

Bewertung von Rissanzeigen bei der Ultraschallprüfung von Fernrohrleitungen

Christoph JÄGER, Herbert WILLEMS, Otto Alfred BARBIAN
NDT Systems & Services AG, Friedrich-List-Str. 1, 76297 Stutensee,
christoph.jaeger@ndt-global.com

Kurzfassung. Fernrohrleitungen gelten als die sicherste und wirtschaftlichste Methode, um große Mengen von Gas oder Flüssigkeiten über lange Strecken zu transportieren. Werkstoffschädigungen z.B. aufgrund von Korrosion oder Rissbildung können allerdings unter ungünstigen Umständen zum vorzeitigen Versagen mit potentiell katastrophalen Folgen für Mensch und Umwelt führen. Andererseits sind viele Leitungen auch am Ende ihrer Auslegungsdauer durchaus in gutem Zustand, so dass ein sicherer Betrieb weiterhin möglich ist. Für die zuverlässige Beurteilung der Leitungsintegrität liefern zerstörungsfreie Inspektionsverfahren die erforderlichen Eingangsgrößen wie Art und Größe evtl. vorhandener Defekte. Dabei wird die vor ca. 15 Jahren eingeführte Ultraschall-Rissprüfung mittlerweile weltweit von vielen Betreibern von Flüssigkeitsleitungen routinemäßig durchgeführt. Geprüft wird mittels 45° Transversalwellen im Impuls-Echo Betrieb, wobei eine hohe Prüfeempfindlichkeit erzielt wird. Während die Fehlerlänge meist mit guter Genauigkeit ermittelt werden kann, ist die im Wesentlichen auf der Amplitudeninformation beruhende Tiefenbestimmung nur eingeschränkt möglich. Zur Fehlerbewertung müssen neben den Fehlerabmessungen auch die relevanten Materialeigenschaften und die Belastungsbedingungen berücksichtigt werden.

Der Beitrag vermittelt einen Überblick über die eingesetzten Bewertungsmethoden und erläutert anhand von Beispielen, wie die Bewertungsergebnisse von den Eingangswerten und deren Messtoleranzen abhängen. Des Weiteren wird unter Verwendung von Monte Carlo Simulationen gezeigt, wie mittels probabilistischer Ansätze die Versagenswahrscheinlichkeit bei bekannter Fehlersituation abgeschätzt werden kann.

1. Einleitung

Fernrohrleitungen gelten als die sicherste und wirtschaftlichste Methode, um große Mengen von Gas oder Flüssigkeiten über lange Strecken zu transportieren. Werkstoffschädigungen z.B. aufgrund von Korrosion oder Rissbildung können allerdings unter ungünstigen Umständen zum vorzeitigen Leitungsversagen mit potentiell katastrophalen Folgen für Mensch und Umwelt führen. Andererseits sind viele Leitungen auch am Ende ihrer Auslegungsdauer durchaus in gutem Zustand, sodass ein sicherer Betrieb weiterhin möglich ist. Für die zuverlässige Beurteilung der Leitungsintegrität liefern zerstörungsfreie Inspektionsverfahren die erforderlichen Eingangsgrößen wie Art und Größe evtl. vorhandener Defekte. Vom Ergebnis der Fehlerbewertung hängt es ab, welche Maßnahmen (Reparatur, Austausch, Druckabsenkung etc.) vom Betreiber zu veranlassen sind, um einen sicheren Weiterbetrieb der Leitung zu gewährleisten. Dabei führen sowohl überkonservative Bewertungsmethoden als auch ungenaue Inspektionsdaten oft zu hohen Folgekosten, da zum einen unnötige Reparaturarbeiten durchgeführt werden und zum anderen die Gefahr besteht, dass das Versagensrisiko unterschätzt wird.

Im Folgenden wird dargestellt, wie die verschiedenen Eingangsparameter und ihre Messtoleranzen sich auf die Rissbewertung auswirken und wie die Ergebnisse benutzt werden können, um die Versagenswahrscheinlichkeit in Anwesenheit von rissartigen Fehlern zu reduzieren.

2. Risse in Fernrohrleitungen

Risse bzw. rissähnliche Anomalien in Fernrohrleitungen können auf vielfältige Weise in Erscheinung treten. In Abhängigkeit von der Entstehung lässt sich folgende Einteilung vornehmen:

- Herstellungsbedingte Risse bzw. rissartige Fehler wie z.B.
 - Kaltrisse, Warmrisse in UP-Nähten
 - Hakenrisse (engl.: hook cracks) in widerstandsgeschweißten Rohren
 - Bindefehler in Schweißnähten
 - Laminationen mit Kontakt zur Oberfläche
- Betriebsbedingte Risse wie z.B.
 - Ermüdungsrisse (oft ausgehend von Schweißnahtanomalien wie Einbrandkerben oder in Verbindung mit bereits vorhandenen Rissen)
 - Spannungs-Korrosionsrisse (engl.: SCC-stress corrosion cracking)
 - Wasserstoffinduzierte Risse (engl.: HIC-hydrogen induced cracking) in Verbindung mit speziellen Transportmedien

In unter Innendruck stehenden Rohrleitungen ist normalerweise die Umfangspannung die Hauptspannungskomponente. Dies führt dazu, dass Risse üblicherweise in Längsrichtung wachsen. Treten zusätzliche äußere Spannungen auf, können sich ggf. auch Risse in Umfangsrichtung ausbilden. Ob neue Risse entstehen oder bereits vorhandene Risse weiterwachsen, hängt von den lokalen Spannungszuständen ab. Versagen mit ggf. katastrophalen Auswirkungen tritt dann auf, wenn die kritische Rissgröße erreicht wird, d.h. wenn der Spannungsintensitätsfaktor an der Risspitze den kritischen Wert überschreitet. Je nach Situation tritt Versagen entweder durch Leck oder Bruch auf [1].

3. Inline Rissprüfung von Fernrohrleitungen

Ziel von Inline Inspektionen (ILI) mit sogenannten Prüfmolchen ist es, Materialfehler frühzeitig zu detektieren und damit ein Leitungsversagen zu verhindern. Für die Detektion von Rissen hat sich die Ultraschall-Prüfung mit 45° Transversalwellen bewährt. Die Detektionsschwelle ist für die Standardanwendung mit 30 mm Länge und 1 mm Tiefe spezifiziert [2]. Seit ca. 15 Jahren werden Ultraschall-Rissprüfmolche weltweit von vielen Leitungsbetreibern erfolgreich eingesetzt [3]. Der Einsatz ist normalerweise auf Flüssigkeitsleitungen beschränkt, da wegen der Verwendung von piezoelektrischen Prüfköpfen ein flüssiges Ankoppelmedium erforderlich ist.

