

"Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung in bruchmechanischen Sicherheitsanalysen"

Von der Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik der
Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

genehmigte Dissertation

vorgelegt von **Dipl.-Ing.**

Alexander Völling

aus Kalkar

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Bleck

Univ.-Prof. em. Dr.rer.nat. Dr.-Ing. e.h. Winfried Dahl

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Markus Feldmann

Tag der mündlichen Prüfung: 23.11.2009

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Hochschulbibliothek online verfügbar.

Abstract

In integrity assessments for structures containing defects fracture mechanics based approaches are required. Therefore, besides the need to imply all parameters contributing to the stressing it is essential to characterise the resistance. Concerning upper shelf behaviour and ductile crack initiation, a physical as well as a technical characteristic value of the critical crack tip loading J can be employed. But, as the stress state is changing due to crack growth there is a certain influence on the result of the fracture mechanics test. Whether the toughness value determined with a laboratory-size specimen may be assigned to a structure can be verified by constraint theory. Within a testing series of fracture mechanics tests as well as a component test implying two different steels, the transferability is approved by considering the specific stress state. Furthermore it is proven that taking the constraint into account is a crucial point, particularly for semi-elliptical crack configurations.

Kurzfassung

Für Sicherheitsanalysen rissbehafteter Bauteile ist die Anwendung bruchmechanischer Konzepte erforderlich. Neben der Erfassung aller Einflussgrößen der Beanspruchung bildet die Angabe der die Widerstandseite repräsentierenden Größe hierfür die Grundlage. Im Bereich der Hochlage kommt dazu neben dem physikalischen auch der technische Initiierungskennwert der Rissspitzenbelastung J in Betracht. Berücksichtigt werden muss dann jedoch, dass aufgrund des stabilen Risswachstums bei der Kennwertermittlung sich der Spannungszustand ändert, was Einfluss auf das Ergebnis hat. Ob eine Übertragbarkeit des an Laborproben ermittelten Zähigkeitskennwertes auf das Bauteil gegeben ist, kann mit Hilfe der Constraint-Theorie überprüft werden. Anhand von Versuchsreihen mit zwei unterschiedlichen Stählen bestehend aus Bruchmechanikversuchen und einem Bauteilversuch, wird die Übertragbarkeit unter Berücksichtigung des Spannungszustandes nachgewiesen. Weiterhin wird gezeigt, dass, insbesondere bei halb elliptischen Fehlerkonfigurationen, die Dehnungsbehinderung eine nicht zu vernachlässigende Einflussgröße ist.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
1. Einleitung und Zielsetzung.....	1
2. Theoretischer Hintergrund.....	4
2.1 Grundlagen der Kontinuumsmechanik.....	4
2.2 Kennwerte der duktilen Rissinitiierung und -ausbreitung.....	13
2.3 Einfluss des Constraints.....	16
2.3.1 Spannungsmehrachsigkeit h	17
2.3.2 T-Spannung.....	19
2.3.3 Q-Parameter.....	22
2.3.4 Mehrparameter-Ansätze der Bruchmechanik.....	25
3. Datenbasis der Untersuchung	30
3.1 Werkstoffe	30
3.2 Versuchsdaten.....	34
3.2.1 Bruchmechanikproben	35
3.2.2 Bauteilversuche.....	36
4. Details zu den FE-Modellen	38
4.1 Bruchmechanikproben.....	39
4.1.1 Kompaktzugprobe C(T)25sg.....	40
4.1.2 Zugprobe M(T)20sg.....	41
4.2 Druckbehälter.....	43
4.2.1 Variante B2 (20MnMoNi5-5).....	46
4.2.2 Variante B3 (StE460).....	47
5. Berechnungsergebnisse	49
5.1 Bruchmechanikproben.....	50

5.1.1 Globale Auswertung	50
5.1.2 Lokale Auswertung.....	53
5.2 Druckbehälter	62
5.2.1 Globale Auswertung	65
5.2.2 Lokale Auswertung.....	68
6. Anwendung der Constraint-Theorien	87
7. Abschließende Diskussion.....	96
8. Zusammenfassung.....	106
9. Literatur	110

1. Einleitung und Zielsetzung

Stahl wird bereits seit Jahrhunderten als Werkstoff genutzt, seine Bedeutung für den Maschinen- und Anlagenbau sowie das Bauwesen ist bis heute ungebrochen: Stahl ist nach wie vor der wichtigste Konstruktionswerkstoff und wird es auch auf absehbare Zeit bleiben. Zwar unterliegt der Bedarf konjunkturbedingten Schwankungen und die Nachfrage ist eng verbunden mit der globalen wirtschaftlichen Situation, jedoch ist der Werkstoff Stahl aus der heutigen Zeit nicht mehr wegzudenken – er bildet die Basis für Innovation und Fortschritt und ist im täglichen Leben allgegenwärtig.

Die beanspruchungsgerechte Planung und Konstruktion sowie eine wirtschaftliche Auslegung von Bauteilen liegen hierbei in der Verantwortung des Ingenieurs. Neben der Betriebs- und Standsicherheit ist vor allem auch die Gebrauchstauglichkeit von größter Bedeutung. Ausgehend vom Herstellungszustand sind diese Eigenschaften über den gesamten Zeitraum der geplanten Nutzungs- oder Einsatzdauer zu gewährleisten.

Der Begriff Konstruieren bezeichnet einen schöpferischen Prozess. In den überwiegenden Fällen besteht eine Konstruktion aus mehreren Einzelteilen, die entsprechend der gewünschten Funktionalität oder Ästhetik zusammengefügt werden und eine Einheit bilden. Im Sinne einer mechanischen oder thermischen Beanspruchbarkeit meint Zusammenfügen das Herstellen einer kraftschlüssigen Verbindung. Kaum eine Konstruktion kommt ohne Fügestelle aus. Diese sind zwar schon Bestandteil der Planungsphase und werden somit bei der Auslegung mit einbezogen, dennoch sind Fügstellen geometrische oder auch werkstofftechnische Unstetigkeiten. Eine solche Unstetigkeit spielt vor allem hinsichtlich des Kraftflusses und der mechanischen Beanspruchbarkeit eine entscheidende Rolle, da sich hieraus potentielle Keimstellen für eine Schädigung ergeben, die dann eine Schwächung der Funktionalität oder der Tragfähigkeit zur Folge haben kann. Zudem birgt oftmals schon der Herstellungsprozess die Gefahr, dass eine Fügestelle nicht vollständig gemäß der in der Planung zugrunde gelegten Kraftschlüssigkeit ausgeführt werden kann. Als klassische Beispiele seien hier Ungängen in Schweißverbindungen (Poren oder Risse) oder auch das Lockern von Schrauben im

Betrieb aufgrund nicht ordnungsgemäß aufgebrachter Vorspannkraft (Motorblock/Zylinder, Pleuel/Kurbelwelle) genannt.

Weiterhin können auch durch die Nutzung oder im Betrieb einer Konstruktion lokale Schädigungen auftreten, die ihre in der Bemessung zugrunde gelegte Tragfähigkeit soweit beeinflussen, dass sich hieraus Beeinträchtigungen der Nutzbarkeit bis hin zum Totalausfall ergeben. Ursache kann eine Werkstoffermüdung sein, aber auch korrosive oder abrasive Einwirkungen sind in diesem Zusammenhang von Bedeutung. Wenn auch eine Schädigung in Form von Dopplungen und gröberen Einschlüssen aus der Herstellung einzelner Stahlteile heutzutage weitgehend ausgeschlossen ist, gibt es dennoch Prozesse, bei denen sich solche Fehlstellen nicht vermeiden lassen. Beispiele sind hier Poren und Lunker in Gussbauteilen wie z.B. in Naben von Windkraftanlagen, aber auch Einschlüsse in geschmiedeten Wellen von Turbinen.

Wenn in einer Konstruktion Schäden in Form von Rissen auftreten, dann stellt sich die Frage, ob sie noch ihren Anforderungen gerecht wird und die Nutzbarkeit weiterhin gewährleistet ist. In den seltensten Fällen ist ein unmittelbarer Austausch oder eine sofortige Reparatur möglich, und auch die Entscheidung zu einer Stilllegung ist nicht zwangsläufig. Nicht zuletzt ist dies im Hinblick auf mögliche Ausfallzeiten auch eine wirtschaftliche Frage. Hier bedarf es bruchmechanischer Ansätze und Nachweisverfahren, um mit rechnerischen Methoden eine entsprechende Einschätzung vornehmen zu können. Insofern ist die Bruchmechanik für den Stahlbau ein unverzichtbares Hilfsmittel. Denn es ist häufig nur eine Frage der Zeit, bis Schäden an einer Konstruktion auftreten. Es sind grundsätzlich immer Fehler zu erwarten. Der Begriff Fehlerfreiheit meint häufig nur, dass entsprechend der Nachweisgrenze angewendeter Prüfverfahren keine Fehler auffindbar waren.

Vor diesem Hintergrund gewinnen bruchmechanische Konzepte besondere Bedeutung. Solche Konzepte vereinen Ansätze, deren Anwendung sich vielfach bewährt hat, und stellen ein Hilfsmittel bei der Bewertung rissbehafteter Bauteile dar. Das Vertrauen in diese bruchmechanischen Konzepte stützt sich nicht zuletzt auf ihre empirischen Grundlagen. Im Laufe der Zeit und mit Zunahme der Anwendungsfälle wächst das Wissen um Grenzen und Möglichkeiten. Integraler Bestandteil dieser Konzepte ist das Streben nach Verbesserung durch ständige

Aufnahme und Berücksichtigung neuer Erfahrungswerte. Insbesondere in der heutigen Zeit, wo optimierte Bemessungsmethoden die bessere Ausnutzung von Tragreserven ermöglichen, sich die Komplexität der Konstruktionen erhöht und auch die Ansprüche an die Beanspruchbarkeit allgemein zunehmen, spielen solche Konzepte eine bedeutende Rolle.

Durch computergestützte Berechnungsmethoden haben sich auch in der Bruchmechanik neue Möglichkeiten ergeben, sowohl die Beanspruchung als auch die Beanspruchbarkeit rissbehafteter Bauteile genauer zu ermitteln. Die Untersuchung des Spannungszustandes an Rissen und die Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung (engl. constraint) in der bruchmechanischen Bauteilanalyse ist in diesem Zusammenhang insbesondere für den Anlagenbau ein zentrales Thema.

Das erhoffte Potential liegt in der Ausnutzung möglicher Reserven, die sich in der Übertragung charakteristischer Bruchmechanikennwerte von der Laborprobe auf das Bauteil ergeben können. Dass ein Einfluss des Spannungszustandes auf ermittelte Kennwerte besteht, ist seit vielen Jahren bekannt, und war bereits vor Jahrzehnten Thema von Forschungsprojekten. Die Anwendung der FEM bieten hier neue Möglichkeiten für die Berücksichtigung von lokalen Einflüssen. Dass ein Bedarf hierfür grundsätzlich besteht, zeigt nicht zuletzt auch das wachsende Interesse in der Forschung am Thema Constraint und deren Berücksichtigung bei Sicherheitsanalysen.

Im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit werden sowohl ältere als auch neuere Ansätze und Methoden für die Berücksichtigung des Spannungszustandes bei der Übertragung von an Kleinproben ermittelten bruchmechanischen Kennwerten auf Bauteile untersucht. Hierfür wird als Datenbasis auf Ergebnisse früherer Forschungsprojekte zurückgegriffen, die eine durchgängige Betrachtung von Labor- und Bauteilversuchen ermöglichen. Ziel ist das Aufzeigen von Chancen und möglichen Grenzen in der Anwendung der Constraint-Theorie.

2. Theoretischer Hintergrund

2.1 Grundlagen der Kontinuumsmechanik

Wird ein dreidimensionaler Körper durch äußere Kräfte beansprucht, so werden in ihm Spannungen hervorgerufen. Der Spannungszustand eines jeden Punktes innerhalb des Körpers wird durch bis zu neun Spannungskomponenten, drei Normalspannungen σ oder σ_{ij} und sechs Schubspannungen τ oder σ_{ij} ($i, j = 1, 2, 3$ oder X, Y, Z), beschrieben, die als Spannungstensor **S** zusammengefasst werden. Hierbei handelt es sich um einen symmetrischen Tensor zweiter Stufe, der eine 3x3 Matrix bildet. Wie in **Bild 2.1** dargestellt, ergeben sich die Komponenten dieser Matrix in Abhängigkeit der Beanspruchung. Aufgrund der Gleichheit paarweise zugeordneter Schubspannungen τ gibt es im räumlichen Fall nur sechs voneinander unabhängige Größen.

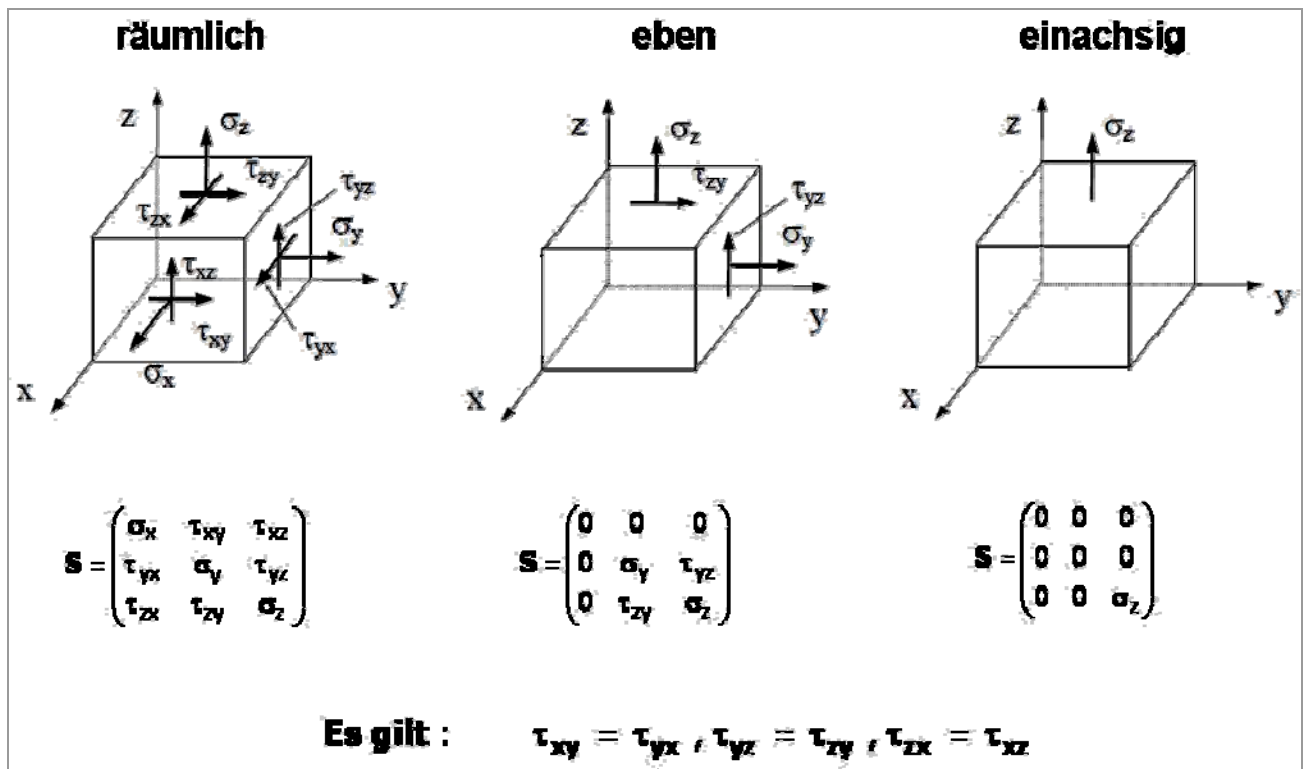


Bild 2.1: Spannungszustände und ihre tensorielle Beschreibung.

Die Notation des Spannungstensors \mathbf{S} oder σ in einem kartesischen Koordinatensystem zeigt Gleichung 2.1.1:

$$\mathbf{S} = \sigma = \sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{pmatrix} \quad (2.1.1).$$

Die einzelnen Komponenten des Spannungstensors sind abhängig von der Richtung des gewählten Koordinatensystems. Es lassen sich aus den Komponenten jedoch Größen ableiten, die unabhängig von der Lage des zugrundeliegenden Koordinatensystems im Raum immer den gleichen Wert annehmen. Diese Größen nennt man Invarianten I des Spannungstensors. Sie werden wie folgt berechnet:

$$I_1 = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} \quad (2.1.2),$$

$$I_2 = \sigma_{11} \sigma_{22} + \sigma_{11} \sigma_{33} + \sigma_{22} \sigma_{33} - \sigma_{12}^2 - \sigma_{13}^2 - \sigma_{23}^2 \quad (2.1.3),$$

$$I_3 = \sigma_{11} \sigma_{22} \sigma_{33} - \sigma_{11} \sigma_{23}^2 - \sigma_{22} \sigma_{13}^2 - \sigma_{33} \sigma_{12}^2 + 2 \sigma_{12} \sigma_{13} \sigma_{23} \quad (2.1.4).$$

Für jeden beliebigen Spannungszustand kann durch Rotation des Koordinatensystems um den betrachteten Punkt ein Hauptachsensystem gefunden werden, für das der Spannungstensor aus lediglich drei Größen besteht, den Hauptnormalspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 . Nur die Hauptdiagonale des Tensors ist dann belegt, alle anderen Werte werden, wie in Gleichung 2.1.5 angegeben, zu 0:

$$\sigma = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} \quad (2.1.5).$$

Nehmen die Hauptnormalspannungen gleiche Werte an ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$), so spricht man von einem hydrostatischen Spannungszustand. Ein hydrostatischer

Spannungszustand hat ausschließlich Volumenänderungen zur Folge. Diese Aussage trifft nur bei einem isotropen Kontinuum zu; handelt es sich hingegen um einen anisotropen Werkstoff, so kann auch Gestaltsänderung verursacht werden [1].

Jeder Spannungstensor kann in einen hydrostatischen und in einen deviatorischen Anteil zerlegt werden. Indem man den Einheitstensor mit dem Mittelwert der Spur des Spannungstensors multipliziert, und diese voneinander subtrahiert, erhält man den Deviator σ^D :

$$\sigma^{\text{hyd}} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \frac{\mathbf{I}_1}{3} \quad (2.1.6).$$

$$\sigma^D = \sigma - \sigma^{\text{hyd}} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} - \frac{\mathbf{I}_1}{3} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} - \frac{\mathbf{I}_1}{3} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} - \frac{\mathbf{I}_1}{3} \end{pmatrix} \quad (2.1.7).$$

Die Invarianten J des Deviators σ^D lauten:

$$J_1 = \sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33} - \mathbf{I}_1 = 0 \quad (2.1.8),$$

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + \sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2 \quad (2.1.9),$$

$$J_3 = \det(\sigma^D) \quad (2.1.10).$$

Die Invarianten des Deviators J_j ($j=2, 3$) stehen in folgender Beziehung zu den Invarianten des Spannungstensors I_i ($i=1, 2, 3$):

$$J_2 = \frac{1}{3} (I_1^2 - 3 I_2) \quad (2.1.11)$$

$$J_3 = \frac{1}{27} (2 I_1^3 - 9 I_1 I_2 + 27 I_3) \quad (2.1.12)$$

Bei metallischen Werkstoffen wird plastisches Fließen ausschließlich durch den deviatorischen Spannungsanteil verursacht (Vgl. [2], S.92 ff). Deshalb kann als Fließkriterium für den Beginn plastischen Fließens eine Funktion F nur in Abhängigkeit der Invarianten J_2 und J_3 des Deviators aufgestellt werden:

$$F(J_2, J_3) = 0 \quad (2.1.13)$$

Die Gleichung 2.1.13 repräsentiert eine zylindrische Mantelfläche, deren Mittelachse die Raumdiagonale ist. Für alle Spannungszustände $F < 0$ treten lediglich elastische Verformungen auf.

Für Metalle hat sich insbesondere das Fließkriterium nach Huber-von Mises-Hencky bewährt, die Gestaltsänderungsenergiehypothese. Hierbei wird davon ausgegangen, dass Fließen dann eintritt, wenn die zweite Invariante J_2 des Deviators einen kritischen Wert χ^2 annimmt. Deshalb spricht man auch von der J_2 -Plastizität. Bei dem Wert χ^2 handelt es sich um einen charakteristischen Werkstoffkennwert. Die entsprechende Gleichung lautet dann:

$$J_2 - \chi^2 = 0 \quad (2.1.14)$$

In einem Hauptachsensystem ergibt sich somit nach Gleichung 2.1.9 folgende Form:

$$\frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] = \chi^2 \quad (2.1.15)$$

Die Größe χ kann in einem einfachen Zugversuch ermittelt werden. Unter der Annahme dass dann σ_1 der Streckgrenze σ_Y des Werkstoffs entspricht, und $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ ist, ergibt sich nach Gleichung 2.1.15 die Lösung zu:

$$\chi = \frac{\sigma_Y}{\sqrt{3}} \quad (2.1.16).$$

Die Verknüpfung der Gleichungen 2.1.14 und 2.1.16 führte zur Definition einer skalaren Größe, die einen mehrachsigen Spannungszustand in Form eines Vergleichswertes repräsentiert, der dem Werkstoffkennwert für Beginn des Fließens gegenübergestellt werden kann. Diese skalare Größe heißt Vergleichsspannung σ_v und lautet wie folgt:

$$\sigma_v = \sqrt{3J_2} \quad (2.1.17)$$

Es existieren weitere Fließkriterien, wie z.B. das nach Tresca, welches davon ausgeht, dass plastisches Fließen dann eintritt, wenn die maximal auftretende Schubspannung einen kritischen Wert erreicht. In Anlehnung an diese Annahme spricht man von der Schubspannungshypothese.

Aufgrund einer äußeren Beanspruchung durch Kräfte werden Translation und Rotation (Starrkörperverschiebung) sowie eine Verformung oder Verzerrung des Körpers hervorgerufen. Betrachtet man ein Flächenelement im zweiachsigen Verzerrungszustand, so setzt sich die Verzerrung aus einer Änderung der Kantenlänge (Dehnung) sowie einer Änderung der Winkel (Winkelverzerrung oder Schiebung) zusammen, **Bild 2.2**. Die Starrkörperverschiebung trägt nicht zur Verformung bei und bleibt daher im Folgenden unberücksichtigt.

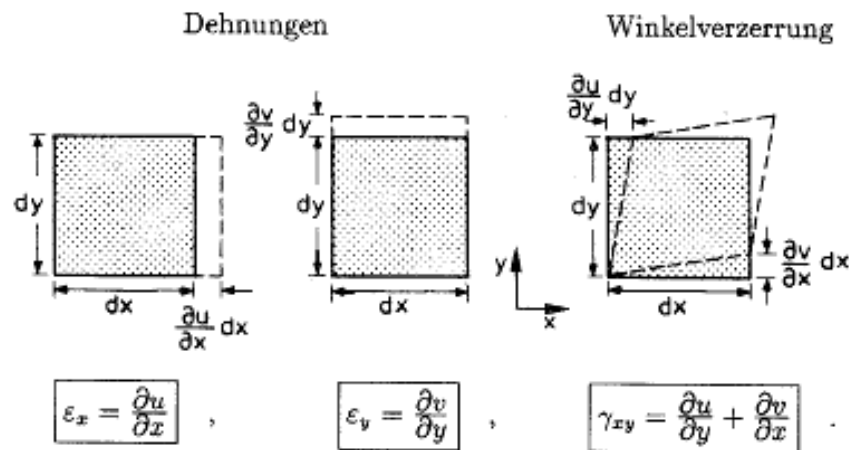


Bild 2.2: Der zweiachsige Verzerrungszustand [3].

In einem dreidimensionalen Koordinatensystem sind den Achsen X, Y, Z die Verschiebungskomponenten u, v, w zugeordnet. Die Verzerrung an einem Punkt innerhalb des Körpers kann dann analog zum Spannungstensor in Form eines Verzerrungstensors ε ausgedrückt werden. Für den dreiachsigen Verzerrungszustand werden die Komponenten dieses Tensors als Verformungsgradienten gebildet und wie folgt angegeben:

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad \text{und} \quad \gamma_{xy} = \gamma_{yx} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \\
 \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad \text{und} \quad \gamma_{yz} = \gamma_{zy} &= \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, \\
 \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad \text{und} \quad \gamma_{zx} = \gamma_{xz} &= \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}.
 \end{aligned}
 \tag{2.1.18}$$

Für den Verzerrungstensor ε können analog zur eingangs für den Spannungstensor σ beschriebenen Art und Weise Invarianten I'_i sowie der Deviator ε^D und dessen Invarianten J'_i ($i=1, 2, 3$) aufgestellt werden. Zudem lässt sich auch hier wieder durch Rotation des Koordinatensystems um den betrachteten Punkt immer ein Achsensystem finden, für das alle Nebendiagonalen des Tensors Null werden und lediglich die Hauptdiagonale besetzt ist. In diesem Hauptachsensystem nehmen die

Dehnungen Extremwerte an und es treten keine Gleitungen auf. Die Werte auf der Diagonale sind dann die Hauptdehnungen ε_1 , ε_2 und ε_3 .

Die Verzerrungen ε setzen sich als Summe aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammen. Im allgemeinen, dreidimensionalen Fall gilt:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \quad (2.1.19)$$

Ein mehrachsiger Verzerrungszustand kann ebenfalls in Form einer skalaren Größe ausgedrückt werden, der Vergleichsdehnung ε_v . In einem Hauptachsensystem wird die Vergleichsdehnung ε_v nach Gleichung 2.1.20 berechnet (Vgl. [2], S. 131):

$$\varepsilon_v = \frac{2}{\sqrt{3}} [(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2]^{1/2} = 2\sqrt{\frac{\mathbf{J}'_2}{3}} \quad (2.1.20)$$

Für den elastischen Anteil besteht nach dem Hooke'schen Elastizitätsgesetz ein linearer Zusammenhang zwischen der Dehnung ε^e und der Spannung σ . Dieser Zusammenhang wird mit Hilfe des Elastizitätsmoduls E beschrieben:

$$\varepsilon^e = \frac{\sigma}{E} \quad (2.1.21)$$

Das dreidimensionale Elastizitätsgesetz lautet dann:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] \quad \text{und} \quad \gamma_{xy} = \frac{1}{G} \tau_{xy}, \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] \quad \text{und} \quad \gamma_{yz} = \frac{1}{G} \tau_{yz}, \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] \quad \text{und} \quad \gamma_{zx} = \frac{1}{G} \tau_{zx}, \end{aligned} \quad (2.1.22)$$

mit $G = \frac{E}{2(1+\nu)}$.

Hierbei ist ν die Poisson- oder Querkontraktionszahl, die für Stahl üblicher Weise mit 0,3 angenommen wird, und G der Schubmodul. Die elastische Dehnung ist reversibel, d.h. bei vollständiger Entlastung findet der Körper zurück in den unbelasteten Ausgangszustand.

Zur Beschreibung des irreversiblen Verformungsanteils, der plastischen Dehnung ε^p , sind Laborversuche erforderlich. Hierbei wird der werkstoffspezifische Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung in Form einer Kurve, der Fließkurve, bestimmt. Die real gemessene Kurve wird häufig durch eine Formel approximiert. Insbesondere zur Definition des Materialgesetzes für die Anwendung in Finite Elemente (FE) Simulationen werden diese Formeln dann dazu verwendet, um das gemessene Werkstoffverhalten hin zu größeren Dehnungswerten zu extrapolieren. Für die Abbildung der Spannung-Dehnung-Kurve gibt es verschiedene Funktionen. Zwei der gängigsten werden im Folgenden näher erläutert.

Ramberg-Osgood-Ansatz

Ramberg und Osgood suchten nach einer möglichst einfachen Formel, um das Deformationsverhalten metallischer Werkstoffe vollständig beschreiben zu können [4]. Sie schlugen ein Potenzgesetz vor, das aus drei Parametern besteht:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + K \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n \quad (2.1.23)$$

Die Parameter K und n sind Konstanten, die mit Hilfe von Zugversuchsdaten ermittelt werden können, und E ist der Elastizitätsmodul.

Anhand des Vergleichs mit Werten einer umfangreichen Datenbasis aus Zug- und Druckversuchen unterschiedlicher Werkstoffe konnten sie die Anwendbarkeit des gewählten Ansatzes aufzeigen. Gleichung 2.1.23 hat den Vorteil, dass es sich um ein mathematisch einfach handhabbares Materialgesetz handelt, das insbesondere

im Rahmen der Deformationstheorie der Plastizität (engl. deformation theory of plasticity) seine Anwendung findet. Wie in [5] beschrieben, handelt es sich hierbei jedoch tatsächlich nicht um ein plastisches, sondern lediglich um ein nichtlinear-elastisches (hyperelastisches) Materialgesetz, welches in einigen Fällen – unter sehr einschränkenden Voraussetzungen – auch geschlossene Lösungen von Randwertproblemen möglich macht. Zu beachten ist, dass Gleichung 2.1.23 eine rein mathematisch basierte Beschreibung darstellt, deren Parameter n allein nicht das Verfestigungsverhalten des Werkstoffes repräsentiert [6]. Bei der Anwendung des Gesetzes nach Ramberg-Osgood im Rahmen der numerischen Simulation in der Bruchmechanik wurde häufig festgestellt, dass es insbesondere bei modernen Stählen mit hoher Duktilität für große Rissspitzenbeanspruchungen zu einer Überschätzung der Verformung kommen kann.

Hollomon-Ansatz

Hollomon modifizierte eine ursprünglich von Ludwik aufgestellte Gleichung, in dem er die Fließgrenze des Werkstoffes in der Formel vernachlässigte. Er definierte das Verfestigungsverhalten mit folgendem Potenzgesetz:

$$\sigma_w = K \varepsilon_w^n \quad (2.1.24)$$

Da hierdurch lediglich der plastische Anteil der Verformung nach Überschreiten der Fließgrenze des Werkstoffes beschrieben wird, treten in Gleichung 2.1.24 nur die um den elastischen Anteil reduzierten Größen wahre Spannung σ_w und wahre Dehnung ε_w auf. Ein Nachteil dieser vereinfachten Darstellung ist, dass für $\varepsilon_w \rightarrow 0$ auch die Spannung gegen 0 strebt. Nach [7] wird mit dem Ansatz von Hollomon häufig eine sehr gute Beschreibung der Spannung-Dehnung-Kurve gefunden. Insbesondere für die Ermittlung von Fließkurven zur Verwendung bei numerischen Simulationen hat er sich vielfach bewährt. Der Exponent n ist jedoch abhängig von der Fließspannung und somit allein nicht zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens geeignet. Es handelt sich um eine rein mathematische Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Spannung und Dehnung.

2.2 Kennwerte der duktilen Rissinitiierung und -ausbreitung

Der Einfluss der Temperatur auf das Versagensverhalten ferritischer Stähle ist in **Bild 2.3** schematisch dargestellt. Bei tiefen Temperaturen liegt linear-elastisches Werkstoffverhalten vor und es tritt Spaltbruch als Versagensmechanismus auf. Lediglich an der Risspitze bilden sich kleine plastische Zonen aus, so dass hierfür die Annahme des Kleinbereichsfließens als Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik (**LEBM**) zutrifft. Bei duktilem Werkstoffverhalten hingegen verliert die LEBM ihre Anwendbarkeit [9]. Es stellt sich dann bei der Belastung fehlerbehafteter Bauteile deutlicher ausgeprägte plastische Deformation an der Risspitze ein, so dass mit steigender Temperatur Gleitbruch als Versagensmechanismus dominiert.

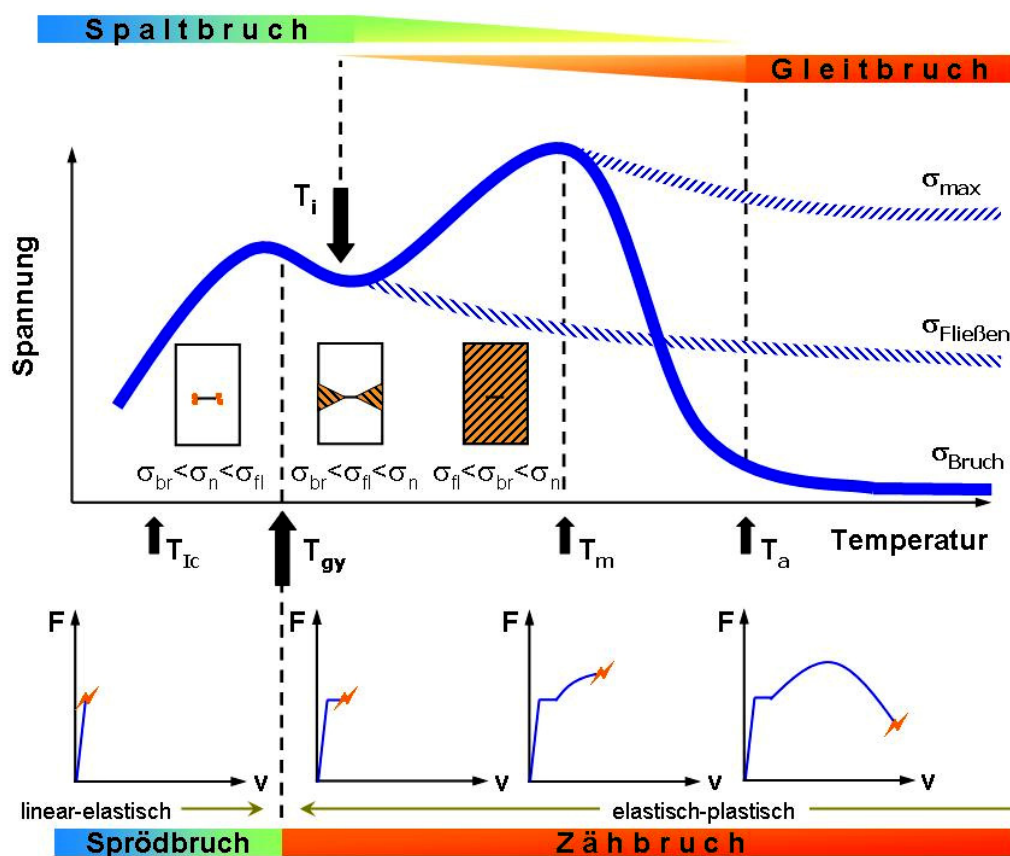


Bild 2.3: Temperaturabhängigkeit der Bruchmechanismen.

Der Anwendungsbereich der elastisch-plastischen Bruchmechanik liegt vor allem oberhalb der in Bild 2.3 dargestellten Temperatur T_i , ab der erstmalig duktile Rissinitiierung und -wachstum einsetzt. Wie anhand einer Probe mit Mittenriss

CC(T) (*center cracked tension*) vereinfacht dargestellt, ist jedoch ab T_{gy} mit einem Überschreiten der Fließgrenze σ_{fl} im gesamten Nettoquerschnitt zu rechnen, so dass bereits ab hier die Annahme des Kleinbereichsfließens nicht mehr zutrifft. Das K-Konzept der LEBM verliert mit Anwachsen der plastischen Zone seine Gültigkeit.

Zur Quantifizierung der Risspitzenbelastung bei duktilem Versagen werden die Risspitzenöffnung δ oder CTOD (*crack-tip opening displacement*) sowie das J-Integral nach Rice [10] angewendet. Bei Sicherheitsanalysen rissbehafteter Bauteile ist vor allem das J-Integral von Bedeutung, da hiermit im Rahmen einer Grenzzustandbetrachtung von Einwirkung und Widerstand ein charakteristischer Grenzwert des Werkstoffwiderstandes der Risspitzenbelastung J_{mat} angegeben werden kann. Dieser wird in Laborversuchen üblicher Weise an Kleinproben bestimmt.

Hinsichtlich der Ermittlung von J_{mat} kommt dem Moment der Initiierung eine besondere Rolle zu. Bei langsamer, stetiger Laststeigerung setzt ab hier stabiles Risswachstum ein und der bestehende Riss schreitet voran. Der korrespondierende Kennwert der Risspitzenbelastung J_i ist ein charakteristischer Werkstoffkennwert, der weitgehend frei von geometrischen Einflüssen der gewählten Probenform ist. Er wird als physikalischer Initiierungskennwert bezeichnet und häufig als Grenzwert des Werkstoffwiderstandes verwendet. Die Bestimmung von J_i kann mit erheblichem versuchstechnischem Aufwand verbunden sein. Neben der Anwendung der Gleichstrompotentialmethode kommen hierzu auch Entlastungsversuche, sogenannte Compliance-Versuche zur Anwendung, um den Initiierungskennwert J_i anhand der Risswiderstandskurve $J-\Delta a$ zu ermitteln.

Die Beanspruchung im Moment der Rissinitiierung repräsentiert jedoch nicht zwangsläufig auch den Grenzwert der Belastbarkeit eines Bauteils. Unter Inkaufnahme begrenzten stabilen Risswachstums ermöglicht duktiler Werkstoffverhalten eine weitere Laststeigerung ohne Versagen. Somit ist die Verwendung von J_i als Grenzwert der Risspitzenbelastung in vielen Fällen nicht zu empfehlen, da hierdurch mögliche Reserven des Werkstoffes vernachlässigt würden. Dies führte zur Entwicklung sogenannter technischer Ersatzkennwerte, die alternativ zum physikalischen Initiierungskennwert die Quantifizierung einer kritischen Risspitzenbelastung ermöglichen. Der wohl am weitesten verbreitete ist

die Rissspitzenbelastung J_{IC} nach [11]. Die Bestimmung des technischen Ersatzkennwertes J_{IC} im J - Δa -Diagramm als Schnittpunkt der entlang der Abszisse um 0,2mm verschobenen Blunting-Line mit der Ausgleichsfunktion zeigt **Bild 2.4**. Zurückgehend auf Forschungsergebnisse von Cornec et al. [12] wurde im Rahmen einer europäischen Norm [13] auch die Definition der Rissspitzenbelastung $J_{0,2BL}$ etabliert. Der Unterschied zwischen diesen beiden Varianten des technischen Ersatzkennwertes liegt in der Definition der Steigung der Blunting-Line, die bei der Bestimmung von J_{IC} etwas flacher verläuft und somit zu geringfügig höheren Werten der Rissspitzenbelastung führt.

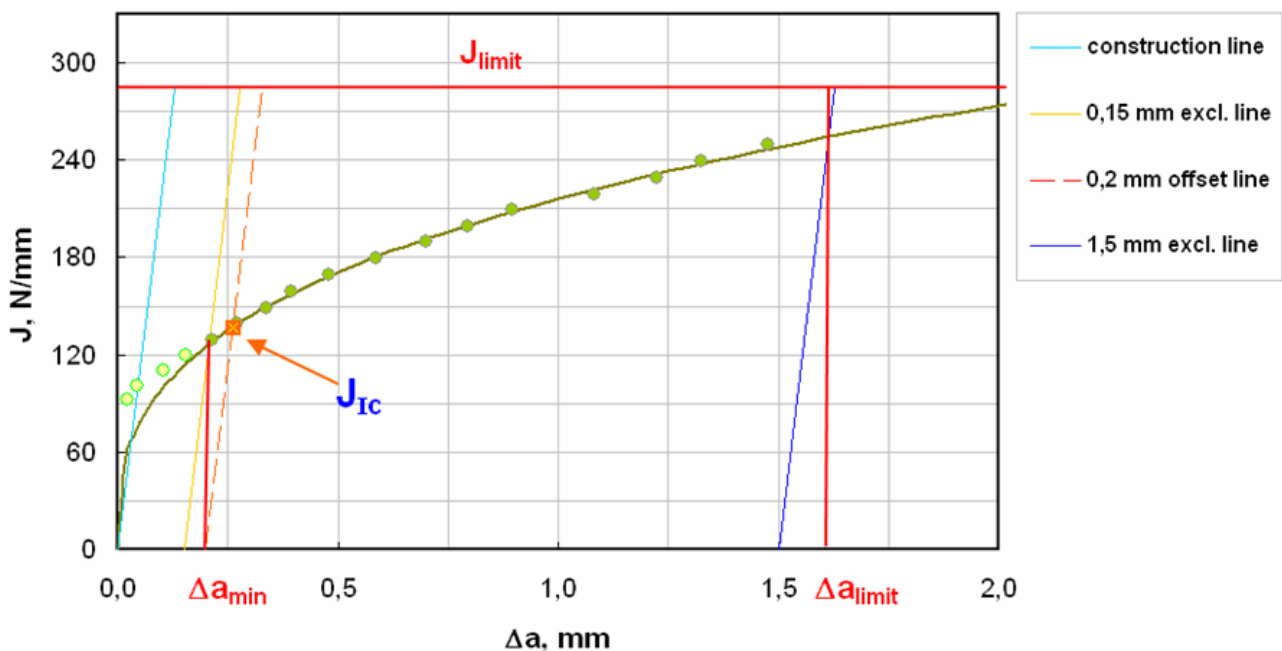


Bild 2.4: Bestimmung des technischen Ersatzkennwertes J_{IC} , aus [9].

Da bei der Ermittlung des technischen Ersatzkennwertes generell ein gewisser Anteil stabilen Risswachstums enthalten ist, liegt der Wert immer oberhalb des physikalischen Initiierungskennwertes J_i . Bei modernen, hochzähen Werkstoffen kann der Unterschied um den Faktor 2 bis 4 betragen. Weiterhin ändert sich während der Versuchsdurchführung aufgrund des Risswachstums der Spannungszustand an der Rissspitze. Dies hat zur Folge, dass sich ein deutlicher Einfluss aus Geometrie (Probendicke B , Risttiefe oder a/W -Verhältnis) und Belastung (Zug, Biegung oder Kombination aus beiden) einstellt [14]. Wie in **Bild 2.5** gezeigt, können sich hierdurch je nach verwendetem Probenotyp mit Ansteigen

der Risslänge erhebliche Abweichungen zwischen den ermittelten Risswiderstandskurven einstellen [15].

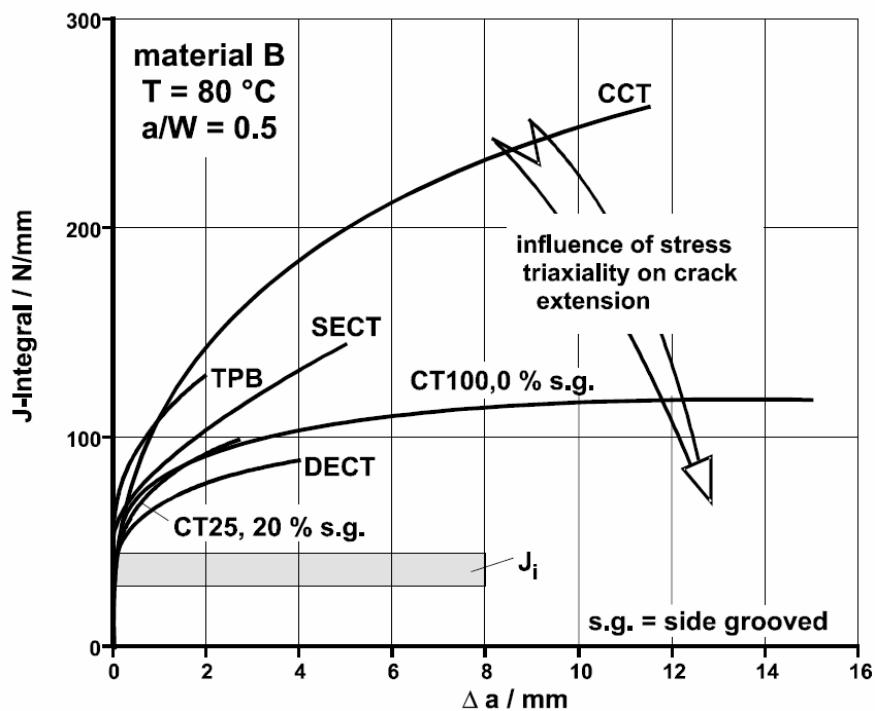


Bild 2.5: Einfluss der Probengeometrie auf die J - Δa -Kurve eines Stahls A533B [15].

