

KTA 3206

Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken

Fassung 2014-11

Inhalt

	Seite
Grundlagen	2
1 Anwendungsbereich	2
2 Begriffe	2
3 Grundlegende Anforderungen an Komponenten mit Bruchausschluss.....	3
4 Vorgehensweise bei Nachweisen zum Bruchausschluss.....	4
4.1 Erforderliche Nachweise.....	4
4.2 Nachweis der Qualität nach Auslegung und Herstellung	4
4.3 Nachweis der vorhandenen Qualität nach bisherigem Betrieb.....	5
4.4 Absicherung der erforderlichen Qualität für den weiteren Betrieb.....	5
5 Dokumentation und Berichtswesen	6
Anhang A: Durchführung einer bruchmechanischen Analyse (normativ)	7
A 1 Allgemeine Anforderungen	7
A 2 Bewertung postulierter Risse in Rohrleitungen.....	9
A 3 Bewertung postulierter Risse in Druckbehältern sowie Armaturen- oder Pumpengehäusen	12
A 4 Bewertung herstellungsbedingter Fehler	14
Anhang B: Verfahren für die bruchmechanische Analyse (normativ)	17
B 1 Allgemeine Anforderungen	17
B 2 Bruchmechanische Verfahren	17
B 3 Verfahren zur Bestimmung von Leckausströmraten.....	30
Anhang C: Werkstoffdaten für die bruchmechanische Analyse (normativ).....	34
C 1 Spannungs-Dehnungs-Kurven.....	34
C 2 Rissinitiierungskennwerte	34
Anhang D: Beispiele für eine bruchmechanische Analyse (informativ)	47
D 1 Austenitische Rohrleitung mit Umfangsriss	47
D 2 Ferritische Rohrleitung mit Umfangsriss	56
Anhang E: Bestimmungen und Literatur, auf die in dieser Regel verwiesen wird	66

Grundlagen

(1) Die Regeln des Kerntechnischen Ausschusses (KTA) haben die Aufgabe, sicherheitstechnische Anforderungen anzugeben, bei deren Einhaltung die nach dem Stand von Wissenschaft und Technik erforderliche Vorsorge gegen Schäden durch die Errichtung und den Betrieb der Anlage getroffen ist (§ 7 Abs. 2 Nr. 3 Atomgesetz -AtG-), um die im AtG und in der Strahlenschutzverordnung (StrlSchV) festgelegten sowie in den „Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke“ (SiAnf) und den „Interpretationen zu den Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke“ weiter konkretisierten Schutzziele zu erreichen.

(2) In den Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke werden in Nr. 3.1 (1) bei Auslegung, Fertigung, Errichtung und Prüfung sowie Betrieb und Instandhaltung der sicherheitstechnisch wichtigen Anlagenteile die Anwendung solcher Grundsätze und Verfahren gefordert, die den besonderen sicherheitstechnischen Erfordernissen der Kerntechnik entsprechen.

In der Sicherheitsanforderung Nr. 3.4 (1) wird gefordert, dass die Druckführende Umschließung so beschaffen, angeordnet sein und betrieben werden muss, dass das Auftreten von rasch fortschreitenden Rissen und von spröden Brüchen nicht zu unterstellen ist.

Für die Komponenten des Primärkreises werden die Forderungen der genannten Sicherheitsanforderungen mit den Regeln KTA 3201.1 Werkstoffe und Erzeugnisformen

KTA 3201.2 Auslegung, Konstruktion und Berechnung

KTA 3201.3 Herstellung

KTA 3201.4 Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachung

sowie

KTA 3203 Überwachung des Bestrahlungsverhaltens von Werkstoffen der Reaktordruckbehälter von Leichtwasserreaktoren

KTA 3205.1 Komponentenstützkonstruktionen mit nichtintegralen Anschlüssen;
Teil 1: Komponentenstützkonstruktionen mit nichtintegralen Anschlüssen für Primärkreis-komponenten in Leichtwasserreaktoren

umfassend konkretisiert.

Für die äußeren Systeme erfolgt die Konkretisierung der Forderungen in den Regeln:

KTA 3211.1 Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises;
Teil 1: Werkstoffe

KTA 3211.2 Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises;
Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung

KTA 3211.3 Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises;
Teil 3: Herstellung

KTA 3211.4 Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises;
Teil 4: Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachung

KTA 3205.2 Komponentenstützkonstruktionen mit nichtintegralen Anschlüssen;
Teil 2: Komponentenstützkonstruktionen mit nichtintegralen Anschlüssen für druck- und aktivitätsführende Komponenten in Systemen außerhalb des Primärkreises

Hinweis:

In dieser Regel wird sowohl auf Regeln der Reihe KTA 3201 als auch auf Regeln der Reihe KTA 3211 verwiesen. Bei Komponenten des Primärkreises treffen jeweils die Regeln der Reihe KTA 3201, bei Komponenten der Äußeren Systeme die Regeln der Reihe KTA 3211 zu.

Gemäß der Sicherheitsanforderung Nr. 3.4 (4) dürfen für Rohrleitungssysteme und Komponenten der Druckführenden Umschließung und der drucktragenden Wandungen von Komponenten der Äußeren Systeme, für die im Rahmen des Auslegungskonzeptes während des Betriebs der Anlage ein katastrophales Versagen nicht unterstellt werden muss, eingeschränkte Leck- und Bruchannahmen in Anspruch genommen werden. Für diese Rohrleitungssysteme und Komponenten wird ein Nachweis gefordert, dass anzunehmende Fehler in der drucktragenden Wandung nicht zu einem Leck oder Bruch der Rohrleitung oder Komponente führen können, die die in Anspruch genommenen eingeschränkten Leck- und Bruchannahmen in Frage stellen.

Die Regel 3206 „Nachweise zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten in Kernkraftwerken“ dient zur Konkretisierung dieser Maßnahmen und Nachweise im Rahmen ihres Anwendungsbereichs.

(3) Die Aufgabe der vorliegenden Regel besteht darin, die Vorgehensweise zum Nachweis von Bruchausschluss festzulegen. Dies beinhaltet Festlegungen zu:

- a) Bewertung der Qualität nach Auslegung und Herstellung
- b) Absicherung der Qualität im Betrieb
 - ba) Nachweis der vorhandenen Qualität nach bisherigem Betrieb
 - bb) Absicherung der erforderlichen Qualität für den weiteren Betrieb
- c) Berechnungsablauf zur Bewertung postulierter Risse und herstellungsbedingter Fehler.

(4) Die allgemeinen Forderungen an die Qualitätssicherung sind in KTA 1401 geregelt. Darüber hinaus sind qualitätsrelevante Festlegungen aus den Fachregeln der Reihen KTA 3201 und KTA 3211 zu beachten. Spezielle Forderungen an die Qualitätssicherung, die bei Nachweisen zum Bruchabschluss zu beachten sind, werden in dieser Regel im Einzelnen festgelegt. Technische und organisatorische Maßnahmen zur rechtzeitigen Erkennung der für die Sicherheit eines Kernkraftwerkes relevanten Alterungsphänomene und zum Erhalt des anforderungsgerechten Qualitätszustandes sind in KTA 1403 geregelt.

1 Anwendungsbereich

Diese Regel ist anzuwenden auf druckführende Komponenten und Systeme in Kernkraftwerken mit Leichtwasserreaktoren, für die eingeschränkte Bruch- und Leckannahmen (Bruchabschluss) in Anspruch genommen werden, insbesondere in Bezug auf Reaktions- und Strahlkräfte auf Rohrleitungen, Komponenten, Komponenteneinbauten, elektrische Einrichtungen im Sicherheitsbehälter und Gebäudeteile.

2 Begriffe

(1) Basissicherheit

Die Basissicherheit eines Anlagenteils wird bestimmt durch folgende Anforderungen:

- a) hochwertige Werkstoffeigenschaften, insbesondere Zähigkeit
- b) konservative Begrenzung der Spannung
- c) Vermeidung von Spannungsspitzen durch optimale Konstruktion
- d) Gewährleistung der Anwendung optimierter Herstellungs- und Prüftechnologien
- e) Kenntnis und Beurteilung ggf. vorliegender Fehlerzustände
- f) Berücksichtigung des Betriebsmediums

Bei Einhaltung der in den Regeln KTA 3201.1 bis KTA 3201.3 oder KTA 3211.1 bis KTA 3211.3 festgeschriebenen Anforderungen wird die Basissicherheit der Komponenten erreicht,

welche ein katastrophales, aufgrund herstellungsbedingter Mängel eintretendes Versagen eines Anlagenteils ausschließt.

(2) Basissicherheitskonzept

Beim Basissicherheitskonzept werden zusätzlich zur Basissicherheit durch vier weitere Prinzipien (sogenannte unabhängige Redundanzen)

- Prinzip der Mehrfachprüfung, z. B. unabhängige Qualitätssicherung,
- Worst-Case-Prinzip, z. B. Berücksichtigung der nach dem aktuellen Kenntnisstand ungünstigsten Bedingungen,
- Prinzip der Anlagenüberwachung und Dokumentation, z. B. Überwachung der für die Integrität der Komponente relevanten Betriebsparameter, wiederkehrende Prüfungen
- Prinzip der Verifikation, z. B. experimentelle Überprüfung der angewendeten Verfahren,

technische Vorgaben festgelegt, welche die Anwendung von Bruchausschluss (Einschränkung der Leck- und Bruchannahmen auf das abdeckende Leckpostulat 0,1F oder auf bruchmechanisch begründete Werte kleiner als 0,1F anstelle des Bruchpostulats 2F) rechtfertigen.

(3) Bruchausschluss

Bruchausschluss ist der Ausschluss

- des instabilen Versagens und
- einer Überschreitung der vorgegebenen Leckgröße einer druckführenden Komponente unter gegebenen Randbedingungen über die gesamte Betriebszeit mittels einer deterministischen Vorgehensweise.

(4) Bruchsicherheit

Bruchsicherheit ist die Sicherheit gegen Versagen durch instabile Rissausbreitung.

(5) Integrität

Integrität ist der Zustand einer Komponente oder Barriere, bei dem die an sie gestellten sicherheitstechnischen Anforderungen hinsichtlich Festigkeit, Bruchsicherheit und Dichtheit erfüllt sind.

(6) Integritätskonzept

Das Integritätskonzept ist die Weiterentwicklung des Basissicherheitskonzeptes durch eine Konkretisierung der Maßnahmen und Nachweise zur Sicherstellung der für die Integrität einer Komponente oder eines Systems erforderlichen Qualität über die gesamte Betriebszeit. Das Integritätskonzept beinhaltet:

- den Nachweis der anforderungsgerechten Qualität nach Auslegung und Herstellung (Basissicherheit),
- Nachweis der vorhandenen Qualität nach bisherigem Betrieb,
- Absicherung der erforderlichen Qualität für den weiteren Betrieb.

(7) Leck-vor-Bruch (LvB)

Leck-vor-Bruch ist die Eigenschaft eines druckführenden Systembereichs, die sicherstellt, dass ein wanddurchdringender Riss unter allen betrieblichen und Störfallbelastungen unterkritisch gegenüber Instabilität bleibt und dass ein Leck aus diesem wanddurchdringenden Riss unter den betrieblichen Belastungen des stationären Betriebs rechtzeitig erkannt wird, so dass ein Eingreifen in den Betrieb der Anlage sichergestellt ist, bevor ein globales Versagen der Komponente eintreten kann.

(8) Qualität, erforderliche

Die erforderliche Qualität ist die Beschaffenheit eines Bauteils, einer Komponente oder eines Systems bezüglich der Eignung, die festgelegten Anforderungen zu erfüllen.

(9) Schädigungsmechanismen

Unter Schädigungsmechanismen sind alle physikalischen, chemischen und biologischen Prozesse zu verstehen, die zu einer Beeinträchtigung der Integrität oder Funktion einer Komponente führen können.

3 Grundlegende Anforderungen an Komponenten mit Bruchausschluss

(1) Bruchausschluss erfolgt durch Anwendung des Integritätskonzeptes (**Bild 3-1**).

(2) Werden die im Rahmen des Integritätskonzeptes erforderlichen Nachweise erbracht und Maßnahmen umgesetzt, **Bild 3-1**, so können für die betrachteten Komponenten und Systeme eingeschränkte Bruch- und Leckannahmen in Anspruch genommen werden.

(3) Die Integrität derjenigen Komponenten und Systeme der Druckführenden Umschließung und der Äußerer Systeme, für die eingeschränkte Bruch- und Leckannahmen in Anspruch genommen werden, ist über die gesamte Betriebszeit durch ein geschlossenes Konzept gemäß KTA 3201.4 Abschnitt 3 (Integritätskonzept) sicherzustellen.

Hinweis:

In dieser Regel sind die über die Festlegungen in KTA 3201.4 hinaus gehenden Anforderungen und ergänzenden Präzisierungen für Komponenten mit Bruchausschluss enthalten.

(4) Die Anforderungen an die Basissicherheit sind einzuhalten.

(5) Die Zähigkeit ferritischer Stähle muss die Anforderungen gemäß KTA 3201.1 Abschnitt 3.2.4.2 (6) oder KTA 3211.1 Abschnitt 4.3.1 erfüllen, sofern nicht die Kriterien gemäß A 1 (2) oder A 1 (4) zur Anwendung kommen.

(6) Die gemäß KTA 1403 Abschnitt 4.1.2 ermittelten relevanten Schädigungsmechanismen und deren Auswirkung auf die Integrität sind komponentenbezogen darzustellen, in Bezug auf deren Ursachen und Folgen zu bewerten und durch geeignete Maßnahmen so zu begrenzen, dass die Qualität nicht unzulässig beeinträchtigt wird.

(7) Durch Auslegung und Herstellung muss für den Betrieb sichergestellt sein, dass korrosive Schädigungsmechanismen, insbesondere rissbildende Korrosion, wie z.B. Spannungsrissskorrosion (SpRK) oder dehnungsinduzierte Risskorrosion (DRK), relevante schwingende Belastungen (z. B. stationäre Schwingungen, Resonanzschwingungen) nicht zu unterstellen sind. Weiterhin muss durch Auslegung, Herstellung und Optimierung der Fahrweise sichergestellt sein, dass keine nicht spezifizierten Einwirkungen insbesondere kurzzeitige dynamische Belastungen (z.B. infolge Wasserschlag, Kondensationsschlag) zu unterstellen sind.

Die Wirksamkeit der getroffenen Maßnahmen ist bei der Herstellung, Inbetriebsetzung sowie im Betrieb zu überprüfen.

(8) Bei Änderungen des Kenntnisstandes zur Sicherstellung der Komponentenintegrität im Betrieb (siehe KTA 3201.4 Bild 3-1) sind diese im Hinblick auf die für den Bruchausschluss nachweis relevanten Eigenschaften zu bewerten und erforderlichenfalls Maßnahmen festzulegen.

Hinweis:

Dies kann auch im Rahmen eines nach KTA 1403 zu erstellenden Statusberichtes dokumentiert werden.

(9) Bei betriebsbedingten Befunden (Folgen von betriebsbedingten Schädigungsmechanismen) ist eines der in (6) und (7) genannten Kriterien nicht mehr erfüllt. In diesem Fall ist es erforderlich,

- die Ursachen der wirksamen Schädigungsmechanismen zu ermitteln und zu beseitigen,
- die Maßnahmen zur Erfüllung der Voraussetzungen von Bruchausschluss neu festzulegen.



Bild 3-1: Wesentliche Elemente des Integritätskonzepts

4 Vorgehensweise bei Nachweisen zum Bruchabschluss

4.1 Erforderliche Nachweise

Es sind folgende Nachweise zu führen:

- a) Nachweis der Qualität nach Auslegung und Herstellung (Basissicherheit) gemäß Abschnitt 4.2,
- b) Nachweis der vorhandenen Qualität nach bisherigem Betrieb gemäß Abschnitt 4.3,
- c) Nachweis der Absicherung der erforderlichen Qualität für den weiteren Betrieb gemäß Abschnitt 4.4.

4.2 Nachweis der Qualität nach Auslegung und Herstellung

(1) Die Komponenten und Systeme sind darzustellen und es ist nachzuweisen, dass sie den allgemeinen Grundsätzen gemäß Abschnitt 3 genügen. Die Unterlagen müssen alle für das Nachweisziel relevanten Daten enthalten. Dazu gehören mindestens:

- a) Auslegungsdatenblätter und Rohrleitungsbelastungsangaben gemäß KTA 3201.3 Tabelle 4-2 oder KTA 3211.3 Tabelle 4-3,
- b) Wasserchemie (einzuhaltende chemische und physikalische Werte, Art und Umfang der Überwachung),
- c) Rohrleitungsisometrie, Fertigungszeichnungen,
- d) Herstellungsverfahren und Erzeugnisformen zur Bewertung eines möglichen Einflusses auf Werkstoffeigenschaften oder Schädigungsmechanismen,
- e) Lage und Ausführung der Schweißnähte,
- f) Werkstoffeigenschaften der Erzeugnisformen und Schweißnähte (einschließlich Wärmebehandlung sowie Ergebnisse der Verfahrens- und Arbeitsprüfungen),
- g) Konstruktion und Lage der Komponentenstützkonstruktionen,
- h) Spannungs-, Ermüdungs- und bruchmechanische Analysen,
- i) Angaben zu den zerstörungsfreien Prüfungen bei der Herstellung (eingesetzte Prüfverfahren einschließlich Re-

gistrierschwelle und Bewertungsgrenze, Umfang der Prüfungen) und zu den wiederkehrenden Prüfungen (eingesetzte Prüfverfahren einschließlich Registerschwelle und Bewertungsgrenze, Umfang und Intervall der Prüfungen),

j) Angaben zur Betriebsüberwachung

ja) Art und Umfang der Überwachung von Belastungen, z.B. Temperatur, Druck, Verschiebungen, Schwingungen,

jb) Leckageüberwachung.

k) system- und komponentenbezogene Darstellung der im Betrieb möglichen Schädigungsmechanismen und der Ursachen dieser Schädigungsmechanismen.

(2) Für die unter (1) h) genannten Analysen sind die relevanten Belastungen auf Basis der aktuellen Belastungsspezifikation zu ermitteln. Hierzu gehören auch Reaktionskräfte aus zu postulierenden Leckannahmen ($\leq 0,1F$), die an beliebiger Stelle der Schweißnähte und an höherbeanspruchten Grundwerkstoffbereichen (insbesondere Bogen) zu unterstellen sind. Als höherbeanspruchte Grundwerkstoffbereiche gelten Bereiche, bei denen eines der folgenden Kriterien zutrifft:

- a) Die Ausnutzung der nach KTA 3201.2 oder KTA 3211.2 zulässigen Spannungen ist in einer der Beanspruchungsstufen A, B, C oder D größer als 80 %.
- b) Der Erschöpfungsgrad ist größer als die in KTA 3201.4 festgelegten Aufmerksamkeitsschwellen.

(3) Sollten aus der Inbetriebsetzung der Komponente oder des Systems Hinweise auf mögliche nicht spezifizierte Belastungen vorliegen, z.B. dynamische (schwingende) Belastungen, Temperaturänderungen, Temperaturschichtung, Temperaturschiefelage, Behinderung der Wärmeausdehnung, so sind diese zu analysieren und es sind Maßnahmen zu deren Erfassung, Bewertung und erforderlichenfalls Minimierung im Betrieb zu ergreifen.

(4) Die vorhandene Ausführung der Komponenten und Systeme ist darzustellen (Fertigungsdokumentation). Abweichungen von Angaben in den Auslegungsunterlagen nach (1) sind gesondert auszuweisen. Dabei sind insbesondere

- a) durchgeführte Reparaturmaßnahmen,
- b) der Fehlerzustand nach der Herstellung zu dokumentieren.

(5) Die vorhandene Ausführung (vorhandene Qualität) der Komponenten und Systeme ist im Vergleich zu den Auslegungsanforderungen (erforderliche Qualität) zu bewerten.

(6) Obwohl bei Einhaltung der allgemeinen Grundsätze gemäß Abschnitt 3 keine Risse zu unterstellen sind, ist grundsätzlich eine bruchmechanische Analyse gemäß **Anhang A** durchzuführen. Kriterien, bei deren Einhaltung keine bruchmechanischen Nachweise geführt werden müssen, sind in **Anhang A** angegeben.

(7) Fehler aus der Herstellung sind ohne weitere Nachweise zulässig, wenn sie unterhalb der Zulässigkeitsgrenzen nach KTA 3201.3 bei den eingesetzten zerstörungsfreien Prüfverfahren liegen.

Rissartige Fehler aus der Herstellung sind nicht zulässig.

Für nicht rissartige Fehler oberhalb der Zulässigkeitsgrenzen nach KTA 3201.3, die bei der Fertigung festgestellt werden und belassen werden sollen (Tolerierung), ist

- a) der Fehler als Riss zu postulieren und mittels bruchmechanischer Bewertung gemäß Anhang A, Abschnitt A 4, aufzuzeigen, dass dessen Risswachstumspotenzial begrenzt ist und dass noch ausreichende Sicherheitsreserven bezüglich der Tragfähigkeit vorhanden sind,
- b) eine Überwachung im Rahmen der wiederkehrenden Prüfungen festzulegen um sicherzustellen, dass diese innerhalb der Genauigkeit des bei der wiederkehrenden Prüfung eingesetzten Analyseverfahrens der zerstörungsfreien Prüfung während der Betriebszeit der Anlage nicht wachstumsfähig sind.

(8) Soll für Komponenten erst zu einem späteren Zeitpunkt während des Betriebes Bruchausschluss in Anspruch genommen werden, ist der Nachweis der Qualität nach Auslegung und Herstellung gemäß (1) bis (7) für diese Komponenten vor erstmaliger Inanspruchnahme von Bruchausschluss zu erbringen.

4.3 Nachweis der vorhandenen Qualität nach bisherigem Betrieb

(1) Der Nachweis der vorhandenen Qualität ist

- a) erstmals nach Abschluss der Inbetriebsetzung oder bei erstmaliger Inanspruchnahme von Bruchausschluss für eine Komponente während der Betriebszeit oder
- b) bei Änderungen von Randbedingungen oder des Kenntnisstandes zur Sicherstellung der Komponentenintegrität im Betrieb (siehe KTA 3201.4 Bild 3-1) im Hinblick auf die für den Bruchausschlussnachweis relevanten Eigenschaften

durchzuführen.

(2) Der Nachweis muss mindestens beinhalten:

- a) Beschreibung und Bewertung der gegenüber dem Herstellungszustand eingetretenen Änderungen
 - aa) der Ist-Ausführung wie z.B. infolge von Reparaturmaßnahmen, Austauschmaßnahmen oder durch Veränderung von Halterungen und Stützkonstruktionen,
 - ab) der Werkstoffeigenschaften,
 - ac) der relevanten Belastungen des bestimmungsgemäßen Betriebs und der Belastungen aus postulierten Störfällen, z.B. infolge von Änderungen der spezifizierten Belastungen aufgrund der Ergebnisse der Betriebsüberwachung oder aufgrund neuer Erkenntnisse zu den spezifizierten Störfällen,
 - ad) des Befundzustands, z.B. infolge der Ergebnisse aus wiederkehrenden Prüfungen,

- ae) der im Betrieb möglichen Schädigungsmechanismen und deren Ursachen, z.B. infolge neuer Erkenntnisse,
- af) der Wasserchemie, z.B. infolge der Ergebnisse der Betriebsüberwachung,
- ag) der Leckageüberwachung,

b) eine Bewertung der Betriebserfahrungen aus eigenen und vergleichbaren Fremdanlagen sowie aufgrund des aktuellen Kenntnisstandes.

(3) Es ist darzulegen, dass

- a) die Ursachen betrieblich möglicher Schädigungsmechanismen beherrscht werden und
- b) unter den konkreten Einsatzbedingungen (Temperatur, Beanspruchung, Wasserchemie) keine unzulässigen Folgen möglicher betrieblicher Schädigungsmechanismen zu erwarten sind.

(4) Bei der Bewertung der Werkstoffeigenschaften sind zu berücksichtigen:

- a) für den zu bewertenden Bereich repräsentative Werkstoffdaten (einschließlich Abnahmwerte),
- b) Art und Umfang der Prüfungen und Prüfbescheinigungen,
- c) Ergebnisse aus Forschungsvorhaben,
- d) Ergebnisse aus Untersuchungen an ausgebauten Teilen sowie
- e) Betriebserfahrungen hinsichtlich Schädigungsmechanismen für die Bereiche Grundwerkstoff, Schweißgut und Wärmeeinflusszone.

(5) Für die Bewertung der Belastungen des bestimmungsgemäßen Betriebs gemäß (2) ac) sind die Belastungen aus

- a) den verfahrenstechnischen Angaben und
- b) der Auswertung der Betriebsüberwachung (z.B. Temperaturtransienten und Temperaturschichtungen, Verschiebungen, Schwingungen)

zu ermitteln. Bei spezifizierten Belastungen ist durch Auswertung der entsprechenden Betriebsüberwachung zu überprüfen, ob diese für die tatsächlich auftretenden Belastungen abdeckend sind.

(6) Die Bewertung des Befundzustands hat auf Basis von

- a) Herstellungsprüfungen,
- b) wiederkehrenden Prüfungen (WKP),
- c) Sonderprüfungen (z.B. auf Grund von Weiterleitungsnachrichten),
- d) Ergebnissen aus auf die Anlage übertragbaren Ergebnissen aus Forschungsvorhaben (z. B. zu Prüfverfahren, Auffindbarkeit) und
- e) ggf. Ergebnissen von zerstörenden Untersuchungen an ausgebauten Teilen

zu erfolgen.

(7) Ergeben die Bewertungen gemäß (2) bis (6) eine Änderung von Randbedingungen mit erwartetem sicherheitstechnisch relevantem Einfluss auf das Ergebnis des gemäß Abschnitt 4.2 geführten Nachweises der vorhandenen Qualität, ist die unveränderte Gültigkeit der durchgeführten Analysen zu bestätigen.

4.4 Absicherung der erforderlichen Qualität für den weiteren Betrieb

Zur Sicherstellung der Integrität im weiteren Betrieb sind

- a) die Ursachen und Folgen möglicher betriebsbedingter Schädigungsmechanismen gemäß KTA 3201.4 zu überwachen und zu bewerten,
- b) die Anforderungen an das Alterungsmanagement von Komponenten der Gruppe M1 gemäß KTA 1403 einzuhalten.

5 Dokumentation und Berichtswesen

(1) Die Ergebnisse der gemäß Abschnitt 4 durchzuführenden Untersuchungen sind zu dokumentieren.

(2) Die Dokumentation der Qualität nach Auslegung und Herstellung muss mindestens beinhalten:

- a) Auslegungs- und Herstellungsunterlagen gemäß 4.2 (1) a) bis i) einschließlich der zugrunde gelegten Randbedingungen zur vorhandenen Ausführung (Konstruktion, Halterung, Stützkonstruktion, Werkstoffeigenschaften, Schweißnähte und -Verfahren, durchgeführte Reparaturmaßnahmen, Abweichungen zu Auslegungsunterlagen, Befundzustand) gemäß 4.2 (4) mit Bewertung gemäß 4.2 (5),
- b) Dokumentation der Absicherung der vorhandenen Ausführung hinsichtlich relevanter Belastungen, Spannungsanalyse, Ermüdungsanalyse, bruchmechanische Analyse gemäß **Anhang A**, vgl. 4.2 (6) und (7),
- c) Darstellung der möglichen betrieblichen Schädigungsmechanismen gemäß 3 (6) und 4.2 (1) k),
- d) Maßnahmen zur Beherrschung der möglichen betrieblichen Schädigungsmechanismen und damit der Absicherung der Qualität im Betrieb gemäß Integritätskonzept einschließlich der Maßnahmen zur Verifikation der getroffenen Randbedingungen gemäß 4.2 (3).
- e) Betriebsüberwachungskonzept hinsichtlich Überwachungsmaßnahmen der Ursachen und Folgen möglicher betrieblicher Schädigungsmechanismen (Festlegung der Betriebsüberwachungsmaßnahmen) gemäß 4.2 (1) j),

(3) Die Dokumentation der vorhandenen Qualität nach bisherigem Betrieb muss mindestens beinhalten:

- a) Beschreibung und Bewertung der gegenüber dem Herstellungszustand eingetretenen Änderung der Ist-Ausführung entsprechend 4.3 (2) auf Basis des aktuellen Kenntnisstandes (Ergebnisse der Überwachung der Ursachen und Folgen möglicher Schädigungsmechanismen mit Berücksichtigung

des Befundzustandes und der Betriebserfahrung),

- b) Beschreibung und Bewertung der gegenüber dem Herstellungszustand eingetretenen Änderungen der im Betrieb möglichen Schädigungsmechanismen und deren Ursachen.

(4) Die Dokumentation der Prüfungen und Betriebsüberwachungsmaßnahmen im Berichtszeitraum zur Absicherung der erforderlichen Qualität für den weiteren Betrieb muss mindestens beinhalten:

- a) Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse aus der Erfassung der Ursachen möglicher Schädigungsmechanismen (Ergebnisse der Überwachung der mechanischen und thermischen Belastungen, Überwachung der Wasserqualität),
- b) Bewertung der Ergebnisse der Überwachung der Ursachen unter Berücksichtigung von umgesetzten Optimierungsmaßnahmen wie z. B. Fahrweise der Anlage,
- c) Zusammenfassende Darstellung der Ergebnisse aus der Erfassung der Folgen möglicher Schädigungsmechanismen (z. B. aus zerstörungsfreien Prüfungen, Überwachung loser Teile, Leckageüberwachung),
- d) Bewertung der Ergebnisse der Überwachung auf Folgen möglicher Schädigungsmechanismen (hier insbesondere auch Bestätigung des bisherigen Befundzustandes),
- e) Dokumentation der Verfolgung des Kenntnisstands (z. B. Auswertung und Bewertung von geplanten und ungeplanten Vorgängen und Ereignissen in der eigenen und in anderen Anlagen, Änderung der Regelwerke).

(5) Die Wirksamkeit der getroffenen Maßnahmen ist zu dokumentieren.

Hinweis:

Dies kann auch im Rahmen eines nach KTA 1403 zu erstellenden Statusberichtes dokumentiert werden.

Anhang A (normativ)

Durchführung einer bruchmechanischen Analyse

A 1 Allgemeine Anforderungen

- (1) Grundsätzlich ist eine bruchmechanische Analyse
- für Rohrleitungen nach Abschnitt A 2 und
 - für Druckbehälter sowie für Armaturen- oder Pumpengehäuse nach Abschnitt A 3
- durchzuführen, wobei Risse (siehe **Bilder A-1** und **A-2**) an Stellen zu postulieren sind, an denen sich die kleinste kritische Rissgröße ergibt. Die postulierten Fehler sind an der Stelle der Oberfläche und in der Orientierung anzunehmen, für die sich die größte Rissbeanspruchung ergibt.
- (2) Eine bruchmechanische Analyse nach Abschnitt A 2 ist nicht erforderlich für Rohrleitungen, die eines der folgenden Kriterien erfüllen:
- in Beanspruchungsstufe A sind der Betriebsdruck gleich oder kleiner als 2,0 MPa und die Betriebstemperatur gleich oder kleiner als 100 °C (niederenergetische Systeme) oder
 - die Benutzungszeit ist gleich oder kleiner als 2 % der Betriebsdauer der Anlage oder
 - die Betriebsnennspannung ist gleich oder kleiner als 50 N/mm² und der Erschöpfungsgrad ist gleich oder kleiner als die in KTA 3201.4 festgelegten Aufmerksamkeitsschwellen.
- (3) Eine bruchmechanische Analyse nach Abschnitt A 3 ist nicht erforderlich für Druckbehälter, die folgende Kriterien a) bis c) erfüllen:
- Der Nachweis der Qualität nach Auslegung und Herstellung gemäß Abschnitt 4.2 ist erbracht.

- Es ist nachgewiesen, dass ein sprödes Versagen nicht zu unterstellen ist. Hierfür ist die erforderliche Bauteilzähigkeit durch experimentelle Untersuchungen nachzuweisen, die den Beanspruchungs- und Werkstoffzustand sowie den Herstellungsprozess des Bauteils repräsentieren. Dabei sind alle relevanten Betriebszustände und zu bewertenden Fehlerzustände abzudecken.

Hinweis:

Für basischer gefertigte Druckbehälter wurden Untersuchungsprogramme durchgeführt mit denen die Einhaltung des Kriteriums b) nachgewiesen wurde, z. B. Forschungsvorhaben 1500 304 B, Komponentensicherheit (Phase II), Zusammenfassende Bewertung des Vorhabens, Abschlussbericht. Staatliche Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart, Mai 1991.

- Der bis zum Ende der Betriebszeit ermittelte rechnerische Erschöpfungsgrad ist gleich oder kleiner als die in KTA 3201.4 festgelegten Aufmerksamkeitsschwellen.
- (4) Eine bruchmechanische Analyse nach Abschnitt A 3 ist auch nicht erforderlich, wenn bei Druckbehältern eines der folgenden Kriterien erfüllt ist:
- bei mit Wasser gefüllten Behältern sind in Beanspruchungsstufe A der Betriebsdruck gleich oder kleiner als 2,0 MPa und die Betriebstemperatur gleich oder kleiner als 100 °C (niederenergetische Systeme) oder
 - die Benutzungszeit ist gleich oder kleiner als 2 % der Betriebsdauer der Anlage oder
 - die Betriebsnennspannung ist gleich oder kleiner als 50 N/mm² und der Erschöpfungsgrad ist gleich oder kleiner als die in KTA 3201.4 festgelegten Aufmerksamkeitsschwellen.

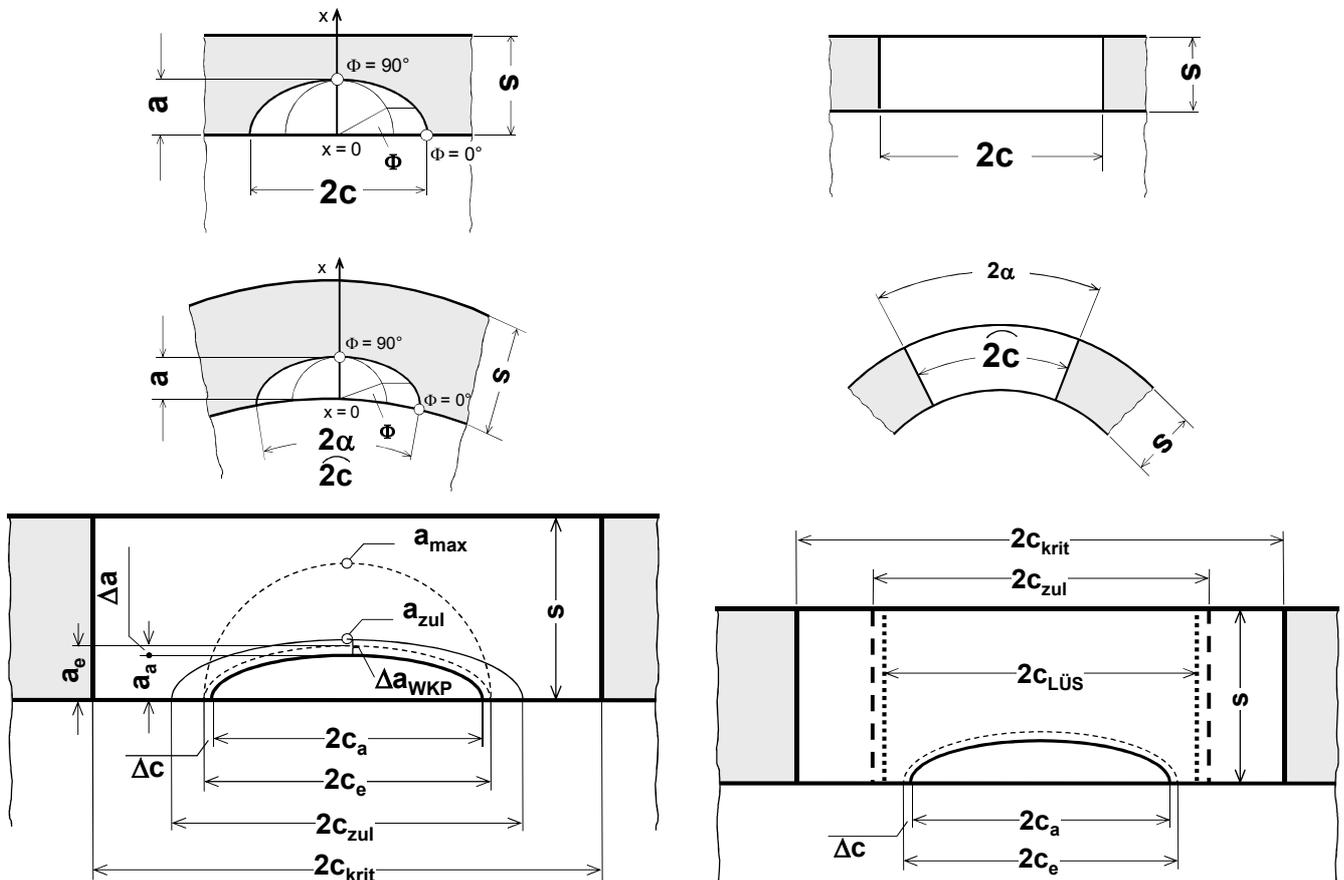


Bild A-1: Risskonfigurationen und Bezeichnungen bei Rohrleitungen

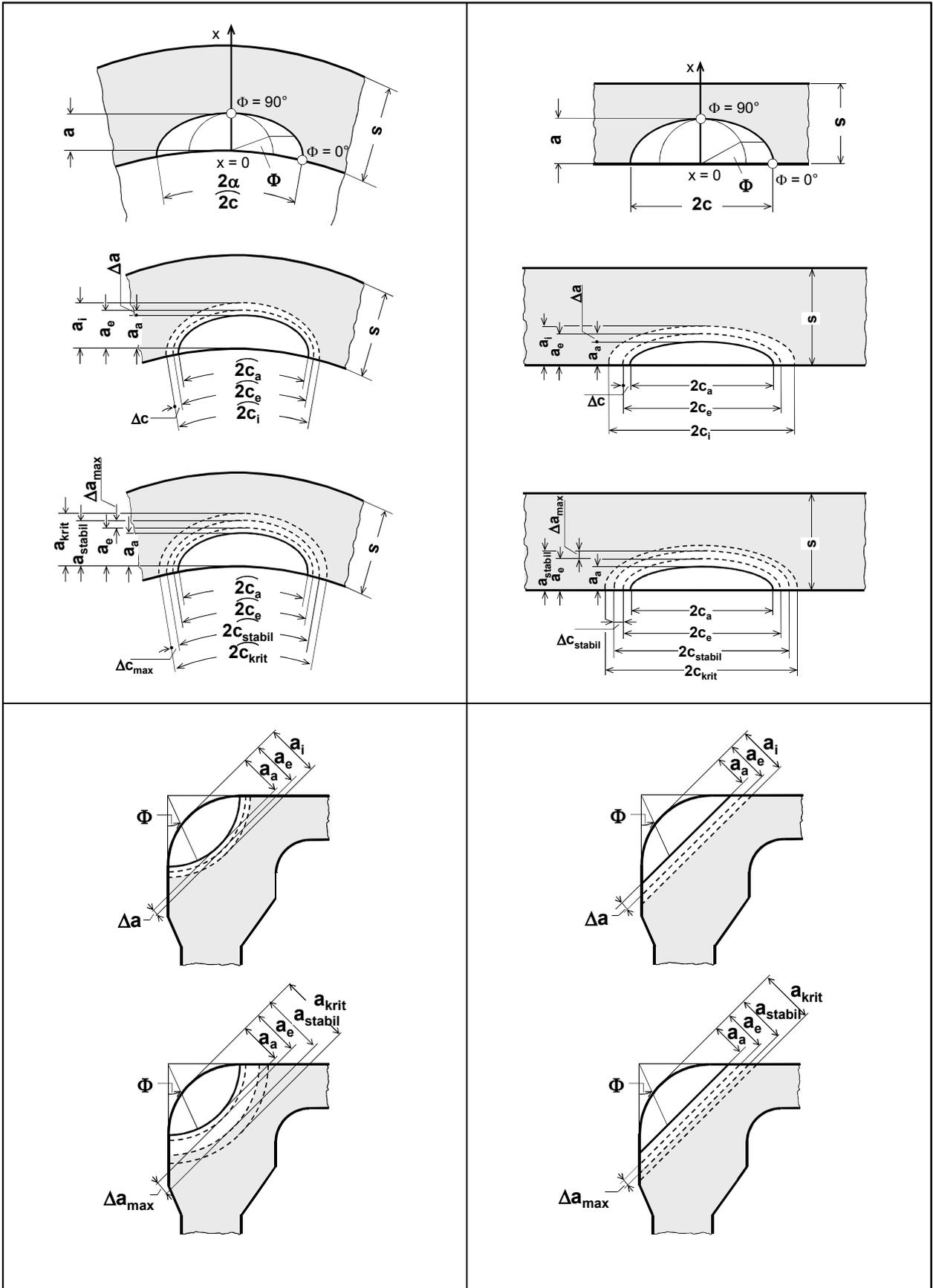


Bild A-2: Risskonfigurationen und Bezeichnungen bei Druckbehältern

(5) Eine bruchmechanische Analyse ist für Armaturen- oder Pumpengehäuse nicht erforderlich, wenn eines der Kriterien a) oder b) erfüllt ist:

- a) Für die anschließende Rohrleitung ist eines der in (2) genannten Kriterien erfüllt.
- b) Anhand einer Bewertung der Konstruktion der Armaturen- oder Pumpengehäuse kann gezeigt werden, dass das Risswachstumspotenzial der anschließenden Rohrleitung abdeckend ist.

(6) Bei der Bewertung gemäß (5) b) sind folgende Einflussfaktoren zu berücksichtigen:

- a) auftretende Belastungen und die daraus resultierenden Beanspruchungen
- b) Mediumsbedingungen
- c) Werkstoff und mögliche Schädigungsmechanismen
- d) zu postulierende Fehlergrößen.

(7) Sind herstellungsbedingte Fehler oberhalb der Zulässigkeitsgrenzen nach KTA 3201.3 vorhanden, die bei der Fertigung oder im Rahmen der wiederkehrenden Prüfungen festgestellt und eindeutig als Herstellungsfehler identifiziert und belassen wurden (Tolerierung), so sind diese durch eine bruchmechanische Analyse nach Abschnitt A 4 zu bewerten.

Hinweis:

Betriebsbedingte Fehler, die durch einen wirksamen Schädigungsmechanismus im Betrieb entstanden sind oder sich ausgehend von Herstellungsfehlern entwickelt haben, sind in Abschnitt 3 (9) behandelt und sind nicht Gegenstand der bruchmechanischen Analyse.

(8) Risswachstumsberechnungen sind unter Anwendung einer geeigneten Gleichung zur Beschreibung des Ermüdungsrisswachstums, z. B. nach Paris-Erdogan, durchzuführen.

Die Beschreibung des im Rahmen dieser Regel anzuwendenden Verfahrens ist in Anhang B, Abschnitt B 2.5, enthalten.

(9) Die bruchmechanische Bewertung der Tragfähigkeit von Rohrleitungen mit Rissen darf mit folgenden Verfahren durchgeführt werden:

- a) Analytische Verfahren zur Berechnung der Grenztragfähigkeit

Diese Berechnungsverfahren ermöglichen Aussagen über die Grenztragfähigkeit von Bauteilen mit Rissen, wobei die Anwendungsgrenzen (geometrie- und werkstoffbedingt) und dadurch bedingte Einschränkungen zu berücksichtigen sind. Eine belastbare Bewertung ist mit diesen Verfahren nur möglich, wenn ihre Anwendbarkeit durch einen Vergleich mit experimentellen Untersuchungen bestätigt ist. Dabei wird grundsätzlich unterschieden zwischen

- aa) Fließspannungskonzepte (lokales plastisches Fließen)
- ab) Plastische Grenzlastkonzepte (globales plastisches Fließen)

Die Beschreibung der im Rahmen dieser Regel anzuwendenden Verfahren ist in Anhang B, Abschnitt B 2.1, enthalten.

- b) J-T-Verfahren und Zwei-Kriterien-Verfahren

J-T-Verfahren und Zwei-Kriterien-Verfahren ermöglichen eine Bewertung hinsichtlich Rissinitiation und Instabilität. Aussagen zum Verhalten nach erfolgter Rissinitiation sind nur dann möglich, wenn die an Laborproben ermittelten Risswiderstandskurven als repräsentativ für die zu betrachtende Komponente angesehen werden können.

Die Ermittlung bruchmechanischer Parameter darf sowohl mit analytischen Lösungen als auch mit numerischen Methoden (z. B. mit der Finite Elemente Methode) erfolgen.

Die Beschreibung der im Rahmen dieser Regel anzuwendenden Verfahren ist in Anhang B, Abschnitt B 2.2 (J-T Verfahren) und Abschnitt B 2.3 (Zwei-Kriterien Verfahren), enthalten.

- c) Schädigungsmechanik (local approach)

Schädigungsmechanische Ansätze ermöglichen eine Bewertung des gesamten Versagensverhaltens einschließlich der globalen Instabilität. Die schädigungsmechanischen Modellparameter sind werkstoffabhängig zu ermitteln.

Die Beschreibung des im Rahmen dieser Regel anzuwendenden Verfahrens ist in Anhang B, Abschnitt B 2.4, enthalten.

- (10) Bruchmechanische Analysen zur Bewertung der Integrität von Behältern mit Rissen dürfen mit den in (9) b) und c) aufgeführten Verfahren durchgeführt werden.

- (11) Zur Bestimmung

- a) der Leckflächen (Rissöffnungsfläche)
- b) der Leckausströmraten

dürfen analytische und numerische Methoden angewendet werden (für die Bestimmung der Leckflächen z. B. Dugdale-Verfahren, Irwin-Verfahren, FEM; für die Bestimmung der Leckausströmraten z. B. Ausströmmodell von Pana, Ausströmmodell von Moody).

Abhängig von der Problemstellung ist ein Vergleich mit der durch die Leckageüberwachung (LÜS) detektierbaren Leckfläche oder detektierbaren Ausströmraten und die Ermittlung der auftretenden Strahlkräfte möglich.

Zur Bestimmung der Leckrate sind je nach Nachweisziel – minimale Leckrate zur Bestimmung der Anforderungen an die Leckerkennung oder maximale Leckrate zur Bestimmung der Strahl- und Reaktionskräfte – konservative Ansätze zu wählen.

Die Beschreibung der im Rahmen dieser Regel anzuwendenden Verfahren ist in Anhang B, Abschnitt B 3.1 (Berechnung der Lecköffnungsfläche) und Abschnitt B 3.2 (Berechnung der Leckausströmraten) enthalten.

A 2 Bewertung postulierter Risse in Rohrleitungen

(1) Für den postulierten Ausgangsriss sind durch die bruchmechanische Bewertung für alle relevanten Belastungen folgende Nachweise zu erbringen:

- a) Das Risswachstumspotenzial ist begrenzt. Hierfür ist zu zeigen, dass der abzusichernde Oberflächenriss (anzusetzende Rissgröße zuzüglich des berechneten unterkritischen Ermüdungsrisswachstums während der abzusichernden Betriebszeit) den in (2) f) festgelegten Wert nicht erreicht.
- b) Die abzusichernde Risslänge (anzusetzende Risslänge zuzüglich des berechneten unterkritischen Ermüdungsrisswachstums während der abzusichernden Betriebszeit) liegt unterhalb der bei Betrieb und Störfällen zulässigen Länge eines wanddurchdringenden Risses.
- c) Die Leckagerisslänge, die mit dem eingesetzten Verfahren zur Leckerkennung sicher erkannt wird, ist kleiner als die zulässige Länge eines wanddurchdringenden Risses, so dass Leck-vor-Bruch gegeben ist, oder es ist sichergestellt, dass die in (2) hb) festgelegten Kriterien eingehalten werden.

(2) Hierfür sind folgende Berechnungsschritte durchzuführen, siehe **Bild A-3**:

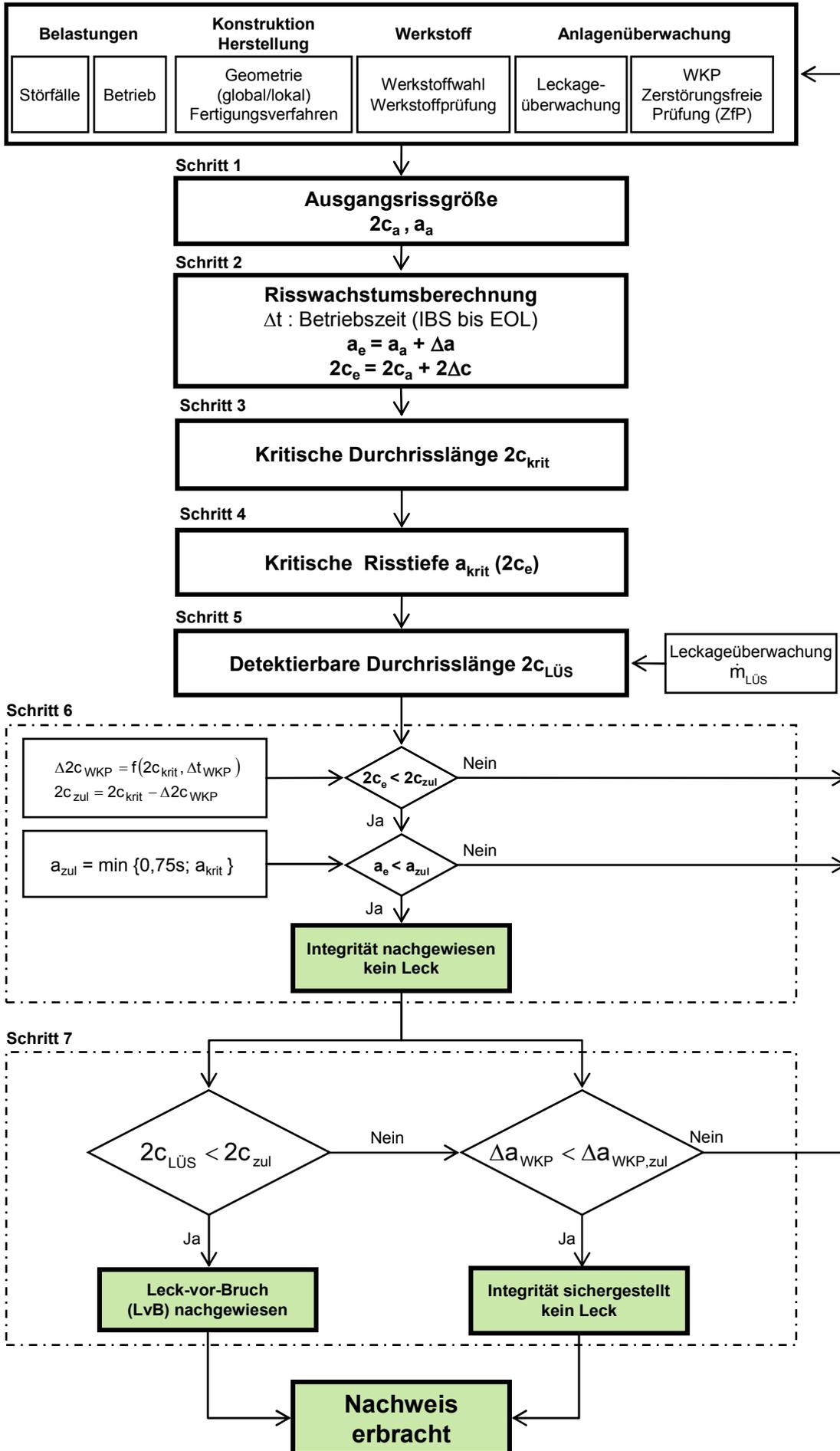


Bild A-3: Bruchmechanische Analyse von postulierten Rissen in Rohrleitungen

a) Schritt 1: Festlegung des Ausgangsrisses

Die bruchmechanischen Analysen sind entweder auf Basis abdeckender oder auf Basis komponenten- oder systembezogener Rissgeometrien zu führen.

aa) abdeckende Rissgeometrien

Unabhängig vom Werkstoff ist als Ausgangsriss grundsätzlich ein halbelliptischer Oberflächenriss mit folgenden Risstiefen anzusetzen:

$$a_a = 0,3 \cdot s \text{ für } s < 25 \text{ mm} \quad (\text{A 2-1})$$

$$a_a = 0,2 \cdot s \text{ für } s \geq 50 \text{ mm} \quad (\text{A 2-2})$$

Bei ferritischen Stählen dürfen folgende Risstiefen zugrunde gelegt werden:

$$a_a = 0,2 \cdot s \text{ für } s < 25 \text{ mm} \quad (\text{A 2-3})$$

$$a_a = 0,1 \cdot s \text{ für } s \geq 50 \text{ mm} \quad (\text{A 2-4})$$

Die Risstiefe darf jeweils für $25 < s < 50$ mm linear interpoliert werden.

