

**Grenzzustände kleiner Rissbreiten
in Dichtkonstruktionen aus Stahl-
beton unter Berücksichtigung der
Anforderungen an Durchfluss-
sicherheit, Nutzungsfähigkeit und
Dauerhaftigkeit**

T 3283

T 3283

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2012

ISBN 978-3-8167-8766-2

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69

70504 Stuttgart

Nobelstraße 12

70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00

Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Manfred Curbach
Martin Just M.Sc.

BERICHT

GREZZZUSTÄNDE KLEINER RISSBREITEN IN DICHTKONSTRUKTIONEN AUS STAHLBETON

unter Berücksichtigung der Anforderungen an Durchflusssicherheit, Nutzungsfähigkeit und Dauerhaftigkeit

DIBt-Az.: ZP 52-5-7.275.1-1345/10

Dresden, 31.05.2012

INHALTSVERZEICHNIS

Inhaltsverzeichnis	2
1. Problematik der Zuverlässigkeitsermittlung bei der Vorhersage kleiner Rissbreiten ..	4
1.1 Anliegen des Forschungsprojektes	4
1.2 Konzept der Bechränkung der Rissbreite.....	4
2. Einfluss der Rissbreite auf die Dauerhaftigkeit.....	7
2.1 Korrosion.....	7
2.1.1 chloridinduzierte Korrosion	7
2.1.2 Korrosion infolge Karbonatisierung	8
2.2 Selbstheilung von Rissen.....	9
2.3 Durchfluss bzw. Eindringen von Stoffen in Trennrisse	9
2.4 Frost- Tausalz- Widerstand	9
2.5 Qualität des Sichtbetons	9
2.6 Austrocknung des Betons.....	9
3. Vorhersagegenauigkeit der Rissbreiten	10
3.1 Vergleich Rissbreitenmodelle	10
3.1.1 Modell des Eurocode 2.....	10
3.1.2 Modell des Eurocode 2 mit deutschem NA	11
3.1.3 Modell aus Eckfeldt et. al. [16] Kap. 2.1	12
3.1.4 Modell aus Eckfeldt et. al. [16] Kap. 7.5	14
3.2 Statistische Untersuchung anhand DEs Rissdatensatzes	15
3.2.1 Berücksichtigung der streuenden Materialparameter.....	15
3.2.2 Einfluss der einzelnen Parameter auf die Rissbreite	17
3.2.3 Berechnung der Rissbreiten für den Datensatz [7] mit Streuungen	19
3.3 Zusammenfassung Rissbreitenvorhersage.....	22
4. Zuverlässigkeitsermittlung von Bauteilen mit kleinen Trennrissen	24
4.1 Prinzipielles Vorgehen	24
4.2 Ermittlung der Verteilung auftretender Rissbreiten in Abhängigkeit der berechneten	27
4.3 Zuverlässigkeitsermittlung gegen deterministische Grenzwerte	33
4.4 Zuverlässigkeitsermittlung bei Berücksichtigung der Streuung der Grenzwerte ..	34

4.4.1 Zuverlässigkeitsermittlung für das Eindringverhalten wassergefährdender Stoffe in Trennrisse.....	34
4.2.2 Zuverlässigkeitsermittlung für weitere Dauerhaftigkeitsaspekte.....	41
5. Zusammenfassung und Ausblick.....	44
Quellen.....	45

1. PROBLEMATIK DER ZUVERLÄSSIGKEITSERMITTLUNG BEI DER VORHERSAGE KLEINER RISSBREITEN

1.1 ANLIEGEN DES FORSCHUNGSPROJEKTES

Im ersten Teil des Forschungsvorhabens zu kleinen Rissbreiten (Eckfeldt et al. [16]), in dem die Verbesserung der Vorhersagequalität im Vordergrund stand, hat sich gezeigt, dass die Qualität der Vorhersage, insbesondere bei den in den Normen verwendeten Rissbreitenmodellen, unzureichend ist. In der Folge sind deutliche Überschreitungen der berechneten Werte durch die später am Bauteil tatsächlich auftretenden Rissbreiten zu erwarten.

Die Beschränkung der Rissbreite dient der Sicherstellung der Dauerhaftigkeit von Stahlbetonbauteilen. Können die in der Norm hinterlegten Grenzwerte aufgrund der Modellungenauigkeit nicht eingehalten werden, so sind die Zuverlässigkeit der Bemessung und damit die Dauerhaftigkeit nicht gewährleistet.

Um teure Mehreinlagen von Stahl zur Beschränkung der Rissbreite zu sparen, soll im Rahmen dieses zweiten Teils des Forschungsvorhabens zu den kleinen Rissbreiten geprüft werden, inwiefern sich bei Berücksichtigung der Streuungen auf Einwirkungs- und Widerstandsseite beim Nachweis der Rissbreiten ein höheres Sicherheitsniveau ergibt.

1.2 KONZEPT DER BESCHRÄNKUNG DER RISSBREITE

Rissbreiten können nach der aktuellen Norm zur Bemessung von Stahlbetonbauteilen, dem EuroCode 2-1-1 (DIN EN 1992-1-1 [13]), mit nationalem deutschen Anhang (DIN EN 1992-1-1/NA [14]), beschränkt werden, in dem die auftretenden Rissbreiten berechnet und mit vorgegebenen Grenzwerten verglichen werden, oder in dem konstruktive Regeln eingehalten werden, welche die Einhaltung der Grenzwerte sicher stellen. Dies kann entweder durch die Begrenzung des Stabdurchmessers oder des Stababstandes der Bewehrungsstäbe erfolgen.

Dabei wird jedoch vorausgesetzt, dass die später am Bauteil auftretenden Rissbreiten nicht größer, als die zuvor berechneten sind, bzw. die Einhaltung der konstruktiven Regeln sicher stellt, dass die Grenzrissbreite nicht überschritten wird.

Wie eingangs erwähnt haben Eckfeldt et.al. [16] gezeigt, dass solche Überschreitungen nicht nur vorkommen, sondern der Regelfall sind.

Möchte man Streuungen berücksichtigen, so ist es erforderlich Verteilungsfunktionen zu kennen, die auf „Einwirkungsseite“ den Bezug zwischen berechneter und tatsächlicher Rissbreite herstellen und auf „Widerstandsseite“ die Streuung der Rissbreiten, bei denen das maßgebende Dauerhaftigkeitskriterium noch eingehalten wird.

Ziel der Bemessung nach EC 2-1-1 ist es, basierend auf EC 0 (DIN EN 1990 [12]) einen Zuverlässigkeitsindex von $\beta \sim 3,0$ zu erreichen, was bedeutet, dass in 99,8% aller Fälle das nachzuweisende Kriterium eingehalten wird, dies entspricht einer „Überlebenswahrscheinlichkeit“ von 99,8%. Im Umkehrschluss darf die „Versagenswahrscheinlichkeit“ 0,2% nicht überschreiten. „Versagen“ und „Überleben“ sind hier als gängige Begriffe aus dem probabilistischen Sicherheitskonzept entnommen. Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit ist bei Überschreiten des jeweiligen Kriteriums allerdings kein Versagen zu erwarten, sondern eine Einschränkung der Dauerhaftigkeit oder Nutzbarkeit des Bauteils.

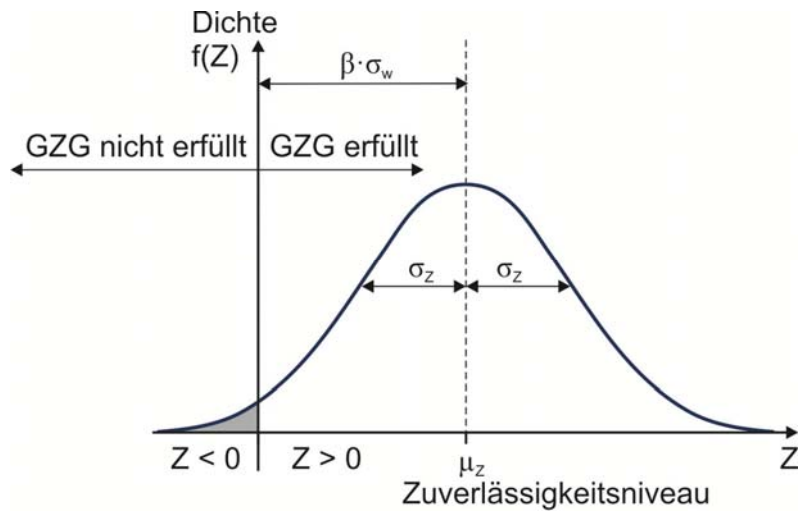


Bild 2.3: Grenzzustandsfunktion

In beiden Fällen kann die Versagenswahrscheinlichkeit einfach durch Monte-Carlo-Simulationen ermittelt werden. Dazu wird aus den Verteilungen eine große Menge an Stichproben gezogen. Im ersten Fall werden die gezählt, die größer sind, als der deterministische Grenzwert, im zweiten Fall wird die Grenzzustandsfunktion durch Subtraktion jeweils zweier Zufallsrealisierung der beiden Verteilungen nachgebildet und die Werte kleiner Null gezählt.

Die Anzahl der gezählten Werte geteilt durch die Stichprobenanzahl ergibt dann die Versagenswahrscheinlichkeit.

2. EINFLUSS DER RISSBREITE AUF DIE DAUERHAFTIGKEIT

Wie eingangs beschrieben dient die Begrenzung der Rissbreite der Erhöhung der Dauerhaftigkeit von Stahlbetonbauteilen.

Folgende Dauerhaftigkeitsparameter werden durch die Rissbreite beeinflusst:

- Korrosion
 - chloridinduzierte
 - infolge Carbonatisierung
- Selbstheilung von Rissen (in abh. des Wasserdurchfluss)
- Durchfluss / Eindringtiefe ew_{tk} von
 - wassergefährdenden Stoffen
 - betonangreifenden Stoffen
- Frost-Tausalz-Widerstand

Risse haben außerdem auch Einfluss auf die Qualität von Sichtbeton.

2.1 KORROSION

2.1.1 chloridinduzierte Korrosion

Korrosion, die durch das Eindringen von Chloridionen hervorgerufen wird tritt sowohl bei ungerissenem, als auch bei gerissenem Beton nach einer gewissen Lebensdauer des betrachteten Bauteils auf.

Sind Risse im Beton vorhanden, so ist ein Einfluss auf die chloridinduzierte Korrosion zu vermuten, da die Betondeckung, welche die Hauptschutzschicht bildet, geschwächt wird.

Boulfiza et. al. haben in ihren Versuchen in [6] festgestellt, dass die Chloridkonzentration bei gerissenem Beton in der Betondeckung bei gleicher Tiefe größer ist, als bei ungerissenem Beton. Dies wird bestätigt durch Adiyastuti [1].

Frederiksen et al zeigen in [18], dass Risse im Beton vor allem den Initiierungszeitpunkt der Korrosion beeinflussen, die Rissweite jedoch vor allem bei $w_{test} < 0,4$ mm keinen spürbaren Einfluss hat. Auch die Korrosionsintensität über die Lebensdauer des Bauteils wird von Rissen kaum beeinflusst.

Dies wird u.a. bestätigt von Bentour et. al. in [4] (s. Bild 2.1)

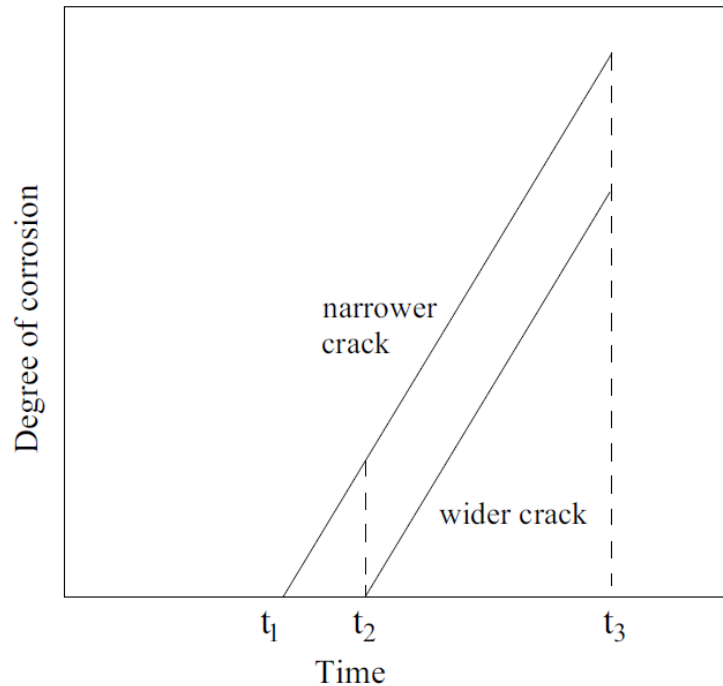


Bild 2.1 Einfluss verschiedener Rissbreiten und Rissauftrittszeitpunkte auf den Grad der Korrosion (aus Bentour et al. [4])

Auch Schiessl und Raupach geben in [33] an, dass nach dem Einsetzen der Korrosion die Rissbreite keinen signifikanten Einfluss hat.

Raharinaivo et. al. [30] und Gagne et. al. [19] hingegen haben festgestellt, dass Risse einen starken Einfluss auf die Diffusion von Chloridionen haben und das mit zunehmender Rissbreite damit auch die Korrosion zu nimmt. Das Versuchsprogramm von Raharinaivo et. al. beinhaltet dabei Probekörper mit kleiner ($w_{\text{test}} \leq 0,30$ mm) und großer ($w_{\text{test}} \geq 0,50$ mm) Rissbreite. Die Aussagefähigkeit für das Vorliegende Forschungsvorhaben mit Hinblick auf sehr kleine Rissbreiten ($w_{\text{test}} \leq 0,20$ mm) ist somit begrenzt. Einzig die Aussage, dass auch Risse mit einer Rissbreite von $w_{\text{test}} = 0,1$ mm die Diffusionsrate gegenüber ungerissenem Beton steigern ist für dieses Projekt verwertbar, bestätigt aber nur die vorangestellten Aussagen der anderen Autoren.

Mohammed et. al. [29] haben in ihrem Versuchsprogramm festgestellt, dass Risse mit $w_{\text{test}} \leq 0,50$ mm sich infolge Selbstheilung geschlossen haben. Im Bereich verheilter Risse war keine stärkere Korrosion feststellbar.

2.1.2 Korrosion infolge Karbonatisierung

Durch Karbonatisierung der Betondeckung kommt es zu einer nachteiligen Veränderung des basischen Milieus im Beton, die die gegen Korrosion schützende Wirkung für die Bewehrung reduziert.

Risse im Beton können die Karbonatisierung beschleunigen, da die Betondeckung lokal geschwächt wird und die Angriffsfläche damit erhöht wird.

Alahamad et. al. haben an Versuchen mit Mörtelproben in [2] gezeigt, das mit zunehmender Rissbreite die Carbonatisierungstiefe im Vergleich zu ungestörten Referenzproben zunimmt. Dabei sind jedoch vor allem sehr kleine Rissbreiten $w_{\text{test}} < 0,10$ mm entscheidend, ab $w_{\text{test}} = 0,10$ mm ist kein signifikanter Anstieg der Carbonatisierungstiefe mit zunehmender Rissbreite erkennbar. Gerade Rissbreiten $w_{\text{test}} \ll 0,10$ mm sind jedoch schwer genau vorherzusagen.

2.2 SELBSTTHEILUNG VON RISSEN

Als Selbstheilung von Rissen wird ein Prozess bezeichnet, bei dem wasserdurchströmte Risse im Beton durch lose bzw. losgelöste Bestandteile so zugesetzt werden, dass sie u.a. durch die dabei entstehenden C-S-H-Verbindungen wieder dicht sind (jedoch nicht kraftschlüssig überbrückt).

Bereits ältere Untersuchungen von Clear [8], Ripphausen [32] und Meichsner [26] zeigen, dass Risse bis 0,3mm durch Selbstheilung nach einer gewissen Zeit so zugesetzt werden können, dass der Durchfluss komplett zum Erliegen kommt.

Ausführlich wurde dieses Phänomen von Edvardson in [17] untersucht. Selbstheilung tritt demnach vor allem bei sehr kleinen Rissbreiten $w_{\text{test}} \ll 0,50$ mm auf.

Ivány listet in [23] in Abhängigkeit des Druckgradienten (Flüssigkeitssäulenhöhe zu Bauteildicke) maximal zulässige Rissbreiten auf, bei denen Selbstheilung noch gesichert erwartet werden kann (wenn die übrigen für Selbstheilung erforderlichen Randbedingungen vorhanden sind). Die angegebenen Grenzwerte liegen dabei zwischen $w_{\text{grenz}} = 0,05$ mm und $w_{\text{grenz}} = 0,2$ mm.

2.3 DURCHFLUSS BZW. EINDRINGEN VON STOFFEN IN TRENNRISSE

Im Zusammenhang mit der Selbstheilung von Rissen wurde von Edvardson [17] ebenfalls der Durchfluss untersucht. Dabei zeigt sich deutlich, dass mit zunehmender Rissbreite die Durchfluggeschwindigkeit überproportional zunimmt.

Ähnliche Ergebnisse lieferten die Untersuchungen von Tsukamoto [34] und Imhof-Zeitler [22], welche an Probekörpern aus Stahlbeton und faserbewehrtem Stahlbeton Eindringtiefen und Durchströmung gemessen haben.

Der Fokus lag bei den Versuchen auf Rissbreiten größer $w_{\text{test}} = 0,1$ mm. Eine Undurchlässigkeit wurde dabei in der Regel nicht erzielt, zumeist haben die Flüssigkeiten den Probekörper zeitig durchdrungen.

Eigne Versuche in [25] bestätigen dieses Bild, untersucht wurden Trennrisse mit einer Rissbreite von $w_{\text{test}} = 0,1$ mm, sowie verschiedene Flüssigkeiten. Als Ergebnis wird die Bauweise von Trennrissen bei Bemessung nach dem Rissbreitenmodell der DIN1045-1 als ungeeignet herausgestellt. In Kapitel 4 wird näher auf die Ergebnisse eingegangen.

2.4 FROST- TAUSALZ- WIDERSTAND

Durch Frost-Tausalz-Beanspruchung entstehen Risse im Beton. Laut Jacobsen et. al. [24] haben diese eine Rissweite von 1-10 μm .

Vorher bereits vorhandene Risse können das Eindringen von Wasser begünstigen (vgl. 2.3). Auf den Frostangriff haben die Risse keinen nennenswerten Einfluss.

2.5 QUALITÄT DES SICHTBETONS

Neben den üblichen Anforderungen zur Begrenzung der Rissbreite, welche von den bereits aufgeführten Aspekten der Dauerhaftigkeit ausgehen, kann es bei hohen Ansprüchen an die Qualität eines Sichtbetons zusätzliche individuelle Begrenzungsanforderungen geben, welche mit dem Auftraggeber abzustimmen und gesondert zu vereinbaren sind (vgl. [36]).

2.6 AUSTROCKNUNG DES BETONS

Nach dem Betonieren trocknet Beton aus. Laut Bazant et. al. [3] erhöhen Risse diesen Prozess zwar messbar, aber nicht signifikant. Die Rissbreite selber hat dabei keinen merklichen Einfluss auf das Austrocknungsverhalten.

3. VORHERSAGEGENAUIGKEIT DER RISSBREITEN

3.1 VERGLEICH RISSBREITENMODELLE

Im folgenden Kapitel sollen verschiedene Modelle der Rissbreitenvorhersage vorgestellt und verglichen werden. Dabei wird auf das aktuelle Modell nach dem Eurocode 2-1-1 eingegangen und das Modell des deutschen Nationalen Anhangs, welches dem der DIN1045-1:2008 entspricht betrachtet.