Um die Übertragbarkeit des technischen Ersatzkennwertes von der Bruchmechanikprobe auf das Bauteil gewährleisten zu können, muss der Spannungszustand berücksichtigt werden. Wenn die Dehnungsbehinderung im Bereich der Rissspitze in der Laborprobe ähnlich der des Bauteils ist, dann ist annähernd gleiches Risswachstumsverhalten zu erwarten. Die Bewertung des Spannungszustandes kann mit Hilfe der Constraint-Theorie vorgenommen werden.

2.3 Einfluss des Constraints

Mit dem englischen Begriff *Constraint* ist im hier behandelten Kontext ein Einfluss aus Geometrie (z.B. Verlauf der Rissfront, Abmessungen des betrachteten Werkstoffvolumens sowohl im Sinne von Größe oder Dimension als auch im Hinblick auf Querschnittsänderung oder konstruktives Detail) und Beanspruchung (z.B. Zug, Biegung, Schub, mögliche Überlagerungen) auf ein Spannungs- und Verzerrungsfeld gemeint. Übersetzt ins Deutsche kommt der Begriff Dehnungsbehinderung dieser Bedeutung am nächsten. Es wird zwischen *In-Plane*- und *Out-of-Plane*-Constraint unterschieden, wobei als Bezug die Rissebene dient.

In-Plane meint die Richtung in Ligament und Risswachstum, wohingegen *Out-of-Plane* die Dickenrichtung meint und quer zur Risswachstumsrichtung wirkt. Zur quantitativen Beschreibung der Dehnungsbehinderung werden verschiedene Parameter verwendet, die im Folgenden näher erläutert werden.

2.3.1 Spannungsmehrachsigkeit h

Plastische Deformation in Metallen wird durch Gleitvorgänge im Kristallgitter verursacht. Hierbei wechseln aufgrund von wirkenden Schubspannungen einzelne Atome dauerhaft ihre Lage in der Gitterstruktur [16]. In Versuchen konnte gezeigt werden, dass unter Spannungszuständen, bei denen die Hauptnormalspannungen gleiche Werte annehmen und somit $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ ist, keine Gleitvorgänge stattfinden. Sie werden als hydrostatische Spannungszustände bezeichnet. Diese Überlegung führte zu der Annahme, dass hydrostatische Spannungen keinen Einfluss auf den Beginn des Fließens und die plastische Verformung haben. Als Kriterium für den Fließbeginn wird daher die Abweichung eines Spannungszustandes vom hydrostatischen Spannungszustand betrachtet. Bei Überschreiten eines festgelegten Grenzwertes kommt es zu plastischer Verformung.

Weiterhin ist bekannt, dass der Spannungszustand entscheidenden Einfluss auf den auftretenden Bruchmechanismus haben kann. Während Schubspannungen vornehmlich Gleitbruch auslösen, begünstigen allseitige Zugspannungen eher Spaltbruch [17]. Durch den Umstand, dass der hydrostatische Spannungsanteil zwar keinen Beitrag zum plastischen Fließen leistet, gleichwohl aber in Form von allseitigem Zug Spaltbruch auslösend wirken kann, liefert ein Vergleich unterschiedlicher Spannungszustände hinsichtlich der Höhe ihres hydrostatischen Anteils Erkenntnisse über die mögliche Verformung. Hierzu wird die Spannungsmehrachsigkeit h betrachtet, die als Quotient aus hydrostatischer Spannung σ_m , dem arithmetischen Mittelwert der Hauptspannungen, und von Mises Vergleichsspannung σ_v , in der nur die Schubspannungsanteile berücksichtigt sind, berechnet wird (2.3.1).

$$h = \frac{\sigma_m}{\sigma_v} = \frac{\frac{1}{3} \sum_{k=1}^3 \sigma_{kk}}{\sigma_v} \quad (2.3.1)$$

Für den ebenen Spannungszustand (ESZ) nimmt die Spannungsmehrachsigkeit den Wert $h=2/3$ an. Je Höher die Spannungsmehrachsigkeit, desto größer der Anteil der hydrostatischen Spannung und desto geringer die Möglichkeit plastischer Deformation. Dieser Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit auf die Duktilität wurde u.a. auch von Hancock und Mackenzie belegt [18].

Im Zuge der Weiterentwicklung mikromechanischer Schädigungsmodelle erlangte die Spannungsmehrachsigkeit h zunehmend an Bedeutung. Aufbauend auf älteren Arbeiten über duktilen Versagen an gekerbten Rundzugproben zeigten Needleman und Tvergaard, dass der Beginn der Schädigung mit Hilfe einer einzigen Grenzkurve, der Schädigungskurve, erfasst werden kann [19]. In der Schädigungskurve ist neben der wahren plastischen Vergleichsdehnung $\bar{\epsilon}_{v,pl}$ die Spannungsmehrachsigkeit h die zweite entscheidende Größe. Aktuelle Untersuchungen von Bao und Wierzbicki führten zu einer Erweiterung dieses Ansatzes [20]. Hier wird die Schädigungskurve in Abhängigkeit eines Mittelwertes der Spannungsmehrachsigkeit (index av , average) allgemein in drei Bereiche unterteilt, wobei im Rahmen der hier vorliegenden Untersuchung lediglich der in **Bild 2.6** dargestellte rechte Teil mit großen Werten für h und Porenbildung als Versagensmechanismus von Bedeutung ist.

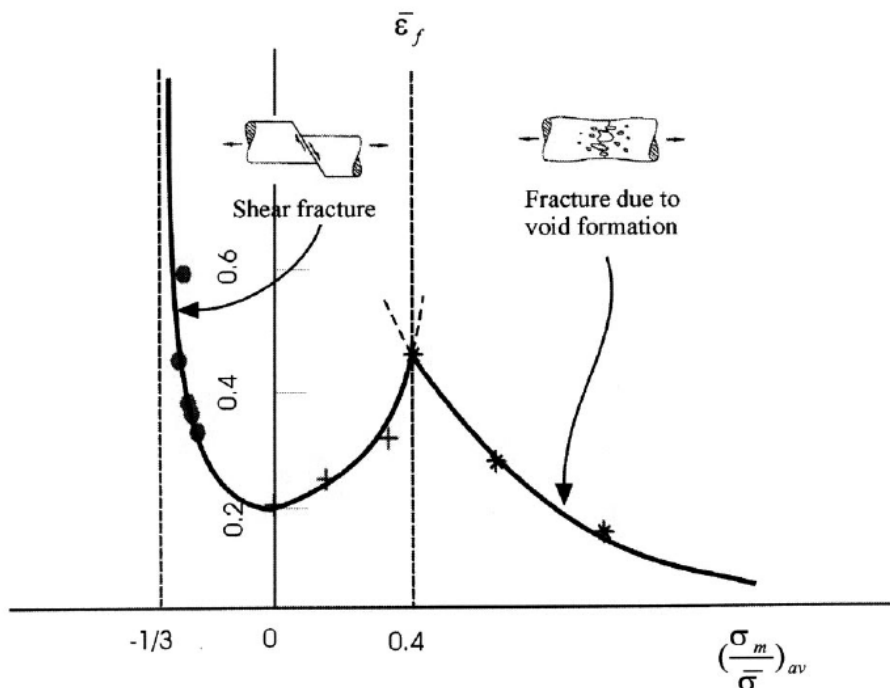


Bild 2.6: Schädigungskurve nach Bao und Wierzbicki [20].

Neben der Spannungsmehrachsigkeit h wird häufig auch der Mehrachsigkeitsquotient q nach Clausmeyer [21] verwendet. Zwischen diesen beiden Parametern gilt folgende Beziehung:

$$\mathbf{h} = \frac{1}{\mathbf{q}\sqrt{3}} \quad (2.3.2)$$

Es ist hierbei zu beachten, dass als inverser Wert der Spannungsmehrachsigkeit h somit Spannungszustände mit geringem hydrostatischem Anteil zu hohen Werten des Mehrachsigkeitsquotienten q führen. Die Tendenz der beiden Parameter ist also gegenläufig.

2.3.2 T-Spannung

Das bekannteste Modell zur Beschreibung der Beanspruchung an Rissspitzen bei linear-elastischem Werkstoffverhalten wurde von Griffith entwickelt. Er betrachtete eine idealisierte Scheibe unendlicher Größe, die einen über die Dicke durchgehenden Riss unter Modus I Belastung aufweist. Das Ergebnis dieser theoretischen Untersuchung zur Energiebilanz lieferte den Zusammenhang zwischen kritischer globaler Spannung σ und Rissgröße a . Die Grundlage für das Konzept der linear-elastischen Bruchmechanik und die Definition des Spannungsintensitätsfaktors K lieferte dann die Erweiterung nach Irwin, der die kleinen plastischen Zonen an der Risspitze in Form einer Verlängerung des Risses um den Radius r_{pl} der plastischen Zone auf a_{eff} in die Energiebetrachtung mit einbezog.

Ein wesentlicher Bestandteil für die Entwicklung der Beziehung zwischen Rissspitzenbeanspruchung und außen anliegender Spannung in dieser einfachen Form ist die Konzentration auf den singulären ersten Term der Lösung und eine Vernachlässigung der folgenden Glieder höherer Ordnung, da dieser Anteil mit abnehmendem Abstand zur Risspitze klar dominiert. Für eine Anwendung auf Geometrien mit endlicher Abmessung wurde eine Formfunktion Ψ eingeführt, welche die erforderliche Anpassung aufgrund der Abweichung zur theoretischen

Lösung ermöglicht. Die quantitative Beschreibung der Rissspitzenbeanspruchung durch den Spannungsintensitätsfaktor K als Fernfeldwert gelingt hiermit eindeutig:

$$K_{\text{eff}} = \sigma \sqrt{(\pi a_{\text{eff}}) \Psi} \quad (2.3.3)$$

Die vollständige Darstellung des Spannungsfeldes in der Umgebung einer Rissspitze in allgemeiner Form führt nach Williams [22] auf eine Gleichung folgender Form:

$$\sigma_{ij} = A r^{-(1/2)} f_{ij}(\Theta) + B r^0 g_{ij}(\Theta) + C r^{+(1/2)} h_{ij}(\Theta) + \dots \quad (2.3.4)$$

Hierbei definieren wie in **Bild 2.7** dargestellt der Abstand r und der Winkel Θ den betrachteten Ort in einem zylindrischen Koordinatensystem mit der Rissspitze als Ursprung.

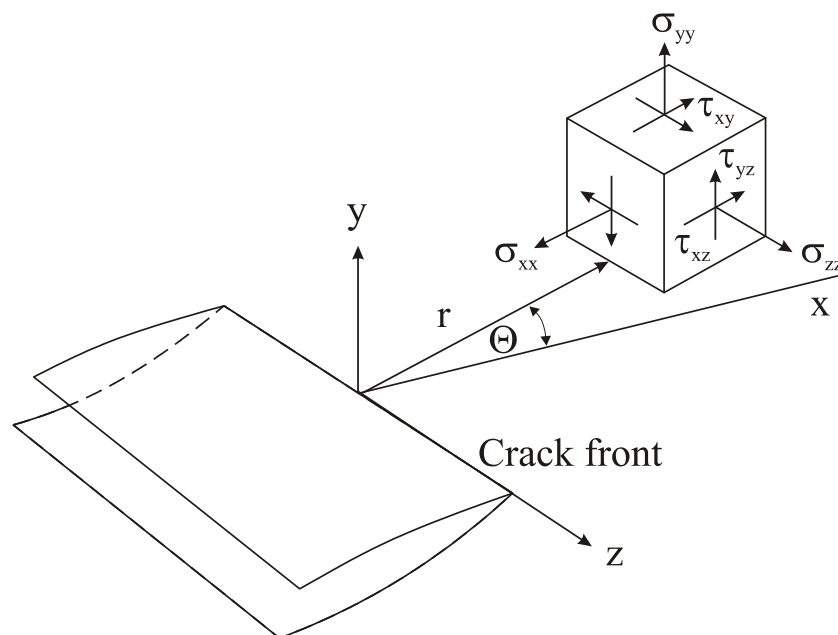


Bild 2.7: Zylindrischen Koordinatensystem an einer Rissspitze [23].

Im Rahmen einer elastisch-plastischen FE-Analyse an unterschiedlichen Typen rissbehafteter Proben, die alle bis zur gleichen Rissspitzenbelastung beansprucht

wurden, stellten Larsson und Carlsson fest, dass die einzelnen Proben typen deutliche Unterschiede in Form und Größe der plastischen Zone im Bereich der Risspitze aufwiesen [24]. Weiterhin zeigten sich signifikante Unterschiede in der erreichten Rissaufweitung sowie im Betrag der Rissöffnungsspannung, ausgewertet in einem festgelegten, gleichbleibenden Abstand vor der Risspitze. Sie konnten nachweisen, dass die festgestellten Abweichungen korrigiert werden können, wenn nicht-singuläre Anteile aus Gleichung (2.3.4) berücksichtigt werden. Der einzige nicht-singuläre Anteil dieser Gleichung ist der zweite Summand, der ausschließlich einen Beitrag zur Normalspannungskomponente σ_{11} leistet. Diese wirkt parallel zu den Rissflanken und senkrecht zur Rissfront und ist definiert als:

$$\sigma_{11}(r, \Theta) = K_I / \sqrt{2 \pi r} f_{11}(\Theta) + T \quad \text{für } r \rightarrow 0 \quad (2.3.5)$$

Die Größe T stellt einen konstanten elastischen Spannungsanteil dar, der von der Bauteil- und Rissgeometrie abhängt und sich direkt proportional zur angreifenden Last verhält. Er wird im Allgemeinen einfach als T -Spannung bezeichnet. Eine Wirkung der T -Spannung besteht vorrangig aus dem elastisch dominierten Fernfeld, das den plastifizierten Kleinbereich an der Risspitze umgibt.

Der Einfluss der T -Spannung auf die Dehnungsbehinderung an der Risspitze ist vielfältig. Von Sherry et al. konnte in [25] gezeigt werden, dass negative T -Spannungen den rissöffnenden Spannungsanteil an der Risspitze abmindern, wohingegen für positive T -Spannungen kein deutlicher Einfluss festzustellen war. Shih et al. haben in [26] u.a. einen Einfluss der T -Spannung auf Form und Ausbildung der plastischen Zone nachgewiesen. Sie stellten fest, dass die plastische Zone unter positiven Werten der T -Spannungen erheblich kleinere Bereiche einnimmt und sich eher von der Risspitze rückgewandt in Richtung des bestehenden Risses erstreckt, bei negativen Werten sich jedoch deutlich in Rissfortschrittsrichtung und Ligament verschiebt. Allgemein beeinflusst die T -Spannung vor allem den hydrostatischen Spannungsanteil im Bereich der Risspitze, wobei weniger der Absolutwert von Bedeutung ist, als der relative, auf die Streckgrenze normierte Wert. Neben den bereits erläuterten Einflüssen auf die plastische Zone kann die T -Spannung nach Gao et al. auch einen Wechsel im

Versagensmechanismus herbeiführen [27]. Sie konnten bei numerischen Untersuchungen zum Rissfortschritt im bruchmechanischen Übergangsbereich eine Zunahme des Anteils stabilen Risswachstums vor Auftreten von Spaltbruch mit steigendem Betrag negativer T-Spannung ermitteln. Dies führte u. a. zu der Schlussfolgerung, dass negative Werte der T-Spannung den Übergang vom duktilen Versagen zum Spaltbruch verzögern. Von Betegón und Hancock wird der Einfluss negativer T-Spannungen als eine allgemeine Absenkung des Spannungsniveaus vor der Risspitze beschrieben [28]. Die Höhe der Spannungsabsenkung ist hierbei nur von T beeinflusst und unabhängig vom betrachteten Ort. Nach den Autoren ist der Effekt positiver T-Spannungen hingegen deutlich schwächer. Für praktische Anwendungen konnte kein Einfluss nachgewiesen werden, so dass dann das Nahfeld nur von der Risspitzenbelastung J dominiert wird.

Bei den Untersuchungen zum Einfluss der T-Spannung und insbesondere auch bei der Herleitung bilden das Kleinbereichsfließen und die Annahme linear-elastischen Werkstoffverhaltens die Grundlage. Hierdurch ergibt sich grundsätzlich eine Beschränkung der Gültigkeit auf den Bereich der linear-elastischen Bruchmechanik. Jedoch wurde in vielen Forschungsarbeiten zum Thema Constraint ein Fortbestehen des Einflusses der T-Spannung auch unter Auftreten größerer plastischer Deformation und über die eigentlichen Gültigkeitsgrenzen hinaus nachgewiesen, wie z. B. bei Betegón und Hancock [28] sowie Sumpter [29].

Eine direkte Bestimmung der T-Spannung ist auf einige einfache Anwendungsfälle beschränkt, für die entsprechende Formeln entwickelt und Lösungen in Form von Tabellenwerken wie z.B. in [25] aufbereitet wurden. Insbesondere für komplexere Geometrien und Bauteile ist eine Ermittlung der T-Spannung nur numerisch mit Hilfe der FEM möglich. Sie wird dann, wie auch der Spannungsintensitätsfaktor oder das J-Integral, als Gebietsintegral berechnet, wobei hierfür der größtmögliche Radius gewählt werden sollte, um einen konstanten und damit repräsentativen Fernfeldwert zu erhalten.

2.3.3 Q-Parameter

In Anlehnung an die Arbeiten zur Untersuchung des Spannungs- und Verzerrungsfeldes an Risspitzen für den linear-elastischen Fall suchten O'Dowd und Shih nach der Erweiterung zur Übertragung auf elastisch-plastische

Beanspruchungszustände [30]. Hierbei betrachteten sie einen Riss unter Modus I Beanspruchung im ebenen Dehnungszustand. Das Verfestigungsverhalten des Werkstoffs wird durch das Potenzgesetz nach Ramberg-Osgood für einachsigen Zug erfasst. Bei der Abbildung mehrachsiger Beanspruchungszustände findet die Deformationstheorie auf Grundlage der J_2 -Plastizität (Vergleich Kapitel 2.1) Anwendung.

Zur Beschreibung der Spannung stellten sie zunächst folgende allgemeine Gleichung auf:

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = \left(\frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 \mathbf{I}_n \mathbf{r}} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\Theta; \mathbf{n}) + Q \left(\frac{r}{J/\sigma_0} \right)^Q \hat{\sigma}_{ij}(\Theta; \mathbf{n}) + \dots \quad (2.3.6)$$

In der Gleichung definieren der Abstand r und der Winkel Θ wieder den betrachteten Ort in einem zylindrischen Koordinatensystem mit der Risspitze als Ursprung.

Sowohl Rice [31] als auch Hutchinson und Rosengren [32] veröffentlichten im Jahr 1968 zeitgleich ihre Arbeiten zur Übertragung der Energiebetrachtung nach Griffith und deren Erweiterung nach Irwin auf den elastisch-plastischen Fall. Der erste Term in Gleichung 2.3.6 entspricht der nach den Autoren benannten Lösung der HRR-Theorie, die das asymptotische Spannungsfeld an der Risspitze für verfestigendes Werkstoffverhalten beschreibt. Hierdurch konnte u. a. auch die Bedeutung des J-Integrals als lokaler Beanspruchungsparameter begründet werden. Eine ausführliche deutschsprachige Erläuterung zur HRR-Theorie sowie eine numerische Lösung der Gleichung und die Aufbereitung der Ergebnisse in Form einer Tabelle wurden von Brocks et al. erarbeitet [33]. Der zweite Term in Gleichung 2.3.6 enthält den Parameter Q , einen dimensionslosen und noch unbestimmten Faktor, als steuernde Größe. Nach O'Dowd und Shih ist eine vereinfachte Form ausreichend, um die Spannungen im Nahfeld der Risspitze, jedoch außerhalb des Bereichs großer Deformation unmittelbar an der Singularität, zu definieren. Sie fassten Gleichung 2.3.6 zu folgendem Ausdruck zusammen:

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = \left(\frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 \mathbf{I}_n \mathbf{r}} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\Theta; \mathbf{n}) + Q \hat{\sigma}_{ij}(\Theta; \mathbf{n}) \quad (2.3.7)$$

Hierdurch werden nach O'Dowd und Shih die Spannungen im Nahfeld vor der Risspitze in einem Winkel von $|\Theta| < \pi/2$ mit ausreichender Genauigkeit wiedergegeben. In einer numerischen Studie variierten sie anschließend gezielt die einzelnen Parameter, um deren Einfluss auf die Ausbildung der plastischen Zone bei verschiedenen Probenformen und Risstiefen zu untersuchen. Sie konnten zeigen, dass bei Beanspruchungszuständen, welche gleiche Werte für Q aufweisen, die Spannungs- und Dehnungsverläufe entlang des Ligamentes vor der Risspitze den gleichen Verlauf annehmen, diese somit lediglich vom Parameter Q abhängen, wenn der Abstand r jeweils mit dem Ausdruck J/σ_0 normiert wird. Während der erste Term der Gleichung mit der Risspitzenbelastung J als Faktor hauptsächlich die Ausdehnung des Gebietes steuert, über das sich große Spannungen und Dehnungen ausbilden, wird mit dem zweiten Term durch den Faktor Q vor allem der Verlauf und das erreichte Maximum der Spannung festgelegt. Im Wesentlichen wird durch Q die Höhe eines gleichförmigen hydrostatischen Spannungsanteils an der Risspitze gesteuert. Sie schlussfolgerten, dass der Parameter Q als eine Größe zur Beschreibung der Spannungsmehrachsigkeit herangezogen werden kann und eine direkte Quantifizierung der Dehnungsbehinderung erlaubt. Er wird von der Probengeometrie beeinflusst und ist weiterhin abhängig von der Ausdehnung des plastifizierten Bereichs. Der Q Parameter ermöglicht eine quantitative Einordnung unterschiedlicher rissbehafteter Bauteile entsprechend ihrer Dehnungsbehinderung, wobei Werte $Q < 0$ auf eine geringe und Werte $Q \geq 0$ auf eine hohe Dehnungsbehinderung hindeuten.

In einer weiteren Veröffentlichung stellten O'Dowd und Shih Ergebnisse zur Untersuchung des Einflusses von Q auf den Spannungszustand an der Risspitze vor [34]. Der Parameter Q wird hier als Differenz zwischen dem Spannungswert aus der vollständigen Lösung nach Gleichung 2.3.7 und der Lösung aus dem HRR-Feld, die hierbei als Referenzwert $(\sigma_{\theta\theta})_{Ref}$ dient, definiert. Anstelle der Lösung des HRR-Feldes kann auch die einer Boundary-Layer Analyse verwendet werden. Hierbei wird das FE-Modell einer Kreisscheibe mit Riss betrachtet, auf das Randverschiebungen in Abhängigkeit der Risspitzenbelastung aufgebracht sind. Es wird die Spannung-Dehnung-Kurve des betrachteten Werkstoffs zu Grunde gelegt. Der Radius der Scheibe wird so gewählt, dass der gesamte linear-elastisch beanspruchte Bereich umschlossen und eine plastische Zone im Vergleich zur Größe

des Gesamtmodells klein ist. Diese Variante wird auch als Small-Scale-Yielding Lösung (SSY) bezeichnet (Vgl. [30], [35]).

$$Q = \frac{\sigma_{\Theta\Theta} - (\sigma_{\Theta\Theta})_{\text{Ref}}}{\sigma_0} \quad (2.3.8)$$

Die Auswertung der Spannungen aus Gleichung 2.3.8 wird für eine festgelegte Position vor der Riss Spitze im Abstand $r=2J/\sigma_0$ vorgenommen. Hiermit soll gewährleistet sein, dass der Ort der Auswertung außerhalb des Bereiches großer plastischer Deformation, jedoch innerhalb des von J dominierten Nahfeldes liegt.

O'Dowd und Shih zeigten, dass bei gleicher Riss Spitzenbelastung J für Geometrien mit Werten $Q < 0$ Blunting, das Ausrunden der Riss Spitze, ausgeprägter ist als bei solchen mit $Q \geq 0$. Sie führten dies darauf zurück, dass mit negativen Werten für Q die Spannung vor der Riss Spitze absinkt und der Anteil plastischer Dehnung zunimmt. Dieser Abfall in der Dehnungsbehinderung sorgt für eine Tendenz in Richtung duktilen Versagens. Stark ausgeprägtes Blunting kann nach O'Dowd und Shih jedoch auch dazu führen, dass der Q Parameter seinen Einfluss verliert. Bei positiven Werten für Q steigt mit Ausbreitung der plastischen Zone der hydrostatische Anteil der Spannung an, wohingegen der Betrag der plastischen Dehnung im Nahbereich der Riss Spitze weitgehend unverändert bleibt. Hierdurch wird Spaltbruch als Versagensmechanismus begünstigt. Sie wiesen weiterhin nach, dass für Werte $Q < 0$ mit steigendem Betrag die erreichbare Zähigkeit stark zunimmt. Als Grund für diesen Zähigkeitsanstieg nannten sie, dass insbesondere im Wirkungsbereich von Spaltbruch schon eine geringe Abminderung des hydrostatischen Spannungsanteils zu einer signifikanten Verbesserung des Zähigkeitsverhaltens führen kann.

2.3.4 Mehrparameter-Ansätze der Bruchmechanik

Grundlage bei der Entwicklung der Ansätze aus der klassischen Bruchmechanik ist, dass die Singularität an der Riss Spitze von nur einer Größe dominiert wird. In der linear-elastischen Bruchmechanik ist dies der Spannungsintensitätsfaktor K, in der elastisch-plastischen Bruchmechanik die Riss Spitzenbelastung J. Diese Größen

bestimmen demnach sowohl die Höhe der auftretenden Spannung als auch die Größe des Bereiches, über den sich die Spannung und evtl. auftretende plastische Deformation auswirken. Diese Annahme ist vor allem dann zutreffend, wenn die plastische Zone sich nur auf kleine Bereiche beschränkt, also für das Kleinbereichfließen. Bei zahlreichen Untersuchungen zur Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte konnte jedoch festgestellt werden, dass die Ergebnisse sowohl von der Probengeometrie als auch von der Fehlertiefe beeinflusst sein können. Dies gilt insbesondere für den Bereich der elastisch-plastischen Bruchmechanik und die Bestimmung von Risswiderstandskurven $J-\Delta a$, aber auch für die Ermittlung kritischer Spannungsintensitätsfaktoren K_{Ic} in der linear-elastischen Bruchmechanik. Dieser Effekt nimmt mit dem Anstieg des Anteils plastischer Deformation zu. Eine solche Abhängigkeit bei der Bestimmung eines charakteristischen Werkstoffkennwertes zur Verwendung als Grenzwert im Rahmen von Sicherheitsanalysen ist inakzeptabel. Deshalb sind in den einschlägigen Prüfnormen Gültigkeitsgrenzen für die Kennwertermittlung festgelegt, die mit der Probengeometrie und der Werkstofffestigkeit verknüpft sind. Hierdurch soll gewährleistet werden, dass in der Probe eine hohe Dehnungsbehinderung vorherrscht und das Ergebnis frei von Geometrieinflüssen ist. Somit stellt ein an Normproben ermittelter bruchmechanischer Kennwert eine untere Grenze der Zähigkeit dar. Dennoch gibt es auch Fälle, wo trotz Einhalten der Gültigkeitsgrenzen streng genommen kein charakteristischer Werkstoffkennwert ermittelt wird. Als Beispiel sei hier die Ermittlung des technischen Ersatzkennwertes $J_{0,2BL}$ genannt, dessen Betrag je nach verwendetem Probentyp große Unterschiede aufweisen kann [36]. Zur Überprüfung der Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten auf Bauteile muss dann der Spannungszustand an der Risspitze berücksichtigt werden.

Häufig treten in Bauteilen und Konstruktionen jedoch derart hohe Dehnungsbehinderungen nicht auf, so dass im Vergleich zur Normprobe teilweise noch Zähigkeitsreserven bestehen. Dies führte zur Entwicklung von zwei-parameter Ansätzen, wo neben K und J die jeweilige lokale Dehnungsbehinderung in Form von T -Spannung und Q -Parameter quantitativ erfasst und mit in die Betrachtung einbezogen wird [37]. Die Bruchzähigkeit ist

dann, wie in **Bild 2.8** dargestellt, eine Funktion der Dehnungsbehinderung. Hiermit kann eine Grenzkurve im K-T- oder J-Q-Raum aufgestellt werden.

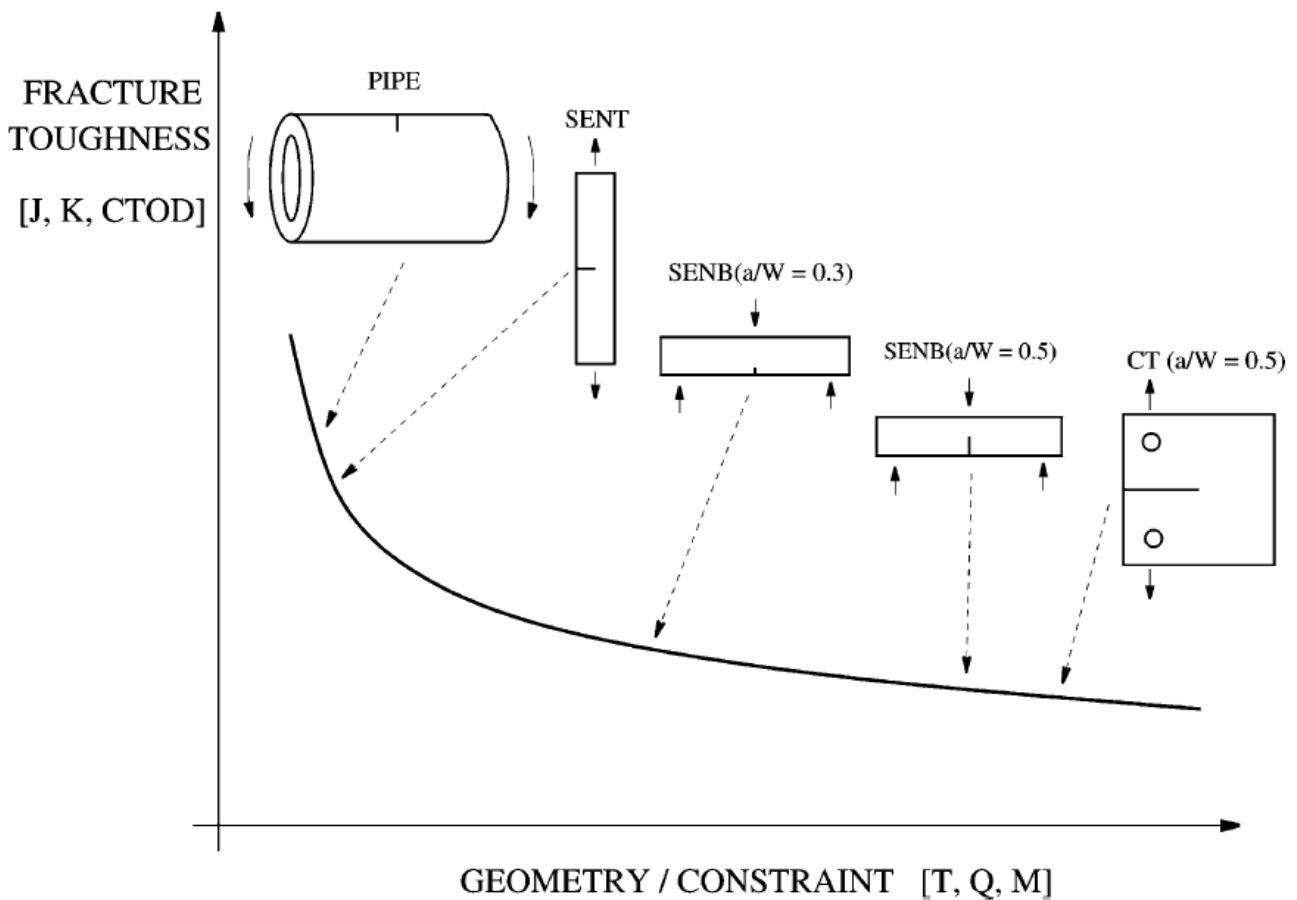


Bild 2.8: Bruchzähigkeit als Funktion der Dehnungsbehinderung nach Chiesa et al. [38].

Nach einem Vorschlag von Roos wird der Einfluss des Spannungszustandes nicht nur punktuell an einem festgelegten Ort, sondern über einen gewissen Bereich im Ligament betrachtet [39]. Hierbei wird eine Strecke r_i in Abhängigkeit von der Geometrie oder dem Mehrachsigenquotienten q als repräsentativer Auswertebereich festgelegt.

$$0 < r_i < \min \left\{ \begin{array}{l} 0,3(W - a_0) \\ r_{(q=0,87)} \end{array} \right\}$$

Das Integral über den Mehrachsigenquotienten q im Bereich r_i wird einem kritischen Mehrachsigenquotienten q_c gegenübergestellt, der die Grenze zwischen

Sprödbrech und Zähbruch quantifizieren soll. Dieser kann in Abhängigkeit von der Querkontraktion ν mit Gleichung 2.3.9 berechnet werden:

$$\mathbf{q}_c = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{1 - 2\nu}{1 + \nu} \quad (2.3.9)$$

Auf dieser Grundlage wird ein Versagenskriterium für Risspitzenbelastungen $J > J_i$ aufgestellt, das zwei Fälle unterscheidet:

- i. $\frac{1}{r_i} \int_0^{r_i} \mathbf{q}(x) \mathbf{d}x \leq \mathbf{q}_c$ -> Sprödbrech,
- ii. $\frac{1}{r_i} \int_0^{r_i} \mathbf{q}(x) \mathbf{d}x \gg \mathbf{q}_c$ -> stabiles Risswachstum nach Initiierung.

Hinsichtlich der Übertragbarkeit von bruchmechanischen Kennwerten von der Probe auf das Bauteil werden die entsprechenden Beträge des Integrals über die Mehrachsigkeit miteinander verglichen. Wenn gilt:

$$\int_0^{r_i} \mathbf{q}(x) \mathbf{d}x_{(\text{Bauteil})} \cong \int_0^{r_i} \mathbf{q}(x) \mathbf{d}x_{(\text{Pr obe})}$$

dann ist bei gleicher Risspitzenbelastung J mit gleichem Risswachstum in Probe und Bauteil zu rechnen.

Thaulow et al. wendeten die mehrparametrische Bruchmechanik u.a. im Rahmen ihrer Arbeit über den Einfluss der Dehnungsbehinderung auf die kritische Risspitzenbelastung J_c im Übergangsbereich hochfester Stähle an [40]. Sie untersuchten hier auch den Einfluss von Risswachstum auf den Spannungszustand an der Risspitze und die Constraint-Parameter, da diese für stationäre Rissen hergeleitet wurden. Ziel war die Skalierung von Zähigkeitskennwerten unterschiedlicher Bruchmechanikproben unter Berücksichtigung von Risswachstum

mit Hilfe der Constraint-Korrektur. Weiterhin stellten sie einen vereinfachten Ansatz vor, bei dem, anstatt die reale Probenstruktur in 3D zu erfassen, nur ein idealisiertes Schalenmodell mit Federelementen (Linespring-Elements) im Rissbereich verwendet wird. Die Übertragung eines solchen idealisierten Modells auf ein Bauteil zeigten dann Berg et al. am Beispiel eines rissbehafteten Rohres [41].

3. Datenbasis der Untersuchung

Die Versuchsdaten entstammen Forschungsberichten der Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung (BAM) in Berlin von Ende der 80er und Anfang der 90er Jahre (nähere Details sind in [42], [43] und [44] angegeben). Zu dieser Zeit wurde intensiv an dem Thema des stabilen Risswachstums, insbesondere auch von halbelliptischen Fehlern in druckführenden Komponenten sowie der Ableitung des Risswiderstandsverhaltens aus Kerbschlagbiegeversuchen geforscht. Neben der normgerechten Ermittlung von Zähigkeitskennwerten wurden dabei auch Bauteilversuche an Druckbehältern und Rohrsegmenten durchgeführt. Hierbei wurden verschiedene Typen von Bruchmechanikproben verwendet, Fehlerkonfigurationen sowie die Beanspruchung wurden variiert und unterschiedliche Werkstoffe eingesetzt.

Der Einfluss der Probengeometrie und –belastung auf die Höhe der ermittelten bruchmechanischen Zähigkeitskennwerte, insbesondere im Hinblick auf die Ermittlung von Risswiderstandskurven, wurde mit umfangreichen Versuchsreihen untersucht. Begleitet wurden diese Versuchsreihen von numerischen Rechnungen mit der Finite-Elemente-Methode zur Analyse des Spannungs- und Verformungsfeldes an den Rissspitzen. Ziel war u.a. die Berechnung des Risswachstums auf Grundlage von Risswiderstandskurven $J-\Delta a$ unter Berücksichtigung lokaler Unterschiede in der Dehnungsbehinderung. Es konnte gezeigt werden, dass neben der Rissspitzenbelastung J vor allem die Dehnungsbehinderung einen großen Einfluss auf das Risswachstum hat. Somit war die Notwendigkeit eines zweiparametrischen Konzeptes zur Analyse des stabilen Risswachstums in Bauteilen ein zentrales Ergebnis dieser Forschungsreihen.

3.1 Werkstoffe

Innerhalb der Versuchsreihen wurden zwei für den Druckbehälterbau standardmäßig eingesetzte Stähle verwendet, ein 20MnMoNi5-5 (1.6310) und ein StE460 (1.8901).

Der Stahl 20MnMoNi5-5 ist ein schweißgeeigneter, warmfester Druckbehälterstahl und wird den legierten Edelstählen zugeordnet. Üblicherweise wird er im

vergüteten Zustand ausgeliefert. Die Anforderungen an diesen Stahl sind in einer nationalen Erweiterung von [45] geregelt, dem SEW028 [46]. Das Ergebnis einer Stückanalyse wird mit den hierin definierten Anforderungen in **Tabelle 3.1** wiedergegeben. Der Grenzwert des Schwefelgehaltes wird etwas überschritten.

Tabelle 3.1: Chemische Zusammensetzung 20MnMoNi5-5, Stückanalyse [M.-%].

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	V
Norm*	0,23	0,15/0,3	1,2/1,5	0,012	0,008	0,2	0,4/0,55	0,5/0,8	0,02
Analyse	0,19	0,22	1,43	0,009	0,009	0,14	0,49	0,56	0,01
	N	Al	Cu	Co					
Norm*	0,013	0,01/0,04	0,12	0,03					
Analyse	-	0,023	0,07	0,008					

* Wenn nicht anders angegeben handelt es sich um max.-Werte.

Der StE460 (Jetzt: S460N oder P460N) gehört als hochfester, schweißgeeigneter Baustahl ebenfalls in die Gruppe der legierten Edelmstähle. Er wird im normalisierten Zustand ausgeliefert. Ein Vergleich mit den Werten der Stückanalyse nach [47] zeigt **Tabelle 3.2**. Der Aluminiumgehalt unterschreitet leicht die Mindestforderung.

Tabelle 3.2: Chemische Zusammensetzung StE460, Stückanalyse [M.-%].

	C	Si	Mn	P	S	Nb	V	Al	Ti
Norm*	0,22	0,65	0,95-1,8	0,035	0,03	0,06	0,22	≥0,015	0,06
Analyse	0,17	0,28	1,52	0,009	0,009	<0,005	0,18	0,01	0,002
	Cr	Ni	Mo	Cu	N	<i>Zudem:</i>	V+Nb+Ti	Mo+Cr	CEV
Norm*	0,35	0,85	0,13	0,6	0,027		0,26	0,38	0,53
Analyse	0,04	0,62	0,01	0,03	0,012		<0,187	0,05	0,52

* Wenn nicht anders angegeben handelt es sich um max.-Werte.

Die mechanischen Kennwerte der beiden Stähle bei Raumtemperatur sind in **Tabelle 3.3** angegeben. Der Stahl StE460 hat im Vergleich zum Stahl 20MnMoNi5-5 eine etwas größere Festigkeit. Sowohl Streck- oder Dehngrenze als auch Zugfestigkeit liegen ungefähr 6% höher. Der Stahl StE460 erreicht mit 20% eine größere Bruchdehnung A_{10} als der Stahl 20MnMoNi5-5 mit 17%. Der Unterschied in

der Brucheinschnürung Z ist nur gering. Ein Vergleich der Kerbschlagarbeitswerte ist nur bedingt möglich. Für den normalisierten Stahl StE460 sind normseitig besondere Anforderungen an die Kerbschlagarbeit K_V bei tieferen Temperaturen gestellt, so dass eine Prüfung insbesondere bei $T=-20^\circ\text{C}$ erfolgt. Der Stahl 20MnMoNi5-5 gehört zur Gruppe der warmfesten Stähle, so dass vornehmlich die Hochlage von Bedeutung ist. Auffällig ist, dass der Feinkornbaustahl StE460 mit 105J einen fast doppelt so hohen Zähigkeitskennwert erreicht als der warmfeste Baustahl 20MnMoNi5-5 mit 55J. Im physikalischen Initiierungskennwert J_i schlägt sich dieser Unterschied jedoch nicht nieder, beide Stähle liegen mit 120N/mm und 117N/mm nahezu gleichauf. Dies gilt ebenfalls für den Ersatzkennwert $J_{0.2BL}$. Auch hier stimmt die Tendenz mit 170N/mm für den 20MnMoNi5-5 und 163N/mm für den StE460 mit der des Initiierungskennwertes überein und zeigt eine geringfügig höhere Zähigkeit für den Stahl 20MnMoNi5-5.

Tabelle 3.3: Mechanische Kennwerte.