Die Risslänge ist wie folgt anzusetzen:

$$2c_a \geq 6 \cdot a_a \quad (\text{A 2-5})$$

ab) komponenten- oder systembezogene Rissgeometrien

Die Größe des anzusetzenden Ausgangsrisses der Tiefe a_a und der Länge $2c_a$ ist so festzulegen, dass sie mindestens der Bewertungsgrenze der eingesetzten zerstörungsfreien Prüfverfahren gemäß KTA 3201.4 entspricht.

b) Schritt 2: Berechnung der Rissentwicklung Δa und $\Delta 2c$

Die Berechnung hat basierend auf dem Ausgangsriss (a_a und $2c_a$) mit den spezifizierten Belastungen des bestimmungsgemäßen Betriebs unter Berücksichtigung der im Rahmen betrieblicher Messungen ermittelten Belastungen und jeweils zugehörigen Lastzyklen zu erfolgen. Das Risswachstum ist als Ermüdungsrisswachstum unter Verwendung eines Risswachstumsgesetzes für Mediumsbedingungen zu berechnen. Die Berechnung ist für einen Zeitraum durchzuführen, der die gesamte Betriebszeit abdeckt.

Die Endrissgröße am Ende des zu betrachtenden Zeitraumes ergibt sich zu

$$\text{Endrisstiefe } a_e = a_a + \Delta a \quad (\text{A 2-6})$$

$$\text{Endrisslänge } 2c_e = 2c_a + \Delta 2c \quad (\text{A 2-7})$$

Die Berechnung ist gemäß Abschnitt A 1 (8) durchzuführen.

Zur Berechnung des Ermüdungsrisswachstums unter LWR Mediumsbedingungen dürfen die Risswachstumskurven nach ASME BPVC Section XI für ferritische Stähle und nach NUREG/CR-6176 für austenitische Stähle verwendet werden.

c) Schritt 3: Ermittlung der sich aus allen zu betrachtenden Lastfällen (betriebliche Lastfälle und spezifizierte Störfälle) ergebenden kleinsten kritischen Länge eines wanddurchdringenden Risses $2c_{krit}$

Die Berechnung der kritischen Risslänge ist gemäß Abschnitt A 1 (9) durchzuführen.

d) Schritt 4: Ermittlung der kritischen Tiefe a_{krit} eines Oberflächenrisses der Länge $2c_e$

Die kritische Tiefe a_{krit} ist die aus allen zu betrachtenden Lastfällen (betriebliche Lastfälle und spezifizierte Störfälle) zu ermittelnde kleinste kritische Tiefe eines Oberflächenrisses der Länge $2c_e$.

Die Berechnung der kritischen Risstiefe ist unter Verwendung der Verfahren gemäß Abschnitt A 1 (9) durchzuführen.

e) Schritt 5: Berechnung der detektierbaren Länge $2c_{LÜS}$ eines wanddurchdringenden Risses

Es ist wie folgt vorzugehen:

ea) Festlegung des durch die Leckageüberwachung sicher detektierbaren Leckmassenstroms $\dot{m}_{LÜS,det}$

Hinweis:

Der sicher detektierbare Leckmassenstrom ergibt sich aus der Empfindlichkeit der Leckageüberwachung.

eb) Festlegung des Interventionsmassenstroms $\dot{m}_{LÜS,BHB}$, bei dessen Überschreitung gemäß den Festlegungen im BHB Interventionsmaßnahmen (z. B. Lecksuche, Abfahren der Anlage) zu erfolgen haben.

Der Interventionsmassenstrom ist unter Berücksichtigung betrieblicher Aspekte derart festzulegen, dass die Detektierbarkeit gewährleistet ist.

$$\dot{m}_{LÜS,BHB} \geq \dot{m}_{LÜS,det}$$

ec) Berechnung des Leckmassenstroms \dot{m}_{Leck} in Abhängigkeit von der Risslänge

Die Berechnung des Leckmassenstroms hat unter Verwendung der in Abschnitt A 1 (11) beschriebenen Berechnungsverfahren für die Rissöffnungsfläche A_{Leck} und den Ausströmwidstand in Verbindung mit den Vorgaben gemäß Anhang B, Abschnitte B 3.1 und B 3.2, für die Belastungen des stationären Leistungsbetriebs zu erfolgen.

ed) Bestimmung der abzusichernden Länge $2c_{LÜS,BHB}$ eines wanddurchdringenden Risses

Die abzusichernde Risslänge $2c_{LÜS}$ ist diejenige Länge, bei der der Leckmassenstrom \dot{m}_{Leck} gleich dem Interventionsmassenstrom $\dot{m}_{LÜS,BHB}$ ist.

f) Schritt 6: Nachweis des begrenzten betrieblichen Risswachstums

Es ist nachzuweisen, dass für die in Schritt 2 ermittelte Endrissgröße (a_e , $2c_e$) folgende Anforderungen erfüllt sind:

$$a_e \leq a_{zul} \quad (\text{A 2-8})$$

und

$$2c_e \leq 2c_{zul} \quad (\text{A 2-9})$$

Die zulässige Tiefe a_{zul} eines Oberflächenrisses der Länge $2c_e$ ist für die Betriebszeit der Anlage wie folgt festzulegen:

$$a_{zul} = \min \{0,75 s; a_{krit}(2c_e)\} \quad (\text{A 2-10})$$

mit a_{krit} aus Schritt 4.

Hinweis:

Das betriebliche Risswachstum wird so begrenzt, dass über die Betriebszeit der Anlage kein wanddurchdringender Riss entsteht. Bei Risswachstumsberechnungen wird z.B. in IIW document IIW-1823-07 ex XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07 und in ASME BPVC Section XI ab einer Risstiefe von $0,75 \cdot s$ ein wanddurchdringender Riss unterstellt, ebenso bei Erreichen von a_{krit} .

Die zulässige Risslänge $2c_{zul}$ ist die Länge eines Durchrisses $2c$, bei der infolge Risswachstum im Zeitraum Δt_{WKP} gerade der Wert $2c_{krit}$ erreicht wird (siehe **Bild A-4**).

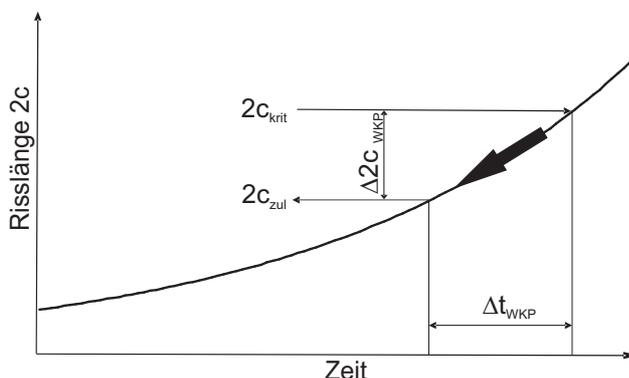


Bild A-4: Bestimmung der zulässigen Risslänge $2c_{zul}$ (schematisch)

Die zulässige Risslänge $2c_{zul}$ ist wie folgt zu bestimmen:

Ausgehend von einer Durchrisslänge $2c$ ist das Risswachstum unter den zu unterstellenden spezifizierten Belastungen des bestimmungsgemäßen Betriebs unter Berücksichtigung der im Rahmen betrieblicher Messungen ermittelten Belastungen und zugehörigen Lastzyklen bis zum Wert $2c_{krit}$ zu berechnen, wobei $2c < 2c_{krit}$ und $2c \leq 2c_{zul}$ zu wählen ist.

Hierfür gilt folgende Gleichung:

$$2c_{zul} = 2c_{krit} - \Delta 2c_{WKP} (\Delta t_{WKP}) \quad (A 2-11)$$

Das Risswachstum ist als Ermüdungsrisswachstum unter Verwendung eines Risswachstumsgesetzes für Mediumsbedingungen zu berechnen. Hierfür dürfen die Risswachstumskurven nach ASME BPVC Section XI für ferritische Stähle und nach NUREG/CR-6176 für austenitische Stähle verwendet werden.

Als Zeitraum für die sichere Leckerkennung ist das nach KTA 3201.4 oder KTA 3211.4 für die betreffende Komponente festgelegte Intervall für die wiederkehrenden zerstörungsfreien Prüfungen Δt_{WKP} anzusetzen.

g) Schritt 7: Nachweis von Leck-vor-Bruch

Zum Nachweis von Leck-vor-Bruch ist zu zeigen, dass folgende Anforderung erfüllt ist:

$$2c_{LÜS} < 2c_{zul} \quad (A 2-12)$$

mit $2c_{zul}$ aus Schritt 6 und $2c_{LÜS}$ aus Schritt 4.

h) Der bruchmechanische Nachweis ist erbracht, wenn

- ha) die Anforderungen in Schritt 6 und Schritt 7 erfüllt sind,
 hb) die aus einem wanddurchdringenden Riss austretende Leckagemenge nicht mit der erforderlichen Sicherheit erkannt werden (z. B. bei niedrigem betrieblichem Spannungsniveau und daraus resultierender geringer Leckagemenge), aber die Anforderungen in Schritt 6 erfüllt sind und durch geeignete Maßnahmen des Integritätskonzepts (insbesondere Betriebsüberwachungsmaßnahmen zur kontinuierlichen Erfassung aller relevanten Belastungen und deren zeitnaher Bewertung sowie daran angepasste Intervalle der wiederkehrenden Prüfungen) über die gesamte Betriebszeit sichergestellt ist, dass das unterkritische Ermüdungsrisswachstum des abzusichernden Ausgangsrisses (siehe Schritt 1) innerhalb des nach KTA 3201.4 oder KTA 3211.4 für die betreffende Komponente festgelegten Intervalls für die wiederkehrenden zerstörungsfreien Prüfungen folgende Bedingung erfüllt:

$$\Delta a_{WKP} \leq 0,125 \times (a_{zul} - a_a) \quad (A 2-13)$$

Hinweis:

Der Faktor 0,125 ergibt sich aus dem Verhältnis eines üblichen Inspektionsintervalls von 5 Jahren in Bezug auf eine gesamte Betriebszeit von 40 Jahren.

A 3 Bewertung postulierter Risse in Druckbehältern sowie Armaturen- oder Pumpengehäusen

A 3.1 Druckbehälter

(1) Für den postulierten Ausgangsriss ist durch die bruchmechanische Bewertung zu zeigen, dass das Risswachstumspotenzial begrenzt ist. Für den abzusichernden Oberflächenriss (anzusetzende Rissgröße zuzüglich des berechneten unterkritischen Ermüdungsrisswachstums während der abzusichernden Betriebszeit) ist zu zeigen, dass unter den betrieblichen Belastungen keine Rissinitiation stattfindet und unter Störfallbelastungen nur eine begrenzte stabile Risserweiterung auftreten kann.

(2) Hierfür sind folgende Berechnungsschritte durchzuführen, siehe **Bild A-5**:

a) Schritt 1: Festlegung der relevanten Behälterbereiche

Anhand der nachfolgenden Kriterien sind diejenigen Behälterbereiche mit den ungünstigsten Eigenschaften be-

züglich Beanspruchungs-, Werkstoff- und Fehlerzustand so festzulegen, dass durch die bruchmechanische Analyse dieser Bereiche der Behälter in seiner Gesamtheit abgedeckt wird:

- aa) Spannungsausnutzung jeweils für betriebliche Belastungen (Stufen A und B) und für Störfallbelastungen (Stufen C und D),
 ab) Erschöpfungsgrad über die gesamte Betriebszeit,
 ac) Werkstoffzähigkeit (z. B. anhand der Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch) für Grundwerkstoffe, Schweißgüter und Wärmeeinflusszonen,
 ad) Fehlergröße gemäß der Bewertungsgrenze der eingesetzten zerstörungsfreien Prüfverfahren und Prüftechniken.

Für jeden der so festgelegten Behälterbereiche sind die nachfolgenden Schritte durchzuführen.

b) Schritt 2: Festlegung der Ausgangsrisse

Die Größe der anzusetzenden Ausgangsrisse der Tiefe a_a und der Länge $2c_a$ ist so festzulegen, dass sie mindestens der Bewertungsgrenze der eingesetzten zerstörungsfreien Prüfverfahren gemäß KTA 3201.4 entspricht.

c) Schritt 3: Berechnung der Rissentwicklung Δa und $\Delta 2c$

Die Berechnung hat basierend auf dem Ausgangsriss (a_a und $2c_a$) mit den spezifizierten Belastungen des bestimmungsgemäßen Betriebs unter Berücksichtigung der im Rahmen betrieblicher Messungen ermittelten Belastungen und jeweils zugehörigen Lastzyklen zu erfolgen. Das Risswachstum ist als Ermüdungsrisswachstum unter Verwendung eines Risswachstumsgesetzes für Mediumsbedingungen zu berechnen. Die Berechnung ist für einen Zeitraum durchzuführen, der die gesamte Betriebszeit abdeckt.

Die Endrissgröße am Ende des zu betrachtenden Zeitraumes ergibt sich zu

$$\text{Endriss-tiefe } a_e = a_a + \Delta a \quad (A 3-1)$$

$$\text{Endriss-länge } 2c_e = 2c_a + \Delta 2c \quad (A 3-2)$$

Die Berechnung ist gemäß Abschnitt A 1 (8) durchzuführen.

Zur Berechnung des Ermüdungsrisswachstums unter LWR Mediumsbedingungen dürfen die Risswachstumskurven nach ASME BPVC Section XI für ferritische Stähle und nach NUREG/CR-6176 für austenitische Stähle verwendet werden.

d) Schritt 4: Ermittlung der kleinsten Initiierungsrissgröße für die Lastfälle der Beanspruchungsstufen A und B

Die Berechnung ist unter Verwendung der Verfahren gemäß Abschnitt A 1 (10) durchzuführen.

e) Schritt 5: Ermittlung der für die Lastfälle der Beanspruchungsstufen C und D zu erwartenden duktilen Risserweiterung.

Die Berechnung ist unter Verwendung der Verfahren gemäß Abschnitt A 1 (10) durchzuführen.

Dabei ist der Einfluss der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes auf den Risswiderstand des Werkstoffs zu berücksichtigen.

f) Schritt 6: Bruchmechanische Bewertung

Der bruchmechanische Nachweis ist erbracht, wenn

- fa) für die Beanspruchungsstufen A und B die Endrissgröße kleiner ist als die Initiierungsrissgröße und
 fb) für die Beanspruchungsstufen C und D gezeigt wurde, dass nur eine stabile Risserweiterung auftreten kann.

Überschreitet die zu erwartende Risserweiterung die durch Versuche abgesicherte Risswiderstandskurve, ist das Kriterium einer stabilen Risserweiterung nicht erfüllt. Anstelle einer durch Versuche abgesicherten Risswiderstandskurve darf auch eine konservative

Abschätzung von J-R Kurven auf Basis der Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch in der Hochlage, z. B. nach US NRC Reg.-Guide 1.161, verwendet werden, wobei in diesem Fall eine Begrenzung der Risserweiterungen auf die Anwendungsgrenzen nach ASTM-E 1820-11 erfolgen muss.

A 3.2 Armaturen- und Pumpengehäuse

Ist eine Bewertung postulierter Risse in Armaturen- oder Pumpengehäusen erforderlich (siehe Abschnitt A 1 (5)), ist das für Druckbehälter in A 3.1 beschriebene Vorgehen sinngemäß anzuwenden.

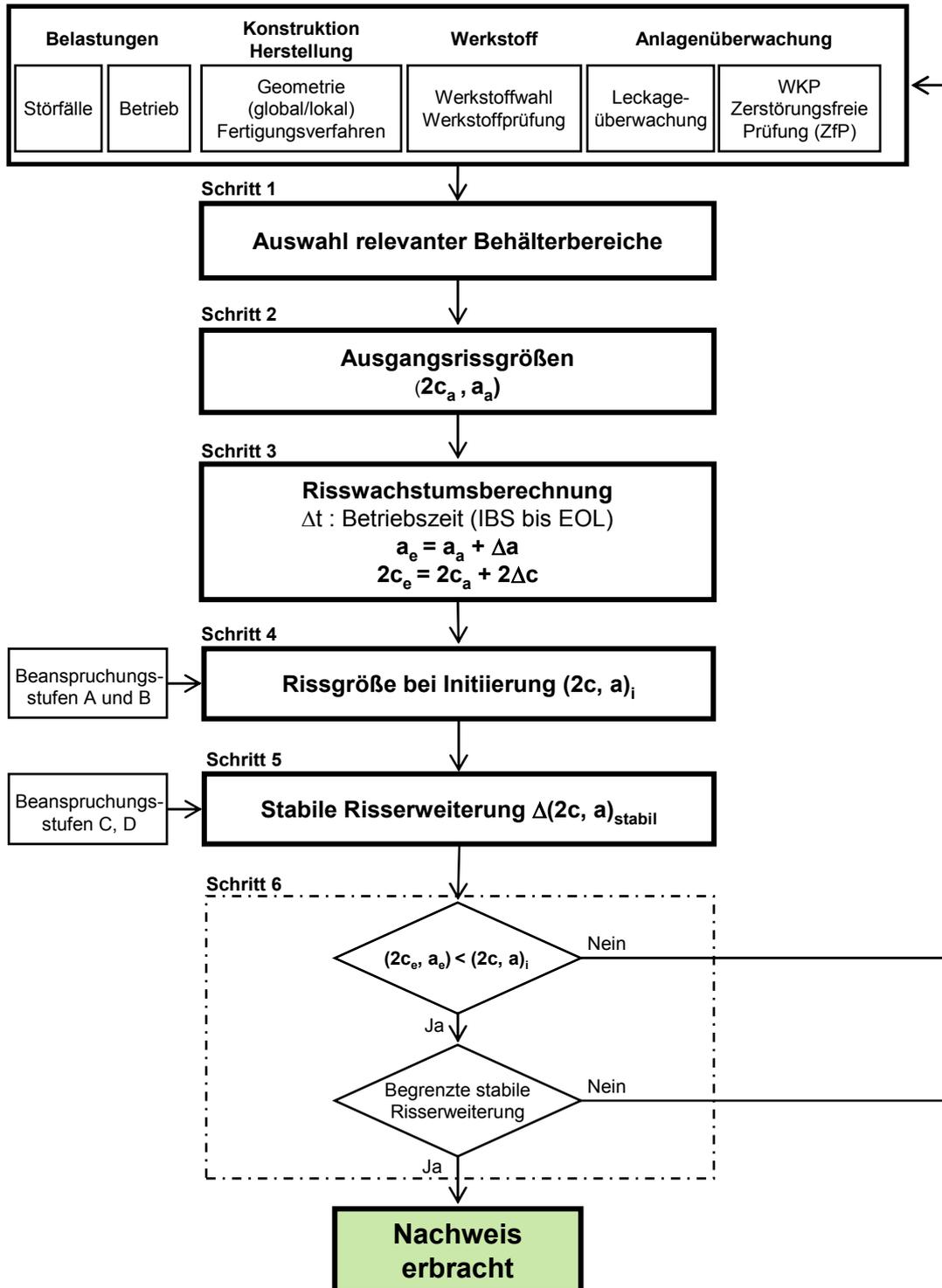


Bild A-5: Bruchmechanische Analyse von postulierten Rissen in Behältern

A 4 Bewertung herstellungsbedingter Fehler

(1) Durch eine bruchmechanische Bewertung ist nachzuweisen, dass

- das Risswachstumspotenzial begrenzt ist,
- noch ausreichende Sicherheitsreserven bezüglich der Tragfähigkeit vorhanden sind.

(2) Hierfür sind sowohl für Rohrleitungen als auch für Druckbehälter zunächst folgende Berechnungsschritte durchzuführen, siehe **Bilder A-6 und A-7**:

- Schritt 1: Der herstellungsbedingte Fehler ist für die bruchmechanische Bewertung als Riss mit einer einhüllenden Längen- und Tiefenerstreckung zu beschreiben.

Hinweis:

Eine einhüllende Beschreibung herstellungsbedingter Fehler zur Verwendung in der bruchmechanischen Analyse ist z. B. in „ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, 2010, Article IWA-3300 Flaw Characterization“ enthalten.

- Schritt 2: Berechnung der Rissentwicklung Δa und $\Delta 2c$

Es ist eine Berechnung des Risswachstums gemäß Abschnitt A 2 (2) b) für den Zeitraum des für die betreffende Komponente festgelegten Intervalls für die wiederkehrenden zerstörungsfreien Prüfungen durchzuführen.

(3) Für Rohrleitungen sind nach den Schritten 1 und 2 folgende Berechnungsschritte durchzuführen:

- Schritt 3: Nachweis des begrenzten betrieblichen Risswachstums

Das in Schritt 2 berechnete Risswachstum des abzuschließenden Ausgangsrisse (siehe Schritt 1) muss die Bedingung gemäß Gleichung A 2-13 erfüllen.

- Schritt 4: Nachweis der Tragfähigkeit

Durch eine bruchmechanische Bewertung ist die Tragfähigkeit der Komponente mit Fehler unter Zugrundelegung der in **Tabelle A-1** für die Beanspruchungsstufen A, B, C

und D festgelegten Sicherheitsbeiwerte auf die Beanspruchungen nachzuweisen.

Die Berechnung der Tragfähigkeit ist gemäß Abschnitt A 1 (9) durchzuführen.

- Der bruchmechanische Nachweis ist erbracht wenn die Anforderungen in a) und b) erfüllt sind.

Beanspruchungsstufe	Sicherheitsbeiwert für Umfangsfehler		Sicherheitsbeiwert für Längsfehler
	Membranspannung	Biegespannung	Membranspannung
A	2,7	2,3	2,7
B	2,4	2,0	2,4
C	1,8	1,6	1,8
D	1,3	1,4	1,3

Tabelle A-1: Sicherheitsbeiwerte für Primärspannungen bei Komponenten mit herstellungsbedingten Fehlern

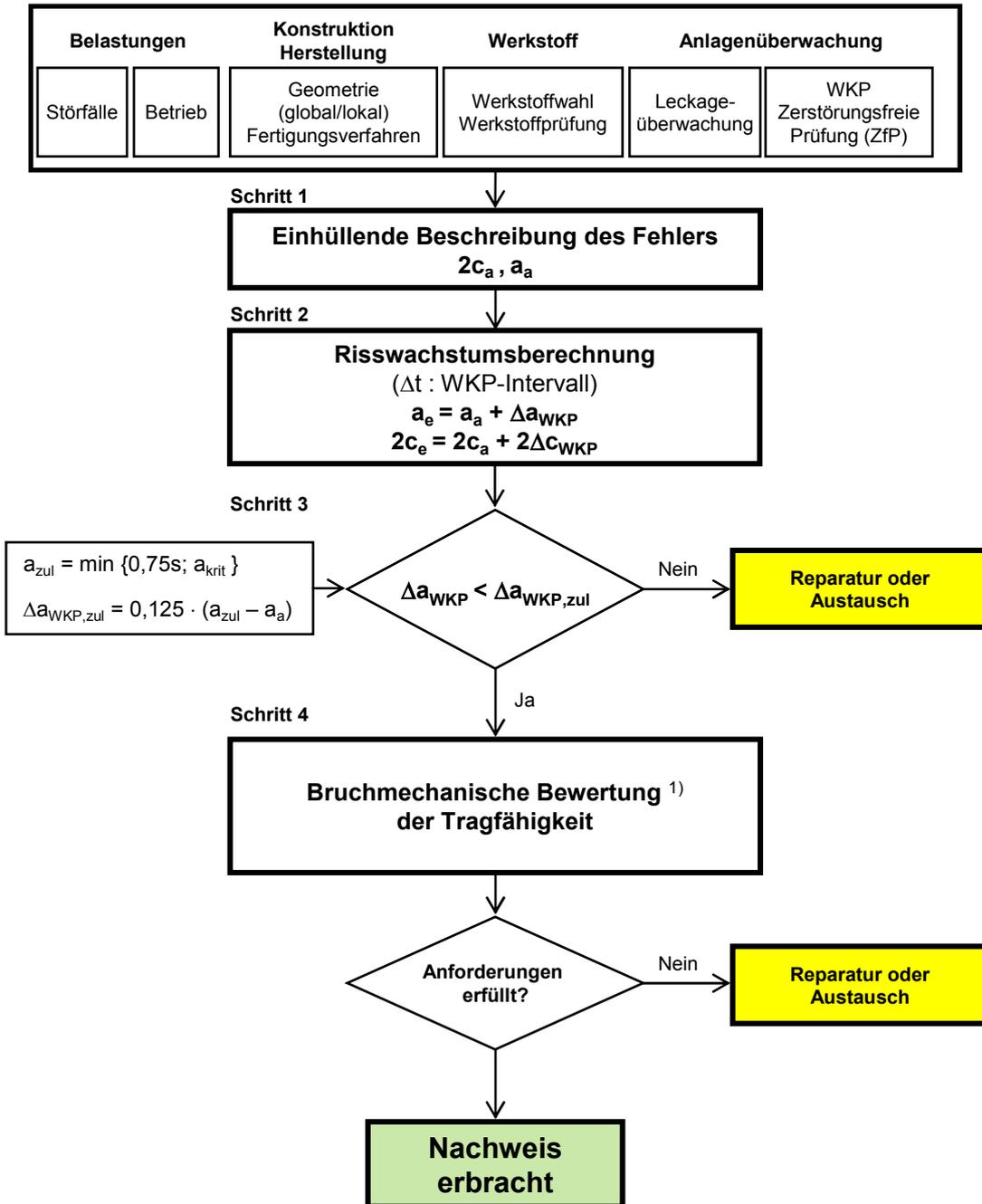
(4) Für Druckbehälter sind nach den Schritten 1 und 2 folgende Berechnungsschritte durchzuführen:

- Schritt 3: Ermittlung der kleinsten Initiierungsrisgröße für die Lastfälle der Beanspruchungsstufen A, B, C und D

Die Berechnung ist mit den in A 1 (10) aufgeführten Verfahren durchzuführen.

- Schritt 4: Nachweis bezüglich Rissinitiierung

Der bruchmechanische Nachweis ist erbracht wenn für alle Lastfälle der Beanspruchungsstufen A, B, C und D gezeigt werden kann, dass bei der in Schritt 2 berechneten Endrisgröße keine Rissinitiierung erfolgt.



¹⁾ Die bruchmechanische Bewertung der Tragfähigkeit erfolgt unter Verwendung der gemäß **Tabelle A-1** auf die Beanspruchungen anzuwendenden Sicherheitsfaktoren

Bild A-6: Bruchmechanische Analyse von herstellungsbedingten Fehlern in Rohrleitungen

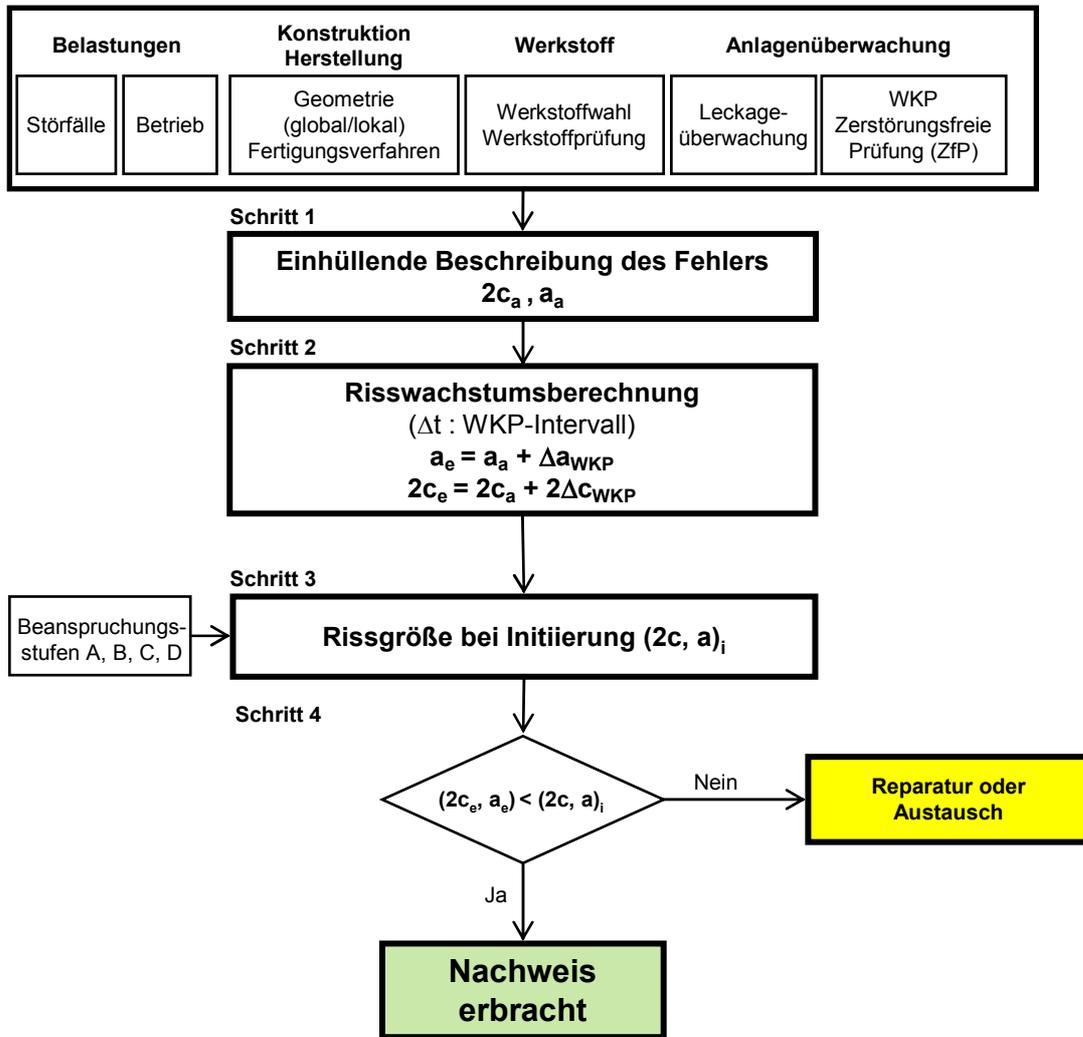


Bild A-7: Bruchmechanische Analyse von herstellungsbedingten Fehlern in Druckbehältern

Anhang B (normativ)

Verfahren für die bruchmechanische Analyse

B 1 Allgemeine Anforderungen

(1) Die Anwendung der in den Abschnitten B 2.1 bis B 3.2 beschriebenen Verfahren hat unter Zugrundelegung folgender Eingangsdaten zu erfolgen:

- in KTA 3201.1, in KTA 3211.1 oder in der genehmigten Spezifikation festgelegte Mindest-Festigkeitskennwerte,
- in Anhang C angegebene bruchmechanische Kennwerte oder bruchmechanische Kennwerte aus anderen Quellen, sofern deren Eignung für die betreffende Komponente nachgewiesen ist,
- bei Analysen postulierter Risse: Nennabmessungen der betreffenden Komponente (Wanddicke, Innenradius),
- bei Bewertung herstellungsbedingter Fehler: Ist-Abmessungen der betreffenden Komponente.

Hinweis:

Die in den Abschnitten B 2.1 bis B 3.2 beschriebenen Verfahren sind validiert und liefern für die Werkstoffe gemäß KTA 3201.1 und KTA 3211.1 konservative Ergebnisse.

(2) Es dürfen auch

- andere als die in den Abschnitten B 2.1 bis B 3.2 angegebenen Lösungen,
- Ist-Daten (z. B. Abmessungen, Werkstoffkennwerte) des zu bewertenden Bauteils

verwendet werden, wenn ihre Eignung im Genehmigungs- oder Aufsichtsverfahren nachgewiesen wurde.

(3) Bei plattierten Komponenten ist die bruchmechanische Analyse konservativ, wenn

- sich Fehlerpostulat, Risswachstumsberechnungen und kritische Rissgrößen ausschließlich auf den Grundwerkstoff beziehen,
- die Plattierung bei der Ermittlung der Leckfläche und der Leckausströmrates berücksichtigt wird.

B 2 Bruchmechanische Verfahren

B 2.1 Grenztraglastverfahren

B 2.1.1 Grundlagen

(1) Grenztragfähigkeitsanalysen bilden ein einfach zu handhabendes Werkzeug zur Ermittlung kritischer Fehlergrößen und kritischer Belastungen (Grenztraglast). Die verfügbaren analytischen Verfahren ermöglichen mit einem vergleichsweise geringen Aufwand Aussagen über die Grenztraglast von Rohrleitungen mit Rissen, wobei die geometrie- und werkstoffbedingten Anwendungsgrenzen und die damit verbundenen Einschränkungen zu berücksichtigen sind.

(2) Die verfügbaren Verfahren zur Berechnung der Grenztraglast werden entsprechend der verwendeten Versagenskriterien unterschieden in

- Fließspannungskonzepte (FSK, lokales plastisches Fließen)
- Plastische Grenzlastkonzepte (PGL, globales plastisches Fließen).

(3) Die wesentliche Eingabegröße bei diesen Verfahren ist die Fließspannung σ_f . Die Fließspannung ist eine speziell für die Grenztraglastverfahren aus experimentellen Untersuchungen an Rohrleitungskomponenten abgeleitete Rechengröße [1], [2]. Diese wird so festgelegt, dass die in den Experimenten ermittelte Grenztraglast (maximale Belastung) konservativ abdeckend berechnet wird. Der Wert der Fließspannung wird unter Verwendung der Festigkeitskennwerte $R_{p0,2}$ und R_m festgelegt, wobei $R_{p0,2} \leq \sigma_f \leq R_m$ gilt. Die zu verwendende Fließspannung ist abhängig von dem verwendeten Verfahren (FSK oder PGL), dem Werkstoff, den Bauteilabmessungen und der Risskonfiguration (z. B. Axial- oder Umfangsriss). Bei

der Bewertung von Rissen in Schweißnähten zwischen ferritischen Stählen, in Schweißnähten zwischen austenitischen Stählen und in Mischschweißnähten zwischen ferritischen und austenitischen Stählen mit Pufferung und Schweißgut aus einer Nickellegierung [3] ist die Verwendung der Werkstoffeigenschaften des Grundwerkstoffs, bei Mischschweißnähten des austenitischen Grundwerkstoffs, anstatt der des Schweißguts oder der Wärmeeinflusszone konservativ, d.h. sie führt zur Ermittlung einer minimalen kritischen Rissgröße.

B 2.1.2 Längsriss unter Innendruckbelastung

B 2.1.2.1 Geradrohr

(1) Die Berechnungsmethode für Geradrohre mit Längsrissen basiert auf halbempirischen Ansätzen, wie sie z.B. in [4], [5], [6], [7], [8], [9], [10] beschrieben sind.

(2) Hierbei wird das Versagen eines Rohres mit einem Oberflächenriss oder einem wanddurchdringenden Riss ausschließlich unter Berücksichtigung von Primärspannungen (P_m) aus Innendruckbelastung berechnet.

(3) Das Versagen eines Oberflächenrisses der Länge $2c$ und der Tiefe a bedeutet das Durchreißen der Restwanddicke, so dass ein wanddurchdringender Riss der Länge $2c$ entsteht (Leck). Das Versagen eines wanddurchdringenden Risses der Länge $2c$ bedeutet instabile Rissverlängerung (Bruch).

(4) Die Nennumfangsspannung bei Versagen errechnet sich aus der Beziehung

$$\sigma_u = \sigma_f \cdot M^{-1} \quad (\text{B 2.1-1})$$

mit σ_f gemäß [2]:

$$\sigma_f = (1,7 - 1,2 \cdot R_{p0,2}/R_m) \cdot R_{p0,2} \quad (\text{B 2.1-2})$$

$$M = M_t \text{ für wanddurchdringende Risse}$$

$$M_t = \sqrt{1 + 1,61 \cdot \left(\frac{c^2}{r_m \cdot s} \right)} \quad (\text{B 2.1-3})$$

$$\text{und } 0 \leq \frac{2c}{\sqrt{r_m \cdot s}} \leq 10 \quad (\text{B 2.1-4})$$

$$M = M_p \text{ für Oberflächenrisse}$$

$$M_p = \frac{1 - \left(\frac{a}{s \cdot M_t} \right)}{1 - \left(\frac{a}{s} \right)} \quad (\text{B 2.1-5})$$

mit

$2c$: Risslänge

a : Risstiefe

r_m : mittlerer Radius

s : Wanddicke

D_i : Innendurchmesser

M : Korrekturfaktor

σ_u : Umfangsspannung

Der Versagensdruck p_V für wanddurchdringende Risse im Rohr berechnet sich mit

$$\sigma_{u,\text{Rohr}} = \frac{p \cdot D_i}{2 \cdot s} \quad (\text{B 2.1-6})$$

zu

$$p_V = \frac{2 \cdot s}{D_i} \cdot \frac{\sigma_f}{M_t} \quad (\text{B 2.1-7})$$

und für Oberflächenrisse zu

$$p_V = \frac{2 \cdot s}{D_i} \cdot \frac{\sigma_f}{M_p} \quad (\text{B 2.1-8})$$

B 2.1.2.2 Rohrbogen

Die in Abschnitt B 2.1.2.1 beschriebenen Verfahren sind anwendbar auf Rohrbogen mit Längsriss unter Innendruckbelastung. Dabei ist die maximale Umfangsspannung σ_u für die Lage des Risses am Umfang des Bogens (z. B. Intrados, Extrados oder Bogenflanke) nach KTA 3201.2 Abschnitt 8.4.8.2 oder mittels Finite Elemente Analyse zu ermitteln und in der Gleichung B 2.1-1 mit $M = M_t$ für wanddurchdringende Risse und mit $M = M_p$ für Oberflächenrisse zu berücksichtigen.

B 2.1.3 Umfangsriss im Geradrohr unter Innendruck und äußerem Biegemoment

B 2.1.3.1 Allgemeines

(1) Zur Bewertung von Umfangsfehlern dürfen folgende Verfahren angewandt werden:

- a) Plastisches Grenzlastkonzept (PGL) [11], [12]
- b) Fließspannungskonzept (FSK) [2], [13] - [16].

(2) Die den Verfahren zugrunde liegenden Modellvorstellungen gehen von zähem Werkstoffverhalten aus. Bei beiden Verfahren werden die aus dem Zugversuch ermittelten Werkstoffkennwerte zur Festlegung der Fließspannung σ_f benutzt. Bruchmechanische Kennwerte werden nicht verwendet. Die errechneten Werte für die kritische Fehlergröße oder die Traglast werden direkt beeinflusst von der Höhe der Fließspannung.

(3) Die zu verwendende Fließspannung ist in **Tabelle B 2.1-1** angegeben.

Werkstoff und Abmessungen		Fließspannung σ_f		
		PGL	FSK/MPA	FSK/KWU
Austenitische Werkstoffe	DN 300 bis DN 400	$R_{p0,2}$ oder $(R_{p0,2}+R_m)/2,4^1)$	R_m	$(R_{p0,2}+R_m)/2$ oder $0,6 \cdot (R_{p0,2}+R_m)^2$
	DN 80 bis DN 250		$(R_{p0,2}+R_m)/2$	
	DN 50 bis DN 65		R_m	
Ferritische Werkstoffe	DN 200 bis DN 800	$R_{p0,2}$	$R_m^3)$ oder $(R_{p0,2}+R_m)/2$	R_m
	DN 60 bis DN 150			

1) Für die Werkstoffe 1.4541 und 1.4550 und Abmessungen DN 50 bis DN 300
 2) Für die Werkstoffe 1.4541 und 1.4550
 3) Für Risse im Grundwerkstoff

Tabelle B 2.1-1: Geltungsbereich und zu verwendende Fließspannungen beim Plastischen Grenzlastkonzept (PGL) und Fließspannungskonzept (FSK)

B 2.1.3.2 Plastisches Grenzlastkonzept (PGL-Konzept)

(1) Das PGL-Konzept basiert auf der Kleinstwert-Lösung der plastischen Grenzlast von Rohren mit Umfangsfehlern. Hierbei wird angenommen, dass sich bei einer genügend hohen Werkstoffzähigkeit ein vollplastischer Spannungszustand über dem Rohrquerschnitt einstellt. Hierbei wird ein linear-elastisch - ideal-plastisches Werkstoffverhalten zugrunde gelegt. Dabei

wird von einer konstanten Fehlergeometrie ausgegangen, eine mögliche Risseinleitung und Risserweiterung sind nicht berücksichtigt. Eine Aussage zum Versagensablauf ist nicht möglich.

Unter Biegebeanspruchung und überlagertem Innendruck errechnet sich das Versagemoment aus Gleichgewichtsbeziehungen wie folgt:

a) für den Fall $\alpha + \beta \leq \pi$:

$$M_V = 2 \cdot \sigma_f \cdot r_m^2 \cdot s \cdot \left[2 \cdot \sin \beta - \left(\frac{a}{s} \right) \cdot \sin \alpha \right] \quad (B 2.1-9)$$

Die Lage der neutralen Faser errechnet sich dabei zu

$$\beta = \frac{\pi - \left(\frac{a}{s} \right) \cdot \alpha}{2} - \frac{\pi \cdot r_i^2 \cdot p_i}{4 \cdot r_m \cdot s \cdot \sigma_f} \quad (B 2.1-10)$$

b) für den Fall $\alpha + \beta > \pi$:

$$M_V = 2 \cdot \sigma_f \cdot r_m^2 \cdot s \cdot \left[2 - \left(\frac{a}{s} \right) \right] \cdot \sin \beta \quad (B 2.1-11)$$

Die Lage der neutralen Faser errechnet sich dabei zu

$$\beta = \frac{\pi}{\left(2 - \frac{a}{s} \right)} \cdot \left[1 - \left(\frac{a}{s} \right) - \frac{r_i^2 \cdot p_i}{2 \cdot r_m \cdot s \cdot \sigma_f} \right] \text{ und } b \geq 0 \quad (B 2.1-12)$$

Dieser Betrachtungsweise liegt eine konstante Spannungsverteilung im fehlerbehafteten Rohrquerschnitt in Höhe der Fließspannung σ_f zugrunde, siehe **Bilder B 2.1-1** und **B 2.1-2**.

(2) Das Rohrversagen bei vorgegebener Innendruck- und Biegemomentbelastung errechnet sich zu:

$$\frac{\pi}{4} \cdot \frac{\sigma_{ax,M}}{\sigma_f} - \cos \left(\frac{a}{s} \cdot \frac{\alpha}{2} + \frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma_{ax,p}}{\sigma_f} \right) + \frac{1}{2} \cdot \frac{a}{s} \cdot \sin \alpha = 0 \quad (B 2.1-13)$$

mit

$$\sigma_{ax,p} = \frac{p}{(D_a/D_i)^2 - 1} \quad (B 2.1-14)$$

$$\sigma_{ax,M} = \frac{M}{W} \quad (B 2.1-15)$$

und

$$W = \frac{\pi}{32} \cdot \frac{D_a^4 - D_i^4}{D_a} \quad (B 2.1-16)$$

mit :

W : Widerstandsmoment des Rohrs

D_a : Außendurchmesser

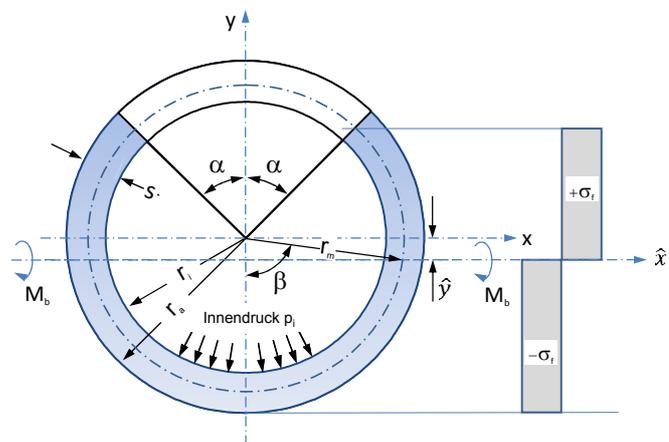


Bild B 2.1-1: PGL – wanddurchdringender Riss in Umfangsrichtung

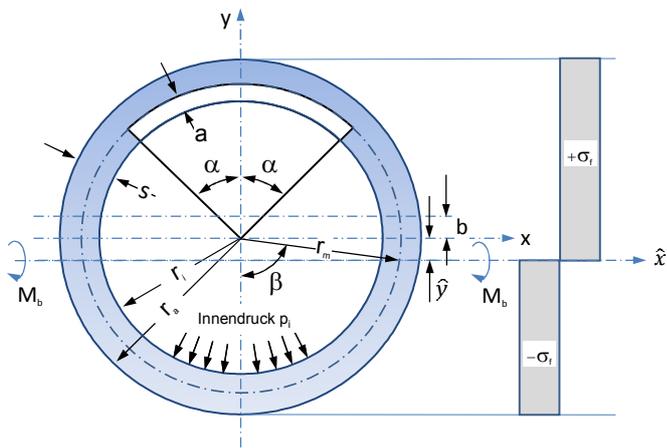


Bild B 2.1-2: PGL - Oberflächenriss in Umfangsrichtung

B 2.1.3.3 Fließspannungskonzept (FSK)

(1) Beim FSK leiten sich die Berechnung der Versagensbeanspruchung und die Ermittlung kritischer Fehlergrößen aus der klassischen Biegetheorie nach Bernoulli ab. Dabei werden die Trägheitsmomente des fehlerbehafteten Rohrquerschnitts exakt bestimmt unter Berücksichtigung der Verschiebung der neutralen Faser. Versagen wird dann unterstellt, wenn an der höchst beanspruchten Stelle die im fehlerbehafteten Querschnitt als linear verteilte angenommene Spannung (siehe **Bilder B 2.1-3** und **B 2.1-4**) einen Grenzwert erreicht hat. Hierfür wird die Fließspannung σ_f verwendet. Es wird dabei nicht davon ausgegangen, dass sich der gesamte fehlerbehaftete Rohrquerschnitt plastisch verformt. Die Fehlergeometrie wird als konstant angenommen, eine mögliche Risseinleitung und Risserweiterung sind nicht berücksichtigt. Eine Aussage zum Versagensablauf ist nicht möglich.

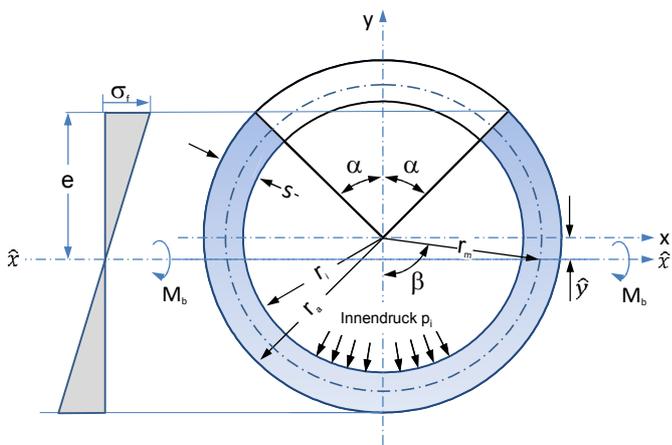


Bild B 2.1-3: FSK/MPA – Wanddurchriss in Umfangsrichtung

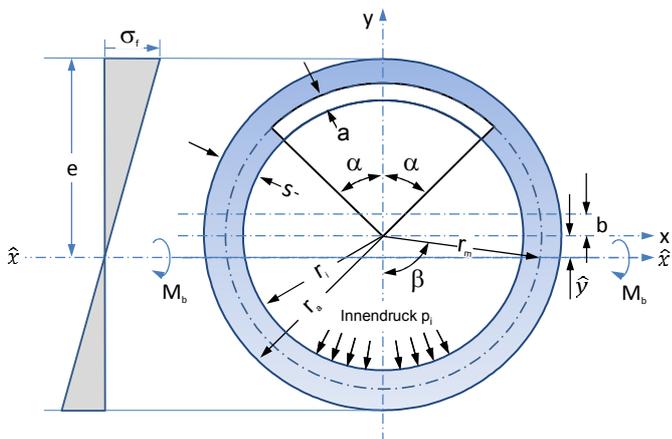


Bild B 2.1-4: FSK/MPA – Oberflächenriss in Umfangsrichtung

(2) Unter Beachtung des Geltungsbereichs dürfen alternativ das Verfahren nach MPA (FSK/MPA) [1] oder das Verfahren nach Siemens-KWU (jetzt AREVA) (FSK/KWU) [2] verwendet werden.

a) Berechnung nach MPA (FSK/MPA)

Unter Berücksichtigung der exakten Trägheitsmomente und Schwerpunktverschiebungen errechnet sich das Versagensmoment für einen wanddurchdringenden Fehler zu

$$M_V = \frac{I_{\hat{x}}}{e} \cdot \left[\sigma_f - \frac{A_0}{A_q - A_f} \cdot p_i \right] - \hat{y} \cdot A_0 \cdot p_i \quad (B 2.1-17)$$

und für einen Umfangsriss an der Innenoberfläche zu

$$M_V = \frac{I_{\hat{x}}}{e} \cdot \left[\sigma_f - \frac{A_w}{A_q - A_f} \cdot p_i \right] - (\hat{y} + b) \cdot A_w \cdot p_i \quad (B 2.1-18)$$

Die Berechnungsfaktoren sind in **Tabelle B 2.1-2** zusammengestellt.