Außerdem werden aus dem vorangegangenen Teilprojekt zur Verbesserung der Vorhersage kleiner Rissbreiten von Eckfeldt et. al. [16] das von Eckfeldt entwickelte Modell, sowie ein darin vorgestelltes Modell von Windisch [35] vorgestellt.

Im Anschluss werden diese Modelle unter Verwendung eines Rissdatensatzes von Caldenty Perez [7] statistisch untersucht. Der Datensatz enthält eine gründliche und vollständige Dokumentation von einer großen Anzahl an Versuchen, bei denen Biege- und Trennrisse an verschiedenen Probekörpergeometrien erzeugt wurden.

Trotz des großen Umfanges des Datensatzes sind bei der Interpretation der Ergebnisse ein paar Dinge zu beachten. Bei den Zugkörpern in [7] ist die sich häufig wiederholende Probekörpergeometrie als ungünstig zu betrachten, die durch ihre große Stichprobenanzahl das Ergebnis unter Umständen zu sehr Wichten kann. Außerdem wurden zumeist Betondeckungen verwendet, die kleiner sind, als in der Praxis üblich.

3.1.1 Modell des Eurocode 2

Ab 01.07.2012 wird die neue Europäische Norm für den Stahlbetonbau in allen EU-Staaten verbindlich eingeführt. Der Eurocode 2-1-1 enthält Allgemeine Regeln für die Bemessung, sowie Regeln, den Hochbau betreffend. Im Abschnitt zur Bemessung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit ist u.a. die Begrenzung der Rissbreite als Gebrauchstauglichkeitskriterium gefordert. Dies kann indirekt erfolgen, indem Stababstände oder Grenzdurchmesser eingehalten werden, oder indem die Rissbreite direkt berechnet wird und mit definierten Grenzwerten verglichen wird.

Zur direkten Berechnung stellt der EC2-1-1 folgende Formel zur Verfügung.

$$w_k = s_{r,\max} \cdot (\varepsilon_{sm} - \varepsilon_{cm}) \tag{3}$$

Die Formeln für den Rissabstand und die Dehnungsdifferenz eingesetzt ergibt sich:

$$w_k = (k_3 \cdot c + k_1 \cdot k_2 \cdot k_4 \cdot \phi / \rho_{p,\text{eff}}) \cdot \frac{\sigma_s - k_t \cdot \frac{f_{ct,\text{eff}}}{\rho_{p,\text{eff}}} \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{p,\text{eff}})}{E_s} \tag{4}$$

mit

k_1 ... Faktor zur Berücksichtigung der Verbundeigenschaften

k_2 ... Faktor zur Berücksichtigung der Dehnungsverteilung

k_3 ... Faktor zur Berücksichtigung der verbundfreien Länge

k_4 ... Faktor zur Berücksichtigung des Verhältnisses von Verbundspannung zu Betonzugfestigkeit

c ... Betondeckung der Längsbewehrung

ϕ ... Stabdurchmesser der Längsbewehrung

$\rho_{p,\text{eff}}$... Effektiver Bewehrungsgrad

- σ ... Stahlspannung in der Längsbewehrung
- k_t ... Faktor zur Berücksichtigung der Lasteinwirkungsdauer
- $f_{ct,eff}$... Effektive Betonzugfestigkeit
- E_s ... Elastizitätsmodul des Bewehrungsstahls

Die Dehnungsdifferenz zwischen Stahl und Beton, die in Ansatz gebracht wird entspricht dabei dem klassischen Modell, welches auch DIN1045-1 [11] oder dem MC2010 [28] zugrunde liegt.

Für den maximalen Rissabstand wird ein additiver Satz verwendet, bei dem zum einen ein beidseitig des Rissufers verbundfreier Bereich angenommen wird, auf den dann die eigentliche Einleitungslänge aufsummiert wird, in die die Verbundeigenschaften des Bewehrungsstahls, die Dehnungsverteilung im Querschnitt, der Stabdurchmesser der Bewehrung, der Bewehrungsgrad und die Verbundspannung einfließen.

Vergleicht man die Testdaten des Datensatzes [7] mit den dazu berechneten Rissbreiten ergibt sich folgendes Bild.

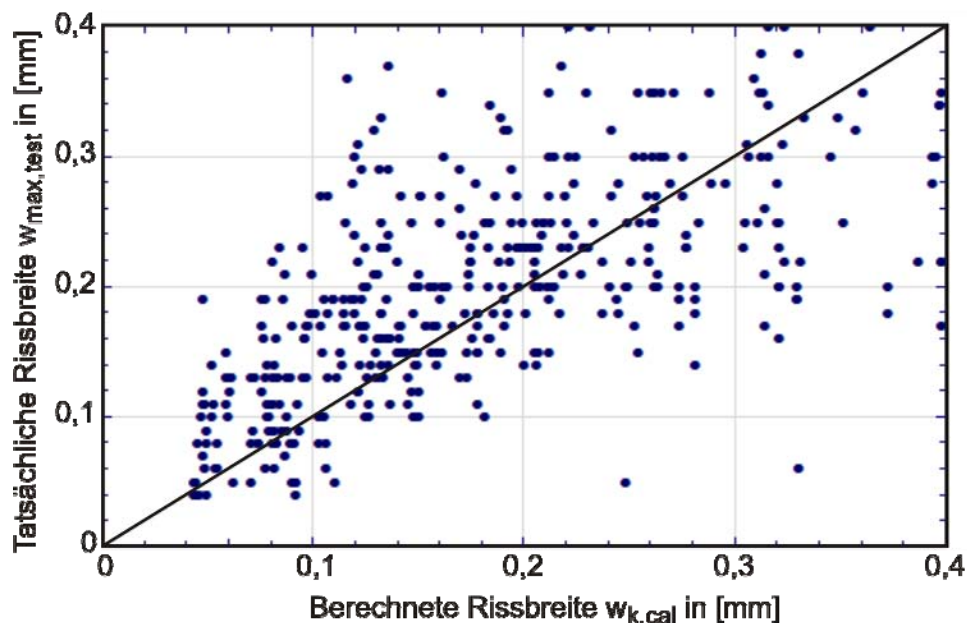


Bild 3.1: Vergleich berechnete Rissbreiten nach EC2-1-1 zu Testdaten aus [7]

Deutlich zu erkennen sind die deutlichen Abweichungen zwischen berechneter und tatsächlich gemessener Rissbreite. Dabei liegt der gemessene Wert insbesondere im Bereich kleiner Rissbreiten häufig signifikant über dem berechneten.

3.1.2 Modell des Eurocode 2 mit deutschem NA

Zu der „Rumpfnorm“ EC2-1-1 gibt es für jedes Land einen eignen nationalen Anhang, in dem Länderspezifische Regelungen und Anpassungen geregelt werden. Dabei wird im deutschen nationalen Anhang u.a. auch die Formel zur direkten Berechnung der Rissbreite angepasst.

Einer verbundfreien Einleitungslänge wird dabei vom Modellverständnis widersprochen, u.a. da im Falle sehr großer Betondeckungen ein zu konservativer Ansatz entsteht. Der Faktor k_3 wird daher zu 0 gesetzt. Der Faktor k_2 zur Berücksichtigung der Verbundeigenschaften wird mit 1,0 in Ansatz gebracht, da in Deutschland nur gerippte Bewehrungsstähle nach DIN488-1 zugelassen sind, welche in jedem Fall gute Verbundeigenschaften besitzen.

Der Faktor k_2 ergibt sich ebenfalls zu 1,0, da vom Modell her angenommen wird, dass die Bewehrung im Bereich von (möglichen) Rissen immer in Bereichen konstanter Zugdehnungsverteilung liegt.

Der Faktor k_4 wird zu $(1/3,6)$ gesetzt, was einer Verbundspannung von $1,8 f_{ctm}$ entspricht.

Die Formel nach Anpassung der Beiwerte k_1 bis k_4 im Nationalen Anhang lautet:

$$w_k = \frac{d_s}{3,6 \cdot \rho_{eff}} \cdot \frac{\sigma_s - 0,4 \cdot \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{eff}} \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{eff})}{E_s} \quad (5)$$

Die angepasste Formel entspricht damit dem bereits aus DIN1045-1 [11] bekannten Modell. Im Vergleich der Rissdaten aus [7] mit den nach EC2-1-1/NA berechneten Werten ergibt sich folgendes Bild.

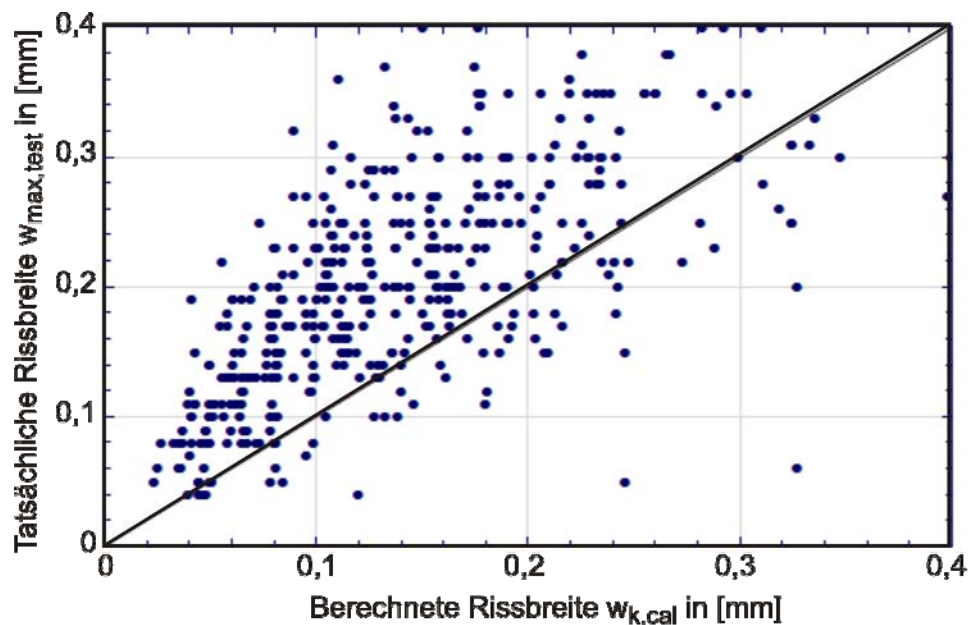


Bild 3.2: Vergleich berechnete Rissbreiten nach EC2-1-1/NA zu Testdaten aus [7]

Trotz der Anpassungen im NA gegenüber dem Basisrissbreitenmodell des EC2-1-1 ergibt sich ein ähnliches Bild, wie es der Basis-EuroCode selber zeigt, auch hier liegen die berechneten Werte zumeist unter den tatsächlich gemessenen.

Hingewiesen werden muss an dieser Stelle noch einmal auf die Betondeckungen der Probekörper im Datensatz, welche zum Großteil im unteren Bereich der in der Praxis üblicher Betondeckungen liegen. Der Hauptgrund für die Modifikation des Modells im NA gegenüber dem Basis EC 2-1-1, das bei großen Betondeckungen ein zu konservativer Ansatz, bei Berücksichtigung einer verbundfreien Länge beiderseits des Risse für den Rissabstand, gewählt wird, kann somit nicht überprüft werden.

3.1.3 Modell aus Eckfeldt et. al. [16] Kap. 2.1

Das von Eckfeldt in seiner Dissertation [15] vorgestellte und in Eckfeldt et al. [16] erweiterte Modell basiert auf dem gleichen Ansatz wie das Modell der DIN1045-1 [11]. Allerdings werden neben einem modifizierten Bewehrungsgrad zwei andere Rissabstände in Ansatz gebracht.

$$s_{r \max, single, th} = 1,25 \cdot \frac{\left(\frac{f_{ct} \cdot k_c \cdot k \cdot b \cdot \frac{h}{2}}{n_{bar} \cdot \pi \cdot \frac{\phi^2}{4}} - f_{ct} \right) \cdot \phi}{2 \cdot 2,25 \cdot f_{ct}} \quad (6)$$

und

$$s_{r \max, sec} = 0,85 \cdot \left(\frac{\phi}{2 \cdot k_{b,lim} \cdot \rho_{c,eff,loc}} + \min(c_s; c_u) \cdot 0,75 \right) \quad (7)$$

mit

$f_{ct} \dots$ Zugfestigkeit des Betons

$k_c \dots$ Faktor für Umlagerungen innerhalb des Querschnitts bei Erstrissbildung

$b \dots$ Querschnittsbreite

$h \dots$ Querschnittshöhe

$n_{bar} \dots$ Anzahl der Bewehrungsstäbe

$k_{b,lim} \dots$ Verbundfaktor

$\rho_{c,eff,loc} \dots$ effektiver lokaler Bewehrungsgrad eines Stabes

Die Rissbreite ergibt sich:

$$w_k = \max[s_{r \max, single, th}; s_{r \max, sec}] \cdot \frac{\sigma_s - 0,4 \cdot \frac{f_{ct,eff}}{\rho_{eff}} \cdot (1 + \alpha_e \cdot \rho_{eff})}{E_s} \quad (8)$$

Vergleicht man die Testdaten des Datensatzes [7] mit den dazu berechneten Rissbreiten ergibt sich folgendes Bild.

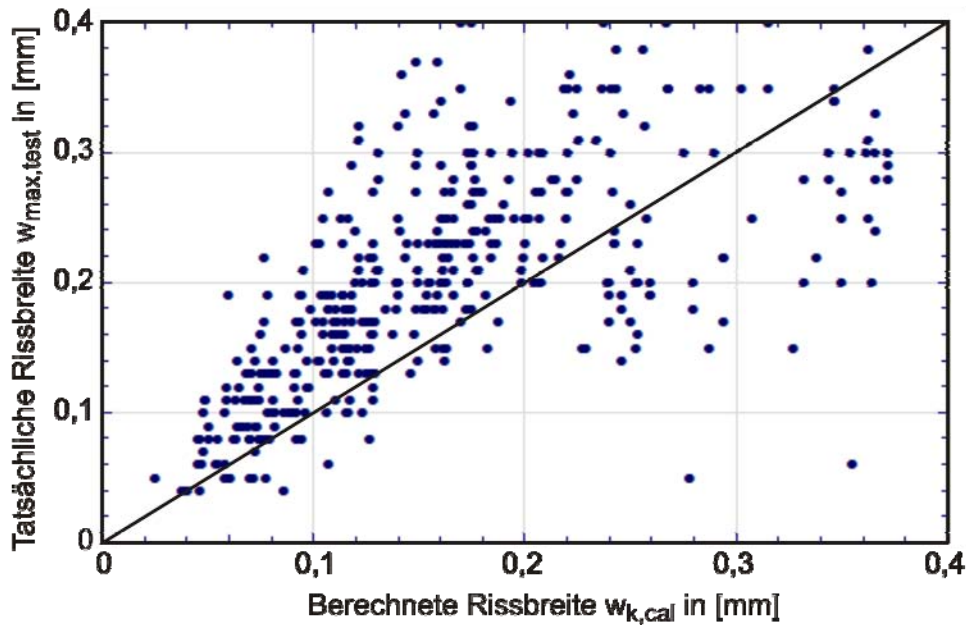


Bild 3.3: Vergleich berechnete Rissbreiten nach Eckfeldt et. al. [16], Kap. 2.1 zu Testdaten aus [7]

Das von Eckfeldt in seiner Dissertation [15] entwickelte Modell zeigt ebenfalls größtenteils zu klein berechnete Rissbreiten, allerdings ist die absolute Überschreitung gegenüber den zuvor vorgestellten Modellen geringer.

3.1.4 Modell aus Eckfeldt et. al. [16] Kap. 7.5

In Eckfeldt et al [16] wird in Kapitel 7.6 ein Modell von Windisch[35] vorgestellt, das prinzipiell dem klassischen Modell - Rissabstand multipliziert mit der Dehnungsdifferenz - entspricht, aber vor allem auf die Sicherstellung eines Grenzwertes der nicht überschritten wird zielt, als eine genau Korrelation zu erreichen. Angenommen wird, dass es Bereiche innerhalb eines Bauteils gibt, bei denen der Übergang von der Einzelrissbildung zum abgeschlossenen Rissbild nicht oder nur teilweise abgeschlossen ist. Zugrunde liegt die Überlegung, dass in diesen Bereichen keine Rissspannung erreicht wird, bedingt durch höhere lokale Betonzugfestigkeiten. Daraus ergeben sich höhere Einleitungslängen für die benachbarten Risse, welche dadurch größer werden.

Dem zu Folge entspricht der „Rissabstand“ in Formel (9) auch nicht dem klassischen $s_{r,max}$, wie bei den übrigen Modellen, sondern stellt die Lasteinleitungslänge für den maßgebenden maximalen Riss dar, welche in vielen Fällen ungleich dem maximalen Rissabstand ist (vgl. Windisch [35]).

Außerdem fließt in die Berechnung der Einleitungslänge die Stahlspannung mit ein, was irritieren mag, da der Rissabstand nicht größer wird, bei zunehmender Stahlspannung, sondern aufgrund der zunehmenden Rissbildung in aller Regel kleiner. Wenn man sich aber die zu Grunde liegende Lasteinleitungslänge betrachtet, so ist es nur logisch, dass diese bei zunehmender zu übertragender Stahlspannung steigt. Bei Biegebauteilen kann die Einleitungslänge eines Primärrisses selbst benachbarte Sekundärrisse überbrücken, wenn diese nur von geringer Ausdehnung in Richtung der Bauteildicke sind.

Die Rissbreiten berechnen sich nach folgender Formel:

$$w_k = \frac{\sigma_s \cdot d_s}{5 \cdot f_{ct,eff}} \cdot \left[\frac{\sigma_s}{E_s} - 0,6 \cdot \left(\frac{\sigma_s}{E_s} - \left(\frac{E_s}{E_c} - 1 \right) \cdot \frac{f_{ct,eff}}{E_c} \right) \right] \quad (9)$$

Auch mit diesem Modell werden für den Rissdatensatz Rissbreiten berechnet. Verglichen mit den Rissdaten aus [7] ergibt sich folgendes Bild.

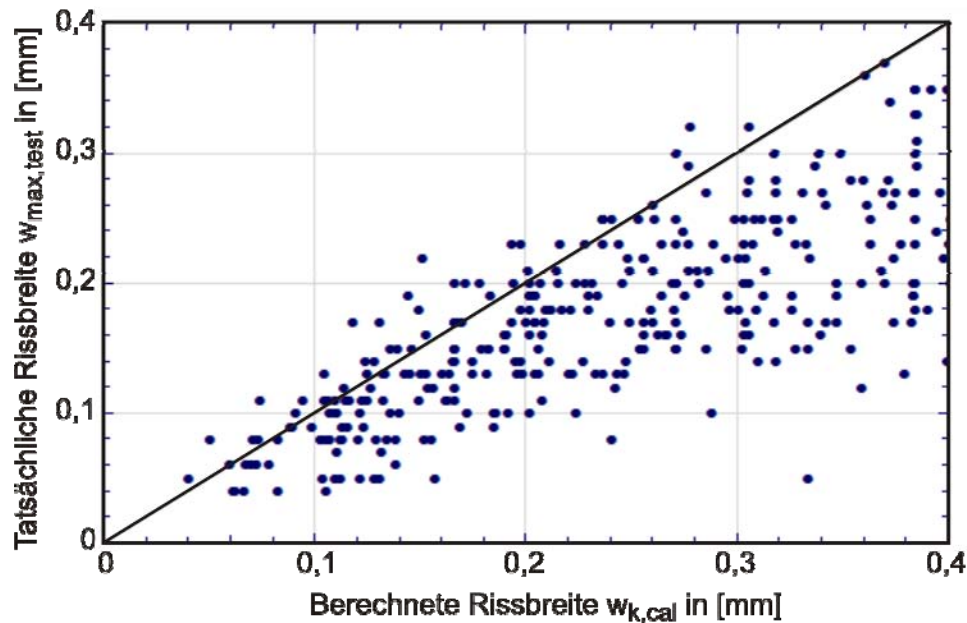


Bild 3.4: Vergleich berechnete Rissbreiten nach Windisch[35] zu Testdaten aus [7]

Der konservative, empirische Ansatz von Windisch [35] erreicht deutlich bessere Ergebnisse als die zuvor gezeigten Modelle, allerdings liegen auch hier einige der berechneten Werte, vor allem im Bereich sehr kleiner Rissbreiten ($w_{test} < 0.25$ mm) auf der unsicheren Seite.