Die Fehlerdetektion und -vermessung erfolgt im Wesentlichen anhand der im Impuls-Echo-Betrieb aufgezeichneten Reflexionsamplituden, wobei die Detektionsempfindlichkeit auch für kleinere Fehlertiefen (Tiefe ~ 1 mm) sehr gut ist. Wie allgemein bekannt, ist die amplitudenbasierte Tiefenbestimmung jedoch nur eingeschränkt möglich, da die reflektierte Amplitude von vielen, nicht zugänglichen Parametern abhängt. Obwohl weitere Informationen wie Mehrfachdetektion und bestimmte Signalcharakteristiken zur Verbesserung der Tiefenabschätzung benutzt werden können, bleibt eine relativ hohe Unsicherheit. Diese Unzulänglichkeiten der Amplitudenauswertung zur Fehlergrößenermittlung hat in der Vergangenheit zur Entwicklung von Verfahren wie TOFD (Time-of-

Flight Diffraction Technique) oder SAFT (Synthetic Aperture Focusing Technique) geführt, die eine deutlich zuverlässigere Tiefenbestimmung anhand von (amplitudenunabhängigen) Laufzeitmessungen ermöglichen [4, 5]. Für die Inline-Prüfung mittels Prüfmolch stehen diese Analyseverfahren allerdings aufgrund des damit verbundenen hohen Aufwandes derzeit noch nicht zur Verfügung.

Aufgrund der Einschränkungen der Tiefenbestimmung erfolgt die Tiefenangabe von Rissprüfdaten oft in Tiefenbereichen wie z.B. [3]: < 1 mm, 1 mm – 2 mm, 2 mm – 4 mm und > 4 mm. Oberhalb 4 mm zeigt die Reflexionsamplitude ein Sättigungsverhalten (siehe Abbildung 1). Der Sättigungswert hängt im Wesentlichen von den Prüfkopfeigenschaften ab. Ausgehend von praktischen Erfahrungen liegt die erreichbare Genauigkeit der Tiefenbestimmung zwischen ca. ± 1.0 mm und ± 1.5 mm.

Die Längenbestimmung von Rissanzeigen ist im Normalfall unproblematisch. Die Genauigkeit liegt hier bei ± 10 mm für Längen < 100 mm und bei ± 10 % andernfalls. Zusätzlich zu Risslänge und -tiefe sind die hier angeführten Rissprüfmolche auch mit einigen Senkrechtprüfköpfen ausgestattet, mit deren Hilfe die Wanddicke mit einer Auflösung von 3 mm (axial) x 25 mm (Umfangsrichtung) vermessen wird. Damit kann die lokale Wanddicke zur Bewertung von Rissanzeigen herangezogen werden, was bei einer Genauigkeit von ± 0.4 mm einen erheblichen Vorteil im Vergleich zur Verwendung der (oft abweichenden) Nominalwandstärke des betroffenen Rohres darstellt.

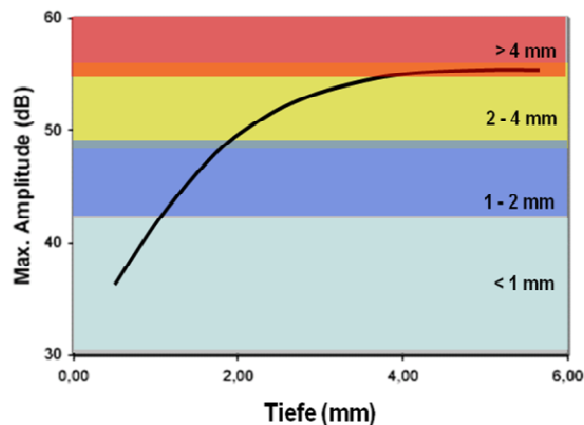


Abbildung 1: Reflexionsamplitude als Funktion der Risttiefe und Einteilung in Tiefenklassen (schematisch)

4. Bewertung von Rissen in Pipelines mittels der FAD Methode

4.1 Übersicht

Die gebräuchlichste Methode zur Bewertung eines rissbehafteten Bauteils ist die sogenannte FAD (Failure Assessment Diagram) Methode, die u.a. Bestandteil der etablierten Standards API 579 [6] und BS 7910 [7] ist. Eine umfassende Erklärung der FAD Methode sowie ihres bruchmechanischen Hintergrunds enthält z.B. [8]. Das FAD Verfahren erlaubt die Bewertung hinsichtlich der kompletten Spanne möglichen Versagens vom Sprödbruch auf der einen Seite bis hin zum plastischen Kollaps andererseits. Ein typisches FAD zeigt Abbildung 2. Für jeden rissartigen Fehler, der z.B. mittels einer ILI Rissprüfung detektiert wurde, wird ein sog. Bewertungspunkt berechnet und im FAD dargestellt. Die Koordinaten (L_r , K_r) dieses Punktes hängen von der Geometrie des Prüfkörpers, der Geometrie des Risses und der betrachteten Beanspruchung ab. Die Grenzkurve (auch Versagenskurve genannt) trennt die Fläche des FADs in einen zulässigen Bereich unterhalb der Kurve und einen unzulässigen Bereich auf und außerhalb der Kurve, für den das Versagen der Komponente vorausgesagt wird. Die Art des Versagens ist

abhängig von der Lage des Bewertungspunktes: Für $L_r \rightarrow 0$ und großem K_r tritt Versagen durch Sprödbbruch auf, wohingegen bei großem L_r und $K_r \rightarrow 0$ plastischer Kollaps auftritt. Im elastisch-plastischen Übergangsbereich zwischen diesen beiden Extremen kommt es zur Kombination von plastischer Verformung und Bruch.

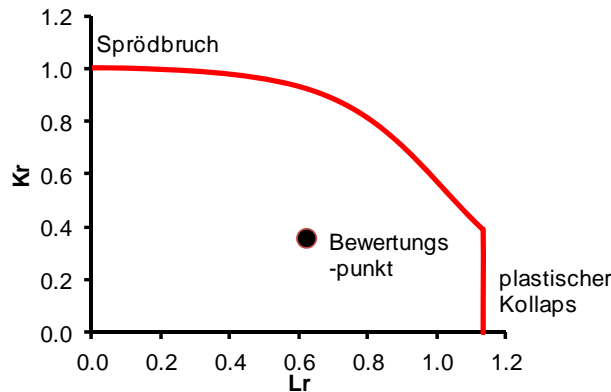


Abbildung 2: FAD mit Bewertungspunkt

4.2 Aufbau des Failure Assessment Diagrammes

Der Abszissenwert L_r (engl. Bezeichnung: load ratio) ist definiert als

$$L_r = \sigma_{ref} / \sigma_y \quad (1)$$

Hierbei ist σ_{ref} die sog. Referenzspannung in der Fehlstellenebene unter Berücksichtigung der Querschnittsverringerung aufgrund des Risses; σ_y bezeichnet die Streckgrenze des Werkstoffs. Die Referenzspannung ist proportional zur primären Membranspannung (z.B. der aus dem Innendruck resultierenden Umfangsspannung).