	20MnMoNi5-5	StE460 (Jetzt: S460N oder P460N)
E-Modul , MPa	204 000	210 000
R_{eL} oder R_{p0.2} , MPa	460	490
R_m , MPa	604	642
A_g , %	10,4	12,8
A₁₀ , %	17	20
Z , %	63	64
K_v , J (T=-20°C/Hochlage) *	n.b./77	64/105
J_i , N/mm (CT25sg) *	120	117
J_{0.2BL} , N/mm (CT25sg) *	170	163
R.-O. Konstante α , ---	2,3	2,6
R.-O. Exponent n , ---	7,1	7,4
Hollomon Konstante k_H , ---	1062,3	1096,1
Hollomon Exponent n_H , ---	0,183	0,200

* Probenlage T-L, n.b.=nicht bekannt

Die in Tabelle 3.3 angegebenen Parameter der Ramberg-Osgood- und der Hollomon-Gleichung zur Extrapolation der Fließkurven ab Gleichmaßdehnung

werden anhand von Zug- und Druckversuchsdaten ermittelt. Die entsprechenden Fließkurven nach Hollomon sind in **Bild 3.1** dargestellt. Der StE460 zeigt eine etwas stärkere Verfestigung als der 20MnMoNi5-5, ab einer wahren plastischen Dehnung von ca. $\varepsilon_{w,pl}=0,7$ verläuft die Fließkurve des 20MnMoNi5-5 flacher. Um zu verhindern, dass in der Simulation aufgrund fehlender Definition entsprechender Spannung-Dehnung-Wertepaare ein ideal-plastisches Werkstoffverhalten zugrunde gelegt wird, sind die Fließkurven bis zu einer wahren plastischen Dehnung von $\varepsilon_{w,pl}=5$ in der Berechnung hinterlegt.

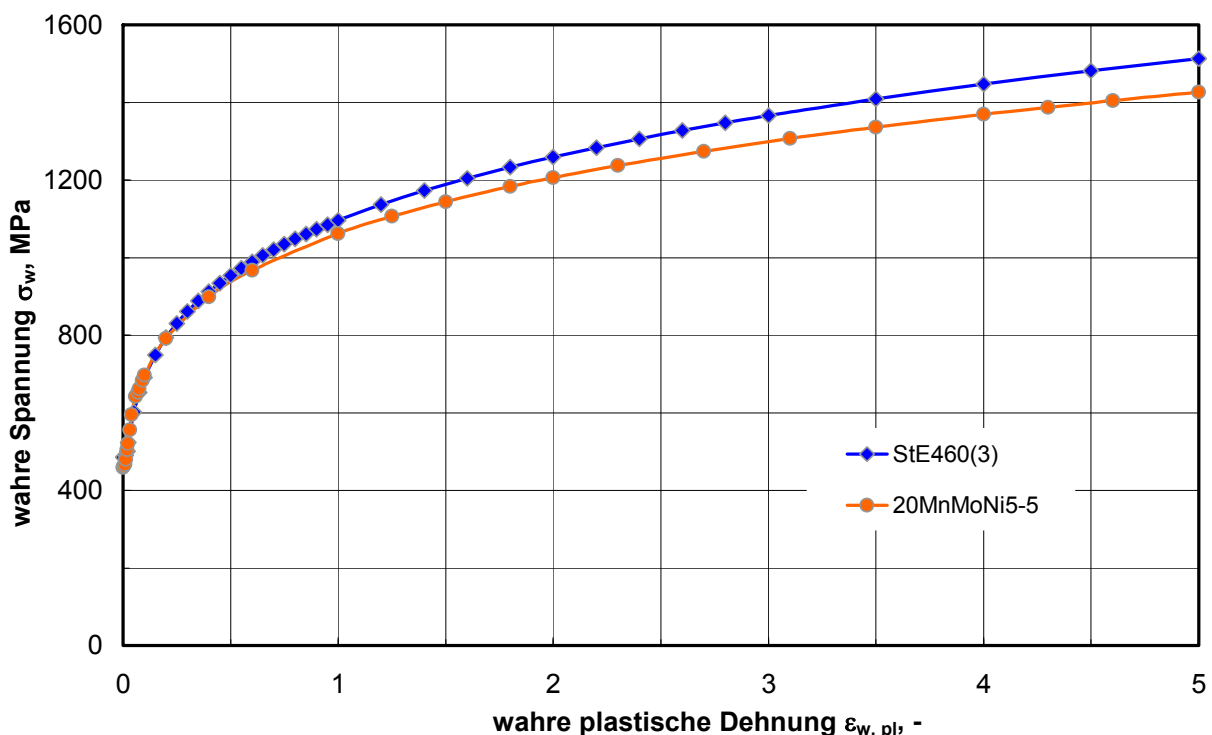


Bild 3.1: Fließkurven nach Hollomon.

Ein Vergleich zwischen den Fließkurven nach Ramberg-Osgood und denen nach Hollomon ist in **Bild 3.2** dargestellt. Bis hin zu einer wahren Dehnung von ca. $\varepsilon_w=0,25$ sind die Kurven nahezu deckungsgleich. Im weiteren Verlauf zeigen die Fließkurven nach Ramberg-Osgood jedoch eine deutlich geringere Verfestigung. Zudem ist kaum ein Unterschied zwischen der Kurve des 20MnMoNi5-5 und der des StE460 auszumachen. Bei den nach Hollomon extrapolierten Fließkurven zeigt sich in Bild 3.1 hingegen, dass der StE460 eine stärkere Verfestigung aufweist.

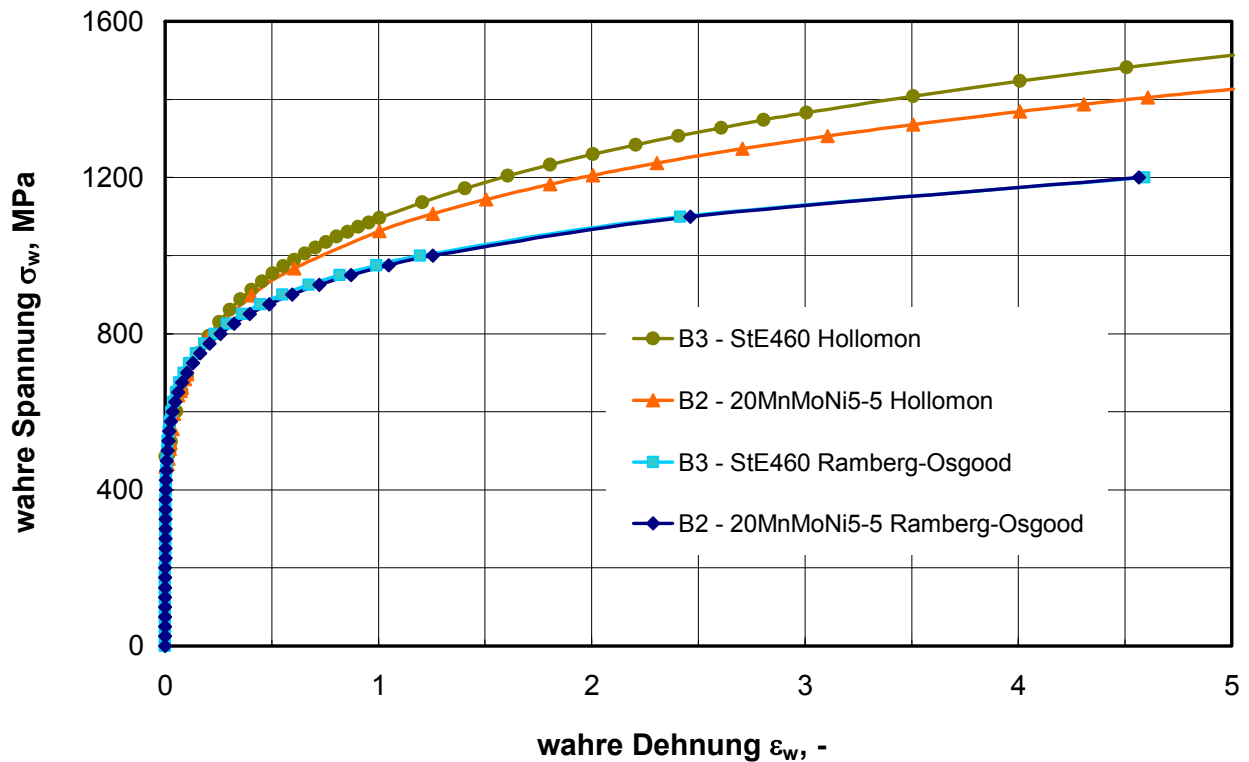


Bild 3.2: Vergleich der Fließkurvenverläufe.

3.2 Versuchsdaten

Für eine Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Probengeometrien und zur Überprüfung der Anwendbarkeit von an Kleinproben ermittelten Zähigkeitskennwerten für bruchmechanische Sicherheitsanalysen rissbehafteter Bauteile bildet eine durchgehende Versuchsreihe mit jeweils einer Stahlgüte die Grundlage.

Bei Untersuchungen der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) zur Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte sind in [43] und [44] zahlreiche Versuche u.a. mit Kompaktzugproben C(T) und Zugproben mit durchgehendem, beidseitigem Außenriss DEC(T) sowie Mittenriss CC(T) oder auch M(T) durchgeführt worden. Weiterhin waren Bauteilversuche an einem Rohrsegment sowie an einem Druckbehälter mit verschiedenen Fehlerkonfigurationen Bestandteil dieser Untersuchung. Mit diesen Forschungsberichten steht eine ausführliche Datensammlung für die beiden Stähle zur Verfügung, die als Basis für die hier vorliegende Untersuchung dient.

3.2.1 Bruchmechanikproben

Für die weitere Betrachtung werden Versuchsdaten zweier Probentypen verwendet. Neben Ergebnissen von Versuchen mit Kompaktzugproben C(T)25sg werden auch die von Zugproben CC(T)20sg oder auch M(T)20sg herangezogen, die in **Bild 3.3** dargestellt sind. Hierbei bedeutet das Kürzel sg, dass beide Proben im Ligament mit Seitenkerben versehen sind. Der Öffnungswinkel der Seitenkerben beträgt 45° . Die Zahl in der Bezeichnung gibt die Dicke B der ungekerbten Probe an, die durch die Seitenkerben auf die Netto-Dicke B_N reduziert wird.

Grundsätzlich unterscheiden sich die beiden Probentypen neben ihren Abmessungen auch in der Belastungsart. Zwar werden wie in Bild 3.3 zu erkennen beide Proben über Bolzen mit einer Zugkraft F beansprucht, jedoch ergibt sich in der Probe C(T)25sg hieraus eine Überlagerung von Biegung und Zug, wohingegen in Probe M(T)20sg nur Zug anliegt.

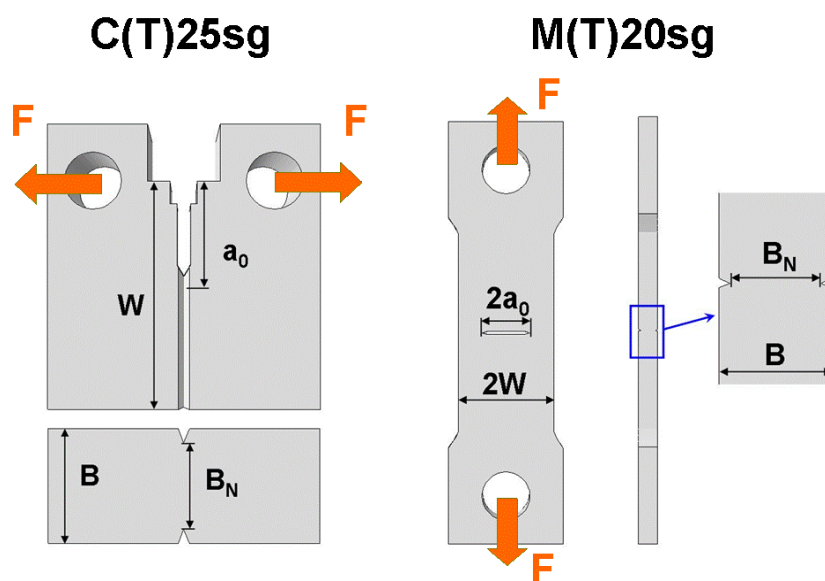


Bild 3.3: Skizze der untersuchten Bruchmechanikproben.

Die wesentlichen Abmessungen sind in **Tabelle 3.4** angegeben. Beide Proben haben die gleiche Breite W . Der Unterschied in der Netto-Dicke B_N ist mit 19mm für die Kompaktzugprobe und 16mm für die Zugprobe gering. Die Tiefe des Anfangsrisses ist mit $a_0=29,5\text{mm}$ in der C(T) Probe um 4,5mm größer als in der Probe CC(T), wo Ligament b_0 und Anfangsfehler a_0 mit 25mm gleich groß sind.

Tabelle 3.4: Abmessungen der Bruchmechanikproben.

	W , mm	B , mm	B_N , mm	a_0/W , ---
C(T)25sg	50	25	19	0,59
CC(T)20sg/M(T)20sg	50	20	16	0,50

Kompaktzugproben C(T) weisen eine hohe Dehnungsbehinderung auf, während sich in Zugproben mit Mittenriss M(T) oder CC(T) eine vergleichsweise eher geringe Dehnungsbehinderung einstellt. Somit ist im Hinblick auf den Einfluss der Wahl des Probentyps auf die Entwicklung der Dehnungsbehinderung hier ein deutlicher Unterschied zu erwarten.

3.2.2 Bauteilversuche

Als Bauteil wird ein Modellbehälter mit annähernd halbelliptischem, sich in Längsrichtung erstreckenden Oberflächenfehler betrachtet. Dieser ist in T-L-Lage des Blechs ausgerichtet. Der in **Bild 3.4** dargestellte Druckbehälter wird mit zwei unterschiedlichen Fehlerkonfigurationen untersucht. Die Fehler werden in Ronden eingebracht, die in den zylindrischen Mantelschuss eingeschweißt werden. Nach dem Schweißvorgang wird spannungsarm gegläht.

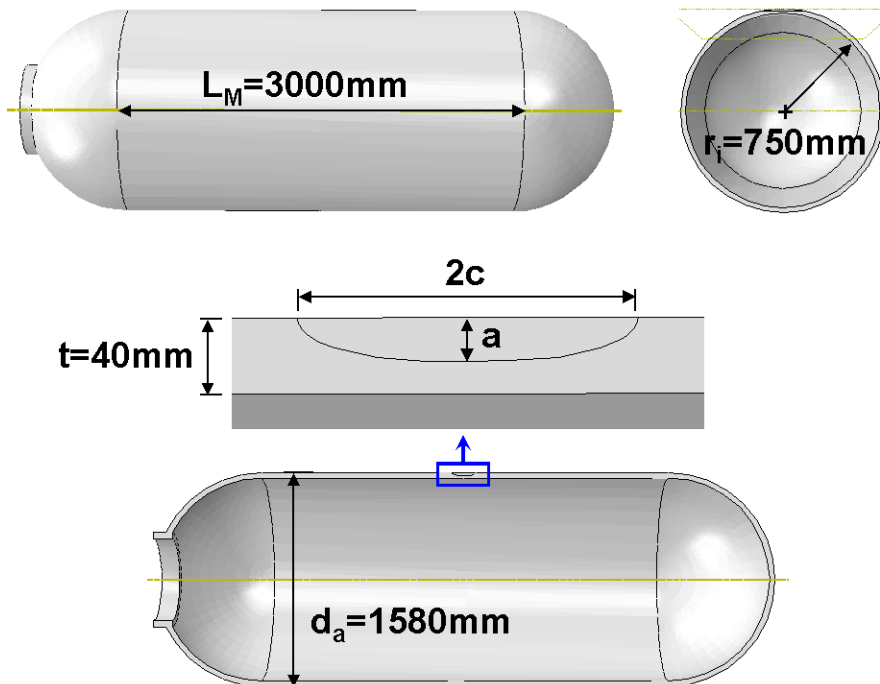


Bild 3.4: Skizze des Versuchsbehälters.

Der Behälter ist aus dem Stahl StE460 gefertigt. Die Ronden sind bei Variante B2 [42] aus dem Stahl 20MnMoNi5-5 und bei Variante B3 [43] aus dem Stahl StE460. Die Fehler werden zunächst mit Scheibenfräsern in Form einer Kerbe eingebracht. Anschließend wird der Behälter mit Wasser als Druckmedium gefüllt und durch pulsierenden Innendruck ein Ermüdungsanriss erzeugt. Die Rissinitiierung sowie die –ausbreitung werden mit Gleichstrom-Potentialsonden erfasst. Diese sind, zusammen mit mehreren Clip-Gages zur Aufweitungsmessung, an der Oberfläche entlang des Risses angebracht. Die wichtigsten Abmessungen sowie Angaben zur Beanspruchung sind in **Tabelle 3.5** aufgelistet. Die tatsächliche Risskontur wird idealisiert als halbe Ellipse mit den Achsenlängen $2a$ und $2c$ angenommen.

Tabelle 3.5: Angaben zu Geometrie und Belastung des Bauteilversuchs nach [43].

	B2 (20MnMoNi5-5)	B3 (StE460)
Innenradius r_i, mm	750	
Länge des zyl. Mantelschusses L_M, mm	3000	
Wanddicke t, mm	40,0	39,8
Risslänge an der Oberfläche $2c$, mm	180,40	192,12
Tiefste Stelle des Risses a, mm	21,60	28,04
Aufweitung (el.+pl.) bei Initiierung v_{ti}, mm	0,64	0,78
Innendruck bei Initiierung P_i, MPa	22,40	20,00
Maximal aufgebrachter Innendruck P_{max}, MPa	24,20	22,36

Bei der Versuchsdurchführung wird der Innendruck P des wassergefüllten Behälters monoton schwellend bis zu dem in Tabelle 3.5 angegebenen Maximalwert P_{max} erhöht. Der Druck bei Rissinitiierung P_i wird anhand der Messschriebe der Potentialsonden bestimmt.

4. Details zu den FE-Modellen

Die Finite-Elemente-Berechnungen werden mit dem Programm *ABAQUS CAE* in der Version 6.8 durchgeführt. Zur Abbildung der Singularität an der Riss Spitze wird die im *Interaction*-Modul von *ABAQUS/Standard* implementierte Methode zur Erzeugung von kollabierten Elementen verwendet. Mit der Variante "*Collapsed element side, duplicate nodes*" wird plastisches Werkstoffverhalten erfasst. Die Position des Mittenknotens auf den Elementkanten wird über "*Singularity: Midside node Parameter: 0.3*" auf knapp ein Drittel der Kantenlänge entfernt von der Riss Spitze gesetzt. Hierdurch kann das durch ein Potenzgesetz beschriebene Verfestigungsverhalten des Werkstoffs abgebildet werden.

Um die großen Spannungs- und Verzerrungsgradienten nahe der Riss Spitze erfassen zu können, ist in diesem Bereich eine sehr feine Elementgröße erforderlich. Durch Anwendung der *Bias*-Funktion wird ausgehend von der Spitze des Risses eine kontinuierliche Vergrößerung der Elemente ermöglicht, wodurch sich die typische, spinnennetzartige Ausbildung des FE-Netzes für Untersuchungen im Bereich von Riss Spitzen ergibt.

Weiterhin spielt auch die Wahl des Elementtyps eine nicht zu vernachlässigende Rolle. Allgemein sollte dies unter Berücksichtigung der üblichen, hinlänglich bekannten numerischen Probleme wie *shear-locking*, *hour-glasing* oder *Inkompatibilität* an den Grenzflächen zweier benachbarter Elemente erfolgen. Maßgebend hierfür sind die Beanspruchung und die Verformungsfigur eines Elementes. Nähere Erläuterungen können z.B. [48] entnommen werden. Für Berechnungen mit (Metall-) Plastizität sind im Handbuch des Programms *ABAQUS* diverse, teils auch widersprüchliche Angaben hinsichtlich des geeigneten Elementtyps zu finden. Im Rahmen dieser Untersuchung werden alle Modelle mit quaderförmigen Volumenelementen und quadratischer Ansatzfunktion erstellt, sog. *C3D20*-Elemente. Hierbei ist zu beachten, dass sich bei plastischer Deformation der Werkstoff nahezu inkompressibel verhält, so dass die Querkontraktionszahl von $\nu_{el}=0,3$ für elastisches sich asymptotisch dem Wert $\nu_{pl}=0,5$ für ideal-plastisches Werkstoffverhalten annähert (Vgl. [2], S.132-134). Dies führt wiederum dazu, dass bei der numerischen Berechnung der Spannungs-Dehnungsbeziehung auf

Grundlage der von Mises'schen Fließhypothese keine eindeutige Lösung für den hydrostatischen Spannungsanteil gefunden werden kann, da dieser hierbei definitionsgemäß keinen Einfluss auf das Fließen hat (vgl. Kapitel 2.1). Bemerkbar macht sich dieser Effekt als Oszillation der Spannungswerte entlang des Ligamentes vor der Risspitze. Dies gilt insbesondere für den Elementtyp *C3D20*. Abhilfe kann die Verwendung von sogenannten Hybridelementen *C3D20H* schaffen. Mit Hybridelementen wird der hydrostatische Spannungsanteil bei der Berechnung gesondert behandelt. Gleichgewicht wird dann unter kombinierter Berücksichtigung von Verschiebung sowie Spannungsanteilen berechnet [49].

4.1 Bruchmechanikproben

Es werden zwei unterschiedliche Typen von Bruchmechanikproben untersucht. Beide sind im Ligamentbereich mit Seitenkerben versehen, deren Öffnungswinkel 45° beträgt. Um die Anzahl der Elemente und somit den Rechenaufwand möglichst klein zu halten, werden bei der Modellierung Symmetrieebenen ausgenutzt. An den Symmetrieebenen werden die Verschiebungen in Richtung der jeweiligen Flächennormalen blockiert. Als Randbedingung wird anstatt einer Last eine Verschiebung eingeprägt. Die Berechnungen werden mit nichtlinearem Werkstoffgesetz durchgeführt. Eine Updated-Lagrange Formulierung wird nicht verwendet (*NLgeom=OFF*), da diese die Abbildung der Singularität erschwert und das Ausrunden der Risspitze, das sogenannte Blunting, beeinflusst.

Für die Generierung eines geeigneten FE-Netzes werden um die Risspitze drei Bereiche, sog. Partitionen, erstellt. Um die Risspitze verläuft zunächst eine halbkreisförmige Partition mit einem Radius von 0,1mm. Hier werden die für die Erzeugung der Singularität erforderlichen *Wedge*-Elemente konzentrisch um die Risspitze angelegt, das heißt, die Kantenlänge eines Elementes entspricht hier dem Radius. Es werden fünf Elemente pro 90° erzeugt. Daran schließt eine zweite, ebenfalls halbkreisförmige Partition mit einem Radius von 1,0mm an. Umschlossen werden diese von einer dritten, rechteckigen Partition mit Kantenlängen von 8,5mm und 17,0mm.

4.1.1 Kompaktzugprobe C(T)25sg

Es werden zwei Symmetrieebenen ausgenutzt und lediglich ein Viertel der Probe abgebildet. Eine Symmetrieebene verläuft entlang der Rissfläche, die zweite teilt die Probe in der Mitte der Dicke B . Anstatt eines Bolzens wird die eigentliche Bohrung als gesonderter, zylinderförmiger Bereich partitioniert, innerhalb dessen *Wedge*-Elemente konzentrisch angeordnet sind. Hierfür wird ein gesondertes, rein elastisches Werkstoffgesetz hinterlegt. Das erzeugte FE-Netz wird in **Bild 4.1** dargestellt.

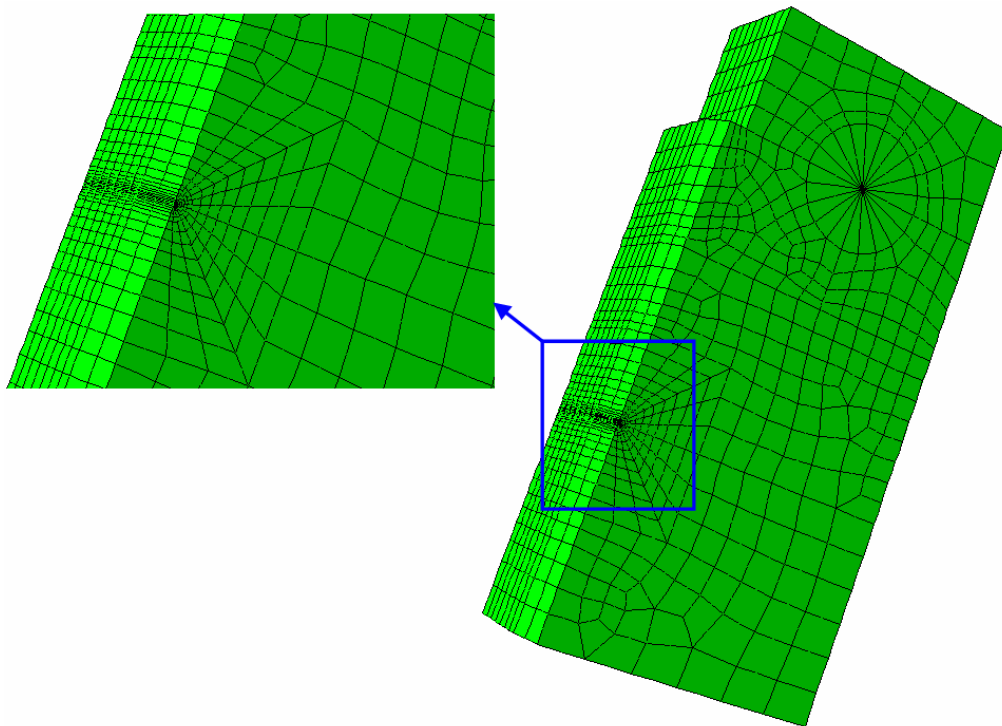


Bild 4.1: FE-Netz der Probe CT25sg.

Eine Verschiebung von 1,5mm wird entlang der Mittellinie der zylindrischen Partition im Bereich der eigentlichen Bohrung aufgebracht, während die anderen beiden Richtungen blockiert sind. In **Bild 4.2** sind die Partitionen sowie Teile die Randbedingungen zu erkennen. In Dickenrichtung wird die Probe in insgesamt 9 Schichten, sogenannte Layer unterteilt.

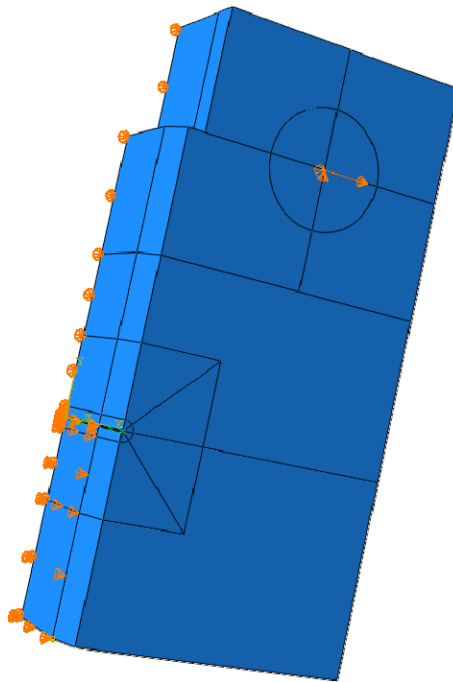


Bild 4.2: Randbedingungen und Partitionen des FE-Modells CT25sg.

4.1.2 Zugprobe M(T)20sg

Es werden drei Symmetrieebenen ausgenutzt und lediglich ein Achtel der Probe abgebildet. Eine Symmetrieebene verläuft in Längs-, eine in Querrichtung entlang der Mittelachsen der Probe, eine weitere halbiert die Probe entlang ihrer Dicke B.

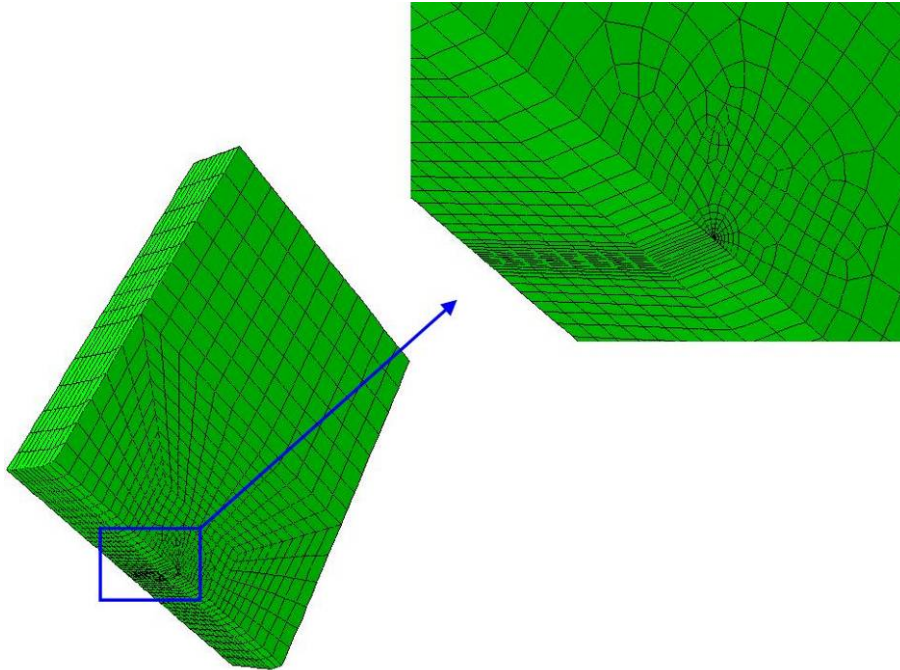


Bild 4.3: FE-Netz der Probe MT20sg.

Wie in **Bild 4.4** durch die Pfeile angedeutet, wird eine Verschiebung von 1mm aufgebracht. Über die Dicke wird die Probe in insgesamt 10 Layer unterteilt.

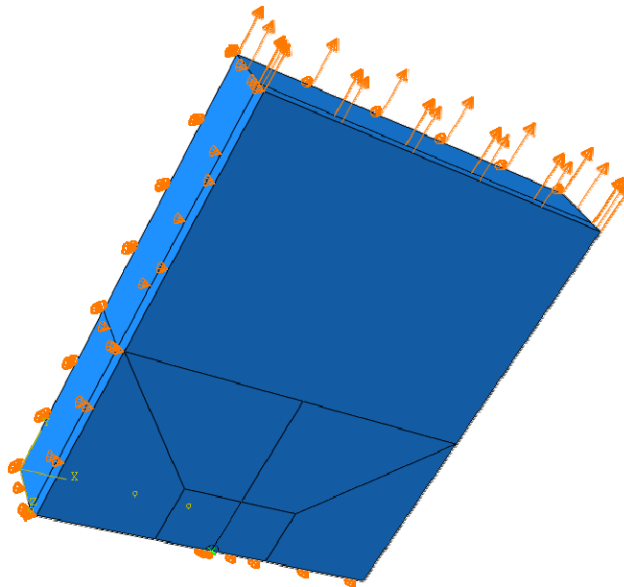


Bild 4.4: Randbedingungen und Partitionen des Modells MT20sg.

4.2 Druckbehälter

Es werden zwei Varianten eines sich in Längsrichtung erstreckenden, halb elliptischen Oberflächenfehlers in einem Druckbehälter untersucht. Hierbei sind die Grundabmessungen des Druckbehälters (vgl. 3.2.2) für beide Varianten gleich. Sie unterscheiden sich jedoch neben den Abmessungen der Halbachsen des eingebrachten Fehlers, der in den FE-Modellen durch eine Ellipse angenähert wird, auch im Werkstoffgesetz.

Zur Reduzierung des Berechnungsaufwandes werden bei der Abbildung des Druckbehälters Vereinfachungen getroffen. Es wird lediglich der zylindrische Mantelbereich betrachtet, die Behälterböden bleiben in der Geometrie des FE-Modells unberücksichtigt. Die entsprechenden Längsspannungen σ_L werden mit der Kesselformel (4.1) berechnet und als zusätzliche Randbedingung berücksichtigt. Hierbei ist D_{innen} der Innendurchmesser des Druckbehälters, s die Wanddicke und P_{innen} der Innendruck:

$$\sigma_L = \frac{D_{\text{innen}}}{4 \cdot s} \cdot P_{\text{innen}} \quad (4.1)$$

Weiterhin werden die Symmetrieebenen in Längs- und Querrichtung ausgenutzt, und lediglich ein Viertel der Mantelschale (180° , halber Umfang) betrachtet. Hierbei wird auch der Bereich des Risses geschnitten. Die Symmetrieebene in Längsrichtung läuft durch die Rissebene. Die Symmetrieebene in Querrichtung halbiert den Riss, so dass nur ein Viertel einer Ellipse als Risskontour abgebildet wird. Als letzte Vereinfachung wird die Mantelschale nochmals entlang der Längsachse in zwei Segmente mit jeweils 90° Umfang geteilt und für die Berechnung lediglich der in **Bild 4.5** dargestellte Teil mit einer Risshälfte berücksichtigt. An den Schnittflächen werden die Verschiebungen in Normalenrichtung blockiert. Als Beanspruchung wirkt der Druck P_{innen} auf der gesamten Innenseite der Mantelfläche des Zylindersegmentes, wodurch auch die oben genannten Längsspannungen erzeugt werden.

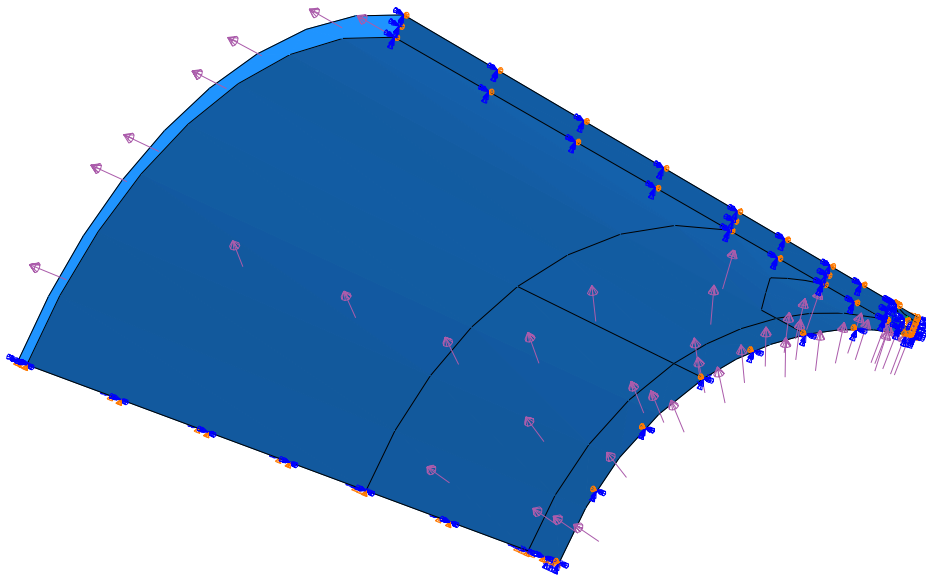


Bild 4.5: FE-Modell des Zylindersegment und Randbedingungen.

Aufgrund der komplexen Geometrie mit gekrümmter Zylinderschale und halb elliptisch verlaufender Rissfront ist eine für die lokale Spannungsanalyse an der Risspitze ausreichend feine Vernetzung kaum möglich. Deshalb werden die Berechnungen des Druckbehälters in zwei Stufen durchgeführt. Zunächst wird ein Modell wie im vorherigen Absatz beschrieben erstellt. Hierbei wird ein Torusstück mit halbkreisförmigem Querschnitt als Partition um die Risspitze angelegt. Dieses Globalmodell wird wie in **Bild 4.6** dargestellt mit einem gröberen Netz versehen. Neben dem nichtlinearen Werkstoffgesetz kommt die Updated-Lagrange Formulierung zur Anwendung ($NLgeom=ON$). Es wird zwar eine Risspitze definiert und das J-Integral berechnet, die Abbildung der Singularität ist hierbei jedoch von untergeordneter Bedeutung (*No degeneracy*).

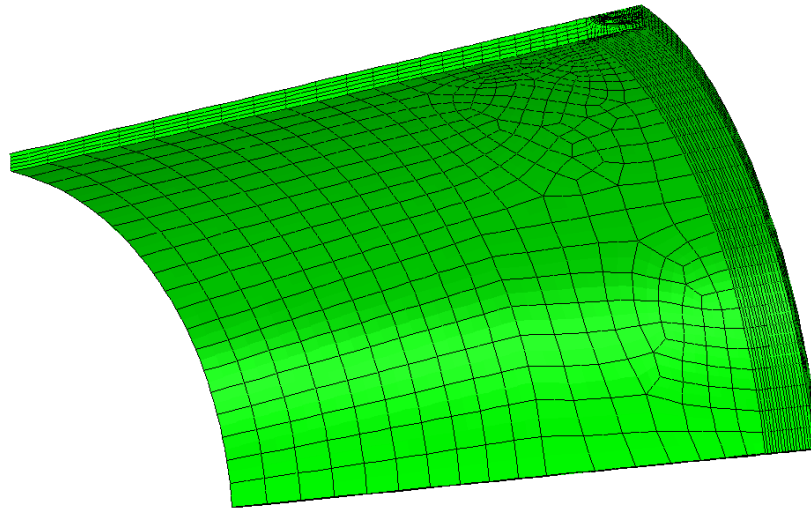


Bild 4.6: FE-Netz des Globalmodells, Variante B2.

In einer zweiten Stufe wird ein Submodell erstellt. Dieses erfasst lediglich den Bereich des Torusstücks um die Risspitze. Das Submodell wird mit einem sehr feinen Netz versehen, um die großen Spannungs- und Verformungsgradienten erfassen zu können. Weiterhin werden einzelne Layer, entlang denen das J-Integral berechnet und die lokale Auswertung vorgenommen wird, weitgehend orthogonal zur Rissfront angelegt. **Bild 4.7** zeigt das vernetzte Submodell des Behälters B2. Als Randbedingung wirkt die Verschiebung des Globalmodells auf der freien Oberfläche des Submodells. Die Berechnung wird mit nichtlinearem Werkstoffgesetz, jedoch ohne Updated-Lagrange Formulierung durchgeführt (*NLgeom=OFF*), da aufgrund der Abbildung der Singularität in Verbindung mit der sehr feinen Vernetzung andernfalls keine Konvergenz der Lösung gefunden werden konnte.

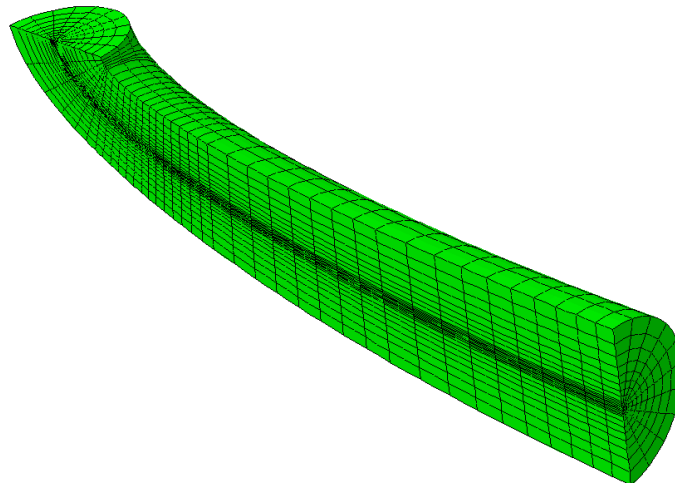


Bild 4.7: FE-Netz des Submodells, Variante B2.

4.2.1 Variante B2 (20MnMoNi5-5)

Die Tiefe des Fehlers beträgt im Maximum $a=21,6\text{mm}$, die Gesamtlänge an der Oberfläche des Druckbehälters $2c=180,4\text{mm}$. Die Werte a und c dienen als Halbachsen für die Ellipse, mit der der Rissverlauf im FE-Modell angenähert wird. Die in der Behältervariante B2 eingeschweißte Ronde, die im Gegensatz zum Behälter nicht aus StE460 besteht, wird durch eine achteckige Partition abgebildet. Ein Viertel dieser Partition, welcher die Werkstoffdaten des Stahls 20MnMoNi5-5 zugewiesen wird, ist im Ausschnitt des in **Bild 4.8** dargestellten Eckbereiches des Globalmodells zu erkennen. Weiterhin sieht man die halbkreisförmige Partition entlang des Risses. Diese dient als Abgrenzung für den Bereich des Submodells und hat einen Radius von $r=10\text{mm}$.

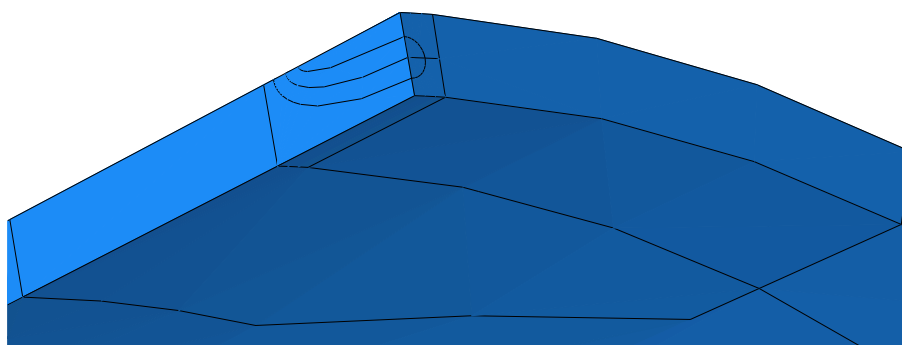


Bild 4.8: Partition im Bereich des Risses, Globalmodell Variante B2.

Da die Auswertung des lokalen Beanspruchungszustandes an der Rissspitze am Submodell stattfindet, ist dort eine sehr feine Vernetzung erforderlich. Hierfür sind diverse Einteilungen in Partitionen unumgänglich. Für die Abbildung der Singularität an der Rissspitze müssen um diesen Bereich keilförmige *Wedge*-Elemente konzentrisch angeordnet werden. Dazu wird entlang des Rissverlaufs eine halbkreisförmige Partition mit einem Radius von 0,2mm erstellt. Dieser Radius entspricht somit der Kantenlänge der ersten Elementreihe am Riss. Ein kleinerer Radius ist aufgrund der starken Krümmung kurz vor Austritt des Fehlers an der Oberfläche nicht möglich. Hieran schließt sich eine zweite, ebenfalls halbkreisförmige Partition mit einem Radius von 1,0mm an. Weiterhin muss das Submodell in einzelne Abschnitte unterteilt werden, um eine weitgehend orthogonale Anordnung der Layer zur Rissfront zu gewährleisten. Entlang dieser Layer wird sowohl das J-Integral berechnet als auch die Auswertung der Beanspruchungsgrößen vorgenommen. **Bild 4.9** zeigt das unterteilte Submodell.

