

# Untersuchungen zum Bruchverhalten und zur Versagenswahrscheinlichkeit von Gewichtsstaumauern

H. Fleischer, R. Schlegel

**Zusammenfassung** Zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit von Gewichtsstaumauern ist eine realitätsnahe statische Modellierung des Tragwerks erforderlich. Es wird gezeigt, dass neben einer möglichen Rissbildung vor allem räumliche Effekte zur Berücksichtigung auftretender Lastumlagerungen zu erfassen sind. Ferner ist eine Beschreibung des Versagenspunktes durch geeignete quantifizierbare Kriterien unverzichtbar. Hierzu werden entsprechende Ansätze auf der Basis von Verschiebungs- und Plastifizierungskenngrößen hergeleitet, mit denen am konkreten Beispiel anhand stochastischer Analysen Zuverlässigkeitsindizes ermittelt werden.

## Investigations of the fracture behavior and the probability of failure of gravity dams

**Abstract** For the calculation of the probability of failure on gravity dams a realistic static modeling of the structure is necessary. It is shown that in addition to a possible cracking, especially spatial effects for the consideration of occurring load transfers play an important role. Furthermore, the definition of incipient global failure by means of suitable quantifiable criteria is indispensable. For this purpose, appropriate approaches are selected on the basis of displacement or plasticization parameters. These are used to determine a reliability index in a practical example using a stochastic analysis.

## 1 Einführung

Talsperren sind herausragende Ingenieurbauwerke, die sich durch ein hohes Gefährdungspotential auszeichnen. In den letzten Jahren wird immer häufiger versucht, neben der eigentlichen Standsicherheitsberechnung auch das solchen Anlagen eigene technische Risiko zu bestimmen. Im Fokus stehen dabei die bestehenden Anlagen, die mitunter ein beträchtliches Alter aufweisen. Auch in Deutschland wird diesem Trend gefolgt, was sich nicht zuletzt in der Herausgabe eines gemeinsamen Themenbandes zuständiger Fachverbände zur Stauanlagensicherheit [1] widerspiegelt. Dort werden die im maßgebenden Regelwerk DIN 19700–11 nur angedeuteten Vorgaben zur Untersuchung eines verbleibenden Risikos ausführlicher beschrieben und auf die beiden wesentlichen Faktoren – Gefährdungspotential und Versagenswahrscheinlichkeit – hingewiesen. Für die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit

ist es notwendig, mittels statischer Berechnungen die konkreten Bruchzustände zu beschreiben und deren Eintrittswahrscheinlichkeit abzuschätzen.

Anliegen des nachfolgenden Beitrags ist es, einige Aspekte zum Bruchmechanismus an Gewichtsstaumauern zu diskutieren und dabei auf die wesentlichen Einflussgrößen einzugehen. Das Ziel besteht in der Erfassung des globalen Bruchzustandes mittels quantifizierbarer Versagenskriterien und der Anwendung dieser in Zuverlässigkeitsanalysen zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit.

Für die hier beschriebenen Berechnungen wurden verschiedene FEM-Modelle genutzt, die entweder an die konkreten Verhältnisse der Eder-Staumauer (Nordhessen) angepasst oder aber mit allgemeinen, für Gewichtsstaumauern typischen Geometrieparametern versehen waren. Die Erfassung möglicher Rissbildung erfolgte verschmiert als Plastifizierung auf der Basis des Stoffgesetzes nach Mohr-Coulomb unter Berücksichtigung von Restfestigkeiten und mit Begrenzung und Ausschaltung von Zugspannungen. Sowohl im Mauerkörper als auch im Fels wurden Trennflächen mit separaten Festigkeitsgrößen als bevorzugte Plastifizierungszonen implementiert. Für die statischen Berechnungen kamen die Programmsysteme Ansys und Sofistik, für stochastische Untersuchungen optiSlang [2] zum Einsatz.

## 2 Grundsätzliche Bemerkungen zur statischen Modellierung von Gewichtsstaumauern

In der DIN 19700–11 sind statische Berechnungen für Gewichtsstaumauern nach der Balkentheorie ausdrücklich zulässig. Danach wird die Staumauer als ebener, im Gründungsbereich eingespannter Kragträger betrachtet. Die Bemessungsschnitte sind überwiegend horizontal ausgerichtet; Dehnungen infolge Normalspannungen sind linear-elastisch nach der Bernoulli-Hypothese verteilt. Beim Nachweis der Gleitsicherheit hingegen wird ein Starrkörper unterstellt. Die Erfahrung zeigt, dass nach diesem Prinzip bemessene Staumauern dauerhaft Bestand haben und damit offensichtlich ein ausreichendes Sicherheitsniveau aufweisen. Allerdings ergibt sich aus der so praktizierten Form der Nachweisführung keine Information zur tatsächlich vorhandenen Sicherheit oder zur Quantifizierung der für Risikobetrachtungen erforderlichen Versagenswahrscheinlichkeit.