Der Ordinatenwert K_r (engl. Bezeichnung: toughness ratio) ist definiert als

$$K_r = K_I / K_{mat} \quad (2)$$

Hierbei beschreibt der Spannungsintensitätsfaktor K_I die lokale Spannung im Bereich der Risspitze, und die Bruchzähigkeit K_{mat} ist ein Maß für den Widerstand des Materials gegen einsetzendes Risswachstum. K_I hängt sowohl von lastinduzierten Spannungen (Primärspannungen) als auch von Eigenspannungen (Sekundärspannungen) ab.

Die Level 2A Grenzkurve nach BS 7910, die mit der API 579 Level 2 Grenzkurve übereinstimmt, ist wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} K_r &= (1 - 0.14L_r^2) (0.3 + 0.7 \exp\{-0.65L_r^6\}) && \text{für } L_r \leq L_{r(\max)} \\ K_r &= 0 && \text{für } L_r > L_{r(\max)} \end{aligned} \quad (3)$$

wobei der werkstoffabhängige Grenzwert $L_{r(\max)} = (\sigma_y + \sigma_u) / 2\sigma_y$ von Streckgrenze σ_y und Zugfestigkeit σ_u des Werkstoffs abhängt.

Sowohl die Referenzspannung als auch der Spannungsintensitätsfaktor hängen von der Geometrie des Risses, dessen relativer Lage in der Rohrwand (intern, extern) sowie von der Ausrichtung des Risses (axial bzw. in Umfangsrichtung) ab. Die entsprechenden Formeln [6, 7, 9] basieren auf vereinfachten Geometrien: so werden Risse mit Kontakt zur Oberfläche etwa als halbelliptische Risse mit Länge $2c$ und Tiefe a bewertet (Abbildung 3).

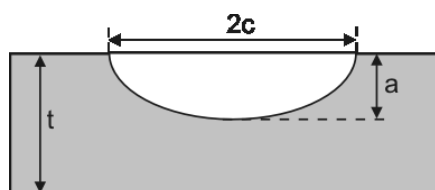


Abbildung 3: Idealierte Rissgeometrie

5. Sensitivitätsanalyse

5.1 Beschreibung des betrachteten Fehlerszenarios

Die Formeln für die Referenzspannung σ_{ref} und den Spannungsintensitätsfaktor K_I können – je nach betrachteter Riss- und Prüfkörpergeometrie und abhängig von der relevanten Belastungsart (Innendruck, Biegebelastung, Eigenspannung) – sehr komplex werden. Da die FAD Koordinaten L_r und K_r direkt proportional zu σ_{ref} und K_I sind lässt sich somit nicht ohne Weiteres beurteilen, wie und wie stark das Ergebnis einer FAD-Analyse (Koordinaten des Bewertungspunktes, berechnete Grenzlast) von den einzelnen Eingangsparametern und den entsprechenden Messunsicherheiten abhängt.

In Kapitel 5.2 wird der Einfluss von einzelnen Parametern deterministisch untersucht, in Kapitel 5.3 wird die Auswirkung der Messunsicherheit probabilistisch betrachtet. Für diese Parameterstudien wird ein axialer Oberflächenriss in einer 12" Rohrleitung (Stahlsorte API 5L X52) mit einer nominalen Wanddicke von 6,4 mm betrachtet. Die Bewertung basiert auf einem MAOP (maximal zulässigem Betriebsdruck) von 50 bar. Der Einfachheit halber wird davon ausgegangen, dass es sich um einen Einzelfehler im Grundmaterial des Rohrs handelt und als Belastung nur die durch den Innendruck induzierte Umfangsspannung berücksichtigt werden muss. Das betrachtete Fehlerszenario ist in Tabelle 1 zusammengefasst. Im Folgenden wurde zur Berechnung der Referenzspannung die entsprechende Formel aus BS 7910 benutzt, der Spannungsintensitätsfaktor wurde nach Newman & Raju [10] für halb elliptische axiale Risse bestimmt.

Das FAD in Abbildung 2 zeigt den mittels der Parameter aus Tabelle 1 berechneten Bewertungspunkt für einen Riss mit 100 mm Länge und 3 mm Tiefe. Dieser Riss wird im Folgenden als Referenzriss bezeichnet. Der Bewertungspunkt liegt im zulässigen Bereich unterhalb der Grenzkurve. Die Grenzlast, für die der Bewertungspunkt gerade auf der Grenzkurve zu liegen kommt ergibt sich zu 80 bar, was einem Sicherheitsfaktor von 1,6 gegenüber dem MAOP von 50 bar entspricht (s.a. Abschnitt 5.2.1).

Tabelle 1 – Parameter des betrachteten Fehlerszenarios

Kategorie	Parameter	Wert
Material-eigenschaften	Streckgrenze σ_y	358 MPa (SMYS-specified minimum yield strength)
	Zugfestigkeit σ_u	455 MPa (UTS-ultimate tensile strength)
	Bruchzähigkeit K_{mat}	70 MPa \sqrt{m} (basierend auf einer Kerbschlagarbeit von 27 J)
Rohrgeometrie	nominaler Durchmesser D	323,9 mm
	nominale Wanddicke t	6,4 mm
Rissgeometrie	Länge $2c$	100 mm
	Tiefe a	3 mm
Belastung	Primärspannung	Umfangsspannung für 50 bar Innendruck (MAOP)

5.2 Deterministische Analyse

In den folgenden Abschnitten wird deterministisch untersucht, wie sich bei Variation eines einzelnen Parameters der Bewertungspunkt innerhalb des FADs bewegt. Hierbei bedeutet deterministisch, dass den Eingangsgrößen wohldefinierte Werte zugeordnet sind und statistische Variationen nicht berücksichtigt werden. Im Gegensatz hierzu werden in der probabilistischen Betrachtung in Kapitel 5.3 die Eingangsparameter als zufallsverteilte Größen betrachtet, was die Bestimmung von statistischen Kenngrößen wie z.B. der Versagenswahrscheinlichkeit (probability of failure – PoF) ermöglicht.

5.2.1 Variation der Belastung (Innendruck)

Für einen Druck von 50 bar liegt der Bewertungspunkt des Referenzrisses unterhalb der Versagenskurve. Zur Bestimmung der Grenzlast kann die Berechnung solange mit steigendem Druck wiederholt werden, bis der Bewertungspunkt gerade auf der Versagenskurve zu liegen kommt. Da L_r und K_r proportional zum Innendruck sind, wandert der Bewertungspunkt als Funktion des Drucks auf einer Geraden durch den Ursprung des FADs (wenn Eigenspannungen vernachlässigt werden können). In Abbildung 4 ist dies für Risse mit einer Länge von 100 mm und Tiefen von $a = 1, 2$ und 3 mm gezeigt. Der Druck variiert in Schritten von 10 bar, der dem MAOP von 50 bar entsprechende Bewertungspunkt ist fett markiert. Für den 3 mm tiefen Referenzriss ergibt sich die Grenzlast zu 80 bar, für Risstiefen von 1 bzw. 2 mm berechnet sich die Grenzlast zu 124 bzw. 104 bar.