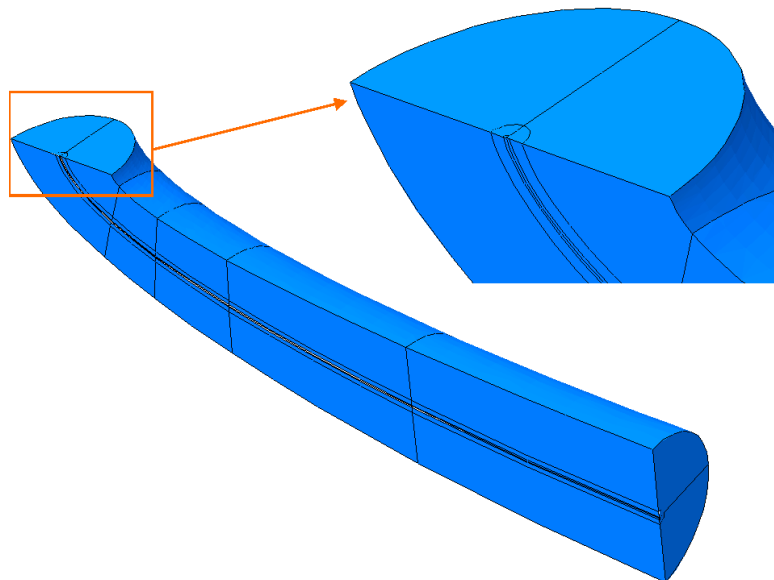


Bild 4.9: Partitionen am Submodell, Variante B2.

4.2.2 Variante B3 (StE460)

Für die Variante B3 beträgt die Tiefe des Fehlers im Maximum $a=28,04\text{mm}$ und die Gesamtlänge an der Oberfläche $2c=192,12\text{mm}$. Für den ganzen in **Bild 4.10** dargestellten Bereich werden die Werkstoffparameter des Stahls StE460 hinterlegt.

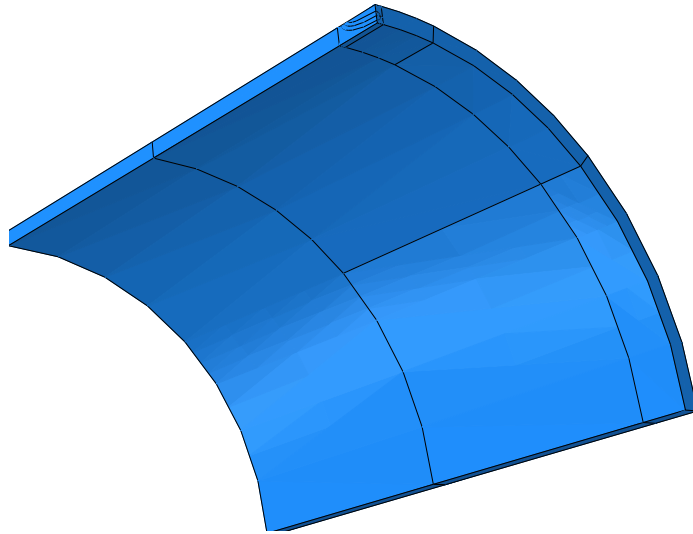


Bild 4.10: Partitionen des Globalmodells, Variante B3.

Aufgrund der größeren Halbachsen a und c der Ellipse, durch die der Rissverlauf angenähert wird, ist ihre Krümmung geringer als bei dem Modell der Variante B2. Hierdurch ist es möglich, einen Radius für die erste Partition um die Risspitze im Submodell von $r=0,1\text{mm}$ zu wählen. Die weitere Unterteilung erfolgt wie bereits für das Submodell von Variante B2 beschrieben.

5. Berechnungsergebnisse

Neben der Geometrie sind auch die Werkstoffparameter wichtiger Bestandteil der Eingabedaten eines FE-Modells. Diese können entscheidenden Einfluss auf das Ergebnis der Simulation haben. Im hier betrachteten Fall bietet das Programm ABAQUS zwei Möglichkeiten, die Daten für das Werkstoffgesetz des Stahls einzugeben. Üblicherweise wird neben dem Elastizitätsmodul E , der Streckgrenze σ_y und der Querkontraktionszahl ν der plastische Teil des Werkstoffverhaltens multi-linear angenähert und in tabellarischer Form als Wertepaare wahre Spannung und wahre plastische Dehnung $\sigma_w - \varepsilon_{w,pl}$ eingegeben. Die einfachere und elegantere Variante jedoch ist die in ABAQUS implementierte Möglichkeit, anstatt einer Fließkurve lediglich die Parameter der Ramberg-Osgood-Gleichung einzugeben. Grundlage hierfür ist die plastische Deformationstheorie, die auch als Basis für die Entwicklung der unter Kapitel 2.3.3 vorgestellten Constraint-Theorie der elastisch-plastischen Bruchmechanik diente. Diese Variante hat den Vorteil, dass nicht eine multi-lineare Kurve mit endlichen Wertepaaren eingegeben, sondern eine stetige Funktion definiert wird, anhand der das Werkstoffverhalten abgebildet wird. Hierdurch ist auch die potentielle Gefahr gebannt, dass durch ein Überschreiten der hinterlegten Spannung-Dehnung-Werte im weiteren Verlauf dann ein idealplastisches Werkstoffverhalten in der Simulation angenommen wird. Die Auswirkung bei der Anwendung der beiden unterschiedlichen Möglichkeiten auf das Simulationsergebnis wird zunächst sowohl für die Bruchmechanikproben als auch für die Druckbehälter untersucht.

Im Folgenden wird die Auswertung der Berechnungen vorgestellt. Es werden die berechneten Ergebnisse Last-Aufweitung den im Versuch gemessenen Werten gegenüber gestellt, um die Abbildungsgenauigkeit des FE-Modells bewerten zu können. Die weitere, lokale Auswertung an der Risspitze beschränkt sich dann auf die Darstellung der Ergebnisse der FE-Berechnung. Die Auswertung erfolgt entlang festgelegter Pfade im Ligament mit der Risspitze als Startpunkt. Hierfür wird der deformierte Zustand (*deformed*) und der hierauf bezogenen wahre Abstand (*true distance*) von der Risspitze gewählt.

5.1 Bruchmechanikproben

5.1.1 Globale Auswertung

Der Vergleich der globalen Werte für das Modell der Probe C(T)25sg zwischen Versuch und Simulation ist in **Bild 5.1** dargestellt. Die Last F ist über der Aufweitung in der Lasteinleitungslinie v_{LL} unter Verwendung der Fließkurven nach Hollomon und Ramberg-Osgood aufgetragen. Da für den Werkstoff StE460 keine entsprechenden Versuchsdaten zur Verfügung stehen, beschränkt sich die Überprüfung der Abbildungsgenauigkeit der FE-Simulation auf den hier dargestellten Versuch mit dem Stahl 20MnMoNi5-5. Die Initiierung wurde nicht erfasst.

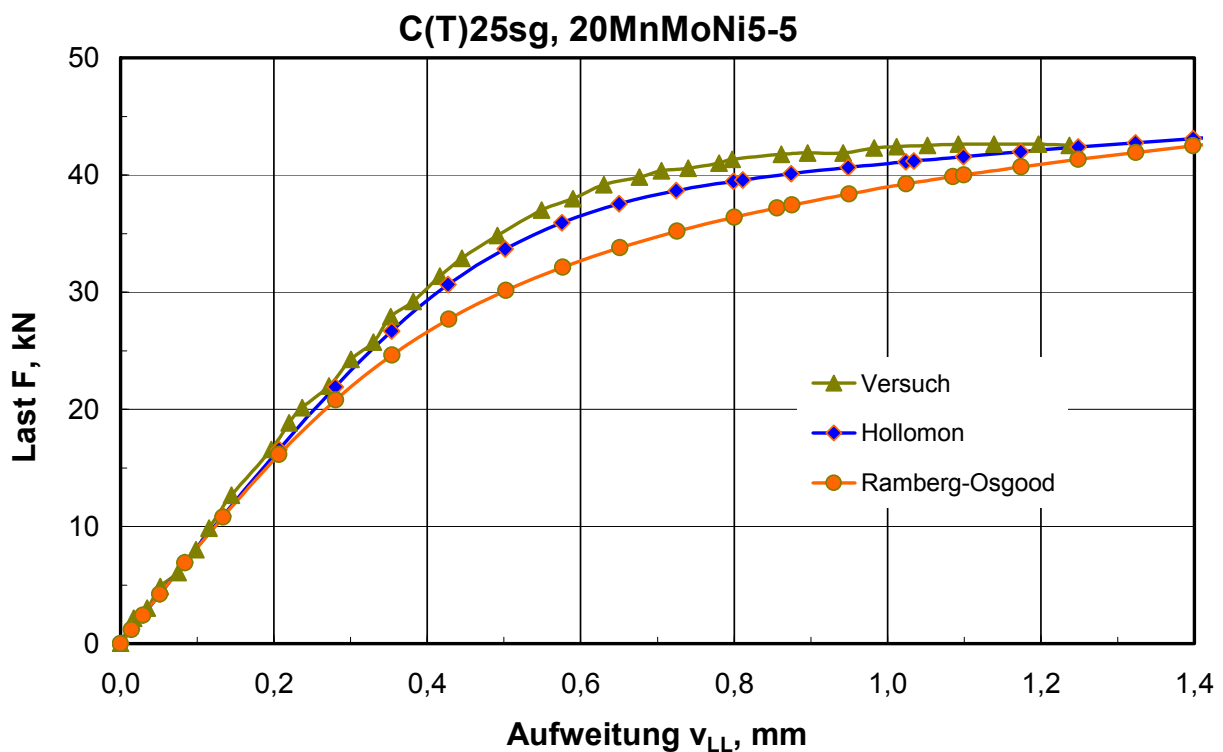


Bild 5.1: Vergleich zwischen Versuch und Simulation, Kompaktzugprobe C(T)25sg.

Die obere Kurve mit den Messwerten des Versuchs wird von den Ergebnissen der FE-Simulationen nicht ganz erreicht. Es zeigt sich, dass die Abbildung des Werkstoffgesetzes nach Ramberg-Osgood zu größeren Abweichungen führt. Zwar

wird der lineare Anfangsbereich mit beiden Varianten der Fließkurvenapproximation richtig erfasst, mit der Approximation nach Ramberg-Osgood beginnt der Übergang in den plastischen Bereich jedoch deutlich früher. Mit der Fließkurve nach Hollomon wird der Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich weitaus genauer wiedergegeben, die Annäherung an die Messwerte gelingt im gesamten dargestellten Verlauf der Kurve besser. Während die maximale Abweichung in der Last hier unter $\Delta P=2\text{kN}$ und damit weniger als 5% liegt, ergeben sich bei den Werten nach Ramberg-Osgood Abweichungen von über 5 kN oder mehr als 14%.

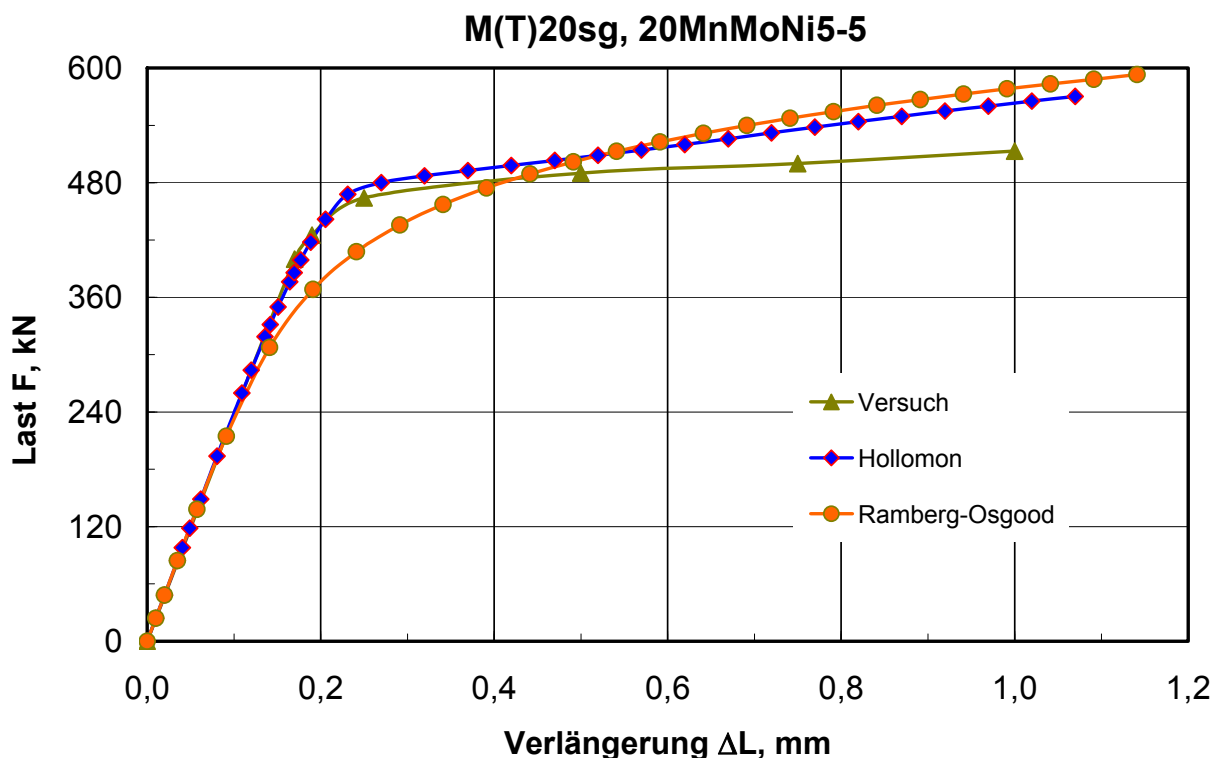


Bild 5.2: Vergleich zwischen Versuch und Simulation, Zugprobe M(T)20sg.

Auch bei dem in **Bild 5.2** dargestellten Versuch mit der Zugprobe M(T)20sg aus 20MnMoNi5-5 wurde die Initiierung nicht erfasst. Der linear-elastische Anfangsbereich der Belastung wird von beiden Varianten sehr gut erfasst. Abermals beginnt der Übergang in den plastischen Bereich unter Verwendung der Fließkurve nach Ramberg-Osgood deutlich früher als im Versuch gemessen. Hier verlässt die Kurve bereits bei ca. $F=260\text{kN}$ den linearen Anstieg, im Versuch beginnt die Plastifizierung hingegen erst bei ca. $F=430\text{kN}$. Der gesamte Übergangsbereich wird

nicht gut angenähert. Während sich im Versuch ein scharfes Abknicken der Kurve und fast bilineares Verhalten zeigt, stellt sich mit dem Werkstoffgesetz nach Ramberg-Osgood ein gleichmäßiger Verlauf ein. Das Ergebnis mit der Fließkurve nach Hollomon hingegen erfasst diesen Übergang sehr gut. Auch der plastische Bereich wird anfänglich gut angenähert, wohingegen mit Zunahme der Verlängerung Messwerte und Simulationsergebnis divergieren. Dies ist vor allem auf die sich im Versuch einstellende Rissverlängerung zurück zu führen, die in der FE-Rechnung nicht berücksichtigt wird. Deshalb beschränkt sich der Vergleich der Werte im Folgenden auf den Bereich der Verlängerung bis $\Delta L=0,4\text{mm}$, ab dem mit großer Wahrscheinlichkeit bereits Rissinitiation stattfindet. Die größte Abweichung unter Verwendung des Hollomon-Ansatzes stellt sich nach dem Übergang in den plastischen Bereich ein, sie beträgt mit ca. $\Delta F=15\text{kN}$ nicht mehr als 3%. Mit Ramberg-Osgood hingegen treten Abweichungen in einer Größenordnung von bis zu $\Delta F=50\text{kN}$ oder über 11% auf.

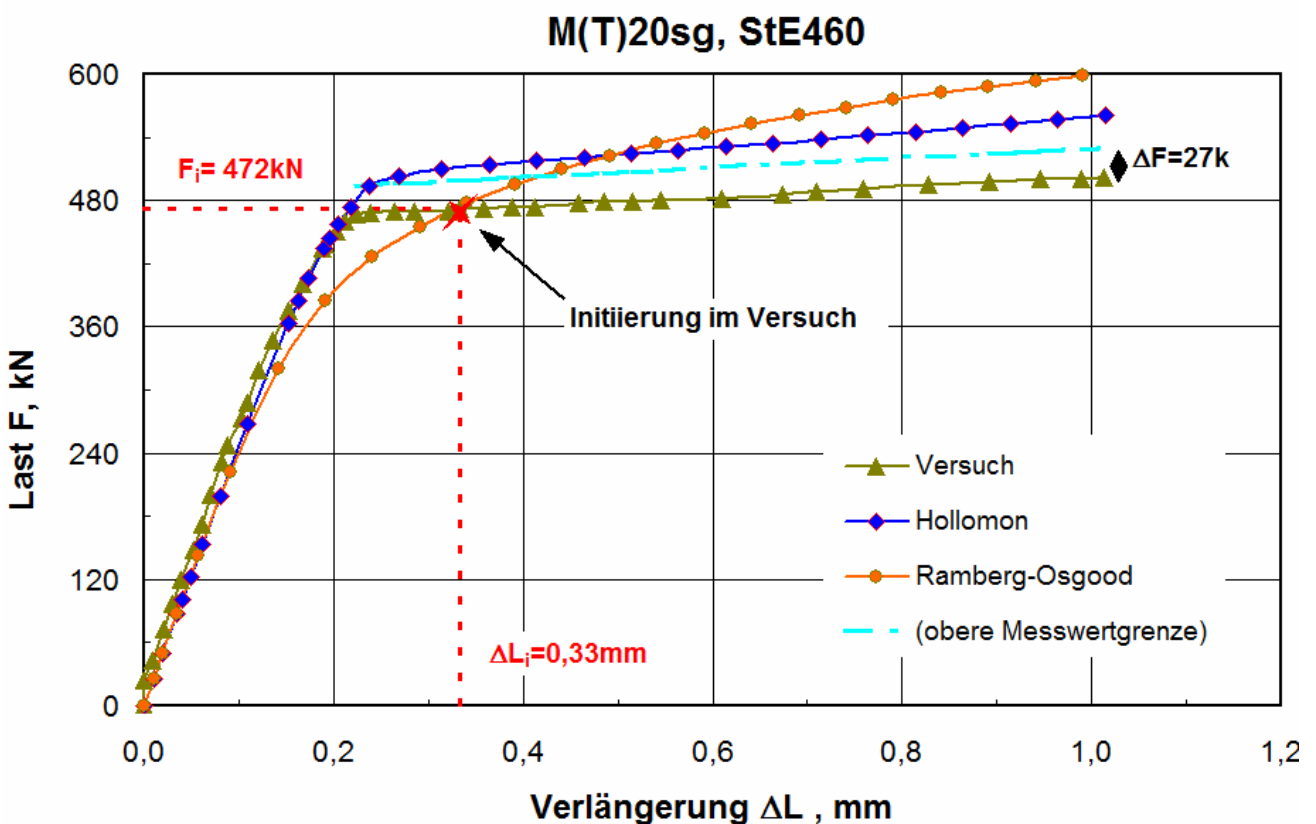


Bild 5.3: Vergleich zwischen Versuch und Simulation, Zugprobe M(T)20sg.

Bei dem Versuch mit der Zugprobe M(T)20sg aus Werkstoff StE460 wurde die Initiierung mit der Gleichstrompotentialsonde erfasst und entsprechend in **Bild 5.3** eingetragen. Wie bereits zuvor diskutiert ist auch hier festzustellen, dass das nahezu bi-lineare Verhalten im Versuch durch die Simulation unter Verwendung der Fließkurve nach Ramberg-Osgood nicht wiedergegeben werden kann. Der Beginn plastischer Verformung liegt hier bei ca. $F=300\text{kN}$, wohingegen im Versuch erst ab ca. $F=460\text{kN}$ der Übergang zum plastischen Bereich beginnt. Mit der Fließkurve nach Hollomon hingegen gibt die Simulation den Verlauf der Messwerte sehr gut wieder. Sowohl der Knick beim Übergang in den plastischen Bereich als auch der Verlauf im linearen und plastischen Teil des Versuchs werden qualitativ gut erfasst. Allerdings wird die erreichte Last etwas überschätzt. Der in Bild 5.3 dargestellte Versuch stellt zwar die untere Grenze in einer Serie von Versuchen mit der Probenform M(T)20sg dar, jedoch wird auch die obere Grenze der gemessenen Werte, die im plastischen Bereich um ungefähr $\Delta F=27\text{kN}$ höher liegen als der hier gezeigte Verlauf, in der Simulation überschritten. Die Abweichung beträgt bezogen auf den dargestellten Versuch ca. $\Delta F=43\text{kN}$ oder 9%, bezogen auf die obere Messwertgrenze jedoch lediglich bis zu ca. $\Delta F=17\text{kN}$ oder etwas über 3%. Das Ergebnis der Berechnung mit der Fließkurve nach Hollomon zeigt eine bessere Annäherung an den Versuch, insbesondere auch weil hierdurch das Probenverhalten genauer wiedergegeben wird.

Aufgrund des Vergleichs der Messwerte aus den Versuchen mit den globalen Werten der FE-Simulation wird im weiteren Verlauf für die Berechnung bei beiden Werkstoffen die Fließkurve nach Hollomon für die Beschreibung des Werkstoffverhaltens verwendet. Bei Anwendung der Fließkurven nach Ramberg-Osgood wird das Verfestigungsverhalten nur unzureichend wiedergegeben, und es tritt eine zu große Aufweitung auf.

5.1.2 Lokale Auswertung

Die lokale Auswertung beschränkt sich auf den Bereich der Symmetrieebene, wo die Tendenz zum ebenen Dehnungszustand herrscht. Der erste Knoten bleibt hierbei unberücksichtigt. Als Bestandteil der Risspitze ist der ermittelte Wert hier stark von der Art der eingepprägten Singularität beeinflusst und nicht repräsentativ. Zudem befindet sich die Prozesszone, in der die eigentliche Werkstoffschädigung

stattfindet, nicht direkt an der Risspitze, sondern leicht ins Ligament verschoben. Dies ist insbesondere auf die dort vorhandene, größere Mehrachsigkeit zurück zu führen. Somit sind Werte direkt an der Risspitze von untergeordneter Bedeutung, da an der freien Oberfläche ein ebener Spannungszustand herrscht.

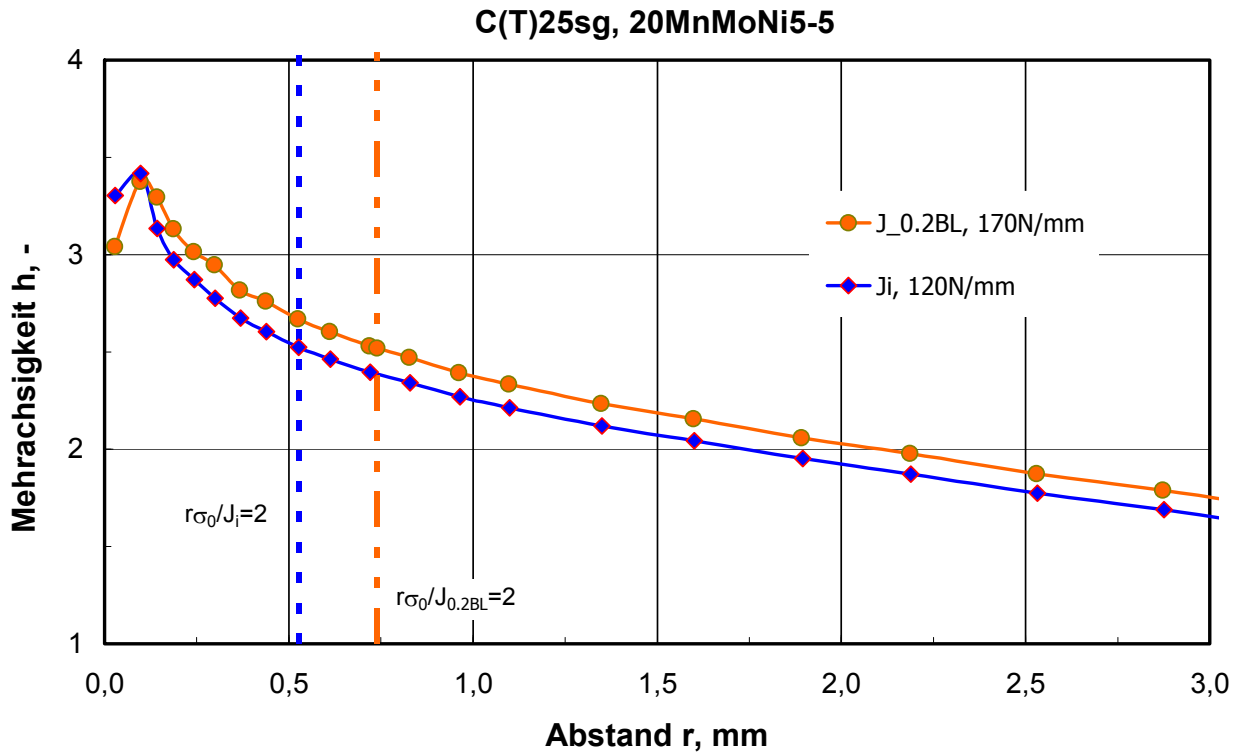


Bild 5.4: Mehrachsigkeit im Ligament, Kompaktzugprobe.

In **Bild 5.4** ist der Verlauf der Mehrachsigkeit im Ligament der Probe C(T)25sg für den Vergütungsstahl 20MnMoNi5-5 dargestellt. Während das erreichte Maximum an der Risspitze nahezu unbeeinflusst von der Höhe der Risspitzenbelastung J ist, kann für den weiteren Verlauf ein leichter Anstieg der Mehrachsigkeit beim Übergang von J_i auf $J_{0.2BL}$ festgestellt werden. Die Erhöhung der Risspitzenbelastung um $\Delta J=50\text{N/mm}$ führt jedoch lediglich zu einer Zunahme der Mehrachsigkeit um im Mittel ca. $\Delta h=0,15$ oder knapp 6%.

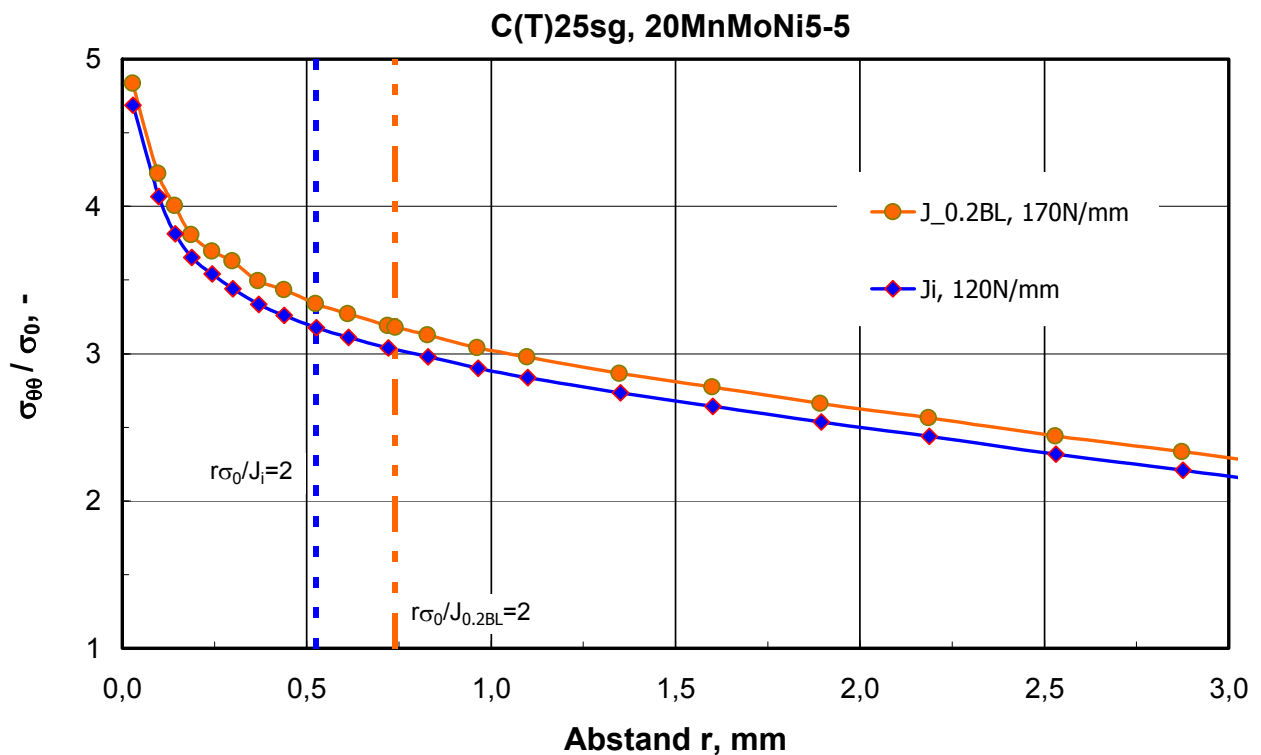


Bild 5.5: Normierte Rissöffnungsspannung ($\Theta=0$) im Ligament, Kompaktzugprobe.

Hinsichtlich der Rissöffnungsspannung ist **Bild 5.5** zu entnehmen, dass durch den Übergang von J_i auf $J_{0.2BL}$ die gesamte Kurve etwas angehoben wird und auch der Maximalwert im Rissspitzenbereich ansteigt. Der Unterschied liegt mit ca. $\Delta\sigma_{\Theta\Theta}=60\text{MPa}$ weniger als 5% und ist gering.

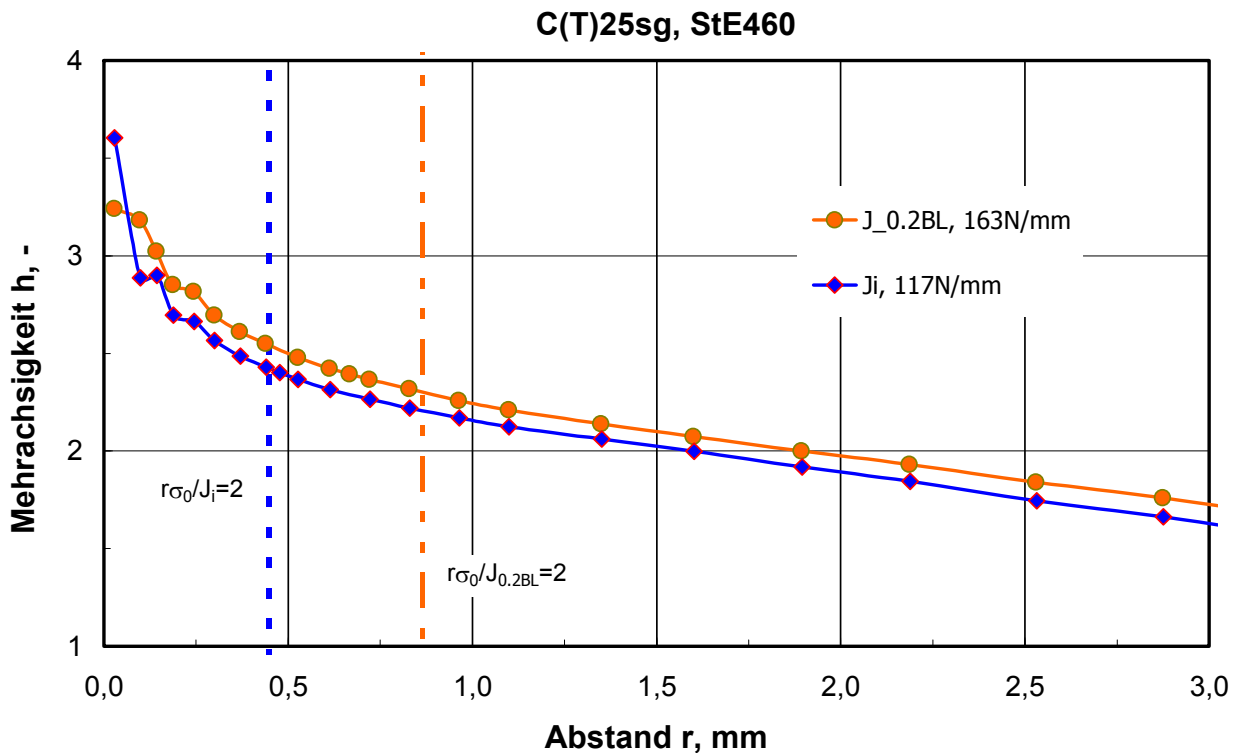


Bild 5.6: Mehrachsigkeit im Ligament, Kompaktzugprobe.

Für den Stahl StE460 gibt **Bild 5.6** den Verlauf der Mehrachsigkeit h im Ligament wieder. Nahe der Risspitze wird die höchste Mehrachsigkeit bei der Risspitzenbelastung J_i ermittelt. Hierbei ist jedoch unklar, ob es sich lediglich um ein numerisches Artefakt aufgrund der Nähe zur Singularität handelt. Dafür spricht insbesondere, dass der darauf folgende Wert stark abfällt und im weiteren Verlauf mit einem deutlichen Abstand unterhalb der Ergebnisse bei $J_{0.2BL}$ verläuft. Somit führt die Erhöhung der Risspitzenbelastung zu einem Anstieg von h . Insgesamt liegt die Mehrachsigkeit hier jedoch niedriger als bei dem Stahl 20MnMoNi5-5.

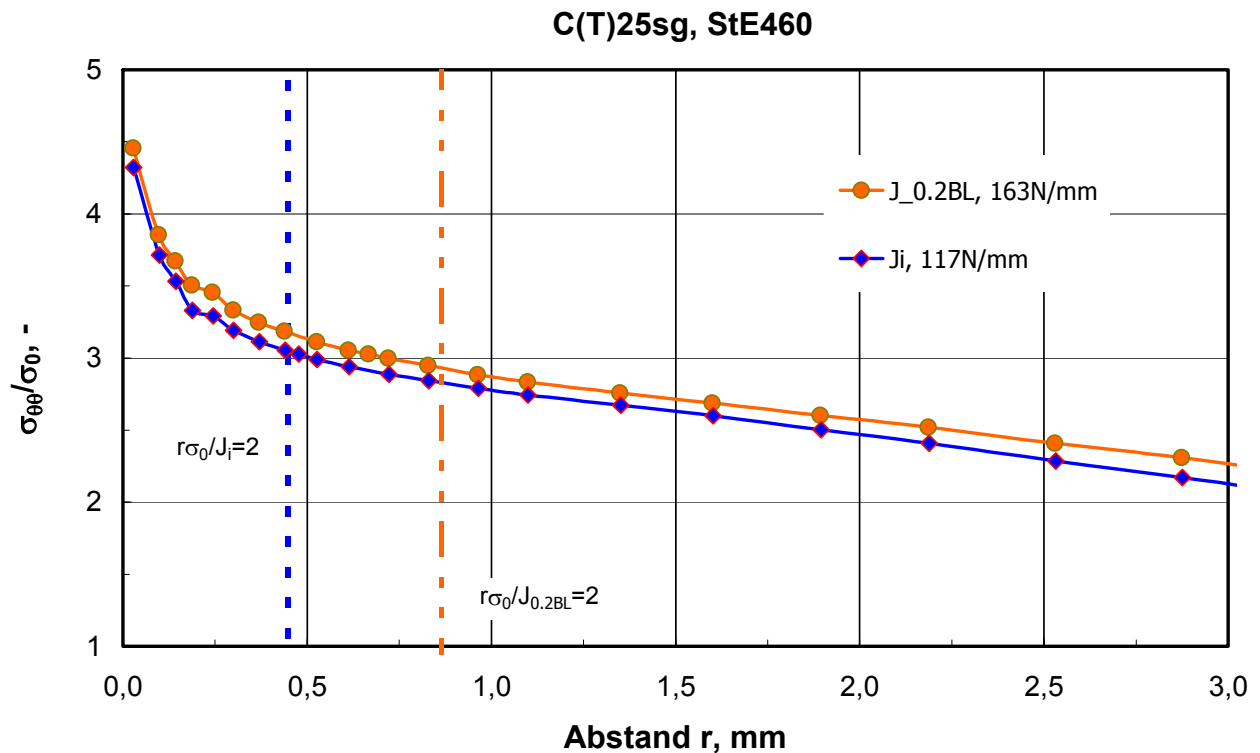


Bild 5.7: Normierte Rissöffnungsspannung ($\Theta=0$) im Ligament, Kompaktzugprobe.

Anhand des Verlaufs der Rissöffnungsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ in **Bild 5.7** ist ebenfalls eine Abhängigkeit von der Risspitzenbelastung erkennbar. Mit steigendem J-Wert nimmt auch die Rissöffnungsspannung zu. Diese Tendenz korreliert mit der Entwicklung der Mehrachsigkeit. Die durch h ausgedrückte größere Dehnungsbehinderung bei $J_{0.2BL}$ führt aufgrund der Behinderung des Verformungsvermögens zu einem Anstieg der Rissöffnungsspannung.

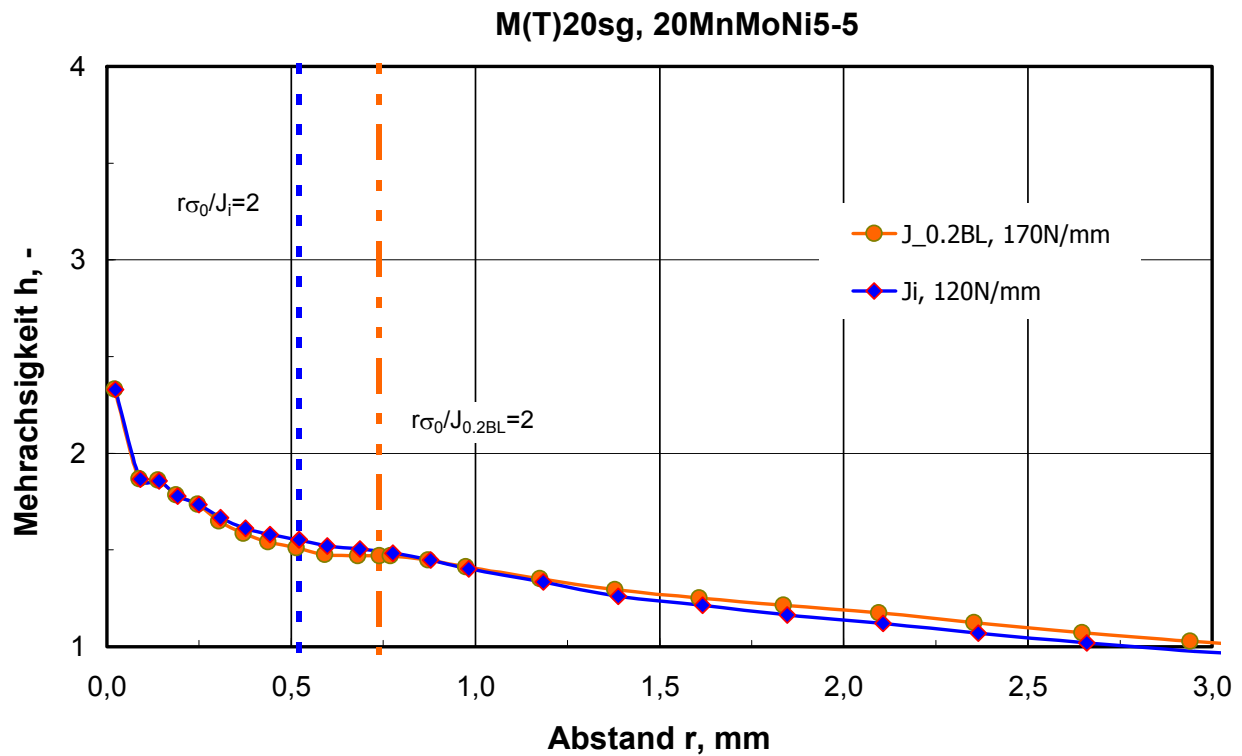


Bild 5.8: Mehrschichtigkeit im Ligament, Zugprobe.

In der Zugprobe M(T)20sg tritt eine um etwa Faktor 2 niedrigere Mehrschichtigkeit auf als in der Kompaktzugprobe. Zudem macht **Bild 5.8** deutlich, dass ein Einfluss auf die Mehrschichtigkeit h durch den Übergang von Risspitzenbelastung J_i auf $J_{0.2BL}$ mit der Probe M(T)20sg für den Vergütungsstahl marginal ist. Insbesondere im Anfangsbereich nahe der Risspitze sind die Verläufe der Kurven nahezu deckungsgleich. Lediglich um den Abstand $r=0,5$ mm lässt sich erkennen, dass mit $J_{0.2BL}$ die Mehrschichtigkeit etwas abfällt. Diese Tendenz ist insbesondere vor dem Hintergrund der Ergebnisse der Probe C(T)25sg so nicht zu erwarten; dort hat die höhere Risspitzenbelastung klar eine größere Mehrschichtigkeit zur Folge. Die Abweichung ist allerdings sehr gering, und kann vernachlässigt werden.

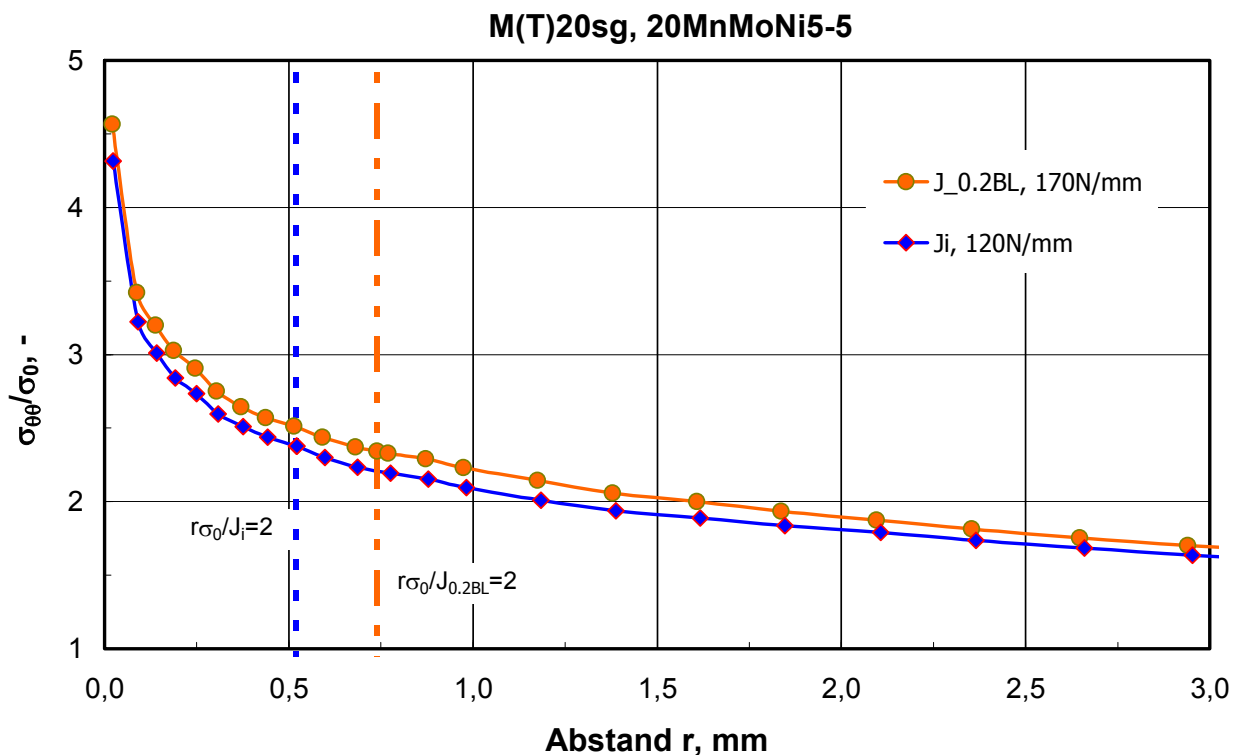


Bild 5.9: Normierte Rissöffnungsspannung ($\Theta=0$) im Ligament, Zugprobe.