Oberflächenriss	Durchriss	
	$A_0 = \pi \cdot r_i^2$	
	$A_q = \pi \cdot (r_a^2 - r_i^2)$	
$A_f = \text{arc } \alpha \cdot (R^2 - r_i^2)$	$A_f = \text{arc } \alpha \cdot (r_a^2 - r_i^2)$	
$A_w = A_0 + A_f$	$A_w = A_0$	
$A_n = A_q - A_f$	$A_n = A_q - A_f$	
$R = (r_i + a)$	$R = r_a$	
$e = \hat{y} + r_a$	für $\alpha \leq 90^\circ$	$e = \hat{y} + r_a \cdot \cos \alpha$
	für $\alpha > 90^\circ$	$e = \hat{y} + r_i \cdot \cos \alpha$
$\hat{y} = \frac{2 \cdot (R^3 - r_i^3) \cdot \sin \alpha}{3 \cdot A_n}$	$\hat{y} = \frac{2 \cdot (R^3 - r_i^3) \cdot \sin \alpha}{3 \cdot A_n}$	
$b = \frac{2 \cdot (R^3 - r_i^3) \cdot \sin \alpha}{3 \cdot A_w}$	$b = 0$	
$I_x = \pi \cdot \frac{(r_a^4 - r_i^4)}{4}$	$I_x = \pi \cdot \frac{(r_a^4 - r_i^4)}{4}$	
$I_{\hat{x}} = I_x - \hat{y}^2 \cdot A_n - \left[A_f + \frac{\sin 2\alpha}{2} \cdot (R^2 - r_i^2) \right] \cdot \frac{R^2 + r_i^2}{4}$		

Tabelle B 2.1-2: Definition der beim Fließspannungskonzept nach MPA verwendeten Berechnungsfaktoren

b) Berechnung nach Siemens-KWU (jetzt AREVA) (FSK/KWU)

Versagen wird angenommen, wenn die lokal wirkende effektive Spannung die Fließspannung erreicht:

$$\sigma_{\text{eff}} = \sigma_f \quad (B 2.1-19)$$

Die zum Versagen führende Belastung σ_{eff} für den Punkt A eines Oberflächenfehlers und B eines Durchrisses, **Bild B 2.1-5**, errechnet sich aus

$$\sigma_{\text{eff}(A)} = k_{a(A)} \cdot \sigma_{ax,p} + k_{b(A)} \cdot \sigma_{ax,M} \quad (B 2.1-20)$$

$$\sigma_{\text{eff}(B)} = k_{a(B)} \cdot \sigma_{ax,p} + k_{b(B)} \cdot \sigma_{ax,M} \quad (B 2.1-21)$$

mit den Spannungen aus Innendruck und Moment gemäß den Gleichungen B 2.1-14 und B 2.1-15.

und mit den Spannungserhöhungsfaktoren

$$k_{a(A),(B)} = \frac{1 - \frac{a}{s} \cdot \left(\frac{\alpha}{\pi} + \frac{\sin 2\alpha}{2 \cdot \pi} - 2 \cdot \frac{\sin \alpha}{\pi} \cdot \cos \varphi \right)}{\left(1 - \frac{a}{s} \cdot \frac{\alpha}{\pi} \right) \cdot \left[1 - \frac{a}{s} \cdot \left(\frac{\alpha}{\pi} + \frac{\sin 2\alpha}{2 \cdot \pi} \right) \right] - 2 \cdot \left(\frac{a}{s} \right)^2 \cdot \frac{\sin^2 \alpha}{\pi^2}} \quad (\text{B 2.1-22})$$

$$k_{b(A),(B)} = \frac{\left(1 - \frac{a}{s} \cdot \frac{\alpha}{\pi} \right) \cdot \cos \varphi + \frac{a}{s} \cdot \frac{\sin \alpha}{\pi}}{\left(1 - \frac{a}{s} \cdot \frac{\alpha}{\pi} \right) \cdot \left[1 - \frac{a}{s} \cdot \left(\frac{\alpha}{\pi} + \frac{\sin 2\alpha}{2 \cdot \pi} \right) \right] - 2 \cdot \left(\frac{a}{s} \right)^2 \cdot \frac{\sin^2 \alpha}{\pi^2}} \quad (\text{B 2.1-23})$$

sowie $\varphi = 0$ für Punkt A und $\varphi = \alpha$ für Punkt B

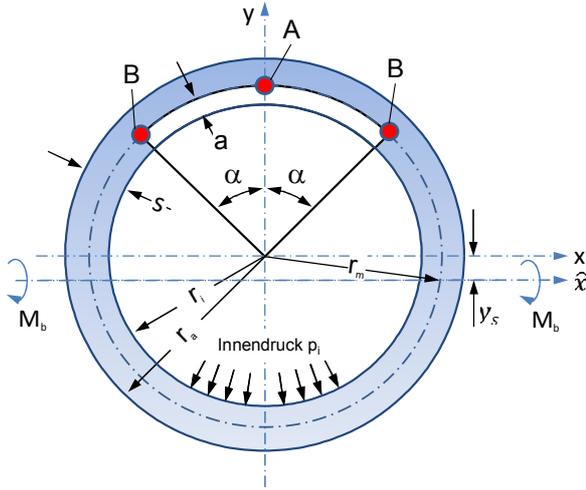


Bild B 2.1-5: FSK/KWU - Bezeichnungen

B 2.1.4 Anwendungsgrenzen

(1) Die Verfahren setzen größere plastische Verformungen an der Risspitze voraus. Sie dürfen nur in der Hochlage der Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch und nur bei Werkstoffen angewendet werden, die die Anforderungen an die Hochlage der Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch nach KTA 3201.1 oder KTA 3211.1 erfüllen.

(2) Die zu verwendenden Fließspannungen σ_f wurden aus einer Vielzahl experimenteller Untersuchungen in Abhängigkeit der Rohr- und Fehlergeometrie sowie der Werkstoffzähigkeit abgeleitet. Der Geltungsbereich ist aus **Tabelle B 2.1-1** ersichtlich.

B 2.2 J-T-Verfahren

B 2.2.1 Grundlagen

(1) Das J-T-Verfahren basiert auf dem J-Integral, kurz J genannt und dem Tearing Modulus, kurz T genannt.

Die risstreibende Kraft im linear-elastischen und elastisch-plastischen Materialbereich wird über den Parameter J gemessen oder berechnet. Die Definition von J ist die geleistete Arbeit unter einer anliegenden Spannung in der unmittelbaren Nähe eines Risses in einem elastischen oder elastisch-plastischen Spannungs- und Dehnungsfeld. J hängt ab von der Geometrie der Komponente, der anliegenden Spannung, der Rissgröße und der elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungs-Kurve des Materials.

In seiner einfachsten Form wird der Materialwiderstand im duktilen Bereich durch die elastisch-plastische Bruchzähigkeit J_{Ic} gemessen. Aufgrund der duktilen Eigenschaft des Materials im elastisch-plastischen Bereich kann auch beträchtliches stabiles Risswachstum vorliegen.

Normalerweise wird der Materialwiderstand aber über die Risswiderstandskurve in diesem Bereich bestimmt. Diese Eigenschaft, die durch die J-R Materialkurve dargestellt wird,

stellt den Materialwiderstand gegenüber dem stabilen Risswachstum (Tearing) dar.

(2) Die ursprüngliche Definition des J-Integrals ist das weg-unabhängige Linienintegral nach Rice [17], das für den elastischen und den elastisch-plastischen Materialbereich wie folgt definiert ist:

$$J = \int_{\Gamma} (Wdy - \bar{T} \cdot \frac{\partial \bar{u}}{\partial x}) ds \quad (\text{B 2.2-1})$$

Für elastisches Materialverhalten bedeutet J die Dehnungsenergiefreisetzungsrates und ist mit dem Spannungsintensitätsfaktor K korreliert. Damit hat man die Möglichkeit, J mit exakten Methoden zu vergleichen:

$$J = - \frac{\partial U}{\partial A} \quad (\text{B 2.2-2})$$

Im elastischen Fall gilt:

$$J = G = \frac{K^2}{E} \quad (\text{B 2.2-3})$$

Streng genommen ist das J-Integral so nicht für dreidimensionale Fälle definiert. Nach Parks [18] ist es möglich, zumindest für den elastischen Fall das J-Integral entlang der Rissfront über die Änderung der potentiellen Energie zu bestimmen. In finite Elemente Codes wird dies auch für elastisch-plastische Fälle über die Berechnung der Änderung der potentiellen Energie als Folge von kleinen Knotenpunktverschiebungen entlang der Rissfront implementiert.

(3) Wenn alle Parameter der Lösungsgleichung spezifiziert sind, kann das J-Integral als Funktion der anliegenden Spannung und in Abhängigkeit der Rissgröße a bestimmt werden. General sehen die Kurven wie in **Bild B 2.2-1** gezeigt aus. Man erkennt, dass die Größen nichtlinear korreliert sind.

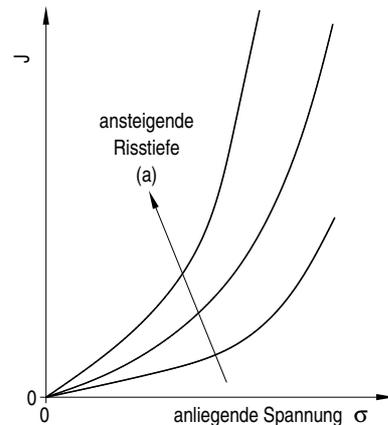


Bild B 2.2-1 Korrelation von J und der anliegenden Spannung [19]

(4) Zur besseren Anschaulichkeit kann der Zusammenhang von J und der Rissgröße a bei einer gegebenen Belastung s in eine J über Tearing Modulus Beziehung umgewandelt werden, wobei der Tearing Modulus T wie folgt definiert ist:

$$T = \left(\frac{dJ}{da} \right) \cdot \frac{E}{\sigma_0^2} \quad (\text{B 2.2-4})$$

mit:

E : Elastizitätsmodul

σ_0 : Streckgrenze.

Aus diesem Zusammenhang wird die sogenannte Risswiderstandskurve (J-R) erhalten, die den Widerstand des Materials gegen stabiles Risswachstum beschreibt. Der Vergleich eines anliegenden J Integrals mit der J-R Kurve erlaubt die Bestimmung der Rissgröße oder Spannung, bei welcher instabiler Rissfortschritt auftritt, siehe **Bild B 2.2-2**. Der Schnittpunkt der

Belastungskurve mit der Materialkurve ergibt den Instabilitätspunkt. Das stabile duktile Risswachstum Δa wird aus der Anfangsrislänge und dem Zuwachs bis zur Instabilität ermittelt.

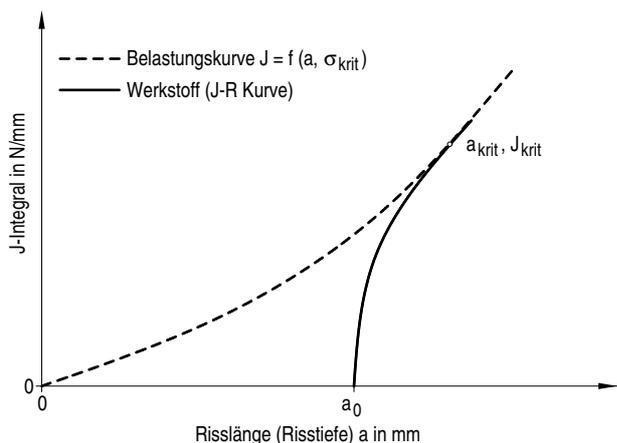


Bild B 2.2-2: Bestimmung der Rissinstabilität im J – Δa - Belastungsdiagramm

(5) Das Verhalten der J-R Kurve nach J_i (physikalischer Risseinleitungswert) ist schematisch in **Bild B 2.2-3** gezeigt. Wenn für einen gegebenen Werkstoff mit Riss die Belastung erhöht wird, steigt das anliegende J und die Rissspitze rundet sich aus (Blunting). Bei einer bestimmten Höhe des anliegenden J (ist abhängig vom Werkstoff) beginnt der Riss sich stabil und duktil auszubreiten. Dieser Zeitpunkt wird gemeinhin als J_i bezeichnet und kann konservativ als Maß für die duktile Bruchzähigkeit verwendet werden. Wenn die Last und damit das anliegende J weiter steigen, wächst der Riss ebenfalls stabil weiter. Diesen Zusammenhang bezeichnet man als die J-R Kurve.

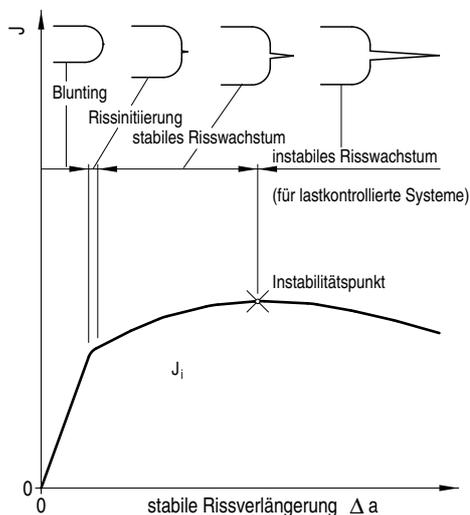


Bild B 2.2-3: Typisches Risswachstumsverhalten von duktilen Materialien [19]

(6) Ähnlich wie die J über der Risslänge a - Kurve kann auch die J-R Kurve, die den Zusammenhang von J und stabilem Risswachstum beschreibt, in ein J-T-Diagramm gebracht werden. Zur Bestimmung des Instabilitätspunktes in **Bild B 2.2-3** wird die Belastungs-J-T-Kurve mit der Material-J-T-Kurve verglichen, wie in **Bild B 2.2-4** gezeigt. Der Schnittpunkt der beiden Kurven ist der Instabilitätspunkt und aus dem Diagramm kann die entsprechende Risgröße über dem Belastungs- J-Integral bestimmt werden.

Abhängig vom Material und den Belastungen der Struktur, kann das Belastungs-J-Integral den Materialkennwert übersteigen, und der Riss würde instabil werden (schneller duktiler Bruch). Dieses Verhalten wird allgemein das Tearing-Instabilitätskonzept genannt. Wenn der Werkstoffwiderstand groß ist und das Belastungs-J-Integral klein, könnte der Riss stabil weiterwachsen, bis die Grenzlast der Struktur erreicht wird.

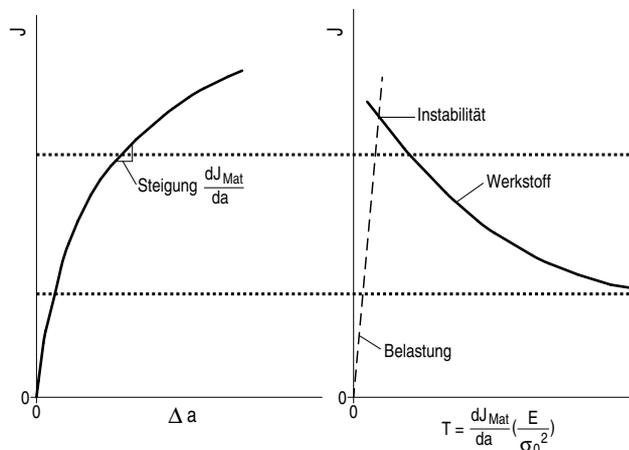


Bild B 2.2-4: Tearing Modul – Konzept für stabiles Risswachstum [19]

B 2.2.2 Anzuwendende Formeln

- (1) Für bruchmechanische Analysen nach dem J-T-Verfahren sind
 - a) numerische Lösungen unter Verwendung von Finite-Elemente-Berechnungen für rissbehaftete Komponenten,
 - b) Handbuch-Lösungen unter Verwendung der Ramberg-Osgood Gleichung zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Kurve [19] - [27],
 - c) Handbuch-Lösungen basierend auf Finite-Elemente-Berechnungen für rissbehaftete Komponenten [28] geeignet.

Im Weiteren werden beispielhaft die anzuwendenden Formeln für Handbuch-Lösungen gemäß b) aufgeführt.

- (2) Handbuch-Lösungen unter Verwendung der Ramberg-Osgood Gleichung haben im Allgemeinen die Form [19]:

$$J = f(G, a, \sigma, \alpha, n) \tag{B 2.2-5}$$

mit:

G : Geometrieparameter der Struktur (Probe)

a : Rissgröße

σ : Spannung

α, n : Parameter für die Ramberg-Osgood Gleichung zur Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Kurve.

- (3) Für bruchmechanische Analysen nach dem J-T-Verfahren gemäß (1) b) dürfen folgende Lösungen angewendet werden:

- a) Oberflächenriss in Axialrichtung in einem Zylinder unter Innendruck (unendlich langer Fehler nach [22]):

$$J = J^{\text{elastic}}(a, P) + J^{\text{plastic}}(a, P) \tag{B 2.2-6}$$

Hinweis:

- (1) J^{elastic} ist der elastische Beitrag, J^{plastic} repräsentiert den vollplastischen Anteil.
- (2) Eine Lösung für endliche Fehler ist in [23] enthalten.

mit

$$J^{\text{elastic}}(a,P) = \frac{4 \cdot P^2 \cdot R_0^4 \cdot \pi \cdot a}{E' \cdot (R_0^2 - R_i^2)^2} \cdot F^2\left(\frac{a}{s}, \frac{R_i}{R_0}\right) \quad (\text{B 2.2-7})$$

$$E' = E \text{ für ebene Spannung} \quad (\text{B 2.2-8})$$

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \text{ für ebene Dehnung} \quad (\text{B 2.2-9})$$

$$J^{\text{plastic}}(a,P) = \alpha \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0 \cdot (s - a) \cdot \frac{a}{s} \cdot h_1\left(\frac{a}{s}, n, \frac{R_i}{R_0}\right) \cdot \left(\frac{P}{P_0}\right)^{n+1} \quad (\text{B 2.2-10})$$

mit der Grenzlast:

$$P_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{(s - a) \cdot \sigma_0}{R_c} \quad (\text{B 2.2-11})$$

mit

$$R_c = R_i + a \quad (\text{B 2.2-12})$$

F : Funktionswerte gemäß **Tabelle B 2.2-1**

h_1 : Funktionswerte gemäß den **Tabellen B 2.2-2 bis Tabellen B 2.2-4**

F	a/s=1/8	a/s=1/4	a/s=1/2	a/s=3/4
s/R _i =1/5	1,19	1,38	2,1	3,3
s/R _i =1/10	1,20	1,44	2,36	4,23
s/R _i =1/20	1,20	1,45	2,51	5,25

Tabelle B 2.2-1: Funktionswerte F

s/R _i =1/5	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10
a/s=1/8	6,32	7,93	9,32	11,5	13,12	14,94
a/s=1/4	7,00	8,34	9,03	9,59	9,71	9,45
a/s=1/2	9,79	10,37	9,07	5,61	3,52	2,11
a/s=3/4	11,00	5,54	2,84	1,24	0,83	0,493

Tabelle B 2.2-2: Funktionswerte h_1 für s/R_i=1/5

s/R _i =1/10	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10
a/s=1/8	5,22	6,64	7,59	8,76	9,34	9,55
a/s=1/4	6,16	7,49	7,96	8,08	7,78	6,98
a/s=1/2	10,5	11,6	10,7	6,47	3,95	2,27
a/s=3/4	16,1	8,19	3,87	1,46	1,05	0,787

Tabelle B 2.2-3: Funktionswerte h_1 für s/R_i=1/10

s/R _i =1/20	n=1	n=2	n=3	n=5	n=7	n=10
a/s=1/8	4,50	5,79	6,62	7,65	8,07	7,75
a/s=1/4	5,57	6,91	7,37	7,47	7,21	6,53
a/s=1/2	10,8	12,8	12,8	8,16	4,88	2,62
a/s=3/4	23,1	13,1	5,87	1,90	1,23	0,883

Tabelle B 2.2-4: Funktionswerte h_1 für s/R_i=1/20

b) Durchriss in Axialrichtung in einem Zylinder unter Innendruck [24]:

$$J = \frac{8 \cdot c \cdot \sigma_{fJ}^2}{\pi \cdot E} \ln \left[\sec \left(\frac{M_{Jax} \cdot \pi \cdot \frac{p \cdot r_m}{s}}{2 \cdot \sigma_{fJ}} \right) \right] \quad (\text{B 2.2-13})$$

$$\text{mit } r_m = R_i + 0,5 \cdot s \quad (\text{B 2.2-14})$$

$$M_{Jax} = \left[1 + 1,2987 \cdot \lambda_{ax}^2 - 0,026905 \cdot \lambda_{ax}^4 + 5,3549 \cdot 10^{-4} \cdot \lambda_{ax}^6 \right]^{0,5} \quad (\text{B 2.2-15})$$

$$\sigma_{fJ} = 0,5 \cdot (R_{p0,2} + R_m) \quad (\text{B 2.2-16})$$

und dem dimensionslosen Parameter:

$$\lambda_{ax} = \frac{c}{\sqrt{r_m \cdot s}} \quad (\text{B 2.2-17})$$

Anwendungsbereich:

$$\text{Dugdale Modell, } 0 < \lambda_{Ax} \leq 5; \quad \frac{p \cdot r_m}{s} < \frac{\sigma_{fJ}}{M_{Jax}}$$

c) Oberflächenriss in Umfangsrichtung eines Zylinders unter Zug und Biegung [29]:

$$J = J^{\text{elastic}}(a_e, N, M) + J^{\text{plastic}}(a, N, M) \quad (\text{B 2.2-18})$$

mit

$$J^{\text{elastic}}(a_e, N, M) = \frac{K_{I,ae}^2}{E'} \quad (\text{B 2.2-19})$$

$$E' = E \text{ für ebene Spannung} \quad (\text{B 2.2-20})$$

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \text{ für ebene Dehnung} \quad (\text{B 2.2-21})$$

$$K_{I,ae} = K_{I,ae}^{\text{Zug}} + K_{I,ae}^{\text{Biegung}} \quad (\text{B 2.2-22})$$

$$K_{I,ae}^{\text{Biegung}} = \sqrt{\frac{M^2 \cdot r_m^2}{I^2} \cdot \pi \cdot a_e \cdot F_B^2\left(\frac{r_m}{s}, \frac{a_e}{s}, \gamma\right)} \quad (\text{B 2.2-23})$$

$$\text{mit } I = \frac{\pi \cdot (R_0^4 - R_i^4)}{4} \quad (\text{B 2.2-24})$$

$$K_{I,ae}^{\text{Zug}} = \sqrt{N^2 \cdot \frac{a_e}{4 \cdot \pi \cdot r_m^2 \cdot s^2} \cdot F_I^2\left(\frac{r_m}{s}, \frac{a_e}{s}, \gamma\right)} \quad (\text{B 2.2-25})$$

$$a_e = a + \phi \cdot r_y \quad (\text{B 2.2-26})$$

$$\text{mit } r_y = \frac{1}{\beta \cdot \pi} \cdot \left(\frac{n-1}{n+1}\right) \cdot \left(\frac{K_{I,a}}{\sigma_0}\right)^2 \quad (\text{B 2.2-27})$$

$$\phi = \frac{1}{1 + \left(\frac{N}{N_0}\right)^2} \quad (\text{B 2.2-28})$$

$$J^{\text{plastic}}(a, N, M) =$$

$$\alpha \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0 \cdot (s - a) \cdot \frac{a}{s} \cdot h_1\left(\frac{r_m}{s}, \frac{a}{s}, \gamma, \lambda, n\right) \cdot \left(\frac{A}{A_{NC}}\right)^{n+1} \cdot \left(\frac{N}{N_0}\right)^{n+1} \quad (\text{B 2.2-29})$$

$$N_0 = \pi \cdot \sigma_0 \cdot (R_0^2 - R_i^2) \quad (\text{B 2.2-30})$$

$$M_0 = 2 \cdot \sigma_0 \cdot s \cdot (R_0^2 - R_i^2) \quad (\text{B 2.2-31})$$

$$N_0' = \frac{1}{2} \cdot \left[-\frac{N_0^2 \cdot r_m \cdot \lambda}{M_0} + \sqrt{\left(\frac{N_0^2 \cdot r_m \cdot \lambda}{M_0}\right)^2 + 4 \cdot N_0^2} \right] \quad (\text{B 2.2-32})$$

dem dimensionslosen Parameter:

$$\lambda = \frac{M}{N \cdot r_m} \quad (B 2.2-33)$$

$$A = \pi \cdot (R_0^2 - R_f^2) \quad (B 2.2-34)$$

$$A_{NC} = \pi \cdot \left[(R_0^2 - R_c^2) + \frac{\pi - \gamma}{\pi} \cdot (R_c^2 - R_f^2) \right] \quad (B 2.2-35)$$

mit $R_c = R_i + a$ (B 2.2-36)

Hinweis:

J^e bedeutet den angepassten elastischen Beitrag.

J^p repräsentiert den vollplastischen Anteil.

$K_I = K_{I,tension} + K_{I,bending}$ berechnet mit

$\beta = 2$ für ebene Spannung

$\beta = 6$ für ebene Dehnung

F : Funktionswerte für $r_m/s = 10$ gemäß **Tabelle B 2.2-5**

F für $r_m/s = 10$	a/s	$2 \cdot \gamma$					
		27,5°	45°	90°	180°	270°	360°
F_T Tension	0,50	1,446	1,607	1,749	1,815	1,818	1,82
	0,55	—	1,662	1,852	1,908	1,911	1,896
	0,75	1,472	1,793	2,245	2,468	—	2,443
F_B Bending	0,50	1,684					
	0,75	2,159					

Tabelle B 2.2-5: Funktionswerte für $r_m/s = 10$

h_1 : Funktionswerte für $r_m/s = 10$ gemäß **Tabelle B 2.2-6**

a/s	n	$2 \cdot \gamma$	h_1		
			$\lambda = 0$	$\lambda = 0,5$	$\lambda = \infty$
0,50	2	45°	17,8	—	—
0,50	2	90°	18,2	32,8	25,5
0,50	2	180°	13,0	—	—
0,50	5	45°	28,8	—	—
0,50	5	90°	33,1	59,4	38,7
0,50	5	180°	20,3	—	—
0,50	10	45°	43,5	—	—
0,50	10	90°	57,2	104,9	51,9
0,50	10	180°	31,2	—	—
0,75	2	45°	48,2	—	—
0,75	2	90°	64,9	113,0	85,9
0,75	2	180°	45,1	—	—
0,75	5	45°	72,3	—	—
0,75	5	90°	110,8	178,1	110,9
0,75	5	180°	63,3	—	—
0,75	10	45°	93,6	—	—
0,75	10	90°	145,4	249,7	103,3
0,75	10	180°	53,5	—	—

Tabelle B 2.2-6: Funktionswerte h_1 für $r_m/s = 10$

d) Durchriss in Umfangsrichtung in einem geraden Rohr unter Zug und Biegung [29]

$$J = J^{elastic}(c_e, N, M) + J^{plastic}(c, N, M) \quad (B 2.2-37)$$

Hinweis:

$J^{elastic}$ ist der elastische Beitrag, $J^{plastic}$ repräsentiert den vollplastischen Anteil, c repräsentiert die halbe Risslänge (in Bezug auf r_m).

mit

$$J^{elastic}(c_e, N, M) = \frac{K_{I,ce}^2}{E'} \quad (B 2.2-38)$$

$$E' = E \text{ für ebene Spannung} \quad (B 2.2-39)$$

$$E' = \frac{E}{1 - \nu^2} \text{ für ebene Dehnung} \quad (B 2.2-40)$$

$$K_{I,ce} = K_{I,ce}^{Zug} + K_{I,ce}^{Biegung} \quad (B 2.2-41)$$

$$K_{I,ce}^{Zug} = \sqrt{N^2 \cdot \frac{c_e \cdot F_T^2 \left(\frac{c_e}{b}, \frac{r_m}{s} \right)}{4 \cdot \pi \cdot r_m^2 \cdot s^2}} \quad (B 2.2-42)$$

$$K_{I,ce}^{Biegung} = \sqrt{M^2 \cdot \pi \cdot c_e \cdot \left(\frac{r_m}{l} \right)^2 \cdot F_B^2 \left(\frac{c_e}{b}, \frac{r_m}{s} \right)} \quad (B 2.2-43)$$

mit der plastischen Korrektur

$$c_e = c + \phi \cdot r_y \quad (B 2.2-44)$$

F_T : Funktionswerte gemäß **Tabelle B 2.2-7**

F_B : Funktionswerte gemäß **Tabelle B 2.2-8**

F_T	c/b=1/16	c/b=1/8	c/b=1/4	c/b=1/2
s/ r_m =1/5	1,049	1,176	1,607	3,745
s/ r_m =1/10	1,077	1,259	1,802	4,208
s/ r_m =1/20	1,127	1,387	2,059	4,811

Tabelle B 2.2-7: Funktionswerte F_T

F_B	c/b=1/16	c/b=1/8	c/b=1/4	c/b=1/2
s/ r_m =1/5	1,046	1,143	1,423	2,555
s/ r_m =1/10	1,070	1,219	1,599	2,896
s/ r_m =1/20	1,118	1,343	1,836	3,337

Tabelle B 2.2-8: Funktionswerte F_B

$$J_{plastic} = \alpha \cdot \sigma_0 \cdot \varepsilon_0 \cdot c_{Lig} \cdot \frac{c}{b} \cdot h_1 \left(\frac{c}{b}, n, \lambda, \frac{r_m}{s} \right) \cdot \left[\frac{N}{N_0} \right]^{n+1} \quad (B 2.2-45)$$

N_0' in obiger Gleichung ist gegeben durch:

$$N_0' = \frac{1}{2} \cdot \left[-\frac{N_0^2 \cdot r_m \cdot \lambda}{M_0} + \sqrt{\left(\frac{N_0^2 \cdot r_m \cdot \lambda}{M_0} \right)^2 + 4 \cdot N_0^2} \right] \quad (B 2.2-46)$$

mit der Grenzlast:

$$N_0 = 2 \cdot \sigma_0 \cdot r_m \cdot s \cdot \left[\pi - \gamma - 2 \arcsin \left(\frac{1}{2} \sin \gamma \right) \right] \quad (B 2.2-47)$$

und dem Grenzmoment:

$$M_0 = 4 \cdot \sigma_0 \cdot r_m^2 \cdot s \cdot \left[\cos \left(\frac{\gamma}{2} \right) - \frac{1}{2} \sin \gamma \right] \quad (B 2.2-48)$$

dem ungebrochenen Ligament:

$$2c_{Lig} = 2 \cdot r_m \cdot (\pi - \gamma) = 2 \cdot (b-c) \quad (B 2.2-49)$$

dem dimensionslosen Parameter:

$$\lambda = \frac{M}{N \cdot r_m} \quad (B 2.2-50)$$

h_1 : Funktionswerte für Durchriss unter Zug und Biegung gemäß den **Tabellen B 2.2-9** und **B 2.2-10**

λ	c/b	n=2	n=5	n=10
0,5	1/8	7,222	8,631	9,421
	1/4	6,506	6,063	6,123
1,0	1/8	7,925	9,604	10,958
	1/4	7,363	7,333	8,242
2,0	1/8	7,970	9,335	9,985
	1/4	7,438	7,156	7,519

Tabelle B 2.2-9: Funktionswerte h_1 für $r_m/s = 10$

λ	c/b	n=2	n=5
0,5	1/8	9,166	11,737
	1/4	8,706	8,297
1,0	1/8	10,100	13,116
	1/4	9,924	10,072
2,0	1/8	10,136	12,808
	1/4	10,004	9,896

Tabelle B 2.2-10: Funktionswerte h_1 für $r_m/s = 20$

(4) Formelzeichen

- A : Querschnittsfläche des Zylinders ohne Riss
- A_{NC} : Fläche des ungerissenen Ligamentes in einem Zylinder mit Riss
- a_e : korrigierte effektive Risstiefe (Irwin's small-scale yielding Korrektur)
- $2c_e$: korrigierte effektive Risslänge (Irwin's small-scale yielding Korrektur)
- 2b : Rohrumfang (in Bezug auf den mittleren Durchmesser)
- $2c_{Lig}$: ungerissenes Ligament
- E : Elastizitätsmodul
- F : dimensionslose Funktion
- I : Trägheitsmoment
- M : Biegemoment
- M_0 : Grenzlaster für einen ungerissenen Zylinder unter reiner Biegung
- n : strain hardening Exponent
- N : Zugkraft
- N_0 : Grenzlaster für einen ungerissenen Zylinder unter reinem Zug
- N'_0 : Grenzlaster für einen ungerissenen Zylinder unter kombinierter Zug- und Biegebelastung
- P : Innendruck
- P_0 : Grenzdruck für die Geometrie im ideal plastischen Fall ($n = \infty$)
- R_c : radialer Abstand von der Mittellinie zur Risspitze
- R_i : Innenradius
- R_0 : Außenradius
- r_m : mittlerer Radius
- s : Wanddicke
- α : Parameter des Ramberg-Osgood Modells
- γ : halber Umfangsrisswinkel
- ϵ_0 : Dehnung bei Streckgrenze (Referenzdehnung)
- λ, λ_{Ax} : dimensionsloser Parameter
- ν : Poisson's ratio
- σ_0 : Streckgrenze (Referenzspannung mit $E = \sigma_0 / \epsilon_0$)
- ϕ : dimensionslose Funktion

B 2.2.3 Erforderliche Eingangsdaten

Zur Berechnung des J –Integrals werden zusätzlich zu den in Abschnitt B 1 genannten folgende Eingangsdaten benötigt:

- a) Spannungs-Dehnungs-Kurve z. B. nach Ramberg-Osgood (siehe **Bild B 2.2-5**):

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \tag{B 2.2-51}$$

mit:

- ϵ : wahre Dehnung
- σ : wahre Spannung
- ϵ_0 : Dehnung bei Streckgrenze
- σ_0 : Streckgrenze
- α, n : Ramberg-Osgood Materialparameter

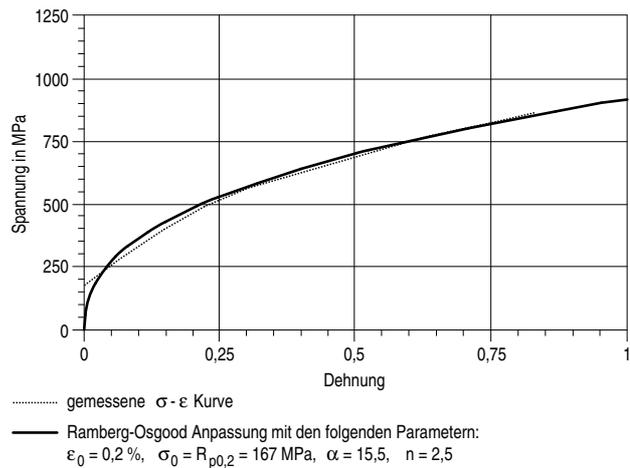


Bild B 2.2-5: Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve (schematisch)

- b) J-T Kurve mit:

$$T = \left(\frac{dJ}{da} \cdot \frac{E}{\sigma_0^2} \right) \tag{B 2.2-52}$$

mit:

- T : Reißmodul (Tearingmodul)
- $\frac{dJ}{da}$: Steigung der J-R-Kurve
- E : Elastizitätsmodul
- σ_0 : Streckgrenze

- c) J-R Kurve für den jeweiligen Werkstoff in der Form:

$$J = C (\Delta a)^N \tag{B 2.2-53}$$

J_{Ic} als Kennwert für den Beginn des stabilen Risswachstums

J_{max} als maximaler J-Wert in der J-R Kurve

B 2.2.4 Anwendungsgrenzen

(1) Die J-Integral-Berechnung mit Hilfe von numerischen Methoden (finite Elemente Methode) gemäß B 2.2.2 (1) a) kann prinzipiell ohne Einschränkung für alle metallischen Werkstoffe und Geometrien durchgeführt werden.

(2) Für Verfahren gemäß B 2.2.2 (1) b) sind die Anwendungsgrenzen der jeweils angewendeten Lösungen, insbesondere in Bezug auf die Zylinder- sowie Rissgeometrie (s/r_m , a/s , a/c) sowie in Bezug auf die Ramberg-Osgood-Koeffizienten

einzuhalten. Für die in Abschnitt B 2.2.2 (2) bis (4) angegebenen Formeln ergeben sich folgende Anwendungsgrenzen:

- a) Axialriss in einem Zylinder unter Innendruck:
 - aa) Ramberg-Osgood Koeffizient : $1 \leq n \leq 10$
 - ab) relative Risstiefe: $0 < a/s \leq 0,75$
 - ac) Verhältnis Radius zu Wanddicke: $5 \leq r_m/s \leq 20$
 - b) Oberflächenriss in Umfangsrichtung eines Zylinders unter Zug und Biegung:
 - ba) Ramberg-Osgood Koeffizient : $2 \leq n \leq 10$
 - bb) relative Risstiefe: $0,5 \leq a/b \leq 0,75$
 - bc) Verhältnis Radius zu Wanddicke: $r_m/s = 10$
 - c) Durchriss in Umfangsrichtung eines Zylinders unter Zug und Biegung (Biegespannung und Axialspannung aus Innendruck wird als reine Biegespannung angesetzt):
 - ca) Ramberg-Osgood Koeffizient : $1 \leq n \leq 7$
 - cb) Risslänge: $0 < c/b \leq 0,5$
b : halber Umfang des Rohres
 - cc) Verhältnis Radius zu Wanddicke: $5 \leq r_m/s \leq 20$
- (3) Für J-Integral-Berechnungen gemäß B 2.2.2 (1) c) sind die in [28] angegebenen Anwendungsgrenzen einzuhalten.

B 2.3 Zwei-Kriterien-Verfahren

B 2.3.1 Grundlagen

(1) Das Zwei-Kriterien-Verfahren wird zur Beurteilung des Versagensverhaltens von Bauteilen zwischen den Grenzfällen des linear-elastischen und des vollplastischen Werkstoffzustandes in einem geschlossenen Konzept angewendet. Durch die Berücksichtigung bruchmechanischer Kennwerte können Bewertungen in Bezug auf Rissinitiation, stabilen Rissfortschritt und Rissinstabilität durchgeführt werden. Das Zwei-Kriterien-Verfahren wurde von der CEGB (Central Electricity Generating Board, Großbritannien) entwickelt und in der R6-Routine von British Energy [30] umgesetzt. Die grundlegenden Prinzipien des Verfahrens wurden in eine Reihe von Bruchmechanikprozeduren (z. B. in die Fehlerbewertungsprozeduren SINTAP [31] und DNV/SAQ [32], in das Regelwerk British Standard 7910 [33], in das Fitness-for-Service-Handbuch API 579 [34] sowie in die FKM-Richtlinie [35] übernommen. Die einzelnen Berechnungsschritte, die Bewertung nach unterschiedlichen Analyse-Ebenen, das Vorgehen bei Mischschweißnähten und die Berücksichtigung weiterer Effekte (z. B. von Schweißeigenstressungen und Sekundärspannungen) sind in R6 [30] sowie British Standard 7910 [33] erläutert.

(2) Die Bewertung des Bauteils wird mit Hilfe eines Versagensbewertungs-Diagramms FAD (Failure Assessment Diagram) durchgeführt. Es enthält eine durch Festigkeitskennwerte des Werkstoffs sowie die Beanspruchungsparameter K_r und L_r definierte Grenzkurve $K_r = f(L_r)$. Die Grenzkurve schließt den „sicheren“ Bereich ein, in dem kein Versagen des Bauteils mit Riss möglich ist (siehe **Bild B 2.3-1**).

(3) K_r ist der auf die Risszähigkeit K_{mat} bezogene linear-elastische Spannungsintensitätsfaktor K

$$K_r = \frac{K}{K_{mat}} \quad (\text{B 2.3-1})$$

(4) L_r ist der Plastifizierungsgrad, d.h. die auf die plastische Grenzlast F_e des Bauteils mit Riss bezogene Belastung F

$$L_r = \frac{F}{F_e} \quad (\text{B 2.3-2})$$

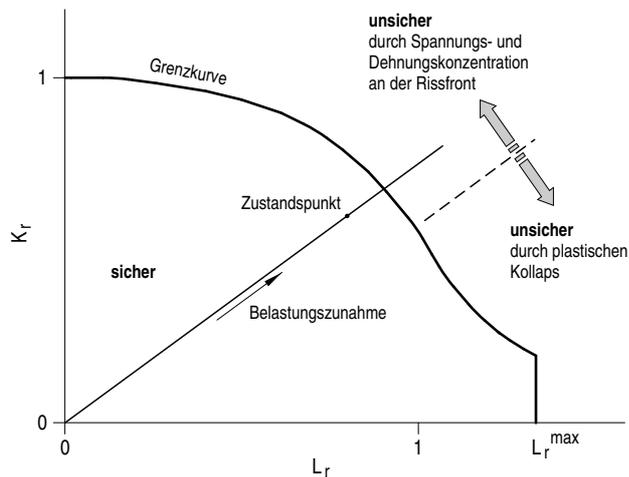


Bild B 2.3-1: Versagensbewertungs-Diagramm (FAD), Prinzipdarstellung [35]

(5) Nach der ursprünglichen Formulierung der Grenzkurve von Ainsworth [36] können die Beanspruchungsparameter K_r und L_r mit Hilfe der Funktion $f(L_r)$ in das elastisch-plastische J-Integral umgerechnet werden. Dabei sind Sekundärspannungen zusätzlich zu berücksichtigen.

(6) Für gegebene Geometrie- und Beanspruchungsbedingungen des Bauteils mit Riss sowie für relevante Werkstoffkennwerte werden die Koordinaten (L_r , K_r) eines Zustandspunktes bei Betrachtung der Rissinitiation als Grenzzustand berechnet und mit der Grenzkurve verglichen. Kritische Bedingungen bei Rissinitiation sind durch den Punkt B auf der Grenzkurve definiert (**Bild B 2.3-2**). Die Lage von Punkten innerhalb der Grenzlinie (Punkt A) bedeutet sichere und von Punkten außerhalb der Grenzlinie (Punkt C) unsichere Bauteilbedingungen.

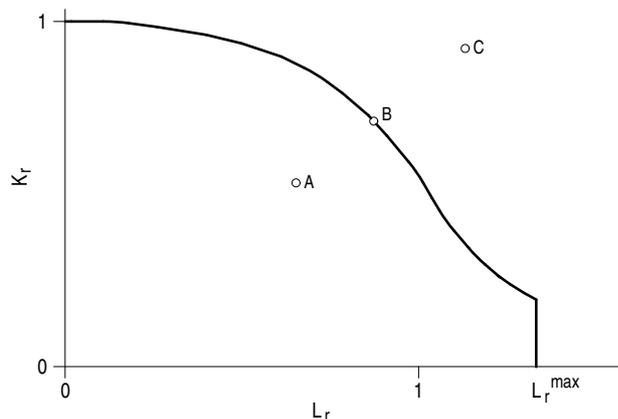


Bild B 2.3-2: Versagensbewertungs-Diagramm für Grenzzustand Rissinitiation, Prinzipdarstellung [35]

(7) Für das Versagen nach stabiler, duktiler Risserweiterung Δa werden Koordinaten (L_r , K_r) für eine Reihe von Zustandspunkten durch schrittweise Vergrößerung der Rissgröße um Δa (typisch: jeweils wenige Zehntel mm) ermittelt (**Bild B 2.3-3**). Kritische Bedingungen sind durch die Reihe von Zustandspunkten B – B₁ definiert. Die Punkte A – A₁ definieren sichere und die Punkte C – C₁ unsichere Bauteilbedingungen.

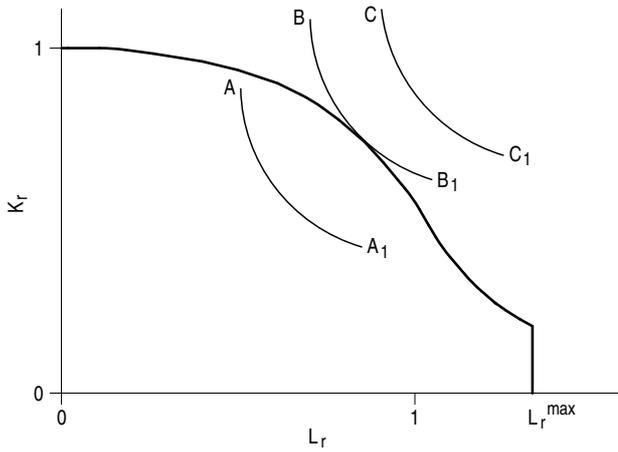


Bild B 2.3-3: Versagensbewertungs-Diagramm für Grenzzustand Rissinstabilität, Prinzipdarstellung [35]

B 2.3.2 Anzuwendende Formeln

Für bruchmechanische Analysen nach dem Zwei-Kriterien-Verfahren dürfen folgende Lösungen angewendet werden:

- a) analytische Lösungen, die im Handbuch [32] angegeben sind,
- b) andere analytische Lösungen zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren und zur Berechnung der plastischen Grenzlast, sofern sie für den betreffenden Anwendungsfall durch einen Vergleich mit numerischen Methoden oder experimentellen Untersuchungen bestätigt sind,
- c) Lösungen auf Grundlage numerischer Methoden (z. B. mit der Finite Elemente Methode).

B 2.3.3 Anwendungsgrenzen

Bei der Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren und der plastischen Grenzlast sind die Anwendungsgrenzen der jeweils angewendeten Lösungen (z. B. nach [32]), insbesondere in Bezug auf die Zylinder- sowie Rissgeometrie (s/R, a/s, a/c) einzuhalten.

B 2.4 Schädigungsmechanik (local approach)

B 2.4.1 Grundlagen

(1) Der local approach basiert auf der Anwendung mikromechanischer Materialmodelle. Unter den verschiedenen mikromechanischen Methoden zur Modellierung des duktilen Materialverhaltens wird häufig das GTN-Modell von Needleman und Tvergaard nach [38] auf der Basis der Fließfunktion von Gurson nach [39] eingesetzt. Andere gleichwertige Modelle können ebenfalls zur Anwendung kommen, z. B. das nach Rousselier [40]. Das mikromechanische Modell berücksichtigt die Bildung und das Wachstum von Hohlräumen, wie es für das duktile Materialverhalten von metallischen Werkstoffen charakteristisch ist. Das Hohlraumwachstum wird hierbei durch eine modifizierte Fließfunktion beschrieben. Die durch die Hohlräume bedingte „Schädigung“, daher auch der Ausdruck Schädigungsmechanik, bewirkt im Wesentlichen eine Herabsetzung der Festigkeit, wobei folgende Mechanismen wirken, **Bild B 2.4-1** [40]:

- a) Entstehung von Hohlräumen (Poren)
- b) Wachstum (Ausbreitung) dieser Hohlräume
- c) Vereinigung der Hohlräume (Mikrorisse).

Die Schädigung wird durch den Anteil der Hohlräume am Gesamtvolumen ausgedrückt. Bei einem Hohlraumvolumen von 0 ist keine Schädigung vorhanden und die Fließfunktion entspricht der des ungeschädigten Volumens. Wenn die Hohlräume das ganze Volumen ausfüllen, also das Hohlraumvolumen 1 ist, hat das betrachtete Volumen keine Resttragfähigkeit mehr.

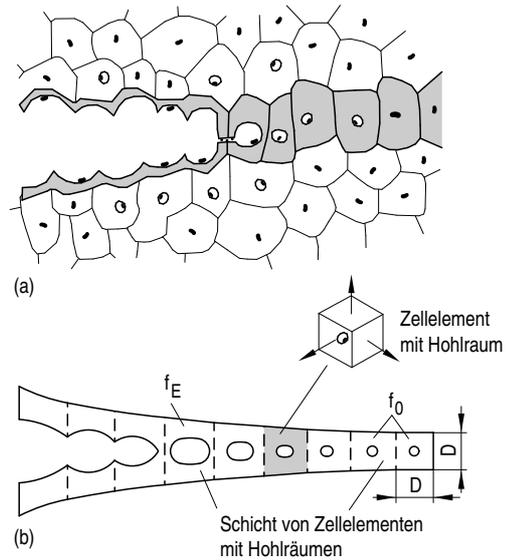


Bild B 2.4-1: a) Darstellung des duktilen Bruches durch Entstehung, Wachstum und Vereinigung von Poren
b) Prozesszone durch Zellelemente dargestellt, jede Zelle mit dem Anfangsvolumen f_0 enthält eine Pore.

(2) Da das Spannungs- und Dehnungsfeld vor dem Riss genau bestimmt werden muss, werden in der Regel numerische Verfahren, wie Finite Elemente Techniken, für die Anwendung des local approach eingesetzt, wobei die Materialmodelle für das poröse Materialverhalten entsprechend vorhanden sein müssen. Kommerzielle Finite Elemente Codes bieten bereits die Option des local approach durch die Implementierung eines Materialmodells für poröse Metallplastizität an, wie z. B. in [40].

Im Folgenden werden die Schädigungsmodelle nach Gurson, Tvergaard & Needleman (GTN) sowie nach Rousselier beschrieben.

B 2.4.2 GTN-Modell (Gurson, Tvergaard & Needleman)

B 2.4.2.1 Anzuwendende Formeln

(1) Die Quantifizierung der Schädigung wird über das plastische Fließen durch eine Erweiterung der Fließfunktion, z. B. der nach von Mises, berücksichtigt. Dabei wird der Einfluss der Hohlräume durch das spezifische Hohlraumvolumen f angegeben, wobei sich für $f = 0$ die erweiterte Fließfunktion wieder auf die bekannte von Mises-Funktion reduziert. Die nachfolgend aufgeführten Formeln sind aus [41] entnommen. Es dürfen auch andere Kriterien verwendet werden. Die erweiterte Fließfunktion ergibt sich zu:

$$\Phi = \left(\frac{q}{\sigma_y} \right)^2 + 2 \cdot q_1 \cdot f \cdot \cosh \left(-q_2 \cdot \frac{3 \cdot p}{2 \cdot \sigma_y} \right) - (1 + q_3 \cdot f^2) = 0 \tag{B 2.4-1}$$

mit

$$S = p \cdot I + \sigma \tag{B 2.4-2}$$

als dem deviatorischen Teil des Cauchy Spannungstensors σ und

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot S : S \tag{B 2.4-3}$$

der effektiven von Mises Spannung;

$$p = -\frac{1}{3} \sigma : I \tag{B 2.4-4}$$

ist der hydrostatische Druck und

$$\sigma_y \left(\bar{\varepsilon}_m^{pl} \right)$$

ist die Fließspannung des völlig plastischen Matrix-Materials als eine Funktion von $\bar{\varepsilon}_m^{pl}$, der plastischen Vergleichsdehnung in der Matrix. Die Materialparameter werden mit q_1, q_2, q_3 bezeichnet.