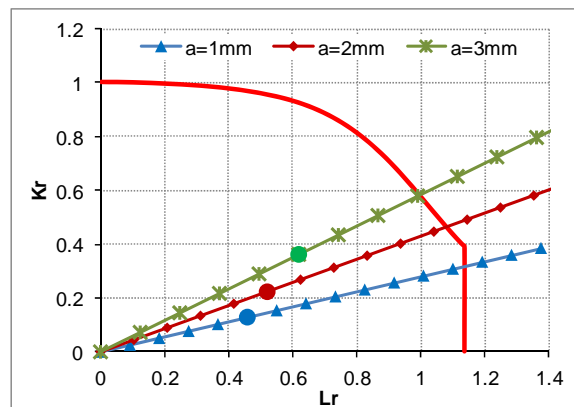


Abbildung 4: FAD mit Bewertungspunkten als Funktion des Drucks für unterschiedliche Risstiefen a

Die Steigung der Trajektorie, entlang derer sich ein Bewertungspunkt als Funktion des Innendrucks bewegt, wird durch die Geometrie (hier: Tiefe) des Risses beeinflusst. Da der Schnittpunkt dieser Trajektorie mit der Grenzkurve die Versagensart bestimmt (siehe Abschnitt 4.1) wird der Einfluss der Rissgeometrie (Länge, Tiefe) auf das Ergebnis der FAD Analyse in den folgenden zwei Abschnitten näher untersucht.

5.2.2 Variation der Risslänge

Um den Einfluss der Risslänge auf das Ergebnis der Rissbewertung zu untersuchen wurden Risse mit Tiefen von $a = 1, 2, 3$ und 4 mm betrachtet, für die die Länge jeweils von 10 mm bis zu 1000 mm variiert wurde. Die restlichen Parameter bleiben dabei konstant (Tabelle 1).

Für große Längen konvergieren sowohl L_r als auch K_r gegen tiefenspezifische Grenzwerte, die den analytischen Lösungen für Risse mit unendlicher Länge entsprechen. Folgt man der Trajektorie eines Bewertungspunkts im FAD (Abbildung 5 links) tendiert der Abstand zwischen einzelnen Punkten folglich gegen Null und der Bewertungspunkt nähert sich immer mehr den Koordinaten des unendlich langen Risses. Die Grenzlast fällt unterhalb einer Risslänge von ca. 200 mm schnell ab, für Risse länger als ca. 400 mm ist die Grenzlast dagegen praktisch unabhängig von der Risslänge (Abbildung 5 rechts).

Für den 3 mm tiefen und 100 mm langen Referenzriss führt eine Längentoleranz von ± 10 mm zu einer Unsicherheit in der Grenzlast von weniger als 2 bar ($< 3\%$). Für längere Risse ist trotz größerer Messunsicherheit (siehe Kapitel 3) die Auswirkung auf die Grenzlast noch geringer.

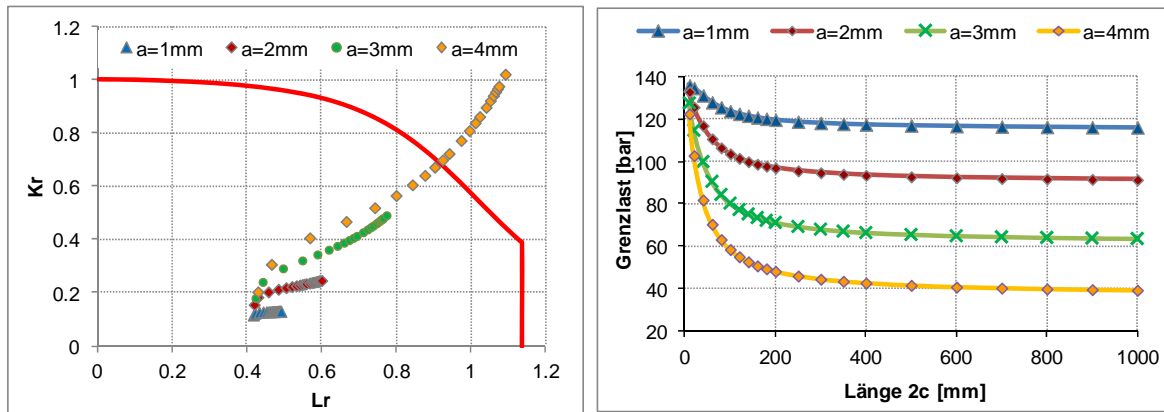


Abbildung 5: FAD und Grenzlast als Funktion der Risslänge für verschiedene Risstiefen a .

5.2.3 Variation der Risstiefe

Zur Untersuchung des Einflusses der Risstiefe auf das Bewertungsergebnis wurden Risse mit Längen von 50, 100 und 500 mm betrachtet und die Tiefe über einen Bereich von 0,2 mm bis zu 5,0 mm variiert. Alle restlichen Parameter blieben konstant (Tabelle 1).

Mit zunehmender Tiefe nehmen L_r und K_r stetig zu, die Bewertungspunkte im FAD wandern daher vom Ursprung weg hin zu größeren L_r und K_r Werten (Abbildung 6 links). Der Verlauf der Trajektorie entlang der ein Bewertungspunkt als Funktion der Risstiefe wandert, hängt von der Rissgeometrie ab. Die Grenzlast nimmt mit zunehmender Tiefe kontinuierlich ab (Abbildung 6 rechts). Für den oben definierten Referenzriss bewirkt eine relative Tiefenänderung von $\pm 10\%$ (0.3 mm) einer Änderung der Grenzlast von $\pm 9\%$ (7 bar). Eine absolute Tiefenänderung von ± 1 mm ($\pm 33\%$) ändert die Grenzlast um $\sim 30\%$.