3.2 STATISTISCHE UNTERSUCHUNG ANHAND DES RISSDATENSATZES

Mit den berechneten Daten zu den einzelnen Modellen sollen statistische Analysen durchgeführt werden. Dabei soll nach der Ursache der Streuung zwischen berechneter und gemessener Rissbreite gesucht werden.

Außerdem soll ein statistischer Zusammenhang zwischen berechneter und gemessener Rissbreite für zwei der Modelle erstellt werden, welcher als Grundlage für Zuverlässigkeitsuntersuchungen benötigt wird.

3.2.1 Berücksichtigung der streuenden Materialparameter

Anhand des Modells nach EC 2-1-1 mit NA soll der Einfluss der Berücksichtigung der Streuung der Materialparameter, die in die Berechnung der Rissbreite einfließen, mittels des Datensatzes [7] untersucht werden.

Statistische Untersuchungen zur Vorhersage von Rissbreiten wurden bereits von Bljoger in [5] durchgeführt. Er zeigt, wie für eine vorgespannte Platte statistisch die Auftretenswahrscheinlichkeit von Rissen verschiedener Größen ermittelt werden können. Als Eingangswert lässt er vor allem die Zugfestigkeit des Betons und die Vorspannkraft streuen.

Für alle Materialparameter werden dafür vereinfachend Normalverteilungen angenommen.

Die Rechnerische Rissbreite wird beeinflusst von den E-Moduli des Betonstahls und des Betons, der Zugfestigkeit des Betons und der Verbundspannung. Die Verbundspannung versteckt sich dabei in der Formel zur Bestimmung des Rissabstandes:

$$s_{r,\max} = \frac{d_s}{3,6 \cdot \rho_{\text{eff}}} = 2 \cdot l_t = 2 \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{f_{ctm}}{\tau_{bk}} \cdot \frac{d_s}{\rho_{\text{eff}}} = 2 \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{f_{ctm}}{1,8 \cdot f_{ctm}} \cdot \frac{d_s}{\rho_{\text{eff}}} \quad (10)$$

Ausgedrückt wird die Verbundspannung als vielfaches der Zugfestigkeit des Betons:

$$\tau_{bk} = 1,8 \cdot f_{ctm} \quad (11)$$

Diese kürzt sich jedoch aus der Formel, sodass nur der Faktor 1,8 stehen bleibt. Die Zugfestigkeit und ihre Streuung haben somit keinen Einfluss auf den Rissabstand. Wenn man den Faktor 1,8 als Konstante betrachtet fließen nur noch geometrische Größen in den Rissabstand ein, was hieße, dass der Rissabstand für zwei Bauteile mit gleicher Abmessung immer exakt gleich wäre. Da dies mehr als unrealistisch erscheint, wird versucht zumindest die Verbundfestigkeit streuen zu lassen, in dem der Faktor 1,8 nicht als konstant angenommen wird.

Bild 3.5 zeigt die Beziehung zwischen der Verbundspannung und dem Schlupf. Je nach Verbundsituation und Schlupf ergeben sich demnach andere Werte für die Verbundspannung. Bei gutem Verbund erreicht τ_{\max} den Wert $2,5 \cdot \sqrt{f_{ck}}$ (entspricht $\sim 5 \cdot f_{ctm}$ bei normalfestem Beton), bei schlechtem $1,25 \cdot \sqrt{f_{ck}}$ (entspricht $\sim 2,5 \cdot f_{ctm}$ bei normalfestem Beton).

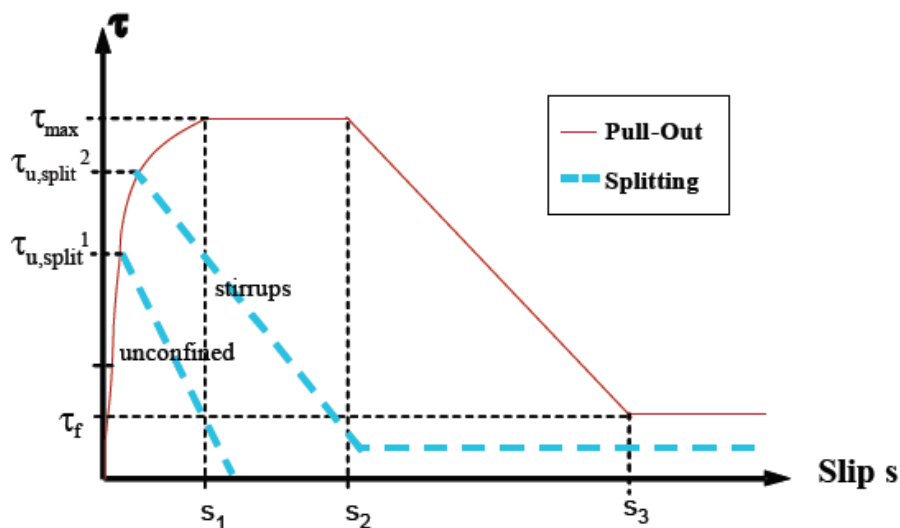


Bild 3.5: Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung (aus ModelCode 2010 [28])

Die Maximalwerte werden dabei bei einem Schlupf $s_1 = 1,0$ mm (guter Verbund) bzw. $s_1 = 1,8$ mm (mäßiger Verbund) erreicht. Es ist davon auszugehen, dass diese Schlüpfte erst im Grenzzustand der Tragfähigkeit erreicht werden. Im Bereich der Gebrauchstauglichkeit liegen die Werte deutlich niedriger, und somit auch die erreichbaren Verbundspannungen.

Dazu kommt die unterschiedliche Verteilung der Verbundspannung über die Einleitungslänge aufgrund der mit zunehmender Einleitungslänge geringer werdenden zu übertragenden Kraft zwischen Beton und Stahl. Ein weiterer Einfluss kommt von den Verbundstörungen im rissnahen Bereich.

Für die Berechnung muss jedoch ein über die Einleitungslänge konstanter Wert angesetzt werden. Lindorf und Lemnitzer zeigen in [27], wie unterschiedlich die Verbundspannung als Vielfaches der Zugfestigkeit des Betons in verschiedenen Rissbreitenmodellen angesetzt wird. So schwankt der Faktor zwischen 1,25 im EC 2-1-1 und 2,2 nach dem Rissbreitenmodell von Rehm/Martin [31].

Für die statistische Berechnung wird der Mittelwert des Faktors der Verbundfestigkeit zu $\mu = 1,75$ (rund 1,8, entspricht dem Wert im EC2-1-1 mit NA) die Standardabweichung zu $\sigma = 0,25$ angenommen.

Die übrigen Betonparameter Druck-, Zugfestigkeit und E-Modul werden durch die Streuung der Druckfestigkeit erfasst, welche durch mit einer Standardabweichung $\sigma = 5 \text{ N/mm}^2$ angenommen wird. Diese Annahme basiert auf Bild 7.4-8 in Grübl et al. [20], in dem die Standardabweichung für eine große Menge an Probekörpern (in situ, keine Laborprüfkörper) dargestellt ist. Der Mittelwert μ wird zu dem im Datensatz hinterlegten Wert für f_{ck} angenommen.

Die Zugfestigkeit und der E-Modul werden dann über die Beziehungen aus dem EuroCode 2-1-1 für die streuenden Druckfestigkeiten errechnet und erhalten keine zusätzlichen Streuungen.

3.2.2 Einfluss der einzelnen Parameter auf die Rissbreite

Im Folgenden soll jeder Parameter einzeln auf seinen Einfluss auf die Rissbreite untersucht werden. Dafür wird beispielhaft ein Probekörper aus dem Rissbreitendatensatz ausgewählt und nacheinander jeweils einer der Parameter als streuend angesetzt. Dabei werden die Zugfestigkeit und der E-Modul des Betons abweichend zu den unter 3.2.1 festgelegten Normalverteilungsparametern individuell streuend angesetzt.

Für den gewählten Datensatz ergeben sich folgende Testdaten:

$$w_{m,\text{test}} = 0,26 \text{ mm}$$

$$w_{\text{max},\text{test}} = 0,31 \text{ mm}$$

Ohne Berücksichtigung der Streuungen ergeben sich folgende rechnerische Werte:

$$w_{m,\text{EC2-1-1/NA}} = 0,1905 \text{ mm}$$

$$w_{k,\text{EC2-1-1/NA}} = 0,2382 \text{ mm}$$

Im Folgenden dargestellt sind die Histogramme der 10000 Stichproben, die jeweils für die mittlere und maximale Rissbreite mit dem Modell nach EC 2-1-1 mit NA berechnet wurden

Bild 3.6 zeigt die berechneten Rissbreiten bei streuendem E-Modul des Bewehrungsstahls. Der Mittelwert des E-Moduls wurde dafür zu $\mu = 200.000 \text{ N/mm}^2$ angenommen, die Standardabweichung zu $\sigma = 5000 \text{ N/mm}^2$.

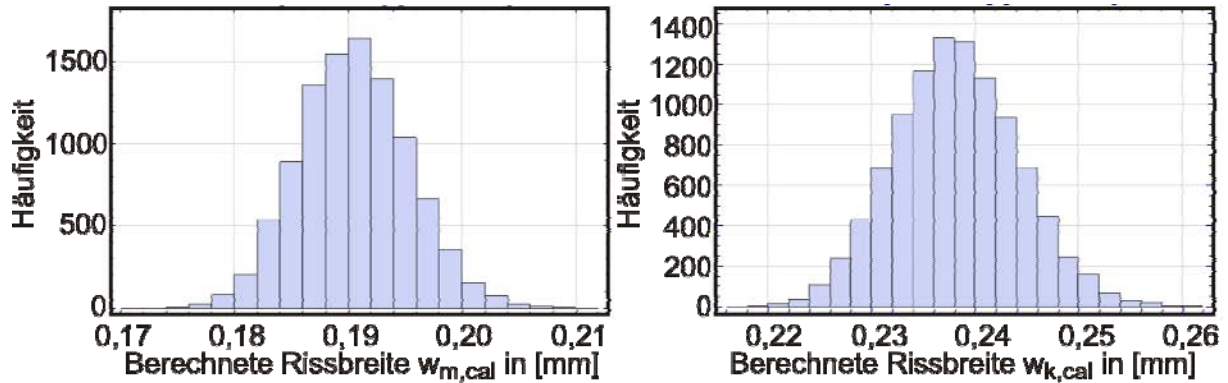


Bild 3.6: Verteilung der berechneten Rissbreiten, bei streuendem E-Modul des Stahls, links für die mittlere, rechts für die charakteristische Rissbreite

Der 95 %-Fraktile der charakteristischen Rissbreite ergibt sich zu $w_{k,cal,0,95} = 0,248 \text{ mm}$

Nachfolgend dargestellt sind die Berechnungsergebnisse bei streuendem E-Modul des Betons (Bild 3.7). Der Mittelwert für den E-Modul ergibt sich dabei aus dem Datensatz zu $\mu = 36600 \text{ N/mm}^2$. Die Streuung wird zu 10 % des Mittelwertes angenommen mit $\sigma = 3660 \text{ N/mm}^2$.

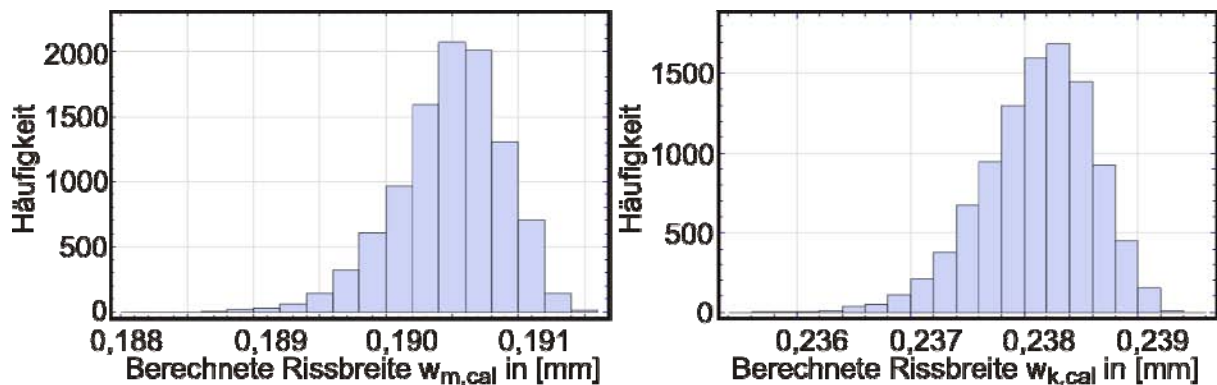


Bild 3.7: Verteilung der berechneten Rissbreiten, bei streuendem E-Modul des Betons, links für die mittlere, rechts für die charakteristische Rissbreite

Der 95 %-Fraktile der charakteristischen Rissbreite ergibt sich zu $w_{k,cal,0,95} = 0,239 \text{ mm}$

Bild 3.8 zeigt die Verteilung der berechneten Rissbreiten bei streuender Betonzugfestigkeit. Die Betonzugfestigkeit des Probekörpers aus dem Datensatz beträgt $f_{ctm} = 3,48 \text{ N/mm}^2$ und wird als Mittelwert der Normalverteilung angesetzt. Die Standardabweichung ergibt sich zu $\sigma = 0,696 \text{ N/mm}^2$, was 20 % des Mittelwertes entspricht (vgl. Häußler-Combe und Hartig [21]).

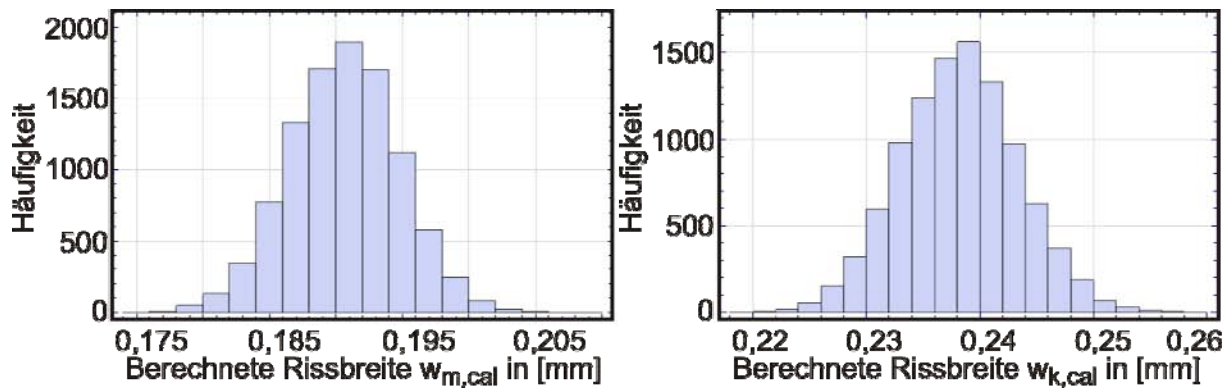


Bild 3.8: Verteilung der berechneten Rissbreiten, bei streuender Zugfestigkeit des Betons, links für die mittlere, rechts für die charakteristische Rissbreite

Der 95 %-Fraktile der charakteristischen Rissbreite ergibt sich zu $w_{k,cal,0,95} = 0,247$ mm
 Die Berechnungsergebnisse für die charakteristische Rissbreite bei streuendem Rissabstand sind in Bild 3.9 dargestellt.

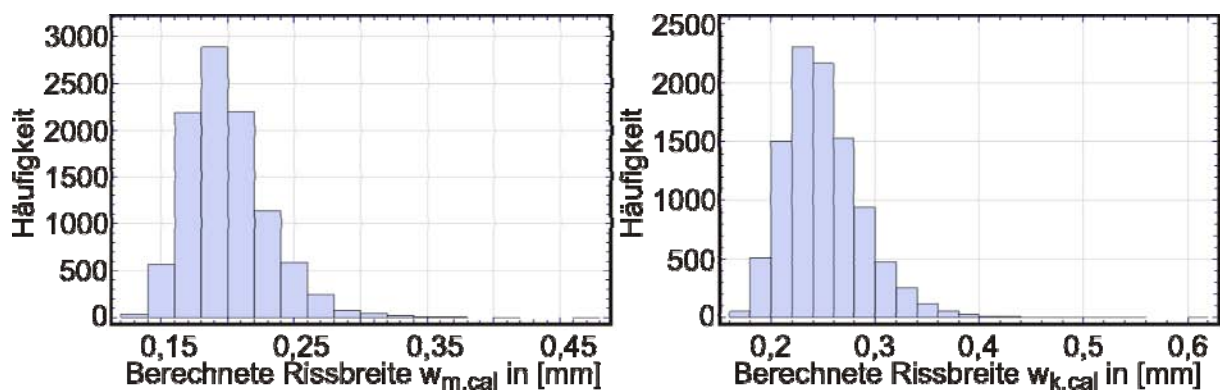


Bild 3.9: Verteilung der berechneten Rissbreiten, bei streuender Verbundfestigkeit, links für die mittlere, rechts für die charakteristische Rissbreite

Der 95 %-Fraktile der charakteristischen Rissbreite ergibt sich zu $w_{k,cal,0,95} = 0,319$ mm
 Deutlich zu erkennen ist, dass vor allem die Streuung der Verbundspannung eine große Streuung in den berechneten Rissbreiten bewirkt. Auch ist zu erkennen, dass die berechneten Rissbreiten infolge streuender Verbundspannung sehr große Werte annehmen können, da sich im Histogramm keine Normalverteilung ergibt, sondern eine Verteilung mit rechtsseitig weiter auslaufendem Fuß (ähnlich einer Rayleigh-Verteilung).

Dies wäre ein weiterer Indiz, für die These von Windisch, nach der die Lasteinleitungslänge ungleich dem Rissabstand ist, denn die zugehörigen rechnerischen Rissabstände zu den sehr großen Rissbreiten in Bild 3.9 liegen weit über dem im Datensatz hinterlegten Rissabstand.