Die Cauchy Spannung σ ist als die Kraft pro „betrachteter Einheitsfläche“ definiert, wobei die Einheitsfläche aus dem festen Matrixmaterial und den Poren besteht.

Die Funktion $f = 0$ ($r = 1$) impliziert, dass das Material vollplastisch ist, aber keine Poren hat, damit reduziert sich die Gurson Fließfunktion zu der von Mises Fließfunktion.

$f = 1$ ($r = 0$) impliziert, dass das Material vollkommen mit Poren besetzt ist und keine Spannungstragfähigkeit mehr besitzt. Das Modell gibt im Allgemeinen physikalisch sinnvolle Werte für $f < 0,1$ ($r > 0,9$).

(2) Nach Tvergaard & Needleman [41] wird eine effektive Schädigung f^* (f) definiert und in die Fließfunktion Φ eingesetzt. Diese Funktion f^* (f) ist bezogen auf den Porenvolumenanteil wie folgt definiert:

$$f^* = \begin{cases} f & \text{falls } f \leq f_c \\ f_c + \frac{\bar{f}_F - f_c}{f_F - f_c} \cdot (f - f_c) & \text{falls } f_c < f < f_F \\ \bar{f}_F & \text{falls } f \geq f_F \end{cases} \quad (B\ 2.4-5)$$

mit

$$\bar{f}_F = \frac{q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3}}{q_3} \quad (B\ 2.4-6)$$

Bis zu einem kritischen Porenvolumenanteil f_c sind f und f^* identisch. Vollständiges Versagen tritt bei Erreichen von f_F ein.

Als Eingaben müssen die Parameter f_c und f_F vorhanden sein, die dann das Materialversagen vorhersagen wenn $f_c < f < f_c$ gilt. Diese werden durch die Mechanismen des Mikrobruches und Porenvereinigung bestimmt. Wenn $f \geq f_F$, erhält man das totale Versagen des Materials. In einer Finite Elemente Berechnung wird das Versagen dadurch realisiert, dass das finite Element, welches keine Traglast mehr hat, entfernt wird.

(3) Plastisches Fließen wird als normal zur plastifizierten Oberfläche angesetzt:

$$\dot{\varepsilon}^{pl} = \dot{\lambda} \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} \quad (B\ 2.4-7)$$

Die Verfestigung von völlig dichtem Material ohne Poren wird durch

$$\sigma_y = \sigma_y \left(\bar{\varepsilon}_m^{pl} \right) \quad (B\ 2.4-8)$$

gegeben. Die Entwicklung der plastischen Vergleichsdehnung in der Matrix wird durch die folgende Gleichung für die plastische Arbeit beschrieben:

$$(1-f) \cdot \sigma_y \dot{\varepsilon}_m^{pl} = \sigma : \dot{\varepsilon}^{pl} \quad (B\ 2.4-9)$$

Das Modell ist in **Bild B 2.4-2** gezeigt [40], wobei die plastifizierte Oberfläche für verschiedene Anteile des Porenvolumenbruchteils in der p-q-Ebene dargestellt ist.

In **Bild B 2.4-3** [40] wird das Verhalten eines porösen Materials unter Zug- und Druckbelastung mit dem eines perfekt plastischen Materials verglichen. Unter Druck verfestigt das poröse Material durch das Schließen der Poren, unter Zugbelastung entfestigt das Material durch die Entstehung und das Wachstum der Poren.

(4) Die Gesamtänderung im Volumenbruchteil der Poren ist gegeben durch:

$$\dot{f} = \dot{f}_{gr} + \dot{f}_{nucl} \quad (B\ 2.4-10)$$

wobei \dot{f}_{gr} die Änderung durch das Wachstum der vorhandenen Poren darstellt und \dot{f}_{nucl} die Änderung durch neu entstandene Poren ist. Das Wachstum der existierenden Poren basiert auf dem Massenerhaltungsgesetz und wird in Bezug auf den Porenvolumenbruchteil ausgedrückt:

$$\dot{f}_{gr} = (1-f) \cdot \dot{\varepsilon}^{pl} : I \quad (B\ 2.4-11)$$

Die Entstehung der Poren ist durch eine dehnungsgesteuerte Beziehung gegeben:

$$\dot{f}_{nucl} = A \cdot \dot{\varepsilon}_m^{pl} \quad (B\ 2.4-12)$$

mit

$$A = \frac{f_N}{s_N \cdot \sqrt{2} \cdot \pi} \cdot \exp \left[-\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\bar{\varepsilon}_m^{pl} - \varepsilon_N}{s_N} \right)^2 \right] \quad (B\ 2.4-13)$$

Die Normalverteilung der Dehnung für Porenentstehung hat den Mittelwert ε_N und die Standardabweichung s_N . f_N ist der Volumenbruchanteil der entstandenen Poren, wobei die Poren nur unter Zug entstehen können.

Die Porenentstehungsfunktion A/f_N ist als normalverteilt angenommen für verschiedene Werte der Standardabweichung s_N , wie in **Bild B 2.4-4** gezeigt [40].

Bild B 2.4-5 [40] zeigt das Ausmaß der Entfestigung für den einachsigen Zugversuch eines porösen Materials für verschiedene Werte von f_N .

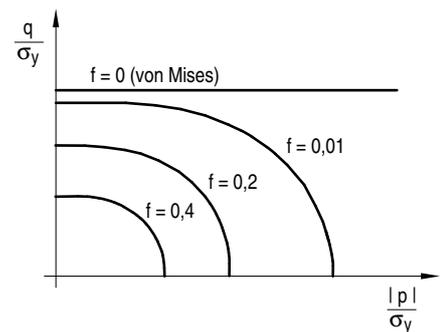


Bild B 2.4-2: Schema der plastifizierten Oberfläche in der p-q Ebene

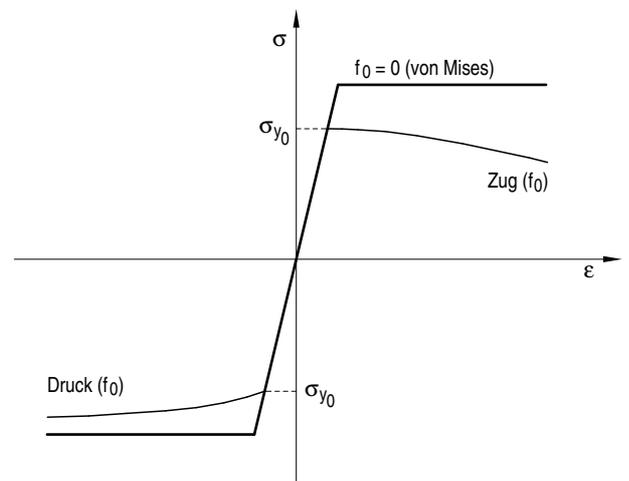


Bild B 2.4-3: Schema des einachsigen Verhaltens von porösem Material (perfekt plastisches Matrixmaterial mit einem Anfangsvolumenbruchteil der Poren von f_0)

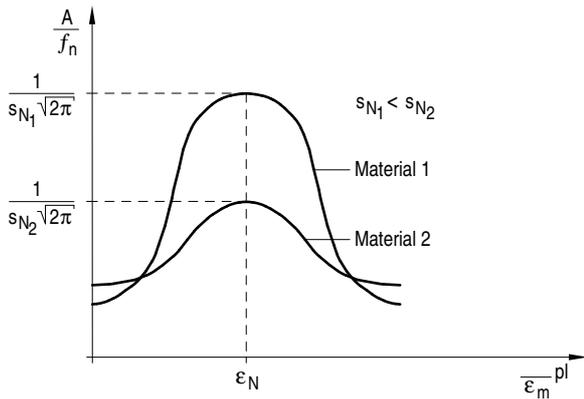


Bild B 2.4-4: Funktion A/f_N für Porenentstehung

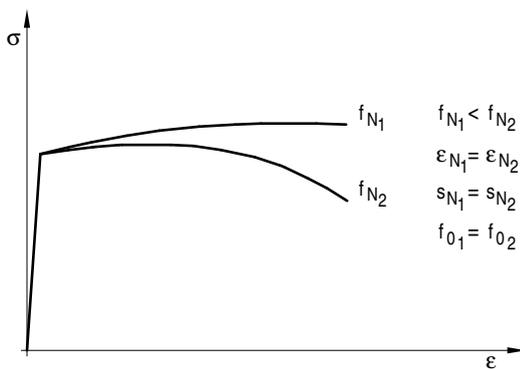


Bild B 2.4-5: Entfestigung (unter einachsigen Zug) als Funktion von f_N

B 2.4.2.2 Erforderliche Eingangsdaten

a) Parameter $q_1, q_2,$ und q_3

Die Parameter q_1, q_2 und q_3 werden direkt für das poröse Metallplastizitätsmodell benötigt. Für typische Metalle werden in der Literatur folgende Werte genannt: $q_1 = 1,0$ bis $1,5$; $q_2 = 1,0$ und $q_3 = q_1^2 = 1,0$ bis 2 . Im Original-Gurson Modell wird $q_1 = q_2 = q_3 = 1,0$ gesetzt. Die Werte können für eine größere Genauigkeit in Abhängigkeit der Temperatur eingegeben werden.

- b) r_0 , die relative Ausgangsdichte des porösen Materials,
- c) ϵ_N, s_N und f_N ; ansatzweise können die aus der Literatur angegebenen Werte $\epsilon_N = 0,1$ bis $0,3, s_N = 0,05$ bis $0,1,$ und $f_N = 0,04$ verwendet werden,
- d) f_c und f_F

B 2.4.3 Rousselier-Modell

B 2.4.3.1 Anzuwendende Formeln

(1) Rousselier [39] geht von einem allgemein formulierten thermomechanischen Ansatz für einen kontinuumsmechanisch zu beschreibenden Werkstoff aus. Die von Mises Fließfunktion wird hierbei um einen Term erweitert, der abhängig von der aktuellen Schädigung den Einfluss des hydrostatischen Spannungsanteiles auf das Fließverhalten beschreibt.

(2) Die Fließfunktion nach Rousselier ergibt sich zu:

$$\Phi = \frac{q}{1-f} + \sigma_k \cdot D \cdot f \cdot \exp\left[\frac{-p}{(1-f) \cdot \sigma_k}\right] - \sigma_y = 0 \quad (B 2.4-14)$$

Hierbei beschreibt q die aktuelle Fließspannung, p den hydrostatischen Druck und σ_y die von Mises Spannung. Die Größen σ_k und D sind Materialkonstanten. Weiterhin enthält die Fließfunktion die Schädigungsvariable f , welche das Verhältnis aus dem Volumen der im Material eingeschlossenen Hohlräume zum Gesamtvolumen des Materials darstellt, mit:

$$f = \frac{V_{\text{geschädigt}}}{V_{\text{gesamt}}} \quad (B 2.4-15)$$

Die Schädigungsvariable f kann Werte zwischen Null und Eins annehmen. $f = 1$ würde bedeuten, dass kein Werkstoffvolumen vorhanden wäre. Für den Fall, dass der Werkstoff keine Hohlräume beinhaltet, gilt $f = 0$ und die Fließfunktion von Rousselier reduziert sich auf die von Mises Fließfunktion. Bei Gegenüberstellung der von Mises Fließfunktion mit der von Rousselier wird die Abhängigkeit des Fließverhaltens vom hydrostatischen Spannungszustand beim Rousselier Modell verdeutlicht, **Bild B 2.4-6**.

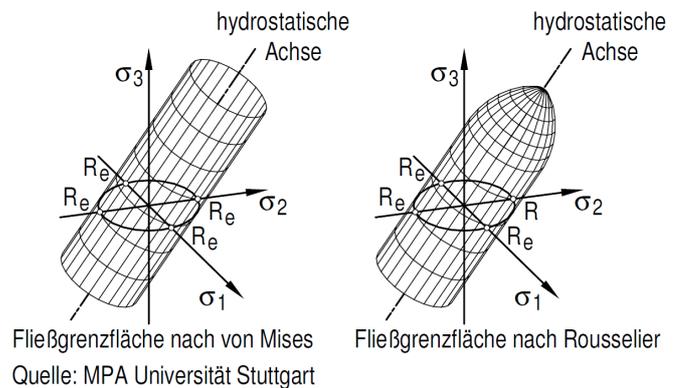


Bild B 2.4-6 Fließgrenzfläche nach von Mises (links) und nach Rousselier (rechts)

(3) Die anzuwendenden Formeln zum Verfestigungsverhalten und Fließgesetz können Abschnitt B 2.4.2.1 entnommen werden.

(4) Die Porenentstehung (Hohlrauminitiation) findet bei Erreichen der Streckgrenze R_e statt, d.h.:

$$q \geq R_e \quad (B 2.4-16)$$

Aus der plastischen Verzerrungsrate $\dot{\epsilon}^{pl}$ ergibt sich das Volumenwachstum der Hohlräume zu:

$$\dot{f} = (1-f) \cdot \dot{\epsilon}^{pl} \quad (B 2.4-17)$$

B 2.4.3.2 Erforderliche Eingangsgrößen

a) Parameter σ_k und D

Diese Parameter sind Werkstoffkonstanten, die sich aus der Herleitung ergeben, jedoch keinen direkten Bezug zur Mikrostruktur haben. Rousselier schlägt in [39] vor, unter der Voraussetzung kleiner Anfangshohlraumvolumina für D Werte zwischen $1,5$ und 2 zu wählen. In der Literatur wird häufig $D = 2$ gesetzt. σ_k beschreibt den Widerstand des Werkstoffs gegen Hohlraumwachstum. Nach [39] kann

$$\sigma_k = (2/3) \cdot R_e \quad (B 2.4-18)$$

gesetzt werden.

b) Anfangshohlraumvolumen f_0 und kritisches Hohlraumvolumen f_c

Diese Parameter können entweder direkt aus der Mikrostruktur oder durch numerische Anpassung an das experimentell ermittelte Last-Verformungs-Verhalten bestimmt werden.

B 2.4.4 Anwendungsgrenzen

(1) Die in B 2.4.2 und B 2.4.3 beschriebenen Modelle können uneingeschränkt für alle Geometrien und Rissarten eingesetzt werden. Die Schädigungsentwicklung hängt ausschließlich vom lokalen Spannungs- und Dehnungszustand ab. Aufgrund dessen werden diese Modelle als lokale Schädigungsmodelle bezeichnet. Nachteil der lokalen Schädigungsmodelle ist, dass bedingt durch die Werkstofffestigung die Dehnungen und die Schädigung theoretisch in einem unendlich dünnen Bereich lokalisieren [39]. Hierbei ist die schädigungsmechanische Lösung jedoch abhängig von der Elementgröße. In der Praxis wird dieses Problem umgangen, indem die Elementgröße fest an die Mikrostruktur des zu beschreibenden Werkstoffes gekoppelt wird. Vielfach gehen Autoren davon aus, dass die Breite von experimentell beobachteten Lokalisierungszone direkt mit dem Abstand der primären, zum Versagen führenden Hohlräume zusammenhängt [39]. Problematisch wird diese Vorgehensweise, wenn aufgrund hoher Spannungsgradienten oder kleiner Bauteilquerschnitte sehr kleine Elemente benötigt werden. Lösungsansätze bieten hier sogenannte nichtlokale Schädigungsmodelle. Um die Abhängigkeit von der Elementgröße zu beseitigen, wurden in der Vergangenheit verschiedene nichtlokale Ansätze vorgestellt, [42], [43], [44], [45]. Eine nichtlokale Formulierung des Schädigungsmodells ermöglicht eine von der Elementgröße unabhängige Beschreibung der Schädigungszone. Der numerische Aufwand wird dadurch jedoch beträchtlich erhöht.

(3) Das GTN-Modell erfordert eine Kalibrierung der Parameter q_1 , q_2 und q_3 und ε_N , s_N und f_N . Es können ersatzweise auch die gegebenen Werte unter B 2.4.2.2 verwendet werden. Das Modell gibt im Allgemeinen physikalisch sinnvolle Werte für $f < 0,1$ ($r > 0,9$).

B 2.5 Verfahren zur Berechnung des Ermüdungsrisswachstums

Hinweis:

In diesem Abschnitt werden nur Risse betrachtet, deren Abmessungen größer als 0,5 mm sind (Makrorisse).

B 2.5.1 Grundlagen

(1) Die unterkritische Rissausbreitung unter zyklischer Beanspruchung wird als Ermüdungsrisswachstum bezeichnet und kann i.d.R. mit den Methoden der linear elastischen Bruchmechanik (LEBM) beschrieben werden. Die Rissfortschrittsrate ist als Funktion $da/dN = f(\Delta K)$ mit der Risstiefe a und der Lastwechselzahl N definiert. Wird die experimentell ermittelte Rissfortschrittsrate da/dN doppellogarithmisch als Funktion der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ aufgetragen, so erhält man die sogenannte Rissfortschrittskurve (Rissausbreitungskurve) mit dem in **Bild B 2.5-1** dargestellten charakteristischen Verlauf.

(2) Die in **Bild B 2.5-1** dargestellte Kurve kann z. B. durch die Risswachstumsgleichung nach Erdogan-Ratwani [46] für die Bereiche I - III beschrieben werden. Für die praktische Anwendung im Rahmen des Anwendungsbereichs von KTA 3206 ist nur der stationäre Bereich II relevant.

(3) Der Verlauf der Risswachstumskurve hängt vom Werkstoff ab und wird durch eine Reihe von Faktoren (z. B. durch das Medium infolge von Korrosionsvorgängen an der Risspitze, durch die Temperatur, durch das Verhältnis $R = K_{\min}/K_{\max}$) beeinflusst. Definitionsgemäß sind Risse unterhalb des Schwellenwertes ΔK_{th} (= threshold value) nicht ausbreitungsfähig. Instabiler Rissfortschritt tritt bei einem Wert ΔK_c durch Erreichen des kritischen Spannungsintensitätsfaktors $K_{\max} \approx K_{Ic}$ auf.

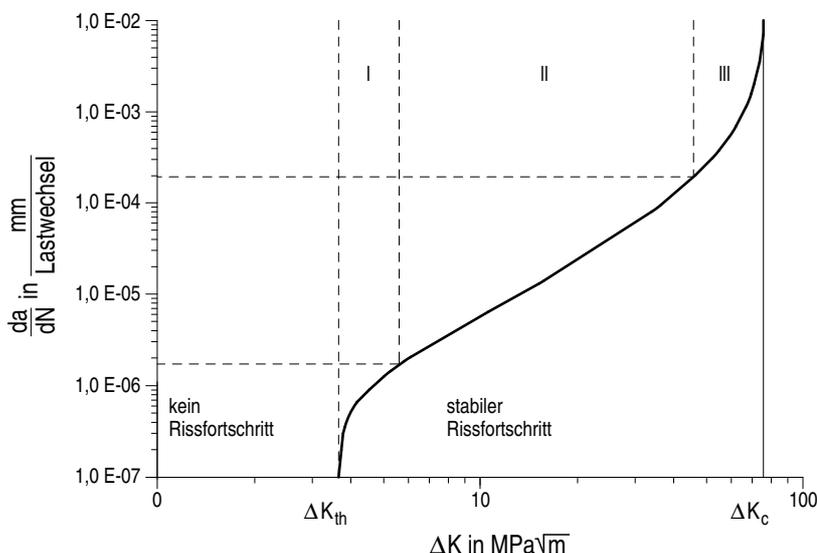


Bild B 2.5-1: Rissfortschritt bei zyklischer Beanspruchung, Prinzipdarstellung [35]

B 2.5.2 Anzuwendende Verfahren

(1) Risswachstumsberechnungen dürfen unter Anwendung der Risswachstumsgleichung nach Paris-Erdogan [47]

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad (\text{B 2.5-1})$$

nach dem im ASME BPVC Section XI [48] beschriebenen Vorgehen durchgeführt werden, durch die der in **Bild B 2.5-1** dargestellte lineare Bereich der Risswachstumskurve (Bereich II) approximiert wird.

Hinweis:

Weitere Risswachstumsgleichungen werden z. B. in [30], [35] angegeben und hinsichtlich ihrer Anwendungsbereiche beschrieben.

(2) Der Faktor C und der Exponent m sind werkstoffabhängige Größen. Abdeckende Werte für Luft und definierte wasserchemische Randbedingungen für DWR- und SWR-Anlagen dürfen für ferritische Werkstoffe [49] sowie für austenitische Werkstoffe (ohne Medieneinfluss) [50] in Abhängigkeit vom R -Wert und der Temperatur nach ASME BPVC Section XI ermittelt werden.

Hinweis:

Weitere Werte für C und m sind z. B. in [31], [34] angegeben.

(3) Die Risswachstumsgleichung nach Paris-Erdogan ist für austenitische Werkstoffe zur Berechnung des Risswachstums unter Medieneinfluss durch den Term da/dN_{Medium} zu erweitern.

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{total}} = \left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{Luft}} + \left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{Medium}} \quad (\text{B 2.5-2})$$

Dabei ist nach NUREG/CR-6176 [51]

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{Medium}} = C_{\text{Medium}} \cdot S(R)^{0,5} \cdot T_R^{0,5} \cdot (\Delta K)^{1,65} \quad (\text{B 2.5-3})$$

$$S(R) = 1 + 1,8 \cdot R \quad \text{für } R \leq 0,8 \quad (\text{B 2.5-4})$$

$$S(R) = -43,35 + 57,97 \cdot R \quad \text{für } R > 0,8 \quad (\text{B 2.5-4})$$

T_R : Anstiegszeit in Sekunden für einen Zyklus

Die in [51] und [52] angegebenen Werte für C_{Medium} sind abhängig vom Sauerstoffgehalt des Mediums von SWR- und DWR-Anlagen und gelten für 5 ppb, 0,2 ppm und 8 ppm O_2 .

Hinweis:

Weitere Risswachstumsgleichungen da/dN in Abhängigkeit vom Anstiegswert T_R für austenitische Werkstoffe sind in [51] und für Alloy 182 in [32] angegeben.

(4) Die Berechnung des Rissfortschritts hat durch Integration der verwendeten Risswachstumsgleichung zu erfolgen.

(5) Das Risswachstum wird durch vorhandene Zugeigen- spannungen beschleunigt. Sie sind bei der Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren K_{max} und K_{min} zu berücksichtigen und verändern das Verhältnis $R = K_{\text{min}}/K_{\text{max}}$. Weiterhin kann eine Beeinflussung des Risswachstums durch die Reihenfolge der Belastungszyklen von Belastungskollektiven beim Übergang von niedrigen auf hohe Belastungen auftreten. Bei Mehrstufenkollektiven ist die zeitliche Reihenfolge der Lastwechsel sachgerecht zu berücksichtigen (siehe hierzu z. B. die Ausführungen in [35]).

B 2.5.3 Erforderliche Eingangsdaten

Zur Berechnung des Ermüdungsrisswachstums werden zusätzlich zu den in Abschnitt A 1 genannten folgende Eingangsdaten benötigt:

- Belastungskollektiv
- Mediumsbedingungen
- Eigenstressungen

B 2.5.4 Anwendungsgrenzen

(1) Es sind die Werkstoffkennwerte zu verwenden, die für die Risswachstumskurve im Bereich II gelten.

(2) Bei der Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren sind die Anwendungsgrenzen der Lösungen, insbesondere in Bezug auf die Zylinder- sowie Rissgeometrie (s/R , a/s , a/c) einzuhalten.

B 3 Verfahren zur Bestimmung von Leckausströmraten

B 3.1 Leckflächenberechnungen

B 3.1.1 Grundlagen

(1) Zum Nachweis der rechtzeitigen Erkennbarkeit von wanddurchdringenden Rissen ist der aus einem Leck austretende Massenstrom \dot{m} in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$ zu ermitteln. Da die Menge des austretenden Mediums von der Größe der zugehörigen Rissöffnungsfläche abhängig ist, ist die Kenntnis der Rissöffnungsfläche als Funktion der Risslänge erforderlich.

(2) Die analytischen Berechnungsmodelle für Leckflächen von Durchrissen basieren in den vorwiegenden Fällen auf den Ansätzen für ebene Platten, deren Gültigkeit durch geeignete Modifizierungen und durch schalentheoretische Überlegungen auf Zylinder und kugelförmige Bauteile erweitert wurde. Sie

ermöglichen Berechnungen für einfache Rohr- und Behältergeometrien mit Umfangsrissen und Axialrissen unter Innendruck- und Biegebelastung. Bei duktilen Werkstoffen wird die Leckfläche durch die Ausbildung einer plastischen Zone an der Risspitze sowie durch plastische Verformungen, die von dem Verhältnis der Membranspannung zur Fließspannung abhängen, vergrößert. Neben den linear elastischen Modellen wurden daher analytische Berechnungsmodelle für kleine plastische Risszonen überwiegend nach dem Dugdale-Modell sowie Modelle, die das elastisch-plastische Werkstoffverhalten berücksichtigen, hergeleitet.

(3) Die Genauigkeit der unterschiedlichen Modellansätze wurde durch experimentelle und numerische Untersuchungen überprüft. Wie Auswertungen dieser Untersuchungen zeigen, liefern linear elastische Berechnungsmodelle dabei im Allgemeinen lower bound Werte und damit im Hinblick auf die Ermittlung erkennbarer Leckagerisslängen konservativere Ergebnisse im Vergleich zu Modellen mit plastischer Korrektur [54].

B 3.1.2 Anzuwendende Verfahren

(1) Leckflächen sind mittels

- validierter analytischer Verfahren oder
 - Finite-Elemente-Berechnungen oder
 - experimenteller Untersuchungen
- zu bestimmen.

(2) Zur analytischen Leckflächenberechnung von Rissen in Zylindern, kugelförmigen Bauteilen und Platten soll das nachfolgend aufgeführte Verfahren [55] verwendet werden, sofern überwiegend Zugbeanspruchungen senkrecht zum Riss wirken:

a) Für linear-elastisches Werkstoffverhalten

aa) Leckfläche für unendlich große Platte

$$A_0 = 2 \cdot \pi \cdot \sigma \cdot c^2/E' \quad (\text{B 3.1-1})$$

mit:

σ : Membranspannung

c : halbe Risslänge

E : Elastizitätsmodul

$E' = E$ für ebenen Spannungszustand

$E' = E/(1-\nu^2)$ für ebenen Dehnungszustand

ν : Querkontraktionszahl

ab) Leckfläche für Zylinder mit Längsriss und Umfangsriss

$$A = \alpha(\lambda) \cdot A_0 \quad (\text{B 3.1-2})$$

mit

für Längsriss:

$$\alpha(\lambda) = 1 + 0,1 \cdot \lambda + 0,16 \cdot \lambda^2; 0 \leq \lambda \leq 8 \quad (\text{B 3.1-3})$$

für Umfangsriss:

$$\alpha(\lambda) = (1 + 0,117 \cdot \lambda^2)^{0,5}; 0 \leq \lambda \leq 5 \quad (\text{B 3.1-4})$$

$$\lambda = [12 \cdot (1 - \nu^2)]^{1/4} \cdot c \cdot (r_m \cdot s)^{-1/2} \quad (\text{B 3.1-5})$$

α : Beulfaktor

λ : Schalenparameter

ν : Querkontraktionszahl

c : halbe Risslänge

r_m : mittlerer Schalenradius

s : Wanddicke

ac) Leckfläche für Kugelschale mit Riss
Gleichung B 3.1-2 mit

$$\alpha(\lambda) = 1 + 0,02 \cdot \lambda + 0,22 \cdot \lambda^2; 0 \leq \lambda \leq 5 \quad (\text{B 3.1-6})$$

λ : Schalenparameter

b) Für elastisch-plastisches Werkstoffverhalten

Zur Berücksichtigung der plastischen Verformung an der Risspitze dürfen die mit den Gleichungen B 3.1-1 oder B 3.1-2 ermittelten Leckflächen mit dem Faktor $\gamma(s)$ vergrößert werden.

$$\gamma(s) = \frac{1}{s} \cdot \left[(1-s)^2 \cdot \sec^2 \frac{\pi \cdot s}{2} + \frac{4}{\pi} \cdot (1-s) \cdot \tan \frac{\pi \cdot s}{2} - \frac{8}{\pi^2} \ln \cos \frac{\pi \cdot s}{2} \right] + \left(1 - \frac{1}{s} \right) \cdot \left[\frac{2}{\pi} \cdot \sqrt{\sec^2 \frac{\pi \cdot s}{2} - 1} + (1-s) \cdot \sec^2 \frac{\pi \cdot s}{2} \right]$$

(B 3.1-7)

mit:

$s = \sigma / \sigma_f$, jedoch nicht größer als 0,9

σ : Membranspannung

σ_f : Fließspannung

Für die Fließspannung gilt:

a) Es dürfen folgende Fließspannungen verwendet werden:

$\sigma_f = (R_p + R_m)/2$ für ferritische Werkstoffe

$\sigma_f = 3 \cdot S_m$ für austenitische Werkstoffe

mit S_m : Spannungsvergleichswert gemäß KTA 3201.2.

b) Die Verwendung von $\sigma_f = R_m$ führt zur Ermittlung minimaler Leckflächen.

(3) Bei komplexeren Geometrien und Belastungen, bei denen das analytische Verfahren gemäß (2) nicht anwendbar ist, z. B. im Bereich von Rohrbogen, Stutzen oder Wanddickensprüngen, sind die Leckflächen mittels anderer validierter analytischer Verfahren, Finite-Elemente-Berechnungen oder experimenteller Untersuchungen zu ermitteln. Die zu berücksichtigenden Parameter und Randbedingungen sind anhand von Sensitivitätsbetrachtungen so zu wählen, dass die Lecköffnungsfläche nicht überschätzt wird.

B 3.1.3 Anwendungsgrenzen

Bei der Berechnung von Leckflächen als Funktion der Durchrisslänge sind die Anwendungsgrenzen der Berechnungsmethode z. B. in Bezug auf

- die Geometrie des Bauteiles,
- das R/s-Verhältnis,
- die Risslänge $2c$ und
- die Art und Höhe der Belastung einzuhalten.

B 3.2 Bestimmung der Leckraten (Ausströmraten)

B 3.2.1 Grundlagen

Bei Nachweisen zum Bruchausschluss für druckführende Komponenten ist bezüglich eines vorhandenen Leckdetektionssystems sicherzustellen, dass im Sinne einer konservativen Betrachtung die Leckratenberechnung kleinere Werte abschätzt, als sich bei der realen Ausströmung ergeben würden. Um die Abschätzung nach unten zu gewährleisten, müssen bei der Nachweisführung mit Näherungsmethoden sowohl bezüglich strukturmechanischer als auch bezüglich thermohydraulischer Aspekte entsprechende Annahmen getroffen werden. Dabei muss die Leckfläche des betrachteten Durchrisses insbesondere durch entsprechende Annahmen bezüglich der Form nach unten abgeschätzt werden. Weiterhin muss der Strömungswiderstand der Ausströmung durch rissartige Lecks nach oben abgeschätzt werden (z. B. durch eine abdeckende Kurve für den Zusammenhang zwischen Rissflächenrauigkeit und Widerstandsbeiwert) und ein Ausströmmodell verwendet werden, das im Vergleich mit anderen Modellansätzen generell kleinere Leckraten liefert. Vergleichsberechnungen zeigen, dass Leckratenberechnun-

gen mit vereinfachten Verfahren große Unsicherheiten enthalten können [56].

Hinweis:

(1) Strömt ein kompressibles Fluid aus einem Behälter durch einen Strömungskanal (Leck, Rohr, Düse etc.) in einen anderen Behälter (bzw. in die Umgebung), so steigt bei konstantem Druck im Bereich der Eintrittsseite in den Strömungskanal der Massenstrom mit fallendem Druck im Bereich der Austrittsseite zunächst bis zu einem maximalen Wert, dem kritischen Massenstrom, an. Dabei wird an der engsten Stelle oder am Austritt des Strömungskanals die Schallgeschwindigkeit erreicht. Bei zweiphasiger Ausströmung wird ebenfalls ein kritischer Massenstrom beobachtet, ebenso bei der Ausströmung eines nahezu inkompressiblen Fluids (z. B. Wasser), falls längs des Strömungsweges der Druck wesentlich kleiner wird als der der Fluidtemperatur entsprechende Sättigungsdruck. Die kritischen Phänomene sind durch thermodynamische und fluiddynamische Ungleichgewichtsprozesse beeinflusst, die von der Geometrie des Strömungskanals und dem Strömungszustand am Kanaleintritt abhängen [57].

(2) Die kritische Massenstromdichte ist abhängig von äußeren Einflussgrößen wie dem Druck und der Enthalpie im Bereich der Eintrittsseite in den Strömungskanal sowie von geometrischen Größen wie dem Typ des Strömungskanals, dem hydraulischen Durchmesser, der Länge und der Rauigkeit der Oberflächen des Strömungskanals. Innere Einflussgrößen sind mögliche Unterschiede zwischen den Geschwindigkeiten der Wasser- und der Dampfphase im Strömungskanal (fluiddynamisches Ungleichgewicht) sowie Zustände des thermischen Nichtgleichgewichts, z. B. überhitztes Wasser [57].

B 3.2.2 Anzuwendende Verfahren

B 3.2.2.1 Allgemeines

(1) Abhängig vom thermodynamischen Zustand des Mediums vor dem Eintritt in den Strömungskanal und den geometrischen Randbedingungen sind unterschiedliche Berechnungsformeln zu verwenden. Für einphasige Ausströmung von Wasser mit einer Temperatur unterhalb der Sättigungstemperatur des Umgebungsdrucks (Kaltwasserausströmung) sollte die Bernoulli-Gleichung und für Ausströmung von unterkühltem Wasser mit Temperaturen oberhalb der Sättigungstemperatur des Umgebungsdrucks sowie vernachlässigbarem Dampfanteil die „modifizierte“ Bernoulli-Gleichung [64] angewendet werden. Mit zunehmendem Dampfanteil insbesondere im Bereich der Sättigung wird die Anwendung von Modellen für Zweiphasenausströmung, z. B. das Homogene Gleichgewichtsmodell (HEM - homogeneous equilibrium model [57]) empfohlen. Für den Bereich des überhitzten Dampfes wird schließlich die Anwendung von Gleichungen für eine Gasausströmung mit Reibung empfohlen. Grundsätzlich sind für vereinfachte Leckratenberechnungen im Sinne einer eindimensionalen Strömungsmodellierung unter der Annahme kritischer (d.h. maximaler) Massenstromdichten insbesondere für den Zweiphasenbereich die Verfahren nach Pana [58], Moody [59], Fauske [60], Henry [61] und Estorf [62] unter Beachtung der jeweiligen Anwendungsgrenzen geeignet. Diese Verfahren sind in ausreichendem Maße durch Nachrechnungen von Leckratenexperimenten abgesichert (siehe z.B. [65]).

(2) Es ist zu beachten, dass insbesondere bei kleinen rissartigen Lecks in relativ dickwandigen Strukturen mit unterkritischen Strömungen gerechnet werden muss. Für unterkritische Ausströmungen ist eine konservative Abschätzung des Widerstandsbeiwertes mit anderen Unsicherheiten behaftet als für kritische Ausströmungen. Für Berechnungen zu unterkritischen Ausströmungen sollten thermohydraulische Lösungsalgorithmen (z. B. [63]) oder durch Experimente validierte vereinfachte Verfahren eingesetzt werden, die sich von den angesprochenen Verfahren unterscheiden. Zusätzlich wird empfohlen, im Einzelfall auch komplexe fluiddynamische Berechnungen, z. B. CFD-Berechnungen - Computational Fluid Dynamics, durchzuführen.

B 3.2.2.2 Einphasige Ausströmung einer unterkühlten Flüssigkeit

(1) Die Massenstromdichte G (Leckrate dividiert durch Leckfläche) für das reibungsbehaftete einphasige Ausströmen von unterkühltem Wasser mit einer Temperatur oberhalb der Sättigungstemperatur des Umgebungsdrucks und vernachlässigbarem Dampfanteil durch ein rissartiges Leck hängt nach der modifizierten Bernoulli-Gleichung von der Differenz aus Stagnationsdruck p_0 am Eintritt in den Strömungskanal und Sättigungsdruck p_S für die Stagnationstemperatur als Annahme für den Druck im Bereich des Leckaustritts ab. Weiterhin ist G abhängig von der Fluidichte ρ_S für die Stagnationstemperatur und dem Strömungswiderstand ζ . Der funktionale Zusammenhang lässt sich nach [64] schreiben als:

$$G = \sqrt{\frac{2 \cdot [p_0 - p_S(T_0)] \cdot \rho_S(T_0)}{1 + \zeta}} \quad (B 3.2-1)$$

mit

- G : Massenstromdichte
- p_0 : Stagnationsdruck (statischer Druck des Mediums vor dem Eintritt in den Riss)
- $p_S(T_0)$: Sättigungsdruck für die Stagnationstemperatur T_0
- T_0 : Stagnationstemperatur (Temperatur des Mediums vor dem Eintritt in den Riss)
- $\rho_S(T_0)$: Sättigungswert der Fluidichte bei Stagnationstemperatur
- ζ : Strömungswiderstand

Der Gültigkeitsbereich dieser Gleichung ist dann erreicht, wenn der thermodynamische Zustand des Fluids an der Mündung des Rissaustritts gerade Sättigungsbedingungen erreicht.

(2) Der Strömungswiderstand setzt sich zusammen aus:

$$\zeta = \zeta_{Ein} + \lambda \cdot \frac{s}{D_h} + \zeta_{Aus} \quad (B 3.2-2)$$

mit

- D_h : hydraulischer Durchmesser
- s : Wanddicke (Strömungslänge)
- ζ_{Ein} : Einlaufverlust
- ζ_{Aus} : Auslaufverlust
- λ : Widerstandsbeiwert

Für Bruchausschlussnachweise ist der Einlaufverlust mit $\zeta_{Ein} = 0,5$ und der Auslaufverlust mit $\zeta_{Aus} = 0$ anzusetzen.

Für den hydraulischen Durchmesser D_h sollte die Beziehung

$$D_h = 4 \cdot A/U \quad (B 3.2-3)$$

mit

- A : Leckfläche
- U : Leckumfang

verwendet werden.

B 3.2.2.3 Zweiphasige Ausströmung

(1) Ein einfaches Modell zur Abschätzung der Zweiphasenausströmung durch Risse ist das Homogene Gleichgewichtsmodell. Dem Modell liegen folgende Annahmen zugrunde:

- a) Die Strömung ist isentrop,
- b) die Strömung ist homogen (gleiche Geschwindigkeiten der beiden Phasen) und
- c) es herrscht thermodynamisches Gleichgewicht (Druck und Temperatur beider Phasen sind gleich).

Bild B 3.2-1 zeigt schematisch die zweiphasige Ausströmung durch einen Riss.

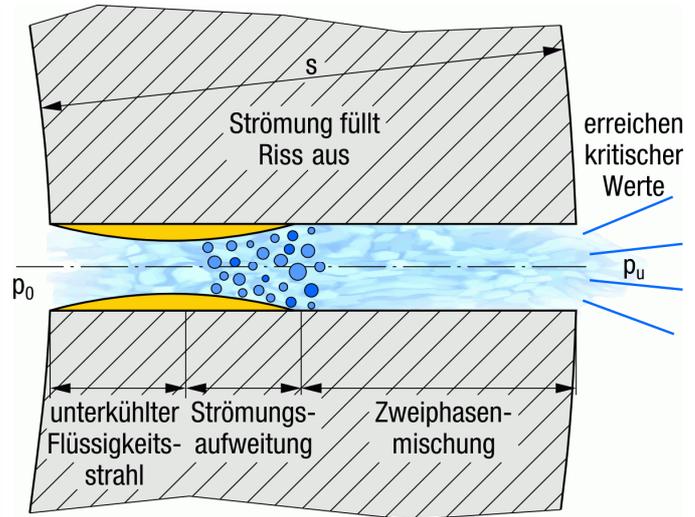


Bild B 3.2-1: Schematische Darstellung der zweiphasigen Ausströmung durch einen Riss

(2) Ausgangspunkt für die Ableitung der Massenstromdichte G ist der folgende Zusammenhang für einphasige Strömung (zunächst ohne Reibung):

$$G = \frac{1}{v_2} \cdot \sqrt{2 \cdot (h_0 - h_2)} \quad (B 3.2-4)$$

Dabei ist h_0 die Ruheenthalpie vor dem Risseingang, h_2 die Enthalpie in der Mündung des Rissausgangs und v_2 das spezifische Volumen am Rissausgang. Für die zweiphasige Strömung werden nun Enthalpie und spezifisches Volumen durch folgende Summen beschrieben:

$$h = x \cdot h_g + (1 - x) \cdot h_l \quad (B 3.2-5)$$

$$v = x \cdot v_g + (1 - x) \cdot v_l \quad (B 3.2-6)$$

Dabei ist x der Dampfgehalt und die Indizes „g“ bzw. „l“ stehen für Dampf bzw. Wasser. Hieraus folgt:

$$G = \sqrt{\frac{2 \cdot [h_0 - (1 - x) \cdot h_l - x \cdot h_g]}{[x \cdot v_g + (1 - x) \cdot v_l]^2}} \quad (B 3.2-7)$$

Der Dampfgehalt x kann mit Hilfe der Bedingung isentroper Strömung aus den entsprechenden Entropien s bestimmt werden:

$$x = \frac{s_0 - s_l}{s_g - s_l} \quad (B 3.2-8)$$

Der Strömungswiderstand ζ gemäß Gleichung B 3.2-2 wird hier durch Anwendung des Impulssatzes für den Druckabfall berücksichtigt:

$$\zeta = -2 \cdot \int_{p_1}^{p_2} \frac{1 + G^2 \cdot \frac{dv}{dp}}{G^2 \cdot v} dp \quad (B 3.2-9)$$

mit

- p_1 : Druck am Eintritt in den Strömungskanal
- p_2 : Druck am Austritt aus dem Strömungskanal

(3) Zur Bestimmung der kritischen Massenstromdichte muss nun die folgende Bedingung erfüllt werden:

$$\frac{dG}{dp} = 0 \quad (B 3.2-10)$$

Üblicherweise wird dies iterativ gelöst, indem der Druck p bis zum Umgebungsdruck abgesenkt wird. Wenn dabei der Massenstrom einen maximalen Wert annimmt, ist damit die kritische Massenstromdichte bestimmt. Wird kein Maximum erreicht, kann davon ausgegangen werden, dass die Strömung unterkritisch bleibt.

B 3.2.2.4 Einphasige Ausströmung von überhitztem Dampf

Beim Ausströmen einphasigen Dampfes kann der Dampf als ideales Gas behandelt werden und es ergibt sich nach [64] bei reibungsfreier isotroper Betrachtung für die kritische Ausströmrate

$$G = \sqrt{\kappa \cdot p_0 \cdot \rho_0 \cdot \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{\kappa+1}{\kappa-1}}} \quad (\text{B 3.2-11})$$

mit

κ : Isentropenexponent ($p \cdot v^\kappa = \text{const.}$)

Für reibungsbehaftete Strömung wird diese Ausströmrate mit dem Faktor η multipliziert, der gemäß Gleichung B 3.2-12 vom Strömungswiderstand ζ abhängt.

$$\eta = a_i \cdot e^{-b_i \cdot \zeta} \quad (\text{B 3.2-12})$$

mit

ζ : Strömungswiderstand gemäß Gleichung B 3.2-2

a_i und b_i : Parameter

Die Parameter a_i und b_i sind für $\kappa = 1,0$ und $\kappa = 1,3$ in **Tabelle B 3.2-1** angegeben.

Lfd. Nr.	ζ	$\kappa = 1,0$		$\kappa = 1,3$	
		a_i	b_i	a_i	b_i
1	0 bis 1	1,00	0,24	1,00	0,28
2	1 bis 5	0,85	0,09	0,82	0,09
3	5 bis 20	0,63	0,03	0,59	0,03

Tabelle B 3.2-1: Parameter für die Gleichung B 3.2-12

B 3.2.2.5 Widerstandsbeiwert

Gemäß den in [65] dokumentierten Berechnungen und Experimenten ergibt die folgende Beziehung bei $1 \leq D_h/(2 \cdot R_Z)$ eine abdeckende Kurve für den Widerstandsbeiwert λ als Funktion des hydraulischen Durchmessers D_h und der Rissflächenrauigkeit R_Z :

$$\lambda = \min \left\{ 2; \frac{1}{2 \left[\log \left(1,5 \cdot \frac{D_h}{2 \cdot R_Z} \right) \right]^2} \right\} \quad (\text{B 3.2-13})$$

Anhaltswerte für die Rissflächenrauigkeit von Ermüdungsris-sen sind

- bei austenitischen Stählen $R_Z \approx 10 \mu\text{m}$ bis $30 \mu\text{m}$ [66], [67],
- bei ferritischen Stählen $R_Z \approx 10 \mu\text{m}$ [67].

B 3.2.3 Erforderliche Eingabedaten

(1) Die für die Leckratenbestimmung mit vereinfachten Verfahren erforderlichen Eingabedaten beschränken sich auf Daten zur Rissgeometrie und thermohydraulische Werte. Zur Beschreibung der Rissgeometrie werden folgende Daten benötigt:

- Leckfläche,
- Umfang der Leckfläche,
- Wanddicke (Strömungslänge),
- Rissflächenrauigkeit.

(2) Zur Charakterisierung der thermohydraulischen Randbedingungen im Bereich des Eintritts und des Austritts des Strömungskanals werden benötigt:

- Druck am Eintritt,
- Temperatur am Eintritt,
- Druck am Austritt,
- Dampfgehalt am Eintritt.

B 3.2.4 Anwendungsgrenzen

Bei der Bestimmung der Massenstromdichte sind die jeweils zutreffenden Ausströmmodelle und die zugehörigen Gleichungen zu verwenden. Dabei sind die für die jeweiligen Modelle und Gleichungen zutreffenden Randbedingungen und Anwendungsgrenzen einzuhalten.

Anhang C (normativ)

Werkstoffdaten für die bruchmechanische Analyse

C 1 Spannungs-Dehnungs-Kurven

(1) Technische Spannungs-Dehnungs-Kurven sind gemäß DIN EN ISO 6892-1 und DIN EN ISO 6892-2 bei den maßgeblichen Temperaturen zu ermitteln.

(2) Die wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven sind für die maßgeblichen Temperaturen

a) aus den technischen Spannungs-Dehnungs-Kurven bis zur Gleichmaßdehnung nach den Gleichungen

$$\varepsilon_w = \ln(1 + \varepsilon) \quad (\text{C 1-1})$$

$$\sigma_w = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (\text{C 1-2})$$

mit

ε : nominelle Dehnung

σ : nominelle Spannung

ε_w : wahre Dehnung

σ_w : wahre Spannung

zu ermitteln oder

b) durch Messung der Querschnittsreduktion mit Korrektur nach Bridgeman [68] zu bestimmen.

C 2 Rissinitiierungskennwerte

C 2.1 Physikalische Rissinitiierungskennwerte (J_i)

(1) Physikalische Rissinitiierungskennwerte J_i sind gemäß ISO 12135 zu ermitteln.

Hinweis:

Die derart ermittelten Kennwerte sind unabhängig von der Mehrachsichtigkeit des Spannungszustandes auf das Bauteil übertragbar.

(2) Für die Werkstoffe 20MnMoNi5-5 (1.6310), 22NiMoCr3-7 (1.6751), X6CrNiNb18-10 (1.4550), X6CrNiTi18-10 (1.4541), 15NiCuMoNb5 (1.6368), 15MnNi6-3 (1.6210) dürfen die in den **Tabellen C 2-1 bis C 2-2** angegebenen Rissinitiierungskennwerte verwendet werden, wenn die den Initiierungswerten zugeordnete Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch nachgewiesen ist. Bei Mischschweißnähten dürfen für das Schweißgut aus der Nickellegierung NiCr70Nb die in **Tabelle C 2-3** angegebenen Kennwerte verwendet werden.

Hinweis:

Die in den Tabellen angegebenen Rissinitiierungskennwerte sind repräsentativ für die in den deutschen Kernkraftwerken für Rohrleitungen und Druckbehälter eingesetzten Werkstoffe. Eine statistische Auswertung war aufgrund der kleinen Stichprobe je Parametersatz nicht möglich.

(3) Anstelle der physikalischen Rissinitiierungskennwerte nach (1) oder (2) darf für die bruchmechanische Analyse für die in (2) genannten ferritischen und austenitischen Werkstoffe (Grundwerkstoff und Schweißgut) die Korrelation zwischen J_i und der Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch nach Gleichung C 2-1 gemäß [69] verwendet werden. In **Bild C 2-1** ist diese Beziehung im Bereich zwischen KV = 100 J und KV = 300 J dargestellt.

$$J_i = -21,55 + \exp\left(\frac{KV + 373,5}{119}\right) \quad (\text{C 2-1})$$

mit

J_i : Physikalischer Rissinitiierungskennwert in N/mm

KV : Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch in J

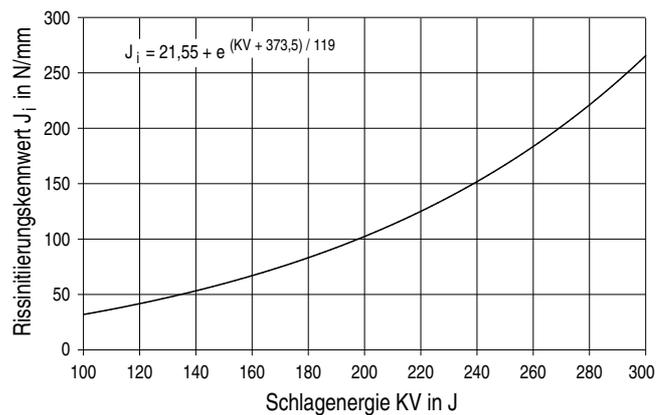


Bild C 2-1: Korrelation zwischen J_i und der Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch KV

Hinweis:

Die in **Bild C 2-1** dargestellte Kurve basiert auf einer statistischen Auswertung von Versuchsdaten und entspricht der Mittelwertkurve minus der 2-fachen Standardabweichung (-2s Kurve). Diese Kurve ist nicht anwendbar auf Mischschweißnähte mit Schweißgut aus Nickellegierungen, wie z.B. NiCr70Nb.