Der Verlauf der Rissöffnungsspannung $\sigma_{\Theta\Theta}$ zeigt in **Bild 5.9**, dass bei $J_{0.2BL}$ höhere Werte erreicht werden. Es wird jedoch auch hier deutlich, dass im Vergleich zur Probe C(T)25sg die Beanspruchung insgesamt geringer ausfällt. Zwar entsprechen die Maximalwerte an der Risspitze etwa denen der Kompaktzugprobe; jedoch fallen die Werte anschließend weitaus schneller ab, so dass die Kurve erheblich flacher abklingt und insgesamt zu niedrigeren Werten verschoben ausläuft.

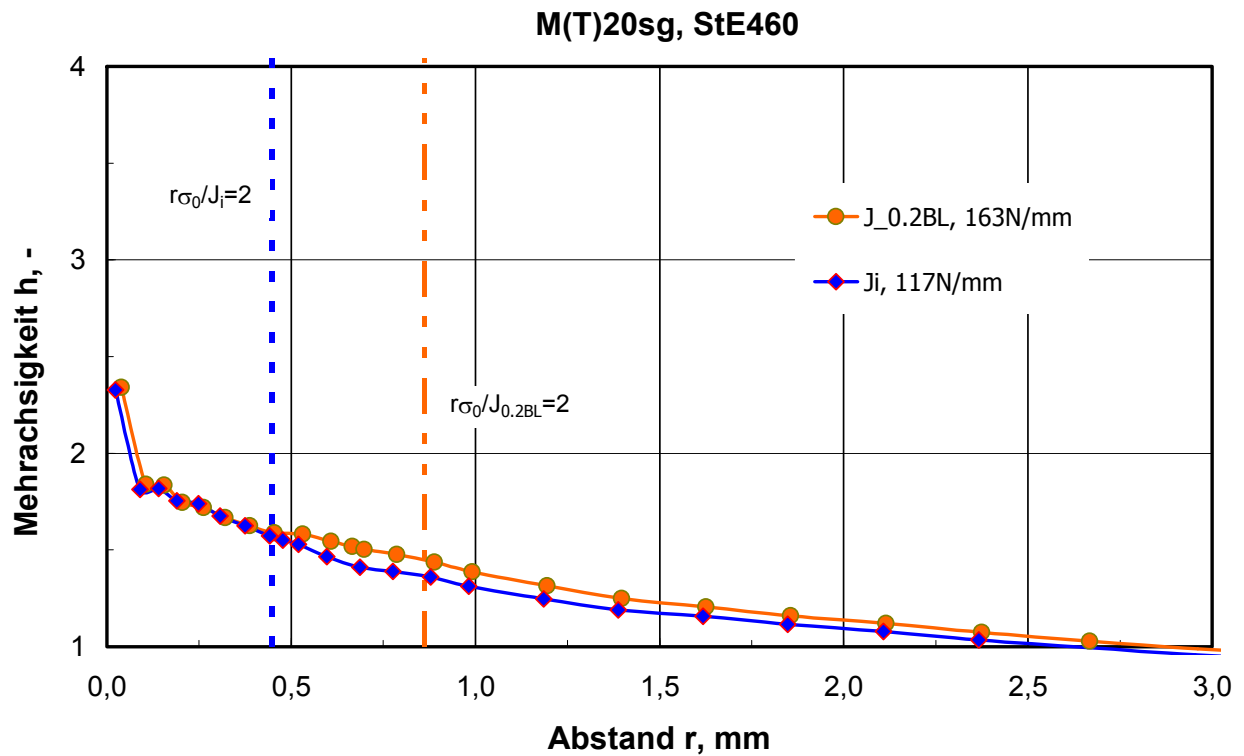


Bild 5.10: Mehrschichtigkeit im Ligament, Zugprobe.

Bei der Mehrschichtigkeit ist auch für den Stahl StE460 zumindest bis zu einem Abstand von $r=0,5\text{mm}$ kein signifikanter Einfluss aus der Erhöhung der Risspitzenbelastung von J_i auf $J_{0.2BL}$ ersichtlich. Wie in **Bild 5.10** zu entnehmen, steigt mit $J_{0.2BL}$ jedoch im weiteren Verlauf entlang des Ligamentes die Mehrschichtigkeit verglichen mit J_i an. Dieser Unterschied fällt etwas größer aus als beim Vergütungsstahl 20MnMoNi5-5 und erreicht bei ca. $r=0,7\text{mm}$ mit ungefähr $\Delta h=0,13$ bis zu 9%. Ein maßgeblicher Einfluss auf die Rissbildung ist hierdurch jedoch nicht zu erwarten, da dieser Bereich außerhalb der eigentlichen Prozesszone an der Risspitze liegt, in der die Werkstoffschädigung stattfindet.

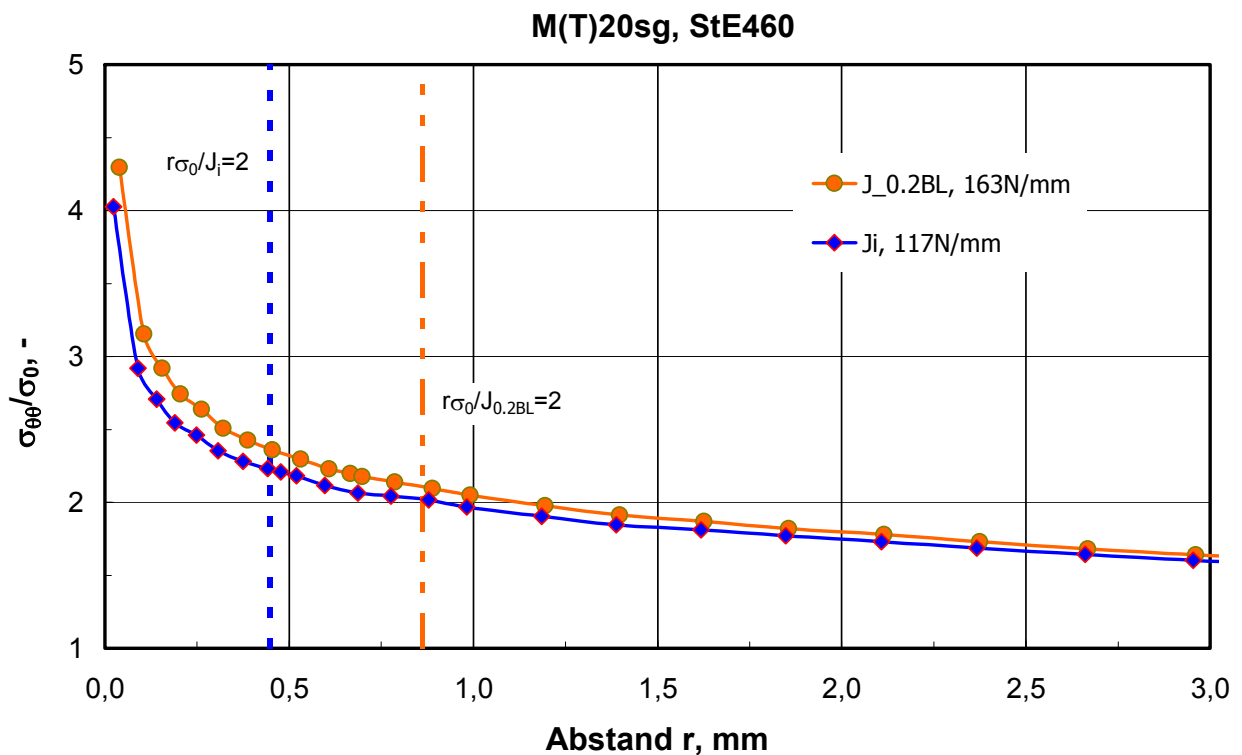


Bild 5.11: Normierte Rissöffnungsspannung ($\Theta=0$) im Ligament, Zugprobe.

Der Verlauf der Rissöffnungsspannung ist in **Bild 5.11** dargestellt. Für $J_{0.2BL}$ werden höhere Werte für $\sigma_{\Theta\Theta}$ ermittelt. Wie schon bei der Kompaktzugprobe mit StE460 diskutiert ist auch hier zu erkennen, dass die Unterschiede im Anfangsbereich von ungefähr $r=0,15\text{mm}$ bis $r=0,65\text{mm}$ deutlicher ausfallen. Der Unterschied in der Rissöffnungsspannung erreicht bei ca. $r=0,2\text{mm}$ mit fast $\Delta\sigma_{\Theta\Theta}=130\text{MPa}$ bis zu 11%. Somit kann auf eine stärker ausgeprägte Spannungumlagerung im Nahfeldbereich der Risspitze bei J_i geschlossen werden.

Tabelle 5.1: Lokale Auswertung an der Stelle $r\sigma_0/J=2$, C(T)25sg.

Werkstoff	J, N/mm	$\sigma_{\theta\theta,(\theta=0),r}$, MPa	$h, ---$	$\varepsilon_{v,pl}, \%$
20MnMoNi5-5	$J_{i, CT}=120$	1463	2,53	0,36
	$J_{0,2BL, CT}=170$	1462	2,52	0,45
StE460	$J_{i, CT}=117$	1483	2,4	0,35
	$J_{0,2BL, CT}=163$	1483	2,4	0,43

Im Sinne der klassischen mehrparametrischen Bruchmechanik sind vor allem die lokalen Werte im Abstand $r=2J/\sigma_0$ von Bedeutung, wo die jeweils angreifende Risspitzenbelastung J und die Streck- oder Dehngrenze des Werkstoffs die Position der Auswertung im Ligament festlegen. Die entsprechenden Ergebnisse sind für die Probe C(T)25sg in **Tabelle 5.1** und für die Probe M(T)20sg in **Tabelle 5.2** zusammengestellt. Ein Vergleich dieser Werte macht wieder deutlich, dass die Dehnungsbehinderung in der Kompaktzugprobe wesentlich größer ist als in der Zugprobe. Die Werte der Rissöffnungsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ sind für die Probe C(T)25sg um rund 40% größer, und die Mehrachsigkeit h liegt im Schnitt um mehr als 50% höher als bei der Probe M(T)20sg.

Tabelle 5.2: Lokale Auswertung an der Stelle $r\sigma_0/J=2$, M(T)20sg.

Werkstoff	J, N/mm	$\sigma_{\theta\theta,(\theta=0),r}$, MPa	$h, ---$	$\varepsilon_{v,pl}, \%$
20MnMoNi5-5	$J_{i, CT}=120$	1093	1,55	1,59
	$J_{0,2BL, CT}=170$	1078	1,47	1,74
StE460	$J_{i, CT}=117$	1083	1,55	1,37
	$J_{0,2BL, CT}=163$	1076	1,52	1,74

5.2 Druckbehälter

Für die unter Kapitel 4.2 beschriebenen Modelle wird eine Berechnung mit der Fließkurve nach Hollomon sowie unter Verwendung der Parameter aus der Ramberg-Osgood Gleichung durchgeführt. Der Vergleich der berechneten globalen Werte Innendruck P über der Aufweitung v mit den entsprechenden im

Bauteilversuch gemessenen Werten soll eine Einschätzung der Abbildungsgenauigkeit ermöglichen.

Die in **Bild 5.12** dargestellten Ergebnisse für Behälter B2 machen deutlich, dass bei Verwendung der Daten des Ramberg-Osgood Gesetzes keine zufriedenstellende Annäherung an die Ergebnisse des Bauteilversuchs erreicht wird. Mit einem Innendruck von rund $P=19\text{MPa}$ erreicht die Simulation deutlich früher die im Versuch gemessene Aufweitung bei Initiierung v_i . Bezogen auf das Erreichen des Initiierungsdruckes $P_i=22,4\text{MPa}$ des Versuchs liegt zwischen gemessener und berechneter Aufweitung der Faktor zwei. Unter Verwendung der Fließkurve nach Hollomon hingegen wird insbesondere im Bereich der Initiierung eine sehr gute Übereinstimmung gefunden, die im nachfolgenden Unterkapitel 5.2.1 noch näher diskutiert wird.

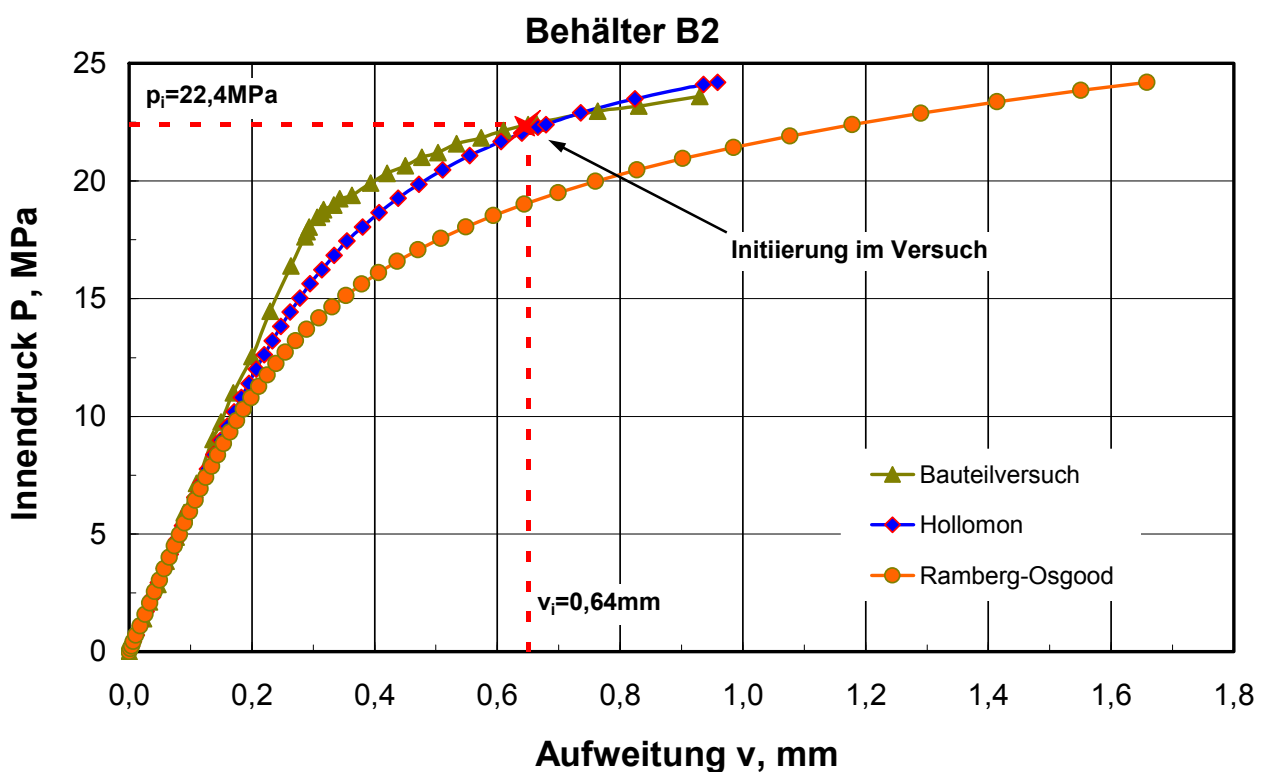


Bild 5.12: Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten des Versuchs B2.

Ein Vergleich der Ergebnisse für Behälter B3 mit dem Versuch in **Bild 5.13** zeigt, dass auch hier mit dem Werkstoffgesetz nach Ramberg-Osgood eine deutliche Abweichung zu verzeichnen ist. Die Aufweitung bei Initiierung v_i wird in der Simulation bereits bei ca. $P=18\text{MPa}$ erreicht. Beim Initiierungsdruck $P_i=20\text{MPa}$ ist die berechnete Aufweitung um ein Drittel größer als im Versuch gemessen. Der Unterschied ist somit zwar geringer als für Behälter B2, dennoch werden die Messwerte des Bauteilversuchs durch die Berechnungsergebnisse mit der Fließkurve nach Hollomon bis zum Erreichen der Initiierung wesentlich genauer angenähert. Die hierbei auftretenden Abweichungen werden im nachfolgenden Unterkapitel 5.2.1 näher erläutert. Da das Risswachstum in der FE-Simulation nicht berücksichtigt wird, ergibt sich im weiteren Verlauf zwischen Messwerten des Versuchs und den Berechnungsergebnissen ab Initiierung zwangsläufig eine Divergenz.

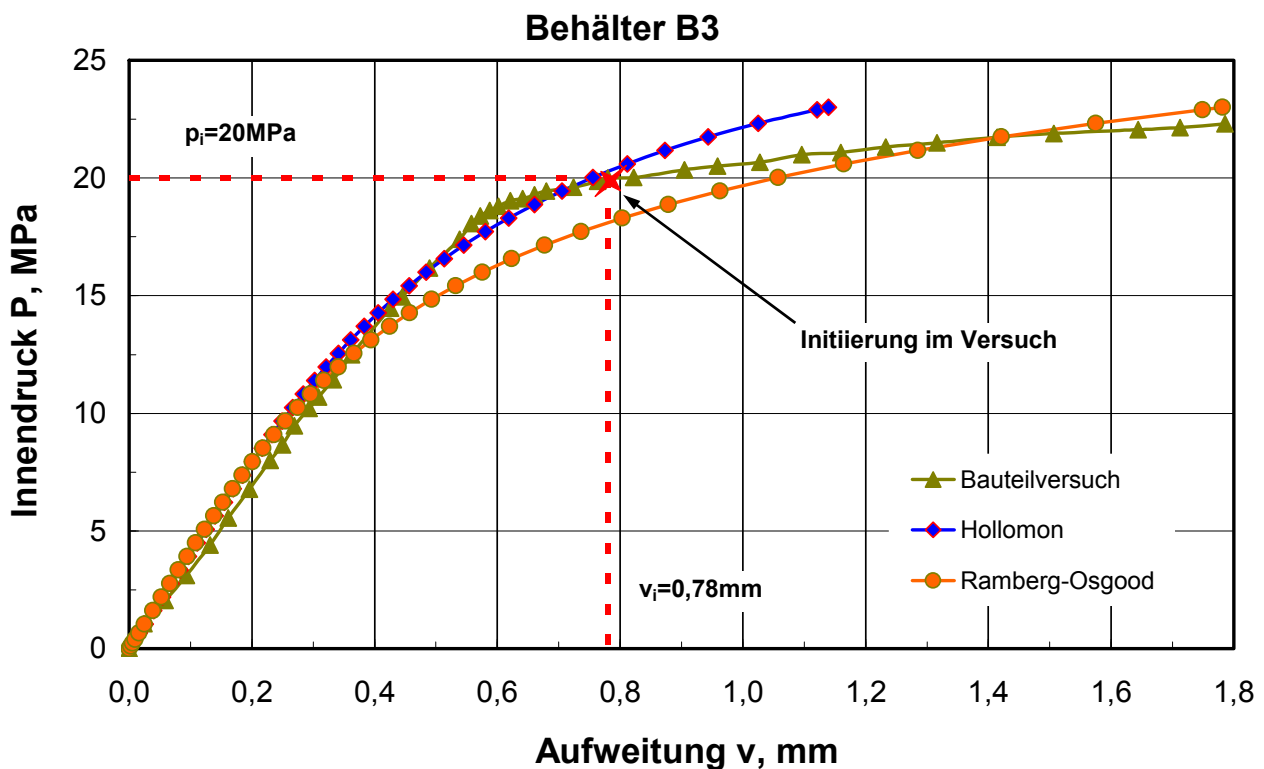


Bild 5.13: Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten des Versuchs B3.

Der direkte Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den gemessenen Werten des Bauteilversuchs führt zu der Entscheidung, dass für alle im Folgenden vorgestellten

FE-Simulationen ausschließlich die jeweilige Fließkurve nach Hollomon verwendet wird. Die Ramberg-Osgood-Formel hat sich beim Vergleich der Ergebnisse als ungeeignet erwiesen. Mit dem dadurch definierten Verfestigungsverhalten des Werkstoffs treten beim Vergleich der Daten des globalen Bauteilverhaltens mit den Versuchsdaten deutlich größere Abweichungen auf als mit dem nach Hollomon. Wie bereits in Kapitel 3.1 diskutiert sind die Unterschiede der Fließkurven insbesondere mit zunehmender Dehnung signifikant. Zwar beschränkt sich der Bereich großer Dehnung vor allem auf die plastische Zone in unmittelbarer Umgebung der Risspitze, dennoch beeinflusst dieser offensichtlich maßgeblich das Verhalten der Rissaufweitung.

5.2.1 Globale Auswertung

Der Vergleich der globalen Daten erfolgt anhand der Werte aus dem Globalmodell der FE-Simulation. Hier entspricht der Innendruck der Beanspruchung, und die entsprechenden gemessenen Werte der Aufweitung aus der Versuchsdurchführung werden mit der Simulation verglichen.

Die ermittelten Werte für den Behälter B2 sind in **Bild 5.14** dargestellt. Die blaue Kurve mit den Rautensymbolen gibt die Aufweitung v bei steigendem Innendruck p in der Simulation wieder, die grüne mit den Dreiecksymbolen zeigt die im Versuch gemessenen Werte. Zusätzlich ist mit der orangefarbenen Kurve die Entwicklung des arithmetischen Mittelwertes des J-Integrals $J_{(MW)}$ oder auch $J_{3D,FEM}$ aus der Simulation dargestellt (abzgl. des Layers an der freien Oberfläche). Das Erreichen des Initiierungsdruckes P_i ist mit einem Kreis und das Erreichen der berechneten korrespondierenden Risspitzenbelastung J mit einem Quadrat markiert.

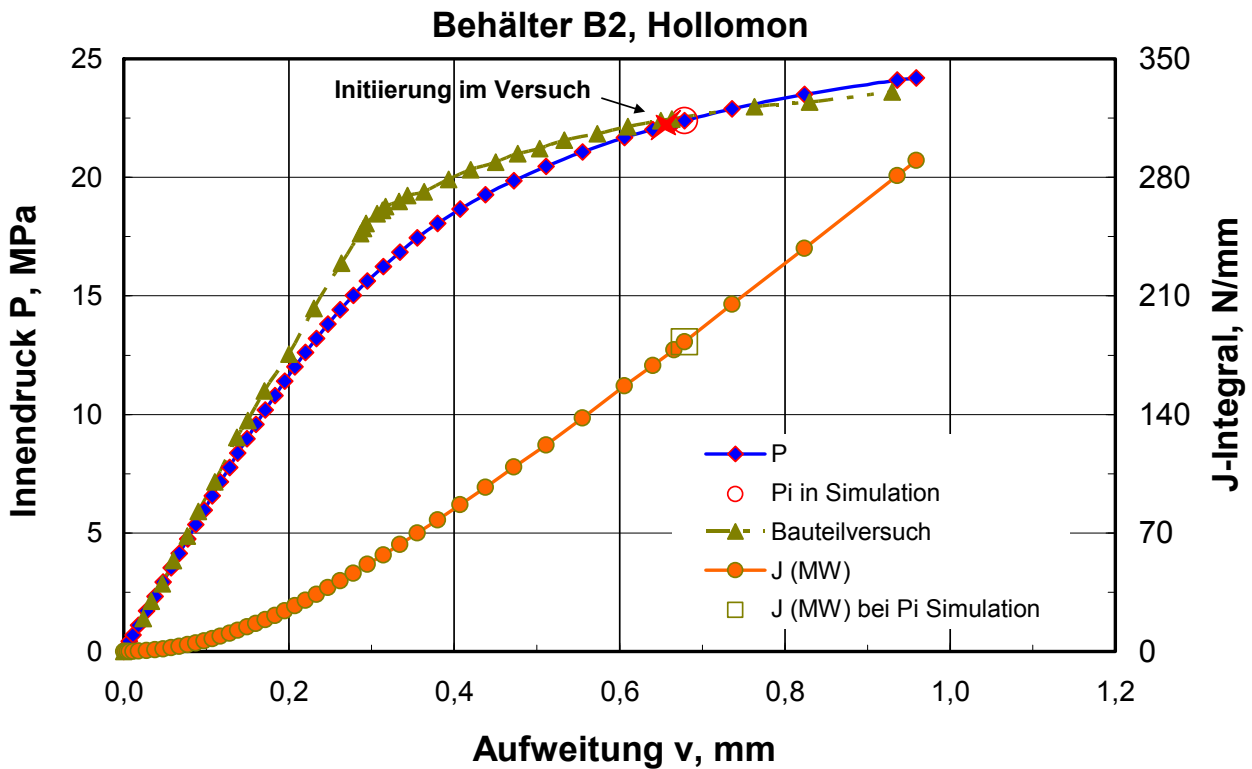


Bild 5.14: Vergleich P-v aus Simulation und Versuch, B2.

Zunächst wird bei der Betrachtung von Bild 5.14 deutlich, dass der linear-elastische Anstieg zu Beginn der Behälterbeanspruchung durch die Simulation sehr gut erfasst wird. Während jedoch im Versuch bis zu einem Druck von ca. $P=18\text{MPa}$ eine nahezu lineare Zunahme der Aufweitung zu verzeichnen ist, verlassen die Werte aus der Simulation bereits ab ca. $P=7\text{MPa}$ die Gerade. Der Verlauf der Ergebnisse aus der Simulation schmiegt sich asymptotisch an die Messwerte an. Somit wird deutlich, dass gerade der im Versuch ermittelte scharfe Übergang vom elastischen in den plastischen Bereich durch das Werkstoffgesetz mit der Fließkurve nach Hollomon nicht ausreichend erfasst werden kann. Beim Erreichen des Initiierungsdruckes P_i nähern sich die Verläufe jedoch wieder an. Die Abweichung beträgt dann hinsichtlich der Aufweitung mit $\Delta v_i=0,04\text{mm}$ ca. 6%, bezogen auf den Innendruck mit $\Delta P=0,37\text{MPa}$ also 2%. Unter Berücksichtigung der Tatsache, dass die Kontur des Risses durch einen elliptischen Verlauf angenähert und das Modell des Behälters zudem lediglich als Schale abgebildet wird, ist die Übereinstimmung sehr gut. Eine korrekte Abbildung der Aufweitung über den Zeitpunkt der

Initiierung hinaus ist ohnehin nicht zu erwarten, da das dann einsetzende Risswachstum im FE-Modell nicht berücksichtigt wird.

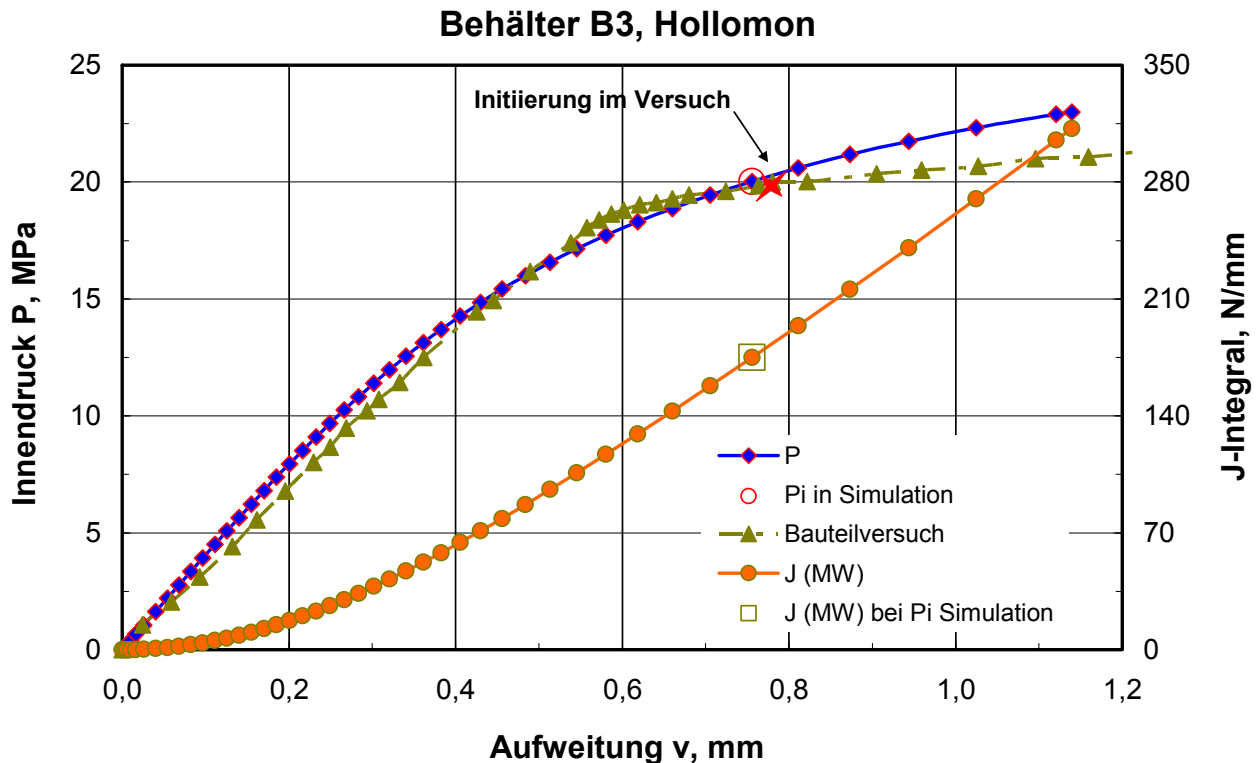


Bild 5.15: Vergleich P-v aus Simulation und Versuch, B3.

In **Bild 5.15** sind die Simulationsergebnisse für Behälter B3 den Messwerten des entsprechenden Versuchs gegenüber gestellt. Wieder wird die Aufweitung v des halbelliptischen Fehlers an der Behälteroberfläche in Abhängigkeit vom Innendruck P verglichen. Weiterhin ist der Mittelwert des J-Integrals $J_{(MW)}$ in Bild 5.15 dargestellt, der als arithmetischer Mittelwert der berechneten Werte in dem einzelnen Layern entlang der Rissfront gebildet wird. Hierbei bleibt das Ergebnis des Layers an der freien Oberfläche unberücksichtigt.

Die als blaue Linie mit Rautensymbolen dargestellte Kurve der Simulationsergebnisse verläuft zu Beginn leicht oberhalb der real im Versuch gemessenen, in grün mit dreieckigen Symbolen dargestellten Kurve. Trotz eines etwas steileren Anstiegs in der Simulation wird der lineare Anfangsbereich durch das FE-Modell dennoch sehr gut abgebildet, der Unterschied in der Steigung ist mit ca. 11% gering. Während im Versuch ein scharfer Übergang vom elastischen in den

plastischen Bereich zu verzeichnen ist, stellt sich in der Simulation ein kontinuierlicher Übergang ein. Hierbei verlassen die Werte bereits ab ca. $P=12,5\text{MPa}$ Innendruck den linearen Anfangsbereich, wohingegen im Versuch erst ab $P=17,5\text{MPa}$ plastisches Verhalten einsetzt. Bei Erreichen des Initiierungsdruckes P_i liegen die beiden Kurven wieder nah beieinander. Im weiteren Verlauf nimmt die Abweichung jedoch deutlich zu, da die Kurve der Messwerte des Versuchs verläuft erheblich flacher. Dies ist insbesondere auf das bei Initiierung einsetzende Risswachstum zurück zu führen, das in der Simulation nicht berücksichtigt wird. Bezogen auf den Initiierungsdruck von $P_i=20\text{MPa}$ ergibt sich eine Abweichung in der erreichten Aufweitung bei der Simulation von $\Delta v_i=0,03\text{mm}$ oder 4%, bezogen auf das Erreichen der im Versuch gemessenen Aufweitung bei Initiierung von $v_i=0,78\text{mm}$ und mit $\Delta P_i=0,3\text{MPa}$ eine Abweichung im Innendruck von unter 2%. Somit kann auch für Behälter B3 eine sehr gute Übereinstimmung der globalen Werte zwischen Simulation und Versuch erreicht werden.

5.2.2 Lokale Auswertung

Anhand der Einzelwerte des J-Integrals entlang der Rissfront des Globalmodells wird festgelegt, für welche Bereiche des Submodells die lokale Auswertung vorgenommen wird. Weiterhin wird auch die Entwicklung des Risswachstums im Versuch mit einbezogen, um den Bereich der lokalen Auswertung einzugrenzen. Im Submodell werden dann für die so identifizierten Bereiche die lokalen Werte der Rissöffnungsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ oder S_{11} , der Mehrachsigkeit h sowie der plastischen Vergleichsdehnung PEEQ oder $\varepsilon_{v,pl}$ im Ligament ermittelt. Zur Definition der Auswerteposition entlang der Rissfront wird die in **Bild 5.16** gezeigte Konvention vereinbart.

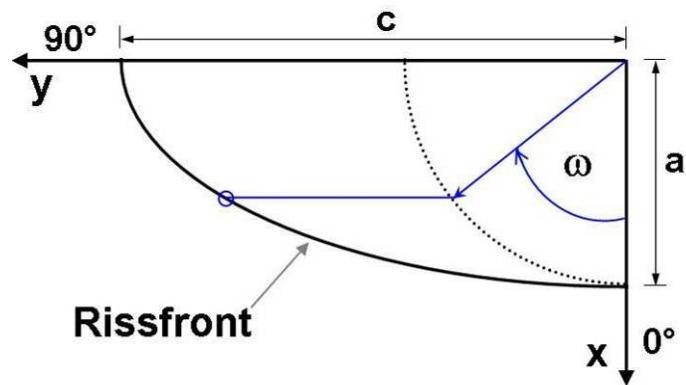


Bild 5.16: Konvention zur Festlegung der Auswerteposition entlang der Rissfront.

In **Bild 5.17** sind die einzelnen Layer-Werte des J-Integrals bei Initiierungsdruck P_i entlang der Rissfront dargestellt. Demnach wird mit $J=215\text{N/mm}$ die höchste Rissspitzenbelastung an der tiefsten Stelle im Scheitelpunkt des Risses erreicht, nach außen hin fällt J deutlich ab. Bei ca. $\omega=65^\circ$ wird mit $J=88\text{N/mm}$ das Minimum erreicht. Auffallend ist der darauf folgende Anstieg auf ungefähr $J=117\text{N/mm}$ bei 80° .

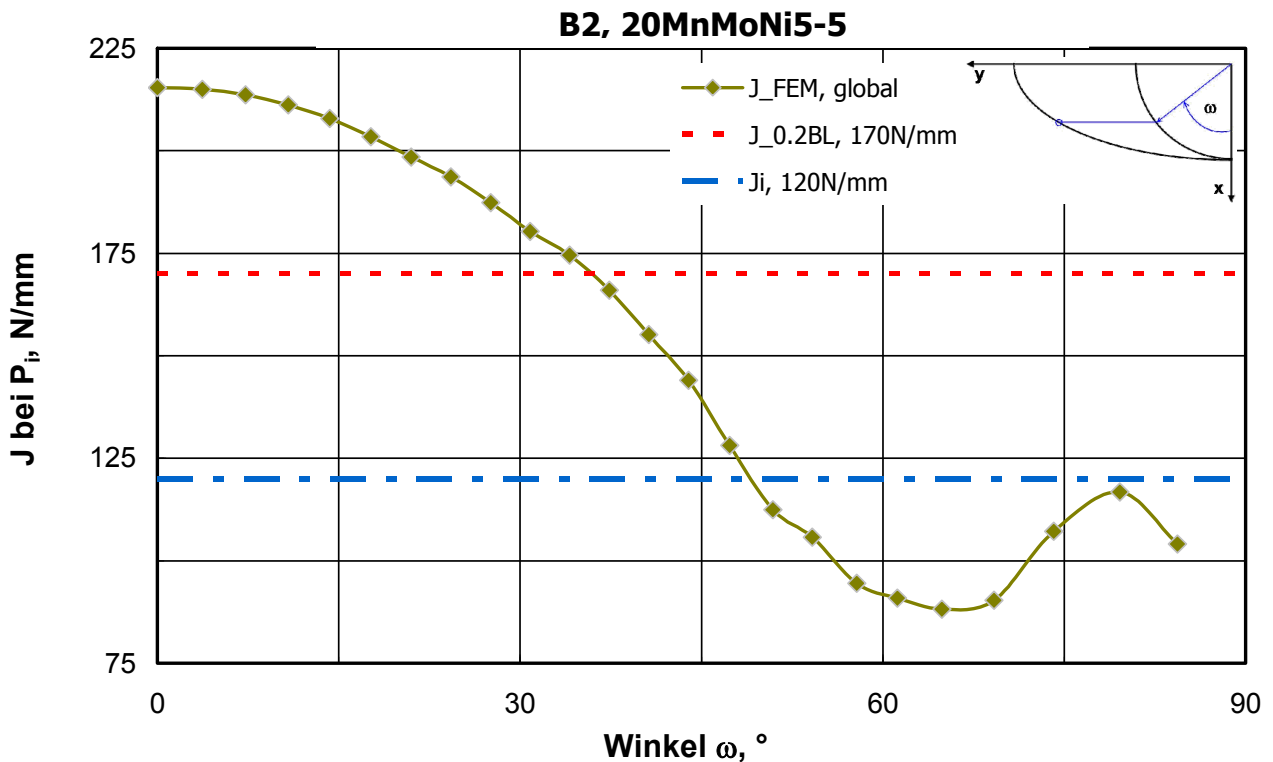


Bild 5.17: J-Werte entlang der Rissfront bei Initiierungsdruck P_i .

Bild 5.18 zeigt den Verlauf des J-Integrals normiert mit dem Maximalwert. Weiterhin ist das nach dem Versuch gemessene Risswachstum entlang der Rissfront normiert mit dem Maximalwert dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass das maximale Risswachstum bei ca. $\omega=71^\circ$ auftritt und somit nicht mit dem Ort der maximalen Rissspitzenbelastung korreliert, sondern eher mit der Position des zweiten, kleineren Peaks zusammenfällt. Für die Auswertung der lokalen Beanspruchung im Submodell wird im Folgenden der Spannungszustand im Bereich von $\omega=0^\circ$ bis 5° sowie $\omega=68^\circ$ bis 83° näher betrachtet.

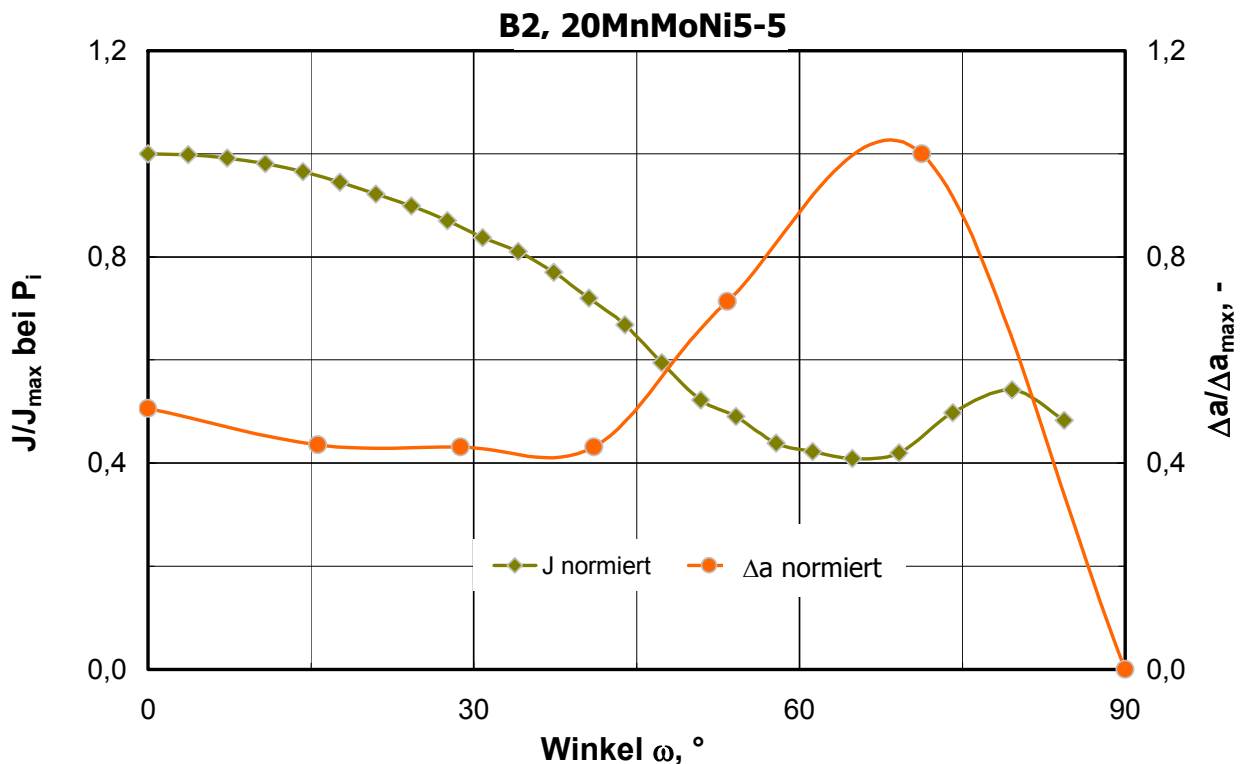


Bild 5.18: J-Werte und Risswachstum Δa entlang der Rissfront, normiert.

Für die lokale Auswertung muss eine Festlegung hinsichtlich des Abstandes von der Rissspitze getroffen werden, bei dem die Daten ermittelt werden. Eine Fokussierung auf den Maximalwert der Rissöffnungsspannung oder der Mehrachsigkeit vor der Rissspitze erscheint nicht sinnvoll, da dieser hier immer am zweiten Knoten vor der Rissspitze im kollabierten Element erreicht wird. Aufgrund der großen Verformungen unmittelbar an der Rissspitze und der Nähe zur Singularität erscheinen die Werte im Rissspitzenelement als wenig aussagekräftig und werden vernachlässigt. Neben der über die Rissspitzenbelastung festgelegten

Position $r=2J/\sigma_0$ wird auch der Mittenknoten des zweiten Elementes im Abstand von $r=0,15\text{mm}$ von der Riss Spitze für die Auswertung herangezogen.