3.2.3 Berechnung der Rissbreiten für den Datensatz [7] mit Streuungen

Mit den unter 3.2.1 genannten streuenden Größen werden für jeden Probekörper des Datensatzes für alle Laststufen jeweils 2000 Stichproben gezogen und die finale Rissbreite als der 95 %-Fraktile der berechneten Stichproben-Rissbreiten angenommen. Für das

Rissbreitenmodell aus dem EuroCode 2-1-1 mit NA ergibt sich dann folgendes Bild für den Vergleich der berechneten zur gemessenen Rissbreite:

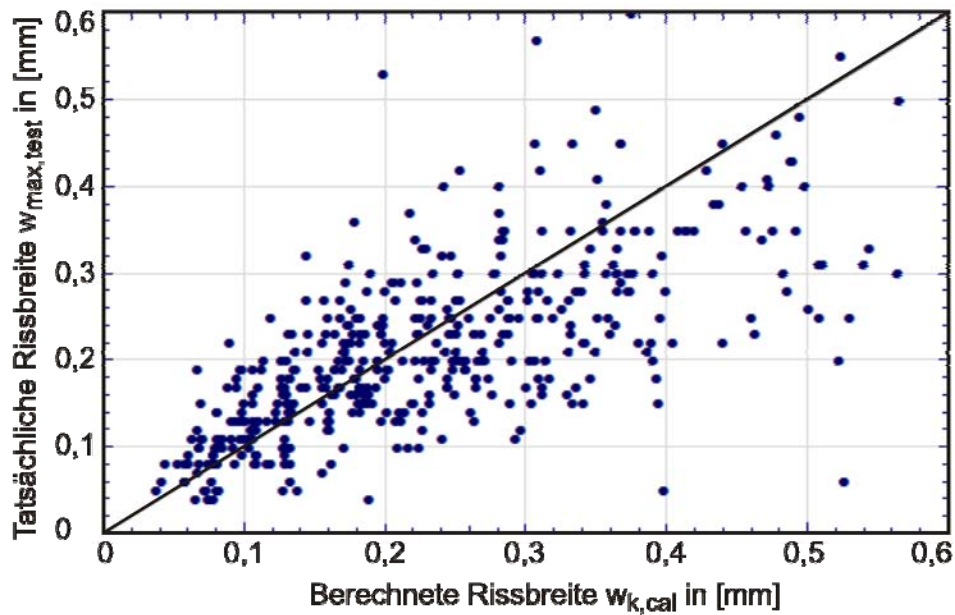


Bild 3.10: Vergleich der mit streuenden Materialparameter nach EC2-1-1/NA berechneten Rissbreiten zu den Rissdaten aus [7]

Vergleicht man dieses Bild mit Bild 3.2, so zeigt sich eine deutliche Verschiebung der Punktwolke nach rechts, da der 95%-Fraktilewert aus der statistischen Berechnung genutzt wird. Jedoch liegen immer noch ca. 50 % der Testdaten über den berechneten Werten.

Auch für das Modell von Windisch [35] wird eine Berechnung mit streuenden Parametern durchgeführt. Dabei wird im ersten Schritt die Streuung der Verbundspannung weggelassen.

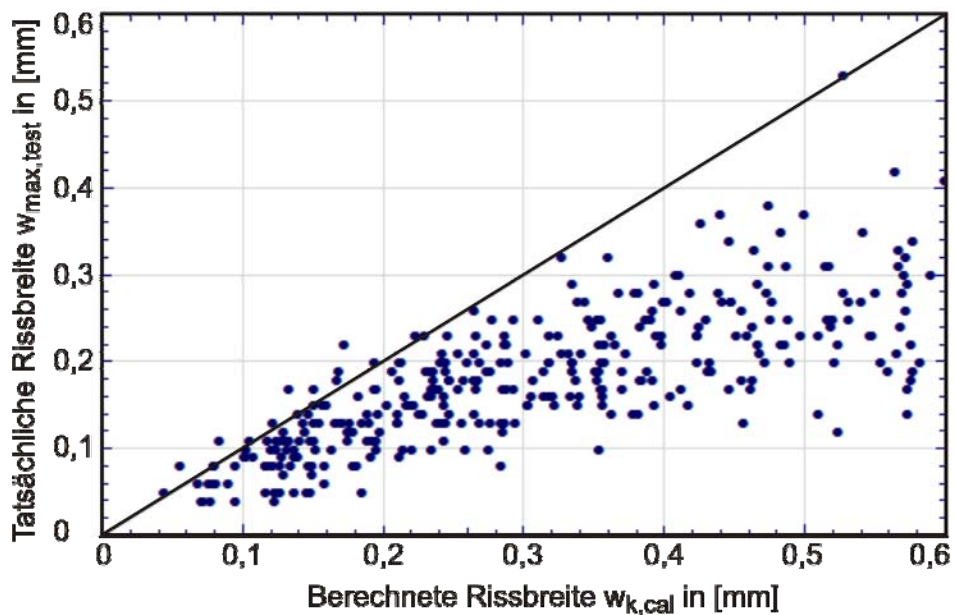


Bild 3.11: Vergleich der mit streuenden Materialparameter (aber ohne streuende Verbundspannung) nach Windisch berechneten Rissbreiten zu den Rissdaten aus [7]

Auch beim Rissbreitenmodell von Windisch zeigt sich eine deutliche Verschiebung der berechneten Rissbreiten, bei Berücksichtigung streuender Parameter. Überschreitungen der berechneten Rissbreite durch die tatsächliche treten kaum noch auf.

In einer zweiten Berechnung wird der Faktor für die Umrechnung der Zugfestigkeit in die Verbundspannung als streuend angesetzt. Dafür wird der Term $5 \cdot f_{ct,eff}$ in Formel (9) zerlegt in $4 \cdot 1,25 \cdot f_{ct,eff}$ (bzgl. Faktor 4 – vgl. Formel (10) - Rissbreitenabstand in 3.2.1) und statt der 1,25 wird die Normalverteilung aus 3.2.1 für die Verbundspannung angesetzt.

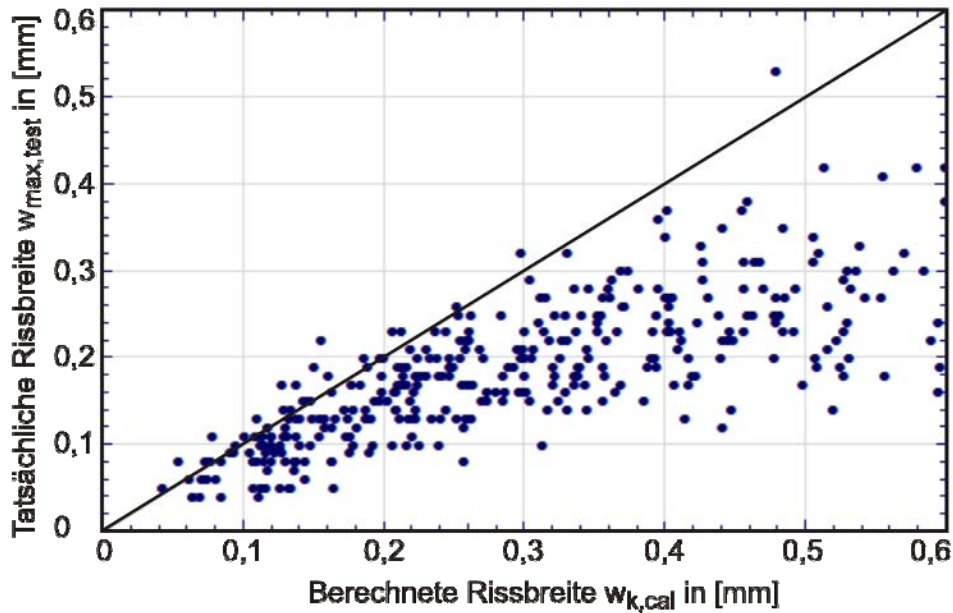


Bild 3.12: Vergleich der mit streuenden Materialparameter (mit streuender Verbundspannung) nach Windisch berechneten Rissbreiten zu den Rissdaten aus [7]

Im Gegensatz zu der Berechnung ohne streuende Verbundspannung ergibt sich hier wieder eine leichte Verschiebung in die ungünstigere Richtung. Es zeigt sich, dass der Ansatz der Verbundspannung mit $1,25 \cdot f_{ctm}$ bereits die Berechnung eines Grenzwertes für die maximale Rissbreite begünstigt.

3.3 ZUSAMMENFASSUNG RISSBREITENVORHERSAGE

Für die Vorhersage von Rissbreiten gibt es eine Vielzahl an Modellen. Der Großteil davon basiert auf dem klassischen Modell der Aufsummierung der Dehnungsdifferenzen über den Rissabstand.

In der Regel wird dabei auf ein „best-fit“, also eine möglichst hohe Übereinstimmung mit Testdaten abgezielt. Vereinzelt, wie bei dem Modell nach Windisch [35], steht die Sicherstellung von Fraktilwerten oder Grenzwerten im Vordergrund.

Im ersten Fall, der auch in der aktuellen Norm, dem EuroCode 2-1-1, zum Tragen kommt, treten dabei aber sehr oft Überschreitungen der berechneten Werte durch die tatsächlich auftretenden Rissbreiten auf.

Dies liegt zum einen in dem Ansatz von Materialparametern, deren Streuung vernachlässigt wird, aber auch in dem Ansatz des maximalen Rissabstandes als Grundlage zum aufsummieren der Dehnungen. Bild 3.13 zeigt eine Gegenüberstellung von maximalem Rissabstand und maximaler Rissbreite einmal für die Testdaten und einmal für die für den Datensatz berechneten Werte.

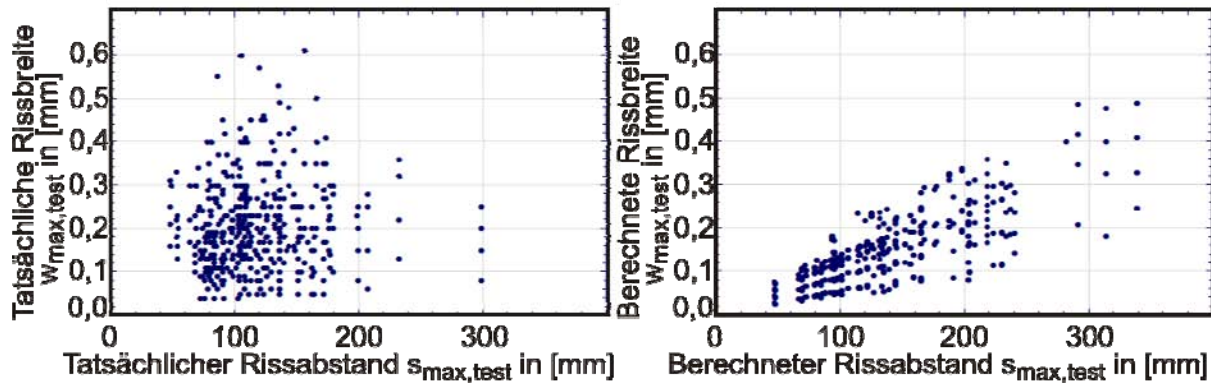


Bild 3.13: Gegenüberstellung von Rissbreite und Rissabstand, links für die Testdaten aus [7], rechts für die nach EC2-1-1 berechneten Werte

Der für die berechneten Werte deutlich erkennbare Zusammenhang zwischen Rissbreite und Rissabstand (rechtes Diagramm in Bild 3.13) zeigt sich nicht für die Versuchsdaten (linkes Diagramm in Bild 3.13). Dies bestätigt die These von Windisch [35], dass die Lasteinleitungslänge, die für die maximale Rissbreite maßgebend ist nicht zwangsläufig mit dem maximalen Rissabstand identisch ist.

Die Vorhersage von Rissbreiten ist nach wie vor je nach gewähltem Modell mehr oder minder ungenau, Überschreitungen treten dabei vor allem bei den in den Normen verwendeten „Best-fit“-Modellen auf. Ansätze die von vornherein auf die Berechnung eines Grenzwertes zielen, erreichen eine deutlich bessere Performance.

Der Ansatz streuender Materialparameter verbessert die Performance der einzelnen Modelle, jedoch werden auch damit für das Modell nach EC2-1-1/NA keine befriedigenden Ergebnisse erzielt.

Relativiert werden muss die Aussage insofern, als dass der Datensatz trotz großem Umfang nur wenig variierende Probekörpergeometrien beinhaltet. Ein Datensatz, der an realen Bauteilen in der Praxis gewonnen werden würde, wäre hier von enormem Wert. Möglicherweise würde dann ein Ergebnis entstehen, dass die normativen Modelle in ein besseres Licht rückt.

4. ZUVERLÄSSIGKEITSERMITTLUNG VON BAUTEILEN MIT KLEINEN TRENNRISSEN

4.1 PRINZIPIELLES VORGEHEN

Die Zuverlässigkeit von Stahlbetonbauteilen mit kleinen Trennrissen oder Biegerissen kann mittels Monte-Carlo-Simulationen für verschiedene Nachweisszenarien der Dauerhaftigkeit bestimmt werden.

Dazu werden aus den streuenden Werten auf Einwirkungs- und Widerstandsseite zufällige Realisierungen in großer Menge erzeugt.

Aufgrund der Besonderheit beim Nachweis der Eindringtiefe in ein Bauteil mit einem Trennriss, wo der Nachweis von dem in 1.2 vorgestellten Konzept (welches für die Nachweise der Rissbreitenbeschränkung für die übrigen Dauerhaftigkeitsaspekte gilt) abweicht, soll dieses kurz erläutert werden.

Die Verteilungsfunktion auf der Einwirkungsseite, die die tatsächlich auftretenden Rissbreiten repräsentiert, hängt direkt von der zuvor berechneten Rissbreite ab, sodass sich eine zweidimensionale Verteilungsdichtefunktion ergibt (Bild 4.1).

[Anmerkung zum Bild 4.1: Die unterschiedlichen Dimensionen bei den Rissbreiten sollen die Unterscheidung erleichtern.]

[Anmerkung zu den folgenden Bildern: Es sind keine „echten“ Daten enthalten; vielmehr handelt es sich um prinzipielle Darstellungen.]

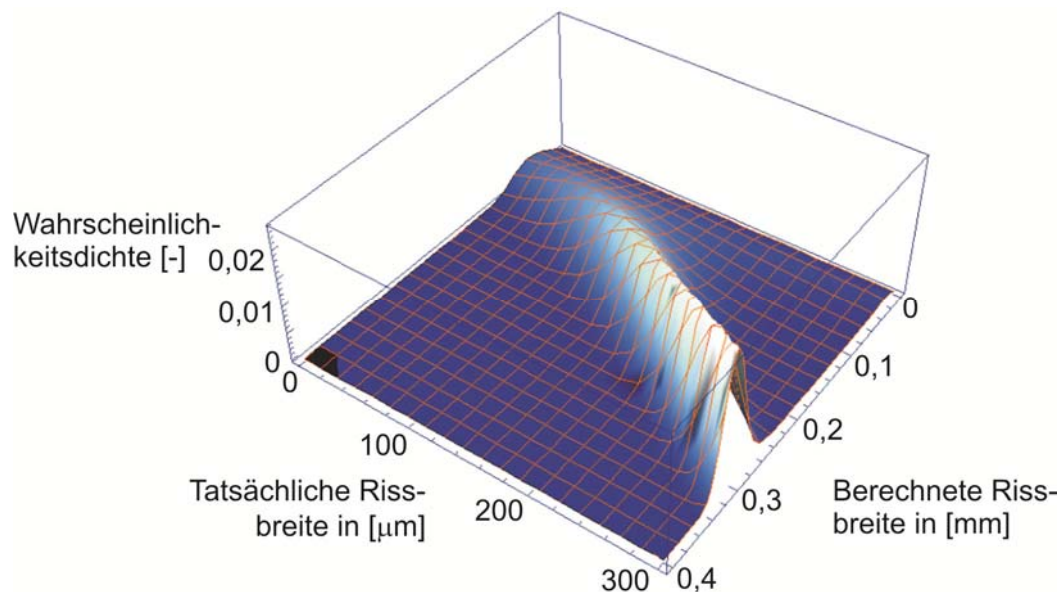


Bild 4.1: Zweidimensionale Verteilungsdichte auf der Einwirkungsseite (Prinzipbeispiel)

Auf der Widerstandsseite steht dem gegenüber die Eindringtiefe, welche wiederum von der tatsächlich vorhandenen Rissbreite abhängt, sodass sich auch hier eine zweidimensionale Verteilungsdichte ergibt (Bild 4.2).

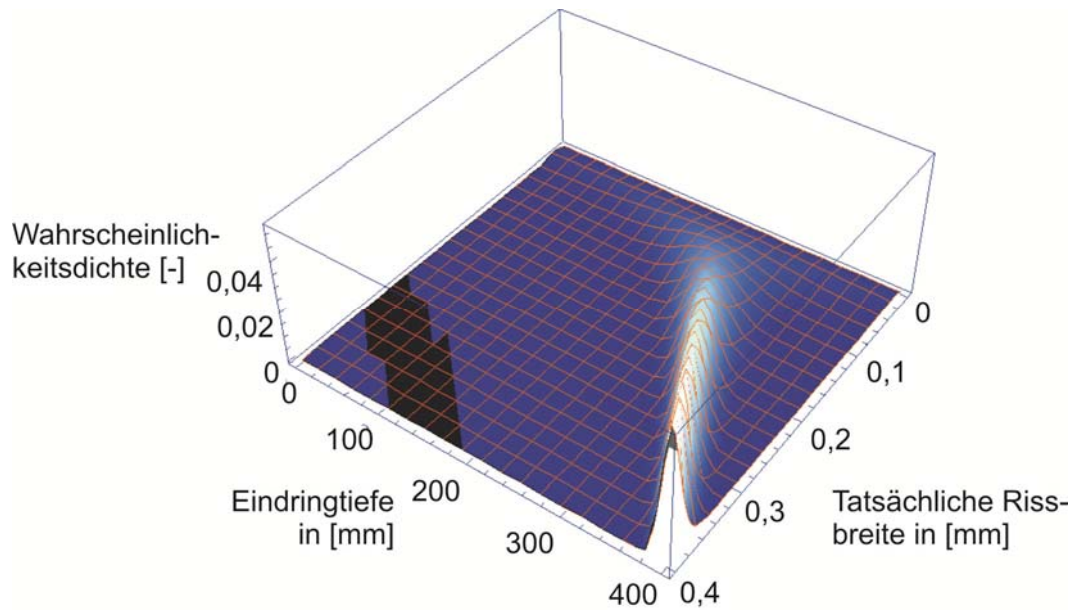


Bild 4.2: Zweidimensionale Verteilungsdichte auf der Widerstandsseite (Prinzipbeispiel)

Für die Zuverlässigkeitsermittlung mittels Monte-Carlo-Simulation muss demnach für jede konkret berechnete Rissbreite zuerst die maßgebende eindimensionale Verteilungsfunktion der tatsächlich auftretenden Rissbreiten bestimmt und diese dann mit der zweidimensionalen Verteilung der Eindringtiefen überlagert werden. Das Vorgehen wird in Bild 4.3, in dem die eindimensionale Verteilungsfunktion für $w_{k,cal} = 0,10$ mm zu sehen ist, und in Bild 4.4 – Überlagerung dieser eindimensionalen Verteilungsfunktion mit der zweidimensionalen der Eindringtiefe – veranschaulicht.