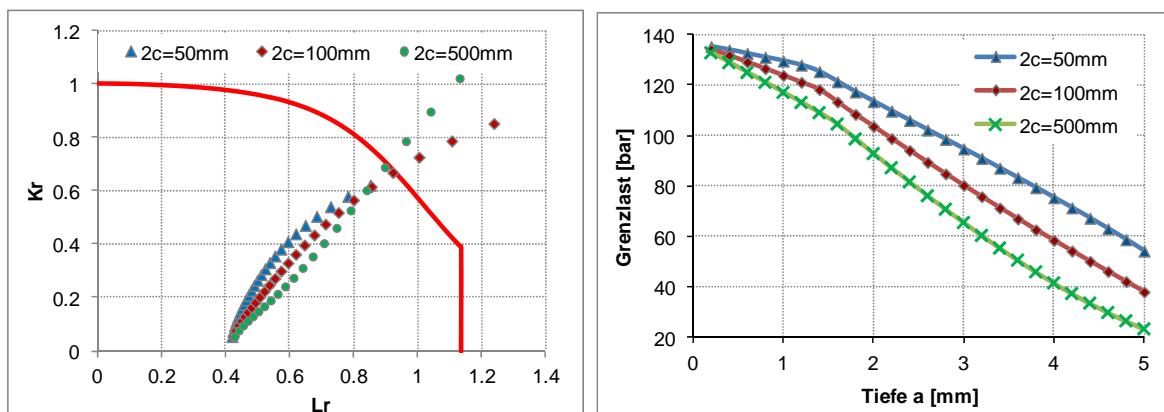


Abbildung 6: FAD und Grenzlast als Funktion der Risstiefe a für unterschiedliche Risslängen $2c$.

Die Grenzlast als Funktion der Risstiefe zeigt hier in guter Näherung einen stückweise linearen Verlauf, wobei sich die Kurvensteigung bei einer Risstiefe von ca. 1,5 mm ändert (Abbildung 6 rechts). Dieses unterschiedliche Verhalten für Tiefen $<$ bzw. $>$ 1,5 mm lässt sich erklären, wenn man bedenkt, dass sich ein Bewertungspunkt als Funktion des Drucks entlang einer Geraden durch den Ursprung bewegt. Im betrachteten Beispiel schneiden diese Trajektorien für Risse mit geringer Tiefe den vertikalen Bereich der Grenzkurve (blaue Kurve in Abbildung 4). Für Risse tiefer als 1,5 mm liegt dieser Schnittpunkt im gekrümmten Teil der Grenzkurve. Die Änderung der Kurvensteigung ist demnach eine Folge des "Knicks" in der FAD-Grenzkurve.

5.2.4 Variation der Wanddicke

L_r und K_r sind Funktionen der Rissgeometrie. Diese wird in den entsprechenden Formeln meist in Relation zur Wanddicke t ausgedrückt. So enthalten die mathematischen Ausdrücke beispielsweise die Risstiefe a üblicherweise in der Form a/t . Darüberhinaus sind L_r und K_r proportional zur Umfangsspannung die wiederum umgekehrt proportional zur Wanddicke ist. Änderungen der Wanddicke haben daher Auswirkungen auf den geometrie- sowie auf den lastabhängigen Anteil von L_r und K_r .

Um den Einfluss der Wanddicke auf das Ergebnis der Rissbewertung zu untersuchen, wurden 100 mm lange Risse mit Tiefen von $a = 2, 3$ und 4 mm betrachtet. Die Wanddicke wurde über einen Bereich von 5,4 mm bis 7,4 mm variiert (nominale Wanddicke von 6,4 mm $\pm 15\%$). Die restlichen Parameter bleiben konstant (Tabelle 1).

Mit zunehmender Wanddicke (abnehmender Umfangsspannung) nehmen L_r und K_r ab, und die Bewertungspunkte im FAD wandern Richtung Ursprung (Abbildung 7 links). Die Grenzlast nimmt hierbei linear mit der Wanddicke zu (Abbildung 7 rechts).

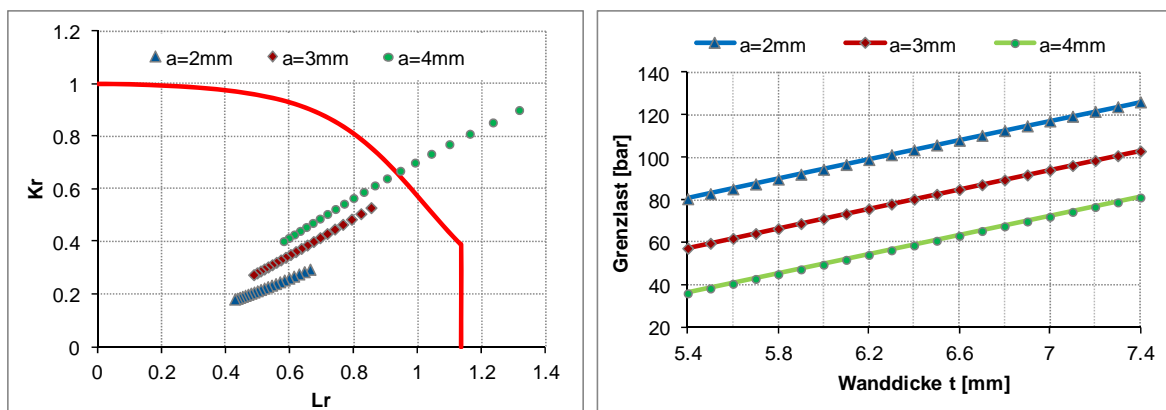


Abbildung 7: FAD und Grenzlast als Funktion der Wanddicke t für unterschiedliche Risstiefen a .

Für den 3 mm tiefen und 100 mm langen Referenzriss ergibt sich für die Wanddicke von 6,4 mm eine Grenzlast von 80 bar. Berücksichtigt man eine Toleranz von ± 0.4 mm (hier: $\pm 6\%$) entsprechend der Messgenauigkeit bei der Ultraschall-Wanddickenmessung (siehe Kapitel 3), so führt das zu einer Unsicherheit in der Grenzlast von ± 10 bar ($\pm 12\%$). Geht man von einer *relativen* Messgenauigkeit von $\pm 10\%$ aus (Spezifikation Streuflussmessung), resultiert mit ± 16 bar ($\pm 20\%$) eine deutlich höhere Unsicherheit in der Grenzlast.

5.2.5 Variation der Materialeigenschaften K_{mat} , σ_y und σ_u

Der Spannungskonzentrationsfaktor K_I und die Referenzspannung σ_{ref} sind unabhängig von den Materialeigenschaften. Da die Achsen des FAD als $L_r = \sigma_{ref}/\sigma_y$ und $K_r = K_I/K_{mat}$ definiert sind, ist leicht ersichtlich, dass sich bei Variation der Streckgrenze σ_y der Bewertungspunkt in x-Richtung verschiebt, eine Änderung der Bruchzähigkeit verschiebt den Bewertungspunkt in y-Richtung. Abbildung 8 (linkes Bild) zeigt dies für den Referenzriss. Hierbei variiert die Streckgrenze im Bereich von 300 MPa bis 400 MPa, die Bruchzähigkeit variiert zwischen 50 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ und 90 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. Die Grenzlast als Funktion von Streckgrenze und Bruchzähigkeit ist ebenfalls in Abbildung 8 (rechtes Bild) dargestellt. Die Zugfestigkeit des Werkstoffs beeinflusst lediglich den Grenzwert $L_{r(\max)} = (\sigma_y + \sigma_u)/2\sigma_y$. Der Bewertungspunkt des Referenzrisses schneidet bei Erhöhung des Drucks den gekrümmten Teil der Grenzkurve bei $L_r = 0.99$ (siehe auch Abschnitt 5.2.1). In diesem Fall ist die Grenzlast daher unabhängig von der Zugfestigkeit des Materials.

