig wechselnder lokaler Beanspruchungssituationen bei dynamischen Lastszenarien lässt sich das sowohl räumliche als auch zeitliche Maximum der größten Hauptspannung als Parameter σ_{\max} für die Gl. (18) verwenden. Die am höchsten beanspruchten Bereiche sind zu identifizieren. Die Zeitabhängigkeit der Spannungen im Behälter ist anzugeben. Behälterregio-

nen mit konstruktionsbedingten Spannungskonzentrationen infolge einspringender Ecken oder Kanten sollten gesondert betrachtet werden, um die dort erhaltenen Berechnungsergebnisse zu verifizieren. Im Fall von Hohlkehlen könnten diese in einem verfeinerten, separaten Modell unter vergleichbaren Lastverhältnissen, unter Verwendung von substructure-Techniken oder vergleichbarer Verfahren untersucht werden. Alternativ wären direkte numerische Berechnungen des (dynamischen) Spannungsintensitätsfaktors an Modellen mit einem rissartigen Fehler höchstzulässiger Größe in der höchstbeanspruchten Behälterregion möglich.

5.4.2 Bruchmechanische Werkstoffkennwerte

Für die bruchmechanische Sicherheitsanalyse wird eine breite Datenbasis an sowohl statischen als auch dynamischen Bruchkennwerten benötigt. Deshalb wurden im Vorhaben FORM [17] umfangreiche bruchmechanische Untersuchungen an Proben aus dem Testblock 23 in Auftrag gegeben [29].

Die Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte bei der quasistatisch üblichen Belastungsrate von $dK/dt = 1 \text{ MPa m}^{1/2}/\text{s}$ erfolgte in Anlehnung an die Norm ASTM E 399 [56]. Demgemäß wurden bei Versuchen mit SE(B)-Proben Kraft-Durchbiegungs-Kurven und bei DC(T)-Proben Kraft-Aufweitungs-Kurven aufgezeichnet. Mit der 5 %-Sekantenmethode wurden aus diesen Diagrammen K_{Iq} -Werte bestimmt (**Abbildung 64**). Bei beiden Probentypen sind die Gültigkeitskriterien bezüglich des Anschwingens und der Ermüdungsrissfront erfüllt. Die DC(T)-Proben erfüllen jedoch nicht die Mindestgrößenbedingungen und sind deshalb nicht als gültige K_{Ic} -Werte einzustufen. Bei zwei von drei Biegeproben wird die Bedingung für die Maximalkraft um weniger als zwei Prozent überschritten. Andererseits liegen die K_{Iq} -Werte der Biegeproben nur geringfügig oberhalb der Gültigkeitsgrenze von etwa $33 \text{ MPa m}^{1/2}$. Damit verfehlen diese K_{Iq} -Werte nur knapp die formale Anerkennung als gültige K_{Ic} -Werte.

Bei hohen Belastungsraten von etwa $dK/dt = 2 \times 10^5 \text{ MPa m}^{1/2}/\text{s}$ ist die quasistatische Vorgehensweise wegen auftretender Trägheitskräfte nicht mehr möglich. Die Proben wurden deshalb mit Dehnungsmessstreifen (DMS) instrumentiert, die 10 mm seitlich vom Riss angebracht wurden. Diese Instrumentierung wurde zusätzlich auch bei den statischen Biegeversuchen vorgenommen. Damit war ein Vergleich beider Messtechniken möglich. Es zeigt sich, dass bei formal gleicher Auswertung die DMS-Signale systematisch etwa 20 Prozent niedrigere K_{Iq} -Werte liefern als die Auswertung der extern gemessenen Last (**Abbildung 64**). Die lokale DMS-Messung reagiert vermutlich empfindlicher auf erste Risserweiterungen als die externe Kraftmessung mit einer Lastmesszelle. Die Werte, die mit der DMS-Instrumentierung gewonnen wurden, können demnach als konservativ im Vergleich zu normgerechten K_{Ic} -Werten angesehen werden [29].

Bei der hohen Belastungsrate von $2 \times 10^5 \text{ MPa m}^{1/2}/\text{s}$ sind die mit der DMS-Methode ermittelten Bruchzähigkeitskennwerte mit ca. $23 \text{ MPa m}^{1/2}$ etwa zehn Prozent kleiner als bei statischer Belastung mit ca. 27

MPa m^{1/2}. Mit zunehmender Belastungsrate kommt es also zu einer leichten Bruchzähigkeitsabnahme.

5.4.3 Zerstörungsfreie Werkstoffprüfung

Für die verstärkte Einbeziehung der Bruchmechanik in die Auslegung der Transport- und Lagerbehälter ist eine Neubewertung der zerstörungsfreien Prüfanweisungen im Hinblick auf die optimale Fehlererkennbarkeit von bruchmechanisch bedeutsamen Fehlern erforderlich.

Für den Grenzfall $K_{I,Mat} = K_{I,Bauteil}$ erhält man aus Gl. (18) eine nichtlineare Bestimmungsgleichung

$$K_{I,Mat} - s F(a_c) \sigma_{max} \sqrt{\frac{\pi a_c}{Q}} = 0 \quad (30)$$

($a_c/c = \text{konst.}$) mit den Funktionen F nach Gl. (19) und Q nach Gl. (26) für die Größe a_c des höchstzulässigen Fehlers, der durch das Herstellungsverfahren oder zerstörungsfreie Werkstoffprüfung sicher auszuschließen ist. Die Gleichung wurde mit einem Newton-Verfahren numerisch gelöst. Zur Berechnung der Funktion Q wird die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ benötigt, die für den Testblock 23 etwa 330 MPa beträgt (s. Abschnitt 4.4). Der Sicherheitsfaktor wird mit $s = \sqrt{2} \approx 1,4$ angesetzt [10]. Die Orientierung des rissartigen Fehlers sei so, dass die größte Komponente der Spannung an der Oberfläche normal zur Rissebene wirkt. Deshalb wird als Spannungsparameter das räumliche und zeitliche Maximum der größten Hauptspannung verwendet. Der untersuchte Referenzfehler hat entsprechend den IAEA-Empfehlungen [10] ein Tiefe-zu-Länge-Verhältnis von 1/6. Die so ermittelte Größe des höchstzulässigen Fehlers in Abhängigkeit von der maximalen Belastungsspannung (σ_{max}) und der Werkstoffqualität (ausgedrückt durch $K_{I,Mat}$) ist ohne Sicherheitsfaktor in *Abbildung 65* angegeben. Die Berücksichtigung des Sicherheitsfaktors führt zu einer weiteren Verringerung der Größe des zulässigen Fehlers (*Abbildung 66*).

Aus Abschnitt 4.6.2 folgt das Maximum der größten Hauptspannung von 325 MPa für den Absturz eines Gusscontainers Typ VI aus einer Höhe von 5,59 m auf das simulierte Endlagerfundament. Für die an Proben des Testblocks 23 gemessene dynamische Bruchzähigkeit von 23 MPa m^{1/2} (s. Abschnitt 5.4.2) ergibt sich mit Berücksichtigung des Sicherheitsfaktors eine zulässige Fehlergröße von etwa 1 mm, die sich nach derzeitigem Stand der Gusstechnik und zerstörungsfreier Prüfung kaum ausschließen lässt. Durch eine Reduzierung der maximalen Behälterbeanspruchung infolge konstruktiver Maßnahmen oder die Änderung der an einen solchen Behälter gestellten Anforderungen (z. B. durch Zuordnung nur zur Abfallbehälterklasse I) erhält man auch bei dieser Werkstoffqualität maximal zulässige Fehlergrößen, die durch die zerstörungsfreie Werkstoffprüfung sicher detektierbar erscheinen. In den Anweisungen zur Ultraschallprüfung ist sicherzustellen, dass jeder Behälterbereich unter drei Einschallrichtungen untersucht wird und die Oberflächen dieser Bereiche einer Oberflächenrissprüfung nach dem MP-Verfahren unterzogen werden.

5.4.4 Qualitätssichernde Maßnahmen

Der Hersteller eines Behälters aus Gusseisen mit erhöhtem Reststoffanteil sollte über ein bestätigtes Qualitätsmanagementsystem (QMS) verfügen. Daraus leiten sich die Anforderungen an die gefertigten Bauteile bezüglich ihrer Zuverlässigkeit unter allen Bedingungen ab. Da für diese Bauteile praktisch ein Ausschluss des Versagens gefordert wird, müssen demzufolge auch an die Qualitätssicherung bei ihrer Herstellung entsprechende Anforderungen gestellt werden.

Der Hersteller einer Komponente aus Gusseisen mit erhöhtem Reststoffanteil benötigt aus diesem Grunde ein Qualitätsmanagementsystem, was sicherstellt, dass alle Abläufe im Rahmen der Herstellung der Komponenten nach den Vorgaben erfolgen. Zusätzlich ist die Qualifikation des Personals sowie der zur Herstellung verwendeten Einrichtungen erforderlich. Vor erstmaliger Verwendung des Werkstoffes in einem Behälter ist weiterhin der Nachweis zu führen, dass das Gussstück die spezifizierten Eigenschaften mit der notwendigen Sicherheit erfüllt. Üblicherweise schreibt der Hersteller die maßgeblichen einzuhaltenden Anforderungen in Werkstoffdatenblättern fest, in denen alle für die Auslegung, Fertigung und Prüfung wichtigen Gegebenheiten festgelegt sind. Zu Änderungen im QMS des Herstellers oder der Werkstoffdatenblätter ist erforderlichenfalls die Zustimmung einer Zulassungsstelle einzuholen. Bei Abweichungen ist ebenso zu verfahren. Die der Fertigung zugrunde gelegten Maßnahmen sollten vom Hersteller in Fertigungs- und Prüffolgeplänen (FPP) niedergelegt werden.

6 Literatur und nicht veröffentlichte Quellen

- [1] International Atomic Energy Agency (IAEA): Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material, Safety Series No. 6, 1985 Edition (as amended 1990), Wien
- [2] Gesetz über die Beförderung gefährlicher Güter vom 6. August 1975 (BGBl. I S. 2121), zuletzt geändert durch die 8. Änderung vom 14.09.1994 (BGBl. I S. 2325)
- [3] Verordnung über die innerstaatliche und grenzüberschreitende Beförderung gefährlicher Güter auf Straßen (Gefahrgutverordnung Straße – GGVS) in der Fassung vom 12. Dezember 1996 (BGBl. I S. 1886)
- [4] Gesetz vom 18. August 1969 (BGBl. II S. 1489) mit Anlagen A und B zum Europäischen Übereinkommen vom 30. September 1957 über die internationale Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße (ADR) in der Fassung der Bekanntmachung der Neufassung vom 29. März 1996 (BGBl. II S. 480 mit Anlagenband) einschl. 13. Änderungsverordnung vom 17. Juli 1996 (BGBl. II S. 1178 mit Anlagenband)
- [5] Gefahrgutverordnung Eisenbahn (GGVE) vom 12. Dezember 1996 (BGBl. I S. 1876)
- [6] Internationale Verordnung für die Beförderung gefährlicher Güter mit der Eisenbahn (RID), Anlage I zum internationalen Übereinkommen über den Eisenbahnverkehr vom 9. Mai 1980 (COTIF-Übereinkommen) (BGBl. II S. 666 mit Anlagenband sowie BGBl. I S. 1560 mit Anlagenband II), in der Fassung der Bekanntmachung der Neufassung vom 26. November 1993 (BGBl. II S. 2044 mit Anlagenband) einschl. 6. RID-Änderungsverordnung vom 26. November 1996 (BGBl. II S. 2701 mit Anlagenband)
- [7] Bekanntmachung der Neufassung der Gefahrgutverordnung See (GGVSee) vom 24. August 1995 (BGBl. I S. 1077)
- [8] ADNR-Verordnung vom 21.12.1994 (BGBl. II S. 3830 mit Anlagenband) einschl. Änderungsverordnungen vom 20.12.1996 (BGBl. II S. 1058 mit Anlagenband und S. 3830 mit Anlagenband)
- [9] Bekanntmachung über die Beförderung gefährlicher Güter und Waffen im Luftverkehr vom 15. August 1996 (Bekanntmachung in den „Nachrichten für Luftfahrer“ NfL-I-210/96) in Verbindung mit NfL-I-307/95 und in Verbindung mit der jeweiligen Ausgabe der „IATA-Dangerous Goods Regulations“
- [10] International Atomic Energy Agency (IAEA): Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material, IAEA-Safety Standard Series No. ST-1: Requirements, IAEA-Safety Standard Series No. ST-2: Advisory Material for the Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material, 1996 Edition, Wien
- [11] Gesetz über die friedliche Verwendung von Kernenergie und den Schutz gegen ihre Gefahren (Atomgesetz) vom 23. Dezember 1959 (BGBl. I S. 814) in der Fassung der Bekanntmachung vom 15. Juli 1985 (BGBl. I S. 1565; BGBl. III 751-1), zuletzt geändert durch Siebentes Änderungsge-
setz vom 19. Juli 1994 (BGBl. I S. 1618, 1622)
- [12] Verordnung über den Schutz vor Schäden durch ionisierende Strahlen (Strahlenschutzverordnung - StrlSchV) vom 13. Oktober 1976 (BGBl. I S. 2905, 1977 S. 184, 269) in der Fassung der Bekanntmachung vom 30. Juni 1989 (BGBl. I S. 1321, ber. S. 1926) (BGBl. III 751-1) zuletzt geändert durch Medizinproduktegesetz vom 2. August 1994 (BGBl. I S. 1963, 1981)
- [13] Technischer Überwachungs-Verein Hannover/Sachsen-Anhalt e. V.: Gutachten zur Nutzungserweiterung des Zwischenlagers Gorleben für sonstige radioaktive Stoffe (Phase II), März 1992
- [14] Allgemeine Annahmebedingungen für die zur Zwischenlagerung vorgesehenen radioaktiven Abfälle gem. Auflage 33 der Genehmigung des Staatlichen Gewerbeaufsichtsamtes Lüneburg – GAA vom 27.10.1983 für das Abfallager Gorleben – ALG, (Technische Annahmebedingungen – TA), Rev. 2, Stand Dezember 1995
- [15] Brennecke, P. (Hrsg.): Anforderungen an endzulagernde radioaktive Abfälle (Endlagerungsbedingungen, Stand: September 1994) – Schachtanlage Konrad, Bericht ET-3/90-REV-3, Bundesamt für Strahlenschutz, Salzgitter, 1994
- [16] Martens, B.-R. (Hrsg.): Produktkontrolle radioaktiver Abfälle – Schachtanlage Konrad – (Stand: September 1994), Bericht ET-IB-45-REV-2, Bundesamt für Strahlenschutz, Salzgitter, 1994
- [17] Siempelkamp Nuklear- und Umwelttechnik GmbH & Co.: Forschungsvorhaben zur Optimierung der Reststoffverwertung von Metallen, BMBF-Projekt 02 S 7594, Abschlussbericht, Krefeld, 1998
- [18] Schreiber, D., Völzer, W. and Quercetti, T.: Experimental Verification of a Dynamic Finite Element Analysis of a Cylindrical Ductile Iron Cask, Transaction of the 12th International Conference SMiRT, Vol. J04/5, pp. 101-108
- [19] Diersch, R., Hüggenberg, R., Dreier, G. and Geiser, H.: Verification by calculations of shock-like loads on transport and storage casks, Nuclear Engineering and Design 150 (1994) pp. 329-339

- [20] Völzer, W., Nesper, A. Schreiber, D. and Hüggenberg, R.: Comparison of Dynamic and Static Material Properties for Predicted Strains on Accidental Cask Loads, RAMTRANS Vol. 6 (1995) Nos. 2/3, pp. 139-14
- [21] ABAQUS/Explicit User's Manual Version 5.7, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, RI, 1997
- [22] Riad, H. L. and Scanlon, A.: Dynamic Response of Concrete Structures Under Direct Impact, Proc. 2nd Intern. Conf. „Structures Under Shock and Impact“, Portsmouth, U. K. (1992) pp. 235-245
- [23] Stokley, J. R. and Williamson, D. H.: Structural Integrity of Spent Nuclear Fuel Storage Casks Subjected to Drop, Nuclear Technology 114 (1996) pp. 111-121
- [24] Akamatsu, H., Taniuchi, H., Fujimoto, T. and Ouchi, M.: Evaluation of Severity of Drop Tests onto Real Targets, Proceedings PATRAM 98, Vol. III, Paris (1998) pp. 1367-1374
- [25] Droste, B. et al.: Evaluation of Safety of Casks Impacting Different Kind of Targets, Draft Summary Report to the Commission of the European Communities, Project EC-DG XVII/C/3, Contract No. B4-1020/D/96-017, Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), 1998
- [26] Frenz, H.: Mechanical Properties of Ferritic-Perlitic Ductile Iron, Sandia National Laboratories, Report No. SAND92-0421, Albuquerque, New Mexiko, 1993
- [27] Belytschko, T., Ong, J. S., Liu, W. K. and Kennedy, J. M.: Hourglass Control in Linear and Nonlinear Problems, Comp. Meth. in Appl. Mech. and Engng. 43 (1984) pp. 251-276
- [28] Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM): Instrumentierte Fallversuche (Fallhöhen 0,9 m, 3 m und 5 m) mit einem Abfall-Endlagerbehälter der Bauart Gusscontainer Typ VI zur Endlagerung radioaktiver Abfälle, nicht veröffentlichter BAM-Versuchsbericht Nr. 20328, Berlin 1996
- [29] Böhme, W., Hug, M., Wolf, A. und Dudenhöffer, F.: Zugversuch- und Bruchmechanik-Kennwerte für GGG 60 bei verschiedenen Belastungsraten, nicht veröffentlichter IWM-Bericht V 80/97, Freiburg 1997
- [30] Symonds, P. S.: Survey of Methods of Analysis for Plastic Deformation of Structures under Dynamic Loading, Brown University, Division of Engineering Report, June 1967
- [31] Perzyna, P.: The Constitutive Equations for Rate Sensitive Plastic Materials, Quart. Appl. Math. 20 (1963) pp. 321-332
- [32] Schnier, H.: Ergebnisse von festigkeitsmechanischen Laboruntersuchungen an Gesteinsproben aus dem Oxford und Kimmeridge des Nahbereichs der Grube Konrad, Bundesanstalt für Geowissenschaften und Rohstoffe, Hannover, Dezember 1986
- [33] Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM): Prüfstandfundament für Fallversuche von Behältern der Abfallklasse II für die Endlagerschichtanlage Konrad, nicht veröffentlichtes Gutachten 1.5/0014, TA: 2.31/1072, Berlin, Dezember 1988
- [34] Zienkiewicz, O. C. and Taylor, R.: The Finite Element Method, Vol. 2, 4ed., McGraw, London 1991
- [35] Bathe, K.-J.: Finite Elemente Methoden, Springer-Verlag, Berlin 1986
- [36] Buchhardt, F., Magiera, G., Matthes, W., Weber, M. und Altes, J.: Nichtlineare dynamische Berechnungen zum Penetrationsverhalten des AVR-Reaktorgebäudes, BAM-Forschungsbericht 144, Berlin 1987
- [37] Bonzel, J.: Beton; In: Betonkalender Teil 1, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1988, S. 1-104
- [38] Völzke, H., Wieser, G., Zencker, U. and Droste, B.: Mechanical and Thermal Safety Analyses and Demonstrations for Cubic DCI-Multi Purpose Containers, RAMTRANS Vol. 8 (1997) Nos. 3-4, pp. 247-252
- [39] Holzlöhner, U.: Materialkennwerte für einen Sand unter einer Betonplatte beim Behälteraufprall, unveröffentlichte BAM-Untersuchungen, Berlin 1996
- [40] Smolczyk, U.: Grundbau-Taschenbuch, Teil 1, 5. Aufl., Berlin: Verlag Ernst & Sohn 1995
- [41] Blume, D. und Illgner, K. H.: Schraubenvademecum, 8. Aufl., Neuss: Bauer & Schaurte Karcher GmbH 1991
- [42] Verein deutscher Ingenieure (VDI): Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen; Zylindrische Einschraubenverbindungen VDI-Richtlinie 2230, 1986
- [43] Wieser, K. E., Droste, B., Helms, R., Ziebs, J. und Hemptenmacher, J.: Gusseisen mit Kugelgraphit als Werkstoff für Transport- und Lagerbehälter bestrahlter Brennelemente, BAM: Amts- und Mitteilungsblatt 15 (1985) Nr. 1, S. 4-18

- [44] Aurich, D., Helms, R. und Wieser, K.:
Das sicherheitstechnische Konzept der BAM für
Sphärogussbehälter,
BAM: Amts- und Mitteilungsbl. 17 (1987) Nr. 4,
S. 657-663
- [45] Blumenauer, H. und Pusch, G.:
Technische Bruchmechanik, 3. Auflage,
Leipzig: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie,
1993
- [46] Murakami, Y.:
Stress Intensity Factors Handbook
Pergamon Press, 1990
- [47] American Society of Mechanical Engineers
(ASME):
Boiler and Pressure Vessel Code, Section III,
Division 1 – Appendices,
Appendix G: Protection Against Nonductile
Failure,
New York: American Society of Mechanical
Engineers, 1992
- [48] Kerntechnischer Ausschuss (KTA):
Sicherheitstechnische Regel des KTA, Kompo-
nenten des Primärkreises von Leichtwas-
serreaktoren; Teil 2: Auslegung, Konstruktion und
Berechnung
KTA 3201.2, Fassung 3/84,
Bonn: BAnz. Nr. 20a vom 30.01.1985
- [49] Newman, J. C. and Raju, I. S.:
An Empirical Stress-Intensity Factor Equation for
the Surface Crack,
Engng. Frac. Mech. 15 (1981) pp. 185-192
- [50] Milne, I., Ainsworth, R. A., Dowling, A. R. and
Steward, A. T.:
Assessment of the Integrity of Structures
Containing Defects,
CEGB-R/H/R6-Rev. 3, UK, 1986
- [51] Irwin, G. R.:
Crack-Extension Force for a Part-Through Crack
in a Plate,
Trans. ASME Ser. E: J. Appl. Mech. 29 (1962)
pp. 651-654
- [52] Urabe, N. and Arai, T.:
Fracture Toughness of DCI Casks and Prediction
by Small Specimen Test,
RAMTRANS Vol. 6 (1995) Nos. 2/3, pp. 171-174
- [53] ABAQUS/Standard User's Manual Version 5.7,
Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, RI,
1997
- [54] Freund, L. B.:
Crack Propagation in a Elastic Solid,
Part 2: Non-Uniform Rate of Extension,
J. Mech. Phys. Solids 20 (1972) pp. 141-152
- [55] Clos, R.:
Theoretische Grundlagen der Ermittlung dynami-
scher Bruchparameter durch Spannungspuls-
belastung,
Habilitationsschrift, TU Magdeburg, 1986
- [56] ASTM E 399-90, Standard Test Method for
Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic
Materials.
In: Annual Book of ASTM Standards, Section 3,
Vol. 03.01, American Society for Testing and
Materials, Philadelphia, USA, 1997