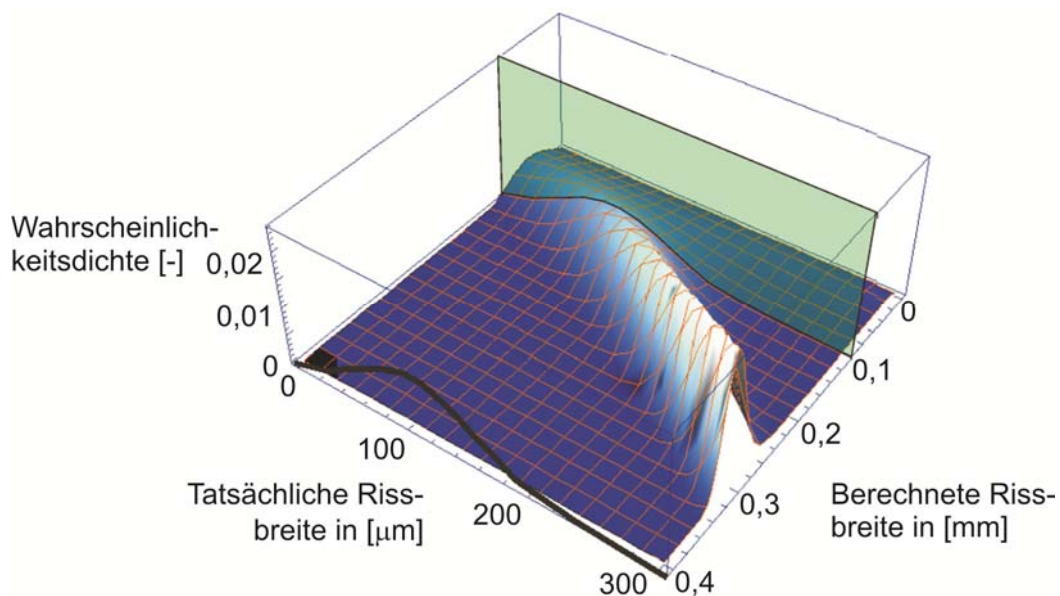


Bild 4.3 Ermittlung der maßgebenden eindimensionalen Verteilung der tatsächlich auftretenden Rissbreiten für $w_{k,cal} = 0,1$ mm (Prinzipbeispiel)

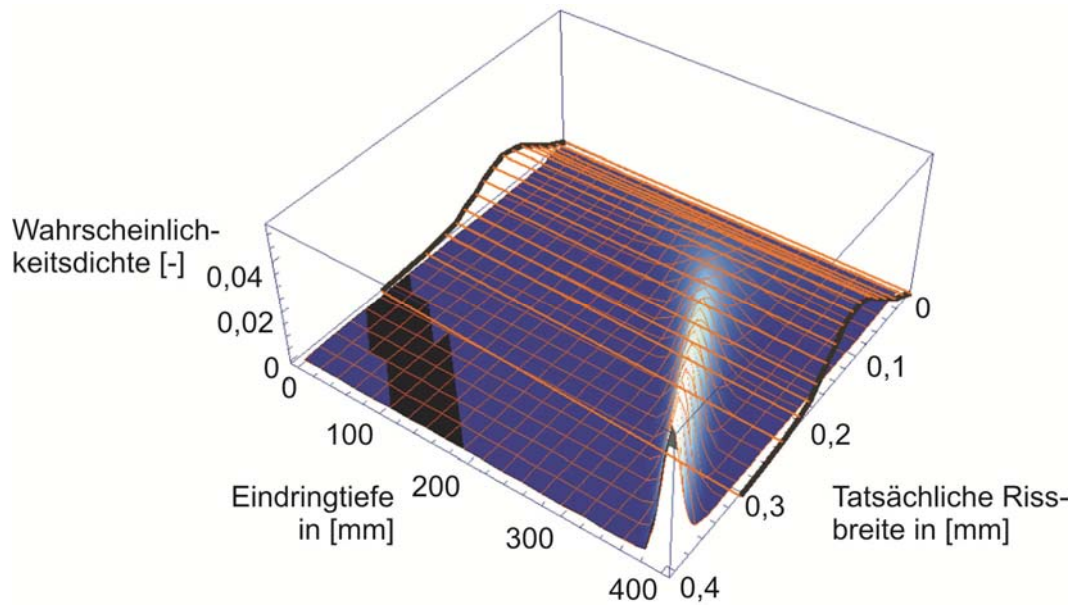


Bild 4.4: Überlagerung der beiden Verteilungen aus Bild 5.2 und 5.3 (Prinzipbeispiel)

Aus der Überlagerung in Bild 4.4 lassen sich dann Stichproben in großer Menge generieren (Bild 4.5).

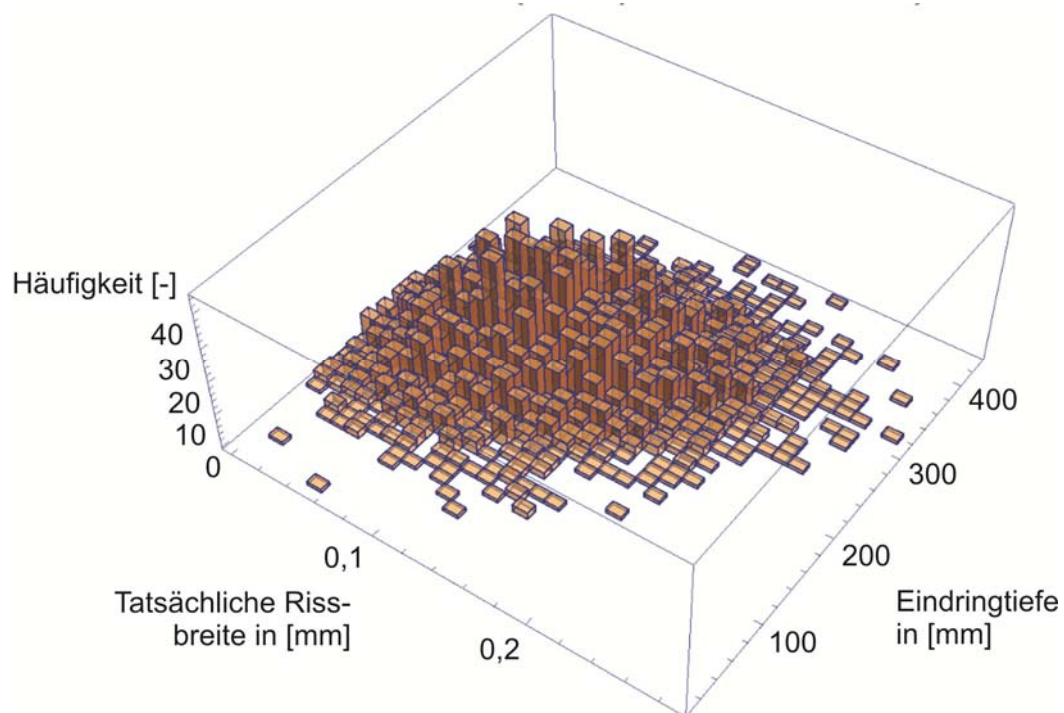


Bild 4.5: Zufällig generierte Stichproben, hier als Häufigkeitsverteilung (Prinzipbeispiel)

Zählt man die Stichproben, die eine Eindringtiefe größer als die Bauteildicke haben, erhält man, bezogen auf die Gesamtstichprobenmenge, die Versagenswahrscheinlichkeit des Bauteils. Nach Bild 4.6 würde sich für das Beispiel eine Versagenswahrscheinlichkeit von rund 11 % ergeben, da 540 von 5000 Stichproben eine größere Eindringtiefe als die Bauteildicke haben.

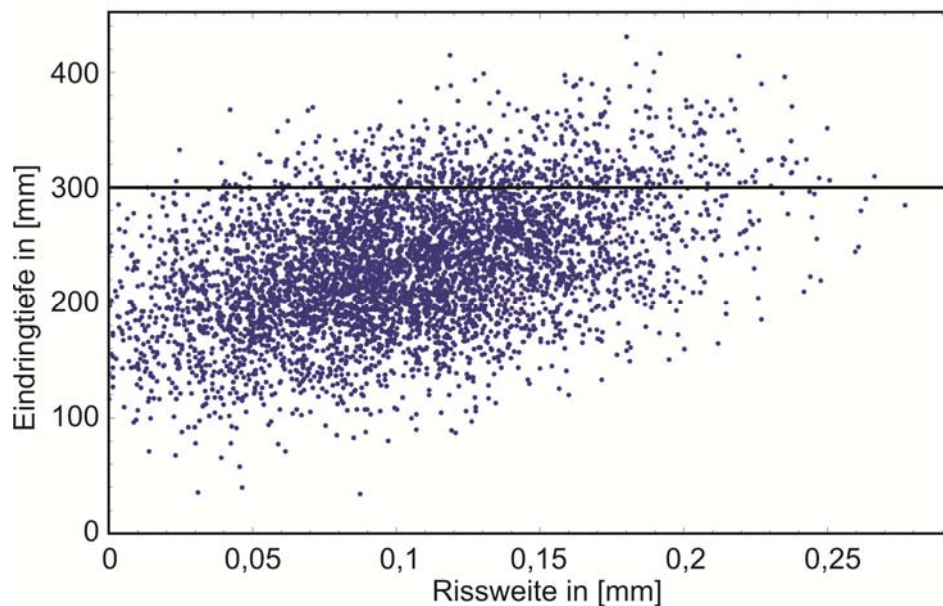


Bild 4.6: Stichprobe mit eingetragener (angenommener) Bauteildicke (Prinzipbeispiel)

Um analog zu diesem Vorgehen ein Modell zu entwickeln, das es erlaubt für verschiedene Aspekte der Dauerhaftigkeit, die durch Rissbreiten beeinflusst werden, die Zuverlässigkeit zu ermitteln müssen entsprechende Datensätze vorliegen, aus denen sich für das jeweilige Nachweisszenario Verteilungsfunktionen gewinnen lassen.

Liegen keine solchen Daten vor kann der Nachweis nur gegen deterministische Grenzwerte geführt werden. In diesem Fall wird nur die Verteilungsfunktion der „Einwirkungsseite“, die tatsächlich auftretenden Rissbreiten in Abhängigkeit der berechneten, benötigt

4.2 ERMITTLUNG DER VERTEILUNG AUFTRETENDER RISSBREITEN IN ABHÄNGIGKEIT DER BERECHNETEN

Für die Aufstellung der Verteilungsdichtefunktion der auftretenden Rissbreiten in Abhängigkeit der berechneten Rissbreite wird ein Datensatz benötigt, der eine gründliche und vollständige Dokumentationen von einer großen Anzahl an Versuchen beinhaltet, bei denen Biege- und Trennrisse an unterschiedlichen Probekörpergeometrien erzeugt wurden.

Für das vorliegende Projekt wird aufbauend auf der vorangegangenen Forschung von Eckfeldt et al. [16] zur Vorhersagegenauigkeit von Rissbreiten der Datensatz von Caldenty Perez von der Universidad Politécnica de Madrid (UPM) [7] verwendet (vgl. Kap. 3).

Für die Auswertung der Rissbreiten des Datensatzes [7] werden einmal nach dem Rissbreitenmodell des EC 2-1-1 mit NA [14], und einmal nach dem von Eckfeldt et al. [16] in Kapitel 7.5 vorgestellten Modell von Windisch [35] die zugehörigen rechnerischen Rissbreiten ermittelt.

Die beiden nachfolgenden Diagramme zeigen den Vergleich aus berechneten Rissbreiten $w_{k,cal}$ und in den Versuchen tatsächlich aufgetretenen Rissbreiten w_{max} für die zuvor genannten Modelle (vgl. auch Kap. 3).

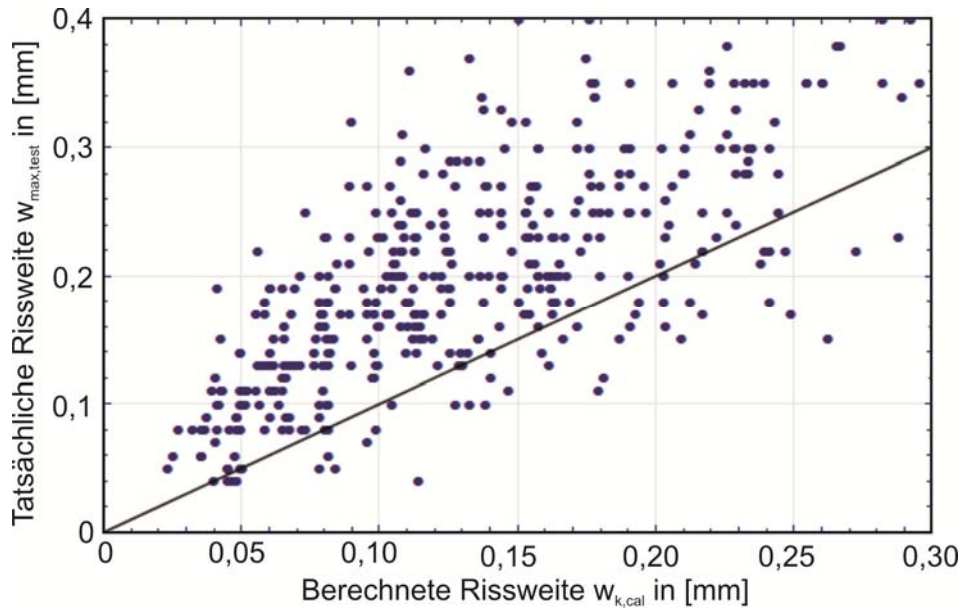


Bild 4.7 Gegenüberstellung tatsächlich aufgetretener und nach EC 2-1-1/NA berechneter Rissbreiten

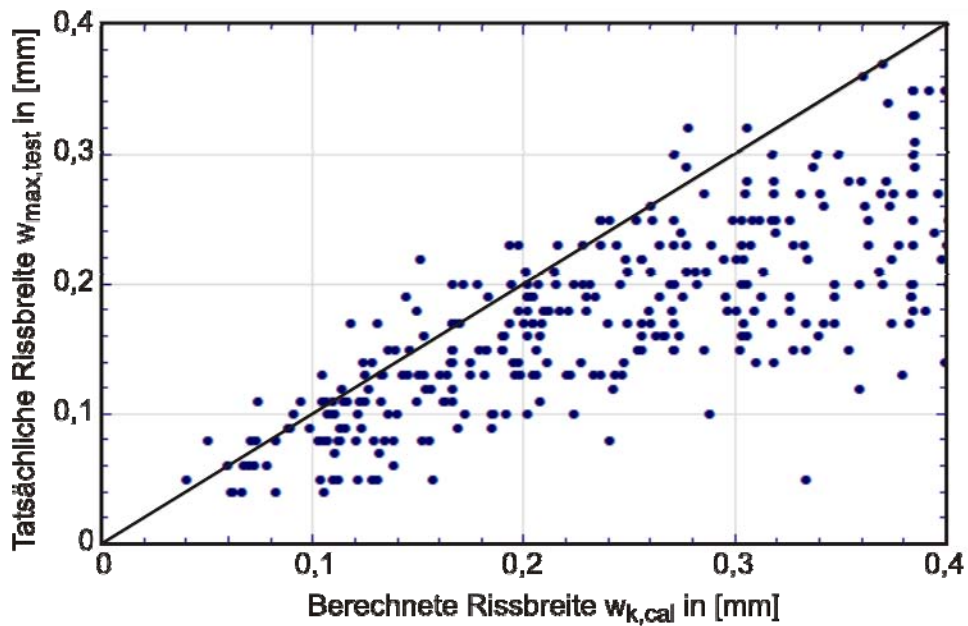


Bild 4.8 Gegenüberstellung tatsächlich aufgetretener und nach Windisch berechneter Rissbreiten

Um Verteilungsdichtefunktionen in Abhängigkeit der berechneten Rissbreite bilden zu können, werden aus den so generierten Daten Streifen mit 0,01 mm Breite herausgeschnitten (exemplarisch siehe Bild 4.9).

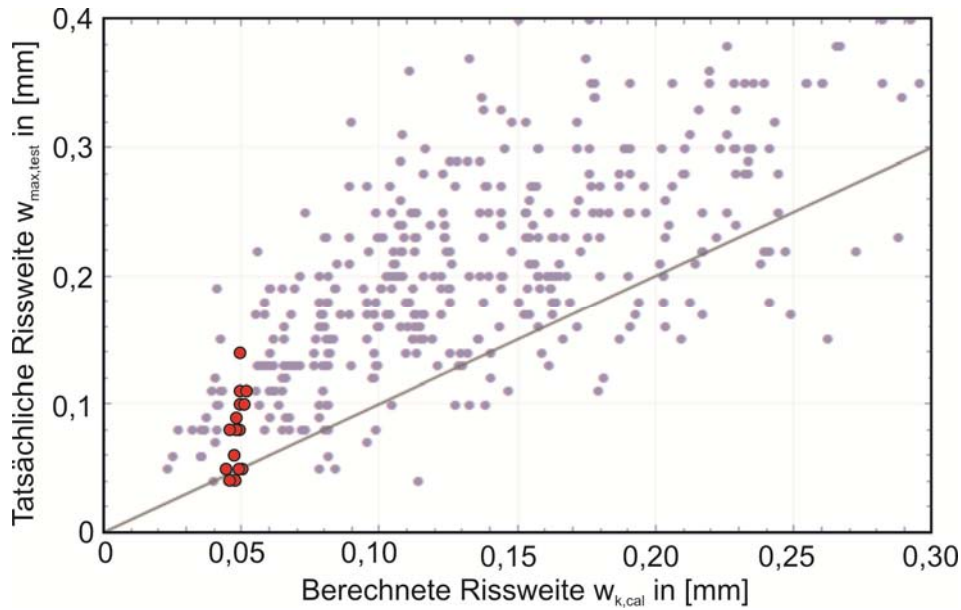


Bild 4.9 Diskreter Ausschnitt aus Bild 4.7 zur Ermittlung der Parameter der Verteilungsfunktion

Für jeden dieser Streifen werden aus den zugehörigen Daten unter Annahme einer Normalverteilung die Parameter für die Verteilungsdichtefunktion ermittelt. Bild 4.10 zeigt die Häufigkeitsverteilung für den Streifen aus Bild 4.9, überlagert mit der Normalverteilung, deren Parameter aus den Daten des Streifens gewonnen wurden.

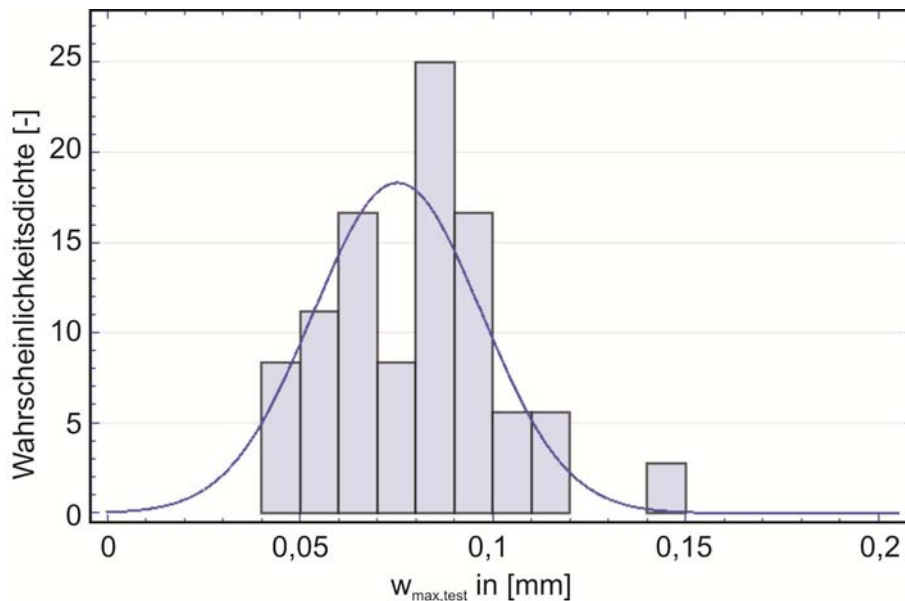


Bild 4.10: Vergleich der Testwerte mit der daraus ermittelten Normalverteilung

In der Auswertung des UPM-Datensatzes [7] ergibt sich für das Modell aus EC 2-1-1 mit NA [14] folgende Übersicht im Rissbreitenbereich $0,045 \text{ mm} < w_k < 0,145 \text{ mm}$. Es sind tatsächliche und berechnete Rissweiten aufgelistet, ebenso die Standardabweichung σ und der Mittelwert μ aus den Daten.