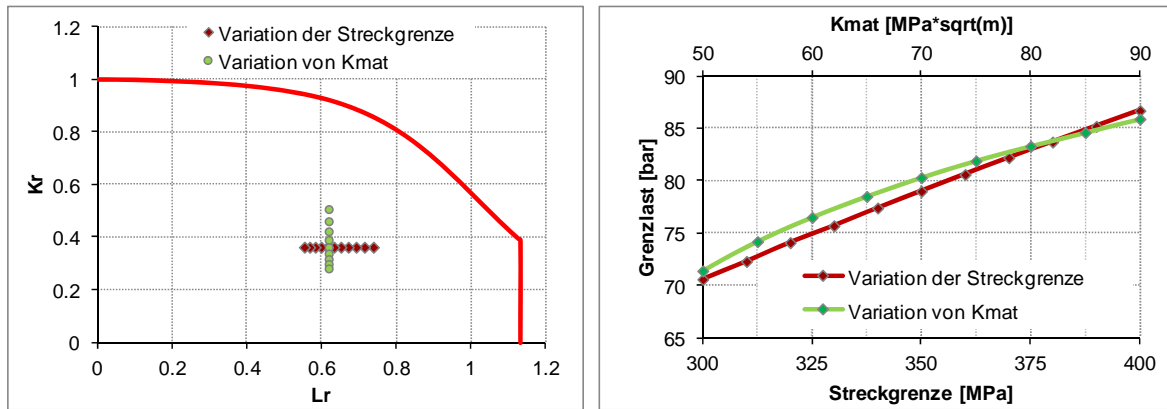


Abbildung 8: FAD (links) und Grenzlast (rechts) als Funktion von Streckgrenze und Bruchzähigkeit

5.3 Probabilistische Analyse

5.3.1 Hintergrund

In Kapitel 5.2 wurde untersucht, wie sich die Variation eines einzelnen Parameters auf das Ergebnis der FAD Analyse auswirkt. Diese deterministische Betrachtung basiert auf wohldefinierten Werten für die benötigten Eingangsparameter. In der Realität sind jedoch alle Eingangsgrößen mit entsprechenden Unsicherheiten behaftet, so dass für eine deterministische Bewertung der strukturellen Integrität konservative Grenzwerte für die jeweiligen Größen benutzt werden müssen. Ein anderer Ansatz zur Berücksichtigung der Unsicherheit der Eingangsgrößen ist die probabilistische Bruchmechanik, bei der die Input Parameter direkt als zufallsverteilte Größen betrachtet werden.

Ein gängiges Werkzeug der probabilistischen Bruchmechanik ist die Kombination von FAD Analyse und Monte Carlo Simulation. Die n Input Parameter $p_1 \dots p_n$ werden hierbei als statistische Verteilungsfunktionen beschrieben. Die FAD Bewertung wird dann iterativ wiederholt, bei jeder Iteration i mit einem neuen zufällig generierten Satz Parameter $p_{i,1} \dots p_{i,n}$ entsprechend der gewählten Verteilungsfunktionen. Jede Monte Carlo Iteration i ergibt einen Bewertungspunkt mit Koordinaten $(L_r, K_r)_i$. Die Unsicherheit in den Eingangsgrößen führt zur Streuung der Bewertungspunkte. Die Anzahl der Punkte außerhalb der Grenzkurve (N_{fail}) geteilt durch die Gesamtanzahl der N Iterationen ergibt die Versagenswahrscheinlichkeit (probability of failure – PoF): $PoF = N_{fail} / N$.

Die Kenntnis der PoF ermöglicht dann die Berechnung des mit einem Versagen verbundenen Risikos über die bekannte Definition: Risiko = Versagenswahrscheinlichkeit x Versagenskonsequenz.

5.3.2 Beispiel zur PoF-Analyse

Die deterministische Bewertung des Referenzrisses ergab eine Grenzlast von 80 bar (siehe Kapitel 5.1). Für diesen Referenzfehler wurden Monte Carlo-Simulationen für unterschiedliche Werte für die Toleranzen der Tiefen- und Längenmessung durchgeführt. Um der Streuung der Bruchzähigkeit Rechnung zu tragen wurde diese als normalverteilt angenommen mit einem Mittelwert von $70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ und einer Standardabweichung von $10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Für die Streckgrenze und die Zugfestigkeit wurden die spezifizierten Mindestwerte entsprechend der Stahlsorte nach API 5L [11] benutzt. Die Parameter für die Messtoleranzen und die damit berechneten PoF-Werte enthält Tabelle 2. Ansonsten wurden die Werte aus Tabelle 1 benutzt.

Tabelle 2 –Versagenswahrscheinlichkeit für unterschiedliche Genauigkeiten der Tiefen- und Längenmessung

ID	Genauigkeit (80 % Konfidenzniveau)		K_{mat} [MPa \sqrt{m}]	PoF
	Tiefe [mm]	Länge [mm]		
1	± 1.0	± 10	Normalverteilung: Mittelwert = 70 Standardabw. = 10	4.7E-2
2	± 0.5	± 10		1.2E-3
3	± 1.5	± 10		1.3E-1
4	± 1.0	± 5		4.6E-2
5	± 1.0	± 15		4.7E-2
6	± 1.0	± 10	konstant (70)	4.2E-2

Für eine Genauigkeit von ± 10 mm bei der Längenmessung und ± 1 mm bei der Tiefenmessung (80 % Konfidenzniveau) ergibt sich eine Versagenswahrscheinlichkeit von $4.7 \cdot 10^{-2}$ (ID 1 in Tabelle 2). Das entsprechende Ergebnis der Monte Carlo-Simulation zeigt Abbildung 9 (links). Abbildung 9 (rechts) zeigt das Monte Carlo Resultat für eine Messtoleranz von ± 0.5 mm in der Tiefenmessung (ID 2 in Tabelle 2). Durch die erhöhte Genauigkeit wird die Streuung der Bewertungspunkte deutlich reduziert und die Versagenswahrscheinlichkeit um eine Größenordnung reduziert.