C 2.2 Technische Rissinitiierungskennwerte ($J_{0,2}$, $J_{0,2BL}$, J_{IC})

(1) Technische Rissinitiierungskennwerte sind gemäß ESIS P1-92 ($J_{0,2}$) oder gemäß ASTM E1820 (J_{IC}) oder gemäß ISO 12135 ($J_{0,2BL}$) zu ermitteln.

(2) Für die in C 2.1 (2) genannten Werkstoffe dürfen die in **Tabelle C 2-4** angegebenen J_{IC} -Werte verwendet werden, wenn die den J_{IC} -Werten zugeordnete Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch nachgewiesen ist.

Hinweis:

Die in der Tabelle angegebenen J_{IC} -Werte sind repräsentativ für die in den deutschen Kernkraftwerken für Rohrleitungen und Druckbehälter eingesetzten Werkstoffe. Eine statistische Auswertung war aufgrund der kleinen Stichprobe je Parametersatz nicht möglich.

(3) Bei der Übertragung technischer Rissinitiierungskennwerte auf das Bauteil ist die Mehrachsichtigkeit des Spannungszustands im Bauteil zu berücksichtigen.

Hinweis:

Mögliche Vorgehensweisen zur Bewertung der Übertragbarkeit sind z. B. in [70] und [71] beschrieben.

C 3 Risswiderstandskurven (J-R Kurven)

(1) Risswiderstandskurven sind gemäß ASTM E1820 oder ISO 12135 zu ermitteln.

(2) Für die in C 2.1 (2) genannten Werkstoffe dürfen die in den **Tabellen C 2-1 bis C 2-4** sowie in den **Bildern C 2-2 bis C 2-17** angegebenen Risswiderstandskurven verwendet werden, wenn die den Risswiderstandskurven zugeordnete Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch nachgewiesen ist.

Hinweis:

Die in den Tabellen angegebenen Risswiderstandskurven sind repräsentativ für die in den deutschen Kernkraftwerken für Rohrleitungen und Druckbehälter eingesetzten Werkstoffe. Eine statistische Auswertung war aufgrund der kleinen Stichprobe je Parametersatz nicht möglich.

(3) Risswiderstandskurven dürfen für die in C 2.1 (2) genannten Werkstoffe (Grundwerkstoff und Schweißgut) aus der Korrelation mit der Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch in der Hochlage wie folgt bestimmt werden:

$$J_R(\Delta a) = C_1 \cdot \Delta a^{C_2} \quad \text{für } \Delta a \geq 1,0 \text{ mm} \quad (\text{C 3-1})$$

$$C_1 = 0,53 \cdot KV^{1,28} \cdot \exp\left(\frac{20-T}{400}\right) \quad (\text{C 3-2})$$

$$C_2 = 0,133 \cdot KV^{0,254} \cdot \exp\left(\frac{20-T}{2000}\right) - \frac{\sigma_y}{4664} + 0,03 \quad (\text{C 3-3})$$

mit

J_R : Risswiderstand in N/mm

Δa : Risserweiterung in mm

T : Temperatur in °C

KV : Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch in J

σ_y : Streckgrenze R_e oder $R_{p0,2}$ in N/mm²

Im Bereich $\Delta a = 0,0$ mm bis 1,0 mm wird die Risswiderstandskurve in konservativer Weise durch einen bilinearen Verlauf wie folgt beschrieben:

Δa in mm	J_R in N/mm
0,0	0,0
Δa_i	J_i
1,0	$J_R(\Delta a = 1,0 \text{ mm})$

mit

J_i gemäß Gleichung C 2-1,

J_R gemäß Gleichung C 3-1 und

Δa_i gemäß Gleichung C 3-4.

$$\Delta a_i = 7,28 \cdot 10^{-4} \cdot KV - 5,06 \cdot 10^{-4} \quad (\text{C 3-4})$$

mit

Δa_i : Risserweiterung in mm bei J_i nach Gleichung C 2-1

KV : Schlagenergie im Kerbschlagbiegeversuch in J

Hinweis:

Die so ermittelten J_R -Kurven sind abdeckend für die in den **Tabellen C 2-1 bis C 2-4** aufgeführten Kurven. Die KV - J_R -Kurven Korrelation ist nicht anwendbar auf Mischschweißnähte mit Schweißgut aus Nickellegierungen, wie z.B. NiCr70Nb.

(4) Bei der Übertragung von Risswiderstandskurven auf das Bauteil ist die Mehrachsichtigkeit des Spannungszustands im Bauteil zu berücksichtigen.

Hinweis:

Mögliche Vorgehensweisen zur Bewertung der Übertragbarkeit sind z. B. in [70] und [71] beschrieben.

Werkstoff	Bauteil	Typ	Temperatur	Fehler		Proben		KV _T	J _i	Δa _i	Δa _{max}	J = K01xΔa ^{EX1} + K02xΔa ^{EX2} + K03xΔa ^{EX3}						Bild und Kurve Nr.
				Orien- tierung	Art	Orien- tierung	Anzahl					J	N/mm	mm	mm	K01	K02	
15MnNi6-3	Druckbe- hälter	Grund- werkstoff	RT	axial	Durchriss	T-L	3	228	269	0,1574	2,6709	80,56	-1029,06	1997,88	0,1	0,3	0,5	C 2-2/1
			bis 200 °C	axial	Durchriss	T-L	3	231	257	0,1874	2,7527	130,91	-532,82	1082,52	0,1	0,3	0,5	C 2-2/2
20MnMoNi5-5	Druckbe- hälter	Grund- werkstoff	RT	axial	Oberflächenriss	T-S	2	158	292,9	0,105	1,2033	0	0	904,64	0	0	0,5	C 2-3/1
			bis 300 °C	axial	Oberflächenriss	T-S	1	209	186,9	0,167	1,4125	0	0	457,82	0	0	0,5	C 2-3/2
	Rohr	Grund- werkstoff	RT	axial	Oberflächenriss	T-S	5	200	129,7	0,131	2,1634	-109,54	37,12	549,6	0,1	0,3	0,5	C 2-4/1
					Durchriss	T-L	8	204	110,9	0,128	2,1511	-66,49	-9,28	475,35	0,1	0,3	0,5	C 2-4/2
				Umfang	Oberflächenriss	L-S	5	215	197	0,133	2,5403	-36,74	-202,82	926,23	0,1	0,3	0,5	C 2-4/3
					Durchriss	L-T	1	208	201,5	0,14	2,4544	10,23	-343,09	1024,45	0,1	0,3	0,5	C 2-4/4
			bis 300 °C	axial	Oberflächenriss	T-S	1	181	195,3	0,135	2,4753	-380,12	926,68	-4,89	0,1	0,3	0,5	C 2-4/5
					Durchriss	T-L	1	202	207,7	0,113	2,2984	302,67	-443,56	580,01	0,1	0,3	0,5	C 2-4/6
			bis 240 °C	Umfang	Oberflächenriss	L-S	3	247	164,8	0,1347	2,827	-173,53	472,43	130,52	0,1	0,3	0,5	C 2-4/7
					Durchriss	L-T	1	245	200,9	0,1456	3,201	258,24	-397,15	552,34	0,1	0,3	0,5	C 2-4/8
15NiCuMoNb5	Druckbe- hälter	Grund- werkstoff	RT	axial	Durchriss	T-L	1	79	69,9	0,065	2,0957	-20,99	81,89	195,42	0,1	0,3	0,5	C 2-5/1
			bis 250 °C	axial	Durchriss	T-L	2	85	54,7	0,061	2,504	-39,24	224,46	-51,17	0,1	0,3	0,5	C 2-5/2
	Rohr	Grund- werkstoff	RT	axial	Oberflächenriss	T-S	2	54	44,5	0,044	2,5602	-132,01	322,06	71,11	0,1	0,3	0,5	C 2-6/1
					Durchriss	T-L	2	54	55,7	0,074	0,6004	190,62	51,84	0	0,5	1	0	C 2-6/2
				Umfang	Oberflächenriss	L-S	1	147	149,3	0,0459	1,7099	-31,5	232,03	375,27	0,1	0,3	0,5	C 2-6/3
					Durchriss	L-T	6	137	73	0,061	1,9604	-19,2	89,09	198,4	0,1	0,3	0,5	C 2-6/4
			bis 250 °C	axial	Oberflächenriss	T-S	1	92	48,9	0,0333	1,5094	70,58	-59,9	110,78	0,1	0,3	0,5	C 2-6/5
					Durchriss	T-L	1	99	71,4	0,036	1,9873	123,96	-125,57	151,78	0,1	0,3	0,5	C 2-6/6
			Umfang	Oberflächenriss	L-S	2	185	90,2	0,078	1,933	55,71	-234,29	558,95	0,1	0,3	0,5	C 2-6/7	
				Schweiß- gut	RT	Umfang	Durchriss	L-T	2	75	52,2	0,0488	1,6156	-47,53	195,1	38,33	0,1	0,3
bis 210 °C	Umfang	Durchriss	L-T		1	114	57,9	0,0586	2,0882	12,85	42,84	123,83	0,1	0,3	0,5	C 2-7/2		
22NiMoCr3-7	Druckbe- hälter	Grund- werkstoff	RT	axial	Durchriss	T-L	4	44	79	0,063	2,1106	-17,75	189,76	38,01	0,1	0,3	0,5	C 2-8/1 ¹⁾
			bis 300 °C	axial	Oberflächenriss	T-S	4	86	51,8	0,064	3,6032	1756,07	-2587	977,31	0,7	0,8	0,9	C 2-8/2 ¹⁾
					Durchriss	T-L	2	86	77,1	0,062	2,777	81,63	13,96	36,99	0,1	0,3	0,5	C 2-8/3 ¹⁾
			RT	axial	Oberflächenriss	T-S	6	109	65	0,087	2,5738	26,94	-242,24	542,99	0,1	0,3	0,5	C 2-9/1 ²⁾
			bis 300 °C	axial	Oberflächenriss	T-S	2	131	81	0,073	2,984	-30,34	111,96	195,97	0,1	0,3	0,5	C 2-9/2 ²⁾
RT	axial	Oberflächenriss	T-S	15	151	127	0,183	3,0561	386,29	-1561,86	1727,73	0,1	0,3	0,5	C 2-10/1 ³⁾			

¹⁾ ca. 90 J in der Hochlage (lower bound für die Zähigkeitsanforderungen gemäß KTA 3201.1 und KTA 3211.1)

²⁾ gebogene Bleche (150 mm dick), längsnahtgeschweißt

³⁾ Schmiederinge großer Wanddicke (250 mm bis 500 mm)

Tabelle C 2-1: Physikalische Rissinitierungskennwerte und Risswiderstandskurven für ferritische Stähle

Werkstoff	Bauteil	Typ	Temperatur	Fehler		Proben		KV _T	J _i	Δa _i	Δa _{max}	J = K01xΔa ^{EX1} + K02xΔa ^{EX2} + K03xΔa ^{EX3}						Bild und Kurve Nr.
				Orientierung	Art	Orientierung	Anzahl					J	N/mm	K01	K02	K03	EX1	
X6CrNiNb18-10	Rohr	Grundwerkstoff	RT	Umfang	Oberflächenriss	L-S	7	190	350,9	0,203	1,9436	-1546,85	4825,85	-2237,75	0,5	0,7	0,9	C 2-11/1
					Durchriss	L-T	12	190	213,6	0,1686	4,0379	-1348,7	3680,21	-1445,03	0,5	0,7	0,9	C 2-11/2
			bis 350 °C	Umfang	Oberflächenriss	L-S	1	275	409	0,258	0,3518	0	0	805,3	0	0	0,5	C 2-11/3
					Durchriss	L-T	2	275	347,1	0,158	2,33	-62,76	471,01	323,34	0,1	0,3	0,5	C 2-11/4
		Schweißgut	RT	Umfang	Oberflächenriss	L-S	2	106	79,7	0,0798	2,5145	-152,19	827,96	-178,74	0,5	0,7	0,9	C 2-12/1
					Durchriss	L-T	1	100	117,2	0,081	2,1537	180,43	393,76	-18,92	0,5	0,7	0,9	C 2-12/2
			bis 350 °C	Umfang	Oberflächenriss	L-S	1	138	145,3	0,128	2,6057	114,11	-241,66	511,1	0,1	0,3	0,5	C 2-12/3
					Durchriss	L-T	1	133	176	0,11	2,5082	107,21	-152,07	507,81	0,1	0,3	0,5	C 2-12/4
X6CrNiTi18-10	Rohr	Grundwerkstoff	RT	Umfang	Oberflächenriss	L-S	3	247	306,4	0,196	2,2004	243,73	-1234,06	1933,81	0,1	0,3	0,5	C 2-13/1
					Durchriss	L-T	5	237	331,2	0,203	1,1296	599,45	-2818,02	3477,33	0,1	0,3	0,5	C 2-13/2
			bis 300 °C	Umfang	Oberflächenriss	L-S	2	270	315,3	0,187	2,9816	-375,48	626,63	587,18	0,1	0,3	0,5	C 2-13/3
					Durchriss	L-T	2	263	293,4	0,201	2,161	-70,81	-219,47	1091,47	0,1	0,3	0,5	C 2-13/4
		Schweißgut	RT	Umfang	Oberflächenriss	L-S	2	100	78,4	0,078	2,9957	33,63	118,76	190,81	0,1	0,5	0,9	C 2-14/1
					Durchriss	L-T	4	100	94,9	0,086	4,3191	83,66	-1,46	272,03	0,1	0,5	0,9	C 2-14/2
			bis 300 °C	Umfang	Oberflächenriss	L-S	2	141	108,5	0,092	3,0103	27,86	-132,59	499	0,1	0,3	0,5	C 2-14/3
					Durchriss	L-T	2	152	122,7	0,102	2,4162	30,91	-160,78	561,08	0,1	0,3	0,5	C 2-14/4

Tabelle C 2-2: Physikalische Rissinitierungskennwerte und Risswiderstandskurven für austenitische Stähle

Werkstoff	Bauteil	Typ	Temperatur	Fehler		Proben		KV _T	J _i	Δa _i	Δa _{max}	J = K01xΔa ^{EX1} + K02xΔa ^{EX2} + K03xΔa ^{EX3}						Bild und Kurve Nr.
				Orientierung	Art	Orientierung	Anzahl					J	N/mm	K01	K02	K03	EX1	
Mischschweißnaht, NiCr70Nb	Rohr	Schweißgut	RT	Umfang	Oberflächenriss	L-S	15	104	35,6	0,023	2,8101	25,03	33,75	49,57	0,1	0,3	0,5	C 2-15/1
					Durchriss	L-T	1	116	31,1	0,0354	2,94	-38,05	101,94	111,05	0,1	0,3	0,5	C 2-15/2
			bis 350 °C	Umfang	Durchriss	L-T	1	131	114,2	0,051	3,15	86,51	195,79	111,86	0,1	0,5	1	C 2-15/3

Tabelle C 2-3: Physikalische Rissinitierungskennwerte und Risswiderstandskurven für das Schweißgut NiCr70Nb in Mischschweißnähten

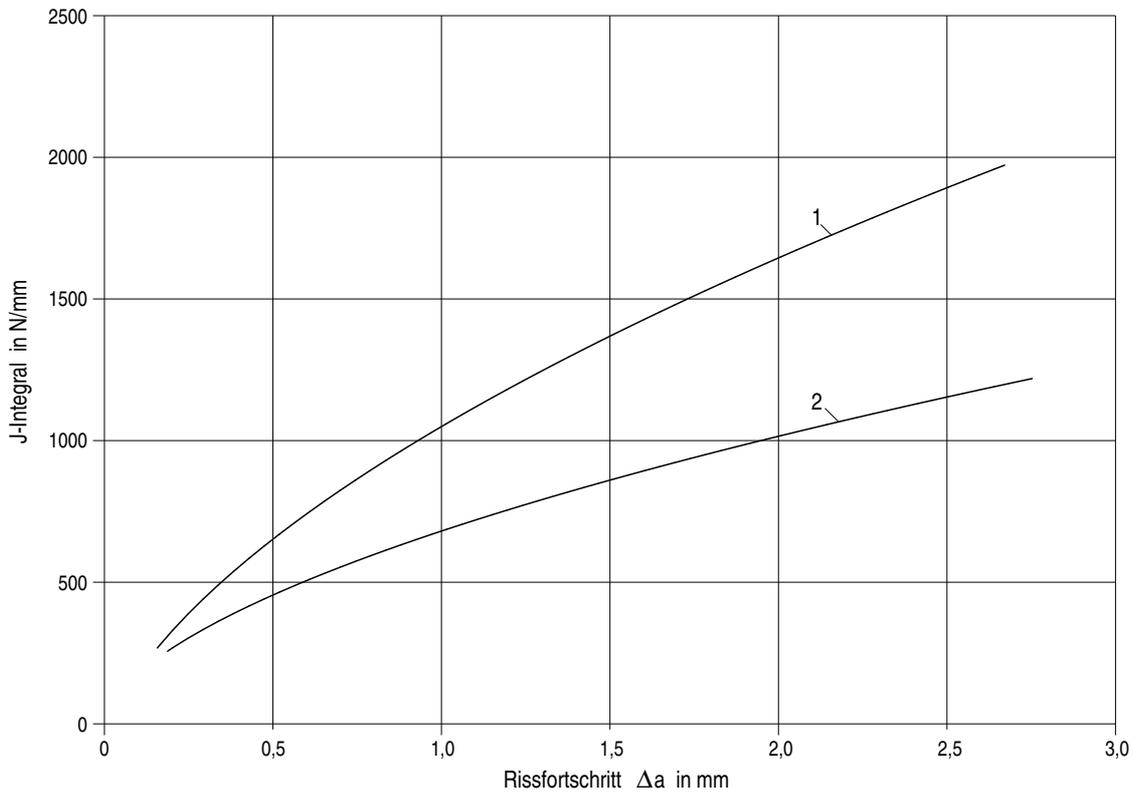


Bild C 2-2: J-R-Kurven des Stahls 15MnNi6-3 für Druckbehälter

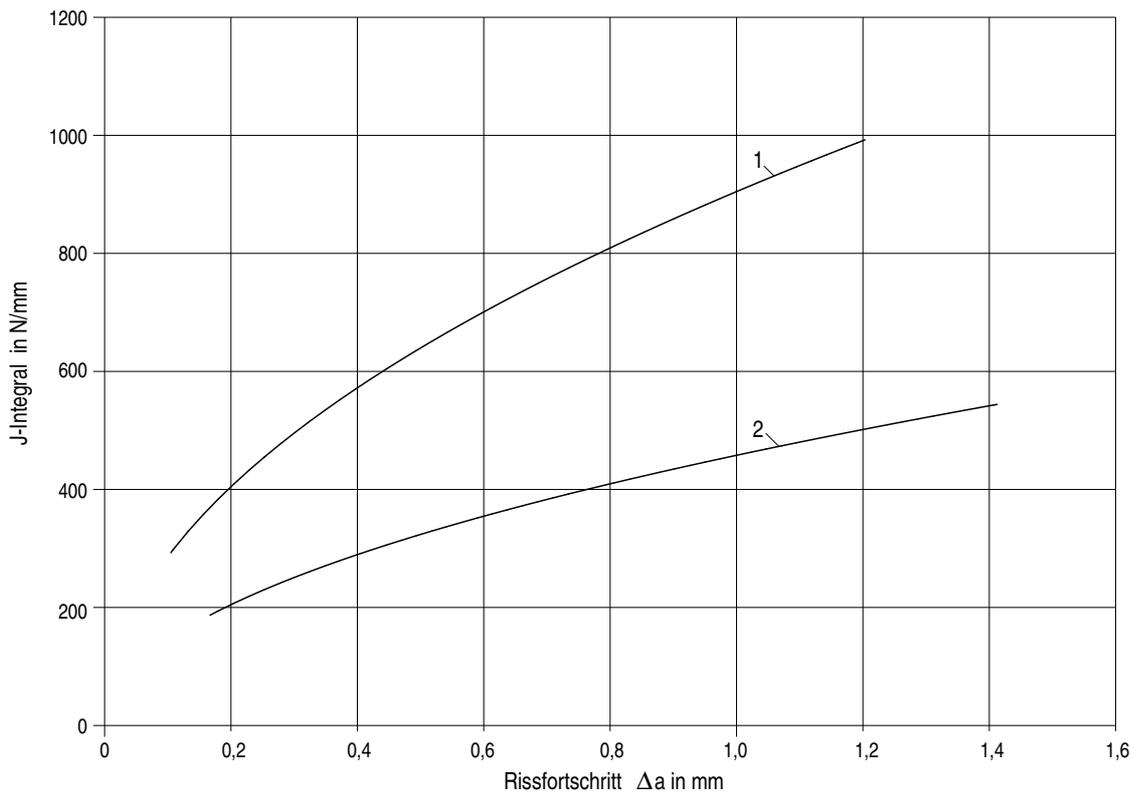


Bild C 2-3: J-R-Kurven des Stahls 20MnMoNi5-5 für Druckbehälter

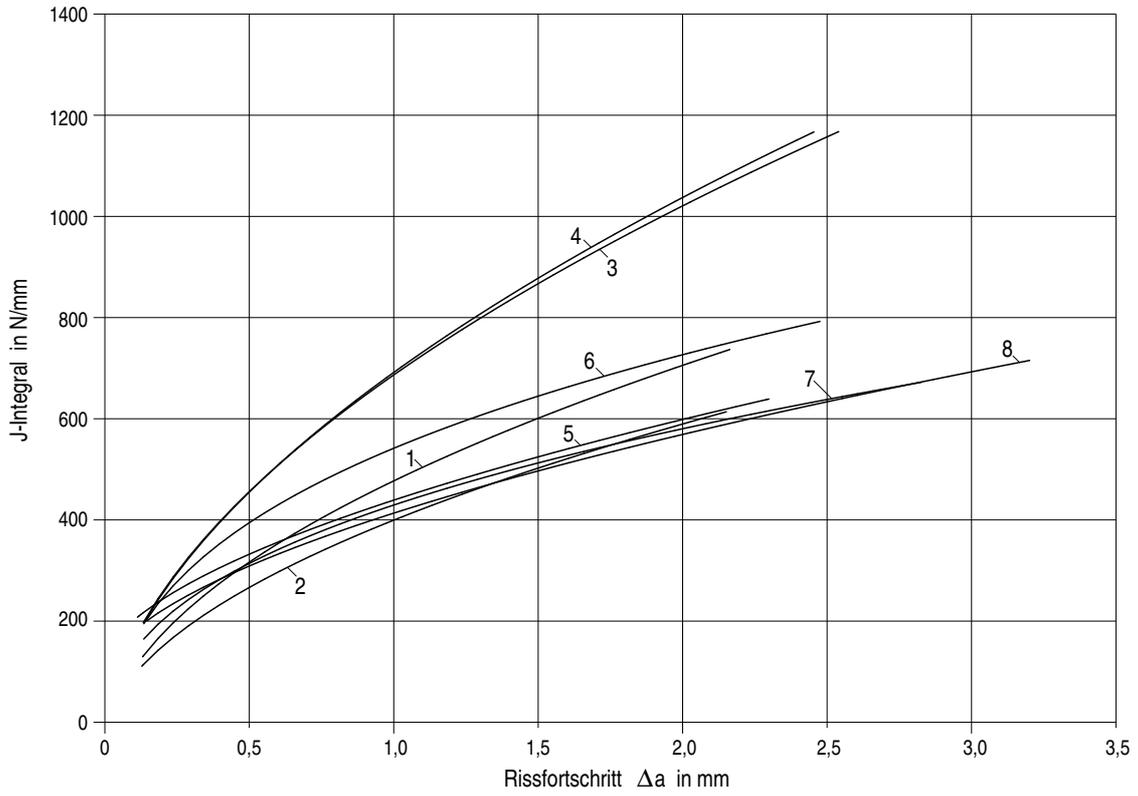


Bild C 2-4: J-R-Kurven des Stahls 20MnMoNi5-5 für Rohre

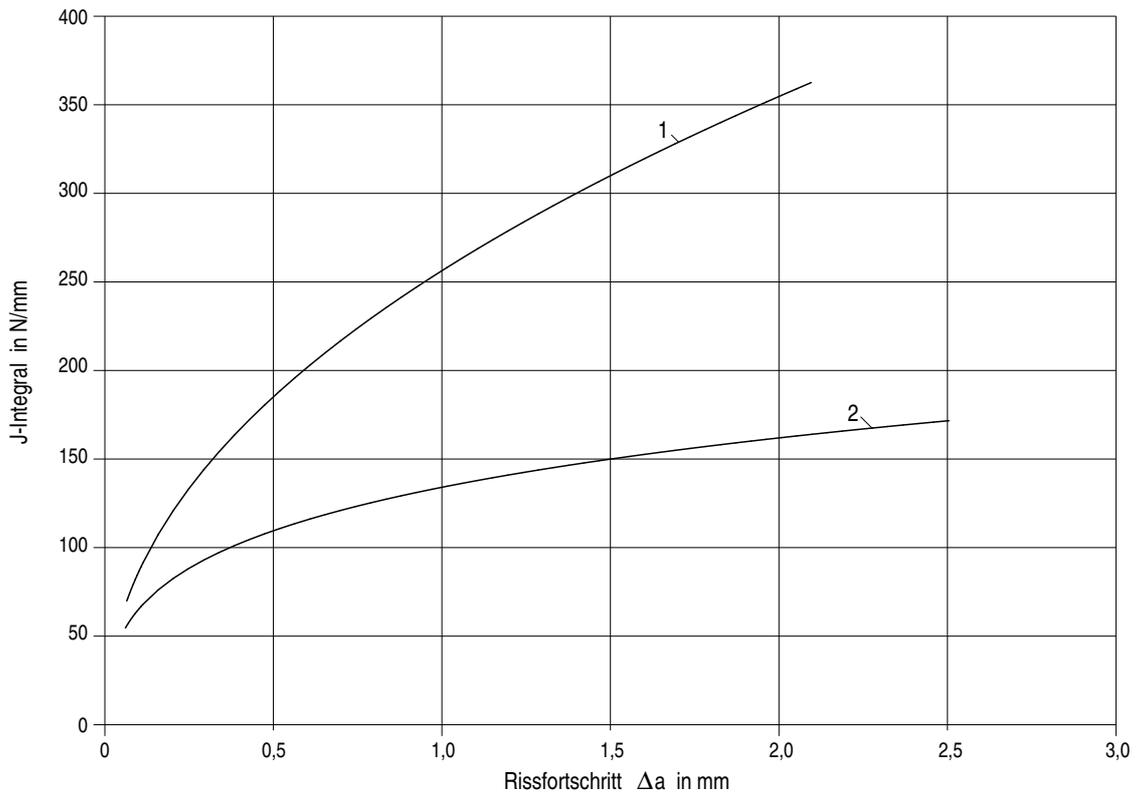


Bild C 2-5: J-R-Kurven des Stahls 15NiCuMoNb5 für Druckbehälter

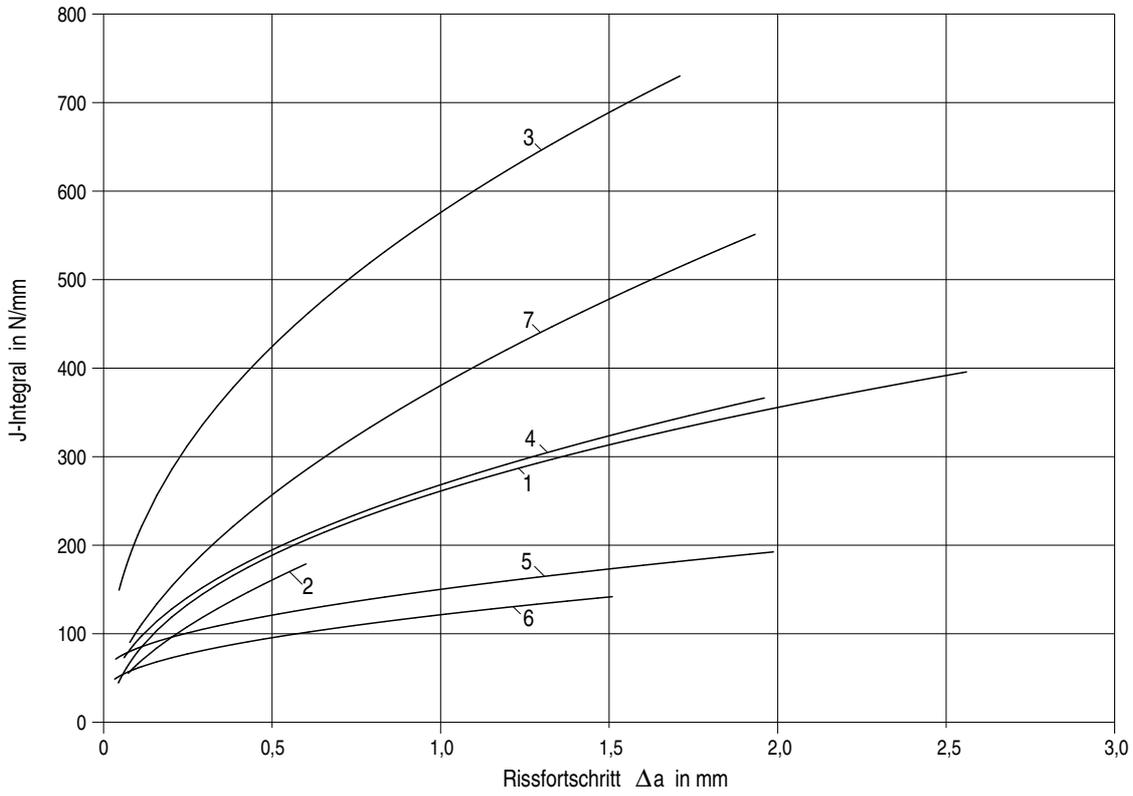


Bild C 2-6: J-R-Kurven des Stahls 15NiCuMoNb5 für Rohre

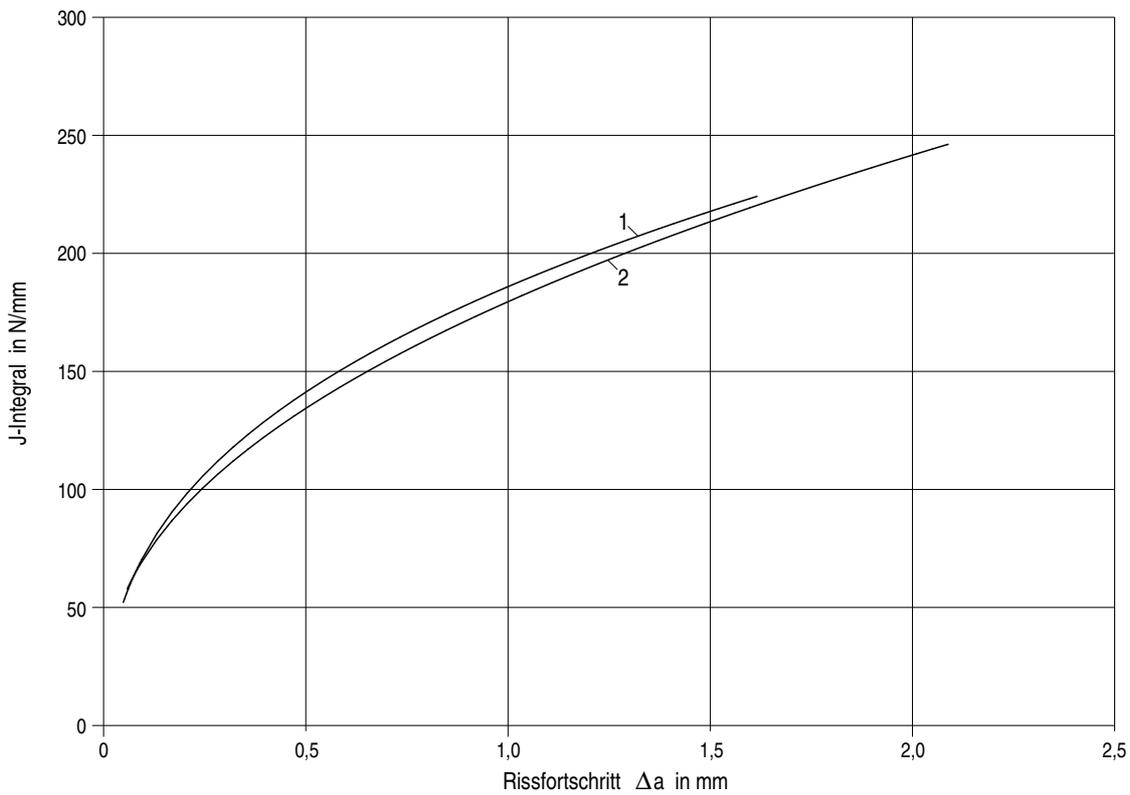


Bild C 2-7: J-R-Kurven für das Schweißgut S3 NiMo 1 in Schweißverbindungen des Stahls 15NiCuMoNb5

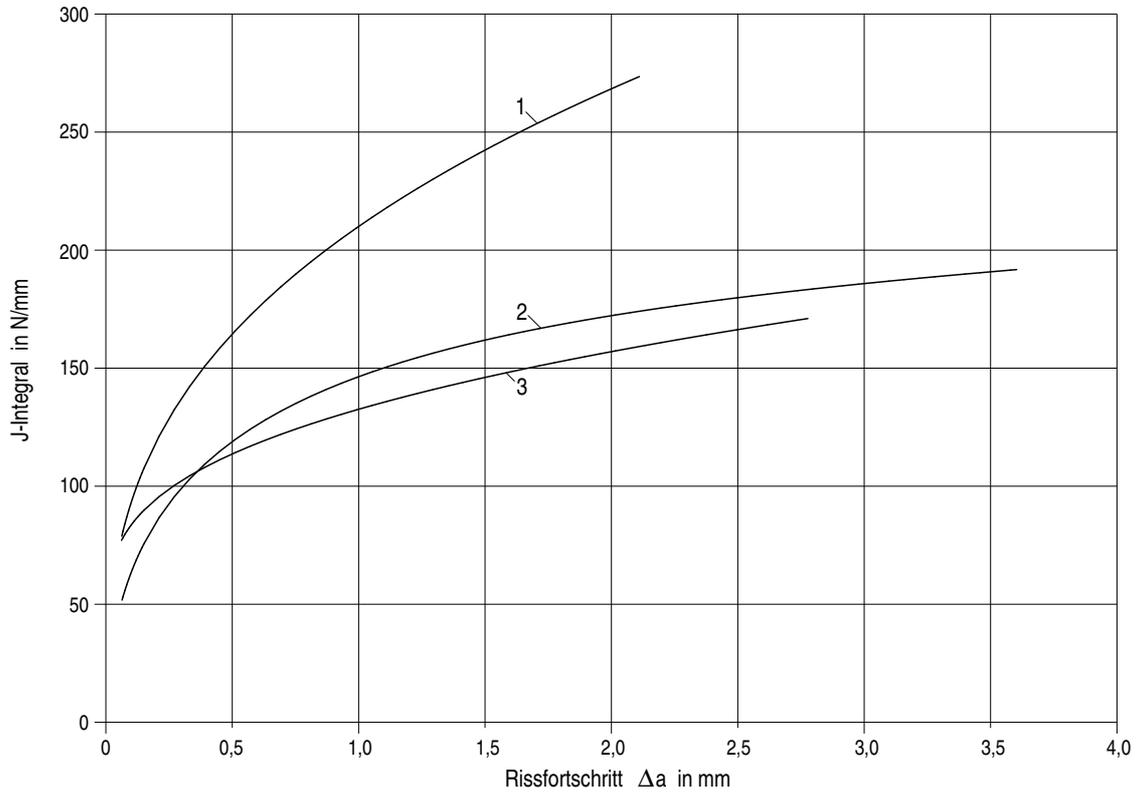


Bild C 2-8: J-R-Kurven des Stahls 22NiMoCr3-7 für Druckbehälter (lower bound für die Zähigkeitsanforderungen gemäß KTA 3201.1 und KTA 3211.1)

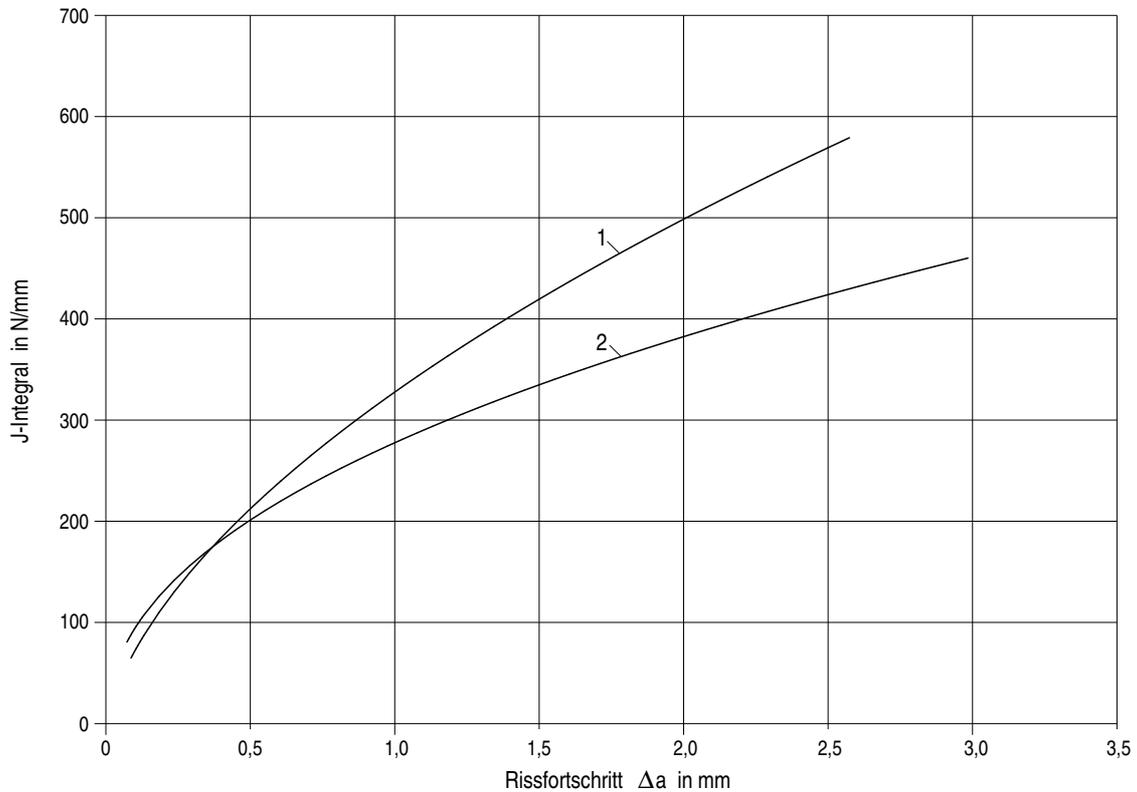


Bild C 2-9: J-R-Kurven des Stahls 22NiMoCr3-7 für Druckbehälter (gebogenes Blech 150 mm dick, längsnahtgeschweißt)

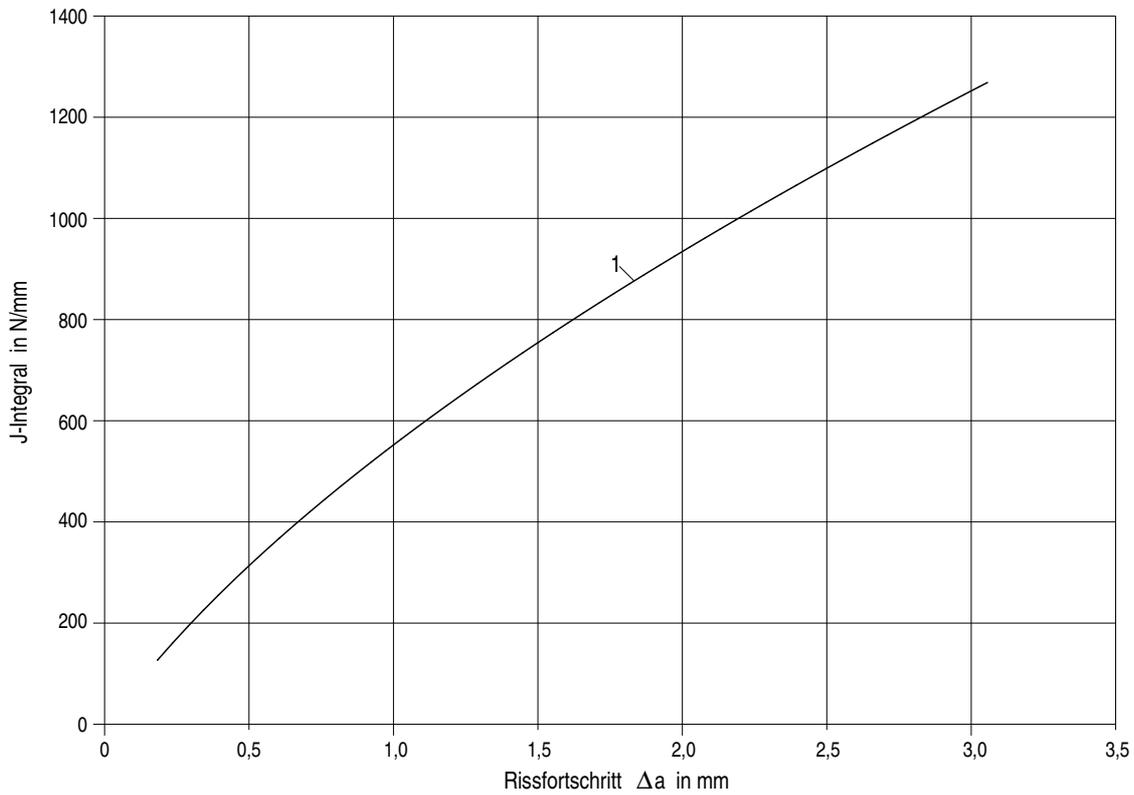


Bild C 2-10: J-R-Kurve des Stahls 22NiMoCr3-7 für Druckbehälter (Schmiederinge mit Wanddicken 250 mm bis 500 mm)

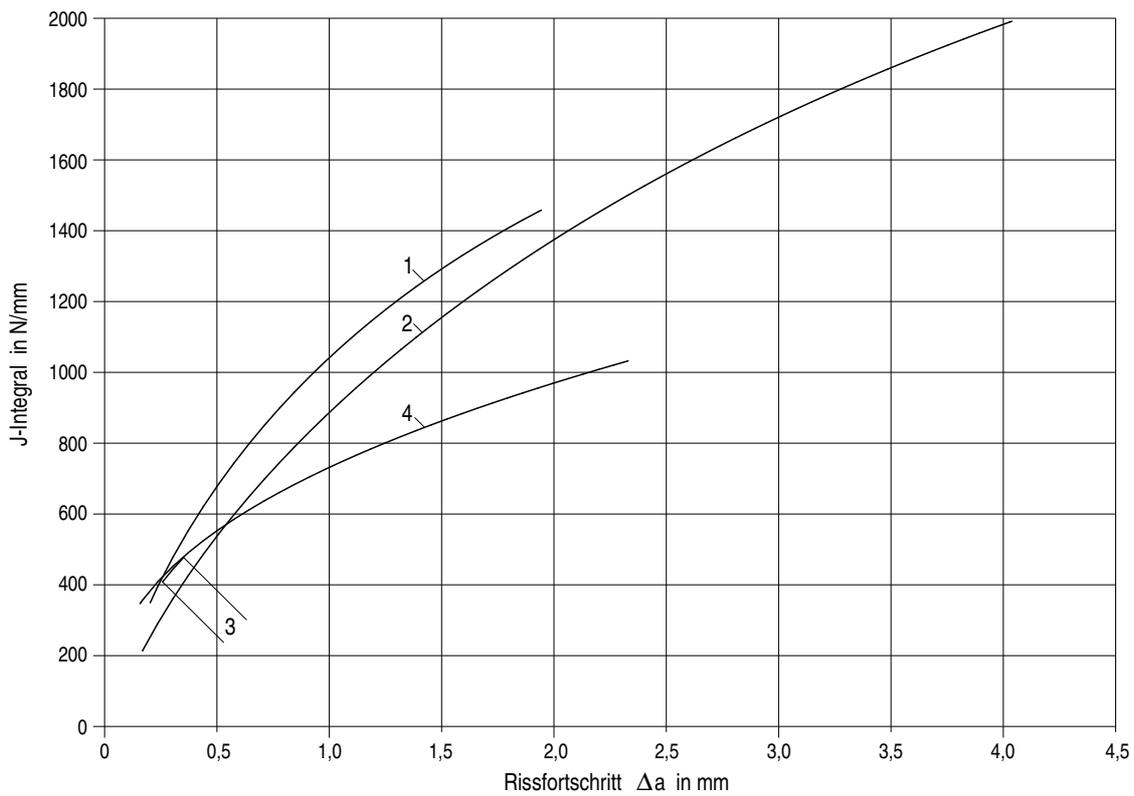


Bild C 2-11: J-R-Kurven des Stahls X6CrNiNb18-10, Grundwerkstoff

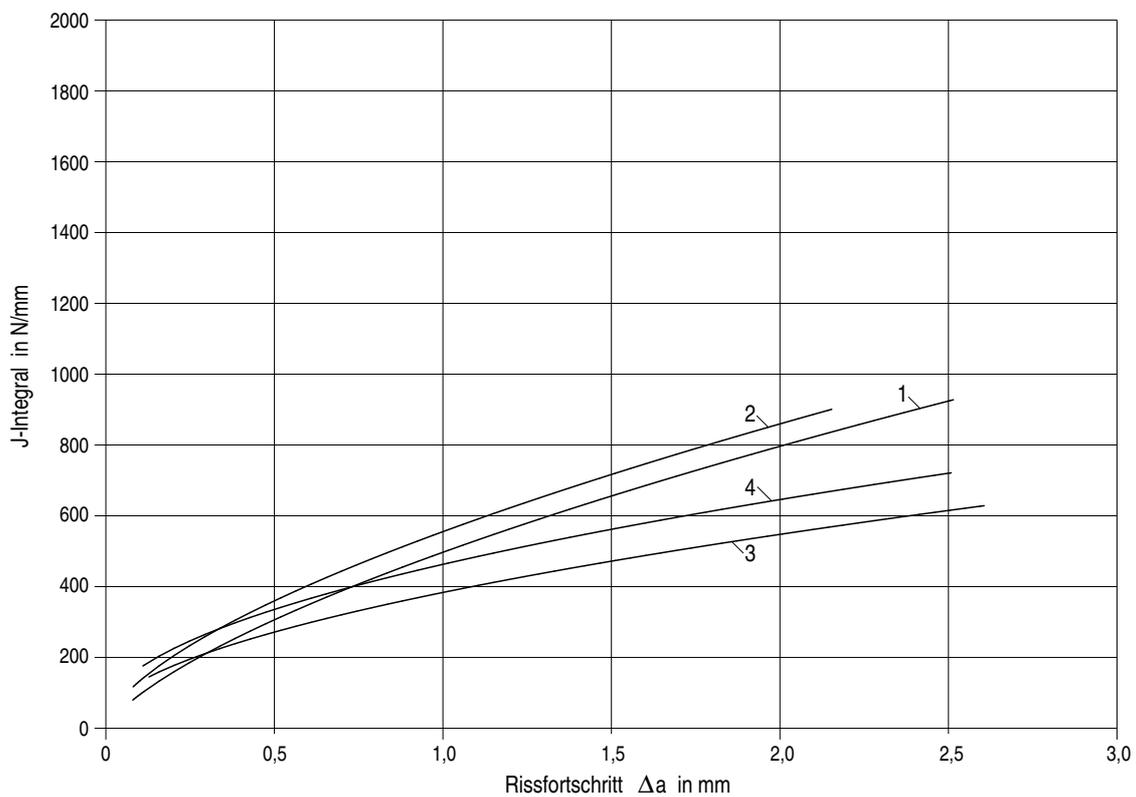


Bild C 2-12: J-R-Kurven für das Schweißgut E 19.9 Nb B 20 in Schweißverbindungen des Stahls X6CrNiNb18-10