Tab. 4.1: Parameterübersicht der Normalverteilung für Modell EC 2-1-1 mit NA

$w_{k,cal}$ [mm]			$w_{max,test}$ [mm]		relative Beziehungen		
Min	Max	Mittelwert	μ	σ	$\sigma/w_{k,cal}$	σ/μ	$\mu/w_{k,cal}$
1	2	3	4	5	6	7	8
0,045	0,055	0,050	0,080	0,030	0,604	0,378	1,600
0,055	0,065	0,060	0,135	0,034	0,566	0,252	2,247
0,065	0,075	0,070	0,132	0,046	0,659	0,350	1,884
0,075	0,085	0,080	0,143	0,044	0,553	0,309	1,792
0,085	0,095	0,090	0,195	0,070	0,781	0,361	2,167
0,095	0,105	0,100	0,171	0,048	0,484	0,283	1,708
0,105	0,115	0,110	0,208	0,049	0,447	0,237	1,887
0,115	0,125	0,120	0,212	0,090	0,751	0,425	1,765
0,125	0,135	0,130	0,200	0,073	0,559	0,363	1,538
0,135	0,145	0,140	0,214	0,068	0,489	0,319	1,532
			μ	0,055	0,589	0,328	1,812
			σ	0,018	0,106	0,056	0,232
			σ/μ	0,327	0,180	0,171	0,128

Wie man aus Spalte 3 und 4 in Tabelle 4.1 deutlich erkennen kann, ist bereits der Mittelwert der Normalverteilung von w_{max} größer als der berechnete charakteristische Wert der Rissbreite $w_{k,cal}$. Gemäß Spalte 8 wird der Mittelwert der tatsächlich auftretenden Rissbreiten zum 1,8-fachen der berechneten angenommen.

Für die Ermittlung der Standardabweichung werden verschiedene Vergleiche durchgeführt, da diese nicht unabhängig von der Rissbreite zu sein scheint. In Spalte 5 der Tabelle 4.1 nimmt die Standardabweichung mit zunehmender Rissweite ebenfalls zu. Dies zeigt sich auch in den Verhältnissen von Standardabweichung zu berechneter Rissbreite (Spalte 6 in Tabelle 4.1) und zum Mittelwert μ der Testwerte (Spalte 7 in Tabelle 4.1). Diese Verhältnisse sind über den gesamten untersuchten Bereich konstant. Ein konstantes Verhältnis von Standardabweichung zur berechneten Rissbreite bei zunehmender Rissbreite bedeutet, dass die Standardabweichung in ihrem absoluten Wert zunimmt, relativ zur berechneten Rissbreite bleibt sie jedoch gleichgroß. Im Bezug zum Mittelwert der Verteilungsfunktion ergibt sich die Standardabweichung zum 0,33-Fachen des Mittelwertes der Verteilungsfunktion (Spalte 7 in Tabelle 5.1).

Als Parameter μ (Erwartungswert) und σ (Standardabweichung) für die zweidimensionale Verteilungsfunktion der tatsächlich auftretenden maximalen Rissbreiten in Abhängigkeit der berechneten Rissbreite ergeben sich somit die folgenden Werte.

$$\mu = 1,8 \cdot w_{k,cal}$$

$$\sigma = 0,33 \cdot \mu = 0,590 \cdot w_{k,cal}$$

Als zweidimensionale Verteilungsdichtefunktion ergibt sich damit Bild 4.11.

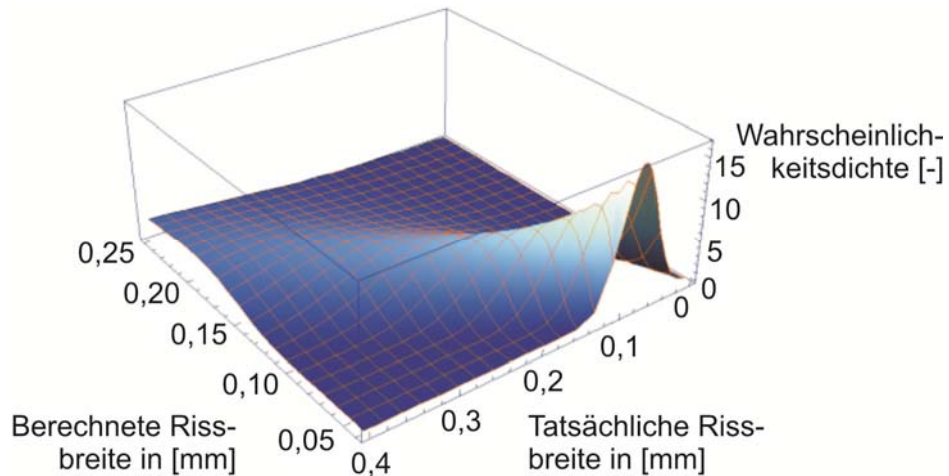


Bild 4.11 Zweidimensionale Verteilungsdichtefunktion für auftretende Rissbreiten

Bei der Verwendung dieser Werte muss die sehr geringe Datenbasis je Streifen beachtet werden. Nach dem Gesetz der großen Zahlen ergibt sich bei stochastischen Prozessen erst nach einer sehr großen Stichprobenmenge der Erwartungswert hinreichend genau aus dem Mittelwert der Stichproben.

Für das Modell nach Windisch [35] sieht die Übersicht wie folgt aus.

Tab. 4.2: Parameterübersicht der Normalverteilung für Modell Windisch [35]

$w_{k,cal}$ [mm]			$w_{max,test}$ [mm]		relative Beziehungen		
Min	Max	Mittelwert	μ	σ	$\sigma/w_{k,cal}$	σ/μ	$\mu/w_{k,cal}$
1	2	3	4	5	6	7	8
0,045	0,055	0,050	zu wenig Daten				
0,055	0,065	0,060	0,047	0,009	0,157	0,202	0,778
0,065	0,075	0,070	0,063	0,014	0,196	0,217	0,905
0,075	0,085	0,080	0,073	0,026	0,323	0,357	0,906
0,085	0,095	0,090	0,093	0,005	0,052	0,051	1,037
0,095	0,105	0,100	0,090	0,012	0,122	0,136	0,900
0,105	0,115	0,110	0,084	0,025	0,227	0,297	0,765
0,115	0,125	0,120	0,103	0,029	0,245	0,285	0,858
0,125	0,135	0,130	0,110	0,036	0,273	0,323	0,846
0,135	0,145	0,140	0,106	0,032	0,226	0,297	0,759
			μ	0,021	0,202	0,241	0,862
			σ	0,010	0,077	0,093	0,084
			σ/μ	0,496	0,381	0,386	0,097

Analog zu dem Modell nach EC 2-1-1 mit NA [14] können die Parameter der Normalverteilung aus der Tabelle 4.2 ausgelesen werden:

$$\mu = 0,86 \cdot w_{k,cal}$$

$$\sigma = 0,24 \cdot \mu = 0,20 \cdot w_{k,cal}$$

Als zweidimensionale Verteilungsdichtefunktion ergibt sich damit Bild 4.12.

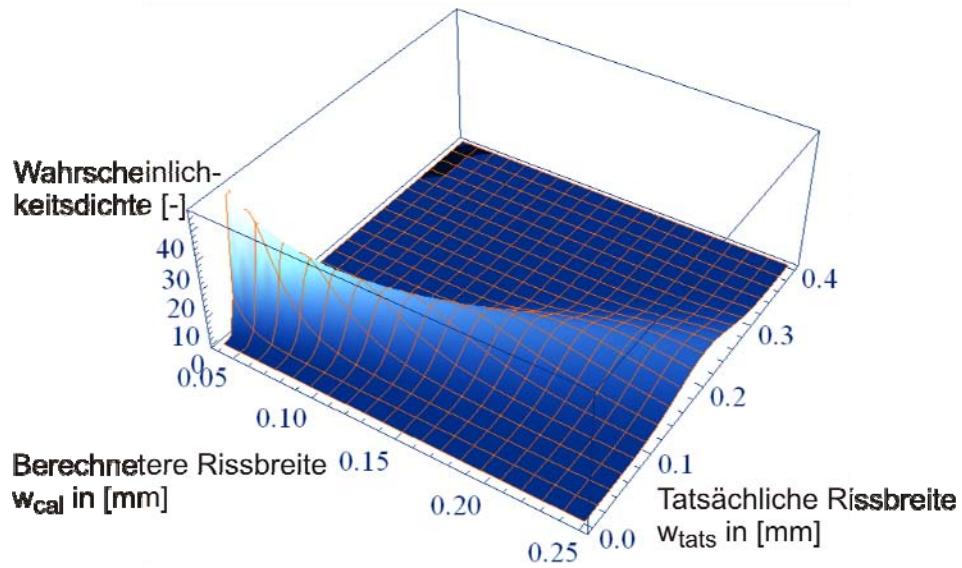


Bild 4.12 Zweidimensionale Verteilungsdichtefunktion für auftretende Rissbreiten

Im Vergleich zu Bild 4.11 ist die Verteilung deutlich schmaler (zeigt sich u.a. an der Höheren Wahrscheinlichkeitsdichte im Maximum), die Überschreitung der berechneten Rissbreite durch die tatsächliche fällt deutlich geringer aus

Auch hier muss die sehr geringe Datenbasis je Streifen bei der Bewertung der Zahlenwerte berücksichtigt werden.

4.3 ZUVERLÄSSIGKEITSERMITTLUNG GEGEN DETERMINISTISCHE GRENZWERTE

Mit den in 4.2 gewonnenen Verteilungsfunktionen für die beiden untersuchten Rissbreitenmodell kann die Zuverlässigkeit für verschiedene Dauerhaftigkeitsaspekte untersucht werden, in dem die Verteilungsfunktion deterministischen Grenzwerten gegenüber gestellt wird.

Je nach Dauerhaftigkeitsnachweisszenario, repräsentiert durch die Expositionsklassen, liegen diese Grenzwerte im EuroCode 2-1-1 mit NA [14] Tabelle 7.1DE zwischen $w_{\max} = 0,2 \text{ mm}$ und $w_{\max} = 0,4 \text{ mm}$.

Beispielhaft soll die Zuverlässigkeit ermittelt werden. Dazu wird die Verteilungsfunktion von auftretender Rissbreite in Abhängigkeit der berechneten (mittels eines diskreten Abschnittes der berechneten Rissbreite) den Grenzwerten gegenübergestellt. Durch ziehen von 10000 Stichproben wird die Versagenswahrscheinlichkeit ermittelt.

Angenommen wird dafür eine berechnete Rissbreite von $w_{\text{cal}} = 0,2 \text{ mm}$, bei einem Grenzwert von $w_{\text{grenz}} = 0,2 \text{ mm}$.

Für $w=0,2\text{mm}$ ergibt sich folgendes Bild für das Rissbreitenmodell nach EC2-1-1/NA:

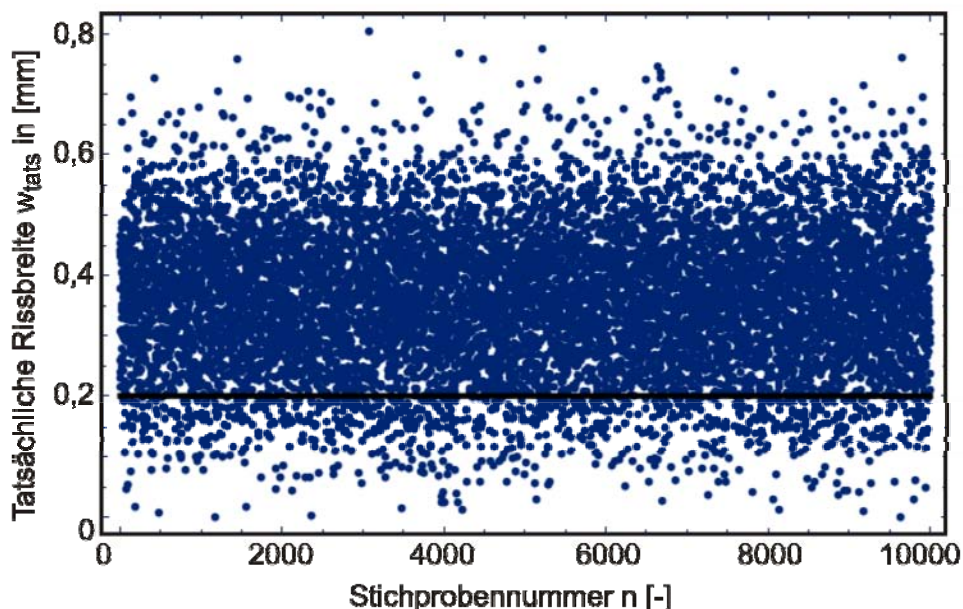


Bild 4.13 Ergebnis der Monte-Carlo-Simulation für tatsächlich auftretende Rissbreiten bei einer nach EC2-1-1/NA berechneten Rissbreite von $w_{\text{cal}} = 0,2 \text{ mm}$

Die Versagenswahrscheinlichkeit beträgt in diesem Fall rund 91 %.

Nachfolgend dargestellt sind die Ergebnisse für das Rissbreitenmodell nach Windisch.

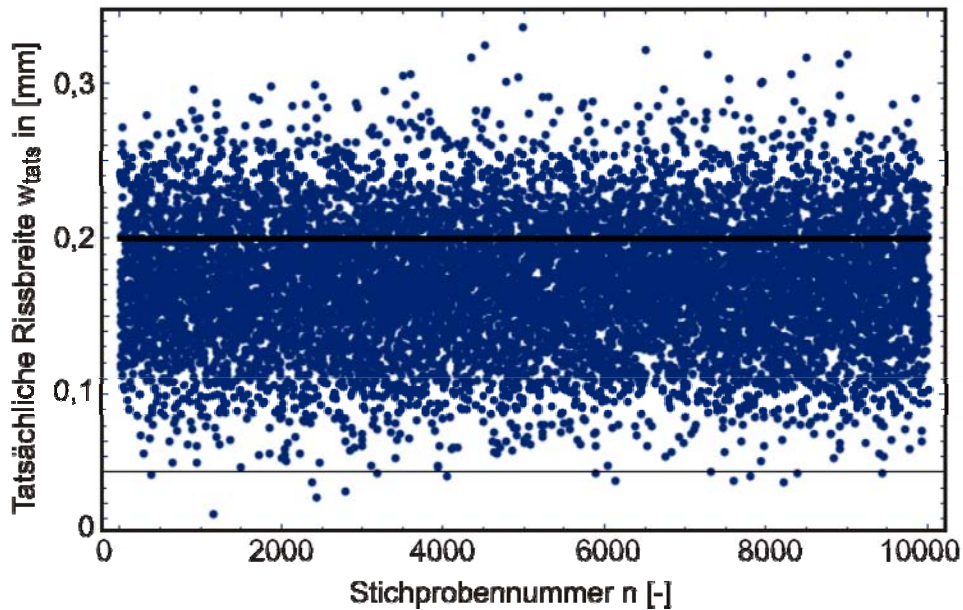


Bild 4.14 Ergebnis der Monte-Carlo-Simulation für tatsächlich auftretende Rissbreiten bei einer nach Windisch berechneten Rissbreite von $w_{\text{cal}} = 0,2$ mm

Für dieses Modell liegt die Versagenswahrscheinlichkeit bei knapp 25%.

Für einer rechnerische Rissbreite von $w_{\text{cal}} = 0,15$ mm betragen die Versagenswahrscheinlichkeiten bei einem Grenzwert von $w_{\text{grenz}} = 0,2$ mm noch ~78% für das Modell nach EC2-1-1/NA und 1% für das Modell nach Windisch.

Diese Werte gelten analog auch bei $w_{\text{cal}} = w_{\text{grenz}} = 0,4$ mm.

4.4 ZUVERLÄSSIGKEITSERMITTLUNG BEI BERÜCKSICHTIGUNG DER STREUUNG DER GRENZWERTE

4.4.1 Zuverlässigkeitsermittlung für das Eindringverhalten wassergefährdender Stoffe in Trennrisse

4.4.1.1 Ermittlung von Verteilungsfunktionen für das Eindringverhalten Wassergefährdender Stoffe in Trennrisse

Für die Ermittlung von Verteilungsfunktionen wird auf Daten aus Just und Curbach [25] zum Eindringverhalten von Biodiesel in Trennrisse zurückgegriffen.

Dabei wurden mit dem in Bild 4.15 dargestellten Versuchsaufbau an Stahlbetonprobekörpern Eindringtiefen bei einer Rissweite von $w_{\text{test}} = 0,05$ mm und einer Beaufschlagungsdauer von 72h bestimmt.

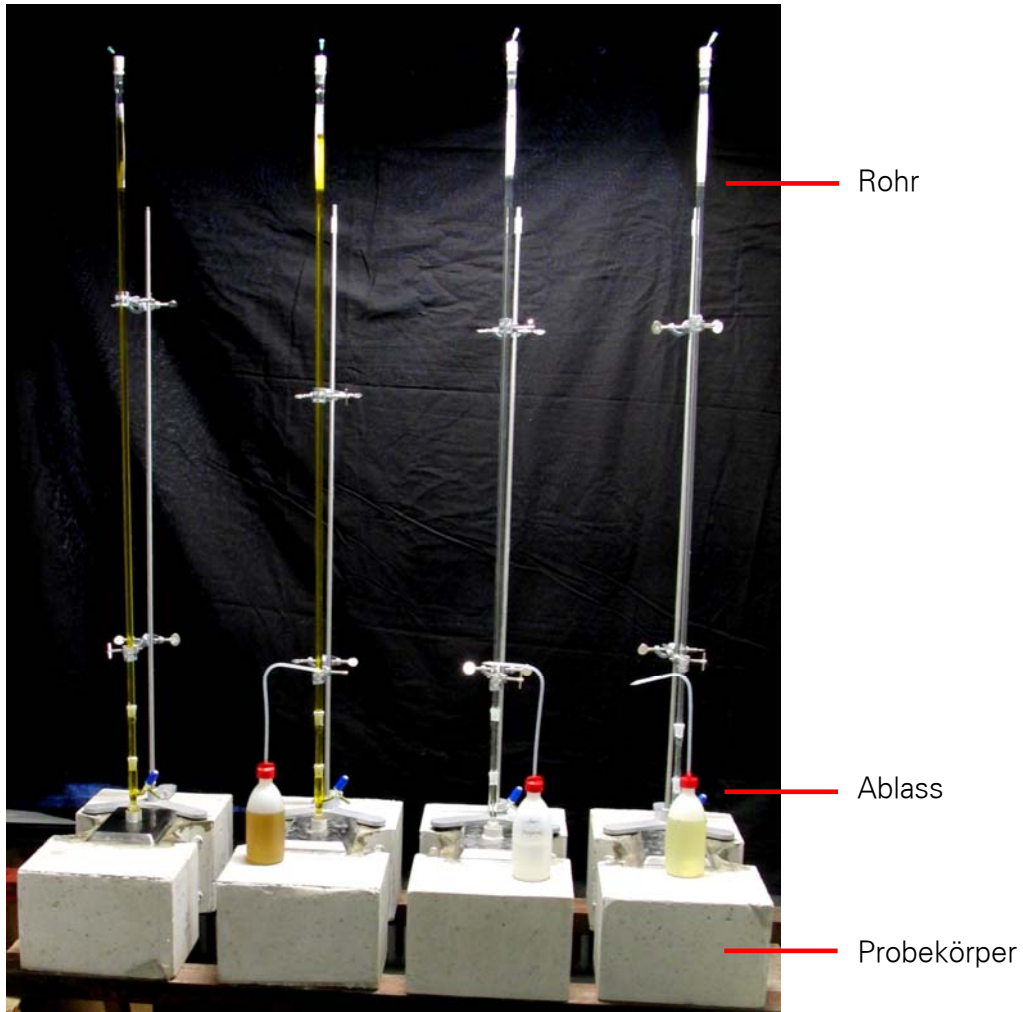


Bild 4.15: Versuchsaufbau

Eine ausführliche Dokumentation der Versuche findet sich in [25].