Bei der Betrachtung einer Staumauer als mechanisches Kontinuum wird deutlich, dass punktuelle Überschreitungen von Grenzspannungen oder Bruchdehnungen sowie lokale Rissbildungen zunächst nur zu Spannungsumlagerungen im Raum führen. Erst wenn alle Umlagerungsmöglichkeiten erschöpft sind, wird die Systemtraglast als integraler Grenzzustand erreicht und ein globaler Bruch möglich. Entscheidend für den Verlauf der Spannungsumlagerung im Berechnungsmodell ist das Materialverhalten unter Beachtung gegebener Anisotropien. Aufgrund des moderaten Druckspannungsniveaus an den deutschen Staumauern in-

### Dr.-Ing. Helmut Fleischer

Bundesanstalt für Wasserbau  
Kußmaulstraße 17, 76187 Karlsruhe  
helmut.fleischer@baw.de, Tel. 0721 9726 2810

### Dr.-Ing. Roger Schlegel

Dynardo GmbH  
Steubenstraße 25, 99423 Weimar  
roger.schlegel@dynardo.de

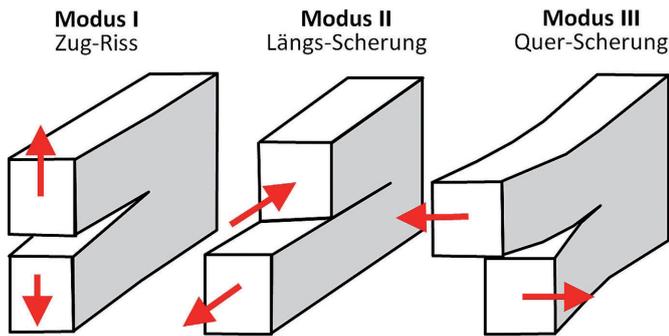


Bild 1. Rissmodus in Abhängigkeit der Spannungsart und -richtung, nach [3]  
 Fig. 1. Fracture modes, depending on type and direction of tension [3]

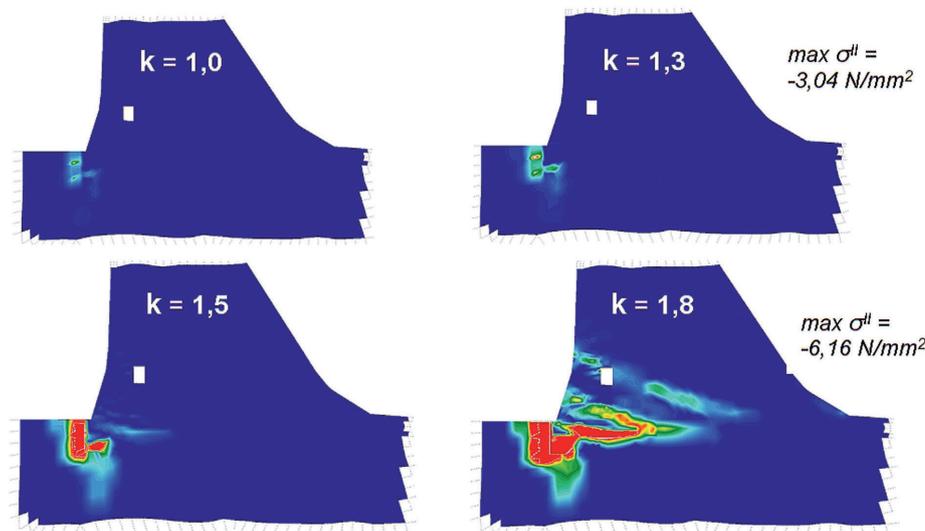
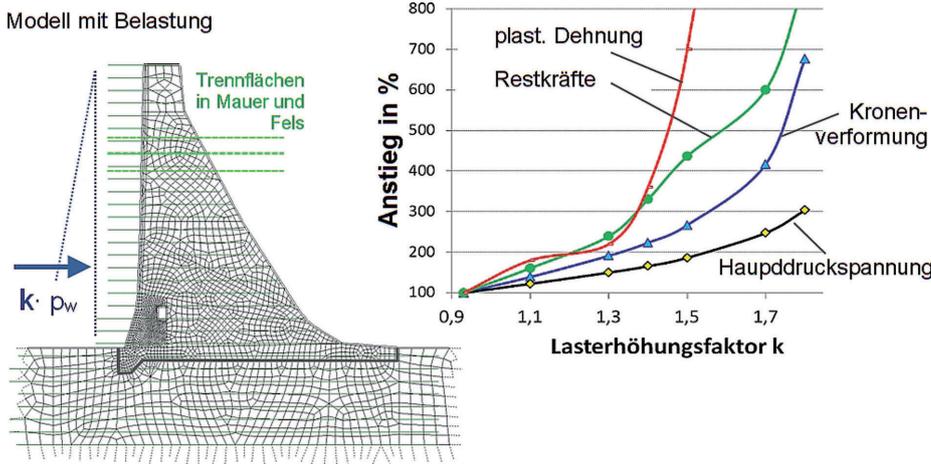


Bild 2. Berechnungsbeispiel für eine komplexe Rissbildung (mixed mode crack) im Fußbereich einer Staumauer bei Steigerung des äußeren Wasserdrucks (Steigerungsfaktor  $k$ )  
 Fig. 2. Calculation example for a complex crack formation (mixed mode crack) in the foot area of a dam when increasing the external water pressure (increase factor  $k$ )

folge der mäßigen Stauhöhen ist hier vorrangig das Verhalten im Zug- und Schubbereich von Bedeutung. Die Rissbildung kann infolge von Zug- oder Scherspannungen oder aber als Kombination von beiden (mixed mode crack) entstehen (Bild 1).