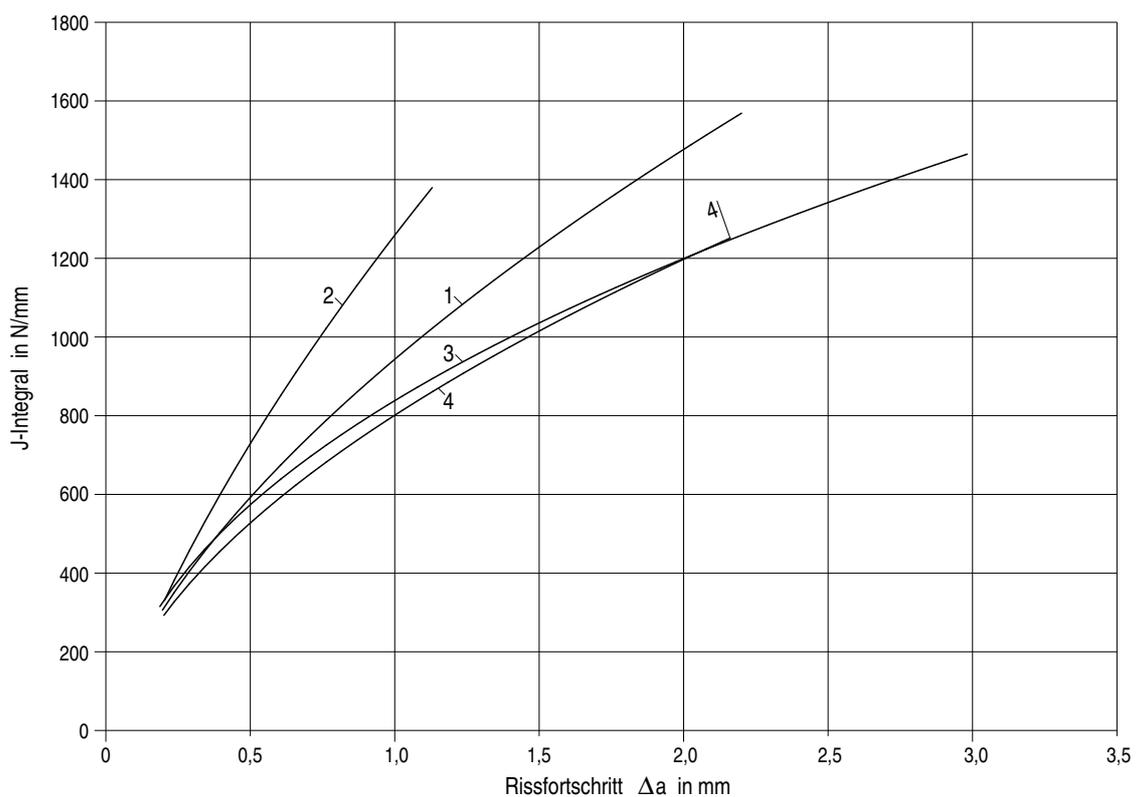


Bild C 2-13: J-R-Kurven des Stahls X6CrNiTi18-10, Grundwerkstoff

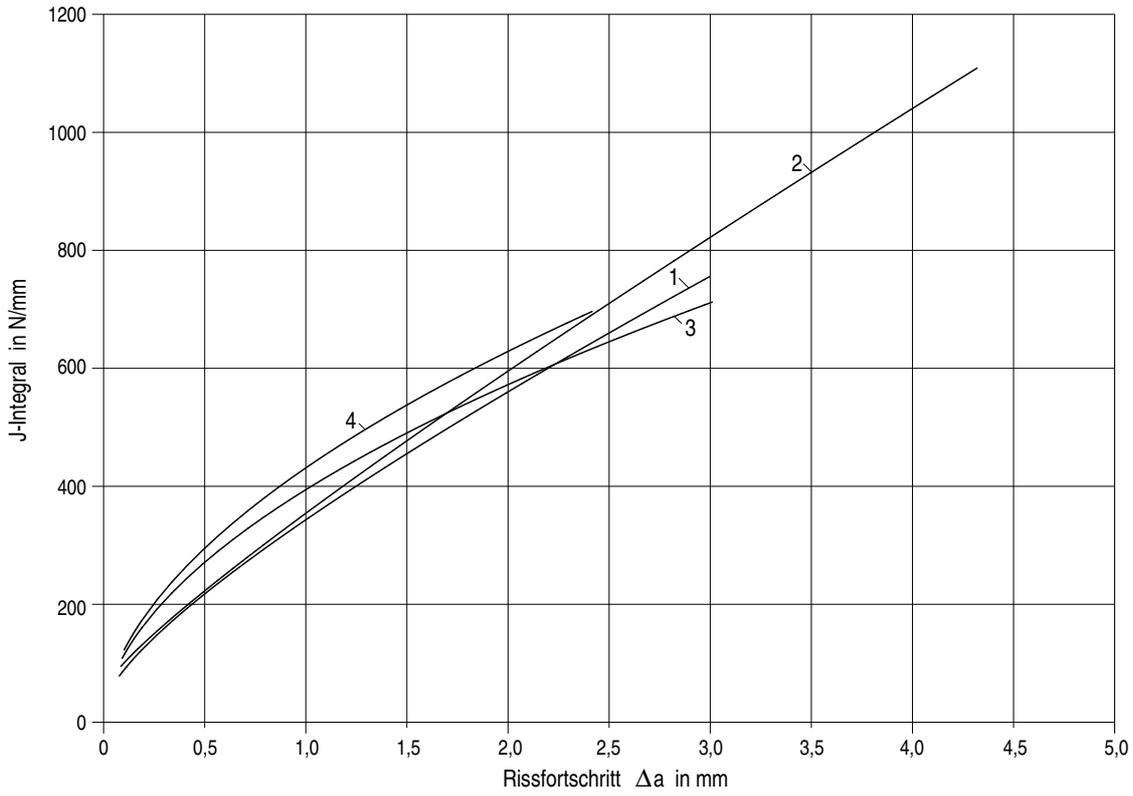


Bild C 2-14: J-R-Kurven für das Schweißgut 19 9 Nb in Schweißverbindungen des Stahls X6CrNiTi18-10

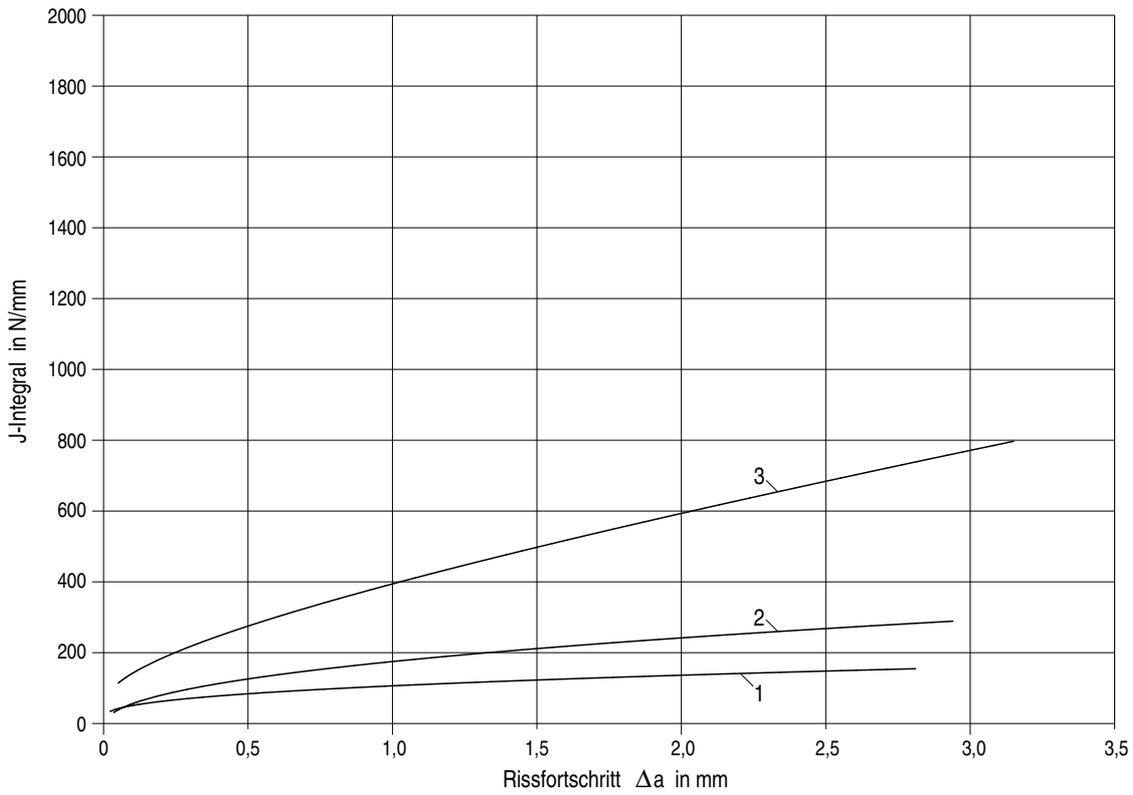


Bild C 2-15: J-R-Kurven für das Schweißgut NiCr70Nb in Mischschweißnähten

Werkstoff	Bauteil	Typ	Temperatur	Fehler		Proben		KV _T J	J _{IC} N/mm	Δa _i mm	Δa _{max} mm	J = K _x Δa ^{EX}		Bild und Kurve Nr.
				Orientierung	Art	Orientierung	Anzahl					K	EX	
15 MnNi6-3	Druckbehälter	Grundwerkstoff	RT	axial	Durchriss	T-L	3	228	1450,0					
			bis 200 °C		Durchriss	T-L	3	231	623,4					
20MnMoNi5-5	Druckbehälter	Grundwerkstoff	bis 300 °C	axial	Oberflächenriss	T-S	1	209	245,8					
15NiCuMoNb5	Druckbehälter	Grundwerkstoff	RT	axial	Durchriss	T-L	1	79	162,6	0,34319	2,0957	256,73	0,42706	C 2-16/1
			bis 250 °C		Durchriss	T-L	2	85	105,0	0,30811	2,504	135,15	0,21441	C 2-16/2
	Rohr	Grundwerkstoff	RT	axial	Oberflächenriss	T-S	2	54	164,8	0,33697	2,5602	265,11	0,43706	C 2-16/3
					Oberflächenriss	L-S	1	147	411,0					
			bis 250 °C	axial	Durchriss	L-T	6	137	147,2					
					Oberflächenriss	T-S	1	92	76,2					
				Umfang	Durchriss	T-L	1	99	92,9					
					Oberflächenriss	L-S	2	185	176					
	Schweißgut	Umfang	RT	Umfang	Durchriss	L-T	2	75	107,9					
			bis 210 °C		Durchriss	L-T	1	114	92,3					
22NiMoCr3-7	Druckbehälter	Grundwerkstoff	1) RT	axial	Durchriss	T-L	4	44	151,7					
			1) 240 °C bis 300 °C		Oberflächenriss	T-S	4	86	97,8					
			2) RT	axial	Oberflächenriss	T-S	6	109	178,5	0,36975	2,5738	327,50	0,61	C 2-17/1
			2) 240 °C bis 300 °C		Oberflächenriss	T-S	2	131	169,1	0,36642	2,984	273,80	0,48	C 2-17/2
			3) RT		Oberflächenriss	T-S	15	151	337,0	0,52517	3,0561	549,80	0,76	C 2-17/3

1) ca. 90 J in der Hochlage (lower bound für die Zähigkeitsanforderungen gemäß KTA 3201.1 und KTA 3211.1)
2) gebogene Bleche (150 mm dick), längsnahtgeschweißt
3) Schmiederinge großer Wanddicke (250 mm bis 500 mm)

Tabelle C 2-4: Technische Rissinitiierungskennwerte und Risswiderstandskurven für ferritische Stähle

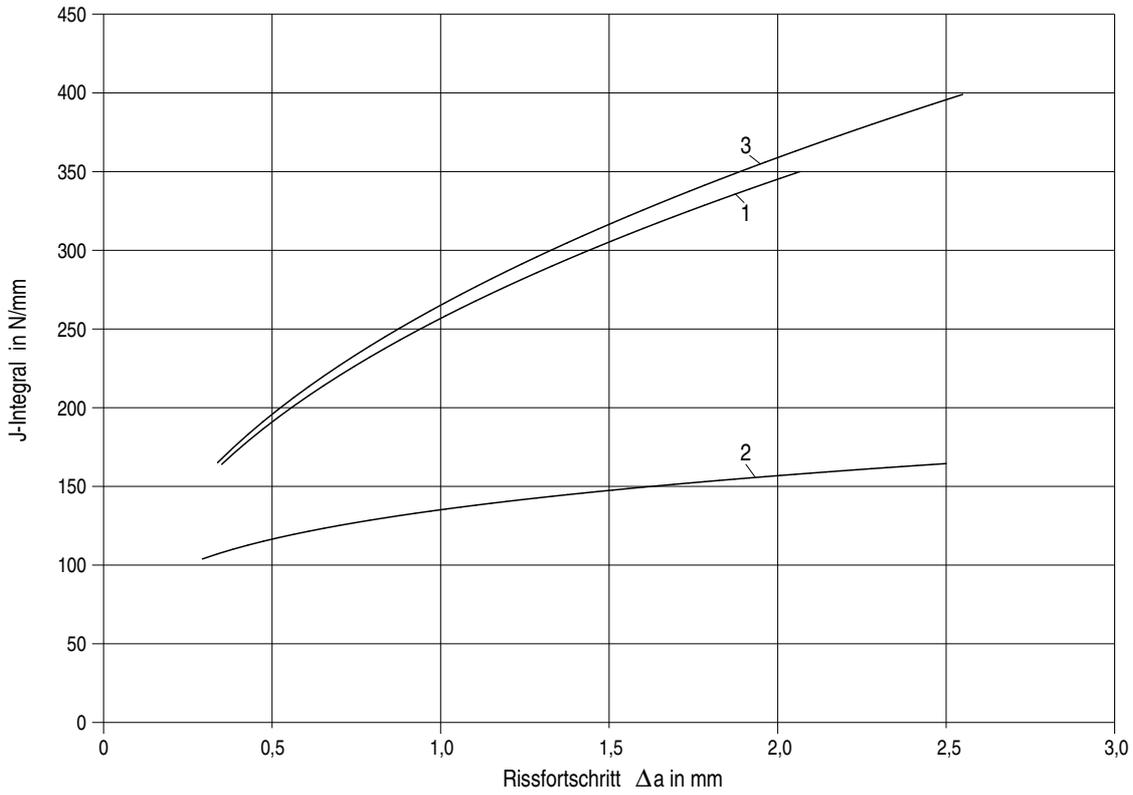


Bild C 2-16: Technische J-R-Kurven für den Stahl 15NiCuMoNb5

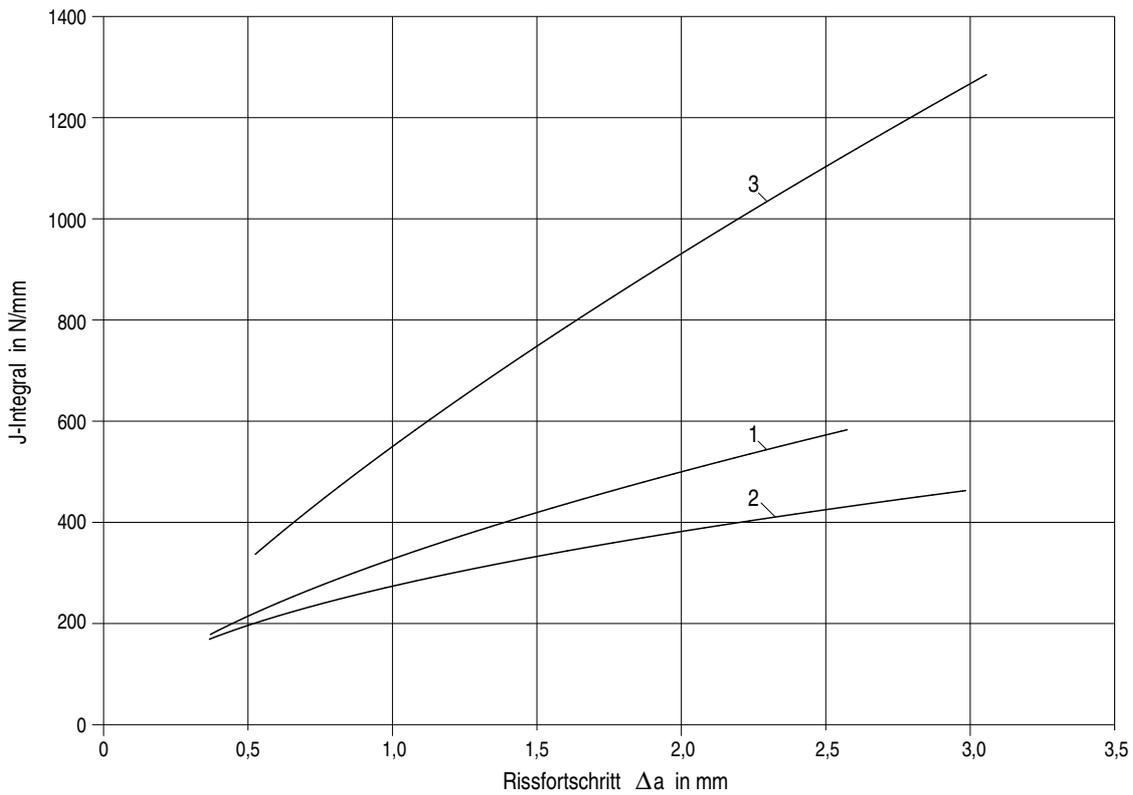


Bild C 2-17: Technische J-R-Kurven für den Stahl 22NiMoCr3-7

Anhang D (informativ)

Beispiele für eine bruchmechanische Analyse

D 1 Austenitische Rohrleitung mit Umfangsriß

D 1.1 Eingangsgrößen

(1) Belastungsdaten

a) aus der führenden Lastfallstufe D (für bruchmechanische Berechnung)

Druck:	$p = 7,4 \text{ MPa}$
Temperatur:	$T = 150,0 \text{ °C}$
Biegemoment aus Eigengewicht und Last im Schadensfall:	$M_{EG+Last} = 39,7 \text{ kNm}$
Biegemoment aus Wärmedehnung im Schadensfall:	$M_{WD} = 32,6 \text{ kNm}$
Gesamt-Biegemoment im Schadensfall:	$M_{ges} = 72,3 \text{ kNm}$

b) aus Lastfallkombination Abfahren (für Risswachstumsberechnung)

Max. Druck:	$p_{max} = 7,4 \text{ MPa}$
Min. Druck:	$p_{min} = 0,0 \text{ MPa}$
Max. Temperatur:	$T_{max} = 150,0 \text{ °C}$
Min. Temperatur:	$T_{min} = 20,0 \text{ °C}$
Biegemoment aus Eigengewicht:	$M_{EG} = 4,2 \text{ kNm}$
Biegemoment aus Wärmedehnung:	$M_{WD} = 32,6 \text{ kNm}$
Max. Biegemoment ($= M_{EG} + M_{WD}$):	$M_{max} = 36,8 \text{ kNm}$
Min. Biegemoment ($= M_{EG}$):	$M_{min} = 4,2 \text{ kNm}$

(2) Geometrie

Innendurchmesser:	$D_i = 243,0 \text{ mm}$
Wanddicke:	$s = 15,0 \text{ mm}$

(3) Werkstoff

Werkstoffbezeichnung:	X6CrNiNb18-10 (1.4550)
Elastizitätsmodul:	$E = 186 \text{ kN/mm}^2$
Querkontraktionszahl:	$\nu = 0,3$
0,2%-Dehngrenze (bei 150 °C nach KTA 3201.1):	$R_{p0,2T} = 167,0 \text{ N/mm}^2$
1 %-Dehngrenze (bei 150 °C nach KTA 3201.1):	$R_{p1,0T} = 196,0 \text{ N/mm}^2$
Zugfestigkeit (bei 150 °C nach KTA 3201.1 durch Interpolation):	$R_{mT} = 409,0 \text{ N/mm}^2$
Spannungsvergleichswert nach KTA 3201.2:	$S_m = 131,0 \text{ N/mm}^2$
J-R-Kurve	gemäß Bild D 1-1

Hinweis:

Die Übertragbarkeit der J-R-Kurve auf Rohre mit Umfangsrisen unter Innendruck- und Biegemomentbelastung wurde in [72] für vergleichbare Rohre aus Austenit nachgewiesen.

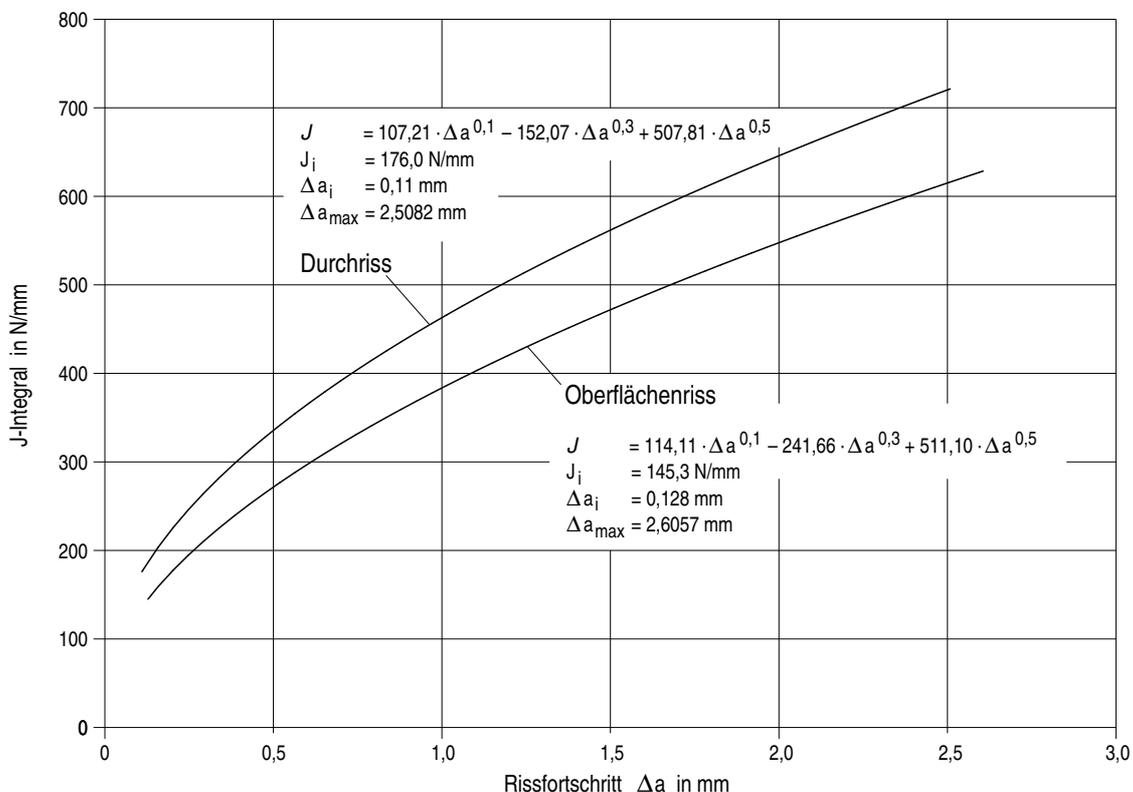


Bild D 1-1: Risswiderstandskurve für die betrachtete austenitische Rohrleitung mit Umfangsriß

D 1.2 Schritt 1 gemäß Bild A-3: Festlegung des Ausgangsrisses

- (1) Festlegung nach Gleichung A 2-1 und Gleichung A 2-5:

$$a_a = 0,3 \cdot s = 4,5 \text{ mm} \quad (\text{D 1.2-1})$$

$$2 \cdot c_a \geq 6 \cdot a_a = 27 \text{ mm} \quad (\text{D 1.2-2})$$

D 1.3 Schritt 2 gemäß Bild A-3: Berechnung der Rissentwicklung Δa und Δc

- (1) Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren
- K
- [73]

$$K = [(A_0 + A_P) \cdot G_0 + A_1 \cdot G_1] \cdot \sqrt{\pi \cdot a/Q} \quad (\text{D 1.3-1})$$

$$\text{mit } Q = 1 + 4,593 \cdot (a/2c)^{1,65} - q_y \quad (\text{D 1.3-2})$$

wobei

 a : Rechnerische Risstiefe $2c$: Rechnerische Risslänge

G_0, G_1 : Korrekturfaktoren nach ASME BPVC Section XI, App. A, Tab. A-3320-1 und Tab. A-3320-2, unterschiedlich je nach Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors an Punkt 1 (Risstiefe) oder an Punkt 2 (Risslänge); G_1 nicht relevant, wenn konstante Spannung über Wand angenommen wird

A_0, A_1 : Polynomkoeffizienten zur Beschreibung der Spannungsverteilung über der Wand nach ASME BPVC Section XI, App. A, Art. A-3200 (b); A_1 nicht relevant, wenn konstante Spannung über Wand angenommen wird

A_P : Innendruck (für Oberflächenrisse an der Rohrwand, sonst gleich Null)

q_y : Korrekturfaktor für plastische Zone; gemäß ASME BPVC Section XI, Art. A-5200 gleich Null

- (2) Bestimmung des minimalen (
- K_{\min}
-) und des maximalen (
- K_{\max}
-) Spannungsintensitätsfaktors (Bestimmung für die max. und min. Belastungen)

$$K_{\min,j} = K(A_{0,\min}, A_{P,\min}, G_{0,j}, A_{1,\min}, G_{1,j}, a, 2c) \quad (\text{D 1.3-3})$$

$$K_{\max,j} = K(A_{0,\max}, A_{P,\max}, G_{0,j}, A_{1,\max}, G_{1,j}, a, 2c) \quad (\text{D 1.3-4})$$

j = Punkt 1 (Risstiefe) oder an Punkt 2 (Risslänge)

$$A_{0,\min/\max} = \left(\frac{P_{\min/\max}}{10} \cdot \frac{D_i + s}{4 \cdot s} \right) +$$

$$\left(\frac{M_{EG} \cdot 10^6}{\frac{\pi}{32} \cdot \left(\frac{(D_i + 2 \cdot s)^4 - D_i^4}{(D_i + 2 \cdot s)} \right)} \right) + \left(\frac{M_{WD} \cdot 10^6}{\frac{\pi}{32} \cdot \left(\frac{(D_i + 2 \cdot s)^4 - D_i^4}{(D_i + 2 \cdot s)} \right)} \right)$$

(D 1.3-5)

Für das Beispiel ergeben sich für den Ausgangsriss unter Annahme einer konstanten Spannung über der Wand:

$$K_{\min,P1} = 22,8 \text{ N/mm}^{3/2},$$

$$K_{\max,P1} = 366,2 \text{ N/mm}^{3/2},$$

$$K_{\min,P2} = 14,6 \text{ N/mm}^{3/2} \text{ und}$$

$$K_{\max,P2} = 234,3 \text{ N/mm}^{3/2}$$

Eigenspannungen wurden bei der Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren nicht berücksichtigt.

- (3) Berechnung der Schwingbreite der Spannungsintensität

$$\Delta K_j = K_{\max,j} - K_{\min,j} \quad (\text{D 1.3-6})$$

Für das Beispiel ergeben sich für den Ausgangsriss bei konstanter Spannung über der Wand:

$$\Delta K_{P1} = 343,2 \text{ N/mm}^{3/2} \text{ und } \Delta K_{P2} = 219,7 \text{ N/mm}^{3/2}$$

- (4) Bestimmung des Verhältnisses
- R
- :

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (\text{D 1.3-7})$$

Für das Beispiel ergibt sich für den Ausgangsriss bei konstanter Spannung über der Wand: $R = 0,062$

- (5) Berechnung des Risswachstums nach Gleichung B 2.5-2 mit Gleichung B 2.5-3

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m + C_{\text{Medium}} \cdot S(R)^{0,5} \cdot T_R^{0,5} \cdot (\Delta K)^{1,65} \quad (\text{D 1.3-8})$$

- (6) Berechnung von
- Δa
- und
- Δc
- pro Zyklus für das Beispiel (Gleichungen nach Anhang B 2.5):

$$C = 10^F \cdot S(R) = 2,84 \cdot 10^{-8} \text{ für } P1 \text{ und } P2$$

$$C_{\text{Medium}} = 8,33 \cdot 10^{-11} \text{ nach [51] für } 0,2 \text{ ppm DO}$$

$$m = 3,3$$

$$T_R = 3600 \text{ s}$$

$$S(R) = 1 + 1,8 R = 1,1115 \quad (\text{D 1.3-9})$$

$$F_j = -8,714 + 1,34 \cdot 10^{-3} \cdot T_j - 3,34 \cdot 10^{-6} T_j^2 + 5,95 \cdot 10^{-9} \cdot T_j^3$$

$$= -8,57 \text{ für } P1 \text{ und } P2 \quad (\text{D 1.3-10})$$

$$\Delta a = C \cdot \Delta K_{P1}^m + C_{\text{Medium}} \cdot T_R^{0,5} \cdot S(R)^{0,5} \cdot \Delta K_{P1}^{1,65}$$

$$= 0,28 \cdot 10^{-3} \text{ mm} \quad (\text{D 1.3-11})$$

$$\Delta c = C \cdot \Delta K_{P2}^m + C_{\text{Medium}} \cdot T_R^{0,5} \cdot S(R)^{0,5} \cdot \Delta K_{P2}^{1,65}$$

$$= 0,12 \cdot 10^{-3} \text{ mm} \quad (\text{D 1.3-12})$$

und daraus für den Zeitpunkt nach dem ersten Zyklus die neuen

Fehlertiefe:

$$a_{1Z} = a_a + \Delta a = 4,50028 \text{ mm} \quad (\text{D 1.3-13})$$

Fehlerlänge:

$$2c_{1Z} = 2c_a + 2 \cdot \Delta c = 27,00024 \text{ mm} \quad (\text{D 1.3-14})$$

- (7) Für den folgenden Betriebszeitraum wird die zuvor berechneten Fehlergröße als neue Ausgangsgröße verwendet und bei Punkt (1) wieder begonnen.

Bis End of Life (EOL = 40 Jahre; 240 An-/Abfahrzyklen) ergeben sich die folgenden Werte:

$$\text{Fehlertiefe: } a_e = 4,57 \text{ mm}$$

$$\text{Fehlerlänge: } 2c_e = 27,06 \text{ mm}$$

D 1.4 Schritt 3 gemäß Bild A-3: Berechnung der kritischen Durchrisslänge $2c_{\text{krit}}$ **D 1.4.1** Bestimmung der zu berechnenden notwendigen Eingangsgrößen

- (1) Axialspannung aus Innendruck (Primärspannung) nach Gleichung B 2.1-14 mit
- $p = 7,4 \text{ MPa}$
- :

$$\sigma_{ax,p} = 28,3 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 1.4-1})$$

- (2) Elastisches Widerstandsmoment der Rohrleitung nach Gleichung B 2.1-16:

$$W_{\text{Rohr}} = 743606,4 \text{ mm}^3 \quad (\text{D 1.4-2})$$

- (3) Axialspannung aus Moment (Biegespannung) nach Gleichung B 2.1-15 mit
- $M = 72,3 \text{ kNm}$
- :

$$\sigma_{ax,M} = 97,2 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 1.4-3})$$

D 1.4.2 Plastisches Grenzlastverfahren

(1) Fließspannung nach Tabelle B 2.1-1 für den austenitischen Stahl 1.4550:

$$\sigma_f = \frac{(R_{p0,2T} + R_{mT})}{2,4} = 240 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 1.4-4})$$

(2) Der Risswinkel 2α des Durchrisses, bei welchem ein Versagen des rissbehafteten Rohrs unter den o.g. Beanspruchungen (Gleichung D 1.4-1 und D 1.4-3) nicht ausgeschlossen

sen ist, wird mit Gleichung B 2.1-13 unter Berücksichtigung eines Durchrisses mit $a/s = 1$ berechnet.

Es ergibt sich ein kritischer Risswinkel von $2\alpha = 121,6^\circ$. Auf Basis des mittleren Durchmessers D_m entspricht dies einer kritischen Durchrisslänge von $2c_{\text{krit,PGL}} = 273,9 \text{ mm}$.

(3) Das zugehörige Leck-vor-Bruch-Diagramm für das plastische Grenzlastverfahren ist in **Bild D 1-2** dargestellt. Die kritische Risstiefe $a_{\text{krit}}(2c_e)$ für Schritt 4 (gemäß Bild A-3) ist gegeben durch $a_{\text{krit}}(2c_e) = s = 15 \text{ mm}$.

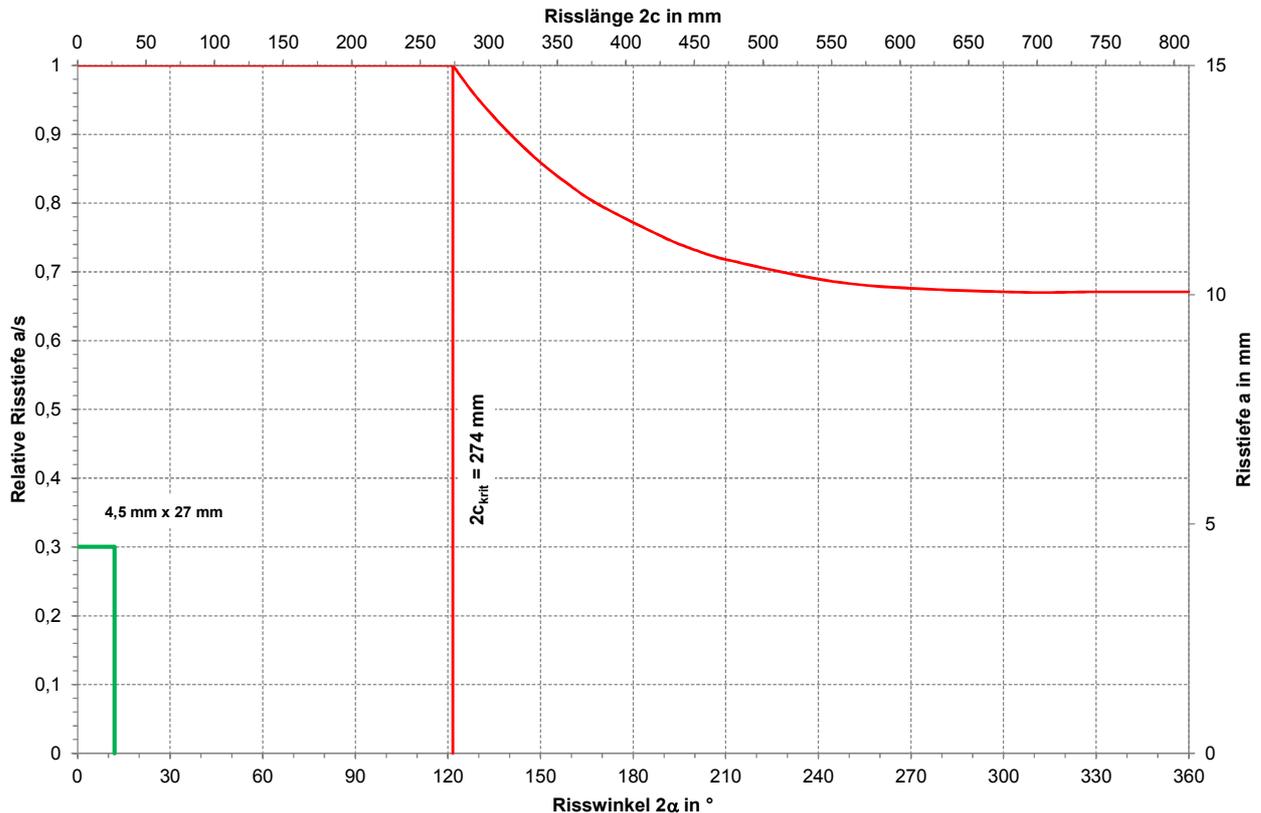


Bild D 1-2: Leck-vor-Bruch Diagramm – PGL

D 1.4.3 Fließspannungskonzept (FSK)

D 1.4.3.1 Berechnung nach MPA (FSK/MPA)

(1) Für Grundwerkstoffbereiche ergibt sich als Fließspannung nach Tabelle B 2.1-1 für den austenitischen Stahl 1.4550:

$$\sigma_{F,FSK/MPA} = \frac{(R_{p0,2T} + R_{mT})}{2} = 288 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 1.4-5})$$

(2) Der Risswinkel 2α des Durchrisses, bei welchem ein Versagen des rissbehafteten Rohrs unter den o. g. Beanspruchungen (Innendruck $p = 7,4 \text{ MPa}$ und Biegemoment $M = 72,3 \text{ kNm}$) nicht ausgeschlossen ist, ist gegeben durch die Lösung der Gleichungen B 2.1-17. Es ergibt sich ein kritischer Risswinkel von $2\alpha = 90,03^\circ$. Auf Basis des mittleren Durchmessers D_m entspricht dies einer kritischen Durchrisslänge $2c_{\text{krit,FSK/MPA}}$ von $202,7 \text{ mm}$.

(3) Das zugehörige Leck-vor-Bruch Diagramm des FSK/MPA-Verfahrens ist in **Bild D 1-3** dargestellt. Die kritische Risstiefe $a_{\text{krit}}(2c_e)$ für Schritt 4 (gemäß Bild A-3) ist gegeben durch $a_{\text{krit}}(2c_e) = s = 15 \text{ mm}$.

D 1.4.3.2 Berechnung nach Siemens-KWU (jetzt AREVA) (FSK/KWU)

(1) Fließspannung nach Tabelle B 2.1-1 für den austenitischen Stahl 1.4550:

$$\sigma_{F,FSK/KWU} = 0,6 \cdot (R_{p0,2} + R_m) = 345,6 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 1.4-6})$$

(2) Der Risswinkel 2α des Durchrisses, bei welchem ein Versagen des rissbehafteten Rohrs unter den o.g. Beanspruchungen (Gleichung D 1.4-1 und D 1.4-3) nicht ausgeschlossen ist, ist gegeben durch die Lösung der Gleichungen B 2.1-19 und B 2.1-21. Für einen Durchriss werden die Spannungserhöhungsfaktoren für Punkt B ($a/s=1$) nach Gleichung B 2.1-22 und B 2.1-23 berücksichtigt. Es ergibt sich ein kritischer Risswinkel von $2\alpha = 105,9^\circ$. Auf Basis des mittleren Durchmessers D_m entspricht dies einer kritischen Durchrisslänge von $2c_{\text{krit,FSK/KWU}} = 238,3 \text{ mm}$.

(3) Das zugehörige Leck-vor-Bruch Diagramm des FSK/KWU-Verfahrens ist in **Bild D 1-4** dargestellt und die kritische Risstiefe $a_{\text{krit}}(2c_e)$ für Schritt 4 (gemäß Bild A-3) ist gegeben durch $a_{\text{krit}}(2c_e) = s = 15 \text{ mm}$.

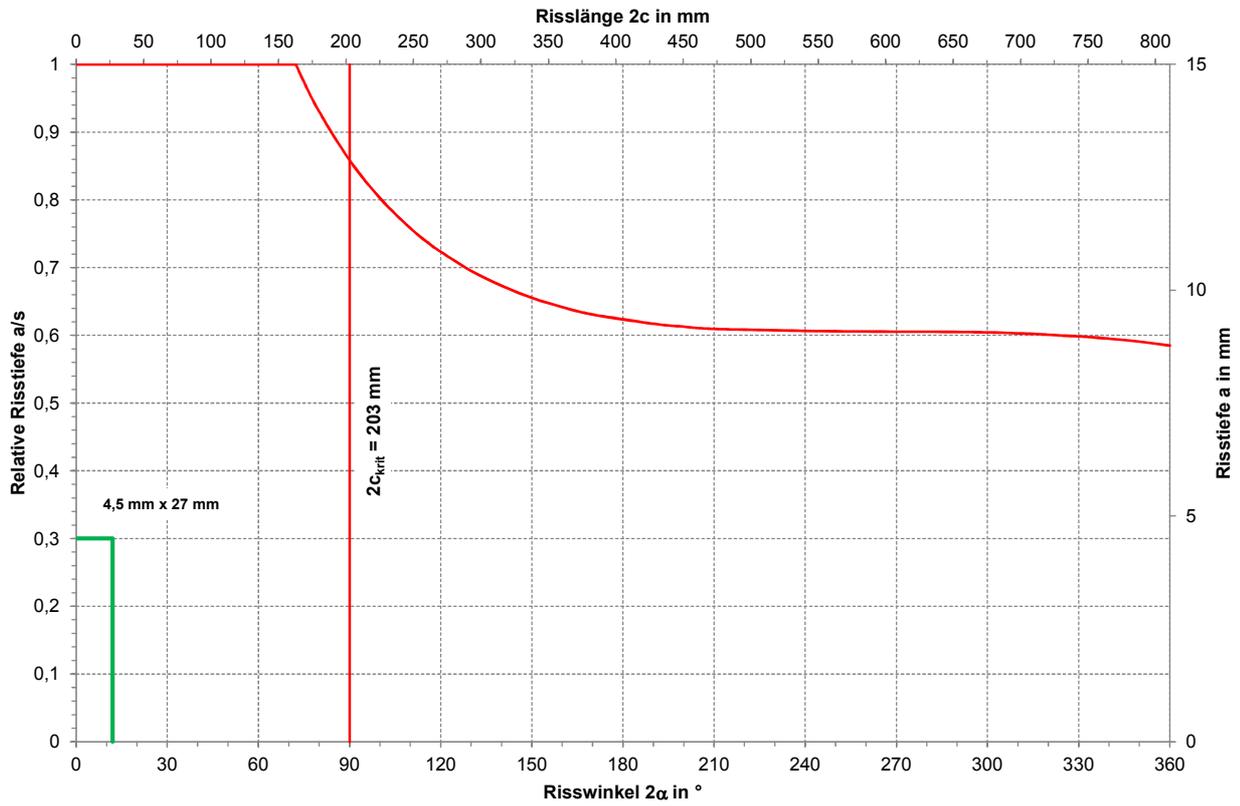


Bild D 1-3: Leck-vor-Bruch Diagramm – FSK / MPA

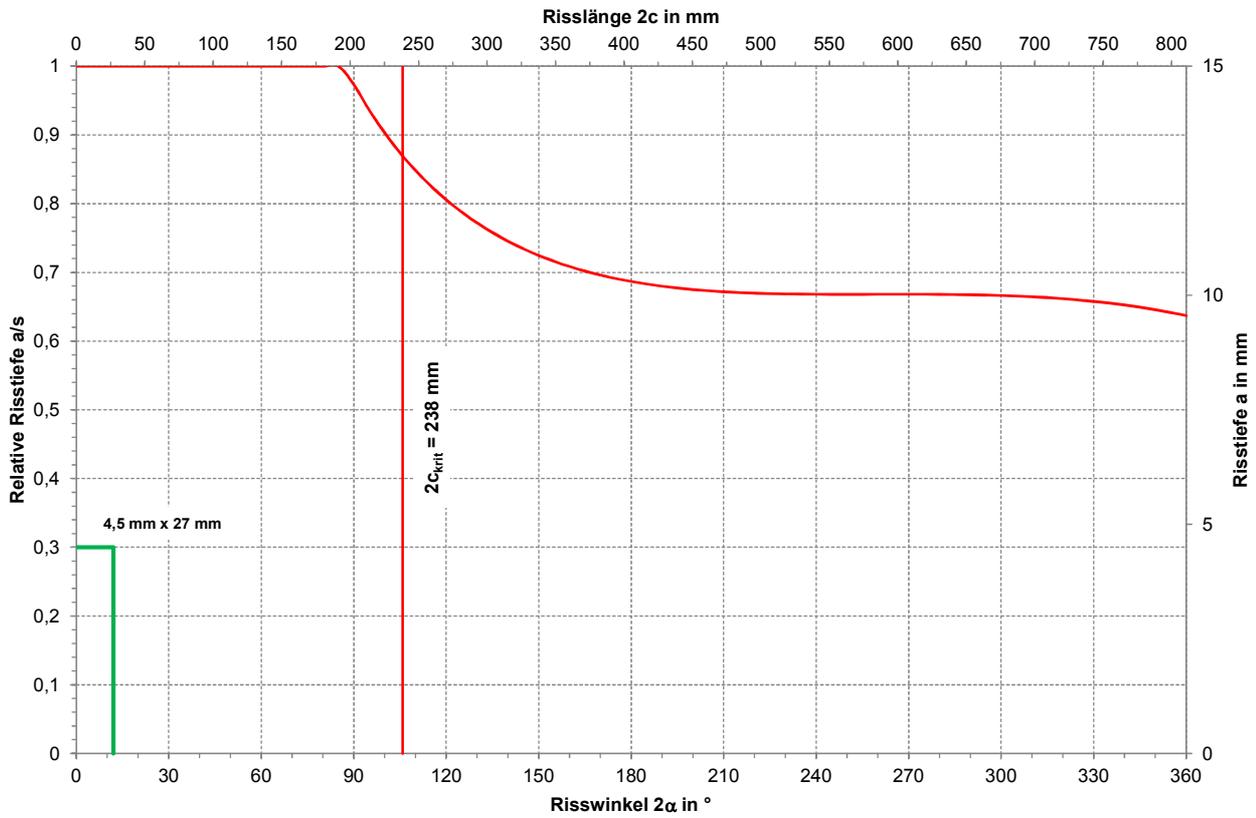


Bild D 1-4: Leck-vor-Bruch Diagramm – FSK / KWU

D 1.4.4 J-T-Verfahren

D 1.4.4.1 Spannungs-Dehnungs-Kurve

Für das Beispiel wurde die Spannungs-Dehnungs-Kurve gemäß Anhang B, **Bild B 2.2-5**, mit den folgenden Ramberg-Osgood Parametern angenommen:

E	186000 MPa
α	15,5
$R_{p0,2}$	167 MPa
n	2,5

D 1.4.4.2 Analytisches Vorgehen

(1) Nur Biegung

- a) Stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{max} = 2,5$ mm tritt für einen Durchriss der Länge zwischen $2 \cdot 125$ mm und $2 \cdot 130$ mm ein ($2c_{2,5mm}$ zwischen 250 mm und 260 mm, Basis Außenradius). Instabilität wird bei einem stabilen Risswachstum von $\Delta c_{max} = 2,5$ mm in Risslängenrichtung nicht erreicht.
- b) Der gesamte Winkel liegt zwischen $104,9^\circ$ (für 250 mm) und $109,1^\circ$ (für 260 mm), Basis Außenradius.

Siehe **Bilder D 1-5** und **D 1-6**.

(2) Nur Innendruck:

- a) Unter reinem Innendruck tritt für einen Winkel bis 180° kein stabiles Risswachstum in Risslängenrichtung größer als $\Delta c_{max} = 2,5$ mm auf.
- b) Mit Biegespannungen = Biegespannung aus Moment + Axialspannungen aus Innendruck tritt ein stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{max} = 2,5$ mm zwischen $2 \cdot 90$ mm und $2 \cdot 95$ mm auf ($2c_{2,5mm}$ zwischen 180 mm und 190 mm, Basis Außenradius).
- c) Der gesamte Winkel liegt zwischen $75,6^\circ$ (180 mm) und $79,7^\circ$ (190 mm, Basis Außenradius)

Siehe **Bilder D 1-7** und **D 1-8**.

(3) Für die Berechnung der kritischen Rissgröße wird ein maximales stabiles Risswachstum in Risslängenrichtung von $\Delta c_{max} = 2,5$ mm betrachtet.

Damit ergibt sich folgende kritische Durchrisslänge:

$2c_{krit} = 170$ mm (Basis mittlerer Radius)

Winkel = $75,6^\circ$.

Hinweis:

Aufgrund der Begrenzung der Risswiderstandskurve auf Δc_{max} im Bauteil in Risslängenrichtung ist bei $2c_{krit}$ noch keine Instabilität erreicht.

D 1.4.4.3 Finite Elemente Analyse

(1) Die Analyse erfolgt mit dem in **Bild D 1-9** dargestellten FE-Modells (ABAQUS). Es werden quadratische Elemente und „wedge“ Elemente für die Rissspitze verwendet.

(2) Die auftretenden Axialspannungen sind in **Bild D 1-10** dargestellt.

(3) Das J-Integral ist unter der gleichen Belastung für mehrere Risswinkel über der Rissfront (mittlere Werte über die Wanddicke) ausgewertet (siehe **Bild D 1-11**). Die Ergebnisse sind in **Tabelle D 1-1** dargestellt.

(4) Für die Berechnung der kritischen Rissgröße wird ein maximales stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{max} = 2,5$ mm betrachtet.

Damit ergibt sich folgende kritische Durchrisslänge:

$2c_{krit} = 273,5$ mm (Basis mittlerer Radius)

Winkel = $121,4^\circ$.

Hinweis:

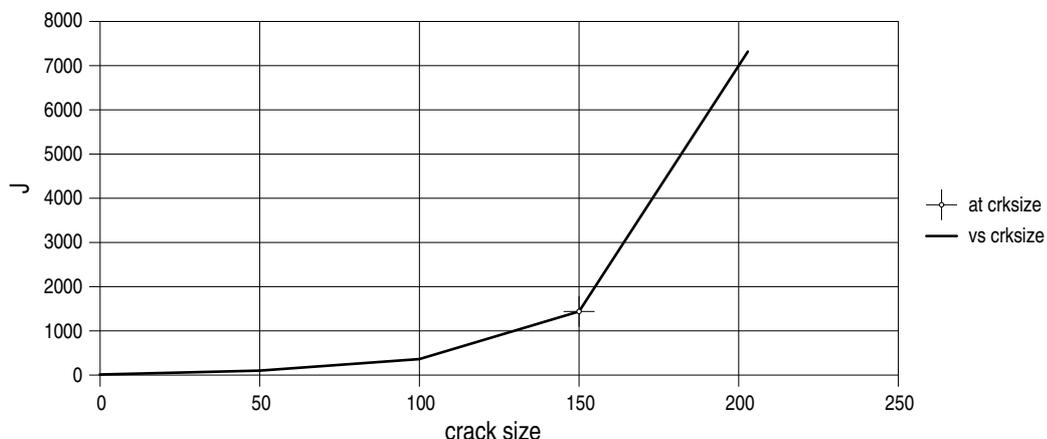
Aufgrund der Begrenzung der Risswiderstandskurve auf Δc_{max} im Bauteil in Risslängenrichtung ist bei $2c_{krit}$ noch keine Instabilität erreicht.