7 Anhang

7.1 Verzeichnis der Abbildungen 1 bis 66

- Abb. 1:
Gussbehälter Typ II (MOSAIK)
- Abb. 2:
Gusscontainer Typ VI mit ISO Eckbeschlägen nach DIN ISO 1161
- Abb. 3:
Gusscontainer Typ VI mit Versuchsfundament
- Abb. 4:
Gusscontainer mit Versuchsfundament
- Abb. 6:
Einfluss der Diskretisierung auf die berechneten Dehnungen in der geometrischen Mitte der Bodenplatte in Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente über der Wanddicke für $t = 0 \dots 2 \text{ ms}$
- Abb. 7:
Einfluss der Diskretisierung auf die berechneten Dehnungen in der geometrischen Mitte der Bodenplatte in Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente über der Wanddicke für $t = 2 \dots 4 \text{ ms}$
- Abb. 8:
zz-Spannung im Modell des Gusscontainers Typ VI zu unterschiedlichen Zeiten nach dem Aufprall auf einen simulierten Endlageruntergrund
- Abb. 9:
Künstliche Verzerrungsenergie E_a für verschiedene FE-Modelle
- Abb. 10:
Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven für Block 1 bei Raumtemperatur in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit
- Abb. 11:
Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven für Block 23 bei Raumtemperatur in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit
- Abb. 12:
Streckgrenze und Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit für Block 23
- Abb. 13:
Bruchdehnung A und Bruchdehnung Z in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit für Block 23
- Abb. 14:
Elastizitätsmodul in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit für Block 23
- Abb. 15:
Anordnung der Messpunkte
- Abb. 16:
Schematische Darstellung der Modelle für das Versuchsfundament
- Abb. 17:
Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Messstelle M3.1i) für einen unnachgiebigen Untergrund als Fundament und Vergleich mit einem Fallversuch
- Abb. 18:
Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Messstelle M3.1i) für einen elastisch-plastischen Halbraum als Fundament und Vergleich mit einem Fallversuch
- Abb. 19:
Viertelmodell des Gusscontainers Typ VI ohne modellierten Deckel mit Versuchsfundament
- Abb. 20:
Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Messstelle M3.1i) für einen Untergrund nach Abb. 19 und Vergleich mit einem Fallversuch
- Abb. 21:
Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Messstelle M3.1i) für einen Untergrund nach Abb. 19 bei Berücksichtigung der Werkstoffdämpfung und Vergleich mit einem Fallversuch
- Abb. 22:
Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Messstelle M3.1i) für einen Untergrund nach Abb. 19 ohne Berücksichtigung der Werkstoffdämpfung in Abhängigkeit von der Fallhöhe
- Abb. 23:
Halbmodell des Gusscontainers Typ VI ohne modellierten Deckel mit elastisch-plastischem Halbraum als Fallfundament für Berechnungen mit einem Auftreffwinkel von 1°
- Abb. 24:
Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Messstelle M3.1i) für einen elastisch-plastischen Halbraum als Fundament bei Variation des Auftreffwinkels (0° bzw. 1°)
- Abb. 25:
Viertelmodell des Gusscontainers Typ VI mit modelliertem Deckel und Versuchsfundament
- Abb. 26:
Deckelbereich des Viertelmodells nach Abb. 25
- Abb. 27:
Vergleich der Berechnungsergebnisse ohne Dämpfung mit zwei Fallversuchen (V777B, V777; Fall aus 5,59 m Höhe plan auf den Behälterboden) für die Messstelle M3.1i
- Abb. 28:
Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit zwei Fallversuchen (V777B, V777; Fall aus 5,59 m Höhe plan auf den Behälterboden) für die Messstelle M3.1i
- Abb. 29:
Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit zwei Fallversuchen (V777B, V777; Fall aus 5,59 m Höhe plan auf den Behälterboden) für die Messstelle M3.2i
- Abb. 30:
Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M1.1a
- Abb. 31:
Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M1.1i
- Abb. 32:
Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M1.2a
- Abb. 33:
Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M1.4a

Abb. 34:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M1.5a

Abb. 35:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M4.1a

Abb. 36:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M4.1i

Abb. 37:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M4.2a

Abb. 38:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M4.2i

Abb. 39:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M4.4a

Abb. 40:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M4.5a

Abb. 41:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M4.6a

Abb. 42:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M5.1a

Abb. 43:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M5.1i

Abb. 44:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M5.2a

Abb. 45:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M5.4a

Abb. 46:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Messstelle M5.5a

Abb. 47:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch anhand der Dehnungen der Deckelschrauben an der langen Behälterseite

Abb. 48:

Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch anhand der Dehnungen der Deckelschrauben an der kurzen Behälterseite

Abb. 49:

Verformung des Gusscontainers Typ VI zu unterschiedlichen Zeiten nach dem Aufprall auf den nachgiebigen Untergrund (Verschiebungen 50-fach vergrößert)

Abb. 50:

Plastische Vergleichsdehnung im Modell des Gusscontainers Typ VI mit dem Materialgesetz für Testblock 23 nach einem Fall aus 5,59 m Höhe auf den nachgiebigen Untergrund

Abb. 51:

Plastische Vergleichsdehnung im Modell des Gusscontainers Typ VI mit dem Materialgesetz für Testblock 23 nach einem Fall aus 5,59 m Höhe auf den nachgiebigen Untergrund

Abb. 52:

Größte Hauptspannung im Modell des Gusscontainers Typ VI zu unterschiedlichen Zeiten nach dem Aufprall auf den nachgiebigen Untergrund

Abb. 53:

Die drei Rissöffnungsarten

Abb. 54:

Platte mit Oberflächenfehler

Abb. 55:

Korrekturfunktion F für Oberflächenrisse unterschiedlicher Geometrie

Abb. 56:

Korrekturfunktion H für Oberflächenrisse unterschiedlicher Geometrie

Abb. 57:

Rissformfunktion Q in Abhängigkeit von der Spannung s und der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$

Abb. 58:

Platte mit Seitenriss

Abb. 59:

FE-Modell einer unendlich ausgedehnten Platte mit Riss

Abb. 60:

FE-Modell der Rissspitzenumgebung in der unendlich ausgedehnten Platte nach Abb. 59

Abb. 61:

Verifizierung des bruchmechanischen Berechnungsverfahrens durch Vergleich des numerisch berechneten dynamischen J_I -Integrals mit der analytischen Lösung für einen Seitenriss in einer halbindefiniten Probe bei Sprungfunktionsbelastung

Abb. 62:

Dynamik der Beanspruchungssituation beim Behälteraufprall aus bruchmechanischer Sicht

Abb. 63:

Vergleich des numerisch berechneten dynamischen K_I -Faktors mit der statischen Lösung nach Newman und Raju bei gleichem Spannungsverlauf (hier am Beispiel der größten Hauptspannung in der Mitte der Bodenplatte beim Fall aus 5 m Höhe auf einen realen Untergrund)

Abb. 64:

K_{Iq} -Werte in Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschwindigkeit für SE(B)-Proben aus Block 23

Abb. 65:

Kritische Risslänge a_c in Abhängigkeit von der Spannung s und der Bruchzähigkeit des Werkstoffs K_I ohne Sicherheitsfaktor ($s = 1$) bei gegebener Wanddicke w , Rissgeometrie $a/2c$ und 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$

Abb. 66:

Kritische Risslänge a_c in Abhängigkeit von der Spannung s und der Bruchzähigkeit des Werkstoffs K_I mit dem Sicherheitsfaktor s bei gegebener Wanddicke w , Rissgeometrie $a/2c$ und 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$

7 Anhang Abbildungen 1 bis 66

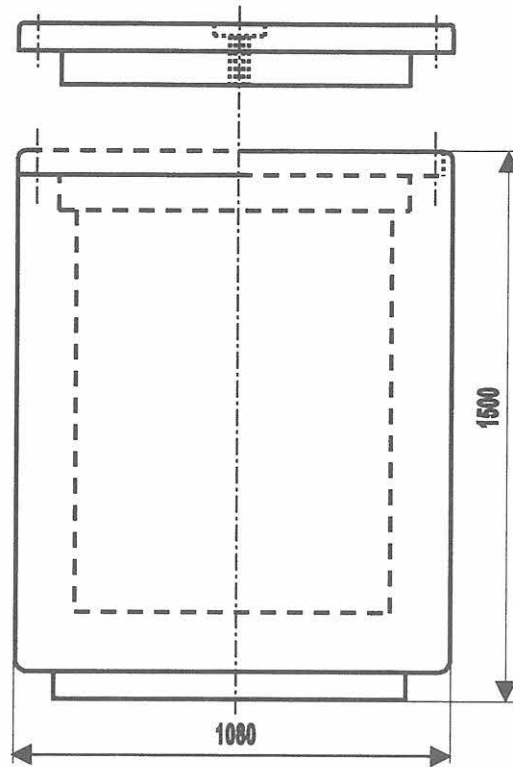


Bild 1: Gußbehälter Typ II (MOSAIK)

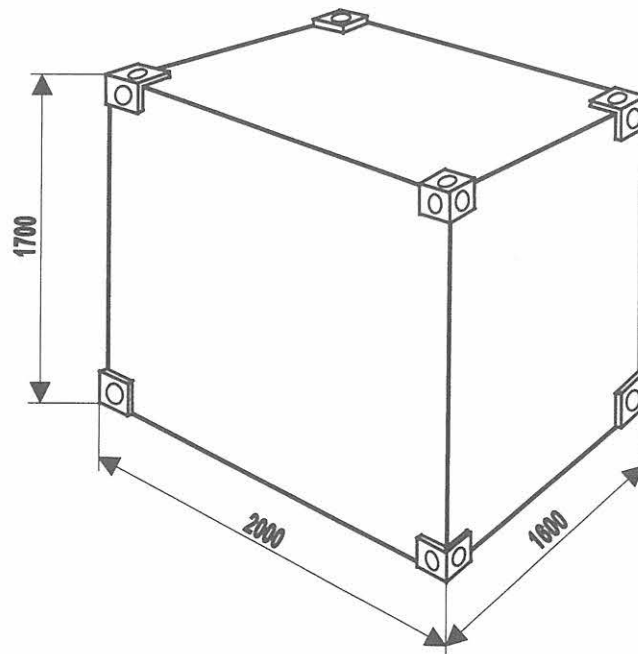


Bild 2: Gußcontainer Typ VI mit ISO Eckbeschlägen nach DIN ISO 1161



Bild 3: Gußcontainer Typ VI mit Versuchsfundament

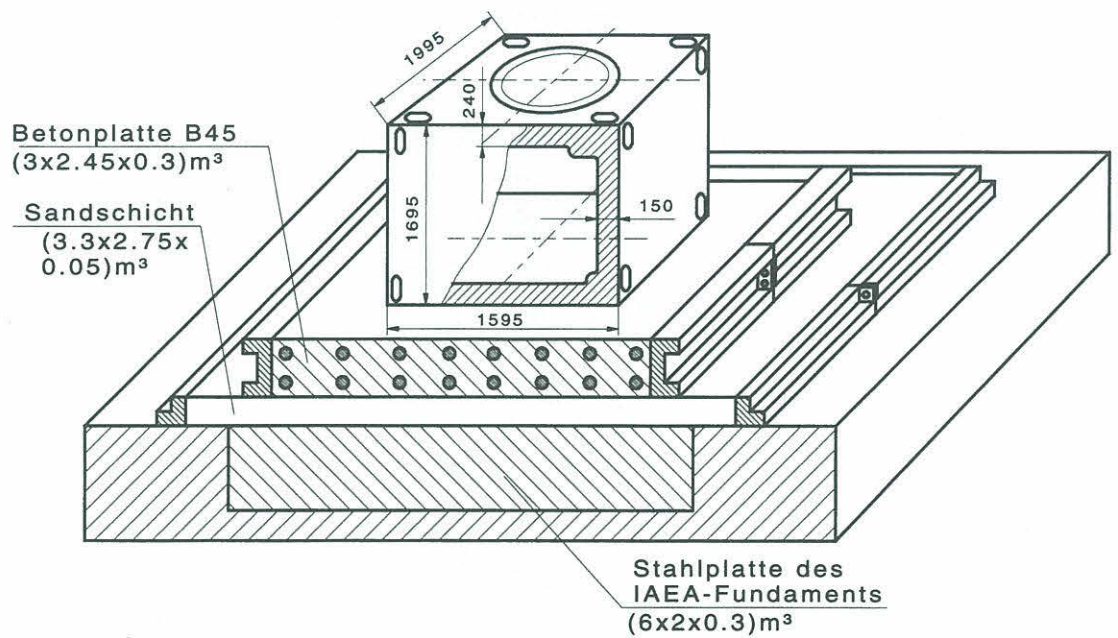
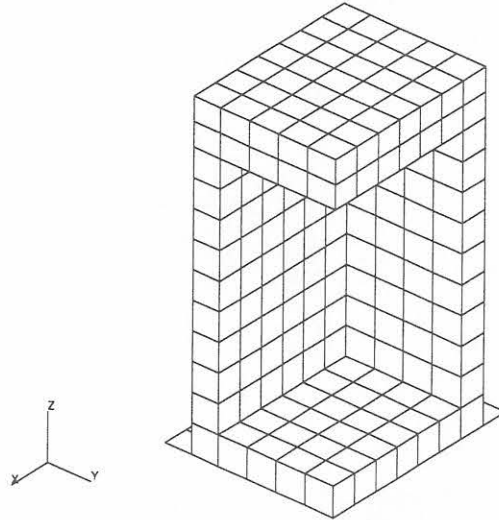
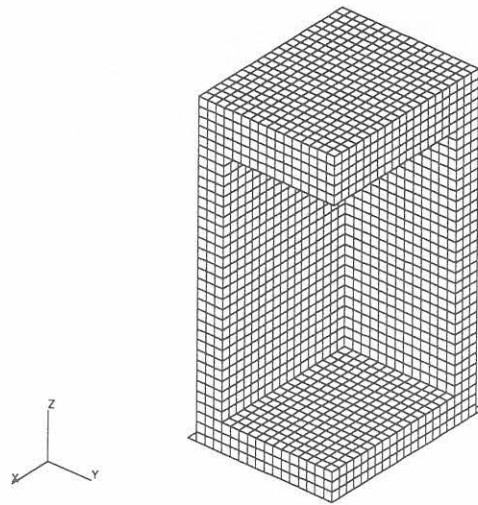


Bild 4: Gußcontainer mit Versuchsfundament

a) Modell mit 1 Element über der Wanddicke



b) Modell mit 3 Elementen über der Wanddicke



c) Modell mit 5 Elementen über der Wanddicke

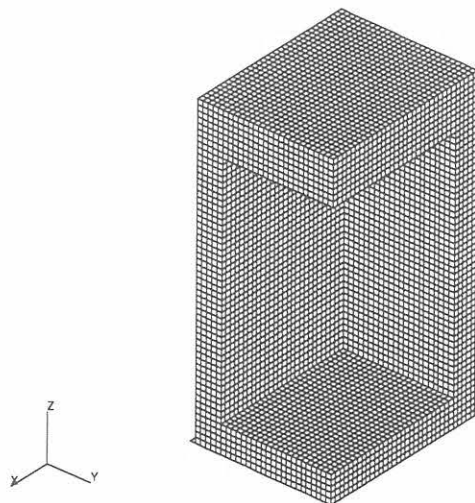


Bild 5: Modelle des Gußcontainers Typ VI mit unterschiedlicher Anzahl an finiten Elementen über der Wanddicke, ohne modellierten Deckel und mit starrem Untergrund

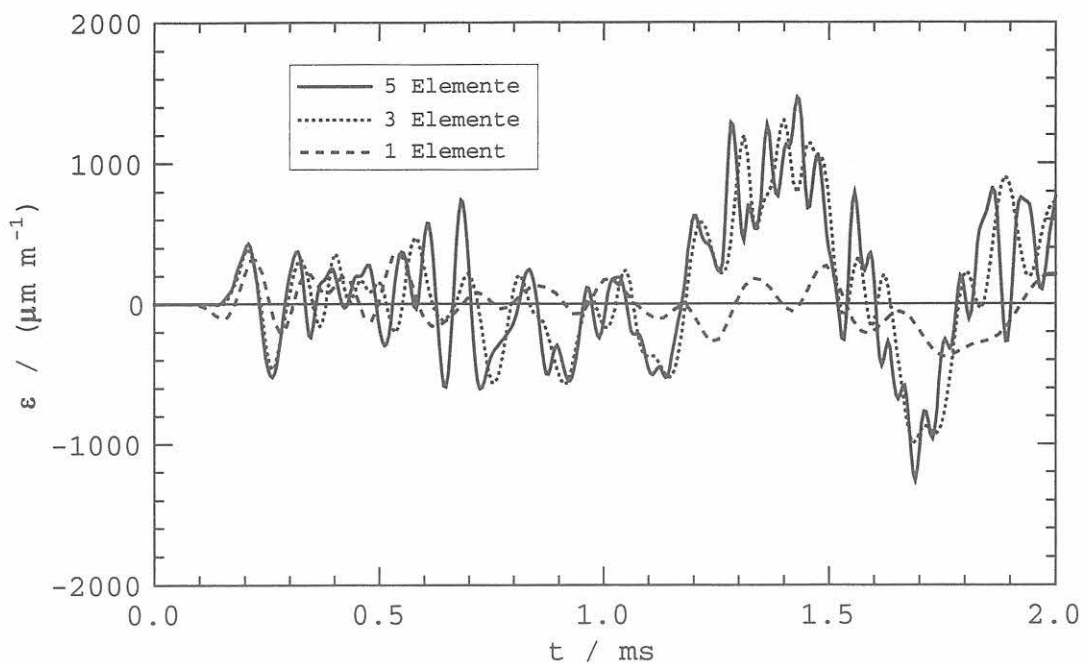


Bild 6: Einfluß der Diskretisierung auf die berechneten Dehnungen in der geometrischen Mitte der Bodenplatte in Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente über der Wanddicke für $t = 0 \dots 2$ ms

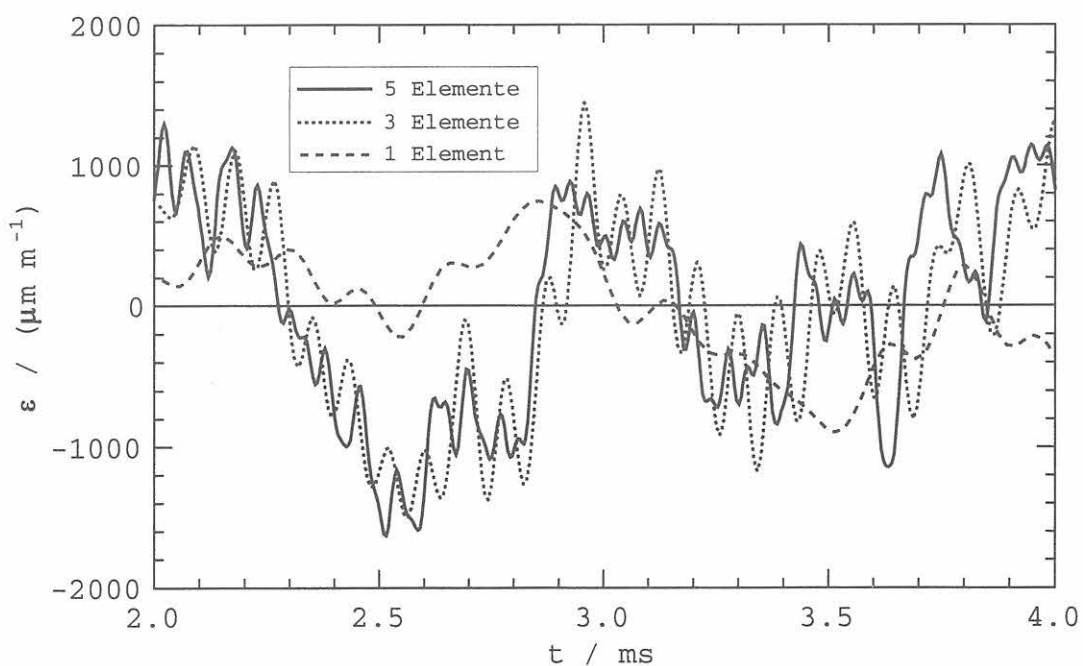
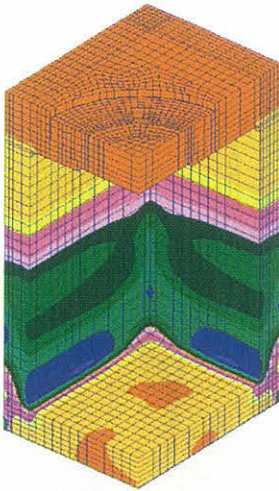
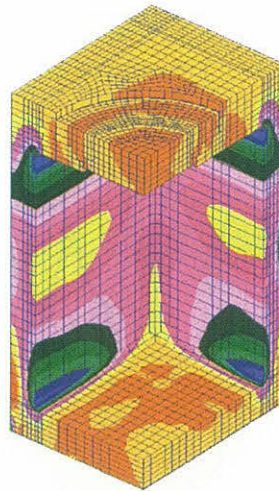


Bild 7: Einfluß der Diskretisierung auf die berechneten Dehnungen in der geometrischen Mitte der Bodenplatte in Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente über der Wanddicke für $t = 2 \dots 4$ ms

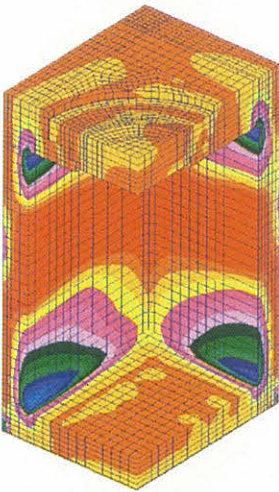
a) nach 0,2 ms



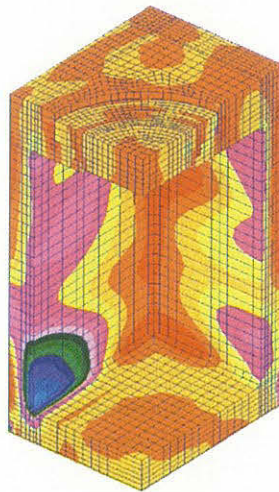
b) nach 0,4 ms



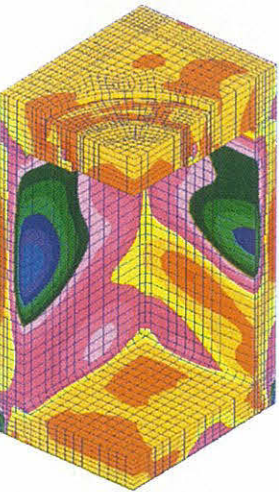
c) nach 0,6 ms



d) nach 0,8 ms



e) nach 1,0 ms



f) nach 1,2 ms

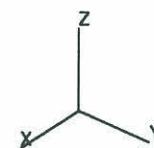
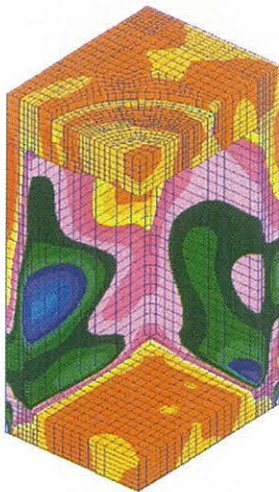


Bild 8: zz-Spannung im Modell des Gußcontainers Typ VI zu unterschiedlichen Zeiten nach dem Aufprall auf einen simulierten Endlageruntergrund

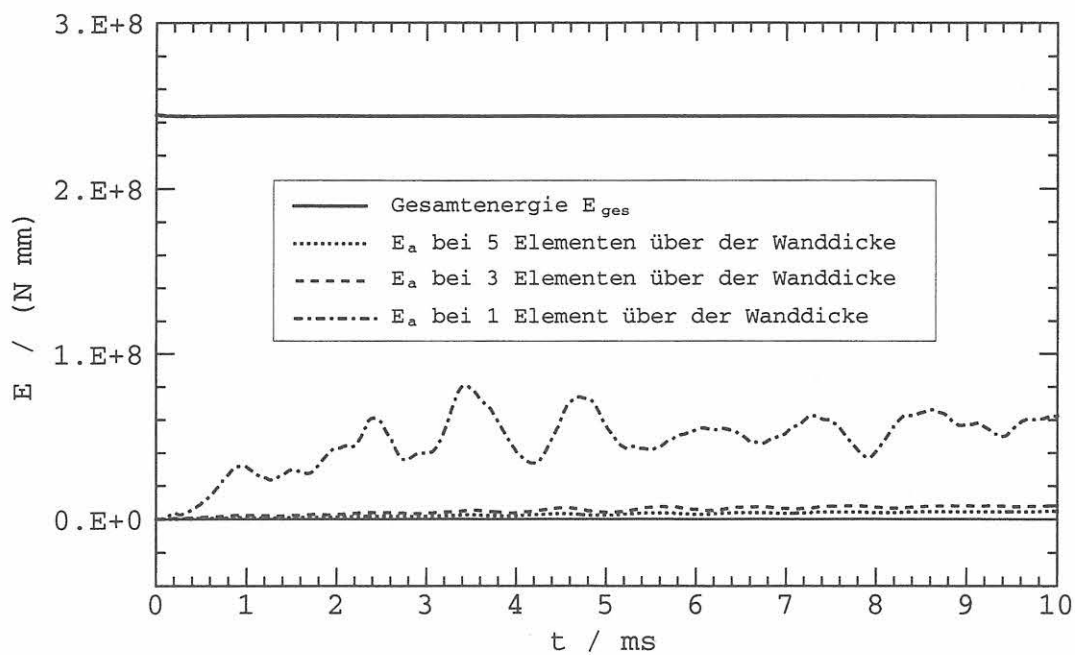
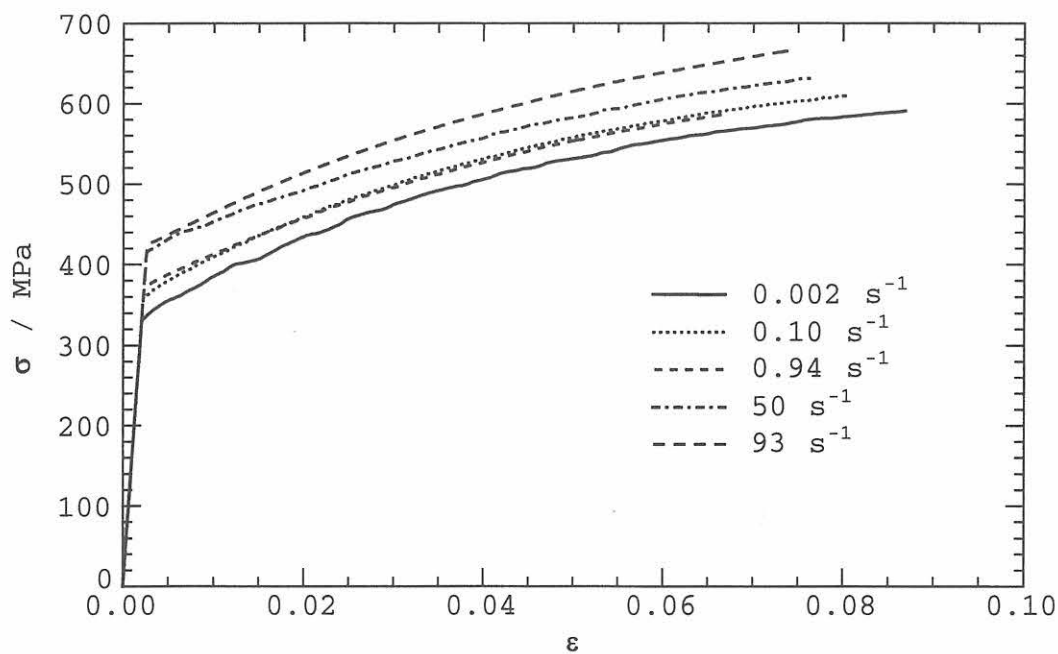
Bild 9: Künstliche Verzerrungsenergie E_a für verschiedene FE-Modelle