Die entsprechenden Werte für die Riss Spitzenbelastung J_i sind in **Tabelle 5.3** angegeben. Für den Bereich nahe des Scheitelpunktes oder der tiefsten Stelle des Fehlers wird die geringste Spannungsmehrachsigkeit h ermittelt. Dies spiegelt sich auch in der plastischen Vergleichsdehnung wider, die hier mit Werten deutlich $>3\%$ am größten ist. Aufgrund der höheren plastischen Verformbarkeit können Spannungsspitzen durch Umlagerung abgebaut werden, so dass für die Rissöffnungsspannung in diesem Bereich die niedrigsten Werte ausgewiesen werden. Hinsichtlich der Position der höchsten Dehnungsbehinderung ist eine leichte Abhängigkeit vom Ort der Auswertung zu verzeichnen. Während für $r\sigma_0/J=2$ die Spannungsmehrachsigkeit bei $\omega=75^\circ$ bis 76° am größten ist, verschiebt sich dieses Maximum für die Position $r=0,15\text{mm}$ leicht in Richtung freier Oberfläche zu $\omega=78^\circ$ bis 80° . Unter Berücksichtigung des maximalen Risswachstums bei ca. $\omega=71^\circ$ stimmt die Position der ermittelten höchsten lokalen Beanspruchung somit in der Tendenz eher mit der Auswertung am Ort $r\sigma_0/J=2$ überein. Zudem bleibt hierbei zu berücksichtigen, dass es sich beim FE-Modell um eine idealisierte Abbildung der tatsächlichen Risskontur handelt, so dass eine exakte Übereinstimmung mit der tatsächlichen Lage des Ortes mit maximalem Risswachstum unwahrscheinlich ist. Die Tendenz ist jedoch eindeutig.

Tabelle 5.3: Lokale Werte für $J=J_i=120\text{N/mm}$, Behälter B2.

$\omega, ^\circ$	h, ---		$\sigma_{\theta\theta}$, MPa		$\varepsilon_{v, pl}$, % (PEEQ)	
	$r_{\sigma_0/J=2}$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0/J=2}$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0/J=2}$	$r=0,15\text{mm}$
0	1,59	1,87	1044,7	1401,0	1,27	3,19
2	1,59	1,87	1044,3	1401,0	1,26	3,18
3	1,59	1,87	1043,6	1400,7	1,25	3,18
5	1,59	1,87	1042,7	1400,5	1,24	3,17
68	1,89	2,16	1128,2	1426,3	0,87	2,09
70	1,89	2,18	1135,7	1432,5	0,88	2,0
71	1,9	2,21	1141,4	1439,1	0,88	1,96
72	1,9	2,23	1147,7	1443,5	0,89	1,89
73	1,9	2,26	1153,9	1451,9	0,91	1,84
75	1,91	2,28	1161,6	1461,5	0,94	1,77
76	1,91	2,3	1166,6	1472,6	0,97	1,72
77	1,9	2,32	1168,3	1483,6	1,02	1,67
78	1,87	2,33	1164,6	1492,4	1,09	1,64
80	1,81	2,33	1149,9	1496,7	1,17	1,62
81	1,73	2,3	1120,2	1488,2	1,27	1,63
83	1,61	2,23	1070,8	1463,5	1,41	1,68

Weiterhin zeigen die Werte in **Tabelle 5.3** deutlich, dass - wie zu erwarten - mit sinkendem Abstand zur Risspitze eine höhere Beanspruchung ermittelt wird. Die Werte der Rissöffnungsspannung liegen im Vergleich zur Position $r_{\sigma_0/J=2}$ um ungefähr Faktor 1,2 bis 1,4 höher, und auch die ermittelte plastische Vergleichsdehnung ist um rund Faktor 1,2 bis zu 2,5 größer. Der signifikante Anstieg der Mehrachsigkeit bei Verringerung des Abstandes zur Risspitze für die Auswertung auf $r=0,15\text{mm}$ macht zudem die Verschärfung des Beanspruchungszustandes deutlich.

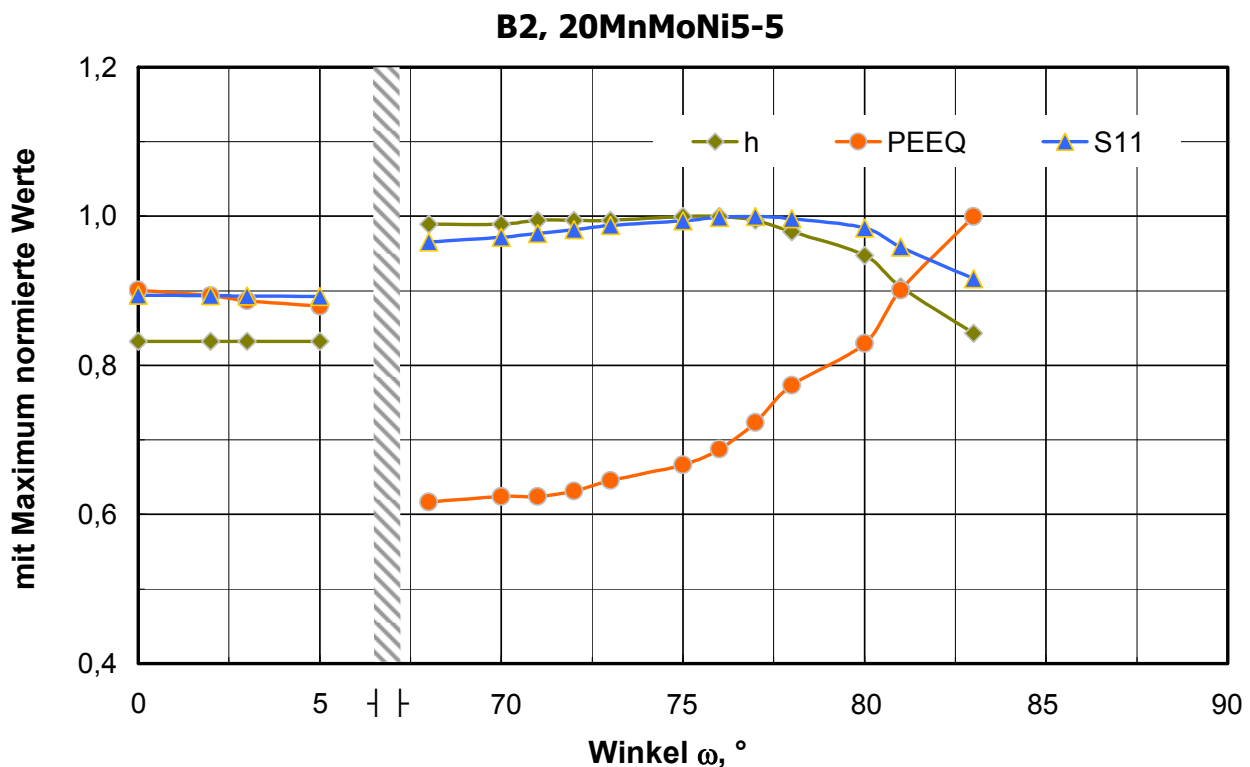


Bild 5.19: Lokale Werte entlang der Rissfront für J_I , $r_{\sigma_0}/J=2$.

In **Bild 5.19** sind die Werte aus **Tabelle 5.3** für $r_{\sigma_0}/J=2$ normiert mit dem jeweiligen Maximum dargestellt. Für die Positionen $\omega=0^\circ$ bis 5° nahe der tiefsten Stelle des Oberflächenfehlers, wo die höchste Rissspitzenbelastung J zu verzeichnen ist, zeigt sich ein nahezu konstanter Verlauf. Die Beanspruchung liegt deutlich unter dem Niveau des Bereichs $\omega=68^\circ$ bis 83° . Hier deutet sich ein Maximum der Spannungsmehrachsigkeit h sowie der Rissöffnungsspannung bei ungefähr $\omega=75^\circ$ an. Weiter in Richtung der freien Oberfläche fällt die Dehnungsbehinderung dann ab, was sich vor allem in der Zunahme der plastischen Vergleichsdehnung PEEQ oder $\varepsilon_{v,pl}$ bemerkbar macht.

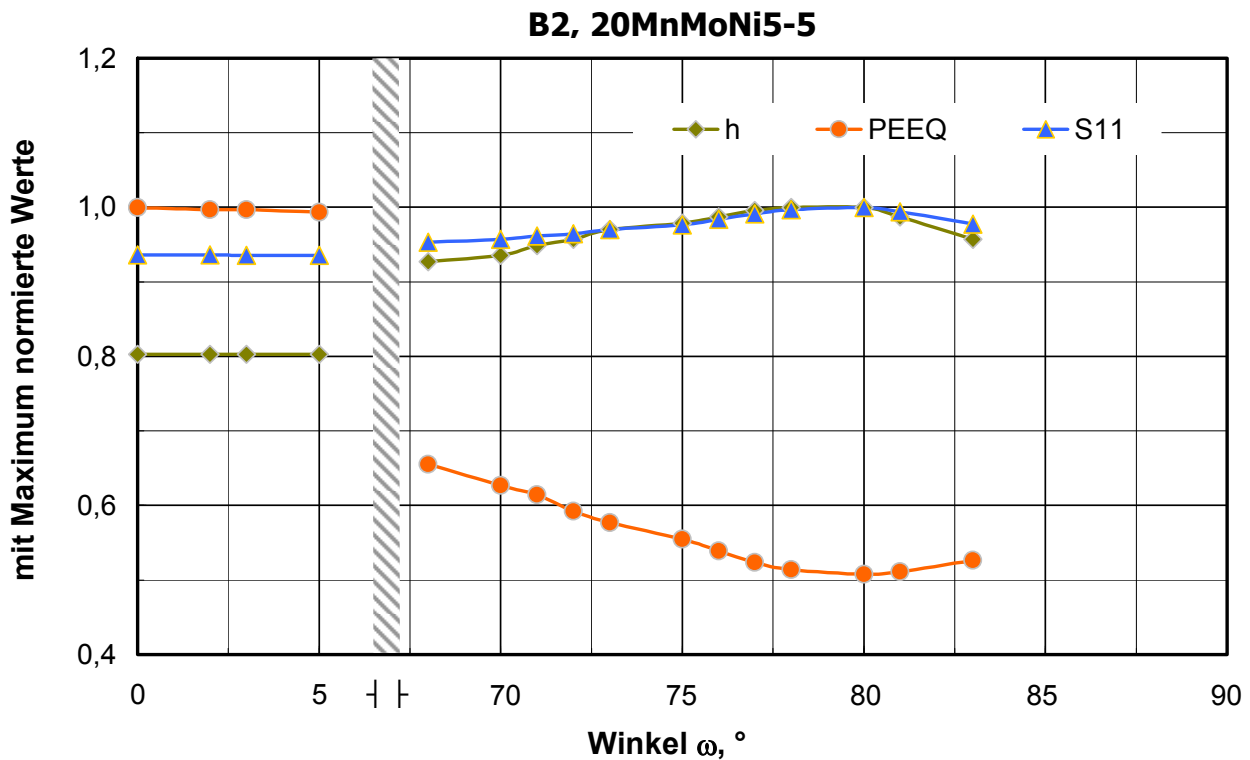


Bild 5.20: Lokale Werte entlang der Rissfront für J_i , $r=0,15\text{mm}$.

Die in **Bild 5.20** gezeigten Ergebnisse für die Position $r=0,15\text{mm}$ geben einen veränderten Verlauf wider. Im Bereich $\omega=0^\circ$ bis 5° sind die Werte weiterhin recht konstant, jedoch wird hier jetzt eindeutig die größte plastische Vergleichsdehnung und die geringste Mehrachsigkeit ermittelt. Die Rissöffnungsspannung S_{11} ist dennoch im Vergleich zu der bei $r\sigma_0/J=2$ etwas erhöht. Im äußeren Bereich hin zur freien Oberfläche stellt sich wieder ein Maximum für h und S_{11} ein, das im Vergleich zu Bild 5.19 jedoch deutlicher ausfällt und mit ca. $\omega=80^\circ$ etwas weiter außen liegt. Zudem ist das Abklingen der Beanspruchung hin zur freien Oberfläche wesentlich schwächer ausgeprägt.

Wenngleich auch Unterschiede im Verlauf der ermittelten Werte beim Vergleich der Ergebnisse beider Auswertepositionen festzustellen sind, wird eindeutig die höhere Beanspruchung ausgedrückt als Mehrachsigkeit h und Rissöffnungsspannung S_{11} ungefähr für den Bereich $\omega=75^\circ$ bis 80° festgestellt. Diese Position stimmt annähernd mit dem Ort des größten Risswachstums überein. Weiterhin geben beide Verläufe insbesondere den Zusammenhang zwischen Mehrachsigkeit h und plastischer Vergleichsdehnung $PEEQ$ eindeutig wider, aber auch die

Rissöffnungsspannung S_{11} korrespondiert deutlich mit der ermittelten plastischen Vergleichsdehnung: Geringe Dehnung bedeutet wenig Möglichkeit zur Spannungsumlagerung, so dass S_{11} hohe Werte annimmt.

In **Tabelle 5.4** sind die Ergebnisse für Rissspitzenbelastung $J_{0.2BL}$ angegeben. Für den Bereich in der Nähe des Scheitelpunktes werden auch hier die geringste Mehrachsigkeit sowie die niedrigste Rissöffnungsspannung ermittelt. Lediglich für die Position $r_{\sigma_0}/J=2$ wird bei $\omega=83^\circ$ eine geringere Beanspruchung ausgewiesen. Der Ort der höchsten lokalen Beanspruchung liegt hier im Bereich $\omega=68^\circ$ bis 71° und somit an der Stelle des maximalen Risswachstums. Für die Position $r=0,15\text{mm}$ wird die höchste lokale Beanspruchung hingegen bei ungefähr $\omega=78^\circ$ ermittelt, so dass im Vergleich zur Auswertung bei Rissspitzenbelastung J_i keine nennenswerte Veränderung eintritt.

Quantitativ ist hingegen festzustellen, dass unabhängig vom Abstand des Ortes der Auswertung von der Rissspitze die Dehnungsbehinderung bei $J_{0.2BL}$ geringer ist als bei J_i . Dies ist insbesondere an den Werten der Spannungsmehrachsigkeit h und der plastischen Vergleichsdehnung $PEEQ$ feststellbar, während die höhere Rissöffnungsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ hingegen vorwiegend bei $J_{0.2BL}$ ermittelt wird. Diese Abnahme der Dehnungsbehinderung mit Anstieg der Rissspitzenbelastung wird als *Loss-of-Constraint* bezeichnet und spiegelt das duktile Werkstoffverhalten wider, welches einen Abbau der lokalen Beanspruchung vor der Rissspitze ermöglicht.

Tabelle 5.4: Lokale Werte für $J=J_{0.2BL}=170\text{N/mm}$, Behälter B2.

ω ,	h , ---		$\sigma_{\theta\theta}$, MPa		$\varepsilon_{v, pl}$, % (PEEQ)	
	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,15\text{mm}$
0	1,45	1,86	1033,9	1478,7	1,7	4,4
2	1,45	1,86	1033,8	1478,8	1,7	4,4
3	1,45	1,86	1033,5	1478,8	1,69	4,4
5	1,45	1,86	1033,1	1478,9	1,69	4,39
68	1,77	2,11	1146,6	1551,1	1,37	3,52
70	1,77	2,14	1155,5	1564,5	1,39	3,39
71	1,77	2,16	1160,4	1575,6	1,4	3,3
72	1,76	2,19	1163	1583,3	1,42	3,17
73	1,75	2,21	1164,9	1593	1,45	3,07
75	1,74	2,23	1166,5	1601,2	1,49	2,94
76	1,72	2,26	1162	1608,5	1,54	2,83
77	1,69	2,28	1151,1	1614,2	1,6	2,7
78	1,64	2,29	1132,6	1615,8	1,68	2,6
80	1,57	2,29	1102,8	1611,2	1,78	2,52
81	1,48	2,26	1062,1	1594,6	1,9	2,48
83	1,37	2,21	1004,9	1566,4	2,04	2,49

Bild 5.21 zeigt die Ergebnisse für die Position $r_{\sigma_0}/J=2$ aus Tabelle 5.4 in grafischer Form. Qualitativ ist keine nennenswerte Veränderung zu den Ergebnissen für J_i festzustellen. Lediglich das Maximum der Beanspruchung wandert leicht nach innen mehr in Richtung der Stelle des größten Risswachstums.

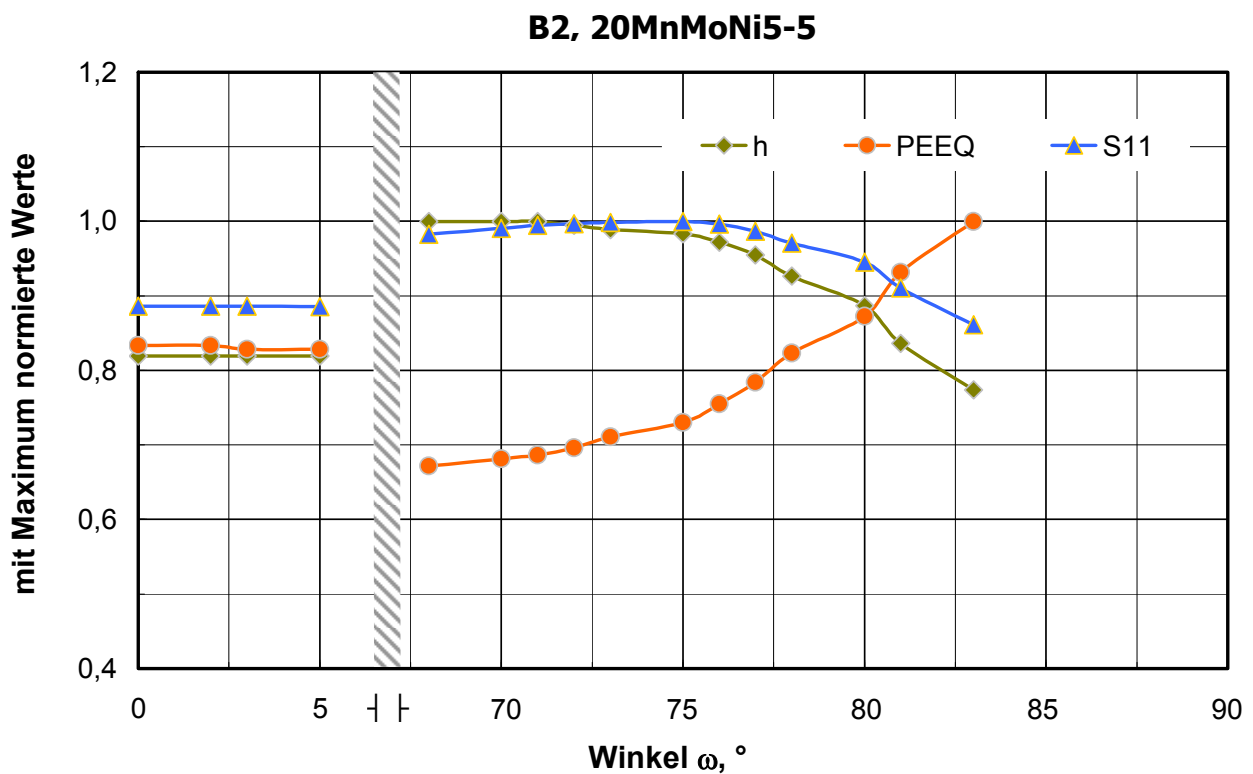


Bild 5.21: Lokale Werte entlang der Rissfront für $J_{0,2BL}$, $r\sigma_0/J=2$.

Auch die Darstellung der Ergebnisse der Auswertung bei $r=0,15\text{mm}$ in **Bild 5.22** zeigt keine signifikante Veränderung im Vergleich zu der bei Rissspitzenbelastung J_i . Sowohl Verlauf als auch Position von Maximum und Minimum der lokalen Beanspruchungsgrößen bleiben weitgehend unverändert.

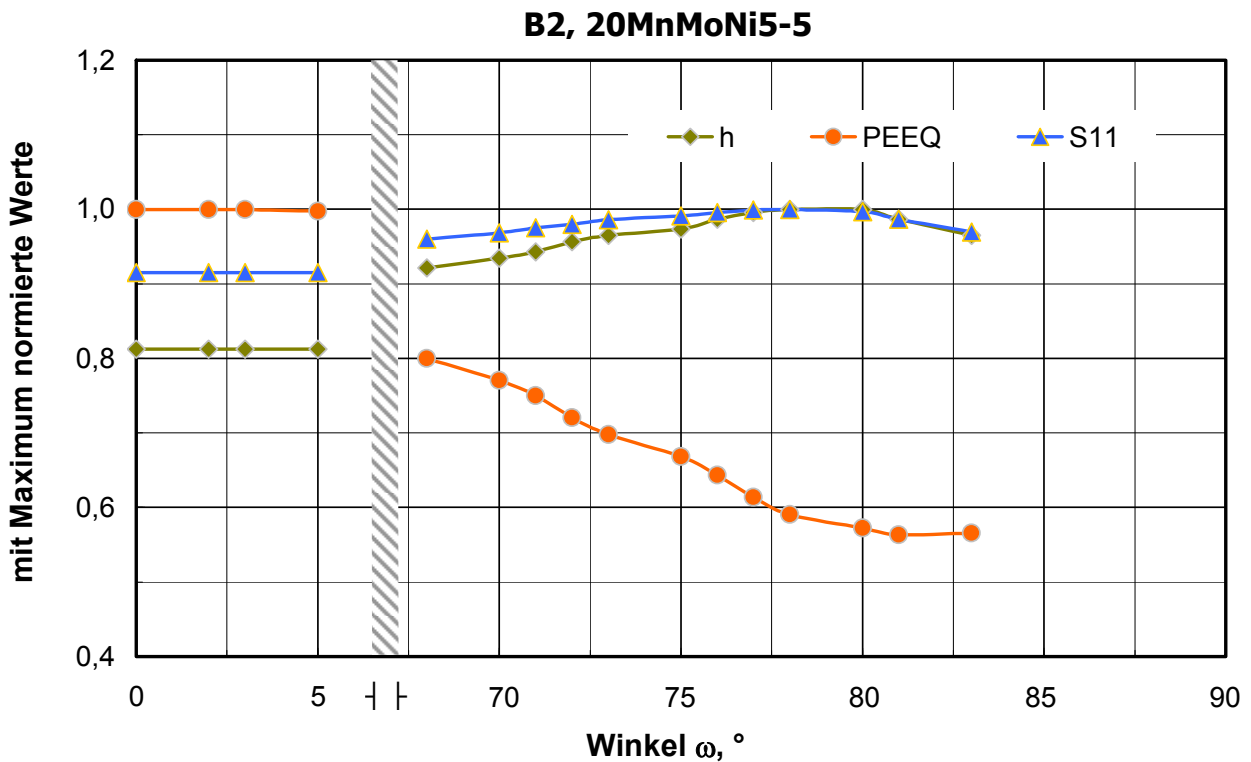


Bild 5.22: Lokale Werte entlang der Rissfront für $J_{0,2BL}$, $r=0,15\text{mm}$.

Der Verlauf der einzelnen Layer-Werte des J-Integrals bei P_i entlang der Rissfront des Behälters B3 sind in **Bild 5.23** dargestellt. Das Maximum wird mit $J=190\text{N/mm}$ an der tiefsten Stelle des Fehlers erreicht. Im weiteren Verlauf nimmt die Risspitzenbelastung immer weiter ab, wobei insbesondere ab ca. $\omega=70^\circ$ zur Oberfläche hin ein starker Abfall zu verzeichnen ist. Um $\omega=60^\circ$ deutet sich, wie auch schon für Behälter B2 festgestellt, ein leichter Anstieg des J-Integrals an. Die Verläufe ähneln sich, wobei hier im Vergleich zu B2 der Abfall sowie der Peak der Risspitzenbelastung geringer ist. Die Werte des J-Integrals liegen bei Behälter B3 im gesamten Bereich von $\omega=0^\circ$ bis 70° oberhalb des Ersatzkennwertes $J_{0,2BL}$ der Kompaktzugprobe.

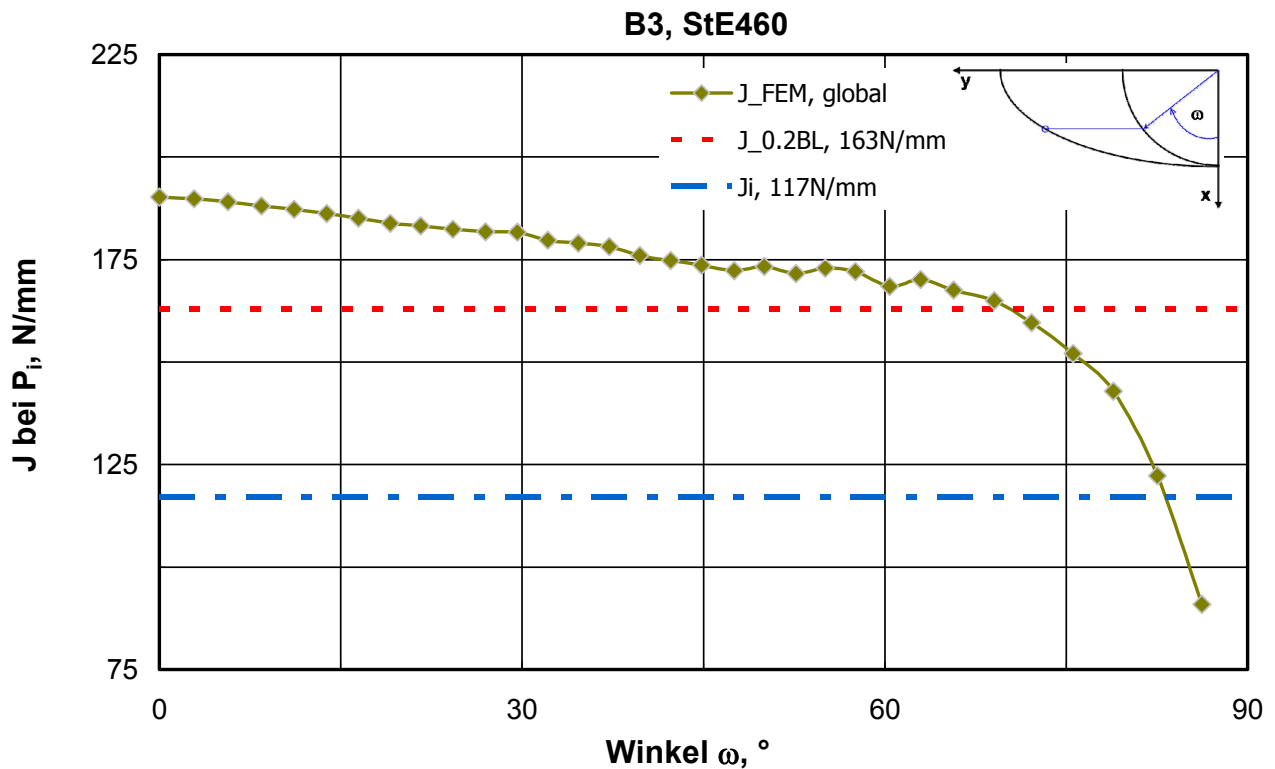


Bild 5.23: J-Werte entlang der Rissfront bei Initiierungsdruck P_i .

Die Werte des J-Integrals und des Risswachstums Δa sind in **Bild 5.24** in normierter Form dargestellt. Der größte Anteil stabilen Risswachstums tritt bei $\omega=81^\circ$ auf. Für die Auswertung des Spannungszustandes wird im Folgenden der Bereich $\omega=0^\circ$ bis 5° sowie $\omega=63^\circ$ bis 84° näher betrachtet, um einen Zusammenhang zwischen Risswachstum und lokaler Beanspruchungsgröße zu finden. Es wird neben dem Ort $r_{\sigma_0}/J=2$ wie zuvor bei Behälter B2 auch der Mittenknoten des zweiten Elementes für die Auswertung herangezogen, der im Abstand $r=0,12\text{mm}$ von der Risspitze entfernt liegt.

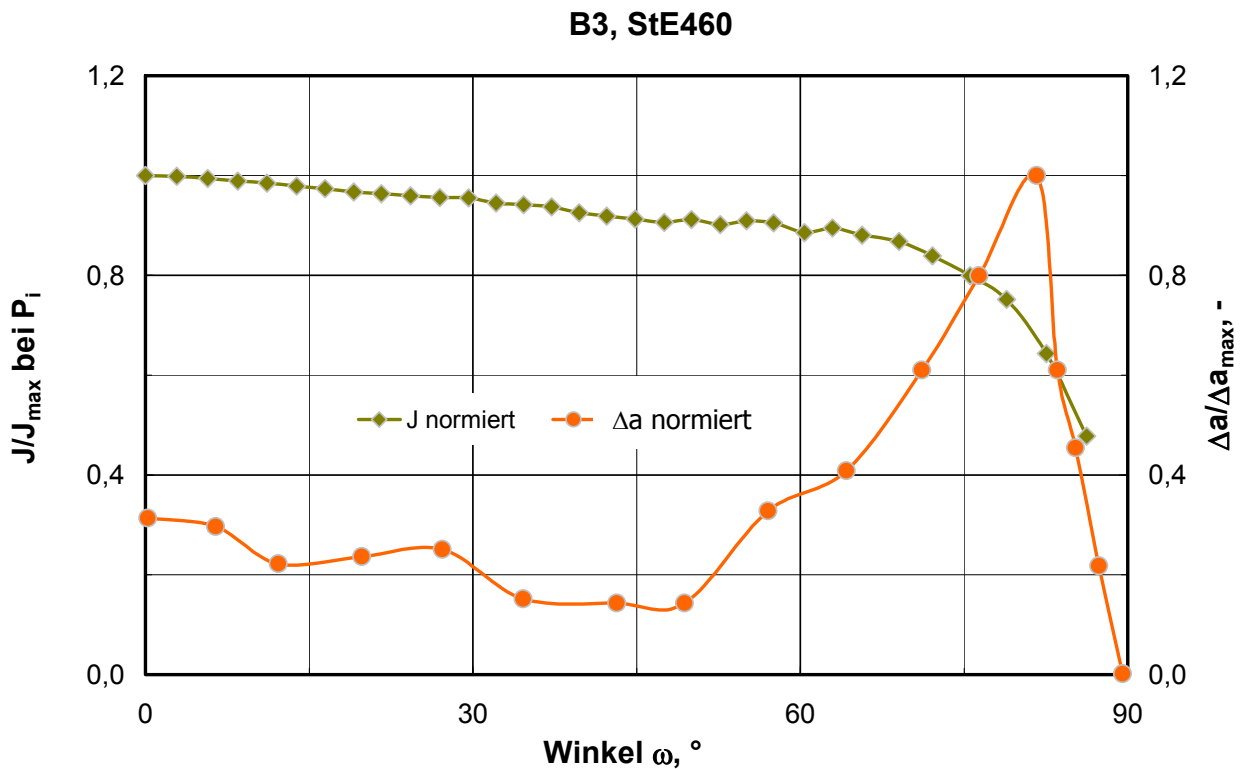


Bild 5.24: J-Werte und Risswachstum Δa entlang der Rissfront, normiert.

Die Ergebnisse der lokalen Auswertung bei Risspitzenbelastung J_i sind in **Tabelle 5.5** angegeben. Für den Bereich $\omega=0^\circ$ bis 5° , in dem die höchste Risspitzenbelastung J auftritt, wird die geringste Mehrachsigkeit h ermittelt. Während die Werte der Rissöffnungsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ hier auch die geringsten Beträge aufweisen, zeigt sich bei der plastischen Vergleichsdehnung $\varepsilon_{v,pl}$ eine Abhängigkeit vom Ort der Auswertung. Für den festen Ort $r=0,12\text{mm}$ nimmt $\varepsilon_{v,pl}$ die höchsten Werte an, wohingegen am Ort $r\sigma_0/J=2$ die geringsten Dehnungswerte ermittelt werden. Somit korrelieren die Ergebnisse der Auswertung bei $r=0,12\text{mm}$: Eine hohe Mehrachsigkeit führt zu einer geringe Dehnung und somit zu einer großen Rissöffnungsspannung und umgekehrt. Bei $r\sigma_0/J=2$ hingegen sind die geringen Dehnungswerte doch unerwartet. Ursache hierfür könnte das mit einer Rissöffnungsspannung von $\sigma_{\theta\theta}<1000\text{MPa}$ im Vergleich deutlich niedrigere Spannungsniveau sein.

Für den Bereich $\omega=63^\circ$ bis 84° ist sowohl die Mehrachsigkeit als auch die Rissöffnungsspannung weitaus größer. Während für die Position $r=0,12\text{mm}$ dementsprechend sehr niedrige Werte für die Dehnung ermittelt werden, steigt

diese für $r_{\sigma_0}/J=2$ in Richtung freier Oberfläche, also mit zunehmendem Winkel ω immer weiter an. Vermutlich ist hierfür auch ein dominanter Einfluss der Rissöffnungsspannung verantwortlich, die ihrerseits auch von der Mehrachsigkeit abhängig ist.

Tabelle 5.5: Lokale Werte für $J=J_i=117\text{N/mm}$, Behälter B3.

$\omega, ^\circ$	$h, \text{---}$		$\sigma_{\theta\theta}, \text{MPa}$		$\varepsilon_{v, pl}, \% \text{ (PEEQ)}$	
	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,12\text{mm}$
0	1,29	1,64	936,8	1313,7	0,38	5,02
1	1,29	1,64	936,7	1313,7	0,38	5,02
2	1,29	1,64	936,5	1313,3	0,38	5,01
3	1,29	1,64	936,5	1312,9	0,38	5,00
5	1,29	1,64	936,8	1312,8	0,37	4,98
63	1,96	2,51	1215,5	1448,7	0,61	1,75
64	1,97	2,52	1222,8	1457,7	0,62	1,65
66	1,97	2,54	1230,8	1466,7	0,63	1,54
67	1,98	2,54	1238,6	1475,5	0,64	1,44
69	1,98	2,55	1246,9	1487,1	0,66	1,33
71	1,98	2,55	1255,4	1499,8	0,68	1,23
73	1,99	2,55	1263	1519	0,71	1,11
74	1,98	2,55	1266,4	1530,8	0,75	1,05
76	1,98	2,54	1269,2	1543,1	0,8	1
77	1,97	2,52	1266,7	1552,8	0,85	0,96
79	1,94	2,5	1256,8	1561,1	0,94	0,96
80	1,9	2,47	1233,8	1557,8	1,05	0,99
82	1,81	2,42	1188,5	1537,6	1,2	1,12
84	1,68	2,33	1109,4	1480	1,37	1,28

In **Bild 5.25** sind die Ergebnisse der Auswertung bei $r_{\sigma_0}/J=2$ in normierter Form dargestellt. Die grafische Darstellung verdeutlicht den signifikanten Unterschied der Beanspruchungshöhe zwischen den beiden Bereichen. Sowohl Mehrachsigkeit als auch Rissöffnungsspannung verlaufen annähernd konstant, lediglich im oberflächennahen Bereich nehmen die Werte ab. Ihr Minimum erreichen sie im

Bereich der tiefsten Stelle des Fehlers, für den die höchsten Werte des J-Integrals ermittelt wurden. Die Dehnung hingegen steigt in Richtung Oberfläche bei $\omega=90^\circ$ immer weiter an.

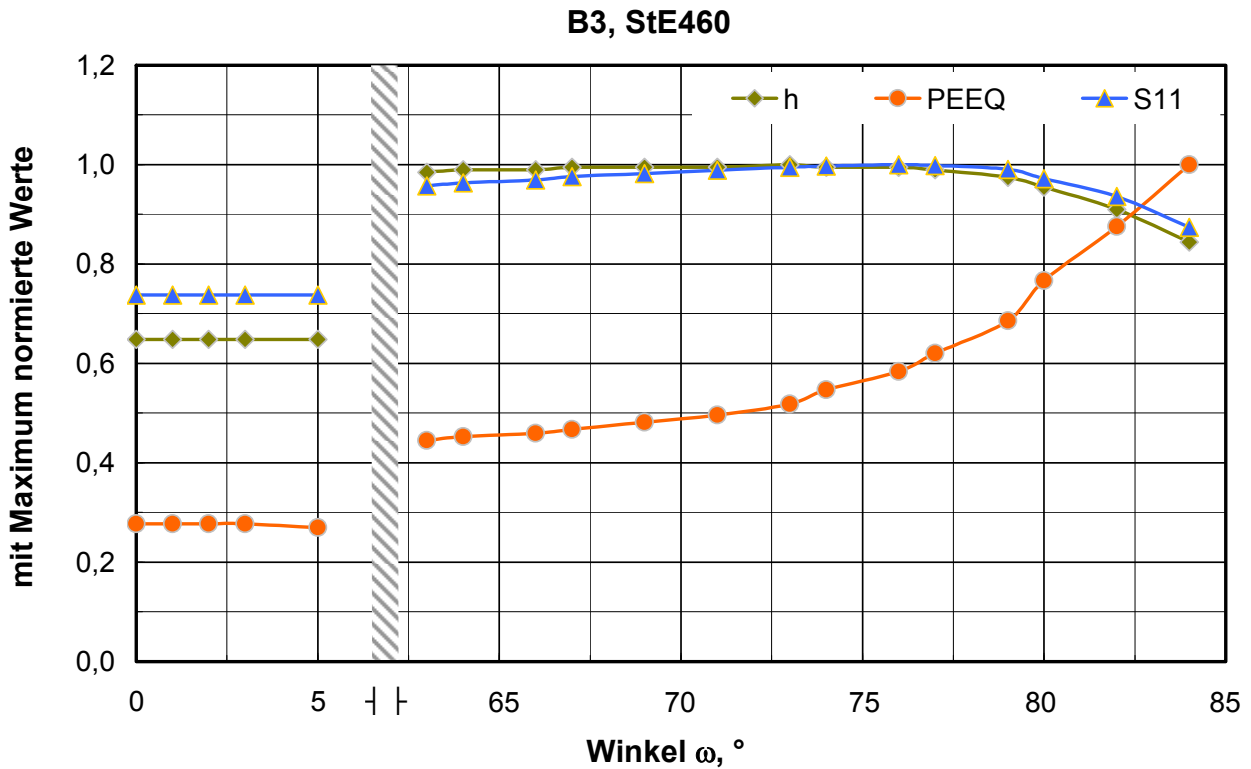


Bild 5.25: Lokale Werte entlang der Rissfront für $J_i, r_{\sigma_0}/J=2$.

Die in **Bild 5.26** dargestellte Auswertung bei $r=0,12\text{mm}$ offenbart einen anderen Verlauf. Mehrachsigkeit und Rissöffnungsspannung erreichen zwar auch hier für $\omega=0^\circ$ bis 5° die niedrigsten Werte, die Werte der Dehnung sind jedoch maximal. Ein Grund hierfür könnte die Nähe des Ortes der Auswertung zur Singularität sein. Für den oberflächennahen Bereich zeigt sich die zu erwartende Korrespondenz zwischen Mehrachsigkeit und Spannung auf der einen und Dehnung auf der anderen Seite. Die höchste Beanspruchung wird demnach ungefähr bei $\omega=77^\circ$ erreicht.

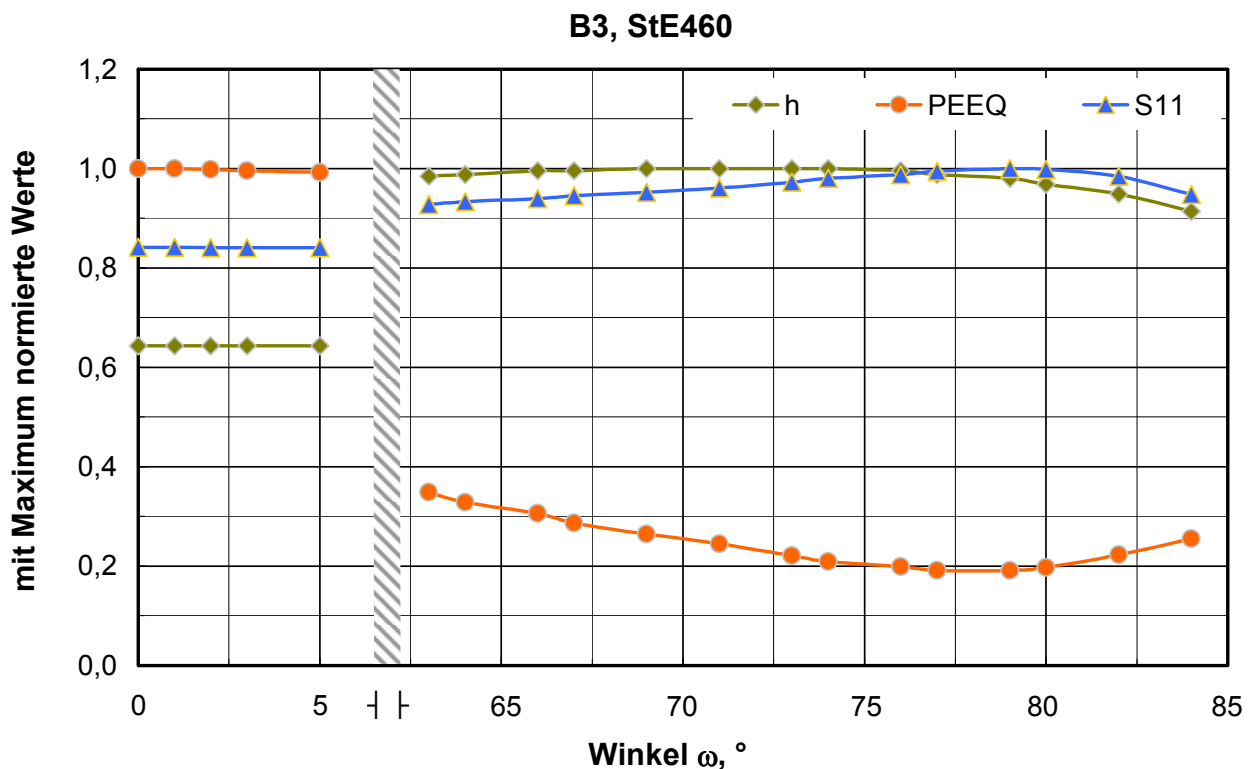


Bild 5.26: Lokale Werte entlang der Rissfront für J_i , $r=0,12\text{mm}$.

Für die Risspitzenbelastung $J_{0,2BL}$ sind die Ergebnisse der Auswertung in **Tabelle 5.6** angegeben. Auch hier ist für den Auswertebereich um die tiefste Fehlerstelle allgemein die geringste Mehrachsigkeit und Rissöffnungsspannung zu verzeichnen. Wie bereits zuvor festgestellt ist jedoch wiederum für Position $r=0,12\text{mm}$ die Dehnung zwar maximal, für Position $r_{\sigma_0}/J=2$ hingegen minimal. Die höchste Dehnungsbehinderung tritt bei ungefähr $\omega=74^\circ$ auf, was insbesondere anhand der dort erreichten Werte der Mehrachsigkeit und der Rissöffnungsspannung auszumachen ist.

Tabelle 5.6: Lokale Werte für $J=J_{0,2BL}=163\text{N/mm}$, Behälter B3.