Risswinkel in Grad	Fehlerlänge ¹⁾ in mm	J-Integral in N/mm
100	225,15	134,89
120	270,18	585,74
140	315,21	2313,79
160	360,24	7055,50

¹⁾ Basis für Fehlerlänge : mittlerer Radius

Tabelle D 1-1: J-Integral in Abhängigkeit vom Risswinkel

J Integral Analysis



crack size : halbe Risslänge

Bild D 1-5: J Integral Analyse für Biegung

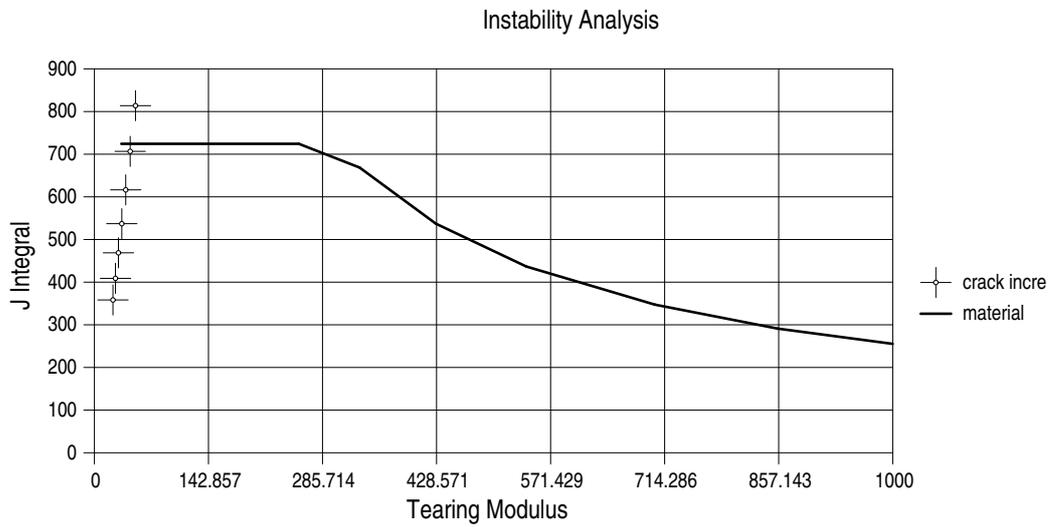


Bild D 1-6: Instabilitätsanalyse für Biegung

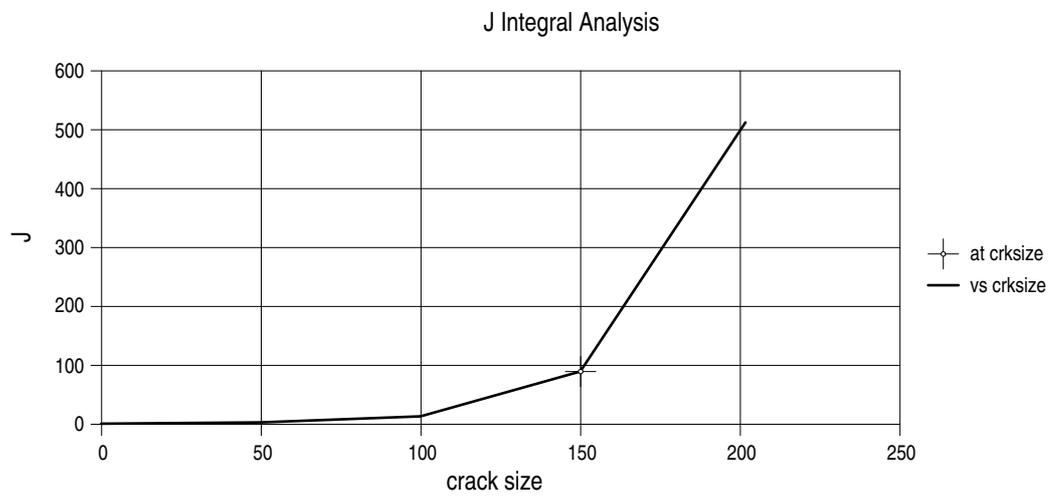


Bild D 1-7: J Integral Analyse für Innendruck

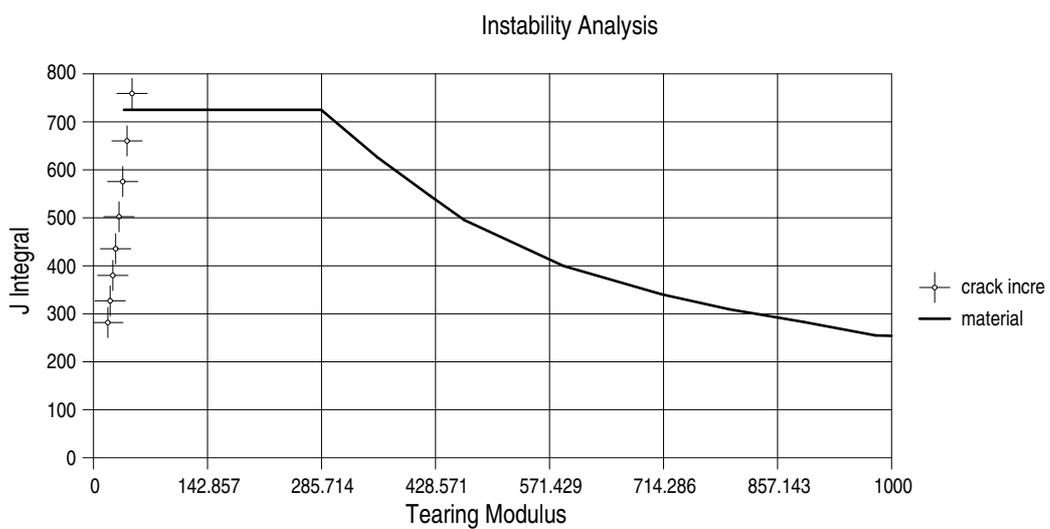


Bild D 1-8: Instabilitätsanalyse für Innendruck

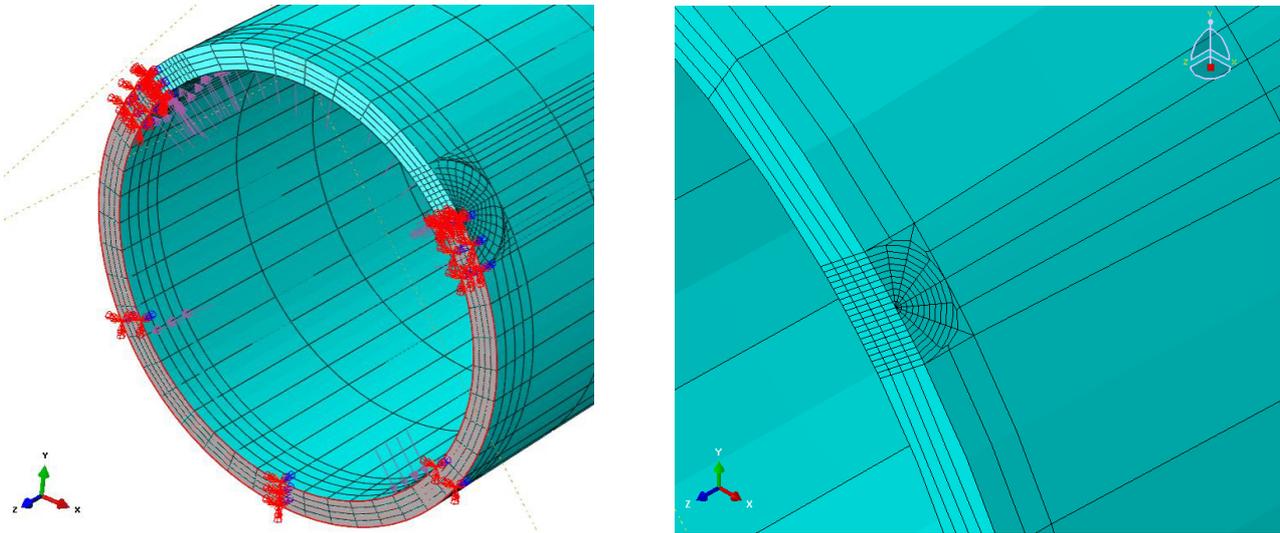


Bild D 1-9: Finite Element Modell und Randbedingungen
(Durchriss im Bereich des Anschlusses eines Rohrs an eine Komponente; alle Freiheitsgrade im gesamten Ligament fixiert, wodurch die Leckfläche gegenüber anderen Einspannbedingungen minimiert wird)

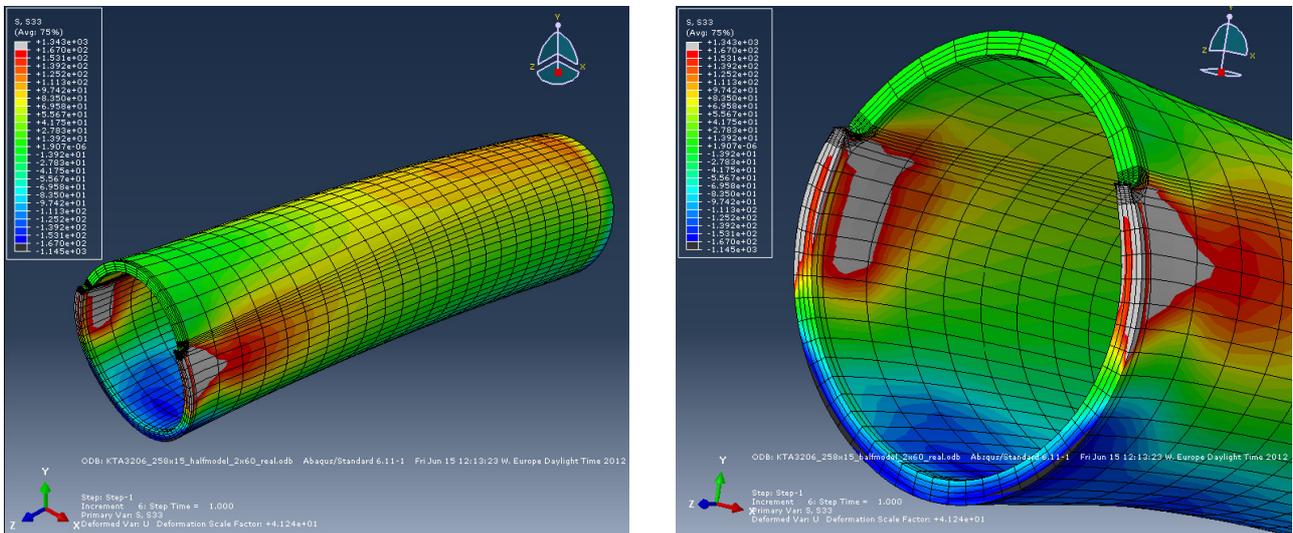


Bild D 1-10: Axialspannungverteilung

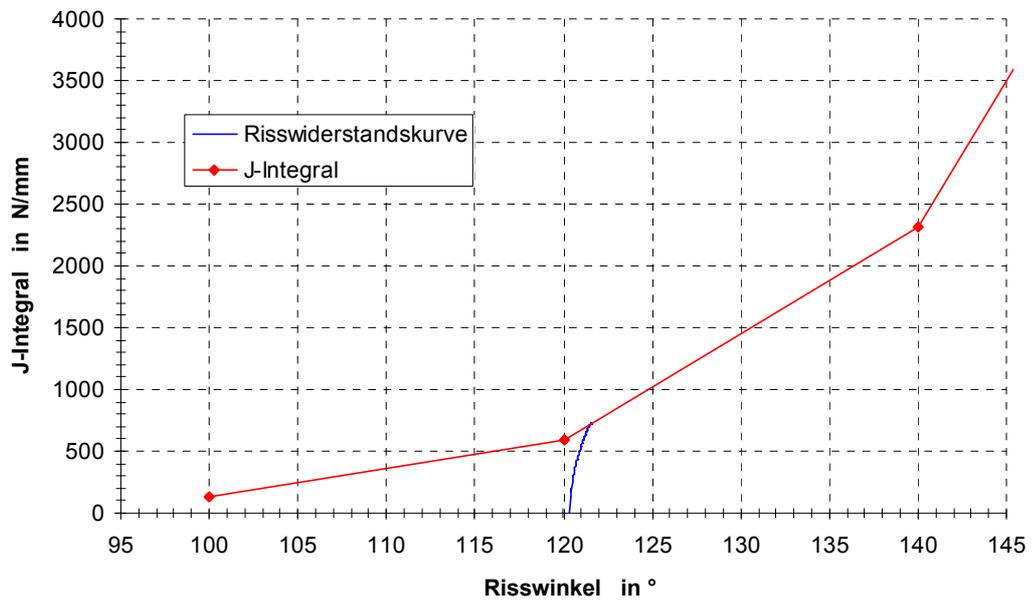


Bild D 1-11: Verlauf des J-Integrals und der Risswiderstandskurve

D 1.4.5 Zwei-Kriterien-Verfahren

(1) Die Berechnungen in diesem Beispiel erfolgen nach [32] für Punkt A gemäß **Bild D 1-12** mit und ohne Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen.

Hinweis:

Die Berechnung für Punkt A liefert höhere Rissbeanspruchungen im Vergleich zu Punkt B und ist somit für dieses Beispiel konservativ.

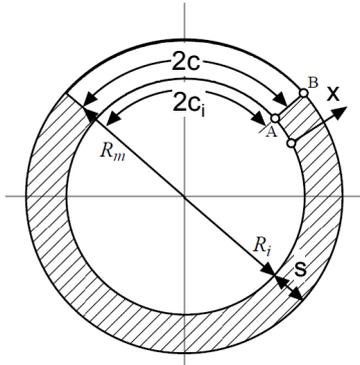


Bild D 1-12: Risskonfiguration

(2) Die Bestimmung der Sekundärspannungen nach Tabelle R5 in Verbindung mit Tabelle R1 in [32] ergibt einen linearen Verlauf über die Wanddicke:

$$\sigma^S = (1,5884 - 0,05284 \cdot s) \cdot R_{p1,0T} [1 - 2 \cdot (x \cdot s^{-1})] \quad (D 1.4-7)$$

$$\sigma^S = (1,5884 - 0,05284 \cdot s) \cdot (196 \text{ MPa}) \cdot [1 - 2 \cdot (x \cdot s^{-1})] \quad (D 1.4-8)$$

$$\sigma_i^S(x=0,0) = 156 \text{ MPa}$$

$$\sigma_a^S(x=1,0) = -156 \text{ MPa}$$

(3) Die kritische Durchrisslänge $2c_{krit}$ und die kritische Risstiefe a_{krit} des Oberflächenrisses sind unter Verwendung der Risswiderstandskurven gemäß **Bild D 1-1** zu bestimmen.

(4) Die Berechnung der „Failure Assessment Curve“ (FAC) erfolgt nach folgender Beziehung:

$$K_r \leq f_{R6} = (1 - 0,14 \cdot L_r^2) \cdot [0,3 + 0,7 \exp(-0,65 \cdot L_r^6)] \quad (D 1.4-9)$$

$$L_r \leq L_r^{max} = \frac{\sigma_f}{R_{p0,2}} \quad \text{für Werkstoffe ohne Lüdersplateau} \quad (D 1.4-10)$$

$$\sigma_f = 3 \cdot S_m \quad (D 1.4-11)$$

(5) Die Berechnung von K_r erfolgt für Punkt A unter Verwendung der tabellierten Formfunktionen für K_I nach App. K3.5.

(6) Die Berechnung von L_r ist unabhängig von dem betrachteten Auswertepunkt und erfolgt gemäß App. L3.5.

(7) Bestimmung der kritischen Risstiefe a_{krit}

$$a_{krit} > 0,75 \cdot s = 11,25 \text{ mm, siehe Bild D 1-13.}$$

$$a_{zul} = 0,75 \cdot s = 11,25 \text{ mm.}$$

(8) Bestimmung der kritischen Durchrisslänge $2c_{krit}$

Hinweis:

Aufgrund der Begrenzung der Risswiderstandskurve auf Δa_{max} ist bei $2c_{krit}$ noch keine Instabilität erreicht.

a) Die kritische Durchrisslänge ohne Berücksichtigung von Eigenspannungen ergibt sich zu $2c_{krit} = 231 \text{ mm}$, siehe **Bild D 1-14**.

b) Die kritische Durchrisslänge mit Berücksichtigung von Eigenspannungen ergibt sich zu $2c_{krit} = 223 \text{ mm}$, siehe **Bild D 1-15**.

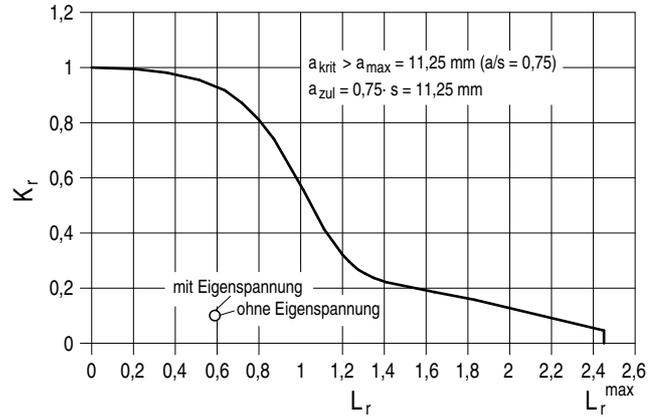


Bild D 1-13: Ermittlung der zulässigen Risstiefe

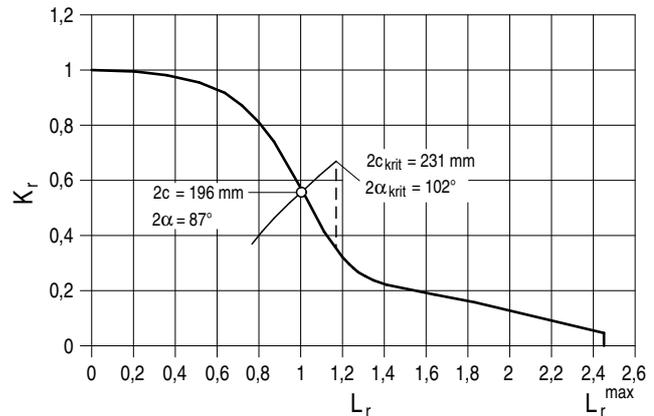


Bild D 1-14: Ermittlung der kritischen Risslänge ohne Berücksichtigung von Eigenspannungen

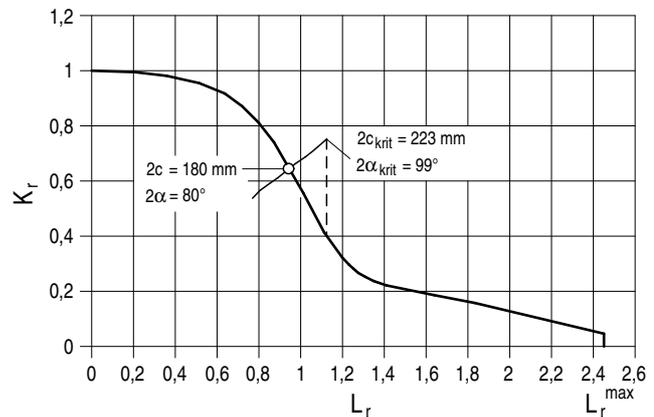


Bild D 1-15: Ermittlung der kritischen Risslänge mit Berücksichtigung von Eigenspannungen

D 1.5 Schritt 5 gemäß Bild A-3: Berechnung der detektierbaren Durchrisslänge $2c_{LÜS}$

(1) Eingangsgrößen aus D 1.1 und folgende zusätzliche Angaben

- a) Rissflächenrauigkeit: $R_Z = 20,0 \mu\text{m}$
- b) Einlaufverlust: $\zeta_{Ein} = 0,5$
- c) Auslaufverlust: $\zeta_{Aus} = 0,0$
- d) Strömungskanallänge: $s = 15 \text{ mm}$ (=Wanddicke)

- e) Fluiddichte: $\rho_S = 917,0 \text{ kg/m}^3$
(Sättigungswert nach [74])
- f) Sättigungsdruck: $p_0 = 0,48 \text{ MPa}$
(bei $T_0 = 150 \text{ °C}$ nach [74])
- g) Erkennbare Leckrate: $\dot{m}_{LÜS} = 200 \text{ kg/h}$

(2) Leckflächenberechnung in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$

Die Leckfläche in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$ ist in **Bild D 1-16** dargestellt.

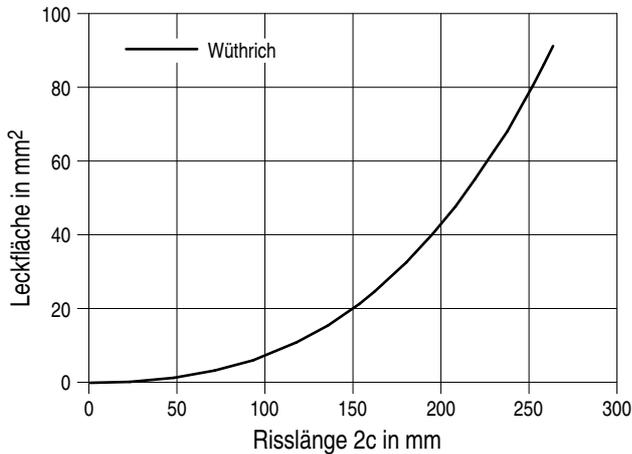


Bild D 1-16: Leckfläche in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$ für die betrachtete austenitische Rohrleitung mit Umfangsriss

Aus Gründen der Übersicht werden nachfolgend beispielhaft nur die Einzelergebnisse für die nach dem Verfahren FSK/MPA ermittelte kritische Durchrisslänge $2c_{krit} = 202,7 \text{ mm}$ anhand von Formeln aufgeführt.

- a) $\sigma = \sigma_p + \sigma_{Mb} = 78 \text{ N/mm}^2$
Hinweis:
Die Berücksichtigung der Biegespannung als Membranspannung ist im vorliegenden Beispiel im Rahmen des Berechnungsverfahrens gemäß [55] sachgerecht (siehe [65]).
- b) $E' = E/(1-\nu^2) = 204,4 \text{ kN/mm}^2$
- c) Leckfläche für unendlich große Platte:
 $A_0 = 24,54 \text{ mm}^2$ gemäß Gleichung B 3.1-1
- d) Schalenparameter:
 $\lambda = 4,2$ gemäß Gleichung B 3.1-5
- e) Beulfaktor für Umfangsriss:
 $\alpha(\lambda) = 1,75$ gemäß Gleichung B 3.1-4
- f) Spannungsverhältnis:
 $s = \sigma/\sigma_f = 78/(3 \cdot 131) = 0,20$
- g) Plastischer Korrekturfaktor:
 $\gamma(s) = 1,03$ gemäß Gleichung B 3.1-7

h) Leckfläche für Umfangsriss:

$$A = \alpha(\lambda) \cdot \gamma(s) \cdot A_0 = 44,16 \text{ mm}^2 \text{ gemäß Gleichung B 3.1-2}$$

(3) Leckratenberechnung in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$

a) Es wird angenommen, dass die Leckfläche durch eine Raute abgebildet werden kann, daher beträgt der Leckflächenumfang:

$$U = \{4 \cdot A^2/c^2 + 16 \cdot c^2\}^{0,5} = 405 \text{ mm}$$

b) Hydraulischer Durchmesser:

$$D_h = 4 \cdot A/U = 0,436 \text{ mm gemäß Gleichung B 3.2-3}$$

c) Gemäß Abschnitt B 3.2.2.5 gilt:

$$D_h/(2 \cdot R_2) = 10,89,$$

somit ergibt sich für den Widerstandsbeiwert

$$\lambda = 0,340 \text{ gemäß Gleichung B 3.2-13}$$

d) Strömungswiderstand:

$$\zeta = \zeta_{Ein} + \lambda \cdot s/D_h + \zeta_{Aus} = 12,19 \text{ gemäß Gleichung B 3.2-2}$$

e) Massenstromdichte:

$$G = \sqrt{\frac{2 \cdot [p_0 - p_S(T_0)] \cdot p_S(T_0)}{1 + \zeta}} = 0,031 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{mm}^{-2} \text{ gemäß Gleichung B 3.2-1}$$

f) Leckrate:

$$\dot{m}_{LÜS} = G \cdot A = 1,39 \text{ kg/s} \geq 200 \text{ kg/h}$$

Es wird bereits bei einer Risslänge von $2c_{LÜS} = 87 \text{ mm}$ die vom Leckageüberwachungssystem erkennbare Leckrate von 200 kg/h erreicht, siehe **Bild D 1-17**.

D 1.6 Schritt 6 gemäß Bild A-3: Bewertung, ob Integrität nachgewiesen

In D 1.3 wurden das mögliche Risswachstum sowie die möglichen Risslängen und Risstiefen ermittelt. In D 1.4 wurde die kritische Risslänge ermittelt. Die nachfolgende Auswertung zeigt, dass die Integrität nachgewiesen wurde:

a) Fehlerlänge: $2c_e = 27,06 \text{ mm} < 2c_{krit} = 202,7 \text{ mm}$

b) Fehlertiefe: $a_e = 4,57 \text{ mm} < a_{zul} = 11,25 \text{ mm}$

Hinweis:

a_{krit} wurde hier nicht berechnet und ist nach der Berechnung in Abschnitt D 1.4.5 (7) größer als $0,75 \cdot s$.

D 1.7 Schritt 7 gemäß Bild A-3: Bewertung, ob Leck-vor-Bruch nachgewiesen

In D 1.4 wurde die kritische Risslänge $2c_{krit}$ berechnet. In D 1.5 wurde die erkennbare Risslänge $2c_{LÜS}$ ermittelt. Nachfolgende Auswertung zeigt, dass das Leck-vor-Bruch-Verhalten nachgewiesen wurde:

$$2c_{LÜS} = 87 \text{ mm} < 2c_{krit} = 202,7 \text{ mm}$$

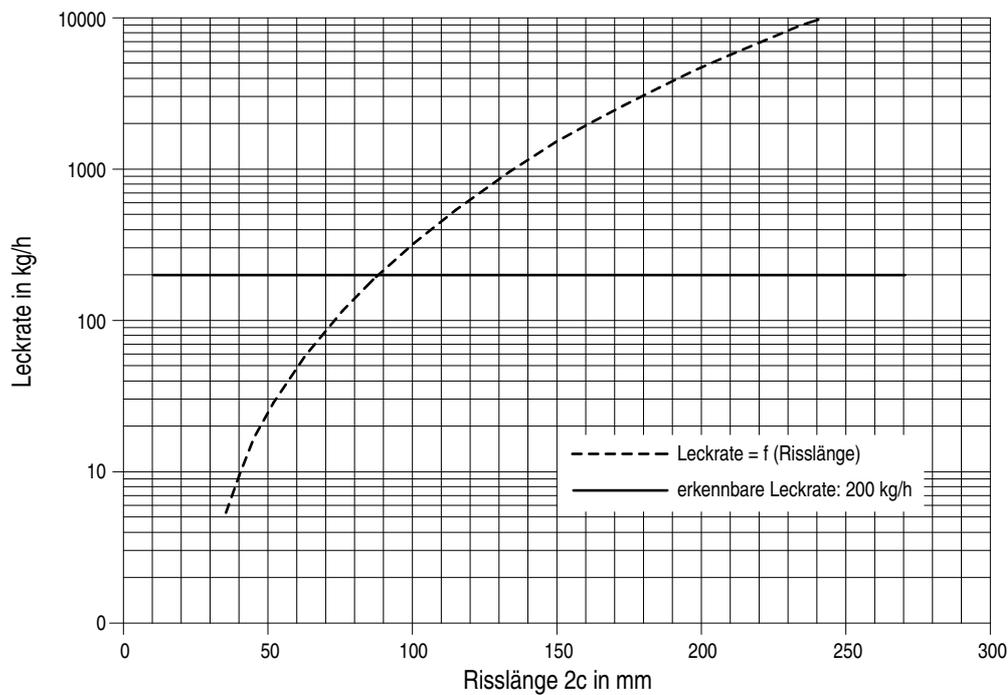


Bild D 1-17: Leckrate für die betrachtete austenitische Rohrleitung mit Umfangsrisss in Abhängigkeit von der Risslänge 2c

D 2 Ferritische Rohrleitung mit Umfangsrisss

D 2.1 Eingangsgrößen

(1) Belastungsdaten

a) aus der führenden Lastfallstufe D (für bruchmechanische Berechnung)

Druck:	$p = 15,8 \text{ MPa}$
Temperatur:	$T = 319 \text{ °C}$
Biegemoment im Betrieb:	$M_{EG+WD} = 2400 \text{ kNm}$
Biegemoment im Schadensfall:	$M_{EG+WD+SEB} = 3737 \text{ kNm}$

b) aus Lastfallkombination An-/Abfahren (für Risswachstumsberechnung)

Max. Druck:	$p_{\max} = 15,8 \text{ MPa}$
Min. Druck:	$p_{\min} = 0,0 \text{ MPa}$
Max. Temperatur:	$T_{\max} = 319 \text{ °C}$
Min. Temperatur:	$T_{\min} = 20,0 \text{ °C}$
Max. Biegemoment (= $M_{EG} + M_{WD}$):	$M_{\max} = 2400 \text{ kNm}$
Min. Biegemoment:	$M_{\min} = 0 \text{ kNm}$

(2) Geometrie

Außendurchmesser:	$D_a = 864,0 \text{ mm}$
Wanddicke:	$s = 52,0 \text{ mm}$ (ohne Plattierung)

(3) Werkstoff

Werkstoffbezeichnung:	20MnMoNi5-5 (1.6310)
Elastizitätsmodul:	$E = 192 \text{ kN/mm}^2$ (bei 300 °C)
Querkontraktionszahl:	$\nu = 0,3$
0,2%-Dehngrenze (bei 350 °C nach KTA 3201.1):	$R_{p0,2T} = 363,0 \text{ N/mm}^2$
Zugfestigkeit (bei 350 °C nach KTA 3201.1 durch Interpolation):	$R_{mT} = 513,0 \text{ N/mm}^2$
Spannungsvergleichswert nach KTA 3201.2:	$S_m = 190,0 \text{ N/mm}^2$
J-R-Kurve	gemäß Bild D 2-1

Hinweis:

Die Übertragbarkeit der J-R-Kurve auf Rohre mit Umfangsrisssen unter Innendruck- und Biegemomentbelastung wurde in [72] für vergleichbare Rohre aus Austenit nachgewiesen. Diese Ergebnisse gelten auch für den hier betrachteten hochzähnen Werkstoff 20MnMoNi5-5.

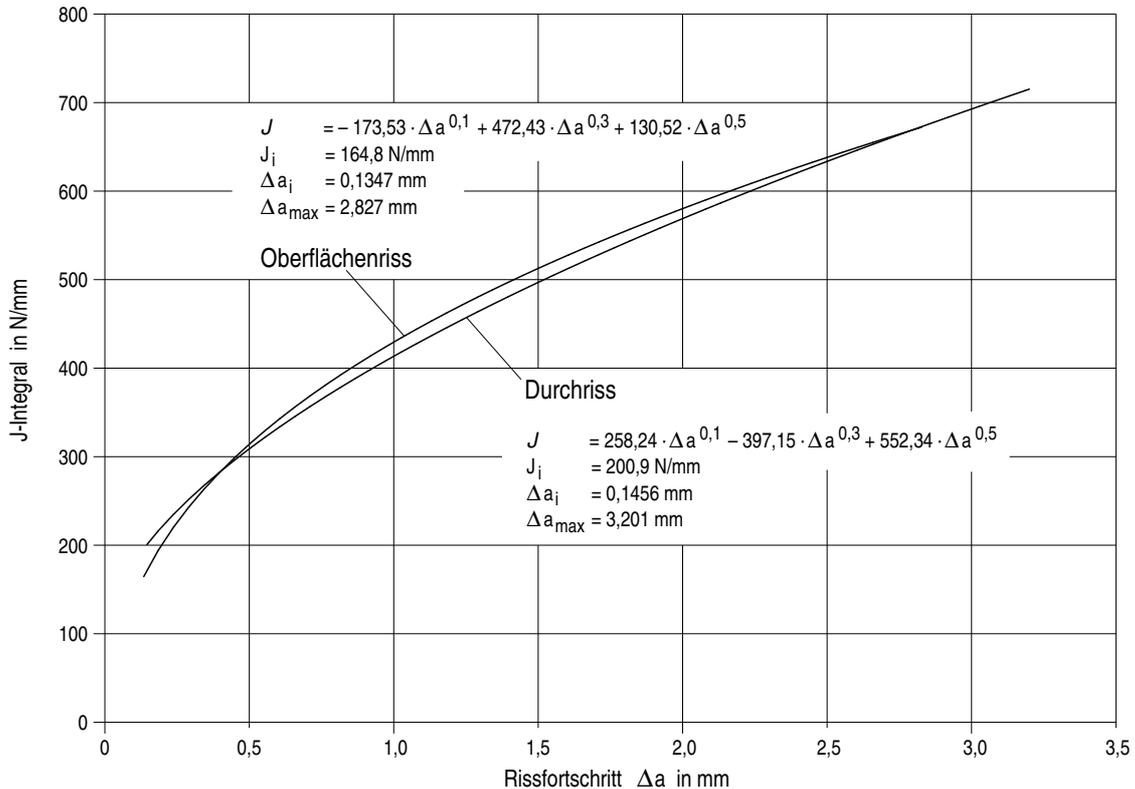


Bild D 2-1: Risswiderstandskurve für die betrachtete ferritische Rohrleitung mit Umfangsriss

D 2.2 Schritt 1 gemäß Bild A-3: Festlegung des Ausgangsrisses

- (1) Festlegung nach Gleichung A 2-1 und Gleichung A 2-5:
 $a_a = 0,1 \cdot s = 5,2 \text{ mm}$ (D 2.2-1)
 $2 \cdot c_a \geq 6 \cdot a_a = 31,2 \text{ mm}$ (D 2.2-2)

D 2.3 Schritt 2 gemäß Bild A-3: Berechnung der Rissentwicklung Δa und $2\Delta c$

- (1) Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren K [73]
 $K = [(A_0 + A_P) \cdot G_0 + A_1 \cdot G_1] \cdot \sqrt{\pi \cdot a/Q}$ (D 2.3-1)

mit $Q = 1 + 4,593 \cdot (a/2c)^{1,65} - q_y$ (D 2.3-2)

wobei

- a : Rechnerische Risstiefe
 $2c$: Rechnerische Risslänge
 G_0, G_1 : Korrekturfaktoren nach ASME BPVC Section XI, App. A, Tab. A-3320-1 und Tab. A-3320-2 (unterschiedlich je nach Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors an Punkt 1 (Risstiefe) oder an Punkt 2 (Risslänge)); G_1 nicht relevant, wenn konstante Spannung über Wand angenommen wird
 A_0, A_1 : Polynomkoeffizienten zur Beschreibung der Spannungsverteilung über der Wand nach ASME BPVC Section XI, App. A, Art. A-3200 (b); A_1 nicht relevant, wenn konstante Spannung über Wand angenommen wird
 A_P : Innendruck (für Oberflächenrisse an der Rohrwand, sonst gleich Null)
 q_y : Korrekturfaktor für plastische Zone; gemäß ASME BPVC Section XI, Art. A-5200 gleich Null

- (2) Bestimmung des minimalen (K_{\min}) und des maximalen (K_{\max}) Spannungsintensitätsfaktors (Bestimmung für die max. und min. Belastungen)

$$K_{\min,j} = 0 \quad (\text{D 2.3-3})$$

$$K_{\max,j} = K(A_{0,\max}, A_{P,\max}, G_{0,j}, A_{1,\max}, G_{1,j}, a, 2c) \quad (\text{D 2.3-4})$$

$j = \text{Punkt 1 (Risstiefe) oder an Punkt 2 (Risslänge)}$

$$A_{0,\min/\max} = \left(\frac{p_{\min/\max}}{10} \cdot \frac{D_i + s}{4 \cdot s} \right) +$$

$$\left(\frac{M_{EG} \cdot 10^6}{32 \cdot \left(\frac{(D_i + 2 \cdot s)^4 - D_i^4}{(D_i + 2 \cdot s)} \right)} \right) + \left(\frac{M_{WD} \cdot 10^6}{32 \cdot \left(\frac{(D_i + 2 \cdot s)^4 - D_i^4}{(D_i + 2 \cdot s)} \right)} \right) \quad (\text{D 2.3-5})$$

Für das Beispiel ergeben sich für den Ausgangsriss bei konstanter Spannung über der Wand:

$$K_{\min,P1} = 0 \text{ N/mm}^{3/2},$$

$$K_{\max,P1} = 703,5 \text{ N/mm}^{3/2},$$

$$K_{\min,P2} = 0 \text{ N/mm}^{3/2} \text{ und}$$

$$K_{\max,P2} = 444,3 \text{ N/mm}^{3/2}$$

Eigenspannungen wurden bei der Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren nicht berücksichtigt.

- (3) Berechnung der Schwingbreite der Spannungsintensität
 $\Delta K_j = K_{\max,j} - K_{\min,j}$ (D 2.3-6)

Für das Beispiel ergeben sich für den Ausgangsriss bei konstanter Spannung über der Wand:

$$\Delta K_{P1} = 703,5 \text{ N/mm}^{3/2} \text{ und } \Delta K_{P2} = 444,3 \text{ N/mm}^{3/2}$$

- (4) Bestimmung des Verhältnisses R :

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (\text{D 2.3-7})$$

Für das Beispiel ergibt sich für den Ausgangsriss bei konstanter Spannung über der Wand: $R = 0$

(5) Berechnung des Risswachstums nach Gleichung B 2.5-1

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad (\text{D 2.3-8})$$

(6) Die Berechnung von Δa und Δc pro Zyklus für das Beispiel erfolgt mit den in [49] angegebenen Werten für Risswachstum in Wasser:

$$S = 1 \quad \text{für P1 und P2}$$

$$C_1 = 2,13 \cdot 10^{-6} \quad \text{für P1}$$

$$m_1 = 1,95 \quad \text{für P1}$$

$$C_2 = 1,48 \cdot 10^{-11} \quad \text{für P2}$$

$$m_2 = 5,95 \quad \text{für P2}$$

$$\Delta a = 0,9025 \cdot 10^{-3} \text{ mm} \quad (\text{D 2.3-9})$$

$$\Delta c = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ mm} \quad (\text{D 2.3-10})$$

und daraus für den Zeitpunkt nach dem ersten Zyklus die neuen

Fehlertiefe:

$$a_{1Z} = a_a + \Delta a = 5,2009 \text{ mm} \quad (\text{D 2.3-11})$$

Fehlerlänge:

$$2c_{1Z} = 2c_a + \Delta 2c = 31,2002 \text{ mm} \quad (\text{D 2.3-12})$$

(7) Für den folgenden Betriebszeitraum wird die zuvor berechneten Fehlergröße als neue Ausgangsgröße verwendet und bei Punkt (1) wieder begonnen.

Dies wird bis zum Erreichen eines vorgegebenen Zeitpunktes oder Überschreiten einer vorgegebenen Rissgröße (z. B. Durchriss, zulässige Rissgröße von 75 % der Wanddicke) wiederholt.

Bis End of Life (EOL = 40 Jahre; 240 An-/Abfahrzyklen) ergeben sich die folgenden Werte:

$$\text{Fehlertiefe:} \quad a_e = 5,42 \text{ mm}$$

$$\text{Fehlerlänge:} \quad 2c_e = 31,25 \text{ mm}$$

D 2.4 Schritt 3 gemäß Bild A-3: Berechnung der kritischen Durchrisslänge $2c_{\text{krit}}$

D 2.4.1 Bestimmung der zu berechnenden notwendigen Eingangsgrößen

Für die Bestimmung der Spannungen in der Rohrleitung wird die Tragfähigkeit der Plattierung für die Berechnung der kritischen Durchrisslänge nicht berücksichtigt (konservativ).

Axialspannung aus Innendruck (Primärspannung) nach Gleichung B 2.1-14 mit $p = 15,8 \text{ MPa}$:

$$\sigma_{ax,p} = 54,03 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 2.4-1})$$

Elastisches Widerstandsmoment der Rohrleitung nach Gleichung B 2.1-16:

$$W_{\text{Rohr}} = 25411189,2 \text{ mm}^3 \quad (\text{D 2.4-2})$$

Axialspannung aus Moment (Biegespannung) nach Gleichung B 2.1-15 mit $M = 3737 \text{ kNm}$:

$$\sigma_{ax,M} = 147,06 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 2.4-3})$$

D 2.4.2 Plastisches Grenzlastverfahren

(1) Fließspannung nach Tabelle B 2.1-1 für den ferritischen Stahl 1.6310:

$$\sigma_{F,PGL} = R_{p0,2} = 363 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 2.4-4})$$

(2) Der Risswinkel 2α des Durchrisses, bei welchem ein Versagen des rissbehafteten Rohrs unter den o.g. Beanspruchungen (Gleichung D 2.4-1 und D 2.4-3) nicht ausgeschlossen ist, wird mit Gleichung B 2.1-13 unter Berücksichtigung eines Durchrisses mit $a/s = 1$ berechnet.

Es ergibt sich ein kritischer Risswinkel von $2\alpha = 115,29^\circ$. Auf Basis des mittleren Durchmessers D_m entspricht dies einer kritischen Durchrisslänge von $2c_{\text{krit,PGL}} = 816,9 \text{ mm}$.

(3) Das zugehörige Leck-vor-Bruch-Diagramm für das plastische Grenzlastverfahren ist in **Bild D 2-2** dargestellt. Die kritische Risstiefe $a_{\text{krit}}(2c_e)$ für Schritt 4 (gemäß Bild A-3) ist gegeben durch $a_{\text{krit}}(2c_e) = s$ (52 mm).

D 2.4.3 Fließspannungskonzept (FSK)

D 2.4.3.1 Berechnung nach MPA (FSK/MPA)

(1) Für Grundwerkstoffbereiche ergibt sich als Fließspannung nach Tabelle B 2.1-1 für den ferritische Werkstoff 1.6310:

$$\sigma_{F,FSK/MPA} = R_m = 513 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 2.4-5})$$

(2) Der Risswinkel 2α des Durchrisses bei welchem ein Versagen des rissbehafteten Rohrs unter den o. g. Beanspruchungen (Innendruck $p = 15,8 \text{ MPa}$ und Biegemoment $M = 3737 \text{ kNm}$) nicht ausgeschlossen ist, ist gegeben durch die Lösung der Gleichungen B 2.1-17. Es ergibt sich ein kritischer Risswinkel von $2\alpha = 98,81^\circ$. Auf Basis des mittleren Durchmessers D_m entspricht dies einer kritischen Durchrisslänge $2c_{\text{krit,FSK/MPA}}$ von $700,2 \text{ mm}$.

(3) Das zugehörige Leck-vor-Bruch Diagramm des FSK/MPA Verfahrens ist in **Bild D 2-3** dargestellt. Die kritische Risstiefe $a_{\text{krit}}(2c_e)$ für Schritt 4 (gemäß Bild A-3) ist gegeben durch $a_{\text{krit}}(2c_e) = s = 52 \text{ mm}$.

D 2.4.3.2 Berechnung nach Siemens-KWU (jetzt AREVA) (FSK/KWU)

(1) Fließspannung nach Tabelle B 2.1-1 für den ferritischen Stahl 1.6310:

$$\sigma_{F,FSK/KWU} = R_m = 513 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{D 2.4-6})$$

(2) Der Risswinkel 2α des Durchrisses, bei welchem ein Versagen des rissbehafteten Rohrs unter den o.g. Beanspruchungen (Gleichung D 2.4-1 und D 2.4-3) nicht ausgeschlossen ist, ist gegeben durch die Lösung der Gleichungen B 2.1-19 und B 2.1-21. Für einen Durchriss werden die Spannungserhöhungsfaktoren für Punkt B ($a/s=1$) nach Gleichung B 2.1-22 und B 2.1-23 berücksichtigt. Es ergibt sich ein kritischer Risswinkel von $2\alpha = 98,16^\circ$. Auf Basis des mittleren Durchmessers D_m entspricht dies einer kritischen Durchrisslänge von $2c_{\text{krit,FSK/KWU}} = 695,6 \text{ mm}$.

(3) Das zugehörige Leck-vor-Bruch Diagramm des FSK/KWU-Verfahrens ist in **Bild D 2-4** dargestellt und die kritische Risstiefe $a_{\text{krit}}(2c_e)$ für Schritt 4 (gemäß Bild A-3) ist gegeben durch $a_{\text{krit}}(2c_e) = s$ (52 mm).

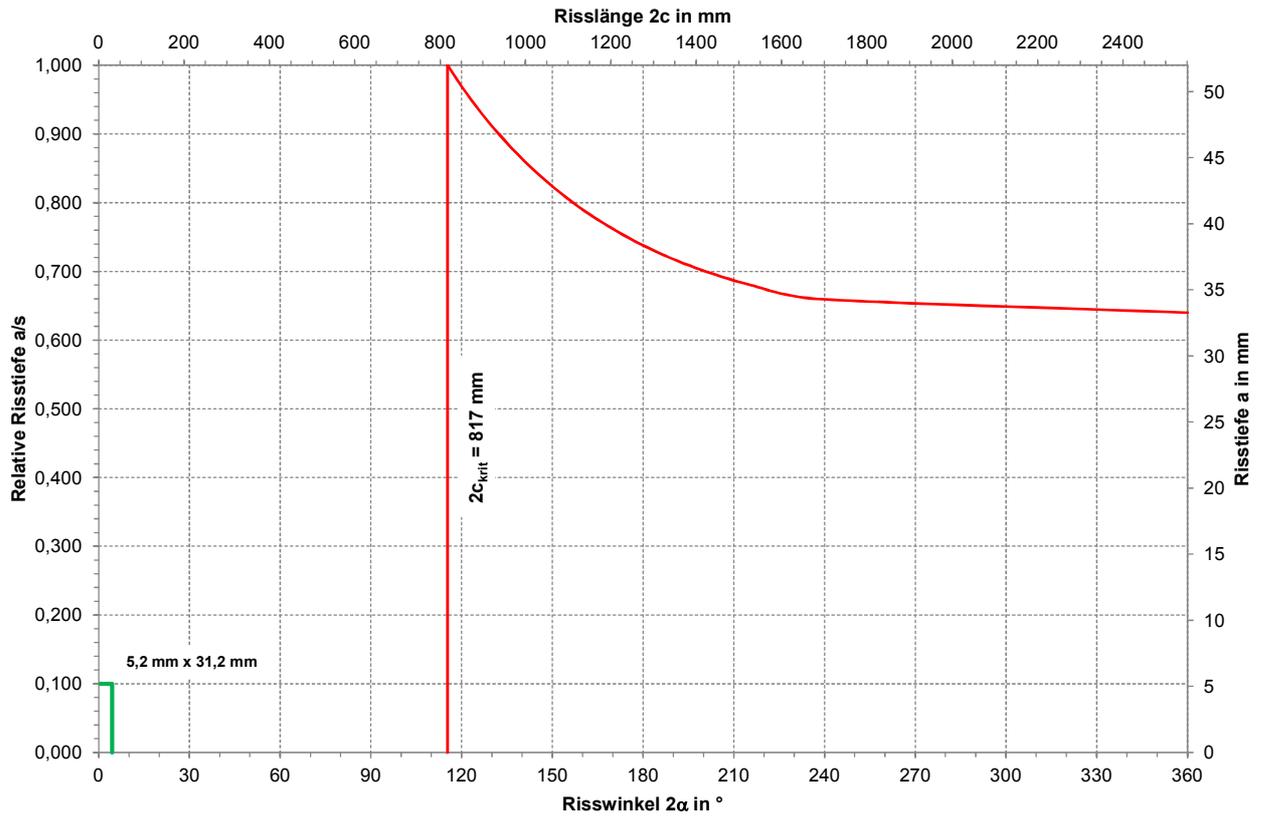


Bild D 2-2: Leck-vor-Bruch Diagramm - PGL

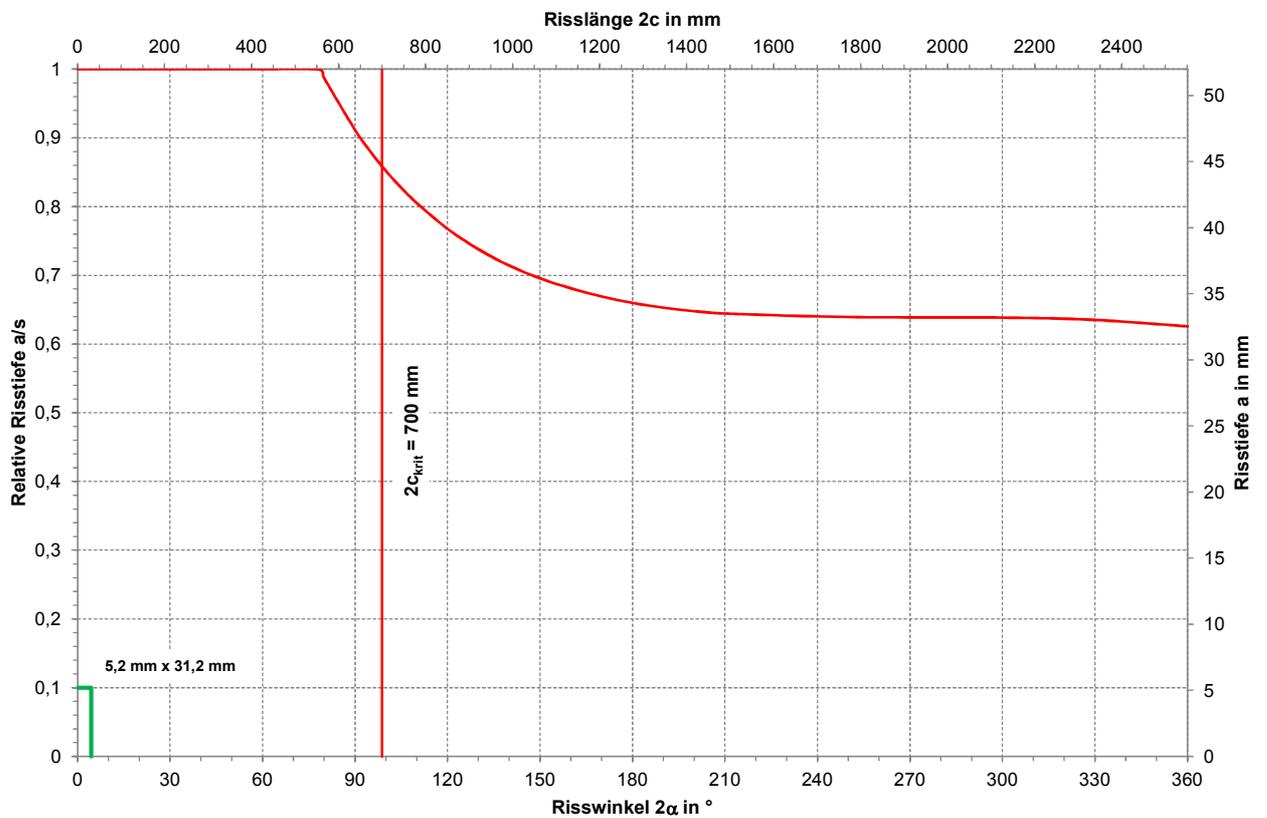


Bild D 2-3: Leck-vor-Bruch Diagramm – FSK / MPA

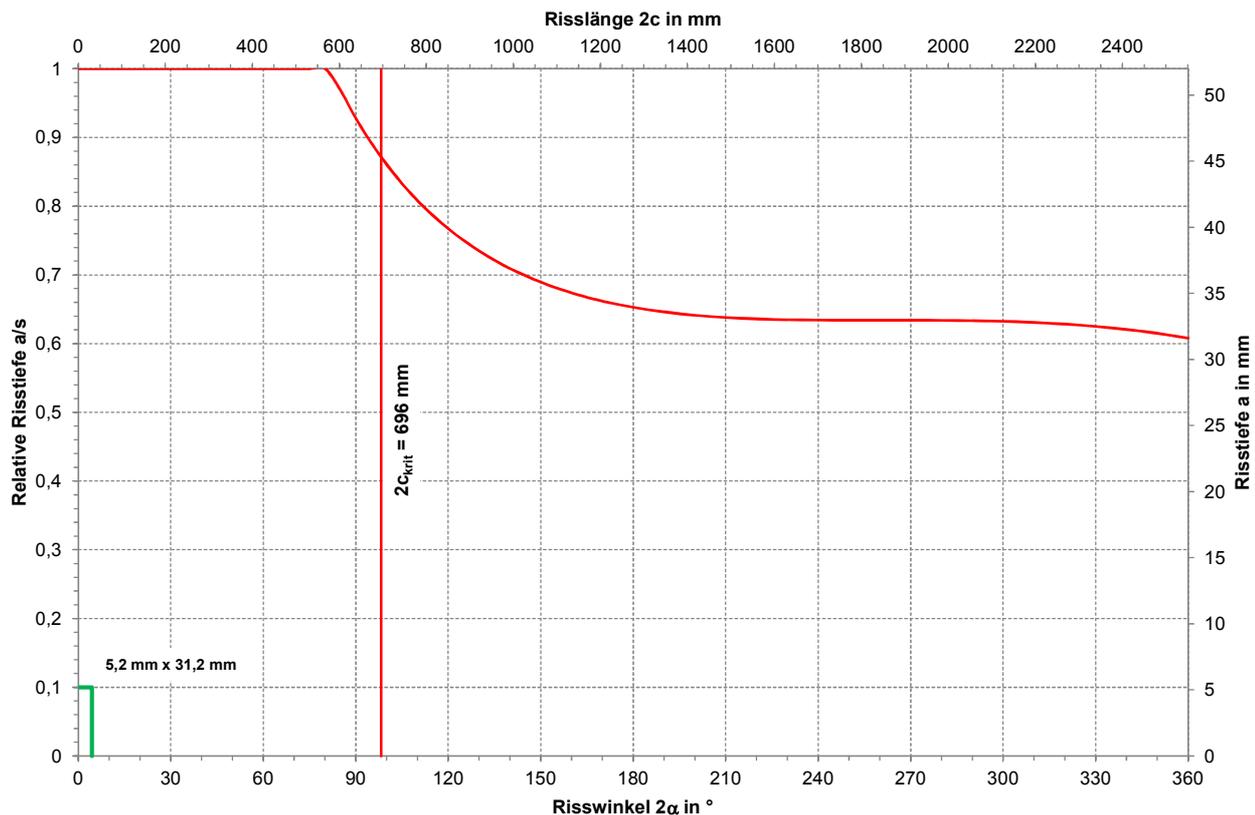


Bild D 2-4: Leck-vor-Bruch Diagramm - FSK/KWU

D 2.4.4 J-T-Verfahren

D 2.4.4.1 Spannungs-Dehnungs-Kurve

Für das Beispiel wurde die Spannungs-Dehnungs-Kurve mit den folgenden Ramberg-Osgood Parametern angenommen:

E	192000	MPa
α	10	
$R_{p0,2}$	363	MPa
n	4,5	

D 2.4.4.2 Analytisches Vorgehen

(1) Nur Biegung

a) Stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{\max} = 3,2$ mm tritt für einen Durchriss der Länge zwischen $2 \cdot 360$ mm und $2 \cdot 370$ mm ein ($2c_{3,2\text{mm}}$ zwischen 720 mm und 740 mm, Basis Außenradius). Instabilität wird bei einem stabilen Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{\max} = 3,2$ mm nicht erreicht.

b) Der gesamte Winkel liegt zwischen $95,4^\circ$ (für 720 mm) und 98° (für 740 mm).