Bild 10: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven für Block 1 bei Raumtemperatur in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit

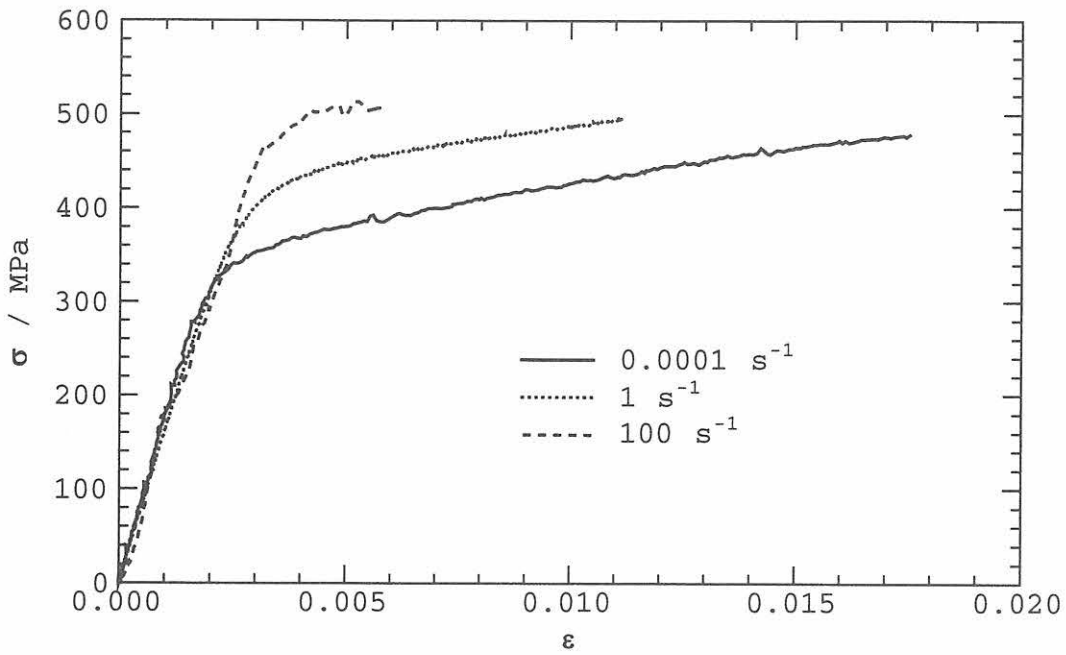


Bild 11: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurven für Block 23 bei Raumtemperatur in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit (nach [29])

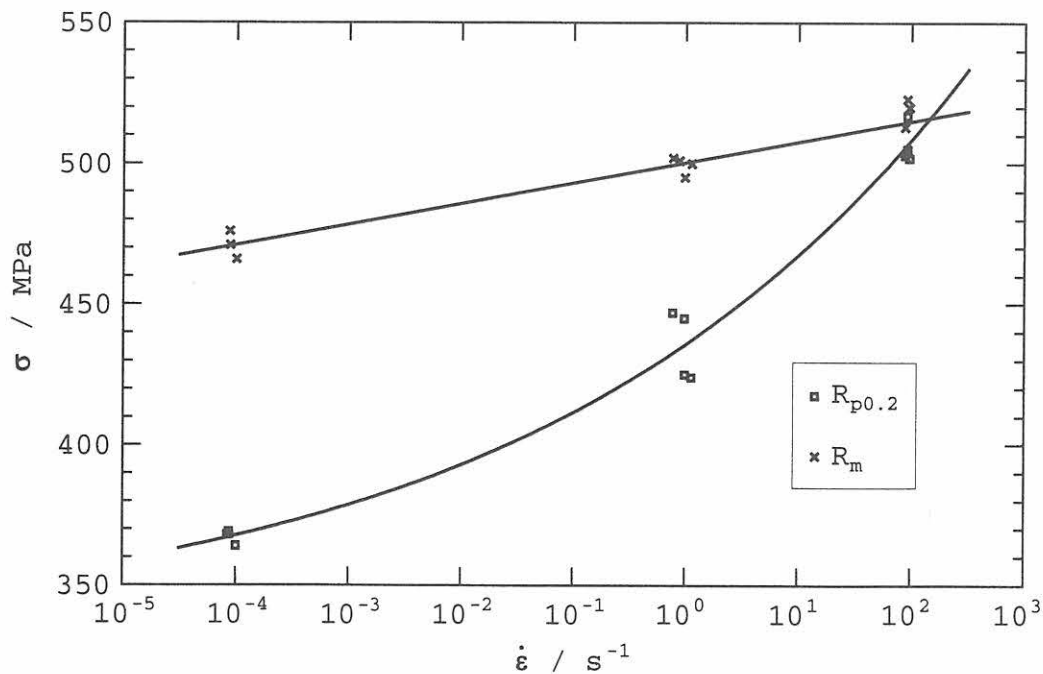


Bild 12: Streckgrenze und Zugfestigkeit für Block 23 bei Raumtemperatur in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit (nach [29])

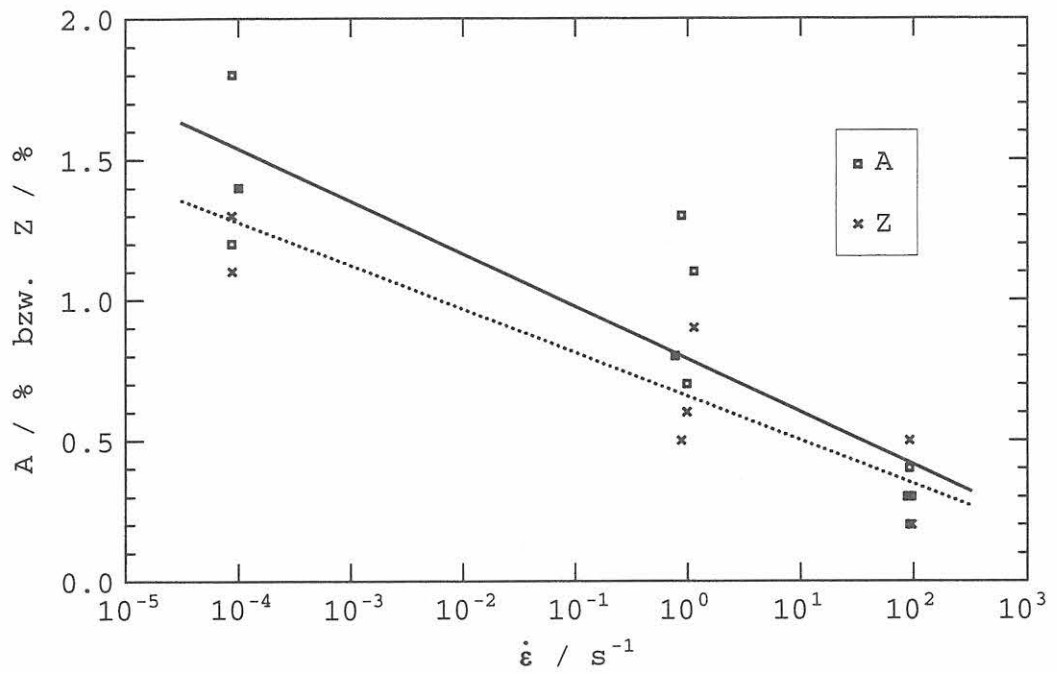


Bild 13: Bruchdehnung A und Brucheinschnürung Z für Block 23 bei Raumtemperatur in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit (nach [29])

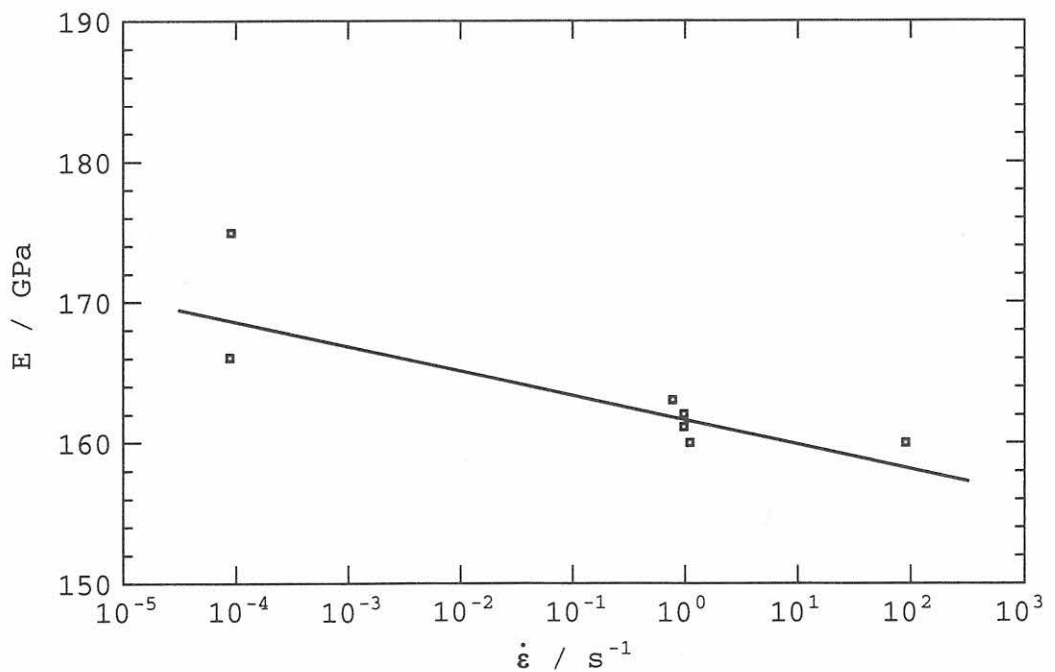


Bild 14: Elastizitätsmodul für Block 23 bei Raumtemperatur in Abhängigkeit von der Dehngeschwindigkeit (nach [29])

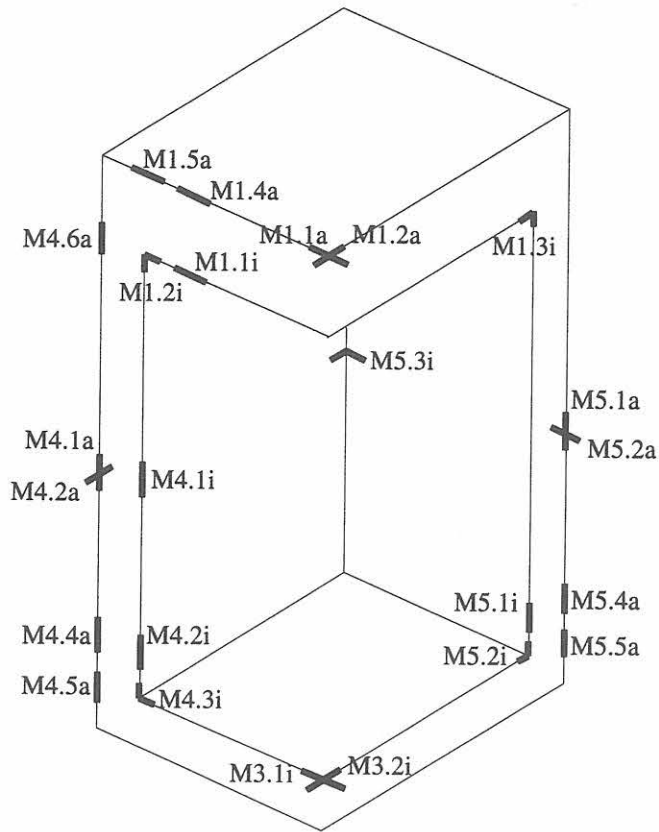


Bild 15: Anordnung der Meßpunkte

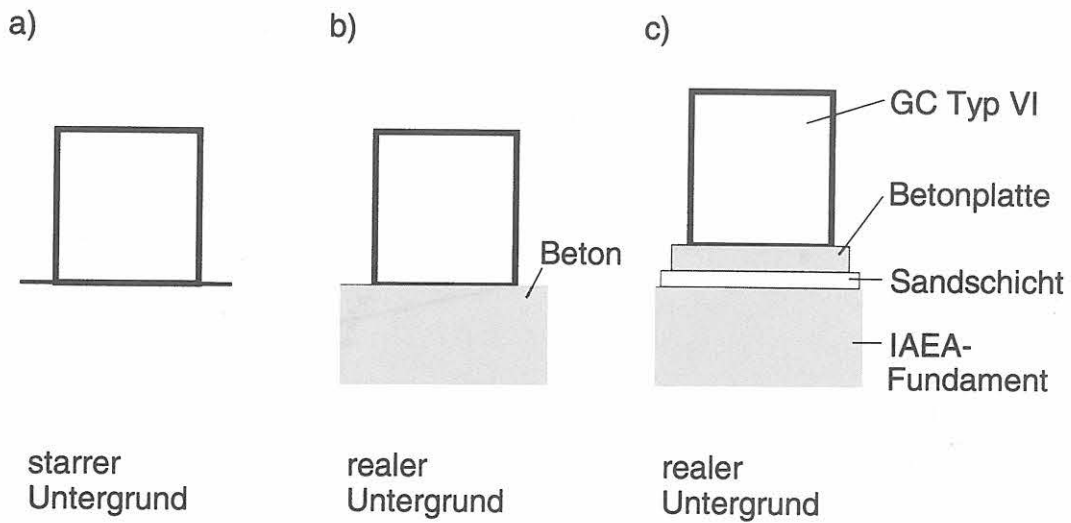


Bild 16: Schematische Darstellung der Modelle für das Versuchsfundament

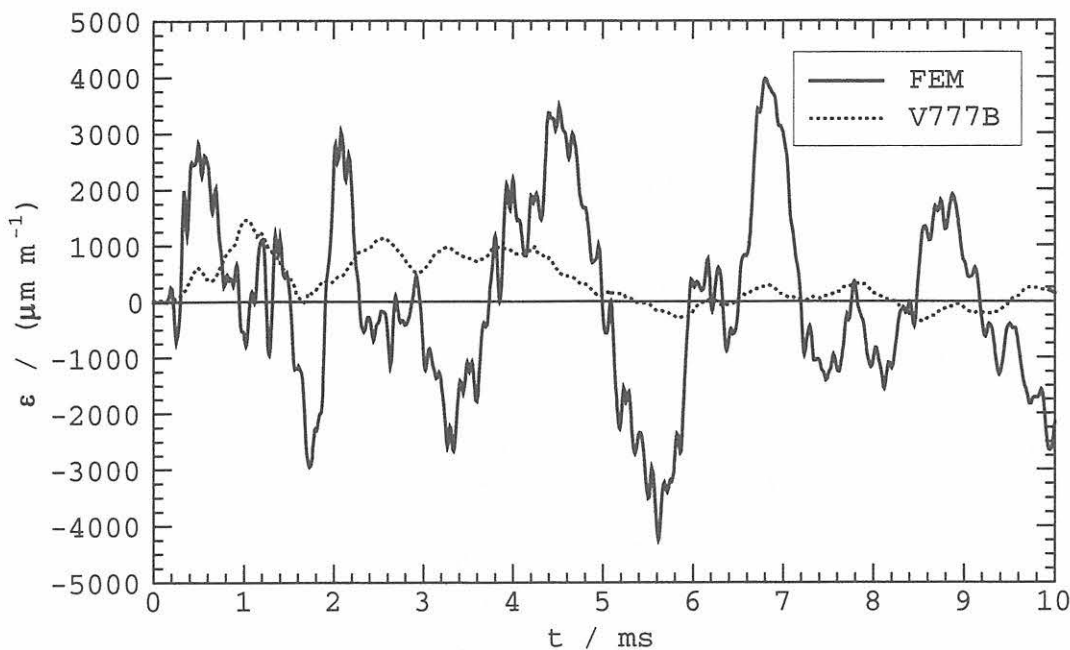


Bild 17: Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Meßstelle M3.1i) für einen unnachgiebigen Untergrund als Fundament und Vergleich mit einem Fallversuch

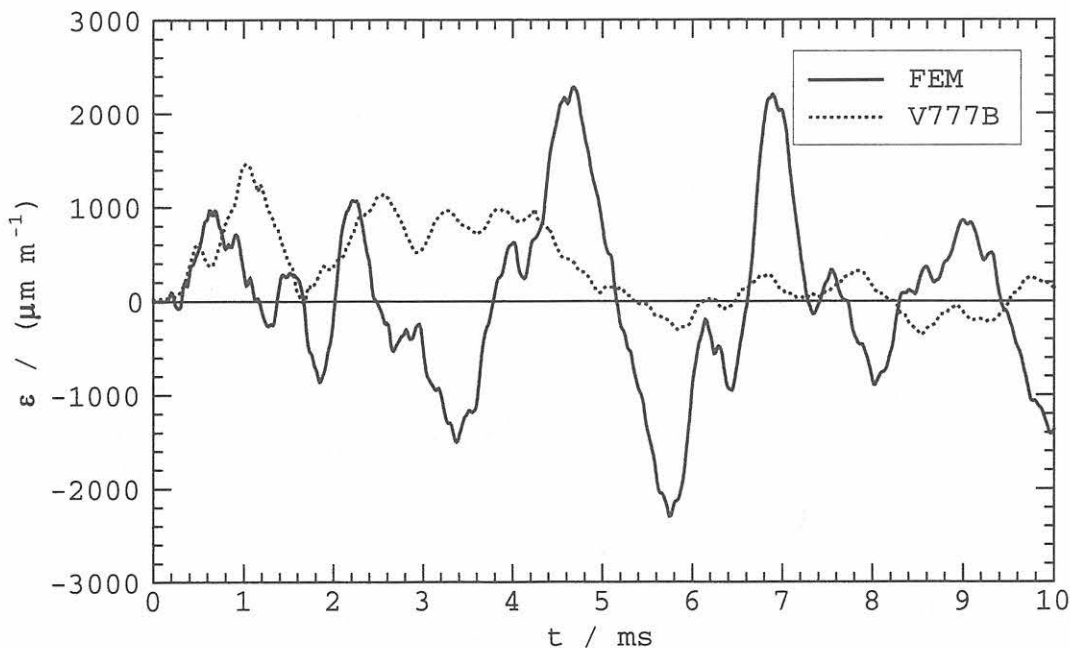


Bild 18: Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Meßstelle M3.1i) für einen elastisch-plastischen Halbraum als Fundament und Vergleich mit einem Fallversuch

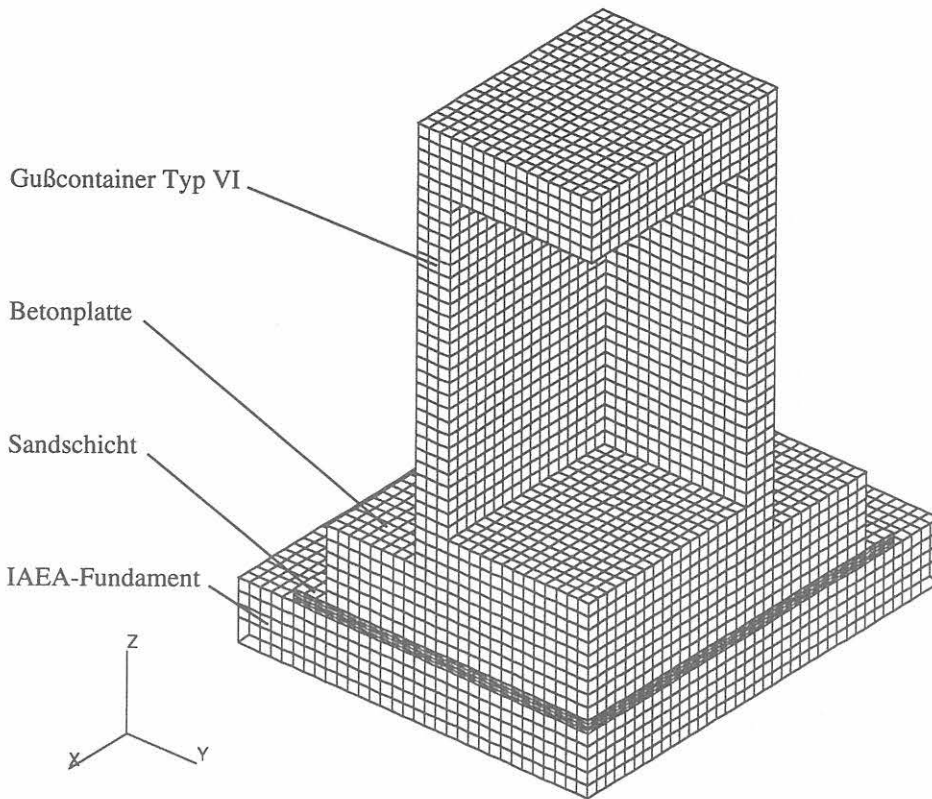


Bild 19: Viertelmodell des Gußcontainers Typ VI ohne modellierten Deckel mit Versuchsfundament

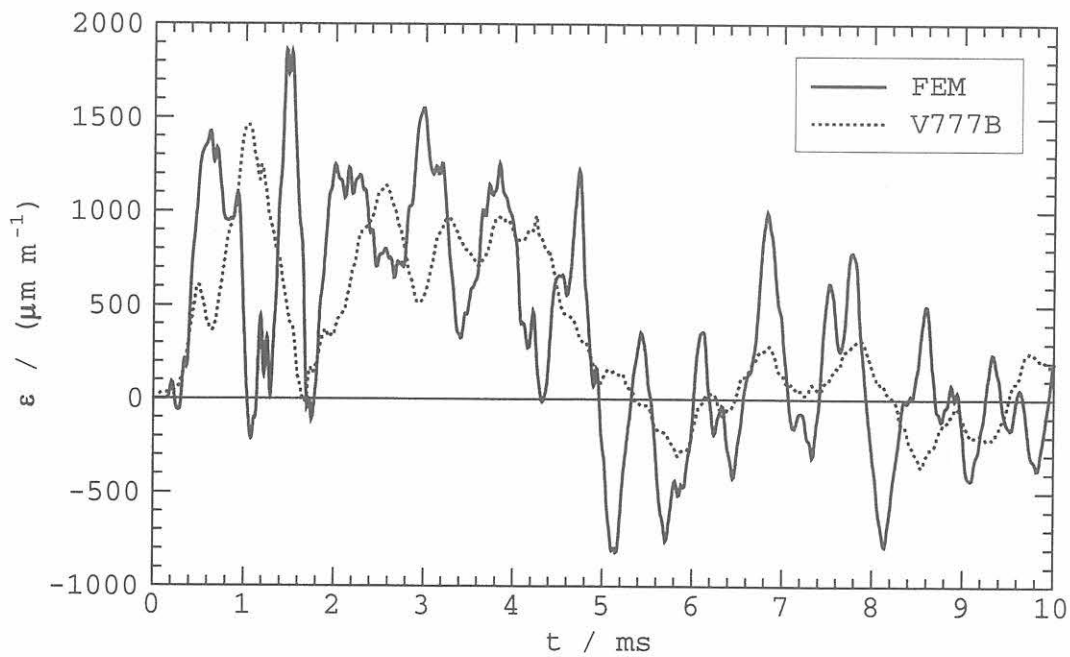


Bild 20: Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Meßstelle M3.1i) für einen Untergrund nach Bild 19 und Vergleich mit einem Fallversuch