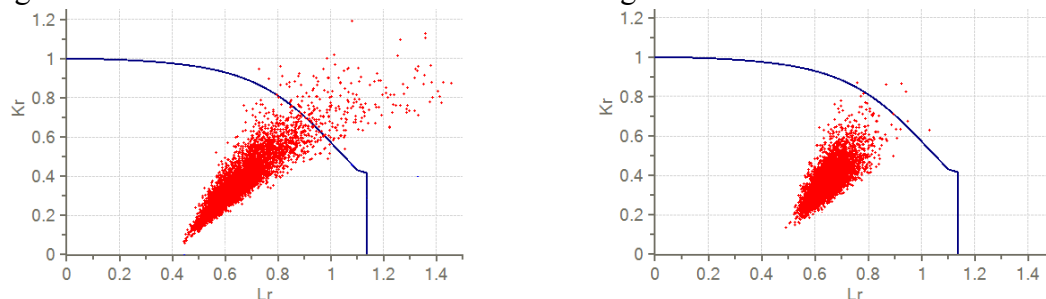


Abbildung 9: FADs mit Ergebnissen der Monte Carlo Simulationen. Links: Genauigkeit der Tiefenmessung ± 1.0 mm (ID 1 in Tabelle 2), rechts: Genauigkeit der Tiefenbestimmung ± 0.5 mm (ID 2 in Tabelle 2).

Aus Tabelle 2 ist ersichtlich, dass die Genauigkeit der Tiefenmessung den größten Einfluss auf die Versagenswahrscheinlichkeit hat, wohingegen Änderungen in der Genauigkeit der Längenmessung oder die Variation der Bruchzähigkeit das Ergebnis nicht wesentlich beeinflussen.

Abbildung 10 (links) zeigt die PoF des Referenzfehlers in Abhängigkeit des Leitungssinnendrucks für unterschiedliche Genauigkeiten der Tiefenbestimmung. Die Werte für Längenmessung und Bruchzähigkeit entsprechen denen von ID 1 in Tabelle 2. Wird die Tiefe mit einer Genauigkeit von ± 1.0 mm bestimmt, so muss der Druck vom MAOP von 50 bar auf 15 bar reduziert werden, um eine PoF $< 10^{-4}$ zu erreichen. Bei einer Genauigkeit von ± 0.5 mm würde hierfür schon eine Reduktion des Drucks um 6 bar genügen.

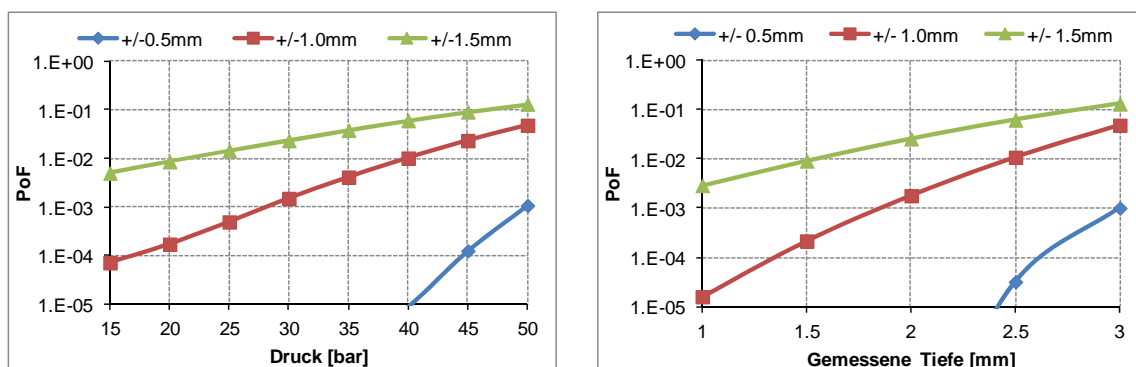


Abbildung 10: PoF als Funktion von Druck (links) bzw. als Funktion der gemessenen Risstiefe (rechts); für unterschiedliche Genauigkeiten der Tiefenbestimmung

Abbildung 10 (rechts) zeigt die Versagenswahrscheinlichkeit PoF als Funktion der gemessenen Risstiefe, wiederum für verschiedene Genauigkeiten der Tiefenmessung. Diese Darstellung ist von Nutzen, um die kritische Risstiefe zu ermitteln, bei der bei gegebenen Betriebsbedingungen (hier: MAOP = 50 bar) die maximal tolerierbare PoF erreicht wird.

6. Diskussion

Aus der deterministischen Analyse in Kapitel 5.2 geht hervor, dass Variationen in den einzelnen Parametern die resultierende Grenzlastergebnisse verschieden stark beeinflussen. Stellt man die Grenzlastergebnisse als Funktion eines einzelnen Parameters dar, so ist die Steigung dieser Kurve ein Maß für die Sensitivität bezüglich des betrachteten Parameters. Die Sensitivitätskoeffizienten in Tabelle 3 beschreiben die lokale Steigung der parameterspezifischen Kurve für das betrachtete Fehlerszenario.

Tabelle 3 – Sensitivitätskoeffizienten für das betrachtete Fehlerszenario

Parameter	Sensitivitätskoeffizient
Risstiefe	
Länge = 50 mm	-19 bar/mm
Länge = 100 mm (Referenzriss)	-23 bar/mm
Länge = 500 mm	-26 bar/mm
Risslänge	
Länge = 50 mm	-0.6 bar/mm
Länge = 100 mm (Referenzriss)	-0.2 bar/mm
Länge = 500 mm	-0.006 bar/mm
Wanddicke	+23 bar/mm
Bruchzähigkeit	+0.3 bar/MPa \sqrt{m}
Streckgrenze	+0.2 bar/MPa

Je höher der Absolutwert eines Sensitivitätskoeffizienten, desto stärker hängt die Grenzlastergebnisse vom entsprechenden Parameter und der damit verbundenen Unsicherheit ab. Im betrachteten Fall haben also Risstiefe und Wanddicke den größten Einfluss auf das Ergebnis der Bewertung.

Die Sensitivitätskoeffizienten für Risstiefe und Wanddicke sind vom gleichen Betrag, für die Rissbewertung ist die möglichst genaue Kenntnis von Risstiefe und lokaler Wanddicke daher gleichermaßen von Bedeutung. Falls die eingesetzte Prüfmethode keine Bestimmung der lokalen Wanddicke ermöglicht (etwa bei MFL Verfahren), so muss für die Bewertung die nominale Wanddicke herangezogen werden. Unter Umständen kann sich diese jedoch deutlich von der lokalen Wanddicke im Bereich der Fehlstelle unterscheiden. Dies ist besonders bei nahtlosen Rohren der Fall, wo nach API 5L [11] herstellungsbedingte Wanddickenvariationen von +15 % bis -12,5 % bezüglich des spezifizierten Nominalwertes tolerierbar sind. Mit den in diesem Beitrag angesprochenen Ultraschall-Rissprüfmodulen lässt sich die lokale Wanddicke jedoch mit einer hohen Genauigkeit von ca. ± 0.4 mm bestimmen (siehe Kapitel 3). Verglichen mit einer auf der Nominalwandstärke basierenden Rissbewertung erlaubt die Kenntnis der lokalen Wanddicke somit eine deutliche Verbesserung des Bewertungsergebnisses. Der Hauptanteil der Unsicherheit in der Bewertungsaussage resultiert letzten Endes aus der relativ großen Unsicherheit in der Risstiefenbestimmung.