Siehe **Bilder D 2-5** und **D 2-6**.

(2) Nur Innendruck:

a) Stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{\max} = 3,2$ mm tritt für einen Durchriss der Länge zwischen $2 \cdot 560$ mm und $2 \cdot 570$ mm ein ($2c_{3,2\text{mm}}$ zwischen 1120 mm und 1140 mm, Basis Außenradius). In-

stabilität wird bei einem stabilen Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{\max} = 3,2$ mm nicht erreicht.

b) Der gesamte Winkel liegt zwischen 148° (für 1120 mm) und 151° (für 1140 mm).

Siehe **Bilder D 2-7** und **D 2-8**.

c) Mit Biegespannungen = Biegespannung aus Moment + Axialspannungen aus Innendruck tritt ein stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{\max} = 3,2$ mm zwischen $2 \cdot 230$ mm und $2 \cdot 240$ mm ein (Basis Außenradius).

d) Der gesamte Winkel liegt zwischen 61° (460 mm) und $63,6^\circ$ (480 mm), siehe **Bild D 2-9**.

(3) Kritische Durchrisslänge

Für die Berechnung der kritischen Rissgröße wird ein maximales stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängenrichtung von $\Delta c_{\max} = 3,2$ mm betrachtet.

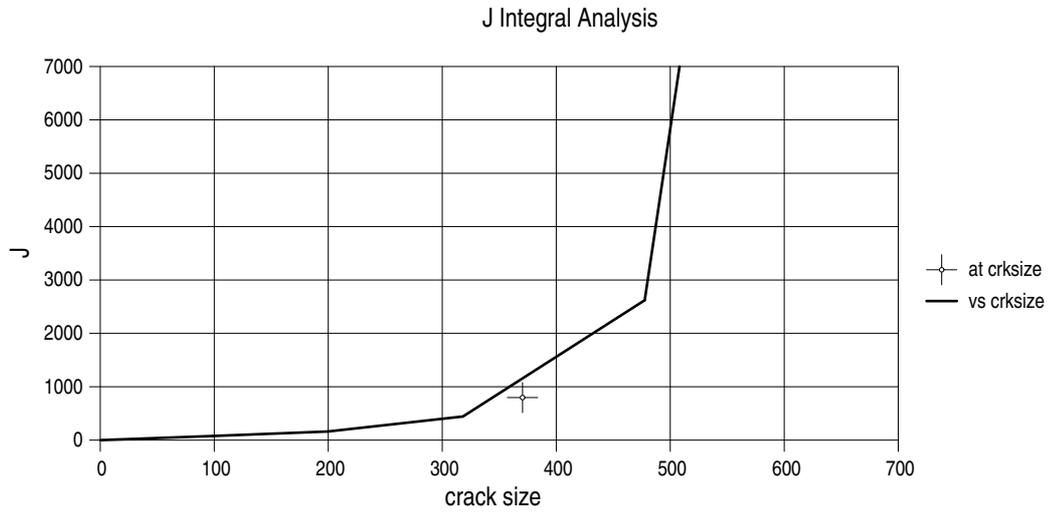
Damit ergibt sich nach Interpolation folgende kritische Durchrisslänge:

$$2c_{\text{krit}} = 432 \text{ mm (Basis mittlerer Radius)}$$

$$\text{Winkel} = 61^\circ.$$

Hinweis:

Aufgrund der Begrenzung der Risswiderstandskurve auf Δc_{\max} im Bauteil in Risslängenrichtung ist bei $2c_{\text{krit}}$ noch keine Instabilität erreicht.



Crack size : halbe Risslänge

Bild D 2-5: J-Integral-Analyse für Biegung

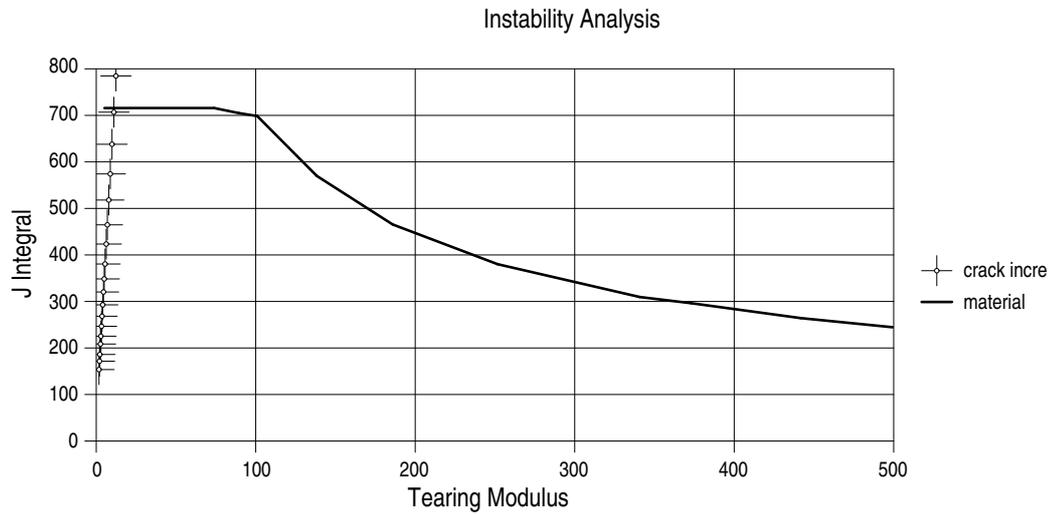


Bild D 2-6: Instabilitätsanalyse für Biegung

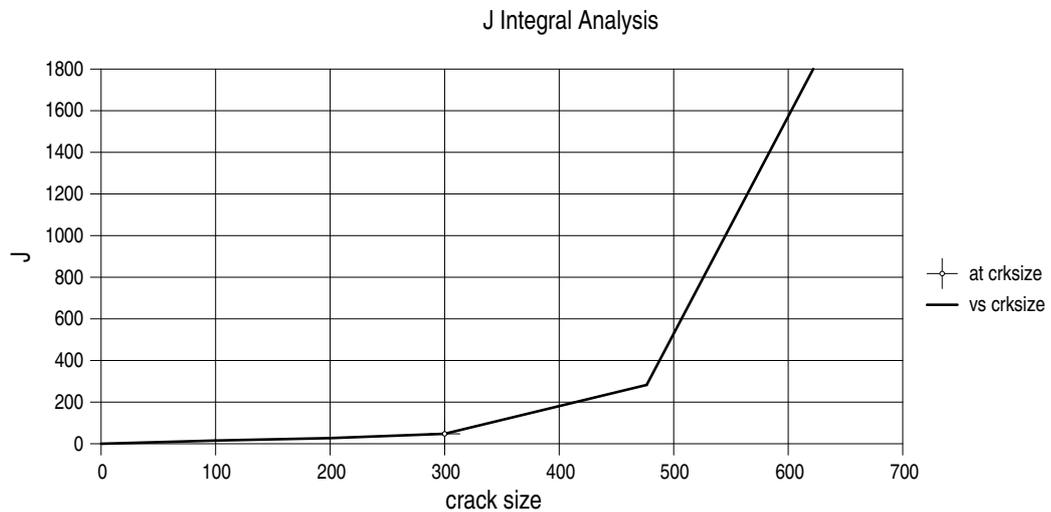


Bild D 2-7: J-Integral-Analyse für Innendruck

Instability Analysis

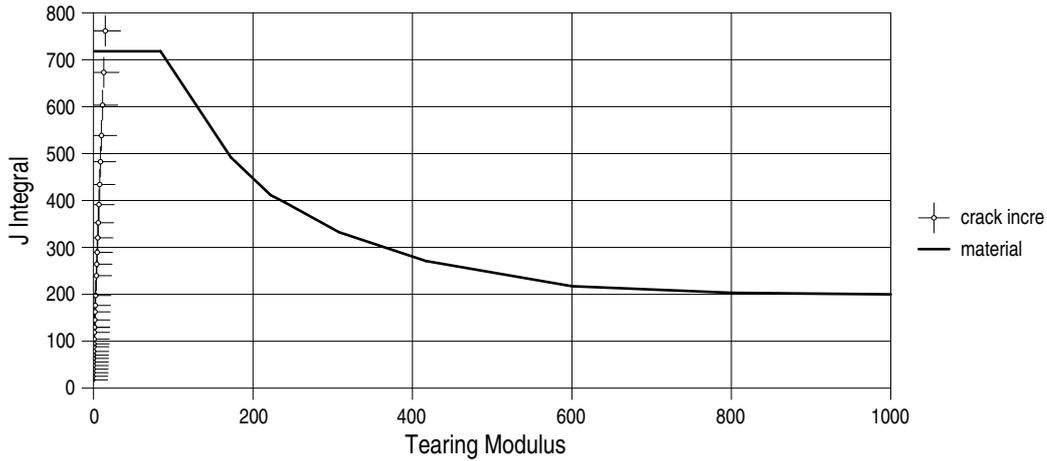


Bild D 2-8: Instabilitätsanalyse für Innendruck

Instability Analysis

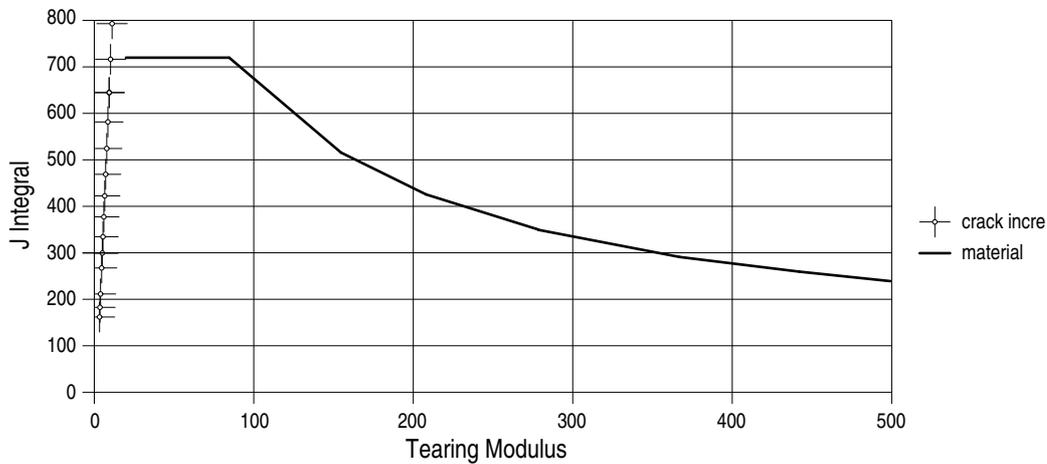


Bild D 2-9: Instabilitätsanalyse für Biegung + Innendruck

D 2.4.4.3 Finite Elemente Analyse

- (1) Die Analyse erfolgt mit einem FE-Modell analog zu Abschnitt D 1.4.4.3.
- (2) Die auftretenden Spannungen (nach von Mises) sind in Bild D 2-10 dargestellt.

(3) Das J-Integral ist unter der gleichen Belastung für mehrere Risswinkel über der Rissfront (mittlere Werte über die Wanddicke) ausgewertet (siehe Bild D 2-11). Die Ergebnisse sind in Tabelle D 2-1 dargestellt.

Risswinkel in Grad	Fehlerlänge ¹⁾ in mm	J-Integral in N/mm
80	566,9	364
90	637,7	480
100	708,6	652
120	850,3	1309

1) Basis für Fehlerlänge : mittlerer Radius

Tabelle D 2-1: J-Integral in Abhängigkeit vom Risswinkel

(4) Für die Berechnung der kritischen Rissgröße wird ein maximales stabiles Risswachstum im Bauteil in Risslängengerichtung von $\Delta c_{max} = 3,2$ mm betrachtet.

Damit ergibt sich folgende kritische Durchrisslänge:

$$2c_{krit} = 713 \text{ mm (Basis mittlerer Radius)}$$

$$\text{Winkel} = 100,6^\circ$$

Hinweis:

Aufgrund der Begrenzung der Risswiderstandskurve auf Δc_{max} im Bauteil in Risslängengerichtung ist bei $2c_{krit}$ noch keine Instabilität erreicht.

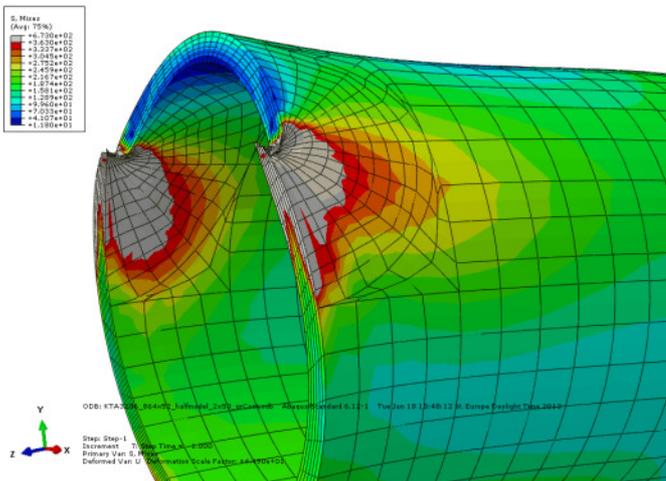


Bild D 2-10: Spannungsverteilung

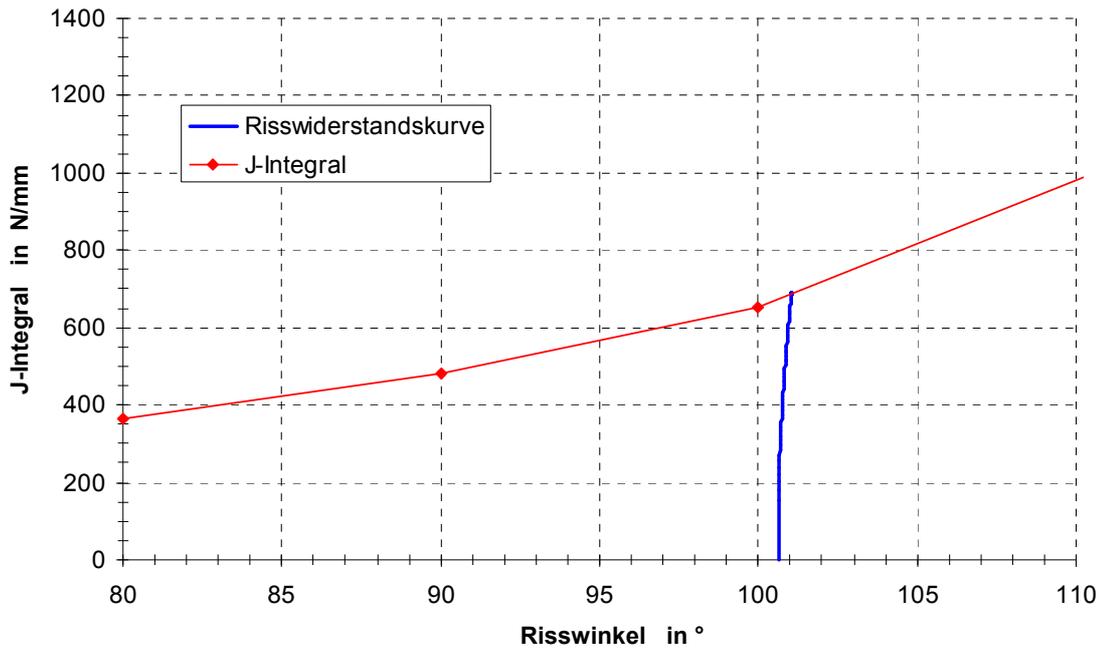


Bild D 2-11: Verlauf des J-Integrals und der Risswiderstandskurve

D 2.4.5 Zwei-Kriterien-Verfahren

(1) Die Berechnungen in diesem Beispiel erfolgen nach [32] für Punkt A gemäß **Bild D 1-12** mit und ohne Berücksichtigung von Schweißseigenspannungen.

Hinweis:
Die Berechnung für Punkt A liefert höhere Rissbeanspruchungen im Vergleich zu Punkt B und ist somit für dieses Beispiel konservativ.

(2) Die Bestimmung der Sekundärspannungen nach Tabelle R5 in Verbindung mit Tabelle R1 in [32] ergibt einen nicht linearen Verlauf über die Wanddicke, siehe **Bild D 2-12**:

$$\sigma^S = 0,4246 \cdot R_{p0,2T} \cdot [1 + 3,8116 (x \cdot s^{-1}) - 99,82 \cdot (x \cdot s^{-1})^2 + 339,97 (x \cdot s^{-1})^3 - 404,59 \cdot (x \cdot s^{-1})^4 + 158,16 \cdot (x \cdot s^{-1})^5]$$

(D 2.4-7)

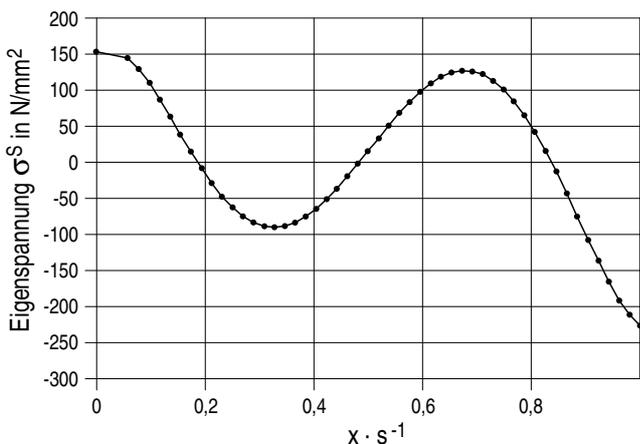


Bild D 2-12: Eigenspannungsverteilung über der Wanddicke

(3) Die kritische Durchrisslänge $2c_{krit}$ und die kritische Risstiefe a_{krit} des Oberflächenrisses sind unter Verwendung der Risswiderstandskurven gemäß **Bild D 2-1** zu bestimmen.

(4) Die Berechnung der „Failure Assessment Curve“ (FAC) erfolgt nach folgender Beziehung:

$$K_r \leq f_{R6} = (1 - 0,14 \cdot L_r^2) \cdot [0,3 + 0,7 \exp(-0,65 \cdot L_r^6)]$$

(D 2.4-8)

$$L_r \leq L_r^{max} = \frac{\sigma_f}{R_{p0,2}}$$

für Werkstoffe ohne Lüdersplateau
(D 2.4-9)

Hinweis:
Der Werkstoff 20MnMoNi5-5 weist bei der Nachweistemperatur kein Lüdersplateau auf.

$$\sigma_f = 2,4 \cdot S_m$$

(D 2.4-10)

(5) Die Berechnung von K_r erfolgt für Punkt A unter Verwendung der tabellierten Formfunktionen für K_I nach App. K3.5.

(6) Die Berechnung von L_r ist unabhängig von dem betrachteten Auswertepunkt und erfolgt gemäß App. L3.5.

(7) Bestimmung der kritischen Risttiefe a_{krit}

$$a_{krit} > 0,75 \cdot s = 39 \text{ mm, siehe Bild D 2-13.}$$

$$a_{zul} = 0,75 \cdot s = 39 \text{ mm.}$$

Hinweis:
Weil $(a, 2c) = (0,75 \cdot s, 2c_e)$ außerhalb des Gültigkeitsbereichs der K-Lösungen liegt, wurde konservativ mit $a/2c = 1/6 = \text{konstant}$ gerechnet.

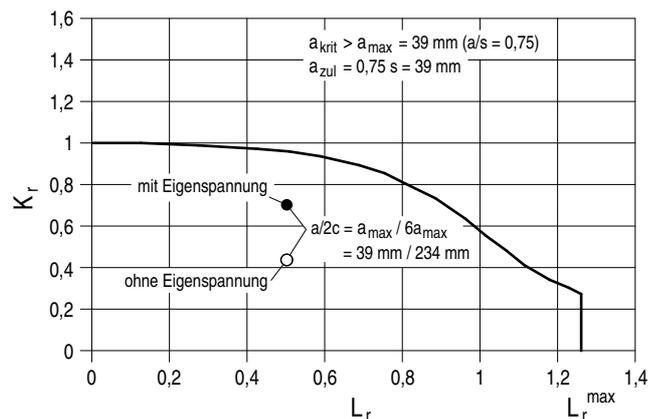


Bild D 2-13: Ermittlung der zulässigen Risttiefe

(8) Bestimmung der kritischen Durchrisslänge $2c_{krit}$

Hinweis:

Aufgrund der Begrenzung der Risswiderstandskurve auf Δa_{max} ist bei $2c_{krit}$ noch keine Instabilität erreicht.

- a) Die kritische Durchrisslänge ohne Berücksichtigung von Eigenspannungen ergibt sich zu $2c_{krit} = 627$ mm, siehe **Bild D 2-14**.

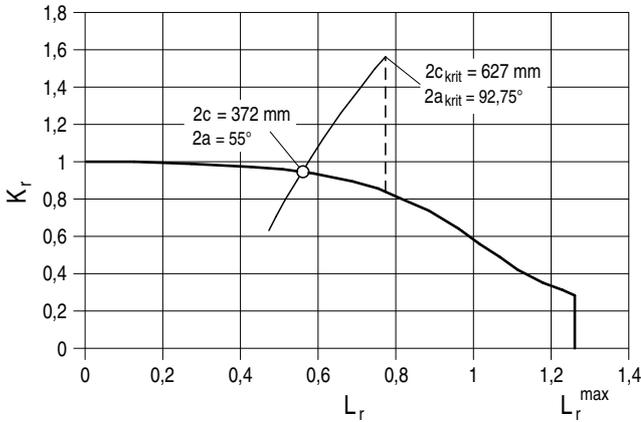


Bild D 2-14: Ermittlung der kritischen Risslänge ohne Berücksichtigung von Eigenspannungen

- b) Die kritische Durchrisslänge mit Berücksichtigung von Eigenspannungen ergibt sich zu $2c_{krit} = 607$ mm, siehe **Bild D 2-15**.

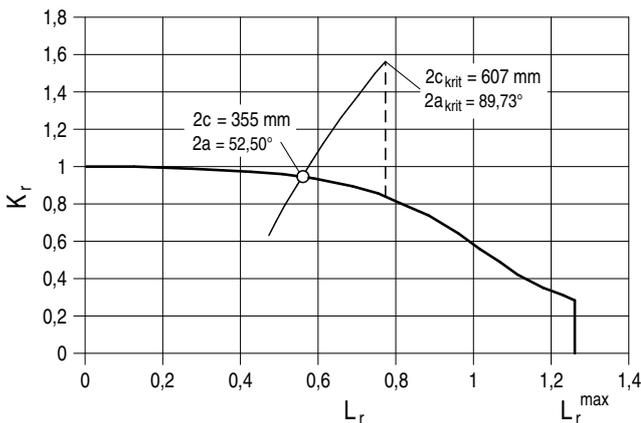


Bild D 2-15: Ermittlung der kritischen Risslänge mit Berücksichtigung von Eigenspannungen

D 2.5 Schritt 5 gemäß Bild A-3: Berechnung der detektierbaren Durchrisslänge $2c_{LÜS}$

- (1) Eingangsgrößen aus D 2.1 und folgende zusätzliche Angaben:

- a) Rissflächenrauigkeit: $R_Z = 10,0 \mu\text{m}$
- b) Einlaufverlust: $\zeta_{Ein} = 0,5$
- c) Auslaufverlust: $\zeta_{Aus} = 0,0$
- d) Strömungskanallänge: $s = 57$ mm (=Wanddicke einschließlich 5 mm Plattierung)
- e) Fluidichte: $\rho_S = 669,7 \text{ kg/m}^3$ (Sättigungswert nach [74])
- f) Sättigungsdruck: $p_0 = 11,13 \text{ MPa}$ (bei $T_0 = 319 \text{ }^\circ\text{C}$ nach [74])
- g) Erkennbare Leckrate: $\dot{m}_{LÜS} = 200 \text{ kg/h}$

- (2) Leckflächenberechnung in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$

Die Leckfläche in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$ ist in **Bild D 2-16** dargestellt.

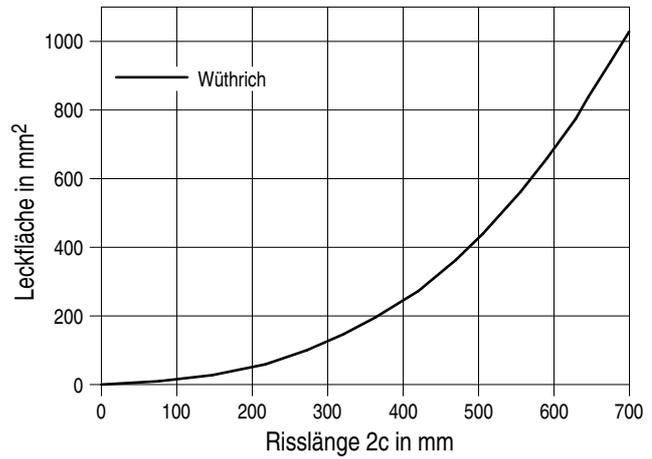


Bild D 2-16: Leckfläche in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$ für die betrachtete ferritische Rohrleitung mit Umfangsriß

Aus Gründen der Übersicht werden nachfolgend beispielhaft nur die Einzelergebnisse für die nach dem Verfahren FSK/KWU ermittelte kritische Durchrisslänge $2c_{krit} = 695,6$ mm anhand von Formeln aufgeführt.

a) $\sigma = \sigma_p + \sigma_{Mb} = 136,0 \text{ N/mm}^2$

Hinweis:

Die Berücksichtigung der Biegespannung als Membranspannung ist im vorliegenden Beispiel im Rahmen des Berechnungsverfahrens gemäß [55] sachgerecht (siehe [65]).

b) $E' = E/(1-\nu^2) = 211,0 \text{ kN/mm}^2$

c) Leckfläche für unendlich große Platte:
 $A_0 = 489,9 \text{ mm}^2$ gemäß Gleichung B 3.1-1

d) Schalenparameter:
 $\lambda = 4,2$ gemäß Gleichung B 3.1-5

e) Beulfaktor für Umfangsriß:
 $\alpha(\lambda) = 1,74$ gemäß Gleichung B 3.1-4

f) Spannungsverhältnis:
 $s = \sigma/\sigma_f = 136,0/[0,5 \cdot (363+513)] = 0,31$

g) Plastischer Korrekturfaktor:
 $\gamma(s) = 1,07$ gemäß Gleichung B 3.1-7

h) Leckfläche für Umfangsriß:
 $A = \alpha(\lambda) \cdot \gamma(s) \cdot A_0 = 916 \text{ mm}^2$ gemäß Gleichung B 3.1-2.

(3) Leckratenberechnung in Abhängigkeit von der Risslänge $2c$

- a) Es wird angenommen, dass die Leckfläche durch eine Raute abgebildet werden kann, daher beträgt der Leckflächenumfang:

$$U = \{4 \cdot A^2/c^2 + 16 \cdot c^2\}^{0,5} = 1390 \text{ mm}$$

- b) Hydraulischer Durchmesser:
 $D_h = 4 \cdot A/U = 2,63 \text{ mm}$ gemäß Gleichung B 3.2-3

- c) Gemäß Abschnitt B 3.2.2.5 gilt:
 $D_h/(2 \cdot R_Z) = 131,7$,
somit ergibt sich für den Widerstandsbeiwert
 $\lambda = 0,095$ gemäß Gleichung B 3.2-13

- d) Strömungswiderstand:
 $\zeta = \zeta_{Ein} + \lambda \cdot s/D_h + \zeta_{Aus} = 2,55$ gemäß Gleichung B 3.2-2

- e) Massenstromdichte:

$$G = \sqrt{\frac{2 \cdot [p_0 - p_S(T_0)] \cdot \rho_S(T_0)}{1 + \zeta}} = 0,042 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{mm}^{-2} \text{ gemäß Gleichung B 3.2-1}$$

f) Leckrate:

$$\dot{m}_{LÜS} = G \cdot A = 38,43 \text{ kg/s} \geq 200 \text{ kg/h}$$

Es wird bereits bei einer Risslänge von $2c_{LÜS} = 83 \text{ mm}$ die vom Leckageüberwachungssystem erkennbare Leckrate von 200 kg/h erreicht, siehe **Bild D 2-17**.

D 2.6 Schritt 6 gemäß Bild A-3: Bewertung, ob Integrität nachgewiesen

In D 2.3 wurden das mögliche Risswachstum und die möglichen Risslängen und Risstiefen ermittelt. In D 2.4 wurde die kritische Risslänge ermittelt. Die nachfolgende Auswertung zeigt, dass die Integrität nachgewiesen wurde:

a) Fehlerlänge: $2c_e = 31,25 \text{ mm} < 2c_{krit} = 695 \text{ mm}$

b) Fehlertiefe: $a_e = 5,42 \text{ mm} < 0,75 \cdot s = 39 \text{ mm}$

Hinweis:

a_{krit} wurde hier nicht berechnet und ist nach der Berechnung in Abschnitt D 2.4.5 (7) größer als $0,75 \cdot s$.

D 2.7 Schritt 7 gemäß Bild A-3: Bewertung, ob Leck-vor-Bruch nachgewiesen

In D 2.4 wurde die kritische Risslänge $2c_{krit}$ berechnet. In D 2.5 wurde die erkennbare Risslänge $2c_{LÜS}$ ermittelt. Nachfolgende Auswertung zeigt, dass Leck-vor-Bruch-Verhalten nachgewiesen wurde:

$$2c_{LÜS} = 83 \text{ mm} < 2c_{krit} = 695 \text{ mm}$$

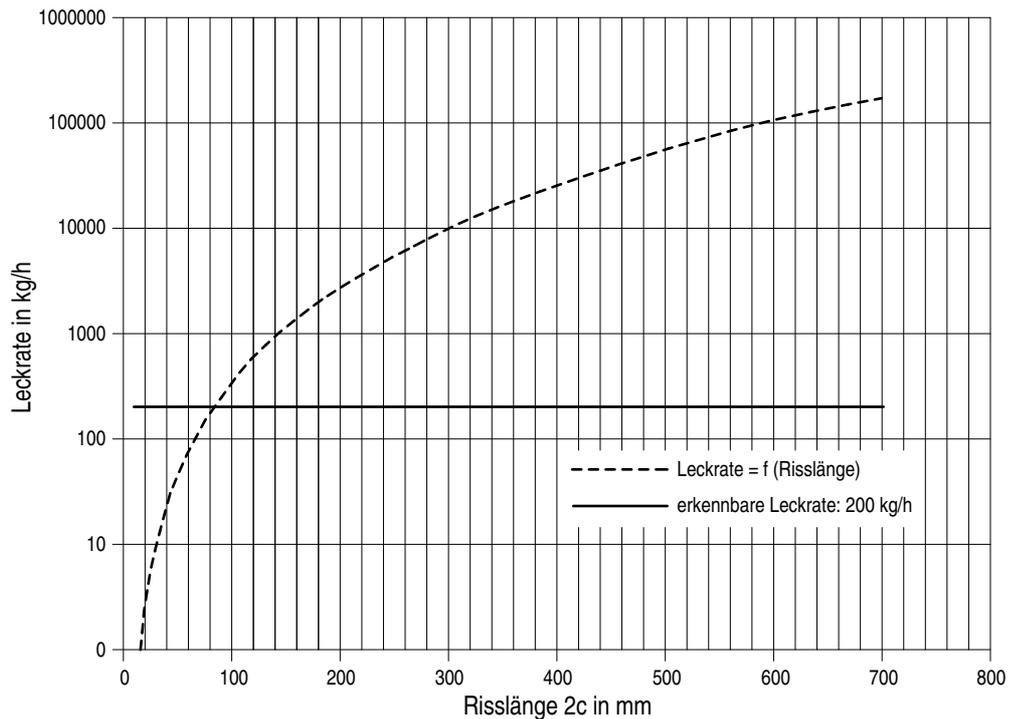


Bild D 2-17: Leckrate für die betrachtete ferritische Rohrleitung mit Umfangsriß

Anhang E

Bestimmungen und Literatur, auf die in dieser Regel verwiesen wird

(Die Verweise beziehen sich nur auf die in diesem Anhang angegebene Fassung. Darin enthaltene Zitate von Bestimmungen beziehen sich jeweils auf die Fassung, die vorlag, als die verweisende Bestimmung aufgestellt oder ausgegeben wurde.)

AtG		Gesetz über die friedliche Verwendung der Kernenergie und den Schutz gegen ihre Gefahren (Atomgesetz – AtG) in der Fassung der Bekanntmachung vom 15. Juli 1985 (BGBl. I S. 1565), das zuletzt durch Artikel 5 des Gesetzes vom 28. August 2013 (BGBl. I S. 3313) geändert worden ist
StrlSchV		Verordnung über den Schutz vor Schäden durch ionisierende Strahlen (Strahlenschutzverordnung – StrlSchV) vom 20. Juli 2001 (BGBl. I S. 1714; 2002 I S. 1459), die zuletzt durch Artikel 5 Absatz 7 des Gesetzes vom 24. Februar 2012 (BGBl. I S. 212) geändert worden ist
SiAnf		Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke (SiAnf) vom 22. November 2012 (BAnz vom 24.01.2013)
Interpretationen zu den SiAnf		Interpretationen zu den Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke vom 29. November 2013 (BAnz. vom 10.12.2013)
KTA 1401	(2013-11)	Allgemeine Anforderungen an die Qualitätssicherung
KTA 1403	(2010-11)	Alterungsmanagement in Kernkraftwerken
KTA 3201.1	(1998-06)	Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren; Teil 1: Werkstoffe und Erzeugnisformen
KTA 3201.2	(2013-11)	Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren; Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung
KTA 3201.3	(2007-11)	Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren; Teil 3: Herstellung
KTA 3201.4	(2010-11)	Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren; Teil 4: Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachung
KTA 3203	(2001-06)	Überwachung des Bestrahlungsverhaltens von Werkstoffen der Reaktordruckbehälter von Leichtwasserreaktoren
KTA 3211.1	(2000-06)	Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises; Teil 1: Werkstoffe
KTA 3211.2	(2013-11)	Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises; Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung
KTA 3211.3	(2012-11)	Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises; Teil 3: Herstellung
KTA 3211.4	(2013-11)	Druck- und aktivitätsführende Komponenten von Systemen außerhalb des Primärkreises; Teil 4: Wiederkehrende Prüfungen und Betriebsüberwachung
DIN EN ISO 6892-1	(2009-12)	Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2009
DIN EN ISO 6892-5	(2011-05)	Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 2: Prüfverfahren bei erhöhter Temperatur (ISO 6892-2:2011); Deutsche Fassung EN ISO 6892-2:2011
ISO 12135	(2002-12)	Metallische Werkstoffe - Vereinheitlichtes Prüfverfahren zur Bestimmung der quasistatischen Bruchzähigkeit (Berichtigung 2008-06)
ASME BPVC Section XI		ASME Boiler & Pressure Vessel Code, Section XI, Rules for the Inspection of Nuclear Power Plant Components, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 2010
NUREG/CR-6176		W.J. Shack, T.F. Kassner, Review of Environmental Effects of Fatigue Crack Growth of Austenitic Stainless Steels, NUREG/CR-6176, May 1994
US NRC Reg.-Guide 1.161		Evaluation of Reactor Pressure Vessels with Charpy Upper-Shelf Energy Less Than 50 Ft-Lb, U.S. Nuclear Regulatory Commission, June 1995
ASTM-E 1820-11	(2011)	Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness

Literatur

- [1] Uhlmann, D., K.-H. Herter: „Erstellung eines Nachweisverfahrens für die Bewertung der Integrität von druckführenden Rohrleitungen“. MPA/VGB-Vorhaben 5.6, VGB Kennzeichen 05/98, Abschlußbericht 944 705 601, MPA Stuttgart, Dezember 1998
- [2] Blasset, S., Keim E., Tiete R.: „German Engineering Methods for Critical Crack Size Assessment in Ductile Regime based on Envelop Flow Stress“, 2010 ASME Pressure Vessel and Piping Division Conference, July 18-20, 2010, Bellevue, Washington, Proceedings of PVP 2010, PVP2010-25973.
- [3] MPA/VGB - Forschungsvorhaben 3.2: "Untersuchungen zur Integritätsbewertung von Mischnähten in Rohrleitungen", Abschlussbericht, SA AT 13/00, Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart, Dezember 2007
- [4] Folias, E.S.: „An axial crack in a pressurized cylindrical shell“, Int. Journ. of Fracture Mechanics, Vol. 1 (1965), pp. 104/113
- [5] Hahn, G. T., M. Sarrata, A. R. Rosenfield: "Criteria for crack extension in cylindrical pressure vessels". Int. Journ. of Fracture Mechanics, Vol. 5 (1969), pp. 187/210
- [6] Folias, E.S.: "On the theory of fracture of curved sheets". Engineering Fracture Mechanics, Vol. 2 (1970), pp. 151/164
- [7] Kiefner, J. K., W. A. Maxey, R. J. Eiber, A. R. Duffy: "Failure stress levels of flaws in pressurized cylinders". ASTM STP 536 (1973), pp. 461/481
- [8] Eiber, R. J., W. A. Maxey, A. R. Duffy, T. J. Atterbury: "Investigation of the initiation and extend of ductile pipe rupture". Battelle Memorial Institute, BMI 1866 (1969)
- [9] Maxey, W. A.: "Fracture initiation, propagation and arrest". 5th Symposium on Line Pipe Research, 1974
- [10] BMU Forschungsvorhaben SR471: „Versagensanalyse von längsfehlerbehafteten Rohren und Behältern“, 22. Technischer Bericht, MPA Stuttgart, 01/1992
- [11] Kanninen, M.F. et al.: "Mechanical fracture predictions for sensitized stainless steel piping with circumferential cracks". EPRI NP-192, September 1976
- [12] Kanninen, M.F. et al.: "Instability predictions for circumferentially cracked type 304 stainless steel pipes under dynamic loading". EPRI Project T118-2, EPRI NP-2347, Vol. 1 and 2, April 1982
- [13] Kastner, W. E., E. Röhrich, W. Schmitt, R. Steinbuch: „Critical crack sizes in ductile piping“. Int. Journal Pressure Vessel and Piping 9 (1981), pp. 197/219
- [14] Bartholomé, G., W. Kastner, E. Keim: „Experimental and theoretical investigation on the behaviour of circumferential cracks in piping“. ASME PVP-Vol. 95/II (1984), pp. 189/197
- [15] Kastner, W., E. Röhrich, W. Schmitt, R. Steinbuch: „Critical crack sizes in ductile piping“. Int. Journal Pressure Vessel and Piping 9 (1984), pp. 189/197
- [16] Roos E., K.-H. Herter, G. Bartholomé, G. Senski: „Assessment of Large Scale Pipe Tests by Fracture Mechanics Approximation Procedures with regard to Leak-Before-Break“. Nuclear Engineering and Design 112 (1989), pp. 183/195
- [17] Rice, J. R., „A Path Independent Integral and the Approximation Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks“, in J. Appl. Mech., Vol. 35, pp. 379-386, 1968
- [18] Parks, D. M, „A stiffness derivative finite element technique for determination crack tip stress intensity factors“, Int. Journ. Of Fracture, 10, No. 4, 1974, 487-502
- [19] pc-CRACK for Windows, Structural Integrity Associates, Inc., SIR-98-073, Rev. 0
- [20] Paris, P.C., et al., „The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth“, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, J.D. Landes, J.A. Begley, and G.A. Clarke, Eds., American Society for Testing and Materials, 1979
- [21] Paris, P. C., et al., „A Method of Application of Elastic-Plastic Fracture Mechanics to Nuclear Vessel Analysis“, Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium Volume II – Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM STP 803, C. F. Shih and J. P. Gudas, Eds., American Society for Testing and Materials, 1983
- [22] Kumar, V., et al., „An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis“, EPRI Report NP-1931, Project 1237-1, Electric Power Research Institute, July 1981
- [23] Zahoor A., „Ductile fracture handbook - Volume 3 - Chapter 8 - finite length, axial part-through wall flaw“ NP-6301-D, october 1990
- [24] Zahoor A., „Ductile fracture handbook - Volume 2 - Chapter 6 - axial through wall crack“ NP-6301-D, october 1990
- [25] Kumar, V., et al., „Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis“, EPRI Report NP-3607, Project 1237-1, Final Report, Electric Power Research Institute, July 1984
- [26] Kumar, V., et al., „Estimation Technique for the Prediction of Elastic-Plastic Fracture of Structural Components of Nuclear Systems“, GE Report SRD-82-048, Combined Fifth and Sixth Semiannual Report, EPRI Contract RP 1237-1
- [27] Shih, C. F., et al., „Fully Plastic Crack Problem: Part 1: Solution by a Penalty Method“, ASME Journal of Applied Mechanics, Vol. 51, 1984, pp. 48-56.
- [28] Ainsworth R. et al., „Flaw analysis in the French RSE-M and RCC-MR code appendices“ International Journal of Pressure Vessels and Piping 84 (2007) 590–696

- [29] Kumar, V., and German, M.D., 1988, „Elastic-plastic fracture analysis of through-wall and surface flaws in cylinders: Final report”, EPRI/NP-5596
- [30] R6: Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, British Energy Generation Ltd (BEG) Gloucester, U.K., Revision 4, 2010
- [31] SINTAP: Structural Integrity Assessment Procedure, Final Revision, EU-Project BE 95-1462, Brite Euram Programme, Brüssel, 1999
- [32] SSM: A Combined Deterministic and Probabilistic Procedure for Safety Assessment of Components with Cracks – Handbook RSE R&D Report No. 2008:01. Det Norske Veritas (DNV), 2008
- [33] BS 7910:2013-12-31: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures
- [34] API 579: Recommended Practice for Fitness for Service, American Petroleum Institute (API), Washington, 2007
- [35] Berger, C., Blauel, J.G., Hodulak, L., Pyttel, B., Varfolomeyev, I., Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile, FKM Richtlinie, VDMA-Verlag, 3. überarbeitete Ausgabe, Stand 2009
- [36] Ainsworth, R.A., The assessment of defects in structures of strain hardening material, Eng. Fract. Mech. 19, 633-642, 1984
- [37] A. Needleman und V. Tvergaard, „An analysis of ductile rupture in notched bars“, J.Mech.Phys. Solids 32, 461-490, 1984
- [38] A. L. Gurson, „Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part 1 – yield criteria and flow rules for porous ductile materials“, J. Engr. Mat. Tech. 99, 2-15 (1977)
- [39] Rousselier, G., „Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture“, Nuclear Engineering and Design, 105, 97-111 (1987).
- [40] Abaqus Analysis User's Manual, Beschreibung des porösen Materialverhaltens (Formelwerk), „Porous metal plasticity,” Section 4.3.6 of the Abaqus Theory Manual
- [41] Tvergaard, V., A. Needleman: Analysis of the Cup-Cone Fracture in a Round Tensile Bar, Acta Metallurgica, Vol. 32 (1984), 157-169
- [42] Aifantis, C.: On the role of gradients in the localization of deformation and fracture, International Journal of Engineering Science, Vol. 30 (1992), 1279-1299
- [43] Bazant, P., T. Belytschko, T. P. Chang: Continuum Theory for Strain-Softening, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 110 (1984), 1666-1692
- [44] Leblond, J. B., G. Perrin, J. Deveaux: Bifurcation Effects in Ductile Metals With Nonlocal Damage, Journal of Applied Mechanics, Vol.61 (1994), 236-242
- [45] Seidenfuß, M., M. K. Samal, E. Roos: On critical assessment of the use of local and nonlocal damage models for prediction of ductile crack growth and crack path in various loading and boundary condition, Intern. Journal of Solids and Structures 48 (2011), p. 3365-3381
- [46] Forman R. G., Kearney V. E., Engle R. M., Numerical analysis of crack propagation in cyclic loaded structures, J. Basic Engineering, Trans ASME 89, 1967
- [47] Paris P. C., Erdogan F., A critical analysis of crack propagation laws, J. Basic Engineering, 85, 528-534, 1960
- [48] ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section XI Appendix C Article C-3000, Ausgabe 2010
- [49] ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section XI Appendix A Article A-4000, Ausgabe 2010
- [50] ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section XI Appendix C Article C-8000, Ausgabe 2010
- [51] W.J. Shack, T.F. Kassner, Review of Environmental Effects of Fatigue Crack Growth of Austenitic Stainless Steels, NUREG/CR-6176, May 1994
- [52] W.J. Shack, Fatigue Crack Growth in SS, corrected pages for NUREG/CR-6176; Argonne National Laboratory, Teletype Number 7-0-11-49-89-579-12070 send to: D. Beukelmann TÜV Bayern Sachsen, 5/11/95
- [53] Itatani, et al., Fatigue Crack Growth Curve for Austenitic Stainless Steels in BWR Environment, Transactions of the ASME 166 / Vol. 123, May 2001
- [54] D. Munz (Ed.), Leck-vor-Bruch-Verhalten druckbeaufschlagter Komponenten; Fortschr. Ber. VDI-Z. Reihe 18, Nr.14, VDI-Verlag, Düsseldorf (1984)
- [55] C. Wüthrich: Crack opening areas in pressure vessels and pipes; Eng. Fract. Mech. 18, Issue 5, 1049–1057 (1983)
- [56] Round Robin Activities on the Calculation of Crack Opening Behaviour and Leak Rates for Small Bore Piping Components, NEA/CSNI/R(95)4
- [57] Reimann, J., Vergleich von kritischen Massenstrom-Modellen im Hinblick auf die Strömung durch Lecks, in: Leck-vor-Bruch-Verhalten druckbeaufschlagter Komponenten (Hrsg. D. Munz), Fortschr.-Ber. VDI-Z. Reihe 18, Nr. 14, 1984, 63-95
- [58] Pana, P., Müller, M., Subcooled and two-phase critical flow states and comparison with data, Nucl. Engng. and Design 45, 1978, 117-125
- [59] Moody, F.J., Maximum flow rate of a single component, two-phase mixture, J. of Heat Transfer 87, 1965, 134-142
- [60] Fauske, H., Contribution to the theory of two-phase, one-component critical flow, report ANL-6633, 1962

- [61] Henry, R.E., The two-phase critical discharge of initially saturated or subcooled liquid, Nucl. Sci. & Engng. 41, 1970, 336-342
- [62] Estorf, M., Leckratenberechnung, Beitrag Vattenfall, Anlage 1 zur Niederschrift über die 16. Sitzung des Arbeitsgremiums KTA 3206 am 18.11.2011
- [63] ATHLET Models and Methods, Mod. 2.2 Cycle A, GRS-P-1/Vol. 3 Rev. 2, 2009
- [64] Keim, E., Rippel, R., Bestimmung von Leckflächen, Rißöffnungen und Leckraten, KWU E121/91/058, 1991
- [65] Grebner, H., Heckmann K., Sievers, J., Berechnung von Leckflächen und Leckraten mit vereinfachten Methoden, Technischer Zwischenbericht der GRS zum Vorhaben 3613R01332, GRS-A-3720, Juni 2014
- [66] Untersuchungen im Zusammenhang mit der Versuchsgruppe E22 an einem im Labor erzeugten Ermüdungsriß zur Ermittlung von Rissform und Topografie der Rissfläche. Werkstoff: X 10 CrNiMoTi 18 9. Prüfungsbericht der MPA Stuttgart, PHDR Bericht Nr. 20.030/90, 1990
- [67] Bartholomé, G., Kastner W., Keim E., Design and calibration of leak detection systems by thermal hydraulics and fracture mechanics analyses, Nuclear Engineering and Design 142 (1993) 1-13
- [68] Bridgman, P. W.: Studies in Large Plastic Flow and Fracture. McGraw-Hill Book Company Inc., 1952
- [69] Roos, E., U. Eisele, X. Schuler, H. Silcher: Design and Material Selection for Plants under Consideration of Fracture Mechanics Aspects. 35th MPA-Seminar, 9th October 2009
- [70] BMWi Forschungsvorhaben 1501302: Anwendbarkeit technischer Ersatzkennwerte für duktile Rissinitiierung in Abhängigkeit von der Mehrachsigkeit des Spannungszustandes. Abschlussbericht, MPA Universität Stuttgart und IEHK RWTH Aachen, März 2009
- [71] X. Schuler, D. Blind, U. Eisele, K.-H. Herter: Extension of fracture mechanics evaluation methods by consideration of multiaxiality of stress state for piping components. Nuclear Engineering and Design 158 (1995) 227-240
- [72] MPA/VGB Forschungsvorhaben 6.1: Bauteilversuche Austenit mit Analytik. VGB Nr. 11/93, Abschlussbericht, 07/1997
- [73] ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section XI, Appendix A, Article A-3000, Ausgabe 2010
- [74] Wagner W., Kretzschmar H.-J.: International Steam Tables; Properties of Water and Steam Based on the Industrial Formulation IAPWS-IF97; Second Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2008