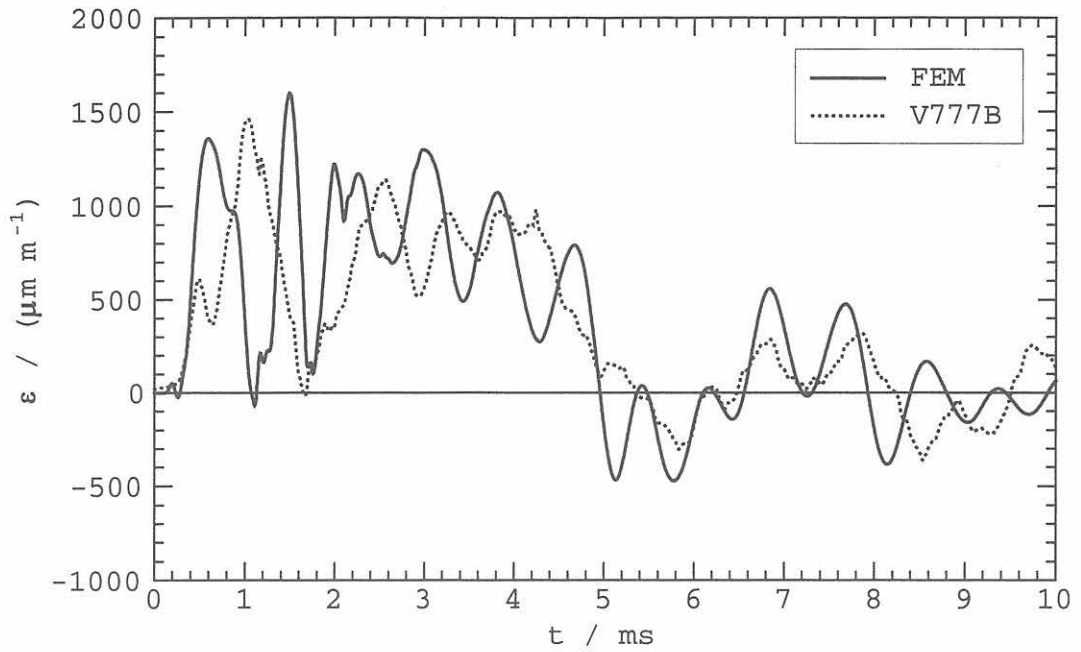


Bild 21: Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Meßstelle M3.1i) für einen Untergrund nach Bild 19 bei Berücksichtigung der Werkstoffdämpfung und Vergleich mit einem Fallversuch

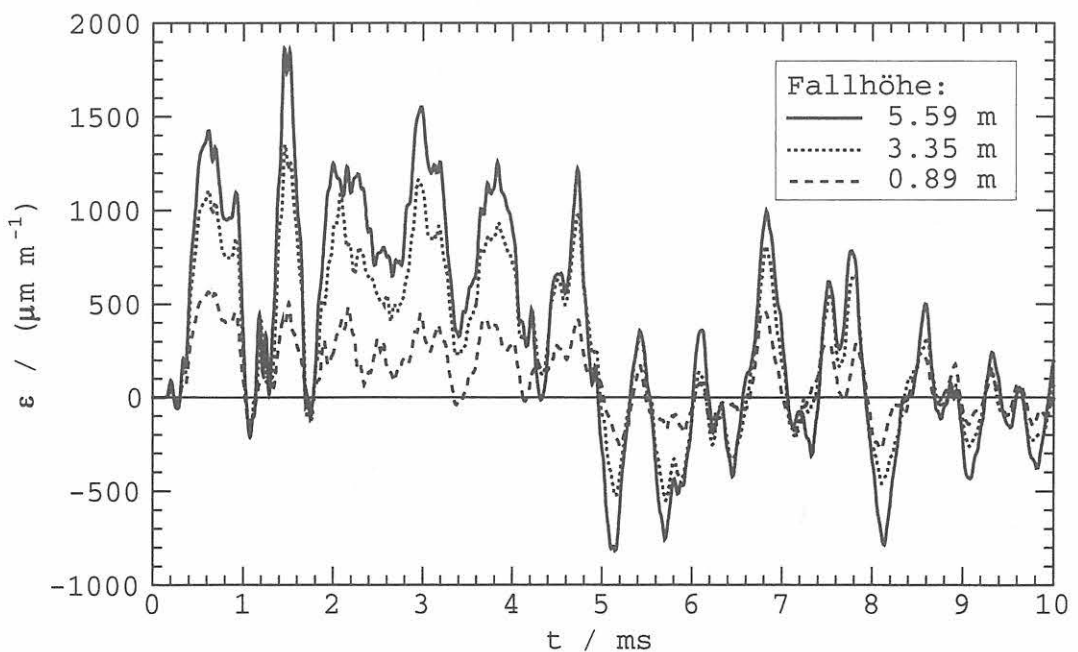


Bild 22: Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Meßstelle M3.1i) für einen Untergrund nach Bild 19 ohne Berücksichtigung der Werkstoffdämpfung in Abhängigkeit von der Fallhöhe

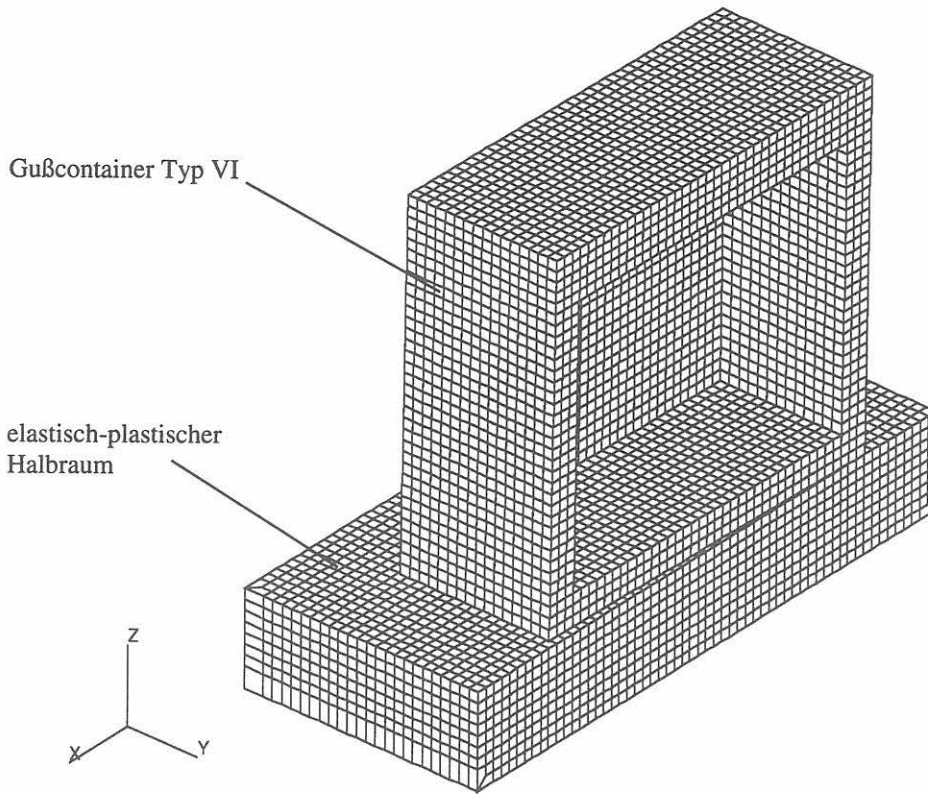


Bild 23: Halbmodell des Gußcontainers Typ VI ohne modellierten Deckel mit elastisch-plastischem Halbraum als Fallfundament für Berechnungen mit einem Auftreffwinkel von 1°

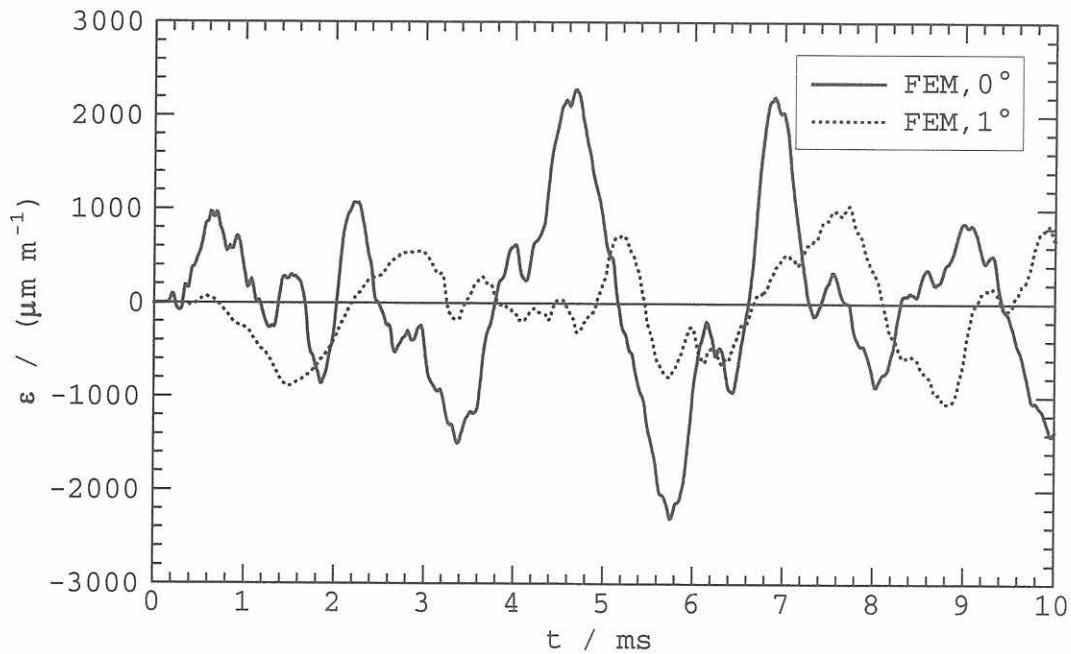


Bild 24: Berechneter Zeitverlauf der Dehnung in der Mitte der Innenseite der Bodenplatte (Meßstelle M3.1i) für einen elastisch-plastischen Halbraum als Fundament bei Variation des Auftreffwinkels (0° bzw. 1°)

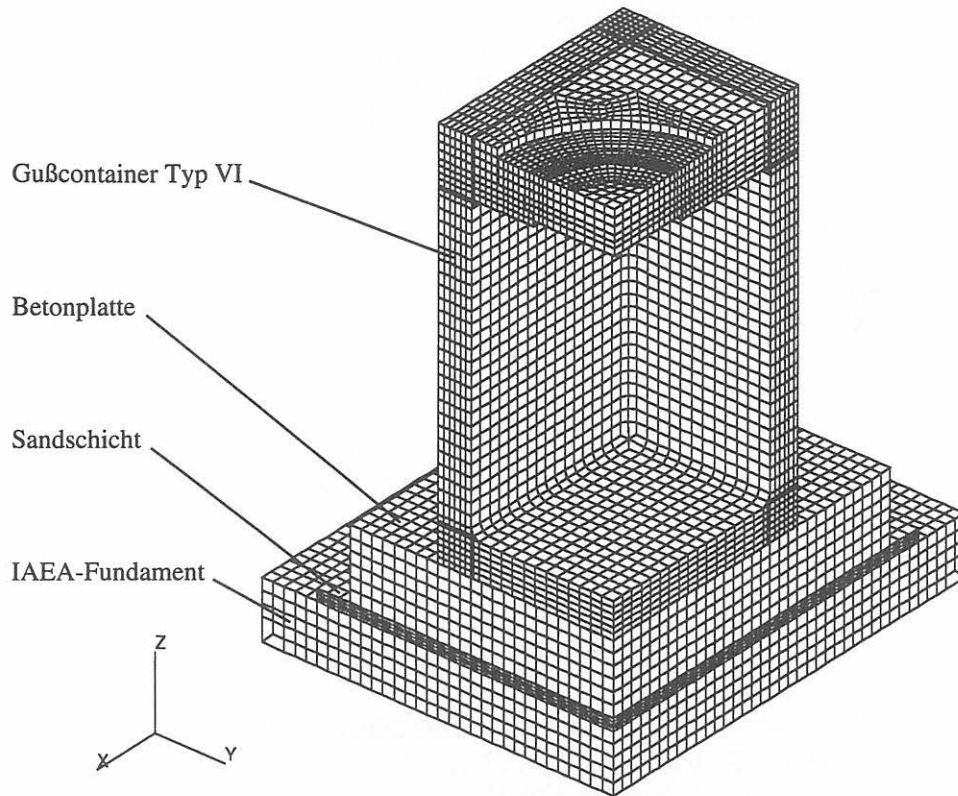


Bild 25: Viertelmodell des Gußcontainers Typ VI mit modelliertem Deckel und Versuchsfundament

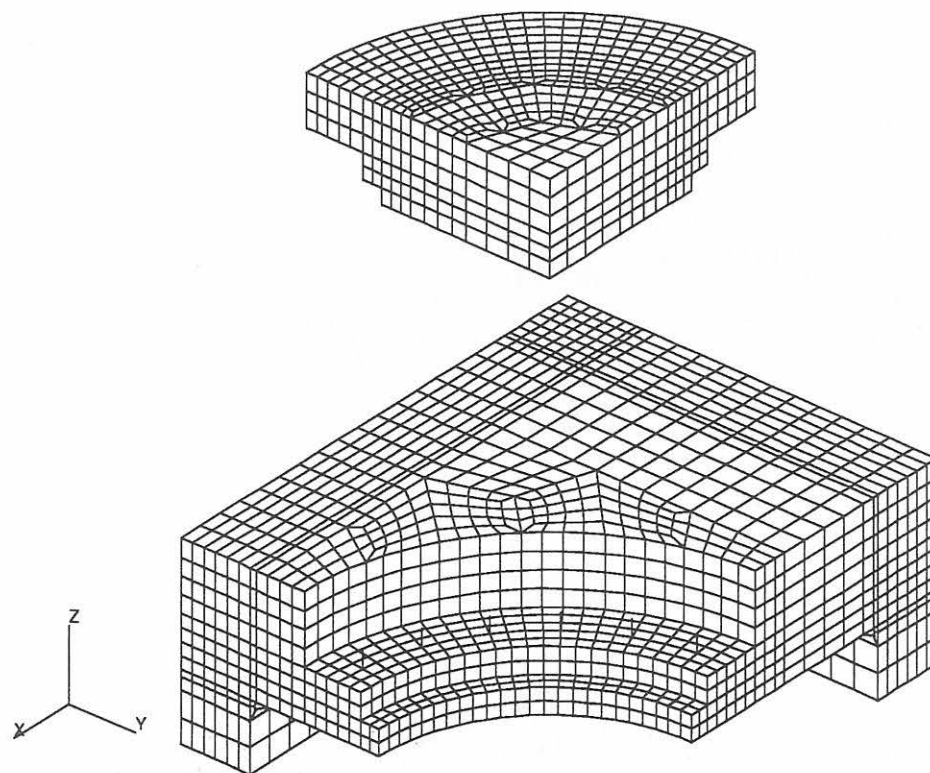


Bild 26: Deckelbereich des Viertelmodells nach Bild 25

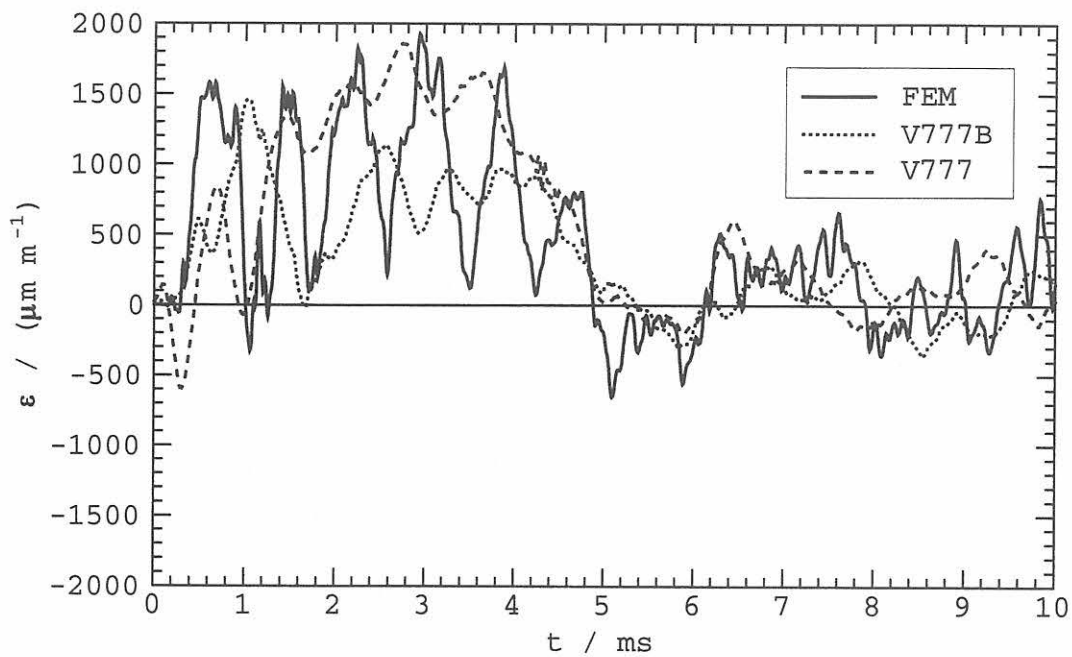


Bild 27: Vergleich der Berechnungsergebnisse ohne Dämpfung mit zwei Fallversuchen (V777B, V777; Fall aus 5,59 m Höhe plan auf den Behälterboden) für die Meßstelle M3.1i

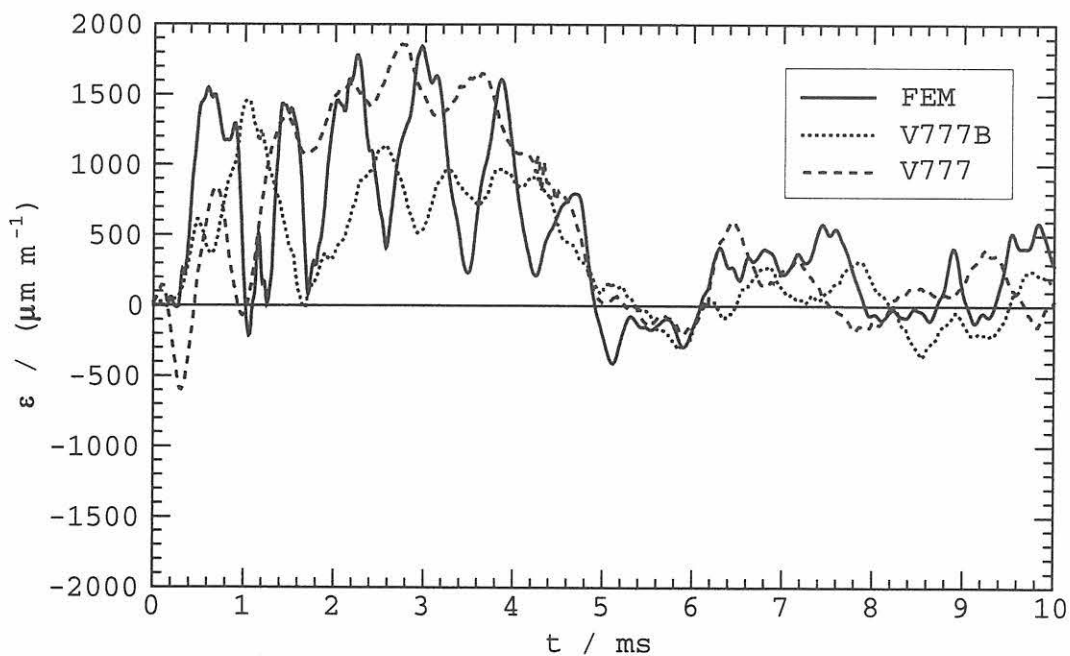


Bild 28: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit zwei Fallversuchen (V777B, V777; Fall aus 5,59 m Höhe plan auf den Behälterboden) für die Meßstelle M3.1i

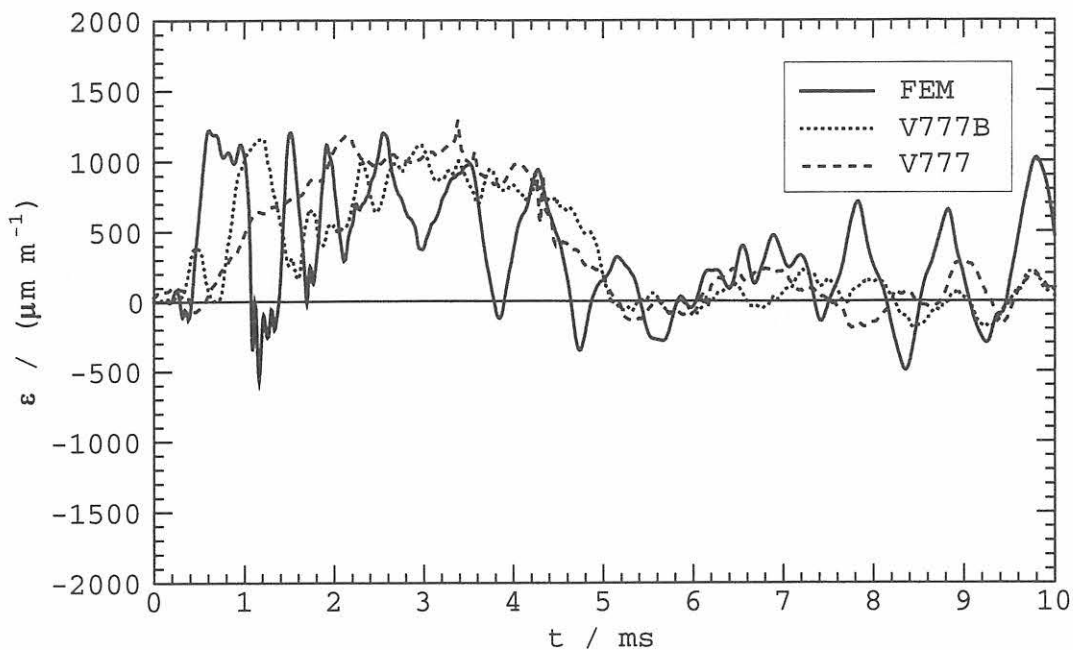


Bild 29: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit zwei Fallversuchen (V777B, V777; Fall aus 5,59 m Höhe plan auf den Behälterboden) für die Meßstelle M3.2i