Die Ergebnisse für Eindringtiefen bei einer Rissweite von 0,05 mm sind in Bild 4.16 dargestellt

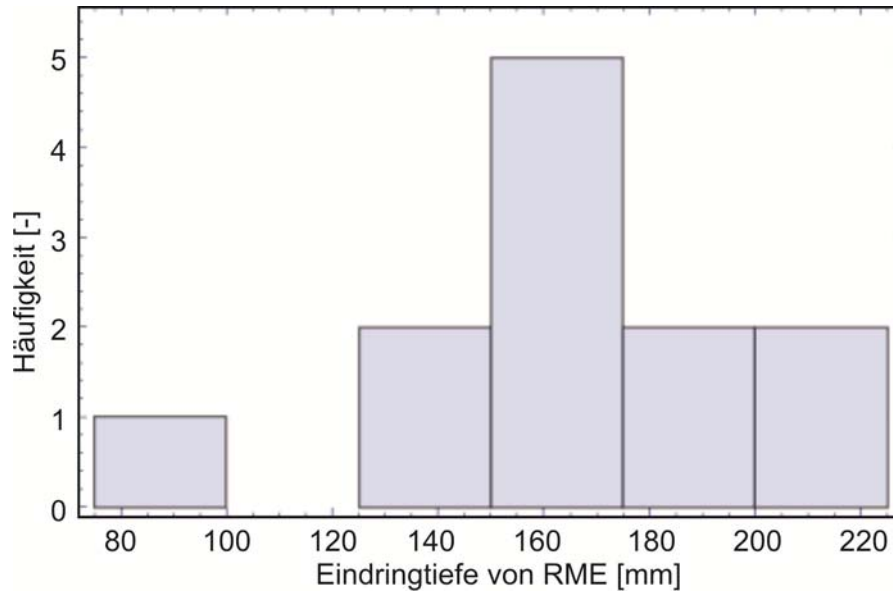


Bild 4.16: Häufigkeitsverteilung der Eindringtiefen der Versuche mit RME

Daraus lassen sich für die angenommene Normalverteilung folgende Parameter ermitteln:

$$\mu = 162,0 \text{ mm} \quad (\text{entspricht der Eindringtiefe } e_{w_{m,72}} \text{ nach [9] für } w = 0,05 \text{ mm})$$

$$\sigma = 32,8 \text{ mm}$$

In der Überlagerung dieser Normalverteilung mit der Häufigkeitsverteilung aus Bild 4.17 ergibt sich eine gute Übereinstimmung (Bild 4.13).

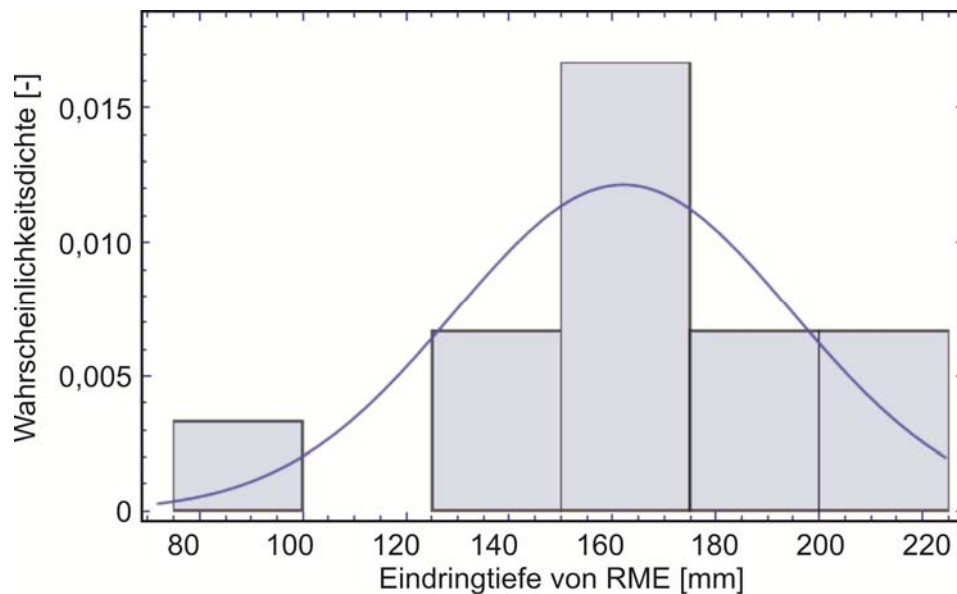


Bild 4.17 Überlagerung der ermittelten Normalverteilung mit der Häufigkeitsverteilung der Versuche mit RME (jeweils als Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion)

Diese Normalverteilung gilt nur für eine Rissbreite von $w_{\max,tats} = 0,05 \text{ mm}$ bei Beaufschlagung über 72 h für FD-Beton nach der Richtlinie „Betonbau beim Umgang mit wassergefährdenden Stoffen“ [9]. Um auf die zweidimensionale Verteilung in Abhängigkeit

der Rissbreite schließen zu können, sind Daten mit anderen Rissbreiten erforderlich. Aufgrund des sehr kleinen Versuchsprogramms konnte jedoch nur eine Rissbreite untersucht werden. Daher werden für die Erzeugung zweier weiterer Punkte für eine Rissbreiten-Eindringtiefen-Kurve Daten aus der Richtlinie [5] herangezogen.

Für eine Rissbreite von $w_{\max} = 0 \text{ mm}$, was ungerissem Beton entspricht, wird aus der Tabelle 4 der Richtlinie, Ausgabe 1992 [10], eine Eindringtiefe von $e_{w_{\max},72,0,00} = 40 \text{ mm}$ für Biodiesel als Interpolationswert zwischen ein- und mehrwertigen Alkoholen geschätzt. Dieses Vorgehen erscheint anhand der Viskositäten und Oberflächenspannungen als hinreichend belastbar. Die Größe des Wertes bei $w_{\max} = 0 \text{ mm}$ hat nur einen geringen Einfluss auf die Zuverlässigkeit, da wenige der streuenden Rissbreiten in dem davon beeinflussten Bereich liegen.

Für eine Rissweite von $w_{\max} = 0,10 \text{ mm}$ wird gemäß Bild 2.2 des Teils 2 der Richtlinie [9] bei einer Überdrückung von $\sigma_c = 0 \text{ N/mm}^2$ für Biodiesel (Viskosität $\eta = 4 \text{ mN}\cdot\text{s/m}^2 = 4 \text{ mPa}\cdot\text{s}$) als Eindringtiefe der Wert $e_{w_{\max},72,0,10} = 418,8 \text{ mm}$ interpoliert. Leider ist unklar, ob $\sigma_c = 0 \text{ N/mm}^2$ bedeutet, dass der Riss noch mit $w = 0,10 \text{ mm}$ geöffnet ist, oder aber dass der Riss nach Entfernen der Zugkraft wieder geschlossen ist und noch keine Überdrückung stattfindet. Deshalb ist dieses Vorgehen durchaus nicht unkritisch. Der von den Just und Curbach in [25] durchgeführte Versuch an einem Probekörper für Biodiesel mit $w = 0,10 \text{ mm}$ deutet aufgrund der frühzeitigen Durchdringung nach $t_{\text{dicht}} = 0,5 \text{ h}$ auf eine deutlich größere Eindringtiefe hin. Da es jedoch mit den derzeit zur Verfügung stehenden Daten keine andere Möglichkeit gibt, als mit der Näherung nach Richtlinie zu arbeiten, wurde dieser Weg gewählt. Wenn eine verbesserte Datengrundlage vorhanden ist, muss der Rechengang u. U. wiederholt werden.

Die drei so ermittelten Punkte werden mittels einer quadratischen Parabel beschrieben (Bild 4.18). Die Gleichung für den Mittelwert der Normalverteilung in Abhängigkeit der Rissbreite ergibt sich zu:

$$\mu(w) = 418,782 \text{ mm} + (-0,1 + w) \cdot (3787,82 + 26939,7 \cdot w)$$

bzw. umgestellt zu:

$$\mu(w) = 40,02 \text{ mm} + 1093,83 \cdot w + 26939,7 \cdot w^2.$$

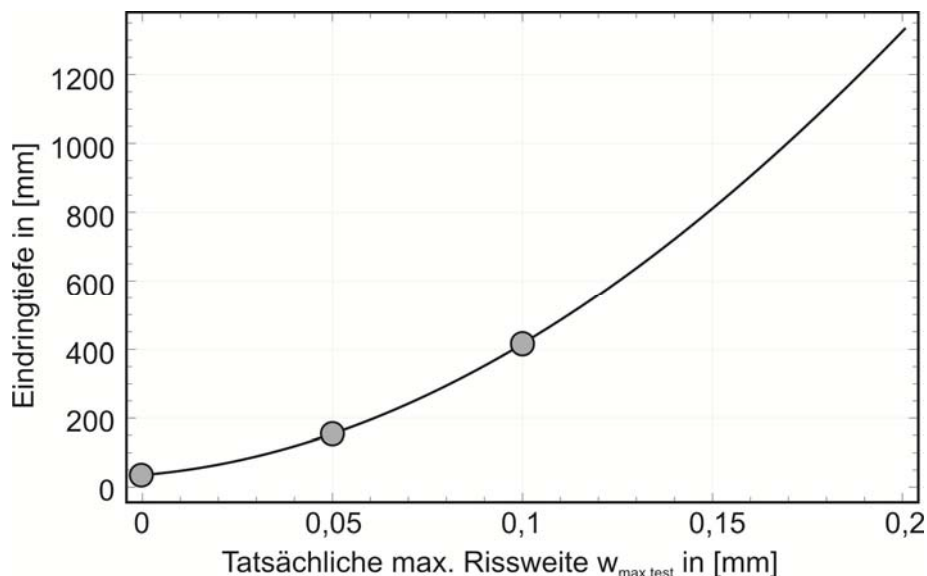


Bild 4.18: Mittelwert Eindringtiefe $e_{w_{\max},72}$ in Abhängigkeit der Rissbreite

Die Streuung wird als konstant angenommen:

$$\sigma(w) = \text{konstant} = 32,8 \text{ mm.}$$

Dieses Vorgehen erscheint als auf der sicheren Seite liegend, da davon auszugehen ist, dass mit zunehmender Rissbreite der Einfluss der Rissufferraugigkeit, welcher als der Hauptgrund für die Streuungen angenommen wird, abnimmt.

Als zweidimensionale Verteilungsdichtefunktion ergibt sich somit folgendes Bild.

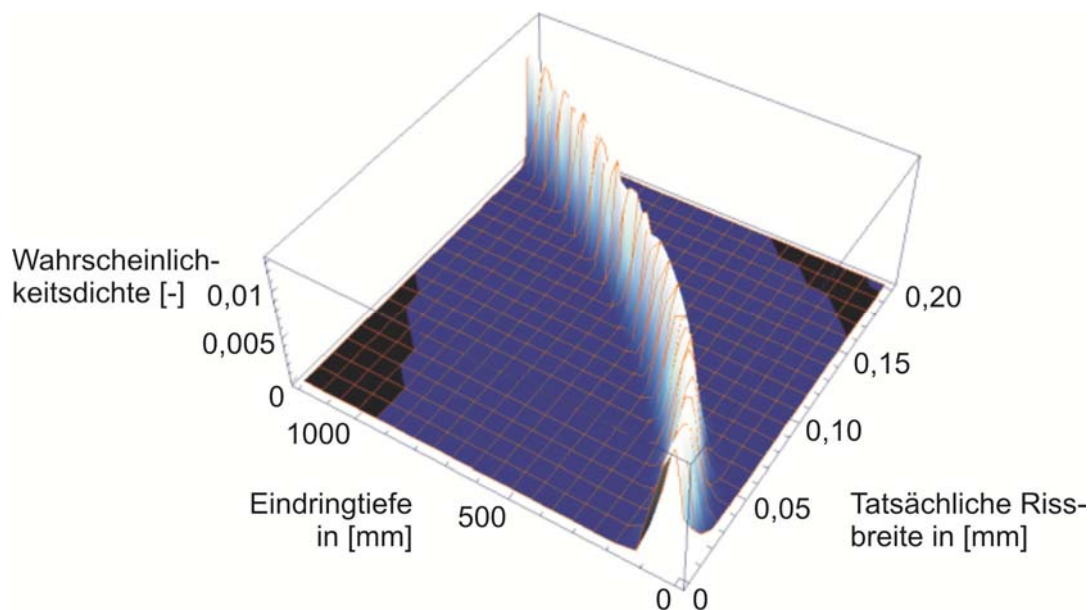


Bild 4.19: Zweidimensionale Verteilungsdichtefunktion für die Eindringtiefe von Biodiesel

Die Gleichungen für die Parameter dieser Normalverteilung lauten:

$$\mu(w) = 40,02 \text{ mm} + 1093,83 \cdot w + 26939,7 \cdot w^2$$

$$\sigma(w) = 32,8 \text{ mm}$$

4.4.1.2 Zuverlässigkeitsermittlung für das Eindringverhalten von Biodiesel in Trennrisse

Mit den in Abschnitt 4.2 und 4.4.1.1 ermittelten Verteilungsfunktionen kann die Zuverlässigkeit für Bauteile, die mit Biodiesel beaufschlagt werden, mit dem in Abschnitt 4.1 gezeigten Verfahren bestimmt werden.

Zuerst wird dies für das Rissbreitenmodell der EC 2-1-1/NA [14] durchgeführt. Im ersten Schritt werden dazu 5000 Stichproben aus der Verteilungsfunktion der tatsächlichen Rissbreiten für eine zuvor berechnete (bzw. hier angenommene) gezogen (Bild 4.20).

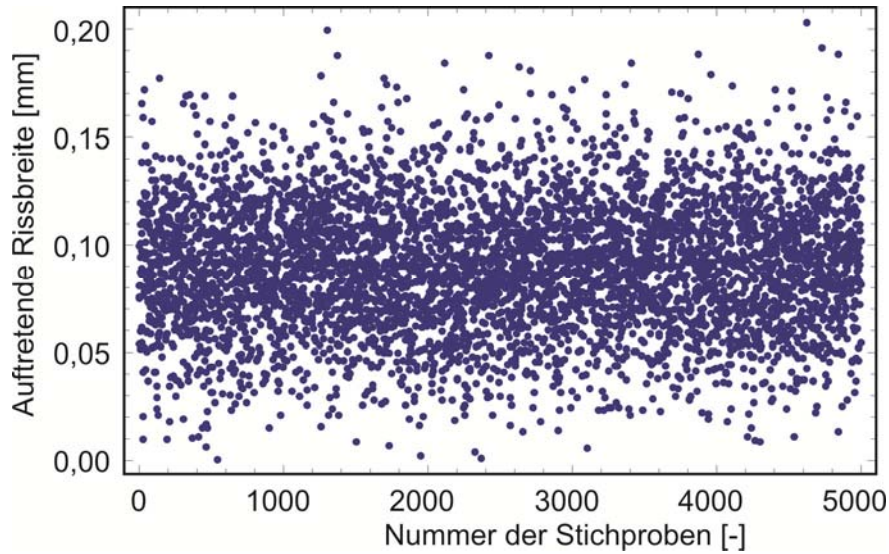


Bild 4.20: Stichprobe der auftretenden Rissbreiten für $w_{k,cal} = 0,05$ mm

Jeder dieser Stichproben wird dann mittels der Verteilungsfunktion der Eindringtiefen zufällig eine Eindringtiefe zugeordnet (Bild 4.21).

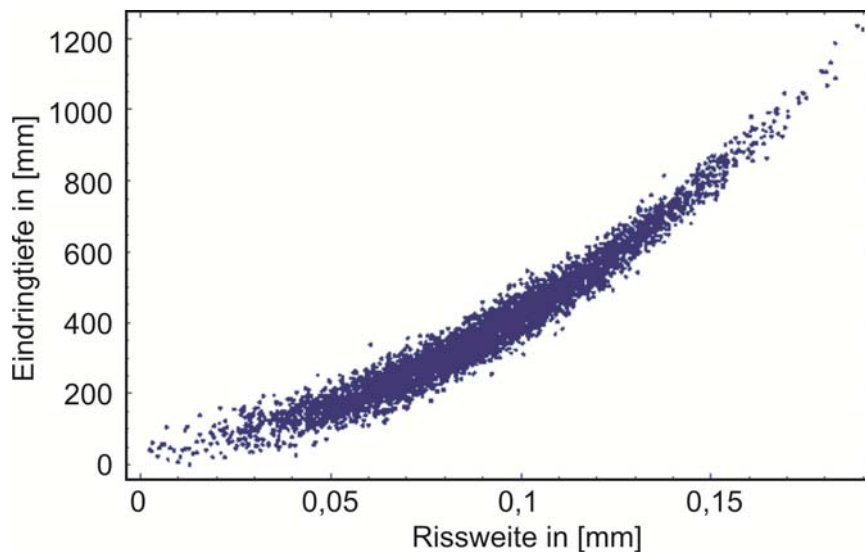


Bild 4.21: Verteilung der möglichen Eindringtiefen für $w_{k,cal} = 0,05$ mm

Wie man in Bild 4.21 deutlich erkennt, ist die Streuung der Eindringtiefen im Gegensatz zu der der Rissbreiten relativ gering.

Um die Zuverlässigkeit eines Bauteiles mit einem rechnerischen Trennriss von $w_{k,cal}$ zu ermitteln, muss die Bauteildicke bekannt sein. Im normalen Nachweisgang hat man diese Bauteildicke aber bereits vor der Errechnung der Rissbreite bestimmt. Wird die Bauteilhöhe über den Nachweis der Dichtigkeit gemäß Gleichung (1-11) der Richtlinie [9] anhand von Versuchsergebnissen ermittelt, geht man folgendermaßen vor:

$$h \geq \gamma_e \cdot e w_{tk} \quad (7)$$

$$\text{mit } w_{tk} = 1,35 \cdot e w_{tm} \quad (8)$$

Setzt man den in Abschnitt 4.4.1.1 ermittelten Mittelwert von $ew_{tm} = ew_{m,72h} = 162,0$ mm an, ergibt sich mit dem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_e = 1,5$ (nach Tabelle 1-1 in [9]):

$$h = 328,1 \text{ mm.}$$

Durch Auszählen der Stichproben, die eine größere Eindringtiefe als Bauteilhöhe haben, und Bezug nehmend auf die Gesamtmenge der Stichprobe ergeben sich die Versagens- und Überlebenswahrscheinlichkeit zu:

Versagenswahrscheinlichkeit: $P_f = 0,5754$

Überlebenswahrscheinlichkeit: $P_s = 0,4246$ ($P_s = 1 - P_f$)

Dies bedeutet, dass das Bauteil mit der nach Richtlinie ermittelten Bauteilhöhe in knapp 60 % aller Fälle „versagen“ würde, was in diesem Fall bedeutet, dass es undicht wäre.