$\omega, ^\circ$	h, ---		$\sigma_{\theta\theta}, \text{MPa}$		$\varepsilon_{v, pl}, \% \text{ (PEEQ)}$	
	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,15\text{mm}$	$r_{\sigma_0}/J=2$	$r=0,12\text{mm}$
0	1,19	1,66	878,8	1396,6	0,97	6,35
1	1,19	1,66	878,8	1396,8	0,97	6,35
2	1,19	1,66	879	1396,7	0,97	6,34
3	1,19	1,66	879,4	1396,6	0,96	6,34
5	1,2	1,67	880	1396,7	0,94	6,33
63	1,88	2,37	1184,8	1566,4	0,89	3,6
64	1,9	2,41	1199,1	1579,9	0,91	3,5
66	1,91	2,46	1212,1	1592,8	0,94	3,33
67	1,92	2,51	1223,2	1603,4	0,96	3,14
69	1,93	2,57	1232,8	1614,5	0,99	2,93
71	1,93	2,62	1239,9	1622,4	1,03	2,7
73	1,93	2,69	1244	1634,8	1,08	2,41
74	1,93	2,78	1244,3	1641,6	1,13	2,22
76	1,92	2,76	1240	1654,8	1,2	2,01
77	1,89	2,71	1228,6	1664	1,27	1,84
79	1,85	2,7	1206	1663,3	1,37	1,71
80	1,79	2,65	1168,2	1649,8	1,51	1,66
82	1,68	2,59	1108,1	1617,3	1,67	1,72
84	1,53	2,52	1020,8	1547,2	1,85	1,85

Bei der grafischen Darstellung der Ergebnisse für $r_{\sigma_0}/J=2$ in **Bild 5.27** ist dieses Durchlaufen einer maximalen Beanspruchung klar auszumachen: Bei ca. $\omega=73^\circ$ nehmen h und S_{11} die höchsten Werte an. Auch die Unterschiede zwischen oberflächennahem Bereich und der Auswertung in Scheitelpunktnähe ist eindeutig zu erkennen. Im Gegensatz zu J_i ist bei $J_{0,2BL}$ der Unterschied der Dehnung im Übergang der beiden Auswertebereiche gering.

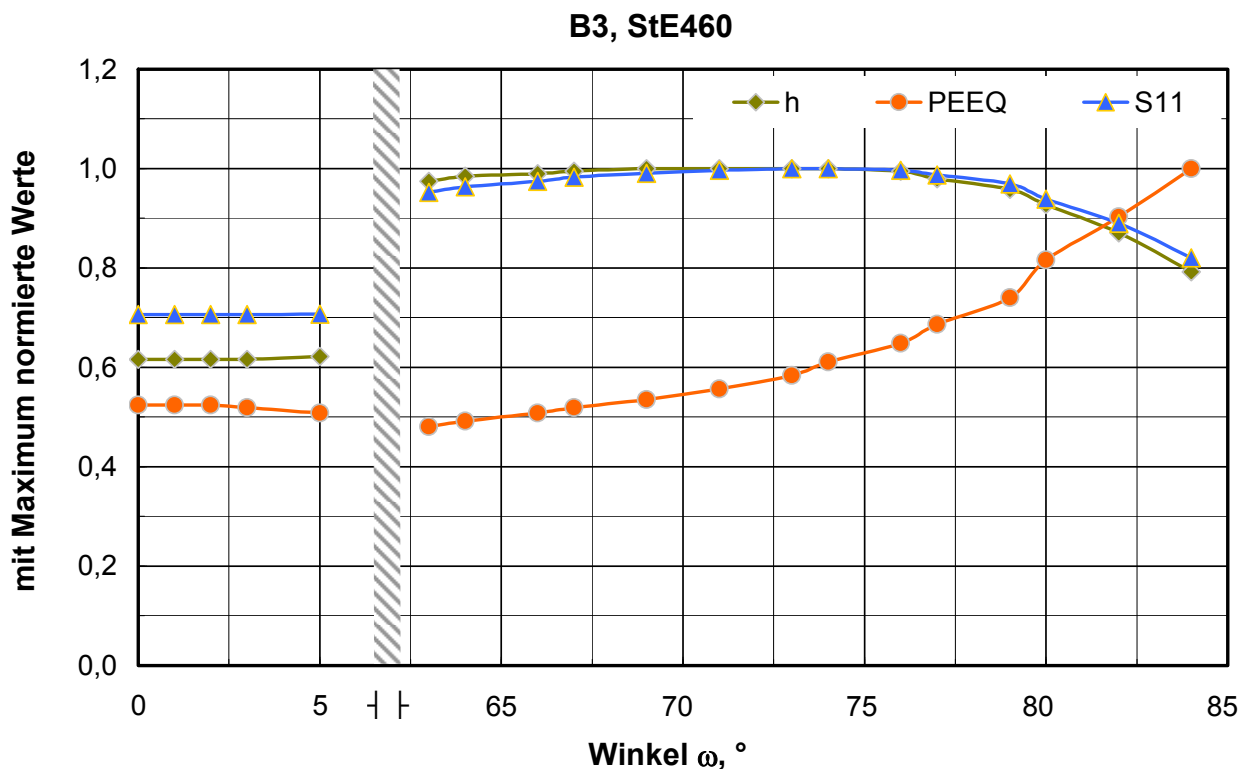


Bild 5.27: Lokale Werte entlang der Rissfront für $J_{0,2BL}$, $r\sigma_0/J=2$.

Bild 5.28 zeigt die Ergebnisse bei $r=0,12\text{mm}$. Der größte Unterschied zu Bild 5.27 ist das Erreichen der maximalen Dehnungswerte für den Bereich $\omega=0^\circ$ bis 5° . Auch der Verlauf der Dehnung bei $\omega=63^\circ$ bis 84° weist signifikante Unterschiede zu dem bei $r\sigma_0/J=2$ auf. Die Korrespondenz zwischen den einzelnen lokalen Beanspruchungsgrößen ist stärker ausgeprägt und gibt einen eindeutigen Zusammenhang wider: Mit steigender Mehrachsigkeit ist die Verformungsbehinderung größer, was zu einer Verminderung der Dehnung führt und die Rissöffnungsspannung ansteigen lässt. Die Position der höchsten lokalen Beanspruchung bei ca. $\omega=74^\circ$ ist deutlich erkennbar.

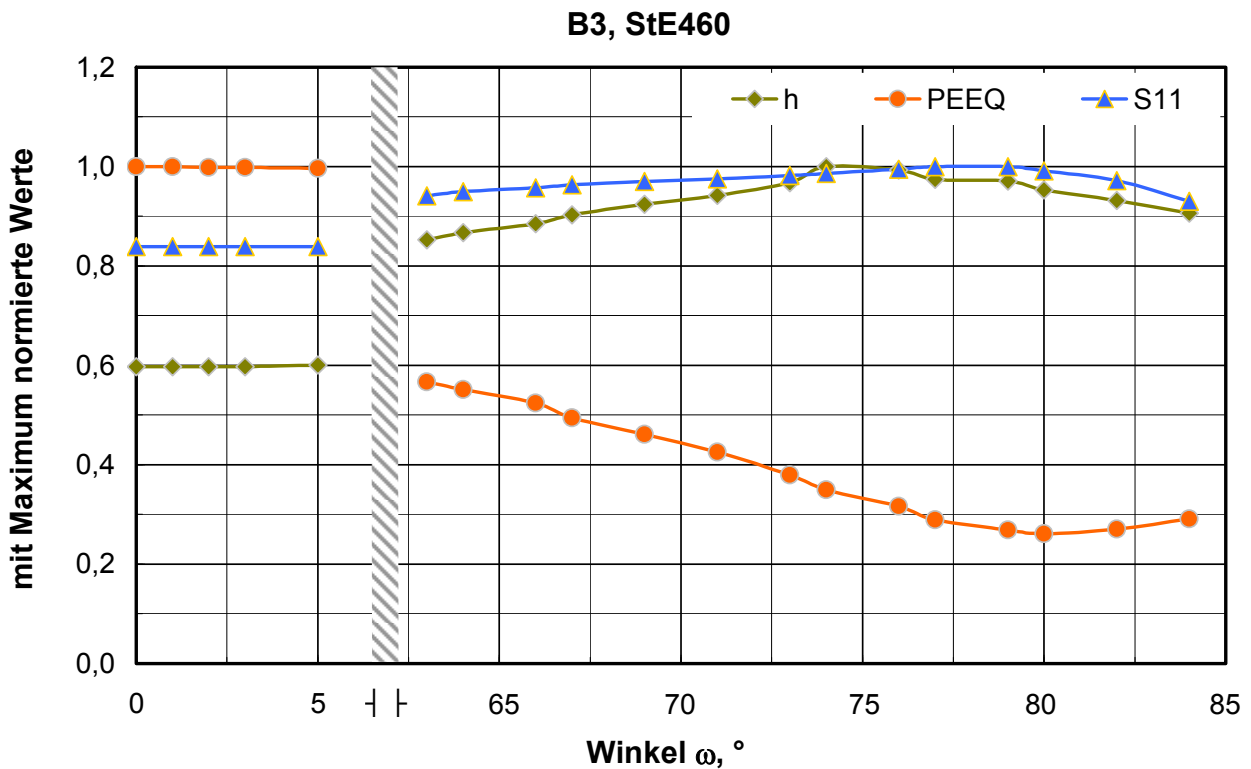


Bild 5.28: Lokale Werte entlang der Rissfront für $J_{0.2BL}$, $r=0,12\text{mm}$.

Abschließend kann festgehalten werden, dass sowohl für den Druckbehälter B2 als auch für den Druckbehälter B3 das stabile Risswachstum Δa maßgeblich durch die Dehnungsbehinderung beeinflusst ist. Der Bereich des maximalen Risswachstums Δa_{\max} fällt ungefähr mit dem der höchsten Mehrachsigkeit zusammen und tritt nicht an der tiefsten Stelle des Fehlers auf, wo die höchste Rissspitzenbelastung J ermittelt wird. Somit wird deutlich, dass für den hier betrachteten Fall eines halbelliptischen Oberflächenfehlers und duktilem Werkstoffverhalten die Rissspitzenbelastung J allein nicht dazu in der Lage ist, dass Versagensverhalten zu erfassen.

6. Anwendung der Constraint-Theorien

Da im Rahmen dieser Untersuchung insbesondere die Übertragbarkeit technischer Ersatzkennwerte für duktile Rissinitiierung überprüft wird, beschränkt sich die Auswertung der numerischen Ergebnisse sowie die Anwendung der Constraint-Theorien auf den Vergleich der Dehnungsbehinderung bei der Risspitzenbelastung J_i und $J_{0.2BL}$ der Kompaktzugprobe C(T)25sg. Diese Probenform wird üblicher Weise zur Bestimmung von Risswiderstandskurven verwendet. Im Sinne der klassischen zweiparametrischen Constraint-Theorie ist der Ort der Auswertung auf die von der Risspitzenbelastung abhängige Position $r_{\sigma_0}/J=2$ festgelegt.

In **Tabelle 6.1** und **Tabelle 6.2** sind die in [43] und [44] ermittelten Werte des J-Integrals angegeben. Neben den im Versuch bestimmten Werten sind hier zudem auch die in der FE-Simulation berechneten, arithmetischen Mittelwerte des J-Integrals $J_{3D,FEM}$ bei Erreichen des Initiierungsdruckes P_i im Behälterversuch mit angegeben.

Tabelle 6.1: Risspitzenbelastung des Vergütungsstahls 20MnMoNi5-5.

	CT25sg	MT20sg	B2 ($J_{3D,FEM}@P_i$)
J_i , N/mm	120	115	(177)
$J_{0.2BL}$, N/mm	170	237	- - -

Anhand der Tabellenwerte wird deutlich, dass der niedrigste Wert des J-Integrals jeweils mit der C(T) Probe erreicht wird. Eine Ausnahme bildet hier der J_i -Wert der Zugprobe M(T)20sg für Werkstoff 20MnMoNi5-5. Mit einem Unterschied von $\Delta J=5\text{N/mm}$ und damit deutlich unter 5% liegt die hier erreichte Risspitzenbelastung jedoch nur minimal unter der der C(T) Probe, so dass die Werte im Rahmen der zu erwartenden Streuung annähernd gleich sind.

Tabelle 6.2: Risspitzenbelastung des TM-Stahls StE460.

	CT25sg	MT20sg	B3 ($J_{3D,FEM}@P_i$)
J_i , N/mm	117	127	(175)
$J_{0.2BL}$, N/mm	163	315	- - -

Weiterhin ist den Tabellen zu entnehmen, dass der in der Simulation berechnete Wert des J-Integrals $J_{3D,FEM}$ bei Initiierung in den Druckbehältern noch oberhalb des jeweiligen Ersatzkennwertes $J_{0.2BL}$ der Kompaktzugprobe liegt. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Werte entlang der Rissfront lokal große Unterschiede aufweisen und teilweise noch höher, aber auch geringer ausfallen. Insofern täuscht der Eindruck, dass Initiierung erst bei einer größeren Rissspitzenbelastung als $J_{0.2BL}$ einsetzt.

Die T-Spannungen werden in einer linear-elastischen Rechnung mit dem Programm *ABAQUS* ermittelt. Hierfür wird die Rissspitzenbelastung J nach Gleichung 6.1 unter Vernachlässigung des plastischen Anteils in einen äquivalenten K^J -Wert umgerechnet. Für die Berechnung des K-Wertes in der Simulation werden die gleichen Konturen verwendet wie auch bei der J-Integralberechnung. Es wird anschließend der arithmetische Mittelwert $K^J_{3D,FEM}$ der einzelnen Layer-Werte gebildet, wobei der Wert des Layers an der freien Oberfläche bei $\omega=90^\circ$ wieder nicht berücksichtigt wird:

$$K^J = \sqrt{\frac{E J}{1 - \nu^2}} \quad (6.1)$$

Für den Vergleich der lokalen Werte wird bei der Auswertung der Constraint-Parameter der Druckbehälter jeweils die Position entlang der Rissfront gewählt, wo die Mehrachsigkeit h bei $J_{0.2BL}$ ihr Maximum erreicht. Diese Position fällt wie unter Kapitel 5.2.2 erläutert annähernd mit dem Bereich des größten Anteils stabilen Risswachstums zusammen. Für den Behälter B2 ist das bei Winkel $\omega=71^\circ$, für den Behälter B3 bei $\omega=74^\circ$. Die Ergebnisse der Berechnung der T-Spannung sind in **Tabelle 6.3** angegeben. In der Kompaktzugprobe werden ausschließlich positive T-Spannungen ermittelt, so dass kein signifikanter Einfluss auf die plastische Zone zu erwarten ist. Sowohl für die Zugprobe als auch für die Behälter B2 und B3 nimmt die T-Spannung negative Werte an. Demnach wird die

Dehnungsbehinderung im Bereich der Rissspitze abgebaut. Weiterhin steigt ihr Betrag beim Übergang von J_i auf $J_{0.2BL}$, so dass durch die Erhöhung der Rissspitzenbelastung der Einfluss der T-Spannung auf die Dehnungsbehinderung steigt. Für die Zugprobe nimmt die T-Spannung mit Abstand die größten Beträge an, die Dehnungsbehinderung wird hier also am stärksten beeinflusst.

Tabelle 6.3: Ermittelte Werte der T-Spannung aus FEM, [MPa].

Beanspruchung	20MnMoNi5-5			StE460		
	C(T)25sg	M(T)20sg	B2	C(T)25sg	M(T)20sg	B3
K_i^J	309	-519	-397	310	-703	-211
$K_{0.2BL}^J$	368	-618	-472	366	-830	-250

Zur Ermittlung der Rissöffnungsspannung des Referenzfeldes wird das unter Kapitel 2.3.3 beschriebene SSY-Modell verwendet (Vgl. auch [50]). Die Ergebnisse sind **Tabelle 6.4** zu entnehmen. Sie werden für die Berechnung des Q Parameters nach Gleichung 2.3.8 verwendet.

Tabelle 6.4: Rissöffnungsspannung $(\sigma_{\theta\theta})_{Ref}$ des SSY-Referenzfeldes für $\theta=0$, [MPa].

Beanspruchung	20MnMoNi5-5	StE460
K_i^J	1397	1419
$K_{0.2BL}^J$	1397	1419

Bei den Bruchmechanikproben wird die Auswertung in der Mitte entlang der Symmetrieebene vorgenommen, da dort die höchste Dehnungsbehinderung auftritt.

Tabelle 6.5: Constraint-Parameter für Stahl 20MnMoNi5-5.

	h		Q		T/ σ_0	
	J_i	$J_{0.2BL}$	J_i	$J_{0.2BL}$	J_i	$J_{0.2BL}$
C(T)25sg	2,53	2,52	0,14	0,14	0,67	0,8
M(T)20sg	1,55	1,47	-0,66	-0,69	-1,13	-1,34
B2	1,9	1,77	-0,56	-0,52	-0,86	-1,03

In **Tabelle 6.5** sind die Werte der Constraint-Parameter für den Stahl 20MnMoNi5-5 bei J_i und $J_{0,2BL}$ angegeben. In der CT-Probe wird die höchste Spannungsmehrachsigkeit erreicht. Zudem sind hier sowohl die Werte des Q-Parameters als auch die Werte der normierten T-Spannung >0 und weisen somit eine hohe Dehnungsbehinderung aus. Während der Q-Parameter beim Übergang von J_i auf $J_{0,2BL}$ unverändert bleibt, ist für h ein leichter Rückgang zu verzeichnen. Diese Tendenz kann jedoch durch die T-Spannung nicht bestätigt werden.

Die geringste Dehnungsbehinderung wird bei der Probe MT20sg ermittelt. Die Spannungsmehrachsigkeit erreicht hier im Vergleich die niedrigsten Werte, der Q-Parameter und auch die T-Spannung ist deutlich <0 . Der Anstieg der Risspitzenbelastung beim Übergang von J_i auf $J_{0,2BL}$ führt zu einer Abminderung von h . Diese Tendenz findet sich sowohl bei dem Q-Parameter als auch in der T-Spannung wieder, so dass insgesamt ein Abbau der Dehnungsbehinderung mit Zunahme der Risspitzenbelastung festgestellt werden kann.

Für den Druckbehälter B2 ist die Spannungsmehrachsigkeit bei $J_{0,2BL}$ mit $h=1,77$ geringer ist als bei J_i mit $h=1,9$. Der Q-Parameter offenbart eine gegenläufige Tendenz. Mit $Q=-0,56$ bei J_i und $Q=-0,52$ bei $J_{0,2BL}$ ist diese jedoch nicht signifikant, so dass der Q-Parameter als annähernd gleich betrachtet wird. Die Werte der T-Spannung sind ebenfalls <0 und zeigen somit auch eine geringe Dehnungsbehinderung an. Normiert mit σ_0 fallen die Beträge kleiner aus als für die Probe M(T)20sg. Ihre Tendenz bei Zunahme der Risspitzenbelastung J stimmt jedoch im Gegensatz zum Q-Parameter mit der der Mehrachsigkeit h überein.

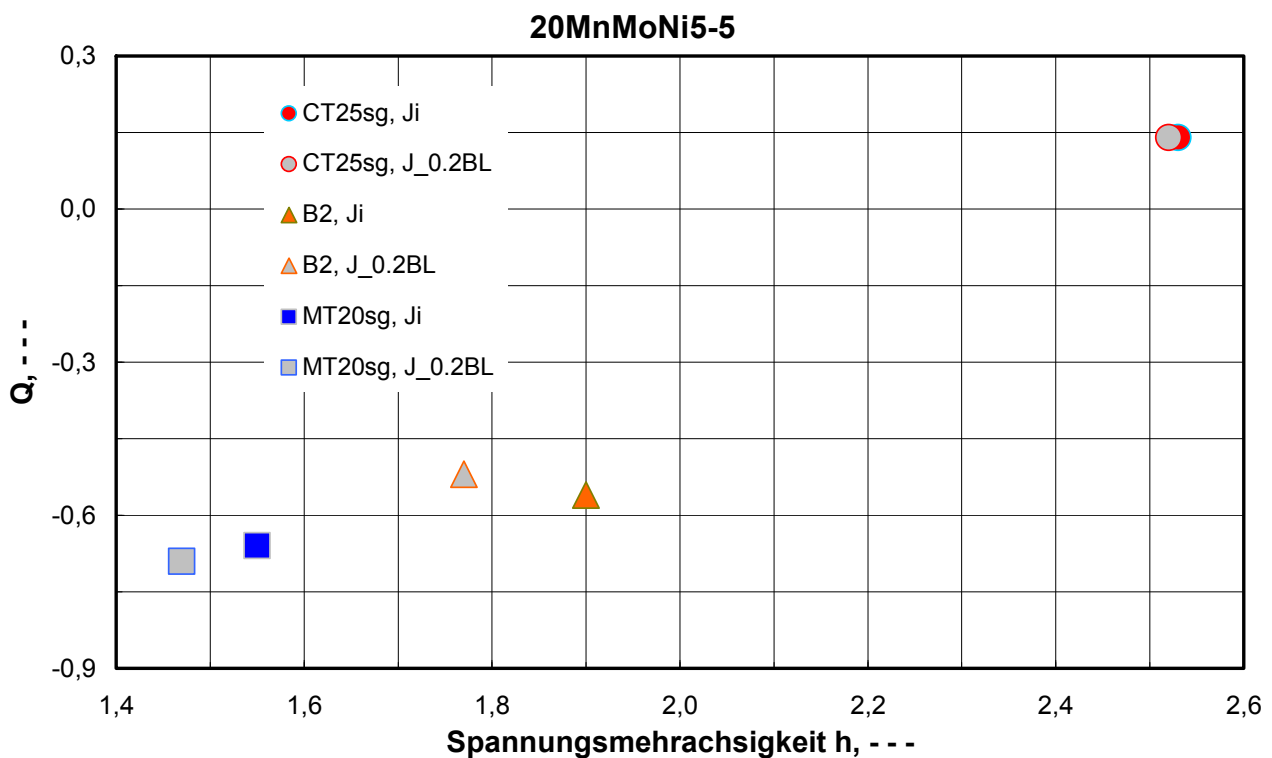


Bild 6.1: Mehrachsigkeitsparameter des Vergütungsstahls 20MnMoNi5-5.

Die Ergebnisse des Q-Parameters aus Tabelle 6.5 in Abhängigkeit der Spannungsmehrachsigkeit h sind in **Bild 6.1** dargestellt. Für die Probe C(T)25sg wird die mit Abstand höchste Mehrachsigkeit ermittelt. Die geringste Mehrachsigkeit wird in Probe MT20sg erreicht, was mit dem Q-Parameter und der T-Spannung korrespondiert, die beide Werte deutlich <0 annehmen. Die Dehnungsbehinderung im Druckbehälter B2 liegt etwas oberhalb der in Probe M(T)20sg. Die Ergebnisse des Q-Parameters für B2 bestätigen jedoch nicht die Tendenz in der Spannungsmehrachsigkeit h , welche mit Zunahme der Risspitzenbelastung J einen leichten Rückgang der Dehnungsbehinderung anzeigt. Insbesondere in der Probe M(T)20sg ist hingegen ein Rückgang der Dehnungsbehinderung mit Zunahme der Risspitzenbelastung J zu verzeichnen, während in der Probe C(T)25sg die Dehnungsbehinderung nahezu unverändert bleibt.

Tabelle 6.6: Constraint-Parameter für Stahl StE460.

	h		Q		T/σ₀	
	J _i	J _{0,2BL}	J _i	J _{0,2BL}	J _i	J _{0,2BL}
C(T)25sg	2,4	2,4	0,13	0,13	0,63	0,75
M(T)20sg	1,55	1,52	-0,67	-0,7	-1,43	-1,69
B3	1,98	1,93	-0,31	-0,36	-0,43	-0,51

Die Ergebnisse der Auswertung der Constraint-Parameter für Stahl StE460 sind in **Tabelle 6.6** angegeben. Die höchste Dehnungsbehinderung wird wieder in der C(T)-Probe erreicht. Hierbei zeigt sich weder in der Mehrachsigkeit noch im Q-Parameter ein Einfluss aus der Erhöhung der Risspitzenbelastung von J_i auf J_{0,2BL}. In beiden Fällen wird h=2,4 und Q=0,13 ermittelt. Lediglich die T-Spannung steigt leicht an. Alle Werte für die Kompaktzugprobe sind >0. Die Probe M(T)20sg weist mit Mehrachsigkeiten unter h=1,6 die niedrigste Dehnungsbehinderung auf. Auch die ermittelten Werte des Q-Parameters und vor allem der T-Spannung sind dem entsprechend deutlich <0. Die sich beim Übergang von J_i auf J_{0,2BL} ergebenden Tendenzen sind für alle drei Größen eindeutig und zeigen einen Rückgang der Dehnungsbehinderung beim Anstieg der Risspitzenbelastung. Dies gilt auch für den Behälter B3. Die Mehrachsigkeit liegt hier mit Werten von h<2 in der Mitte zwischen den Werten der Bruchmechanikproben. Sowohl Q-Parameter als auch T-Spannung sind für B2 deutlich <0, so dass lediglich eine geringe Dehnungsbehinderung besteht.

In **Bild 6.2** ist der Q-Parameter als Funktion von h aufgetragen. Es ist ein nahezu linearer Zusammenhang zu erkennen. Die Dehnungsbehinderung im Behälter B3 gliedert sich mittig zwischen M(T)- und C(T)-Probe ein. Im Vergleich zu Stahl 20MnMoNi5-5 ist die Dehnungsbehinderung in der C(T)-Probe etwas geringer, wohingegen für die M(T)-Probe ähnliche Werte erreicht werden.

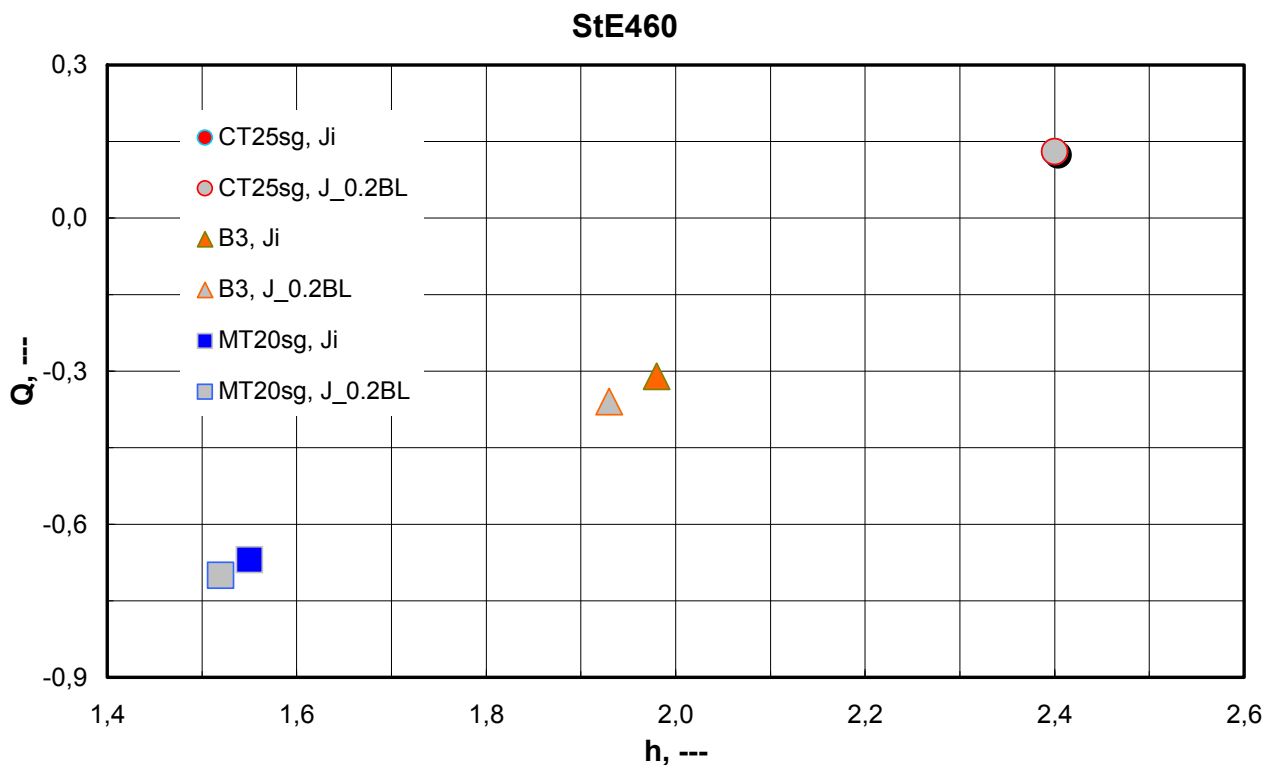


Bild 6.2: Mehrachsigeitsparameter des TM-Stahls StE460.

Auf einen Vorschlag von Roos geht der Ansatz zurück, die Mehrachsigkeit nicht nur lokal an einem festen Ort auszuwerten, sondern über einen repräsentativen Auswertebereich r_i im Ligament zu integrieren. Dieser Bereich wird, wie bereits in Kapitel 2.3.4 beschrieben, definiert als kleinerer von $0 < r_i < 0,3(W-a_0)$ und $0 < r_i < r_{(h=0,66)}$. Die Ergebnisse des Integrals von h über r_i sind in **Tabelle 6.7** angegeben. Bei den Modellen der Bruchmechanikproben wird die Symmetrieebene in der Probenmitte betrachtet. Für die Auswertung im Druckbehälter wird, wie bereits zuvor erläutert, die Position entlang der Rissfront gewählt, bei der die Mehrachsigkeit h unter $J_{0.2BL}$ ihr Maximum erreicht. Das Integral wird für Druckbehälter B2 und B3 bis zu einem Abstand von $r=6,00\text{mm}$ von der Risspitze gebildet, so dass r_i hier auch annähernd die Streckenlänge der Auswertung in den Bruchmechanikproben erfasst. Für den Beginn des Integrals wird in allen Fällen der dritte Knoten vor der Risspitze ungefähr bei $r=0,1\text{mm}$ gewählt, an dem das erste und zweite Element vor der Risspitze miteinander verbunden sind.

Tabelle 6.7: Integral I_h von h über repräsentative Strecke r_i nach Roos [39].

	20MnMoNi5-5		StE460	
	J_i	$J_{0,2BL}$	J_i	$J_{0,2BL}$
C(T)25sg	10,19	10,81	9,87	10,43
M(T)20sg	5,98	6,51	6,07	6,61
Behälter	7,43	7,58	8,00	8,14

Für die Überprüfung des Auftretens von Sprödbruch wird ein kritischer Mehrachsigkeitsquotient q_c definiert, der von der Querkontraktionszahl ν abhängt (s.h. Gleichung 2.3.1). Unter der Annahme von $\nu = 0,3$ und umgerechnet in h nimmt dieser kritische Wert den Betrag $h_c = 2,17$ an. Nach [39] muss der Quotient aus Integralwert in Tabelle 6.7 und Länge des repräsentativen Auswertebereichs $I_h/r_i \leq h_c$ sein, um Sprödbruch auszuschließen. Dies trifft bei der hier vorliegenden Auswertelängen von durchweg $r_i > 5,9\text{mm}$ zu. Bei Erreichen von J_i ist duktiler Risswachstum zu erwarten, wenn $I_h/r_i \ll h_c$ ist. Mit $I_h/r_i = 1,73$ hat die C(T)-Probe den höchsten Wert, insgesamt wird h_c also nicht erreicht. Aufgrund der Versuchsergebnisse wurde bereits gezeigt, dass stabiles Risswachstum eintritt, so dass diese Aussagen bestätigt werden konnten.

Weiterhin soll die Risswiderstandskurve der Probe dann auch das Risswachstumsverhalten im Bauteil repräsentieren, wenn der Integralwert für Risspitzenbelastungen $J > J_i$ ungefähr gleich dem der Probe ist. Dies trifft hier weder für die C(T)-Probe noch für die M(T)-Probe zu. Mit den Werten der C(T)-Probe würde ein zu großes Risswachstum unterstellt werden, wohingegen mit den Werten der M(T)-Probe das Risswachstum zu gering wäre. Eine direkte Übertragbarkeit der Risswiderstandskurve ist demnach nicht gegeben.

Vergleicht man vor diesem Hintergrund die ermittelten Werte des J-Integrals in Tabelle 6.1 und Tabelle 6.2, so lässt sich zumindest die festgestellte Tendenz bzgl. des Risswachstums bestätigen. Die erreichten Werte $J_{0,2BL}$ der M(T)-Proben liegen um Faktor 2 bis 2,5 höher als bei den Kompaktzugproben, die normierten Integralwerte der Mehrachsigkeit I_h/r_i um ca. Faktor 1,6 niedriger. Ein Vergleich mit den Werten $J_{3D,FEM}$ der Druckbehälter ist hier nicht ohne Weiteres möglich. Aufgrund der lokal stark unterschiedlichen Werte des J-Integrals entlang der

halb elliptischen Risskontur ist die Aussagekraft einer rein auf der Rissspitzenbelastung basierenden Betrachtung fraglich. Vielmehr zeigen die Ergebnisse, dass erst die Berücksichtigung der Mehrachsigkeit eine Beschreibung des Risswachstums im Bauteil möglich machen kann.

Hinsichtlich der Frage nach der Anwendbarkeit des Ersatzkennwertes $J_{0.2BL}$ der C(T)-Probe kann eine eindeutige Antwort gegeben werden. Die Analyse des lokalen Spannungszustandes in den Druckbehältern hat gezeigt, dass hier Dehnungsbehinderungen deutlich unter dem Niveau der Kompaktzugprobe liegen. Dementsprechend ist die Anwendung des Ersatzkennwertes $J_{0.2BL}$ möglich, was zudem auch durch die Versuchsergebnisse bestätigt werden konnte. Die Verwendung der Risswiderstandskurve von C(T)- oder M(T)-Probe zur Beschreibung des weiteren Risswachstums im Druckbehälter ist allerdings insofern unsicher, als dass die Werte der Mehrachsigkeit sowie der Rissspitzenbelastung entlang der halb elliptischen Rissfront lokal große Unterschiede aufweisen.

7. Abschließende Diskussion

Die Übertragbarkeit von in Laborversuchen ermittelten Kennwerten auf Bauteile und deren Verwendung im Rahmen von Sicherheitsanalysen ist von fundamentaler Bedeutung. Hierbei sollte klar sein, dass Normproben eine Idealisierung darstellen und ausschließlich das Werkstoffverhalten repräsentieren. Dennoch konnte vielfach gezeigt werden, dass durch die Wahl der Probe sowohl im Sinne von Abmessung und Geometrie als auch von Probentyp und Beanspruchungsart ein deutlicher Einfluss auf das Versuchsergebnis besteht. Diesem Umstand wurde zunächst Rechnung getragen, indem in Abhängigkeit von Geometrie und Festigkeit Gültigkeitsgrenzen für die ermittelten Kennwerte festgelegt wurden. Diese größtenteils empirischen Grenzen haben nach wie vor Bestand und sind in den einschlägigen Prüfnormen angegeben. Das Ziel ist hierbei immer, eine kritische Größe als unteren Grenzwert für die Beanspruchbarkeit zu bestimmen, der dann den Übergang vom sicheren zum unsicheren Bauteilverhalten definiert. Als solcher muss dieser Grenzwert allgemeine Gültigkeit besitzen und für alle Bauteile anwendbar sein. Geometrie- und Beanspruchungseinflüsse des jeweiligen Bauteils bleiben hierbei weitgehend unberücksichtigt. Somit können sich in einzelnen Anwendungsfällen erhebliche Sicherheitsreserven ergeben. Die Anwendung eines allgemein gültigen unteren Grenzwertes der Beanspruchbarkeit führt dann zu deutlich konservativen Abschätzungen.

Im Zuge der Weiterentwicklung PC-gestützter Berechnungsmethoden haben sich neue Möglichkeiten ergeben, die lokale Beanspruchung an Rissspitzen auszuwerten, so dass diese bei einer Sicherheitsbewertung berücksichtigt werden kann. Das erhoffte Potential steckt hierbei in der Möglichkeit, den Grenzwert der Beanspruchbarkeit individuell an den jeweiligen Anwendungsfall anzupassen, vorhandene Sicherheitsmargen auszuschöpfen und somit einen ökonomischen (Laufzeitverlängerung von Anlagen, Planungsvorlauf für Revisionen) sowie ökologischen (Verlängerung der Einsatzzeit von Komponenten, Schonen von Ressourcen) Vorteil zu schaffen.

Im Rahmen der hier vorliegenden Untersuchung wurden die gängigen Methoden der Constraint-Berücksichtigung mit dem Ziel angewendet, die Übertragbarkeit

bruchmechanischer Kennwerte zu überprüfen. Die Untersuchung beschränkt sich auf den Bereich der Hochlage, der Spröbruch wird nicht behandelt. Alle Betrachtungen führten zu dem Ergebnis, dass der Ersatzkennwert der Rissspitzenbelastung $J_{0.2BL}$ der C(T)-Probe auf den Druckbehälter mit Oberflächenfehler übertragbar ist. Belegt werden konnte diese Aussage durch entsprechende Versuchsergebnisse.

Dennoch ist die Berücksichtigung des Spannungszustandes für den Vergleich zwischen Normprobe und Bauteil mit Vorsicht durchzuführen. Bei der Berechnung und Auswertung der Dehnungsbehinderung an Rissspitzen gibt es einige Unsicherheiten. Hierbei spielt insbesondere die Tatsache, dass sich ein realer Riss im Dreidimensionalen erstreckt, die lokale Betrachtung der Beanspruchung jedoch im Zweidimensionalen erfolgt, eine nicht zu vernachlässigende Rolle. Die in diesem Zusammenhang anschließende Reduzierung auf eindimensionale, örtliche Einzelwerte, ausgedrückt als Constraint-Parameter, stellt eine weitere, erhebliche Vereinfachung dar. Für eine Bruchmechanikprobe mit durchgehendem Fehler tritt die höchste Beanspruchung und die größte Dehnungsbehinderung klar in Probenmitte auf, die Wahl der entsprechenden Position entlang einer halbelliptischen Rissfront im Bauteil ist jedoch - insbesondere bei komplexer Geometrie, wie z.B. in einem Rohrleitungsabzweig, und sich überlagernden Beanspruchungen - nicht ohne weiteres möglich.

Bei der numerischen Berechnung des J-Integrals wird die Rissspitzenbelastung auch bei dreidimensionalen Strukturen stets als zweidimensionale Größe berechnet. Hierfür wird das FE Modell entlang der Rissfront über die Dicke in einzelne Schichten, sogenannte Layer unterteilt, in deren Grenz- oder Stoßflächen dann jeweils ein J-Wert berechnet wird. Der dreidimensionale Wert J_{3D} wird dann üblicher Weise als Mittelwert über die Layer berechnet. Während für die Bruchmechanikproben mit gerader Rissfront keine gravierenden Unterschiede auftreten, können die einzelnen Werte entlang einer halbelliptischen Rissfront beträchtliche Schwankungen aufweisen. Es treten lokal signifikante Unterschiede in der Höhe der Rissspitzenbeanspruchung auf, was die generelle Anwendung eines festen Grenzwertes für das J-Integral erschwert. Diese Winkelabhängigkeit der Beanspruchung entlang der Rissfront ist umso ausgeprägter, je kleiner das Halbachsenverhältnis a/c und je größer die relative Tiefe a/t ist [51]. Mit

steigendem Halbachsenverhältnis und zunehmender Risstiefe wandert das Maximum der Beanspruchung vom Scheitelpunkt des Risses zur Oberfläche. Dieser Zusammenhang zeigt sich hier beim Vergleich der J-Werte entlang der Rissfront zwischen B2 mit $a/c=0,239$ und $a=21,6\text{mm}$ und B3 mit $a/c=0,292$ und $a=28,04\text{mm}$. Während für B2 die maximale Rissspitzenbelastung eindeutig in der Mitte des Fehlers auftritt und das J-Integral zum Rand hin abfällt, nehmen die Werte entlang der Rissfront in Behälter B3 in Richtung Oberfläche nur allmählich ab, sodass eine hohe Rissspitzenbelastung über einen weiten Bereich entlang der Rissfront besteht.

Weiterhin konnte gezeigt werden, dass nicht die Rissspitzenbelastung J allein, sondern vor allem auch die Mehrachsigkeit des Spannungszustandes das duktile Risswachstum maßgeblich beeinflusst. Auch hier spielt die Geometrie eine entscheidende Rolle. Mit sinkendem Verhältnis a/c und demnach eher flachen und langen Rissen verlagert sich das Risswachstum von Dicken- in Längsrichtung des Rohres, was als Kanu-Effekt bezeichnet wird [52]. Die Kontur des Risswachstums verläuft dann ähnlich der Form eines Kanus in der Seitenansicht, da der größte Anteil stabilen Risswachstums nicht im Bereich der tiefsten Stelle des Fehlers auftritt, sondern ungefähr bei $\pm 70^\circ$ nahe der Oberfläche. Wie von Zadeh gezeigt, ist hierfür die Dehnungsbehinderung maßgeblich [53]. Bei der Durchführung von Leck-vor-Bruch-Analysen druckführender Komponenten ist die Ausbildung der Risskontur von entscheidender Bedeutung, da sie die Länge des wanddurchdringenden Fehlers bestimmt. Anhand der schematischen Darstellung in **Bild 7.1** soll dieser Zusammenhang im Folgenden verdeutlicht werden. Das Risswachstum eines halb elliptischen Oberflächenfehlers kann hiernach in vier Phasen eingeteilt werden. Ausgehend vom Anfangsfehler der Tiefe a_0 und der Länge $2c_0$ wächst der Riss in Phase I zunächst unterkritisch. In Phase II tritt mit der kritischen Fehlertiefe a_{cL} und der kritischen Fehlerlänge $2c_{cL}$ die Wanddurchdringung ein. Der Moment des Wanddurchbruchs wird als lokale Instabilität bezeichnet, bei dem dann die Risslänge auf $2c_D$ ansteigt. In Phase drei steigt die Fehlergröße unter stabilem Risswachstum bis zu einer kritischen Länge $2c_{cG}$ an, mit der dann die Phase IV erreicht ist und globale Instabilität zum vollständigen Ausfall des Bauteils führt. Wenn ein halb elliptischer Oberflächenfehler also ein stärker ausgeprägtes Risswachstum in Längsrichtung aufweist, vergrößert

das die Länge des Fehlers bei Wanddurchdringung $2c_D$. Dies führt zu einer Verkürzung der Phase III und kann im Extremfall auch direkt in Phase IV, dem Bauteilversagen, münden, wenn die kritische Länge $c_D=c_{cG}$ erreicht ist. Wie in Bild 7.1 mit dem gestrichelten senkrechten Pfeil bei t_3 angedeutet, würde dann Bruch vor Leck eintreten. Somit kann der Wanddurchbruch in Phase II auch als Verzweigungspunkt zwischen lokaler oder globaler Instabilität aufgefasst werden.