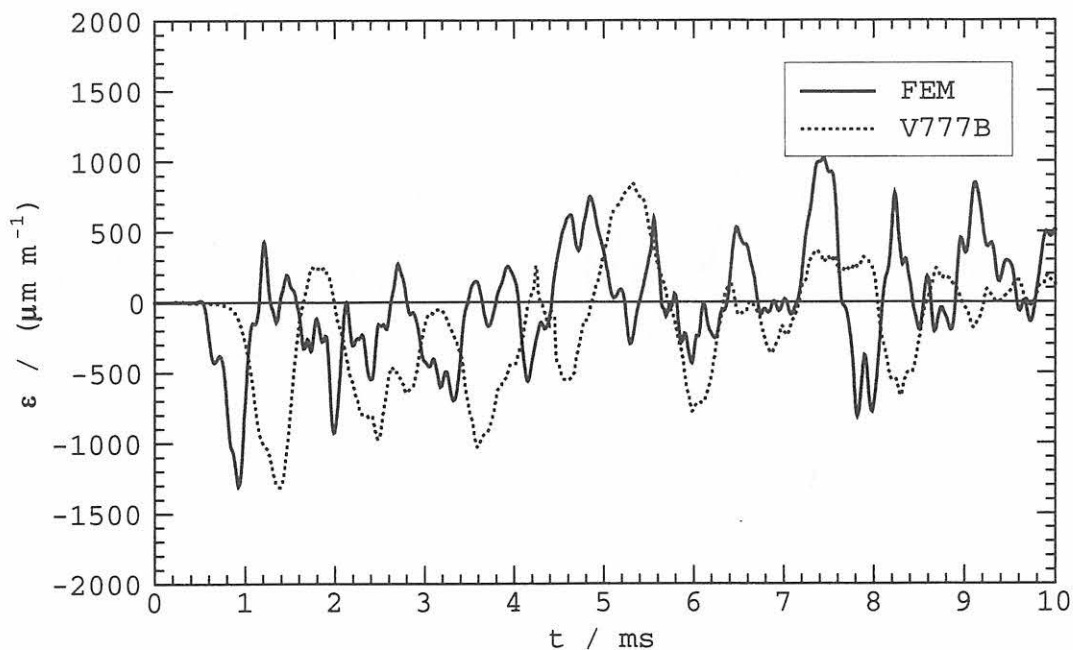


Bild 30: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M1.1a

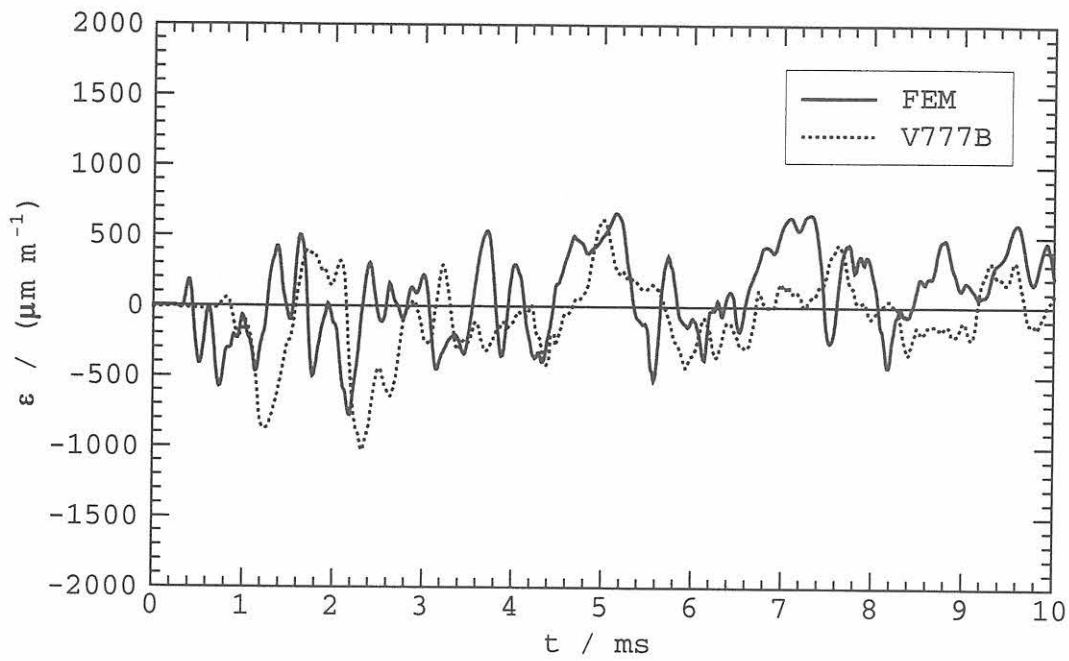


Bild 31: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M1.1i

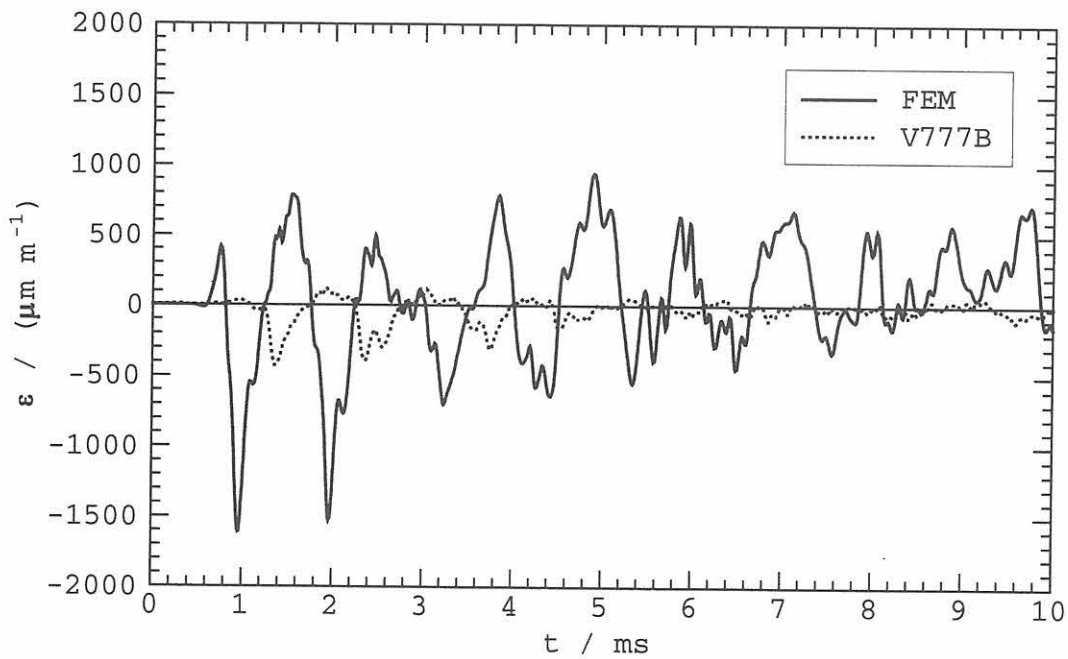


Bild 32: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M1.2a

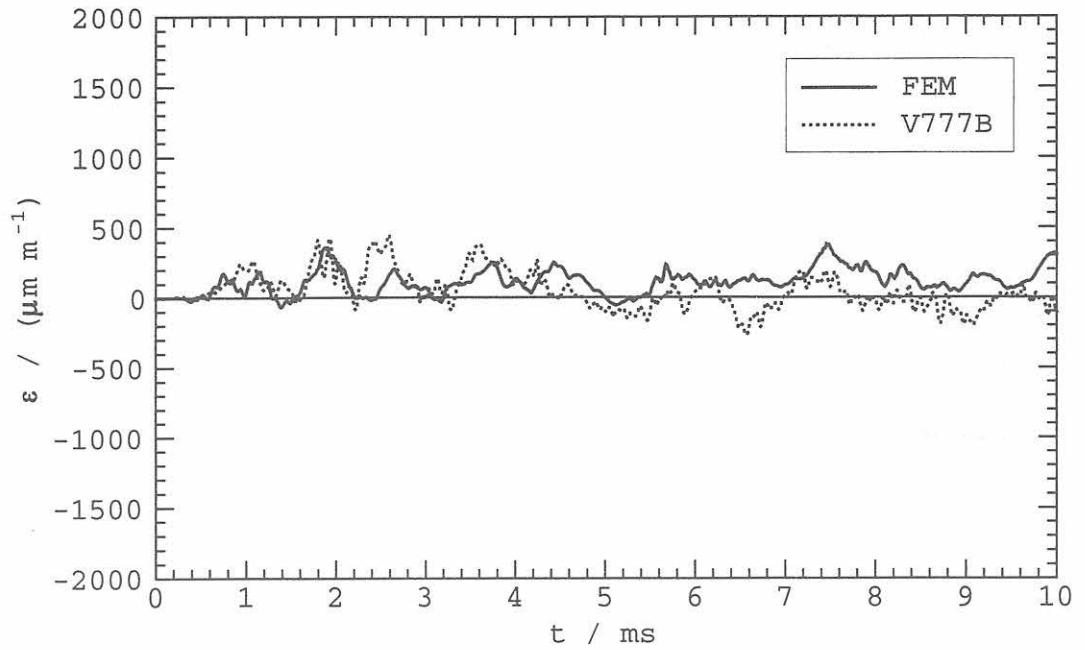


Bild 33: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M1.4a

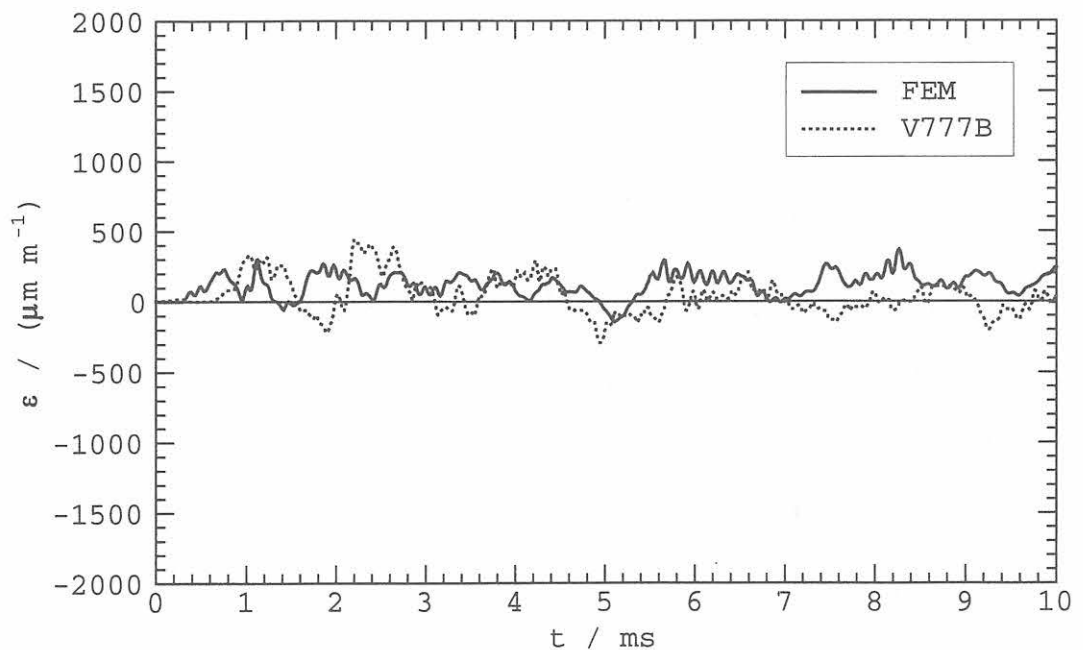


Bild 34: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M1.5a

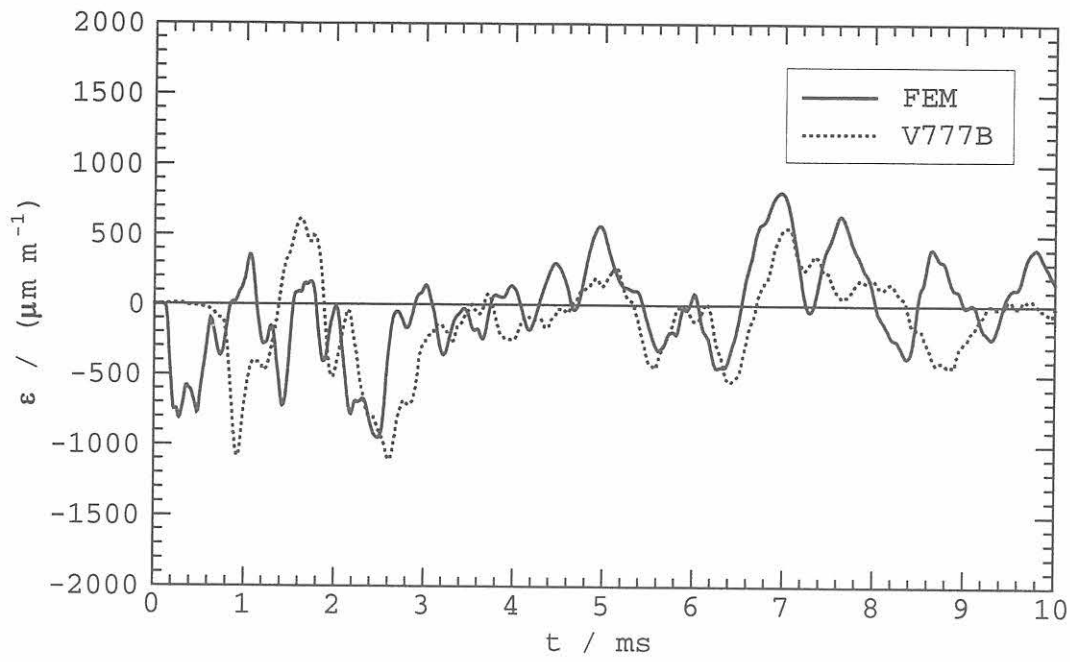


Bild 35: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M4.1a

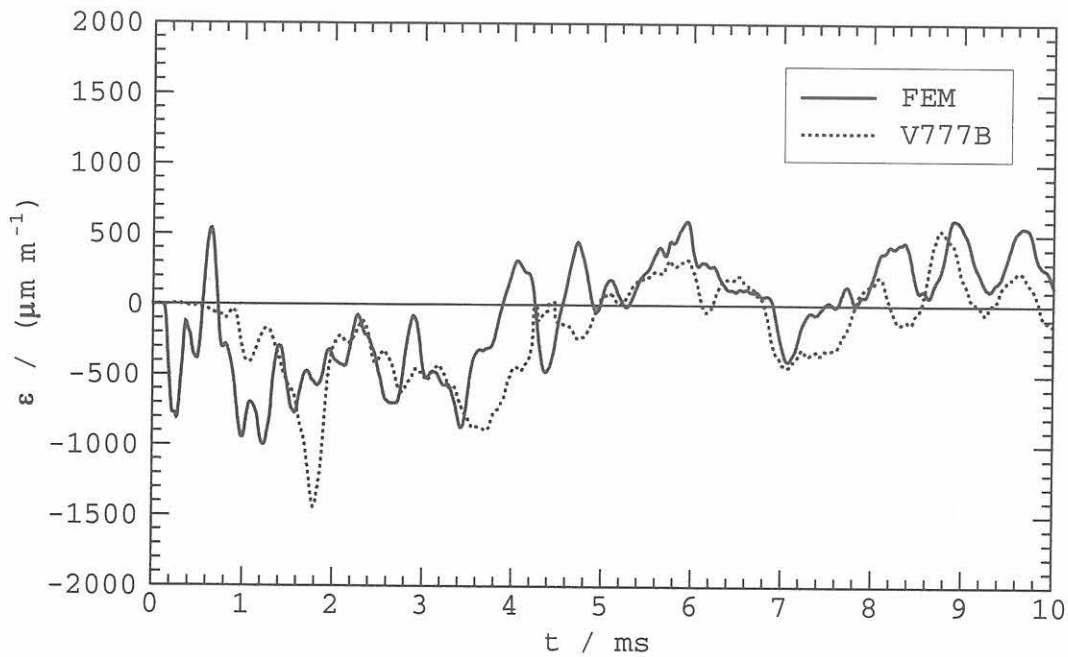


Bild 36: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M4.1i

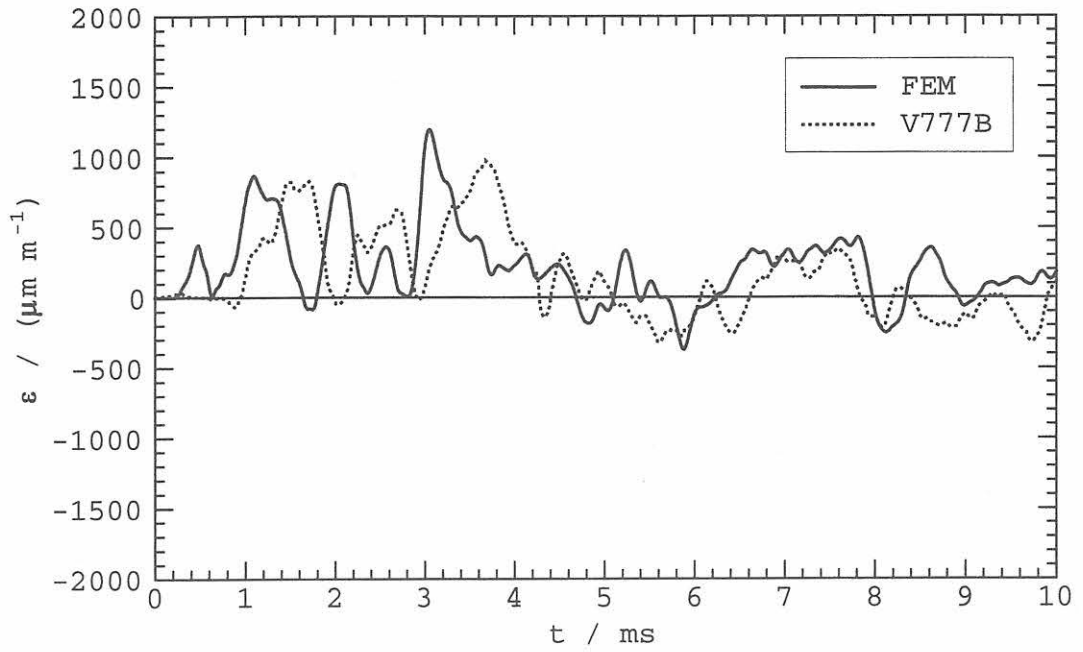


Bild 37: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M4.2a

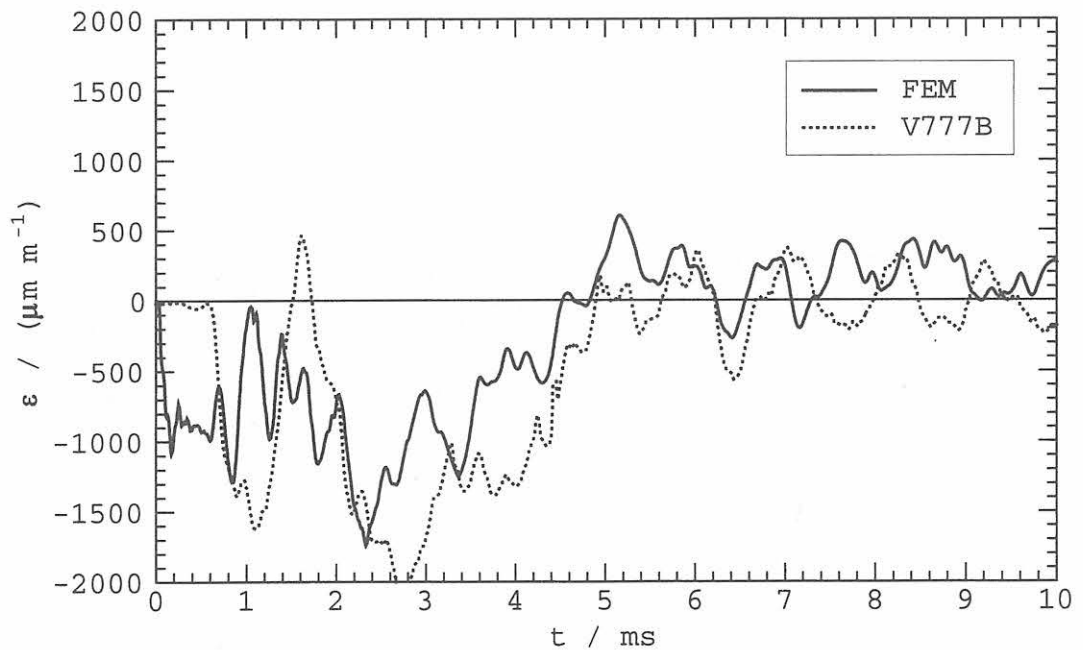


Bild 38: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M4.2i

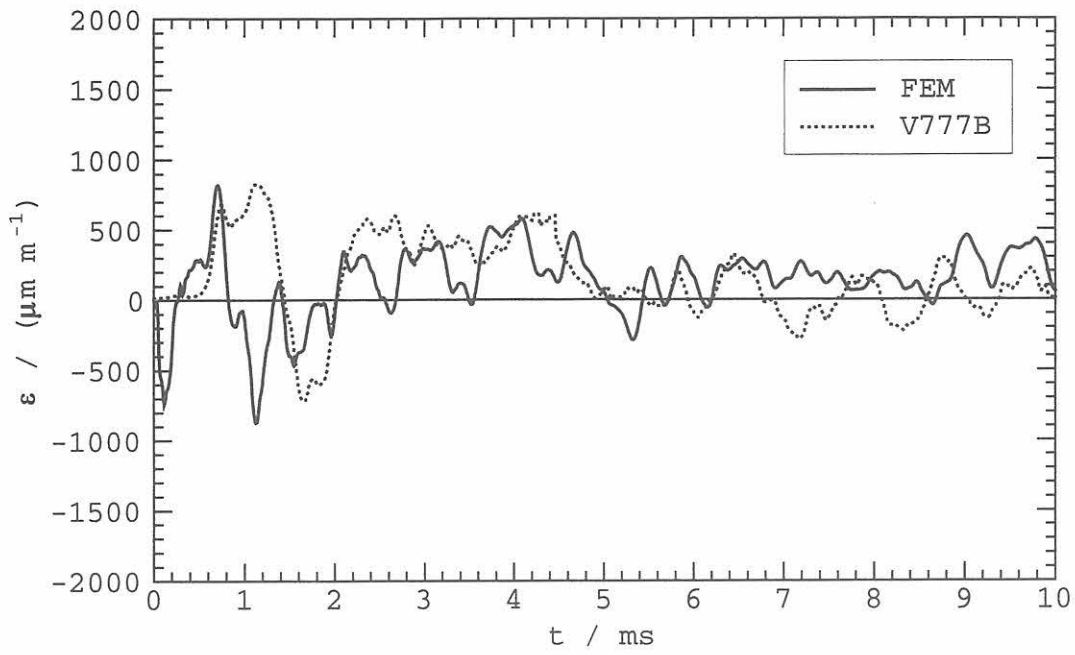


Bild 39: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M4.4a

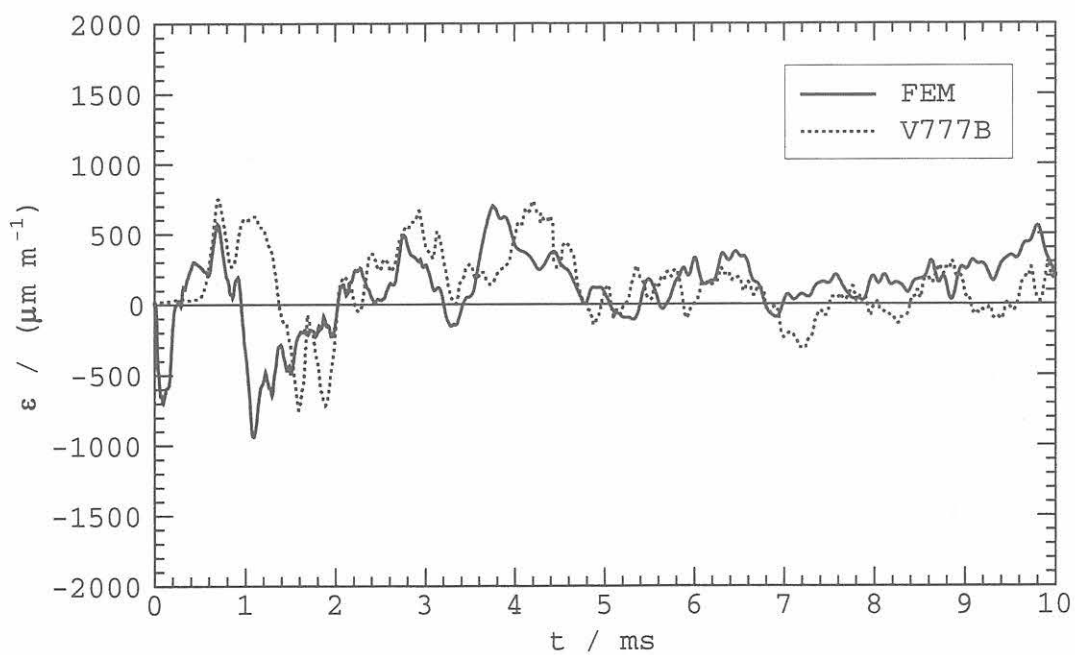


Bild 40: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M4.5a

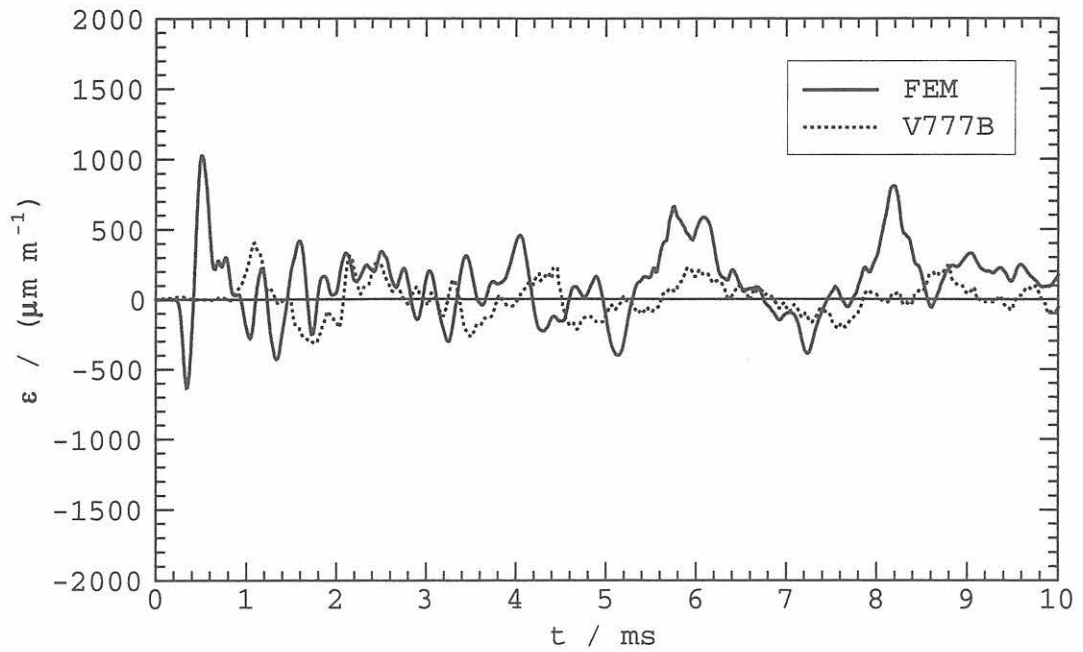


Bild 41: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M4.6a