Um ein Zuverlässigkeitsniveau von $\beta = 3,0$ zu erreichen, was einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_s = 0,998$ entspricht, wäre eine Teilsicherheitsbeiwert von

$$\gamma_e = 5,0$$

erforderlich. Damit würde sich die erforderliche Bauteildicke zu rund $h_{\text{erf}} = 1100$ mm ergeben, was bei einer realen Bemessungsaufgabe wiederum einen Einfluss auf die rechnerische Rissbreite haben würde. Wiederholt man die Berechnung für verschiedene Rissbreiten, zeigt sich, dass mit größerer rechnerischer Rissbreite der erforderliche Teilsicherheitsbeiwert steigt, um ein Zuverlässigkeitsniveau $\beta = 3,0$ zu erreichen. Dies ist durch den – angenommenen – quadratischen Anstieg der Eindringtiefe bei zunehmender Rissbreite kombiniert mit der linear zunehmenden Standardabweichung der Rissbreiten bedingt (Bild 4.14).

Ermittelt man die Zuverlässigkeit mit dem von Eckfeldt et. al. in [16] vorgestellten Modell, so ergibt sich bei analogem Vorgehen die in Bild 4.22 dargestellte Verteilung von möglichen Eindringtiefen in Abhängigkeit möglicher Rissbreiten.

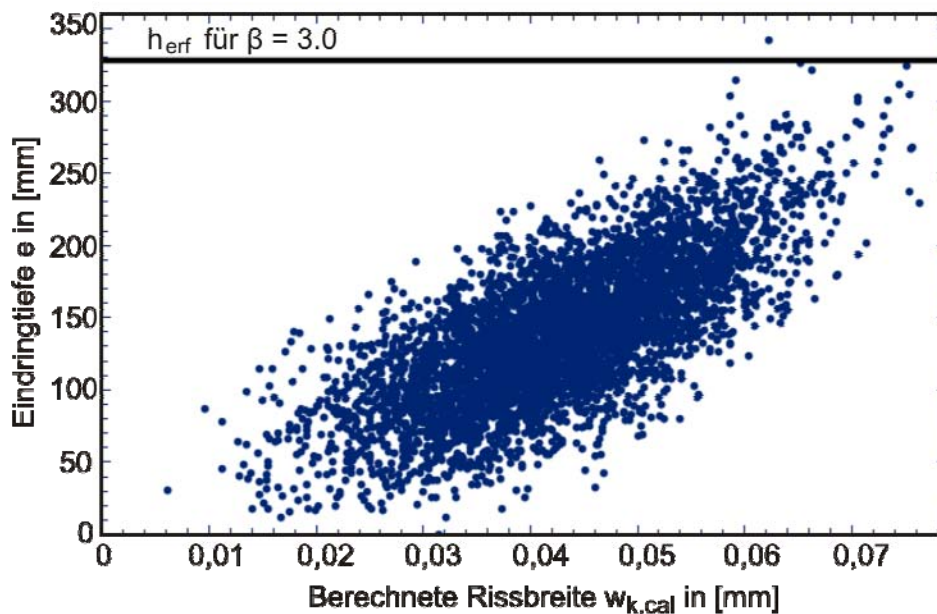


Bild 4.22: Verteilung der möglichen Eindringtiefen, für $w_{k,cal} = 0,05$ mm

In Bild 4.22 ist bereits die erforderliche Bauteildicke von rund $h_{\text{erf}} = 328$ mm eingetragen, für die ein Zuverlässigkeitsniveau von $\beta = 3,0$ erreicht werden würde. Dafür wäre ein Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_e = 1,5$ erforderlich.

Für eine rechnerische Rissbreite von $w_{k,\text{cal}} = 0,10$ mm würde die erforderliche Bauteildicke auf $h_{\text{erf}} = 850$ mm steigen. Der Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_e = 1,5$ wäre jedoch immer noch ausreichend.

Mit dem probabilistischen Nachweis über das Rissbreitenmodell von Windisch kann die Bemessung für Bauteile mit kleinen Trennrissen bei Beaufschlagung mit wassergefährdenden Stoffen also entsprechend der Richtlinie [9] durchgeführt werden, wenn ausreichend gesicherte Kenntnis über die Verteilungsfunktion für den jeweiligen wassergefährdenden Stoff vorliegen.

4.2.2 Zuverlässigkeitsermittlung für weitere Dauerhaftigkeitsaspekte

Analog zu dem Vorgehen für das Eindringverhalten von wassergefährdenden Stoffen in Trennrisse können auch andere Aspekte der Dauerhaftigkeit in Abhängigkeit der Rissbreite betrachtet werden. Für Zuverlässigkeitsermittlungen nach dem in 4.1 gezeigten Prinzip sind dafür jedoch ausreichend Daten auf der Widerstandsseite erforderlich, die so nicht in der Literatur vorliegen.

Tendenziell sollten sich aber Zuverlässigkeiten ergeben, die deutlich über den in Absatz 4.3 für deterministische Grenzwerte ermittelten liegen, wenn diese Grenzwerte nicht gerade Mittelwerte der Versuche darstellen, sondern Fraktilwerte aus den zugrunde liegenden Versuchen sind.

Beispielhaft wird dies gezeigt, indem für ein Dauerhaftigkeitskriterium, für das nach EC 2-1-1 eine einzuhaltende Rissbreite von $w_{\text{grenz}} = 0,2$ mm angegeben ist, statt der 0,2 mm eine Normalverteilung mit $\mu = 0,22$ mm und einer Standardabweichung von 0,015 mm (so festgelegt, dass die 0,2 mm einen 5% Fraktilwert der Verteilung darstellen) angesetzt wird.

Dem gegen über steht die Normalverteilung der tatsächlich auftretenden Rissbreiten in Abhängigkeit der berechneten nach EC2-1-1. Bild 4.23 zeigt die Gegenüberstellung der beiden für eine berechnete Rissbreite von $w_{\text{cal}} = 0,2$ mm.

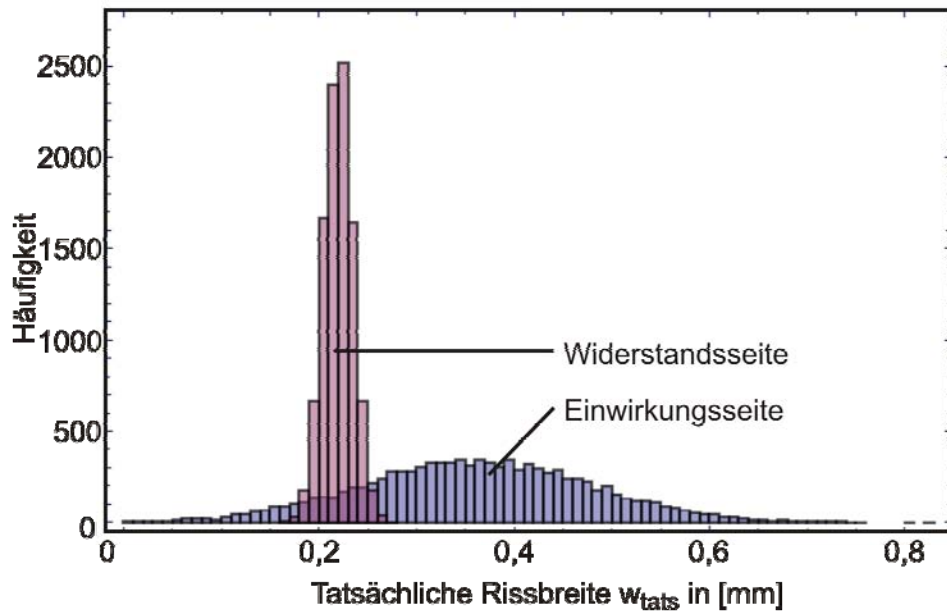


Bild 4.23: Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen der tatsächlichen Rissbreiten (in Abhängigkeit einer nach EC2-1-1/NA zuvor berechneten), sowie der Rissbreiten, bei der das Dauerhaftigkeitskriterium noch erfüllt wird

Die Versagenswahrscheinlichkeit lässt sich ähnlich zu 4.2.1 mittel Monte-Carlo-Simulation durch ziehen von 10000 Stichproben ermitteln, indem alle die Fälle, in denen die berechnete Rissbreite größer als der jeweilige Grenzwert sind als Versagensfälle gewertet werden.

Für das oben gezeigt Beispiel ergibt sich eine Versagenswahrscheinlichkeit von 87%. Dies ist zumindest etwas geringer, als beim Vergleich mit dem deterministischen Grenzwert (vgl. 4.1), bei dem die Versagenswahrscheinlichkeit über 90% lag.

Für das Modell nach Windisch ergibt sich für den oben beispielhaft betrachteten Fall folgendes Bild:

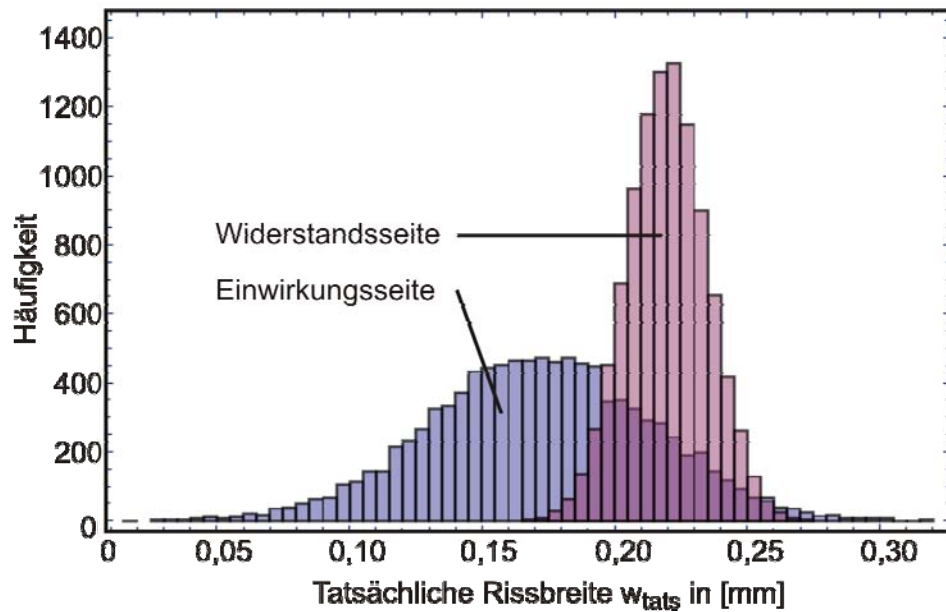


Bild 4.24: Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen der tatsächlichen Rissbreiten (in Abhängigkeit einer nach Windisch zuvor berechneten), sowie der Rissbreiten, bei der das Dauerhaftigkeitskriterium noch erfüllt wird

Die Versagenswahrscheinlichkeit liegt hier nur noch bei 14,5%, was einen deutlichen Zugewinn gegenüber der Zuverlässigkeitsermittlung bei deterministischem Grenzwert darstellt.

5. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Im vorliegenden Forschungsbericht konnte festgestellt werden, dass durch die Berücksichtigung von Streuungen bei dem Nachweis der Rissbreite zwar ein höheres Sicherheitsniveau erreicht wird, als bei dem Vergleich der deterministischen Werte, bei Kenntnis der Überschreitungshäufigkeit der berechneten Rissbreiten durch tatsächlich auftretende.

Jedoch ist dieses Niveau bei Verwendung der normativen Rissbreitenmodelle immer noch weit entfernt von dem im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit angestrebten Zuverlässigkeitsindex, bei dem eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 99,8% angestrebt wird.

Die Verwendung alternativer Ansätze zur Berechnung der Rissbreiten, z.B. das Modell nach Windisch, erreichen je nach Modell deutlich bessere Werte. Jedoch geht dies einher mit einem erhöhten Bedarf an Bewehrung, was vermieden werden sollte.

Grundsätzlich empfiehlt sich als Ergebnis der statistischen Untersuchungen jedoch das Überdenken des Ansatzes zur Berechnung der Rissbreite nach Gl. (3). Der Rissabstand scheint kein geeignetes Maß für die Aufsummierung der Dehnungsdifferenzen zu sein.

Prinzipiell kann die Sicherheit auch für die normativen Modelle noch einmal gesteigert werden, wenn es gelingt einen Datensatz für Rissbreiten zu erstellen, in denen Rissbreiten an Bauteilen die mit praxisüblichen Abmessungen und aktuellen Betonstählen hergestellt worden sind gewonnen werden.

Auch wären Kennwerte über die Streuung auf der Widerstandsseite für alle Aspekte der Dauerhaftigkeit von Vorteil, da im vorliegenden Bericht nur für das Eindringen von Biodiesel in Trennrisse echte Daten verwendet werden konnten. Mit tatsächlichen Streuungen könnten noch einmal erheblich größere Sicherheiten erreicht werden, als mit den unter 4.2.2 konservativ angenommenen sehr kleinen Streuungen.

QUELLEN

- [1] Adiyastuti, S. M.: "Influence of cracks on chlorid induced corrosion in reinforced concrete flexural members", Ph.D-Thesis, Sidney, Australia, 2005
- [2] Alahamad, S., Toumi, A., Verdier, J., Francois, R.: „Effect of crack opening on carbon dioxide penetration in cracked mortar samples“, Materials and Structures Vol. 42, 2009, S. 559–566
- [3] Bazant; Z. P., Sener, S. und Kim, J.-K.: „Effect of cracking on drying permeability and diffusivity of concrete“, ACI Materials Journal, Vol. 84, 1987, S. 351-357
- [4] Bentour, A., Diamond, S., Berke, N.S.: "Steel Corrosion in Concrete." E & FN Spon, an imprint of Chapman &, London, UK. 1997
- [5] Bljucer, F.: "Structural serviceability depending on multiple parameters", IBASE reports = Rapports AIPC = IVBH Berichte, Vol.69, 1993, S. 85-90
- [6] Boulfiza, M., Sakai, K., Banthia, N. und Yoshida, H.: "Prediction of Chloride Ions Ingress in Uncracked and Cracked Concrete", ACI Materials Journal, Vol. 100, 2003, S. 38-48
- [7] Caldentey Perez, A.: Rissbreitendatensatz von der Universidad Politécnica de Madrid, 2006
- [8] Clear C.A.: Cement and Concrete Association, Technical Report 559, England, 1985
- [9] DAfStb-Richtlinie: „Betonbau beim Umgang mit wassergefährdenden Stoffen“, Schlusssentwurf für das Einspruchverfahren, 2010
- [10] DAfStb-Richtlinie: „Betonbau beim Umgang mit wassergefährdenden Stoffen“, 1992
- [11] DIN1045-1:2008: „Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton – Teil 1: Bemessung und Konstruktion“, Beuth-Verlag, Berlin, 2008
- [12] DIN EN 19920:2010-12: „Grundlagen der Tragwerksplanung“, Beuth-Verlag, Berlin, 2011
- [13] DIN EN 1992-1-1:2011-01: „Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau“, Beuth-Verlag, Berlin, 2011
- [14] DIN EN 1992-1-1/NA:2011-01: „Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau“, Beuth-Verlag, Berlin, 2011
- [15] Eckfeldt, L.: „Möglichkeiten und Grenzen der Berechnung von Rissbreiten in veränderlichen Verbundsituationen“, Dissertation, Veröffentlicht in „Schriftenreihe Konstruktiver Ingenieurbau Dresden, Heft 6, 2005
- [16] Eckfeldt, L. et al.: „Verbesserung der Vorhersage von sehr kleinen Rissbreiten.“ Forschungsbericht zum DIBt-Projekt, Technische Universität Dresden, 2009
- [17] Edvardson, C.K.: "Wasserdurchlässigkeit und Selbstheilung von Trennrissen in Beton", Berlin: Beuth Verlag – In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (DAfStb), Vol. 455, 1996
- [18] Frederiksen, J.M.; Sorensen, H.: "Chloridindtrcsngning i beton under last" (in dänisch). High Performance Concretes in the 90'ies, Report No. 2.3, AEC Consulting Engineers (Ltd) A/S. Vedbiek, Denmark, 1992
- [19] Gagne, R., Francois, R., Masse, P.: "Chloride Penetration Testing of Cracked Mortar Samples", Proceedings of the Third International Conference on Concrete Under Severe

- Conditions, CONSEC'01, Canada, Edited by Banthia, N., Sakai, K., and Gjørsv, O.E., Vol 1, 2001, S. 198-205.
- [20] Grübl, P., Weigler, H., Karl, S. und Kupfer, H.: „Beton: Arten, Herstellung und Eigenschaften“, Ernst & Sohn
- [21] Häußler-Combe, U.; Hartig, J.: „Rissbildung von Stahlbeton unter Einbeziehung stochastischer Felder.“ In: *Weimarer Optimierungs- und Stochastiktag 7.0*. Weimar : Dynardo, 2010
- [22] Imhof-Zeitler, C.: „Fließverhalten von Flüssigkeiten in durchgehend gerissenen Betonkonstruktionen.“ Berlin: Beuth Verlag – In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (DAfStb), Vol. 460, 1996
- [23] Iványi, G.: „Wasserundurchlässige Bauwerke aus Beton“, Der Prüferingenieur, Vol. 25, Bundesvereinigung der Prüferingenieure für Bautechnik e.V., 2004, S. 48-56
- [24] Jacobsen, S., Marchand, J. und Boisvert, L.: „Effect of cracking and healing on chlorid transport in OPC concrete“, Cement and Concrete Research, Vol. 26, No. 6, 1996, S. 869-881
- [25] Just, M., Curbach, M.: „Grenzzustandsuntersuchungen zur Beurteilung des Zuverlässigkeitsniveaus von Stahlbetonbauteilen mit kleinen Trennrissen“, Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben, Länderarbeitsgemeinschaft Wasser, 2012
- [26] Meichsner H.: Beton und stahlbetonbau 87, 1992, S. 95 - 99
- [27] Lindorf, A.; Lemnitzer, L.: „Rissbreiten im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit.“ Proceedings, Forschungskolloquium des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton, Dresden, 19. Okt. 2007, S. 35-50
- [28] Model Code 2010: Design Code, First complete draft, Volume 1, fib Bulletin 55, 2010
- [29] Mohammed, T.U., Yamaji, T., Hamada, H.: „Chloride diffusion, microstructure, and mineralogy of concrete after 15 years of exposure in tidal environment“, ACI Materials journal, Vol. 99, 2002, S. 256-263.
- [30] Raharinaivo, A., Brevet, P., Grimaldi, G., Pannier, G.: „Relationships between concrete deterioration and reinforcing-steel corrosion“, Durability of Building Materials, Vol. 4, 1986, S. 97-112
- [31] Rehm, G.; Martin, H.: „Zur Frage der Rißbegrenzung im Stahlbetonbau“, Beton- und Stahlbetonbau, Vol. 63, 1968, S. 175-182
- [32] Ripphausen B.: Dissertation, RWTH, Aachen, 1989
- [33] Schiessl, P., Raupach, M., (1997), „Laboratory Studies and Calculations on the Influence of Crack Width on Chloride-Induced Corrosion of Steel in Concrete“, ACI Materials Journal, Vol. 94, No. 1, S. 56-62.
- [34] Tsukamoto, M.: „Untersuchungen zur Durchlässigkeit von faserfreien und faserverstärkten Betonbauteilen mit Trennrissen.“ Berlin: Beuth Verlag – In: Schriftenreihe des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton (DAfStb), Vol. 440, 1994
- [35] Windisch, A.: Draft – „Crack width control model for the future Model code.“ Internal Paper/discussion of fib TG 4.1. Serviceability Models, 2008/2009
- [36] http://www.sichtbeton-forum.de/sichtbeton_rissbreitenbeschraenkung.php