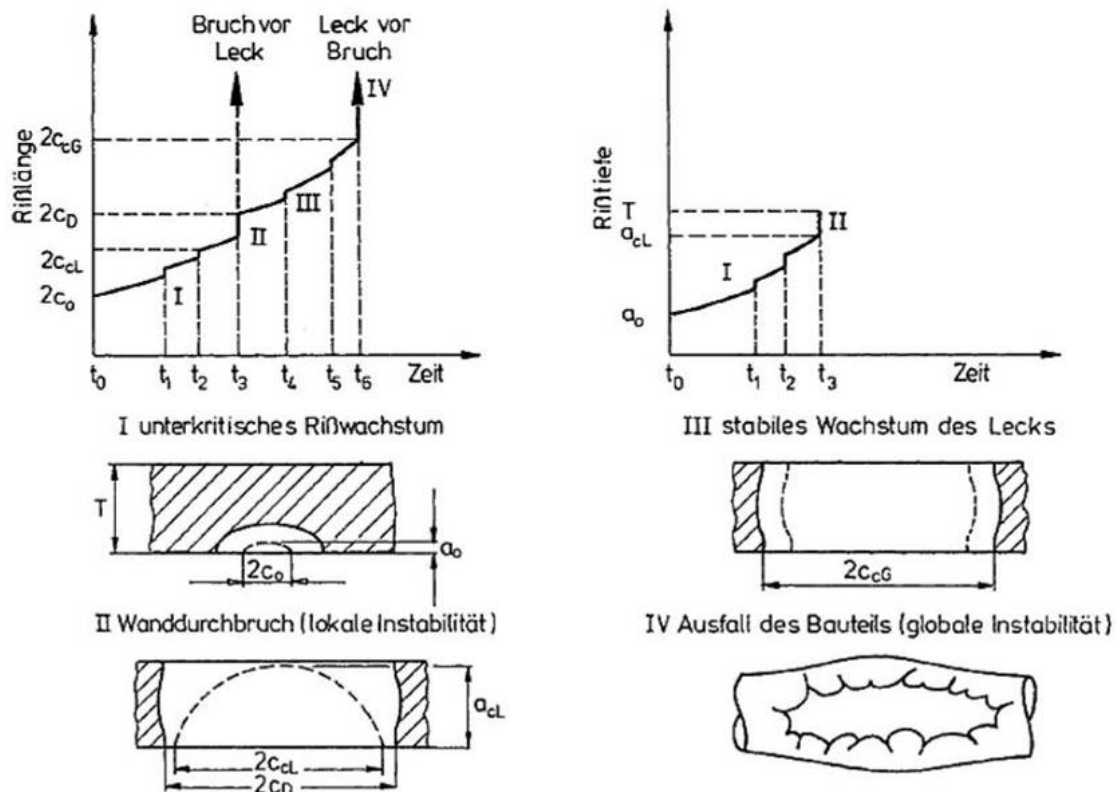


Bild 7.1: Ausbreitung eines halb-elliptischen Oberflächenrisses [54].

Eine weitere Einflussgröße auf die Ausbildung der Risskontur und das Risswachstum ist die Art der Beanspruchung. Die Dehnungsbehinderung ist z.B. bei rein auf Zug beanspruchten Proben eine andere als bei biegebeanspruchten [55]. Somit wird deutlich, dass die Wahl der Auswerteposition nicht aufgrund der Risspitzenbelastung allein, sondern vielmehr auch anhand der Dehnungsbehinderung zu treffen ist.

Wenn die Festlegung der Position für die Auswertung des lokalen Spannungszustandes getroffen wurde, ergeben sich für die darauf folgende Betrachtung im Zweidimensionalen weitere Fragen hinsichtlich der Bestimmung der örtlichen Beanspruchungsgrößen. Es wird der Verlauf der den Spannungszustand

beschreibenden Größen entlang eines Pfades im Ligament ausgewertet, und üblicherweise ein Abstand r von der Rissspitze festgelegt, an dem die Werte bestimmt werden. Bei den zweiparametrischen Ansätzen der elastisch-plastischen Bruchmechanik ist dies üblicherweise der von der Rissspitzenbelastung und der Streck- oder Dehngrenze abhängige Ort $r_{\sigma_0/J}=2$. Bei großen Rissspitzenbelastungen kann r mehrere Millimeter von der Rissspitze entfernt liegen, so dass der Einfluss der Singularität schon weitgehend abgeklungen ist und dementsprechend eine niedrige Dehnungsbehinderung ausgewiesen wird. Dies gilt insbesondere für moderne, hochzähe Stähle, wo sich der physikalische und der technische Kennwert der duktilen Rissinitiierung um Faktor 2 bis 4 unterscheiden können, wie am Beispiel eines Stahls S355M in **Bild 7.2** gezeigt.

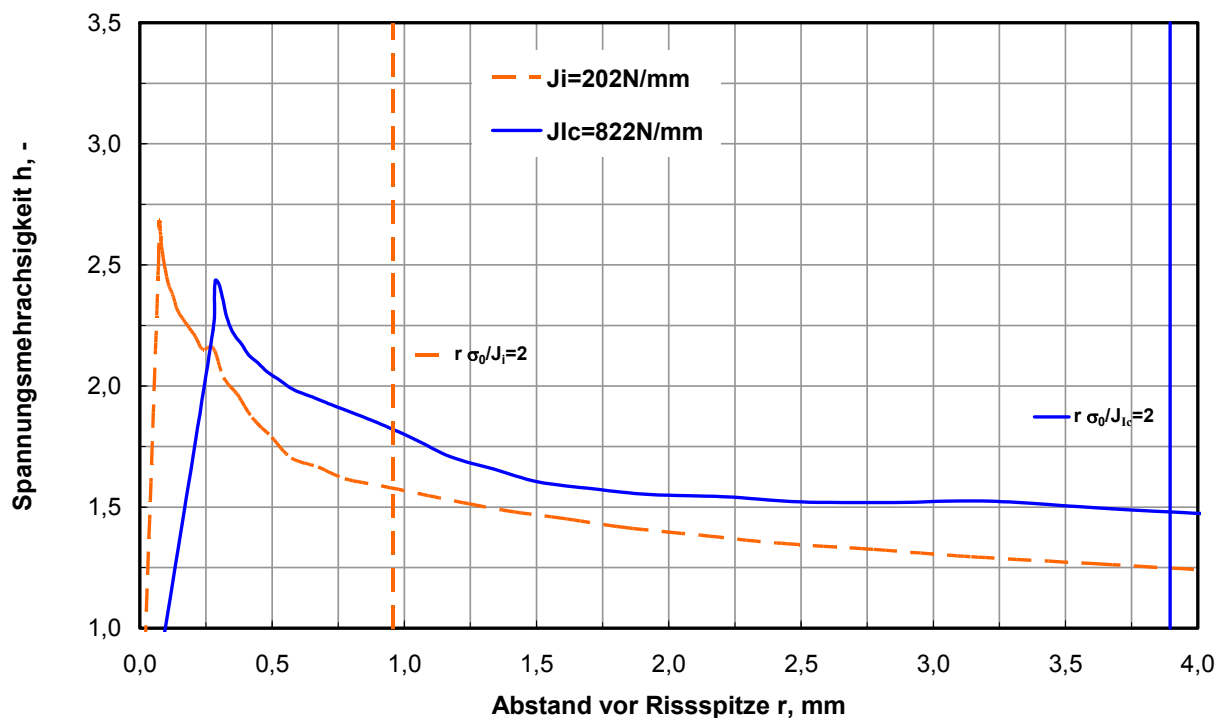


Bild 7.2: Mehrachsigkeit h im Ligament, Beispiel aus [61].

Die Auswirkung auf das Ergebnis aus der Wahl der Auswerteposition sind exemplarisch anhand der Berechnungsergebnisse für Behälter B2 in **Bild 7.3** dargestellt. Der signifikante Einfluss auf die Werte der Spannungsmehrsichtigkeit h ist klar zu erkennen. Insbesondere im oberflächennahen Bereich ergeben sich sowohl quantitativ als auch qualitativ erhebliche Unterschiede. Die Verwendung des Maximalwertes der Spannungsmehrsichtigkeit h vor der Rissspitze ist auch nicht sinnvoll. Dessen Betrag ist sowohl beeinflusst vom zugrunde liegenden Elementtyp

(quadratische oder lineare Ansatzfunktion; reduzierte oder volle Integration; Art der eingepprägten Singularität der kollabierten Elemente) als auch von der Größe der Elemente selbst. Je kleiner das Element und desto kürzer der Abstand zur Risspitze, desto höher der Maximalwert. Generell sind die für ein Element an den Stützstellen berechneten Werte, welche dann für die Ausgabe zu den Knoten extrapoliert werden, als Mittelwerte über die Fläche oder das Volumen des Elementes zu betrachten. Weiterhin muss an den Stoßstellen benachbarter Elemente aus den jeweiligen Elementlösungen ein Mittelwert gebildet werden. Der Versuch, sich mit immer feinerer Elementierung der Singularität an der Risspitze weiter anzunähern, und die großen Spannungen und Dehnungen mit höherer Genauigkeit zu erfassen oder gar einen festen Wert zu erhalten, ist eine Illusion. Wie von Brocks in [56] kommentiert, verlieren die kontinuumsmechanischen Größen Spannung und Dehnung unterhalb einer bestimmten Längendimension ihre Bedeutung, so dass der Verfeinerung eines FE-Netzes prinzipiell Grenzen gesetzt sind. Die Betrachtung der Dehnungsbehinderung sollte vor diesem Hintergrund nicht als eine Frage nach absoluten, sondern vielmehr nach relativen Werten angesehen werden. Insofern kann die durchgängige Einhaltung der Elementierung des FE-Netzes im Rahmen einer solchen Untersuchung ausreichen, um zu einer verwertbaren Aussage zu kommen. Nichts desto trotz spielt die Position der Auswertung für den Betrag der lokalen Größen weiterhin eine bedeutende Rolle, insbesondere auch wenn man z.B. Risswachstumsverhalten beschreiben will.

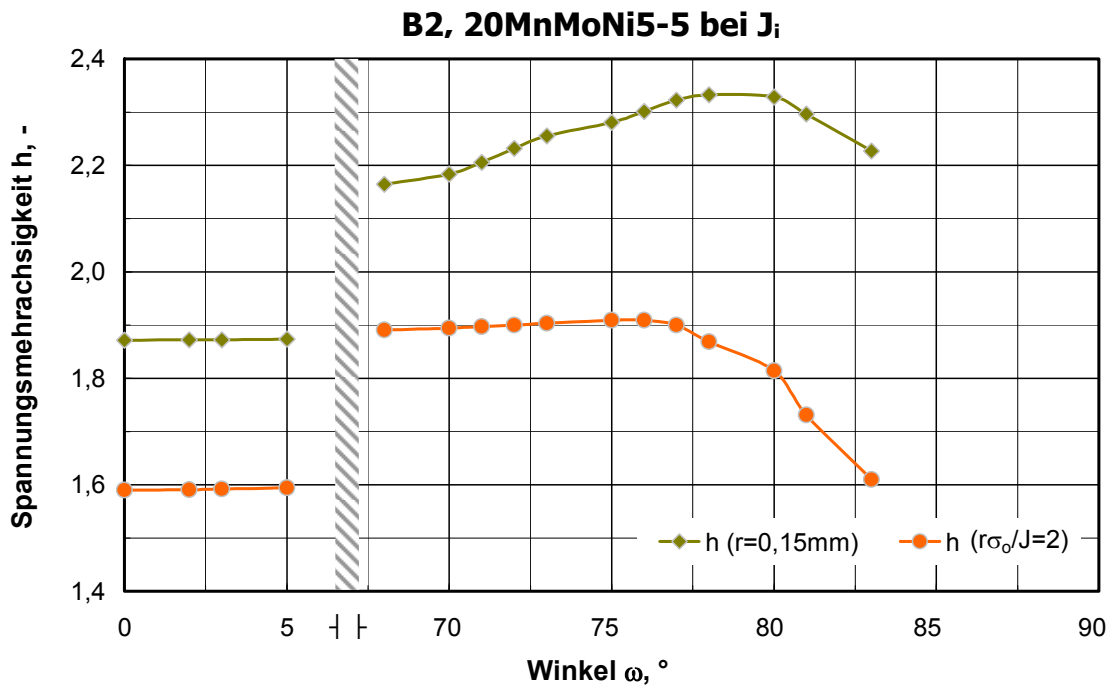


Bild 7.3: Spannungsmehrsichtigkeit h im Ligament bei $r=0,15\text{mm}$ und $r=0,52\text{mm}$.

Anstelle einer punktuellen Auswertung ist der Vorschlag zur Berücksichtigung einer Strecke entlang des Ligamentes eine Verbesserung, denn die Wirkung der Dehnungsbehinderung ist nicht punktuell, sondern räumlich zu sehen. Die Dehnungsbehinderung bildet sich um die Singularität und die eigentliche Prozesszone an der Risspitze herum aus, und nimmt Einfluss auf die plastische Verformbarkeit und den Abbau von Spannungsspitzen durch Umlagerung (Stützwirkung). Zudem würden die im vorherigen Absatz diskutierten Einflussgrößen durch eine solche Integration deutlich abgeschwächt. Dabei ist die Idee an sich nicht neu und wurde schon in einem ähnlichen Zusammenhang bereits im Jahre 1973 von Knott und Rice diskutiert [57]. Allerdings ging es hierbei um das Tieflagenverhalten und die Beziehung zwischen kritischer Rissöffnungsspannung und Spaltbruch. Die Frage nach der Relevanz eines lokalen Einzelwertes ist also weiterhin präsent. Wie groß ein relevanter Auswertebereich r_i für die Integration des Mehrachsigkeitsparameters, sei es nun q oder h , im Rahmen einer Constraint-Betrachtung gewählt werden sollte, bleibt offen. Insbesondere der Beginn des Integrals kann dabei jedoch von großer Bedeutung sein, da in Richtung der Risspitze das Maximum von h auftritt. Doch auch wenn die Schädigung wie in [43] auf S.154 beschrieben üblicher Weise in einem Abstand von 0,1mm bis 0,3mm vor der Risspitze auftritt, muss dieser Bereich nicht zwangsläufig für eine

Bewertung der Dehnungsbehinderung relevant sein und berücksichtigt werden. Wie bereits ausgeführt ist die Dehnungsbehinderung eher als eine die Prozesszone charakterisierende Größe zu verstehen, die die Duktilität und das Verformungsvermögen prägt.

Eine Betrachtung der Steigung des Verlaufs der Mehrachsigkeit im Ligament nach Durchlaufen des Minimums von q , wie von Clausmeyer et al. [60] und aktuell von Schütt et al. [61] vorgeschlagen, ist insofern schwierig, als dass ein signifikanter Einfluss der Höhe des Extremwertes vor der Rissspitze besteht. Hierdurch treten dann die eingangs diskutierten Einflüsse aus Elementgröße und -typ wieder in den Vordergrund.

Auch die Bedeutung des kritischen Wertes der Mehrachsigkeit q_c ist fraglich. Hierbei wird der Übergang vom Sprödbruch zum duktilem Bruch unter Anwendung des Sandel'schen Bruchkriteriums beschrieben. Eine quantitative Erfassung soll dann mit Hilfe der Mehrachsigkeit q möglich sein. Die in **Bild 7.4** dargestellten Ursprungsgeraden im Hencky-Diagramm repräsentieren bestimmte Spannungszustände. Für den ebenen Dehnungszustand (EDZ) ergibt sich die Größe q_c , die hierbei als Grenzwert des Übergangs zwischen Sprödbruch und duktilem Bruch angesehen wird.

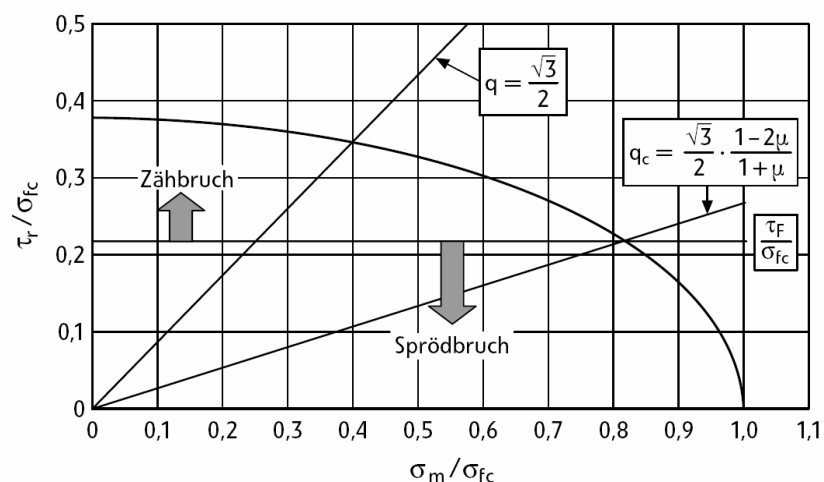


Bild 7.4: Sandels Bruchkriterium in Hencky'scher Darstellung nach [62].

Aus der theoretischen Herleitung im Rahmen einer kontinuumsmechanischen Betrachtung mag dieser Wert richtig sein. Die allgemeine Gültigkeit eines solchen Grenzwertes, der zwar von der Querkontraktionszahl ν abhängt, ansonsten aber

weder die Mikrostruktur noch das Verformungsvermögen des Werkstoffs berücksichtigt, ist hingegen nicht zu erwarten. Zudem wird die Temperatur als Einflussgröße nicht erfasst, obgleich diese bei ferritischen Stählen für den auftretenden Bruchmechanismus eine entscheidende Rolle spielt. Letztendlich zeigt jedoch die Schädigungsmechanik durch Anwendung von Schädigungskurven, dass eine solche einparametrische Betrachtungsweise nicht ausreichend sein kann, um das Versagen in der Hochlage zu beschreiben. Hierbei wird eine Grenzkurve der Beanspruchbarkeit als Kombination aus Mehrachsigkeit und plastischer Vergleichsdehnung aufgestellt. Diese Kurve wird in Versuchen ermittelt und erfasst implizit sowohl werkstoffspezifische als auch geometriebedingte Einflussgrößen auf das Versagen.

Ob eine erweiterte Constraint-Betrachtung unter Einbeziehung zusätzlicher Parametern neben den hier diskutierten, wie z.B. von Hebel et al. [63] und Neimitz et al. [64] durchgeführt, im Sinne einer praxisgerechten Anwendbarkeit hilfreich sein kann und eine Verbesserung bedeutet, muss aufgrund der im Rahmen dieser Arbeit beschriebenen Einflüsse und Fragestellungen angezweifelt werden. Vielmehr wird die Komplexität der Ansätze sowie der Arbeitsaufwand bei der Parameterbestimmung nochmals deutlich erhöht, was einen erheblichen Mehraufwand bedeutet und die allgemeine Anwendbarkeit sicher nicht erleichtert. Nichts desto trotz zeigt sich dadurch, dass das Thema Constraint und die Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung nach wie vor aktuell ist. Insofern gibt es hier weiteren Forschungsbedarf, denn letztlich stecken hinter dieser Betrachtung die Frage nach der Beanspruchbarkeit rissbehafteter Bauteile und der Wunsch, bestehende Reserven auszuschöpfen. Im Zuge der anhaltenden Diskussion über Nachhaltigkeit und das Schonen von Ressourcen ist diese Bestrebung generell sicher ein richtiger Schritt. Jedoch müssen hierbei immer Sicherheit und Zuverlässigkeit beim Betrieb von Anlagen sowie die Standsicherheit von Bauwerken klar im Vordergrund stehen.

Schlussendlich bleibt festzuhalten, dass die Constraint-Parameter T-Spannung und Q nicht als Grenzwerte für das Eintreten von Versagen zu verstehen sind, sondern vielmehr die Entwicklung der Dehnungsbehinderung beschreiben. Insofern sind sie als unterstützende Größen für die Einschätzung eines Beanspruchungszustandes zu sehen. Im Rahmen der hier vorliegenden Arbeit ermöglichten die Ergebnisse eine

eindeutige Aussage. Die Anwendbarkeit des technischen Ersatzkennwertes der Rissspitzenbelastung $J_{0,2BL}$ konnte nachgewiesen werden. Dieses Ergebnis ist konform mit den Versuchsergebnissen und ermöglichte eine korrekte Einschätzung der Beanspruchbarkeit des Bauteils. In anderen Untersuchungen zeigten die Parameter jedoch keine einheitliche Tendenz auf, so dass hieraus eine eindeutige Schlussfolgerung nicht möglich war. Dies betrifft insbesondere die T-Spannung, deren Aussagekraft bei großen Rissspitzenbelastungen J offenbar an Bedeutung verliert.

8. Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist die Überprüfung der Anwendbarkeit bruchmechanischer Kennwerte für duktile Rissinitiierung aus Versuchen an Kleinproben für Sicherheitsanalysen rissbehafteter Bauteile. Grundsätzlich ist es das Bestreben, bestehende Sicherheitsreserven auszuschöpfen und eine Optimierung der Nachweisverfahren zu erreichen. Somit soll letztlich die weitere Annäherung von rechnerischer und tatsächlicher Beanspruchbarkeit des Bauteils gelingen.

Dass der Probenotyp sowohl hinsichtlich seiner Abmessung (z.B. Dicke B , Risstiefe a/W) als auch der Belastung (z.B. Zug, Biegung) einen Einfluss auf den im Versuch ermittelten bruchmechanischen Werkstoffkennwert haben kann, ist hinlänglich bekannt. Ein solcher Einfluss tritt umso stärker hervor, je mehr man die Duktilität des Werkstoffs bei der Beanspruchbarkeit berücksichtigen möchte. Duktiles Risswachstum beeinflusst mit zunehmender Risslänge den Spannungszustand und die Geometrieunabhängigkeit geht verloren. Dieser Einfluss spielt bei der Bestimmung technischer Ersatzkennwerte, wie z.B. J_{Ic} nach ASTM E 1820-01 oder auch $J_{0.2BL}$ nach ISO 12135, eine nicht zu vernachlässigende Rolle. Für den physikalischen Initiierungskennwert J_i hingegen ist in der Regel kein signifikanter Einfluss feststellbar. Eine zusätzliche Hürde stellt der Umstand dar, dass die Rissfront in einer Bruchmechanikprobe meist gerade ist, wohingegen in einem Bauteil häufig Rissfronten mit einer elliptischen Kontur auftreten. Das hat wiederum zur Folge, dass die Werte des J-Integrals, die für Bauteile oftmals nur numerisch bestimmt werden können, im Gegensatz zur Bruchmechanikprobe entlang der Rissfront signifikante Unterschiede aufweisen. Somit stellt sich die Frage nach dem repräsentativen Vergleichswert der Risspitzenbeanspruchung für die Sicherheitsanalyse. Es konnte gezeigt werden, dass die Dehnungsbehinderung die maßgebliche Einflussgröße für das Risswachstum ist. Um nun feststellen zu können, ob der technische Ersatzkennwert im Rahmen von Sicherheitsanalysen anstelle des physikalischen Initiierungskennwertes als kritischer Werkstoffkennwert der Beanspruchbarkeit verwendet werden kann, muss der Spannungszustand berücksichtigt werden. Dies gelingt mit Hilfe der Constraint-Theorie.

Grundlage für die hier durchgeführte Untersuchung sind bruchmechanische Versuche an Laborproben C(T)25sg und M(T)20sg sowie Bauteilversuche an Druckbehältern mit halb elliptischem Oberflächenriss. Es werden hierzu zwei Werkstoffe verwendet, ein warmfester Vergütungsstahl 20MnMoNi5-5 sowie ein normalisierter Baustahl StE460.

Zur Bewertung der Dehnungsbehinderung werden sowohl die klassischen Ansätze der mehrparametrischen Bruchmechanik (Constraint-Theorie) mit Risspitzenbelastung J , Spannungsmehrachsigkeit h , T-Spannung und Q-Parameter angewendet als auch neuere Vorschläge, wie z.B. die Berücksichtigung des Integrals der Mehrachsigkeit über eine charakteristische Strecke, verfolgt. Des Weiteren werden Einflüsse auf das Ergebnis u.a. hinsichtlich der Auswerteposition der lokalen Größen diskutiert.

Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Der arithmetische Mittelwert der Risspitzenbelastungen J entlang der halb elliptischen Rissfront der Druckbehälter $J_{3D;FEM}$ liegt bei Initiierung um 4% bis 7% oberhalb des technischen Ersatzkennwertes $J_{0.2BL}$ der Kompaktzugprobe C(T)25sg. Somit ist dieser Anwendbar.
- Die Risspitzenbelastung erreicht an der tiefsten Stelle des Fehlers ihr Maximum und beträgt bei Initiierung in Behälter B2 $J_{i-FEM,max}=215\text{N/mm}$ und bei Behälter B3 $J_{i-FEM,max}=190\text{N/mm}$; sowohl J_i als auch $J_{0.2BL}$ der C(T)-Probe werden demnach lokal deutlich überschritten.
- Die Dehnungsbehinderung entlang der Rissfront hat entscheidenden Einfluss auf das Risswachstum und somit auch auf die Risskontur; das erreichte Niveau des J-Integrals in der $J-\Delta a$ -Kurve, die den Zusammenhang zwischen Risswachstum und Risspitzenbelastung J beschreibt, ist von der Dehnungsbehinderung beeinflusst; Ort der höchsten Dehnungsbehinderung und des maximalen Risswachstums Δa fallen annähernd zusammen, die höchsten J-Werte werden dort nicht erreicht.
- Das stabile Risswachstum und insbesondere die Ausbildung der Risskontur sind von großer Bedeutung bei Leck-vor-Bruch-Analysen, da hierdurch die Länge des Risses bei Wanddurchdringung beeinflusst wird.

- Im Bereich der größten Dehnungsbehinderung an der Rissfront des Oberflächenfehlers wird bei Initiierung eine Rissspitzenbelastung von $J_{\max\Delta a}=110\text{N/mm}$ für B2 und $J_{\max\Delta a}=122\text{N/mm}$ für B3 ermittelt; die lokale Rissspitzenbelastung liegt demnach ungefähr auf Höhe des physikalischen Initiierungskennwertes J_i der C(T)-Probe.
- Unter Anwendung der Constraint-Theorie konnte gezeigt werden, dass die Dehnungsbehinderung für den Bereich des größten Risswachstums sowohl bei J_i als auch bei $J_{0,2BL}$ geringer ist als in der C(T)-Probe; es ist somit davon auszugehen, dass durch Umlagerungseffekte an der Rissspitze im Bauteil eine Rissspitzenbelastung in Höhe der in der C(T)-Probe sicher aufgebracht werden kann.
- Die Anwendbarkeit des technischen Ersatzkennwertes $J_{0,2BL}$ konnte bei der Gegenüberstellung mit $J_{3D,FEM}$ bei Initiierung im Behälter anhand der Ergebnisse aus Bauteilversuchen belegt werden.
- Eine Berücksichtigung des Spannungszustandes und damit der Dehnungsbehinderung ist bei der Überprüfung der Übertragbarkeit von bruchmechanischen Kennwerten zwingend erforderlich. Hierbei ist die Position für die Auswertung sowohl entlang der Rissfront als auch im Ligament entscheidend. Eine einheitliche oder allgemeingültige Festlegung existiert hierfür bislang nicht.
- Eine Erweiterung der bestehenden Ansätze weg von einer Einzelwert- und hin zu einer strecken- oder bereichsweisen Betrachtung liefert brauchbare Ergebnisse; eine solcher Schritt scheint insofern richtig und sinnvoll, als dass damit Einflussgrößen aus der Wahl der Auswerteposition deutlich abgemindert werden.

Die Untersuchung hat gezeigt, dass durch Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung das Potential zur höheren Ausnutzung von Tragreserven durch die Anwendung technischer Ersatzkennwerte bei Sicherheitsanalysen besser ausgeschöpft werden kann. Allerdings ist die Anwendung der Ansätze aus der Constraint-Theorie mit größter Sorgfalt und Vorsicht durchzuführen. Die Einflussgrößen auf das Ergebnis sind sowohl aufgrund von Annahmen in der klassischen Constraint-Theorie als auch aus der Numerik und dem FE-Modell

selbst vielfältig. Eine Vereinheitlichung oder das Aufstellen von allgemeingültigen Verfahrensweisen für die Auswertung bildet hier die nötige Voraussetzung für eine breitere Anwendung. Dies kann nur durch eine Vergrößerung des Erfahrungsschatzes bei der Berücksichtigung der Dehnungsbehinderung in Sicherheitsanalysen gelingen, wozu es weiterer Forschung bedarf. Die Tendenz hin zur Schädigungsmechanik unter Anwendung von Schädigungskurven, wie z.B. bei Münstermann [65], ist klar gegeben. Dennoch sollte zunächst eine Erweiterung der bestehenden Konzepte der Bruchmechanik als Nachweisverfahren für sicherheitstechnische Anlagen der nächste Schritt sein. Constraintbasierte Nachweisverfahren könnten hierfür die Grundlage bilden.

9. Literatur

- [1] Betten, J.: *Kontinuumsmechanik – Elastisches und inelastisches Verhalten isotroper und anisotroper Stoffe*. Springer Verlag (2001) 2.Auflage, S.76-77.
- [2] Khan, A. S.; Huang, S.: *Continuum Theory of Plasticity*. John Wiley&Sons, Inc. (1995).
- [3] Gross, D.; Schnell, W.: *Formeln und Aufgaben zur Technischen Mechanik 2 - Elastostatik*. Springer Verlag (1996) 4. Auflage, S.12 ff.
- [4] Ramberg, W.; Osgood, W. R.: *Description of Stress-Strain Curves by three Parameters*. National Advisory Committee for Aeronautics (1943) Technical Note No. 902.
- [5] Kuna, M.: *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen*. Vieweg+Teubner (2008) 1. Auflage, S.408-410.
- [6] Hesse, W.; Dahl, W.: *The Strain Hardening of Structural Steels with different Yield Strength and its Influence on the Materials Properties during Plastic Deformation*. International Conference on Application of Fracture Mechanics to Materials and Structures, Freiburg (1983) Tagungsband, S.369-376.
- [7] Dahl, W.; Anton, W.: *Werkstoffkunde Eisen und Stahl - Teil I: Grundlagen der Festigkeit, der Zähigkeit und des Bruchs*. Verlag Stahleisen (1983) Band 1, S.128.
- [8] Reichel, U.: *Analyse des Verfestigungsverhaltens von Stählen anhand phänomenologischer Modelle*. Dissertation (1988) RWTH Aachen.
- [9] Völling, A.; Dahl, W.: *Anwendbarkeit technischer Ersatzkennwerte für duktile Rissinitiierung*. Tagungsband 40.Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge (2008) Stuttgart, S.123-130.
- [10] Rice, J. R.: *A Path Independent Integral and the Approximation Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*. Journal of Applied Mechanics (1968) Vol. 35, S.379-386.

-
- [11] ASTM E 1820-01: *Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness*. Annual Book of ASTM Standards (2005) Vol. 03.01, S.1036-1081.
- [12] Cornec, A.; Heerens, J.; Schwalbe, K. H.: *Bestimmung der Risspitzenaufweitung CTOD und Rissabstumpfung SZW aus dem J-Integral*. Tagungsband 18.Sitzung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge (1986) Berlin, S.265-279.
- [13] ISO 12135: *Metallic materials – Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness*. International Organization for Standardization (2002) 1st Edition.
- [14] Sun, D.-Z.: *Einfluss des Spannungszustandes und des Gefüges auf die Kennwerte der elastisch-plastischen Bruchmechanik*. Dissertation (1987) RWTH Aachen.
- [15] Roos, E.; Eisele, U.; Stumpfrock, L.: *Einfluss der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf Bruchmechanikkennwerte*. Tagungsband 36.Tagung des DVM-Arbeitskreises Bruchvorgänge (2004) Köln, S.59-66.
- [16] Gottstein, G: *Physikalische Grundlagen der Materialkunde*. Springer Verlag (2001) 2. Auflage, S. 188 und 197-207.
- [17] Kußmaul, K.; Roos, E.: *Mehrachsige Zahlen und deren Nutzbarkeit in der Festigkeitsberechnung*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik (1991) Heft 22, S. 245-251.
- [18] Hancock, J. W.; Mackenzie, A. C.: *On the Mechanisms of Ductile Failure in High-Strength Steels subjected to Multi-Axial Stress-States*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1975) Vol. 24, S. 147-169.
- [19] Needleman, A.; Tvergaard, V.: *An Analysis of Ductile Rupture in Notched Bars*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1984) Vol. 32, S. 461-490.
- [20] Bao, Y.; Wierzbicki, T.: *A Comparative Study on Various Ductile Crack Formation Criteria*. Journal of Engineering Materials and Technology

- (2004) Vol. 126, S. 314–324.
- [21] Clausmeyer, H.: *Über die Beanspruchung von Stahl bei mehrachsigen Spannungszuständen*. Konstruktion 20 (1968) Heft 10, S. 395-401.
- [22] Williams, M. L.: *On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack*. Journal of Applied Mechanics (1957) Vol. 24, S. 109-114.
- [23] Bleck, W.: *Werkstoffprüfung in Studium und Praxis*. Institut für Eisenhüttenkunde der RWTH Aachen (2003) Verlag Mainz (Aachen, D).
- [24] Larsson, S. G.; Carlsson, J.: *Influence of non-singular Stress Terms and Specimen Geometry on small-scale yielding at Crack-Tips in elastic-plastic Materials*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1973) Vol. 21, S. 447-473.
- [25] Sherry, A. H.; France, C. C.; Goldthorpe, M. R.: *Compendium of T-Stress Solutions for Two and Three Dimensional Cracked Geometries*. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures (1995) Vol. 18, S. 141-155.
- [26] Shih, C. F.; O'Dowd, N. P.; Kirk, M. T.: *A Framework for Quantifying Crack Tip Constraint*. Constraint Effects in Fracture (1993), S. 2-20, ASTM STP 1171 (Philadelphia, USA).
- [27] Gao, X.; Shih, C. F.; Tvergaard, V.; Needleman, A.: *Constraint Effects on the Ductile-Brittle Transition in Small Scale Yielding*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1996) Vol. 44, S. 1255-1282.
- [28] Betegón, C.; Hancock, J. W.: *Two-Parameter Characterisation of Elastic-Plastic Crack-Tip Fields*. Journal of Applied Mechanics (1991) Vol. 58, S. 104-110.
- [29] Sumpter, J. D. G.: *An Experimental Investigation of the T Stress Approach*. Constraint Effects in Fracture (1993), S. 492-502, ASTM STP 1171 (Philadelphia, USA).
- [30] O'Dowd, N. P.; Shih, C. F.: *Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter – I. Structure of Fields*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1991) Vol. 39, S. 939-1015.

- [31] Hutchinson, J. W.: *Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1968) Vol. 16, S. 13-31.
- [32] Rice, J. R.; Rosengren, G. F.: *Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1968) Vol. 16, S. 1-12.
- [33] Brocks, W.; Klingbeil, D; Olschewski, J.: *Lösung der HRR-Feld-Gleichungen der elastisch-plastischen Bruchmechanik*. Forschungsbericht 175 (1990), Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (Berlin, D).
- [34] O'Dowd, N. P.; Shih, C. F.: *Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter – II. Fracture Applications*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1992) Vol. 40, S. 939-963.
- [35] Heyer, J.: *Lokale Beanspruchung in angerissenen strahlgeschweißten Stahlbauteilen*. Institut für Eisenhüttenkunde der RWTH Aachen D82 Band 9 (2004), Shaker Verlag D82, S.68-69.
- [36] Jones, R. L.; Gordon, J. R.: *The Effect of Specimen Size and Geometry on J-R Curve Behaviour*. Defect Assessment in Components – Fundamentals and Applications ESIS/EGF9 (1991) Mechanical Engineering Publications (London, GB), S. 271-284.
- [37] Anderson, T. L.: *Fracture Mechanics – Fundamentals and Application*. CRC Press LLC (1995) 2nd Edition, S. 155-178.
- [38] Chiesa, M.; Nyhus, B.; Skallerud, B.; Thaulow, C.: *Efficient fracture assessment of pipelines. A constraint-corrected SENT specimen approach*. Engineering Fracture Mechanics (2001) Vol. 68, S. 527-547.
- [39] Roos, E.: *Der Einfluss des Spannungszustandes auf das Versagensverhalten von Bauteilen*. 26. Tagung Werkstoffprüfung (2008).
- [40] Thaulow, C. et al.: *Constraint correction of high strength steel – Selection of test specimen and application of direct calculations*.

- Engineering Fracture Mechanics (2004) Vol. 71, S. 2417-2433.
- [41] Berg, E.; Skallerud, B.; Thaulow, C.: *Two-parameter fracture mechanics and circumferential crack growth in surface cracked pipes using line-spring elements*. Engineering Fracture Mechanics (2007) Vol. 75, S. 17-30.
- [42] Aurich, D. et al.: *Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte auf der Grundlage von Forschungsergebnissen auf dem Gebiet der Komponentensicherheit, Teilvorhaben: Werkstoffmechanik*. Forschungsbericht 137 (1987), Bundesanstalt für Materialforschung- und -prüfung (Berlin, D).
- [43] Aurich, D. et al.: *Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte*. Forschungsbericht 174 (1990), Bundesanstalt für Materialforschung- und -prüfung (Berlin, D).
- [44] Aurich, D. et al.: *Analyse und Weiterentwicklung bruchmechanischer Versagenskonzepte. Lokales Risswachstum, Ermittlung des Ribwiderstandsverhaltens aus der Kerbschlagarbeit*. Forschungsbericht 192 (1993), Bundesanstalt für Materialforschung- und -prüfung (Berlin, D).
- [45] Europäisches Komitee für Normung (CEN): *DIN EN 10028-2, Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 3*. Deutsches Institut für Normung e.V. (2005), Beuth Verlag (Berlin, D).
- [46] STAHL-EISEN-Werkstoffblätter (SEW) des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute: *Unlegierte und legierte Druckbehälterstähle für den Einsatz bei mäßig erhöhten und erhöhten Temperaturen*. SEW 028 (1993) Verlag Stahleisen mbH (Düsseldorf, D).
- [47] Europäisches Komitee für Normung (CEN): *DIN EN 10025-3, Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 3*. Deutsches Institut für Normung e.V. (2005), Beuth Verlag (Berlin, D).
- [48] ABAQUS Version 6.8 Documentation: *Getting Started with ABAQUS, 4.1 Element formulation and integration*. ABAQUS Inc. (2008) Dassault Systèmes Simulia Corp. (Providence, USA).

- [49] ABAQUS Version 6.8 Documentation: *Theory Manual, 3.2.3 Hybrid incompressible solid element formulation*. ABAQUS Inc. (2008) Dassault Systèmes Simulia Corp. (Providence, USA).
- [50] Heyer, J.: *Lokale Beanspruchung in angerissenen strahlgeschweißten Stahlbauteilen*. Bericht aus dem Institut für Eisenhüttenkunde Band 9 (2004), Shaker Verlag D82, S.68.
- [51] Sommer, E.: *Bruchmechanische Bewertung von Oberflächenrissen*. Springer Verlag (1984) Band 1, S.34.
- [52] Beltrami, C.: *Numerische Analyse der lokalen und globalen Beanspruchung in Bauteilen mit Rissen und Quantifizierung der Zähigkeitsanforderungen*. Bericht aus dem Institut für Eisenhüttenkunde Band 5 (1995), Shaker Verlag D82, S.68.
- [53] Zadeh, G. M.: *Analysis of stable crack growth of a semi-elliptical surface crack by numerical simulation*. Nuclear Engineering Design (1995) Vol. 158, S.311-317.
- [54] Strohmeier, K.: *Leckanalyse bei der Anwendung der Störfall-Verordnung*. Chemie Ingenieur Technik (1990) Nr.12, Wiley-VCH, S.1003-1007.
- [55] Grimpe, F.: *Bruchmechanische Beanspruchung von Bauteilen mit Oberflächenrissen*. Bericht aus dem Institut für Eisenhüttenkunde Band 14 (1997), Shaker Verlag D82, S.95.
- [56] Keller, H. P. et al.: *Bruchmechanik druckbeanspruchter Bauteile*. Carl Hanser Verlag (1990) S.307.
- [57] Knott, J. F.; Rice, J. R.: *On the Relationship between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel*. Journal of Mechanics and Physics in Solids (1973) Vol. 21, S. 395-410.
- [58] Wallin, K.; Saario, T.; Torronen, K.: *Statistical model for carbide induced brittle fracture in steel*. Metal Science (1984) Vol. 18, S.13-16.
- [59] Wu, S. J.; Knott, J. F.: *On the statistical analysis of local fracture stresses in notched bars*. Journal of Mechanics and Physics in Solids

- (2004) Vol. 52, S. 907-924.
- [60] Clausmeyer, H.; Kussmaul, K.; Roos, E.: *Influence of stress state on the failure behaviour of cracked components made of steel*. Applied Mechanics Review (1991) Vol.44, ASME Book No AMR090, S.77-92.
- [61] Schütt, T.; Stumpfrock, L.; Völling, A.; Bleck, W.: *Anwendbarkeit technischer Ersatzkennwerte für duktile Rissinitiierung in Abhängigkeit von der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes*. Abschlussbericht BMWi Vorhaben 1501302 (2009), S.16.
- [62] Roos, E.; Eisele, U.; Stumpfrock, L.: *Spannungsmehrachsigkeit und Bruchmechanikkennwerte*. MP Materialprüfung Jahrg.48 (2006) Carl Hanser Verlag.
- [63] Hebel, J.; Hohe, J.; Friedmann, V.; Siegele, D.: *Experimental and numerical analysis of in-plane and out-of-plane crack Tipp constraint characterization by secondary fracture parameters*. International Journal of Fracture (2007) Vol. 146, S.173-188.
- [64] Neimitz, A.; Graba, M.: *Analytical-Numerical Hybrid Method to Determine the Stress Field in Front of the Crack in 3D Elastic-Plastic Structural element*. 17th European Conference on Fracture (2008) Brno, Czech Republic.
- [65] Münstermann, S.: *Numerische Beschreibung des duktilen Versagensverhaltens von hochfesten Baustählen unter Berücksichtigung der Mikrostruktur*. Bericht aus dem Institut für Eisenhüttenkunde Band 4 (2006), Shaker Verlag D82.

Persönliche Daten

Name Alexander Völling
Geburtsdatum 2. Dezember 1974
Geburtsort Kalkar
Familienstand ledig, ein Kind

Beruf

Seit 7/2009 Salzgitter Mannesmann Forschung GmbH, Duisburg
Wissenschaftlicher Mitarbeiter
09/2004 bis 06/2009 Institut für Eisenhüttenkunde der Rheinisch-Westfälischen
Technischen Hochschule Aachen
Wissenschaftlicher Mitarbeiter

Studium

10/1995 bis 09/1998 Bauingenieurwesen an der Rheinisch-Westfälischen
Technischen Hochschule Aachen
10/1998 bis 05/2004 Bauingenieurwesen an der Technischen Universität Berlin
Studienschwerpunkte: Stahlbau, Konstruktiver Wasserbau
18/05/2004 Diplom, Gesamtnote: Gut

Zivildienst

08/1994 bis 09/1995 Haus Freudenberg, Kleve
Schule für geistig und körperlich Behinderte

Schulbildung

07/1981 bis 07/1985 Josef-Lörks Grundschule Kalkar
09/1983 bis 06/1991 Realschule der Stadt Rees
08/1991 bis 05/1994 Aufbaugymnasium Uedem
02/05/1994 Allgemeine Hochschulreife