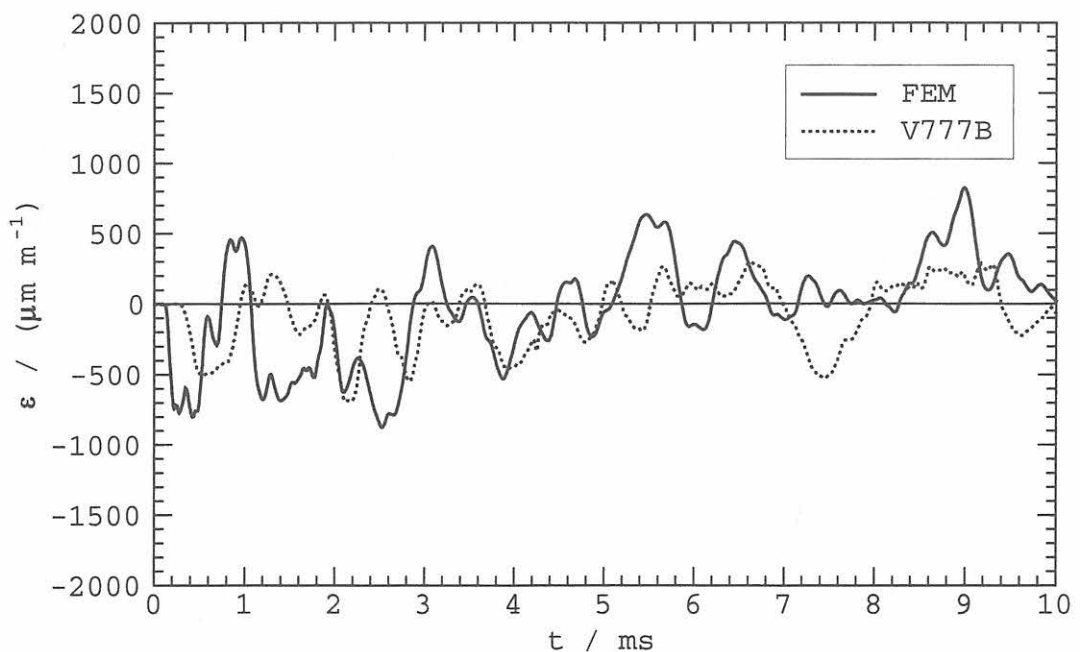


Bild 42: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M5.1a

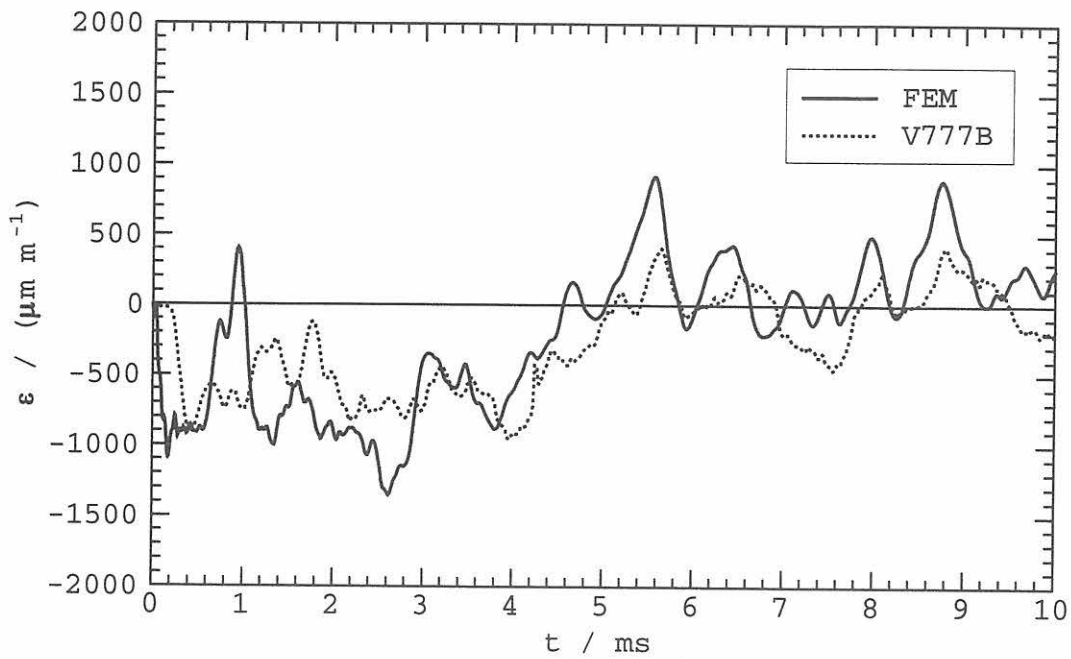


Bild 43: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M5.1i

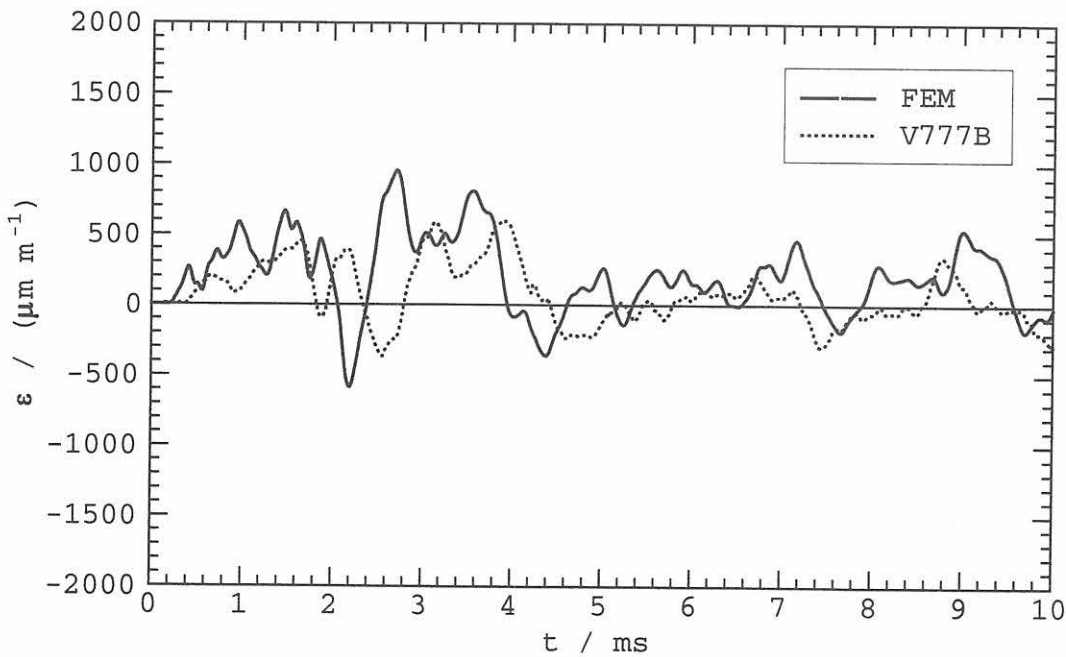


Bild 44: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M5.2a

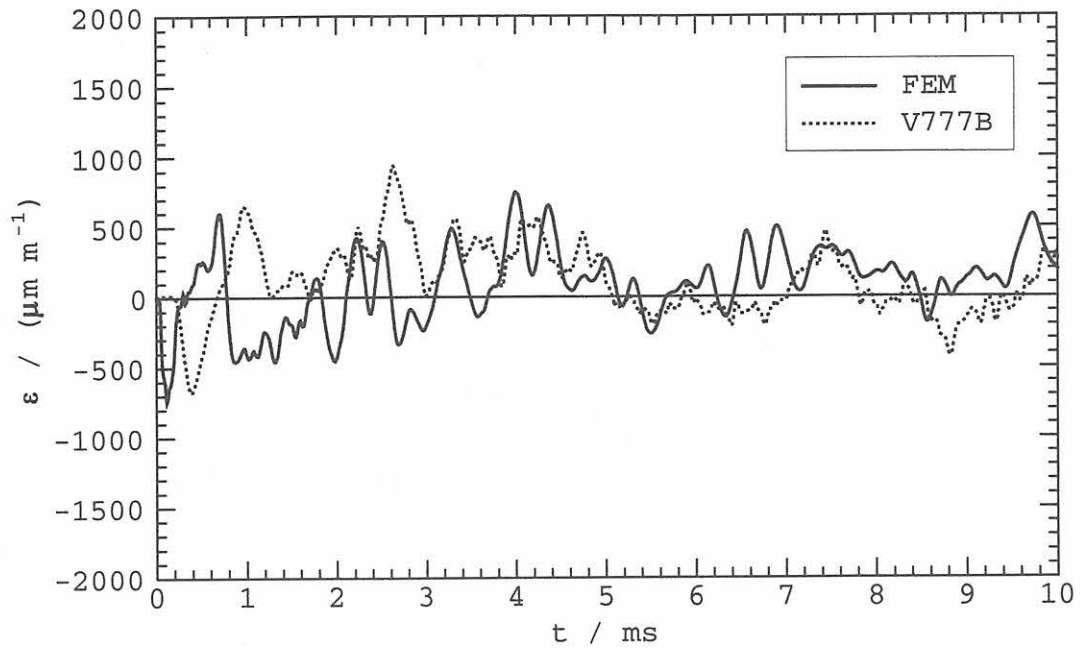


Bild 45: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M5.4a

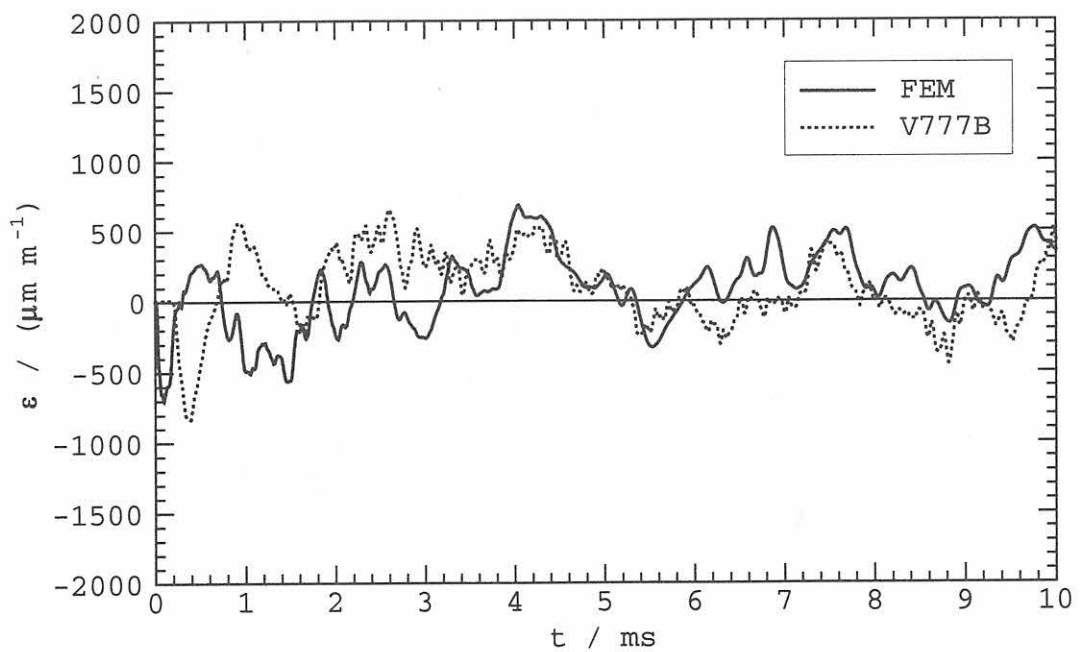


Bild 46: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch für die Meßstelle M5.5a

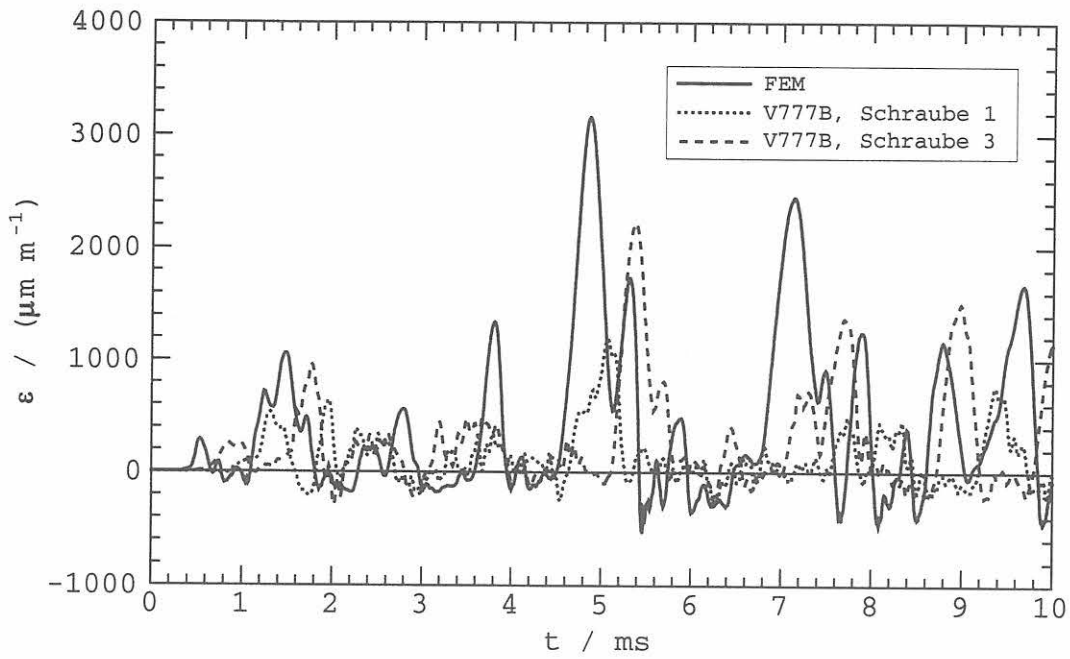


Bild 47: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch anhand der Dehnungen der Deckelschrauben an der langen Behälterseite

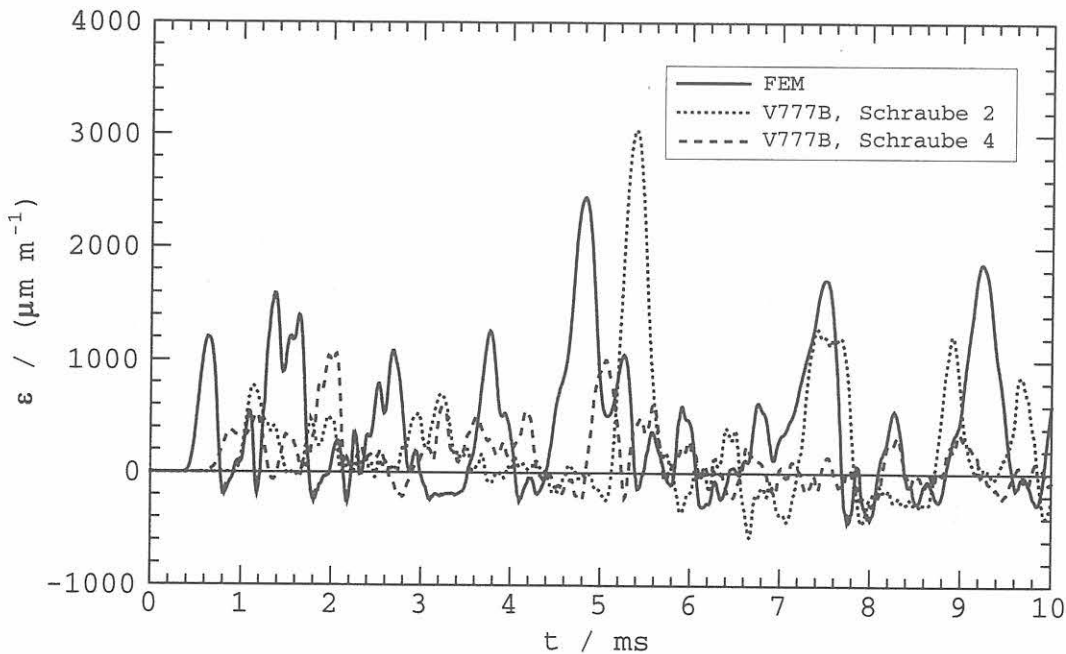
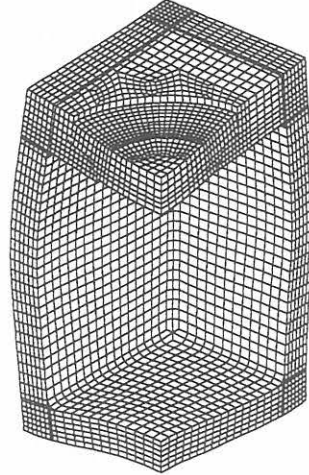
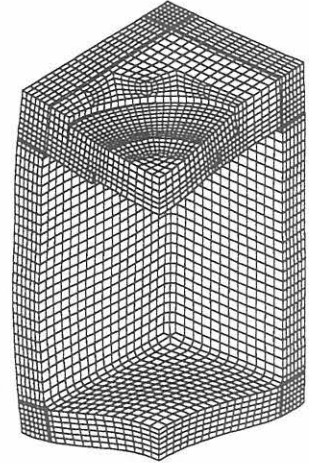


Bild 48: Vergleich der Berechnungsergebnisse bei Dämpfung mit einem Fallversuch anhand der Dehnungen der Deckelschrauben an der kurzen Behälterseite

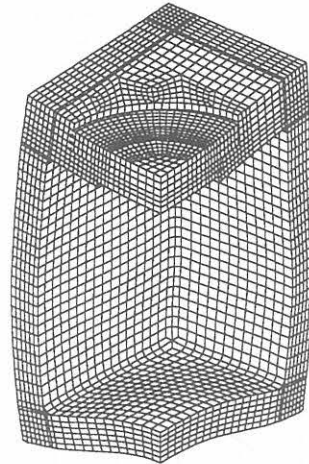
a) nach 1 ms



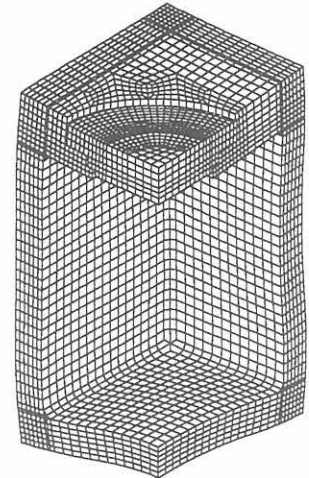
b) nach 2 ms



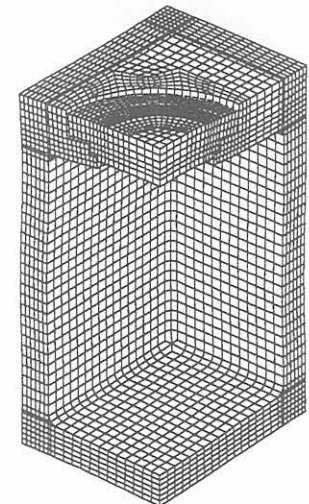
c) nach 3 ms



d) nach 4 ms



e) nach 5 ms



f) nach 6 ms

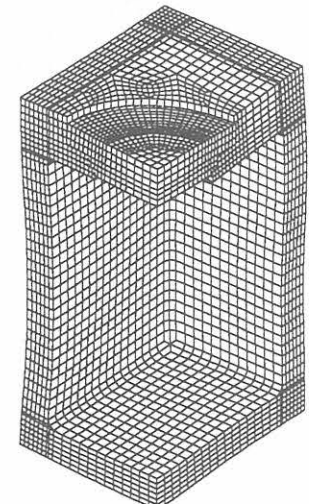
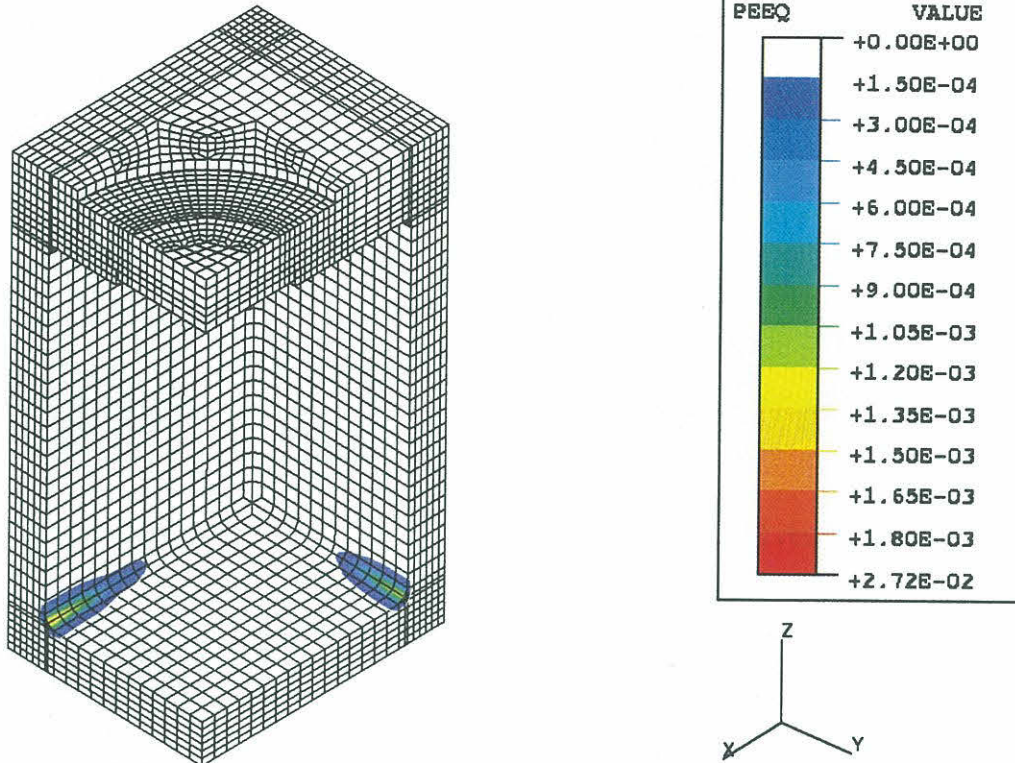