Die Sensitivitätskoeffizienten in Tabelle 3 wurden für ein spezifisches Fehlerszenario berechnet und variieren im Allgemeinen je nach betrachteter Situation. Beispielsweise hängt der Sensitivitätskoeffizient für die Risslänge bei kurzen Rissen stark von der Risslänge ab, für Risse länger als 400 mm ist die berechnete Grenzlastergebnisse jedoch praktisch

unabhängig von der tatsächlichen Risslänge (Abbildung 5). Beim Sensitivitätskoeffizienten für die Risstiefe können zwei Bereiche unterschieden werden (Abbildung 6): Für Tiefen $< \text{ca. } 1,5 \text{ mm}$ hängt der Koeffizient (Kurvensteigung) deutlich von der Risslänge ab, wohingegen bei tieferen Rissen die Längenabhängigkeit wesentlich geringer ist.

Im vorliegenden Beitrag wurden nur Fehler im Grundmaterial unter statischer Last betrachtet. Oft findet man rissartige Fehler jedoch an Schweißnähten. Für deren Bewertung müssen die unterschiedlichen Materialeigenschaften für Grundmaterial, Wärmeeinflusszone und Nahtmaterial sowie die aus dem Schweißvorgang resultierende Restspannung berücksichtigt werden. Im Falle von Ermüdungsbeanspruchung muss deren Auswirkung auf ein mögliches Risswachstum untersucht werden, um die Restlebensdauer des Bauteils abzuschätzen.

Für die probabilistische Bewertung wurde der Einfachheit halber von normalverteilten Parametern ausgegangen. Für eine möglichst realistische Beschreibung bestimmter Größen sind andere Verteilungsfunktionen (z.B. Weibull-Verteilung) unter Umständen besser geeignet. Eine umfassendere Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit einer Komponente sollte auch die PoD (probability of detection) Spezifikation des eingesetzten Messverfahrens berücksichtigen, siehe z.B. [12]. Beides ist mit der benutzten Bewertungssoftware möglich, wurde für die Beispielrechnungen jedoch nicht angewandt.

7. Zusammenfassung & Ausblick

Basierend auf der FAD Methode wurde untersucht, wie die Ergebnisse einer Rissbewertung von den Eingangsgrößen und deren Unsicherheiten abhängen. Im ersten Teil wurde der Einfluss der verschiedenen Parameter auf die berechnete Grenzlast bestimmt. Hierzu wurde ein typisches Fehlerszenario (axialer Riss in einer 12" Pipeline mit einer Nominalwandstärke von 6.4 mm und MAOP von 50 bar) betrachtet. Als Ergebnis wurden Sensitivitätskoeffizienten bestimmt, mit deren Hilfe sich der Einfluss der unterschiedlichen Größen quantitativ vergleichen lässt.

Im zweiten Teil wurde eine auf der Monte Carlo-Simulation basierende probabilistische Bewertung durchgeführt, um die Versagenswahrscheinlichkeit (PoF) für ein gegebenes Fehlerszenario unter Berücksichtigung der Messtoleranzen in den einzelnen Parametern zu bestimmen. Für die betrachteten typischen Beispiele hat sich gezeigt, dass die Genauigkeit des Bewertungsergebnisses durch die Genauigkeit der Risstiefenbestimmung dominiert wird.

Eine generelle Einschränkung der FAD Bewertungsmethode ist die Limitierung auf vereinfachte Rissgeometrien. Hier können FE Berechnungsmethoden zu Verbesserungen führen, wenn das Rissprofil z. B. aus einer Feldverifizierung oder auch direkt aus ILI Daten [13] bekannt ist. Weitere Untersuchungen zielen darauf ab, die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse zu verallgemeinern, etwa durch die Erweiterung bezüglich des betrachteten Wanddicke- und Durchmesser-Bereichs.

Danksagung

Für die Berechnungen wurde das am Fraunhofer Institut für Zerstörungsfreie Prüfung (IzFP) von Prof. D. D. Cioclov und Dr. J. Kurz entwickelte Programm PVrisk benutzt.

Referenzen

- [1] Munz, M.: Allgemeine bruchmechanische Beziehungen und Leck-vor-Bruch-Verhalten. In Keller, H.P. (Hrsg.): Bruchmechanik druckbeanspruchter Bauteile. Hanser, 1990.
- [2] Willems, H., Barbian, O.A.: The State of Inline Crack Inspection using Ultrasonics. 3R International, Oct./Nov. 1999 (38), pp. 734-738.
- [3] Willems, H., Barbian, O.A.: State of In-Line Weld Inspection in Pipelines using Ultrasonics. Rio Pipeline Conference & Exposition 2007, Rio de Janeiro, October, 2 - 4, 2007.
- [4] Silk, M.G.: The use of diffraction – based time-of-flight measurements to locate and size defects, British Journal of Non-destructive Testing, May 1984, pp. 208-213.
- [5] Brekow, G., Boehm, R., Brackrock, D., Kreutzbruck, M.: Quantitative Defect Sizing on Components with Different Wall Thickness using UT-SAFT. 17th World Conference on Nondestructive Testing, Shanghai, 25-28 Oct. 2008.
- [6] American Petroleum Institute and American Society of Mechanical Engineers: API 579-1/ ASME FFS-1 Standard Fitness-for-Service, 2007.
- [7] British Standard Institution: BS 7910:2005 Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures, 2005.
- [8] Anderson, T.L.: Fracture Mechanics Fundamentals and Applications. 3rd Edition, CRC Press, 2005.
- [9] Murakami, Y. (ed.): Stress Intensity Factors Handbook. Pergamon Press, 1987.
- [10] Newman, J.C. & Raju, I. S. (1982) in: Murakami, Y. (ed.): Stress Intensity Factors Handbook. Pergamon Press, 1987.
- [11] American Petroleum Institute: Specification for Line Pipe. ANSI/API Specification 5L, 2007.
- [12] Dobmann, G., Cioclov, D.D., Kurz, J.: NDT and fracture mechanics – How can we improve the failure assessment by NDT – Where we are - where we go; to be published, 2011.
- [13] L. Barkdull, H. Willems: Post Assessment of Ultrasonic Crack Detection Inline Inspection Data; International Pipeline Conference IPC 2008, Paper IPC2008-64357, Calgary 2008.