Bild 49: Verformung des Gußcontainers Typ VI zu unterschiedlichen Zeiten nach dem Aufprall auf den nachgiebigen Untergrund (Verschiebungen 50fach vergrößert)

a) Viertelmodell



b) Ausschnittsvergrößerung: Hohlkehle

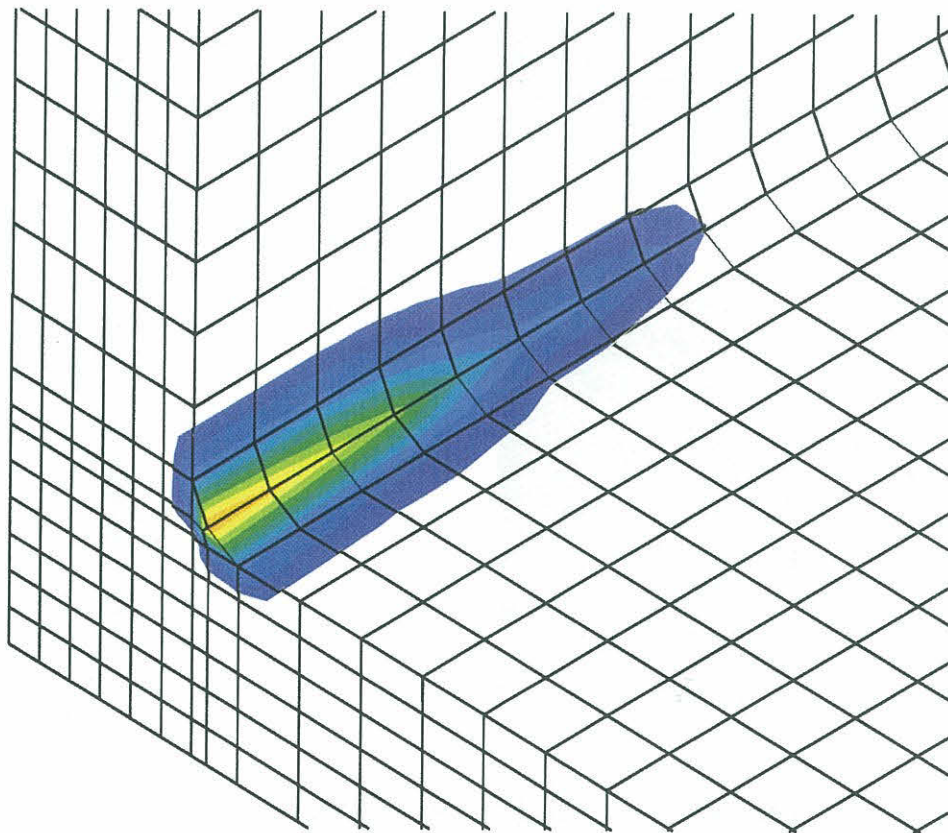
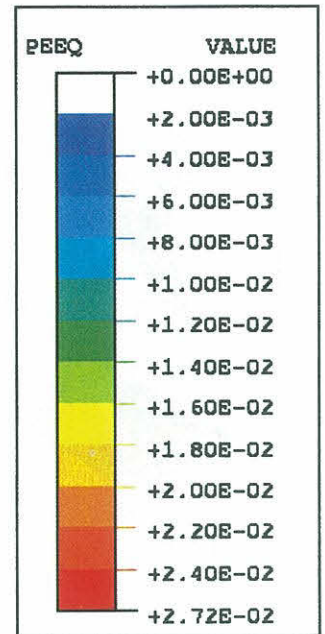
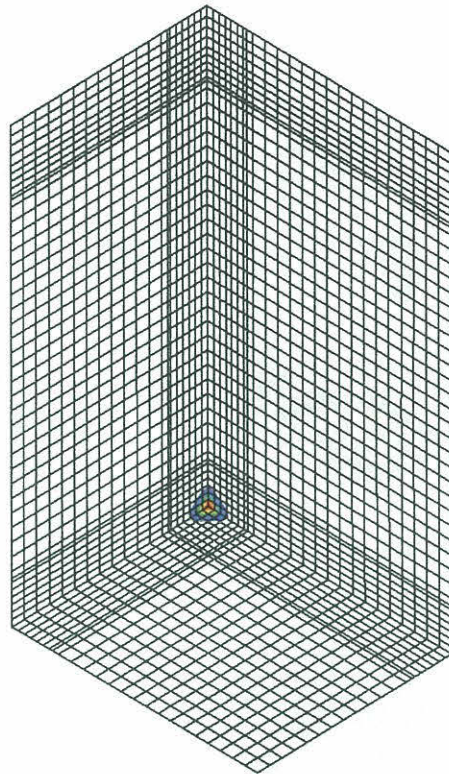


Bild 50: Plastische Vergleichsdehnung im Modell des Gußcontainers Typ VI mit dem Materialgesetz für Testblock 23 nach einem Fall aus 5,59 m Höhe auf den nachgiebigen Untergrund

a) Viertelmodell



b) Ausschnittsvergrößerung: äußere Ecke

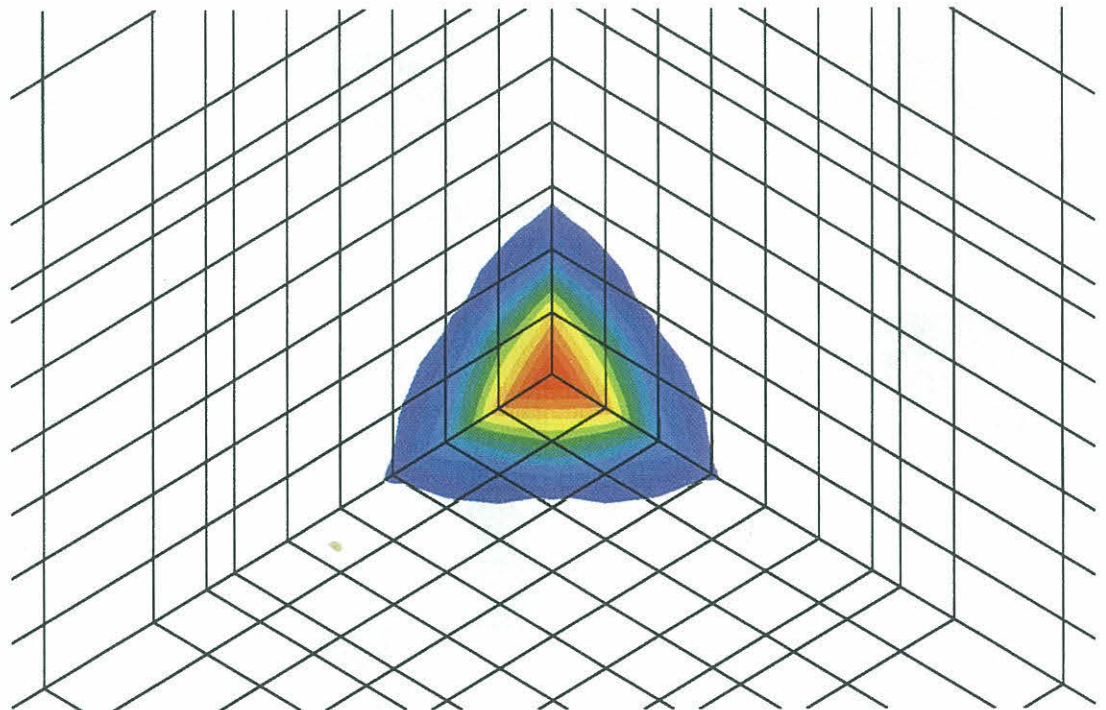


Bild 51: Plastische Vergleichsdehnung im Modell des Gußcontainers Typ VI mit dem Materialgesetz für Testblock 23 nach einem Fall aus 5,59 m Höhe auf den nachgiebigen Untergrund

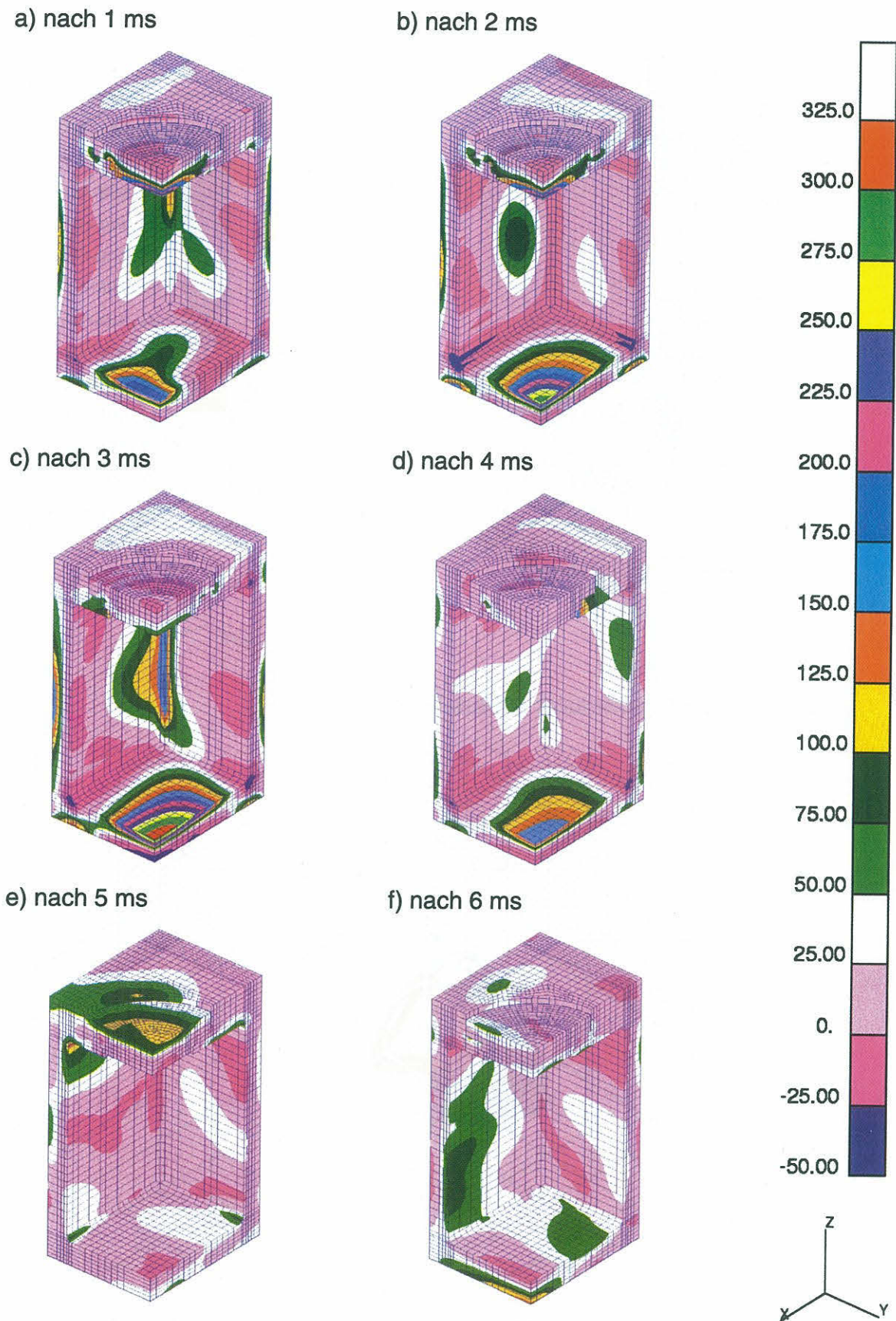


Bild 52: Größte Hauptspannung im Modell des Gußcontainers Typ VI zu unterschiedlichen Zeiten nach dem Aufprall auf den nachgiebigen Untergrund

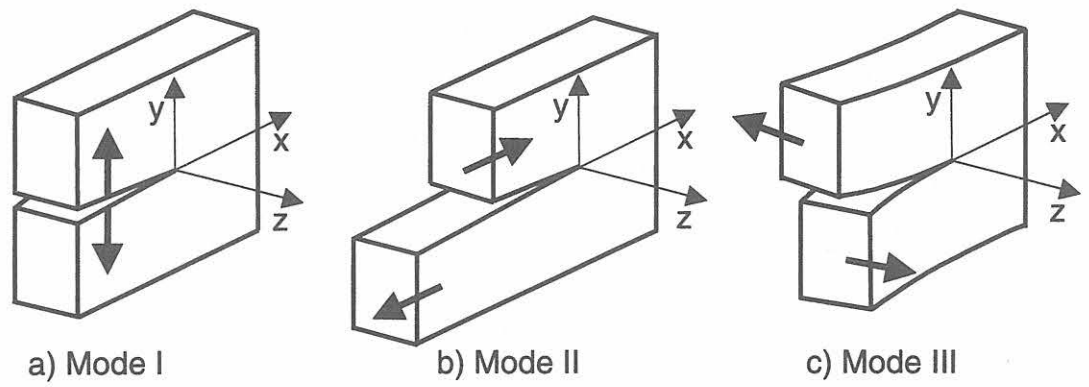


Bild 53: Die drei Rißöffnungsarten

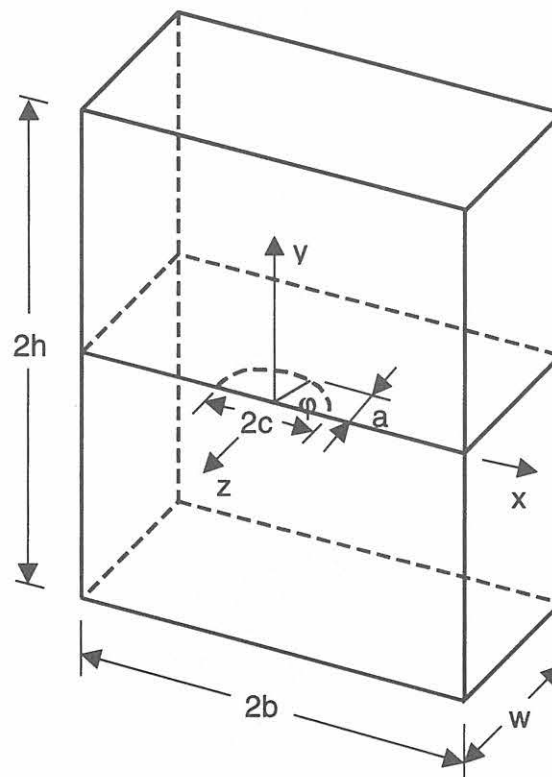


Bild 54: Platte mit Oberflächenfehler

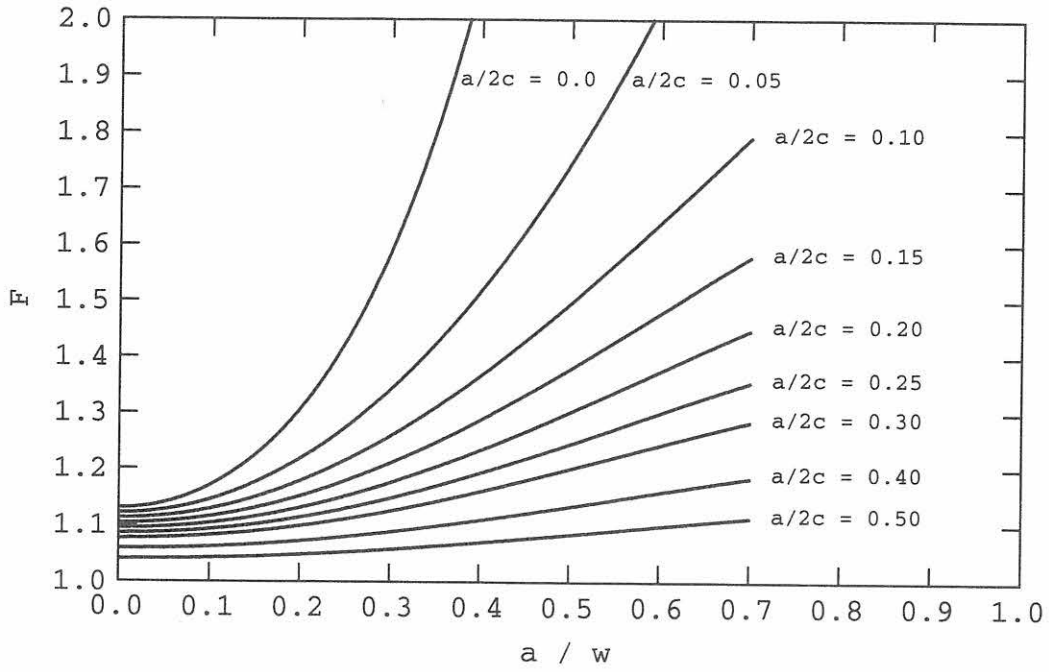


Bild 55: Korrekturfunktion F für Oberflächenrisse unterschiedlicher Geometrie

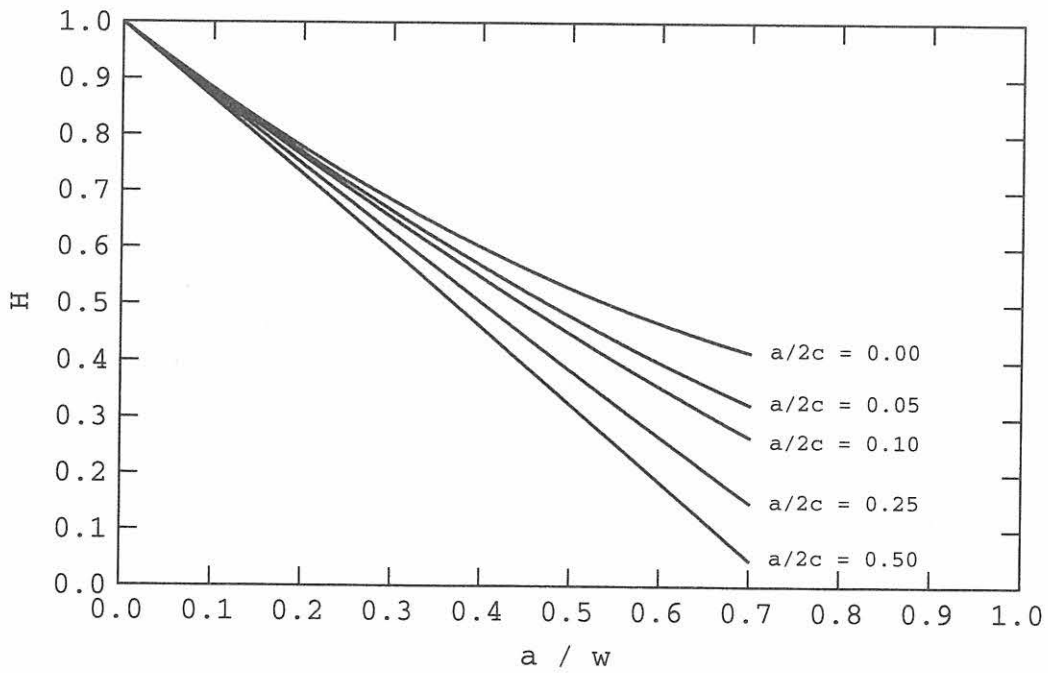


Bild 56: Korrekturfunktion H für Oberflächenrisse unterschiedlicher Geometrie

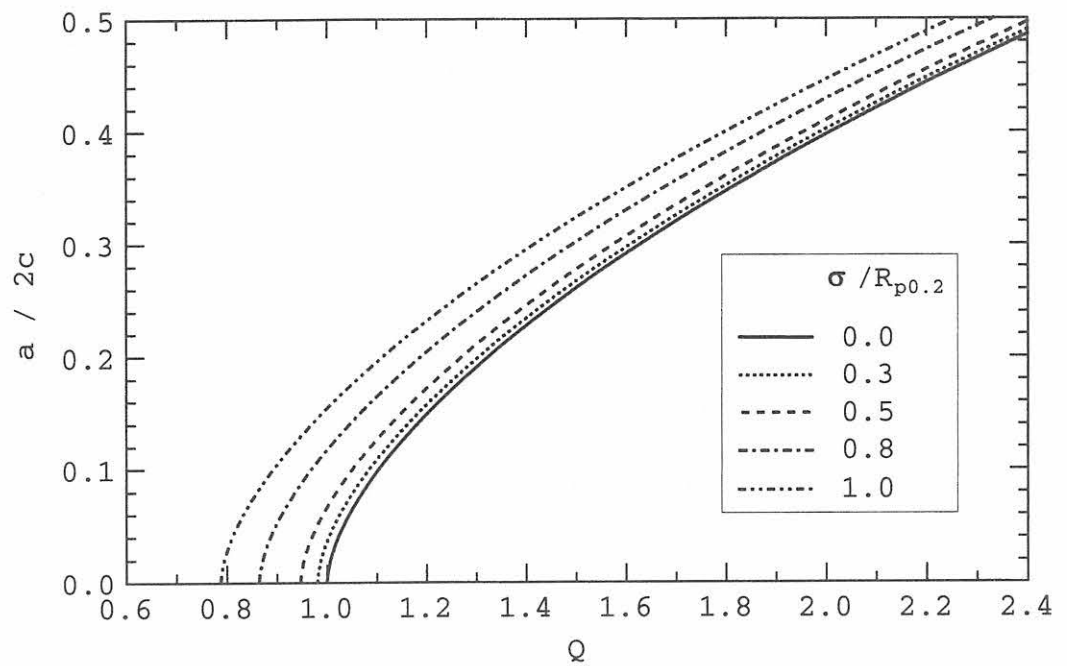


Bild 57: Rißformfunktion Q in Abhängigkeit von der Spannung σ und der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$

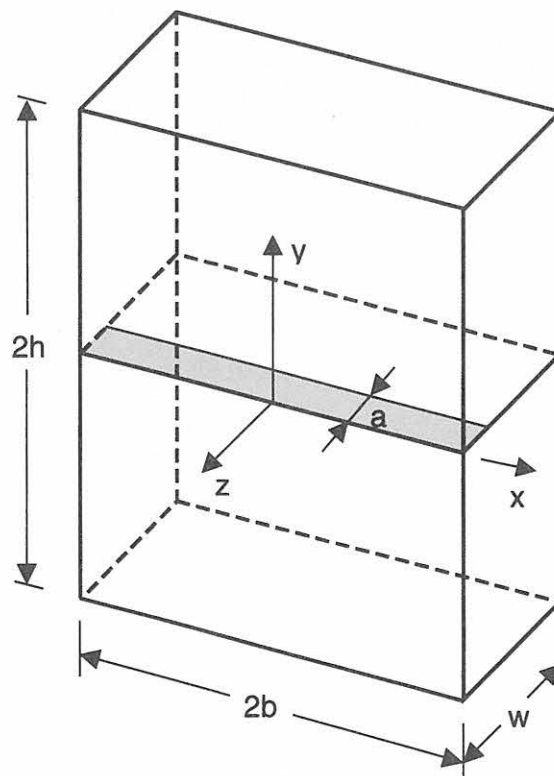


Bild 58: Platte mit Seitenriß

Rißspitzenumgebung

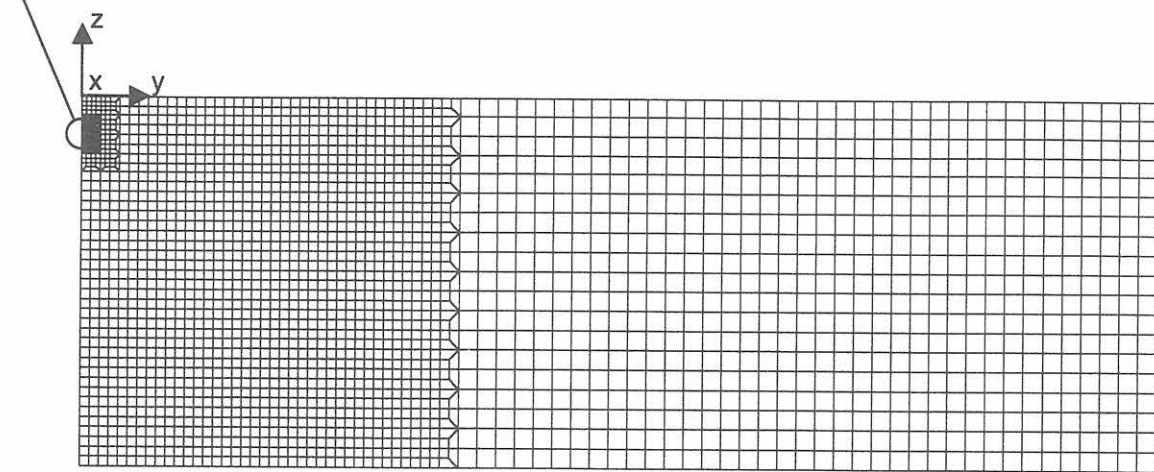


Bild 59: FE-Modell einer unendlich ausgedehnten Platte mit RiB

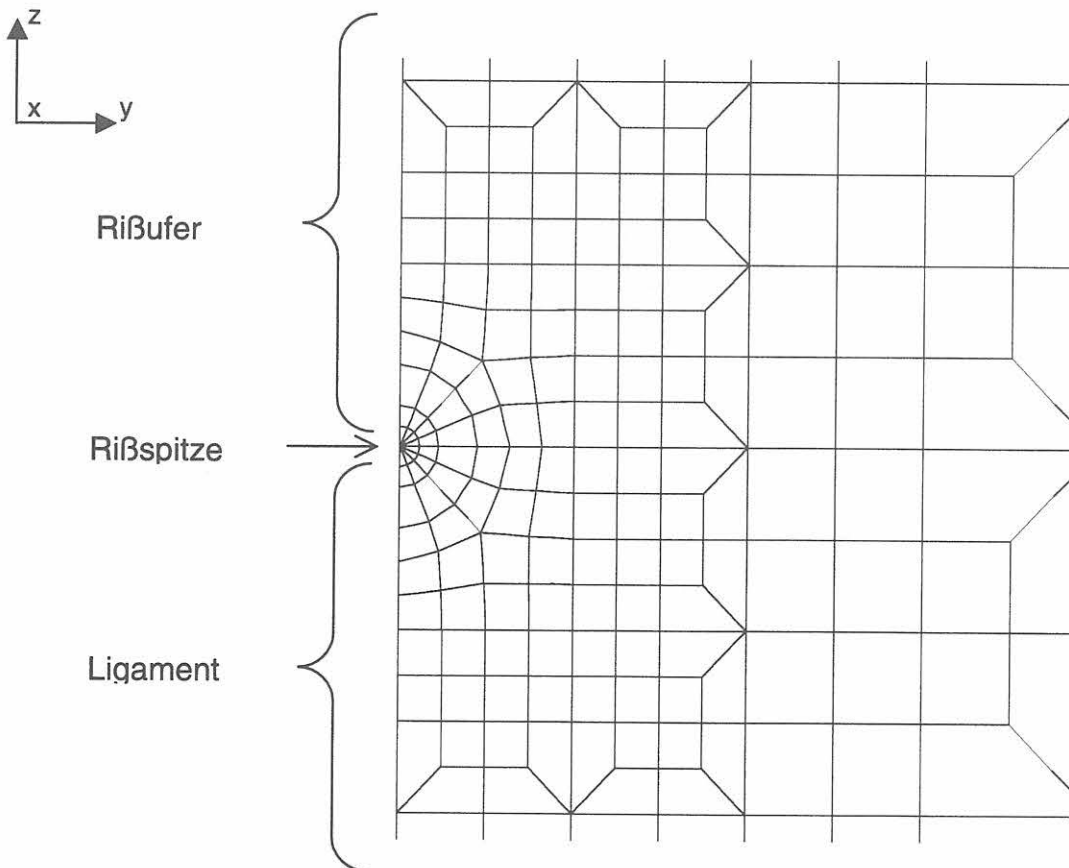


Bild 60: FE-Modell der RiBspitzenumgebung in der unendlich ausgedehnten Platte nach Bild 59

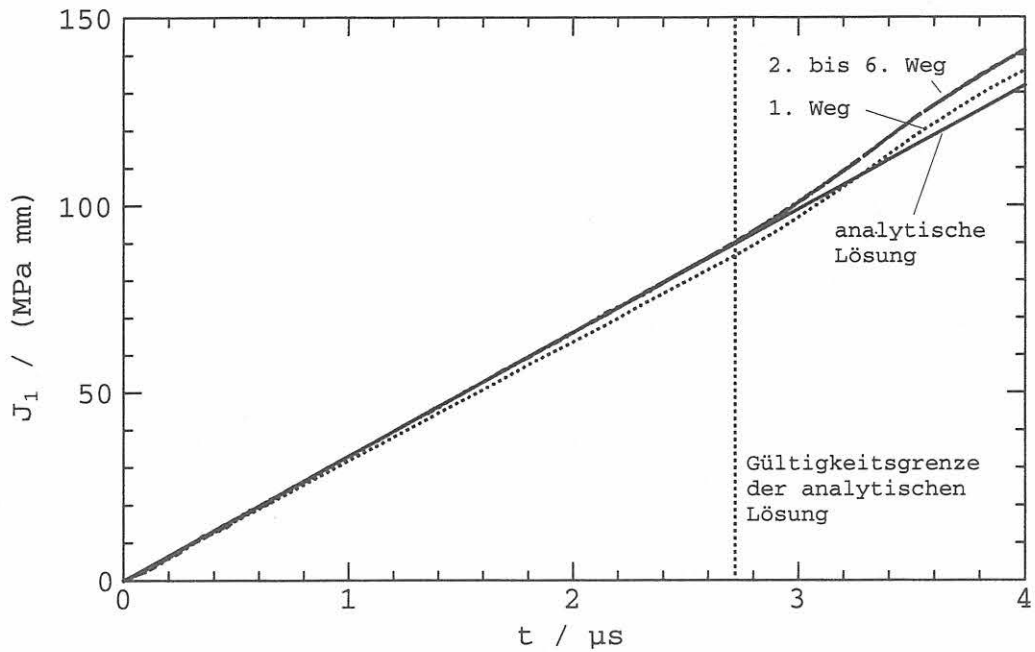


Bild 61: Verifizierung des bruchmechanischen Berechnungsverfahrens durch Vergleich des numerisch berechneten dynamischen J_1 -Integrals mit der analytischen Lösung für einen Seitenriß in einer halbumendlichen Probe bei Sprungfunktionsbelastung

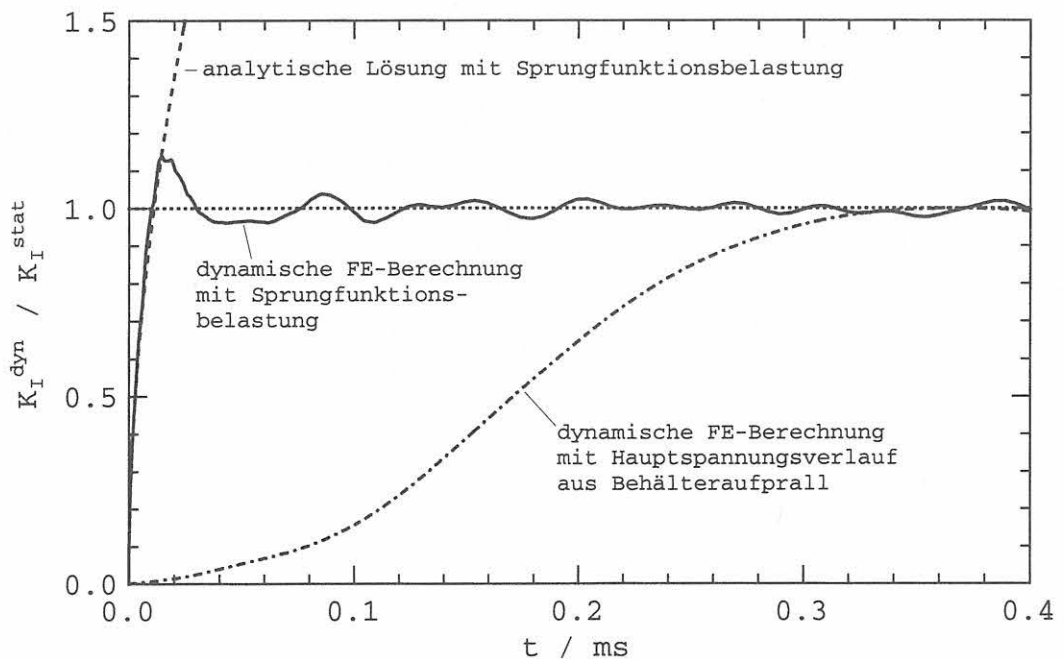


Bild 62: Dynamik der Beanspruchungssituation beim Behälteraufprall aus bruchmechanischer Sicht

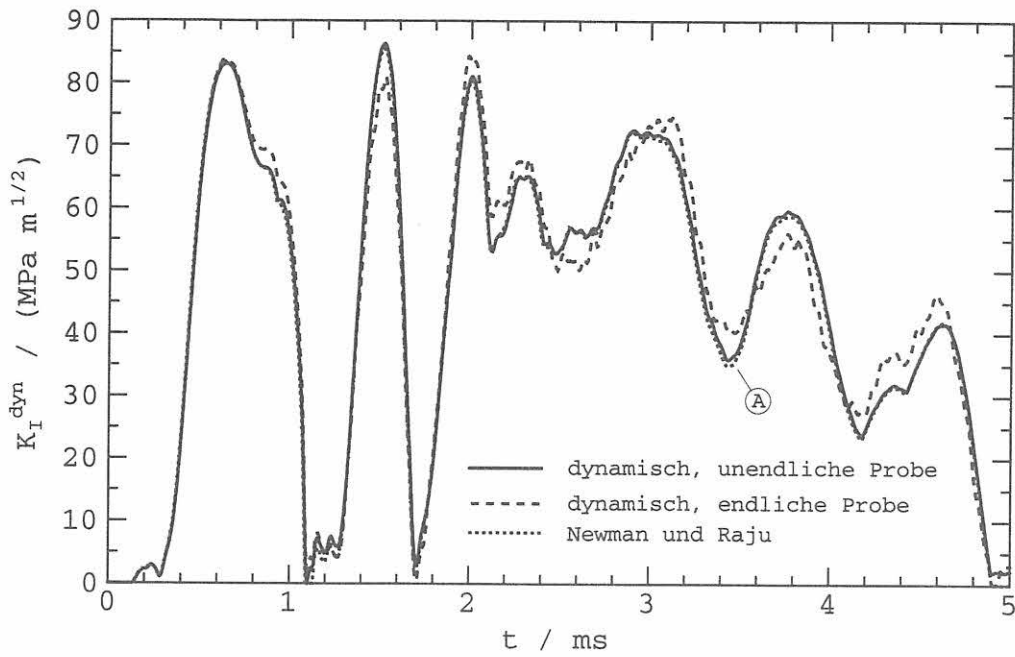


Bild 63: Vergleich des numerisch berechneten dynamischen K_I -Faktors mit der statischen Lösung nach Newman und Raju bei gleichem Spannungsverlauf (hier am Beispiel der größten Hauptspannung in der Mitte der Bodenplatte beim Fall aus 5 m Höhe auf einen realen Untergrund)

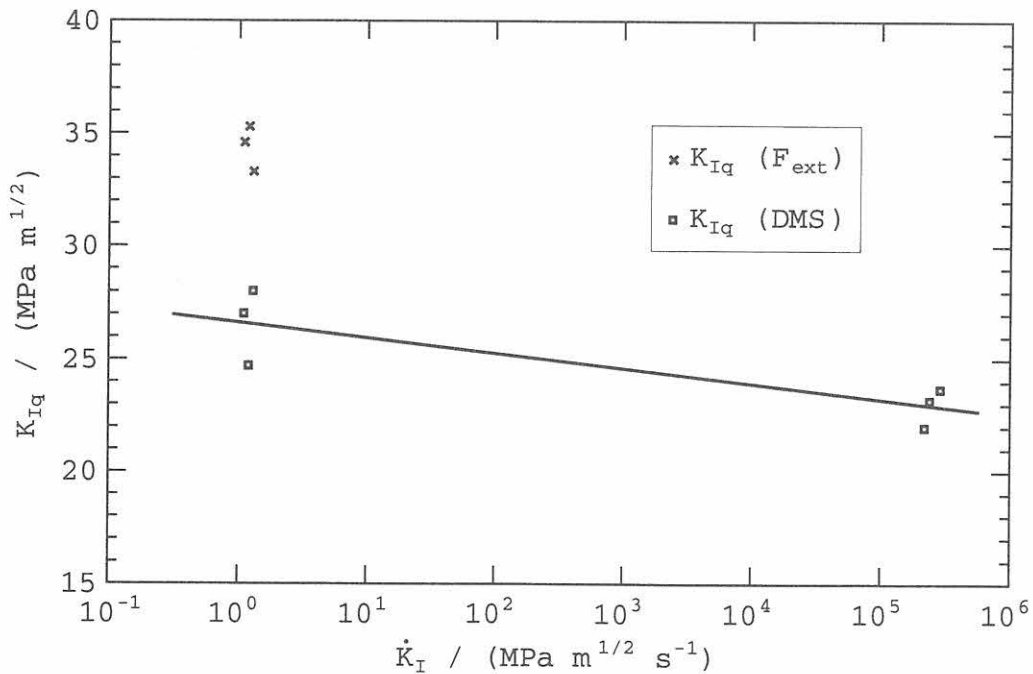


Bild 64: K_{Iq} -Werte in Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschwindigkeit für SE(B)-Proben aus Block 23 (nach [29])

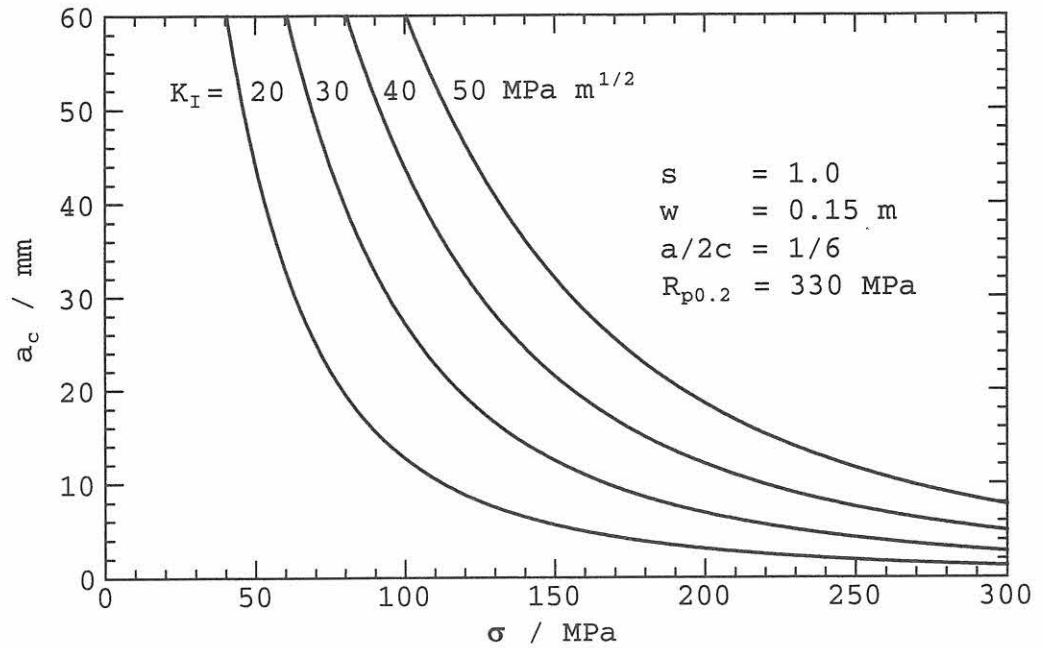


Bild 65: Kritische Rißlänge a_c in Abhängigkeit von der Spannung σ und der Bruchzähigkeit des Werkstoffs K_I ohne Sicherheitsfaktor ($s = 1$) bei gegebener Wanddicke w , Rißgeometrie $a/2c$ und 0,2 % Dehngrenze $R_{p0.2}$

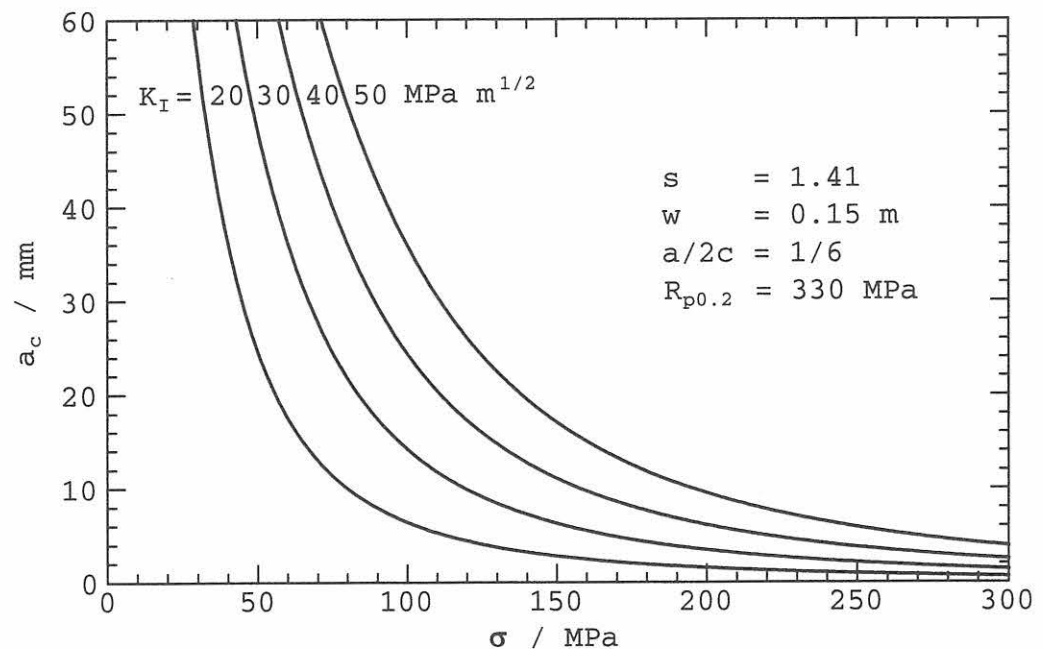


Bild 66: Kritische Rißlänge a_c in Abhängigkeit von der Spannung σ und der Bruchzähigkeit des Werkstoffs K_I mit dem Sicherheitsfaktor s bei gegebener Wanddicke w , Rißgeometrie $a/2c$ und 0,2 % Dehngrenze $R_{p0.2}$

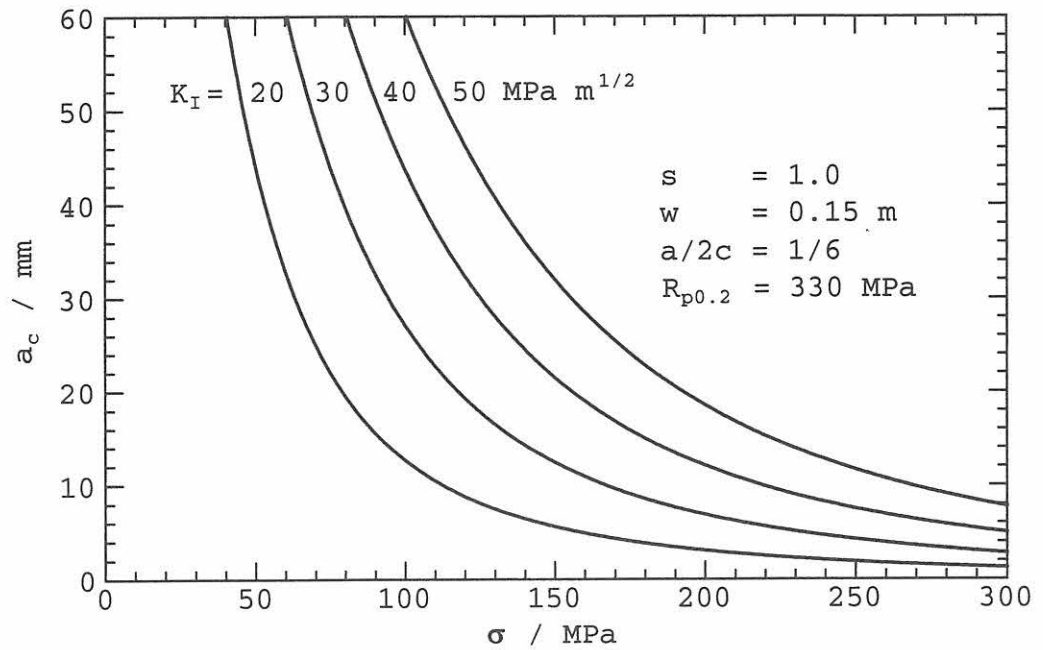


Bild 65: Kritische Rißlänge a_c in Abhängigkeit von der Spannung σ und der Bruchzähigkeit des Werkstoffs K_I ohne Sicherheitsfaktor ($s = 1$) bei gegebener Wanddicke w , Rißgeometrie $a/2c$ und 0,2 % Dehngrenze $R_{p0.2}$

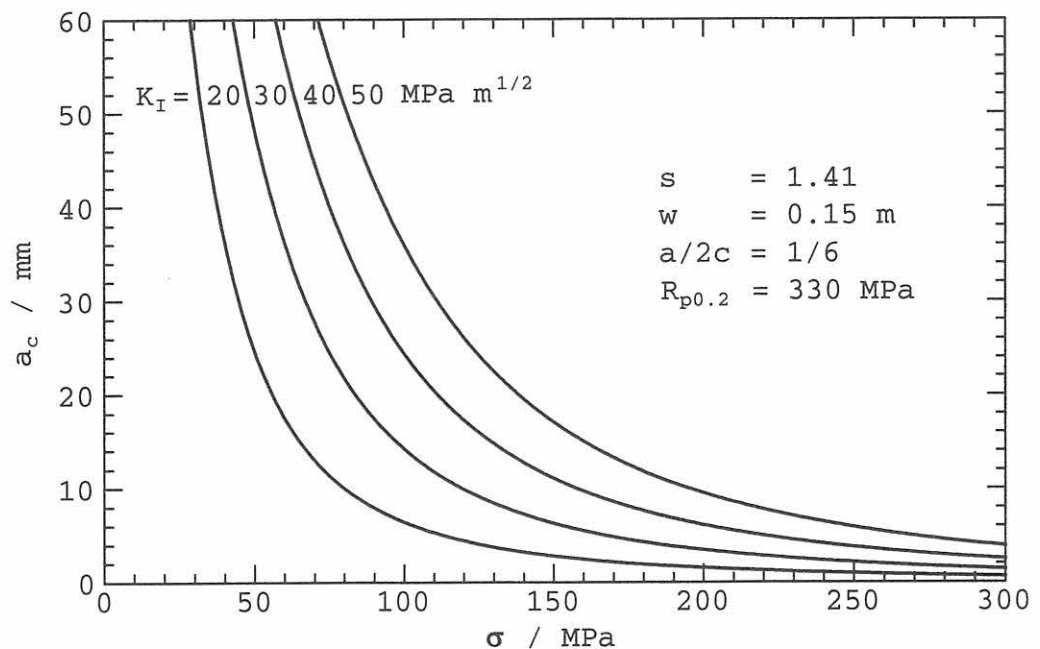


Bild 66: Kritische Rißlänge a_c in Abhängigkeit von der Spannung σ und der Bruchzähigkeit des Werkstoffs K_I mit dem Sicherheitsfaktor s bei gegebener Wanddicke w , Rißgeometrie $a/2c$ und 0,2 % Dehngrenze $R_{p0.2}$

Die Entwicklung der BAM in Daten und Stichworten

- 1870** Das Preußische Ministerium für Handel, Gewerbe und öffentliche Arbeiten veranlasst die Errichtung einer Mechanisch-technischen Versuchsanstalt mit der Aufgabe, Versuche im allgemeinen wissenschaftlichen und öffentlichen Interesse sowie Festigkeitsprüfungen durchzuführen.
- 1904** Das Königliche Materialprüfungsamt wird durch Vereinigung der Königlichen mechanisch-technischen Versuchsanstalt mit der Königlichen Prüfungsstation für Baumaterialien (gegr. 1875) und der Königlichen chemisch-technischen Versuchsanstalt (gegr. 1877) in Berlin-Dahlem errichtet.
- 1919** Das neu benannte Staatliche Materialprüfungsamt (MPA) ressortiert beim Preußischen Ministerium für Wissenschaft, Kunst und Volksbildung; ab 1936 wird die Reichs-Röntgenstelle in das MPA einbezogen.
- 1920** Die Chemisch-Technische Reichsanstalt (CTR) wird beim Reichsministerium des Innern errichtet; sie ging hervor aus dem 1889 als Zentralversuchsstelle für Explosivstoffe geschaffenen Militärversuchsanstalt.
- 1945** MPA und CTR werden unter Betreuung durch den Magistrat von Berlin zusammengefasst.
- 1954** MPA/CTR werden als Bundesanstalt für mechanische und chemische Materialprüfung (BAM) – ab 1956 Bundesanstalt für Materialprüfung – von der Bundesrepublik Deutschland übernommen. Die BAM wird zusätzlich mit der Wahrnehmung amtlicher Materialprüfungsaufgaben für das Land Berlin beauftragt.
- 1969** Die BAM wird durch das Gesetz über explosionsgefährliche Stoffe (Sprengstoffgesetz) Bundesoberbehörde; bei der Gesetzesnovellierung 1986 wird der Begriff Forschung in den Namen der BAM aufgenommen.
- 1975** Durch das Gesetz über die Beförderung gefährlicher Güter werden der BAM weitere Aufgaben im Bereich der öffentlichen technischen Sicherheit übertragen.
- 1990** Mit der deutschen Vereinigung wird entsprechend einer Empfehlung des Wissenschaftsrates die Funktion der BAM als chemisch-technische Bundesanstalt verstärkt. Dazu wird Personal des aufgelösten Amtes für Standardisierung, Meßwesen und Warenprüfung (ASMW) und der aufgelösten Akademie der Wissenschaften der DDR eingestellt. Die amtlichen Materialprüfungsaufgaben für das Land Berlin werden schrittweise aufgegeben.
- 1995** Die BAM erhält nach umfassender Reorganisation durch Erlass des Bundesministeriums für Wirtschaft ein neues Statut, neue Managementinstrumente und ein zukunftsorientiertes Profil als Bestandteil der technisch-wissenschaftlichen Infrastruktur der Bundesrepublik Deutschland.
- 1998** Die Europäische Explosivstoffrichtlinie von 1993 wird durch Novellierung des Gesetzes über explosionsgefährliche Stoffe in deutsches Recht umgesetzt und die BAM als zuständige Institution benannt. Mit bestätigter Rechtsstellung als Bundesoberbehörde wird die BAM Notified Body im europäischen Konformitätsbewertungssystem.
- 1999** Die Physikalisch-Technische Bundesanstalt (PTB) und die BAM schließen eine Rahmenvereinbarung über die Zusammenarbeit im Bereich der Metrologie in der Analytischen Chemie. Die BAM wird einbezogen in die globale Kooperation der Meterkonvention und das „Arrangement for mutual recognition of national measurement standards and of calibration and measurement certificates issued by national metrology institutes“.