Anhand einfacher Vergleichsberechnungen lässt sich zeigen, dass es beim globalen Versagen meist zur Überlagerung der verschiedenen Rissmodi kommt. Ein konkretes Beispiel ist in Bild 2 anhand der Parameter Verformung und Hauptdruckspannung sowie der Entwicklung der Plastifizierungszonen (Rissbildung) dargestellt. Es ist erkennbar,

dass mit wachsender Beanspruchung (Erhöhung des Wasserdrucks) zunächst Risse am wasserseitigen Mauerfuß entstehen. Das Rissbild wird dabei merklich von der konkret anstehenden Bauwerkskontur und gegebenenfalls vorhandenen Schwächungen, Aussparungen bestimmt. Später bilden sich Zug- und Schubrisse im Mauerkörper und in der Gründungsfläche, deren Verlauf von den vorhandenen Anisotropien, insbesondere bevorzugter Gleitflächen (Trennflächen, Arbeitsfugen), beeinflusst wird. Dabei kann die Rissbildung auch – von den Trennflächen abhängig – im Felsuntergrund beginnen (z. B. [4]). Mit zunehmender Beanspruchung wachsen die Risszonen schnell an und führen letztendlich zum Kollaps des Tragwerks. Die Hauptdruckspannungen am luftseitigen Mauerfuß hingegen bleiben im moderaten Bereich und bewirken keine plastischen Veränderungen.

Neben Stoffeigenschaften und Einwirkungen spielt die Erfassung der räumlichen Geometrie eine zentrale Rolle. Können Grundsatzuntersuchungen zum Bruchverhalten noch am zweidimensionalen Modell erfolgen, erfordern objektbezogene Analysen in der Regel räumliche Modellierungen. Der räumliche Spannungs- und Dehnungszustand kann am konkreten Bauwerk – auch bei nicht gewölbter Staufläche – erheblich von den Ergebnissen einer 2D-Betrachtung abweichen. Dabei nehmen die Unterschiede mit wachsender Beanspruchung und zunehmender Plastifizierung sowie Rissbildung im Mauerkörper und Fels merklich zu. Eine Grundsatzuntersuchung hierzu wurde an Modellen mit vereinfachtem Mauerquerschnitt (Höhe : Sohlbreite : Kronenlänge = 1 : 0,8 : 6,8) vorgenommen. Die Festigkeiten von Mauer und Fels inklusive Arbeitsfugen und geneigter Trennflächen wurden unter Berücksichtigung von Spitzen- und Restwerten angesetzt. Im Bild 3 sind als typisches Ergebnis die Plastifizierungsbereiche (plastische Vergleichsdehnungen) am 2D- und 3D-Modell unmittelbar vor dem globalen Bruch in

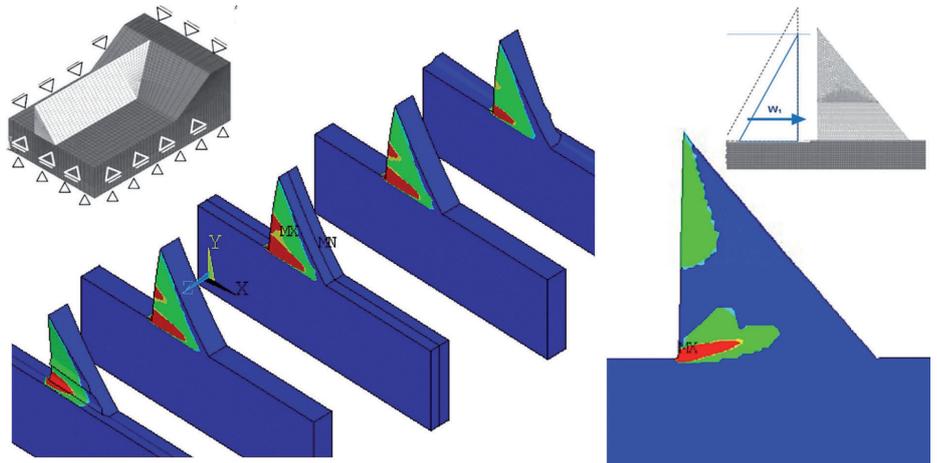
folge Laststeigerung gegenübergestellt. Das Versagen findet in Kombination aus Zugrissbildung in den horizontalen Trennflächen am wasserseitigen Mauerfuß (Rissmodus I) und anschließendem Zug-Schubversagen (Modus I und II) im oberen Querschnittsbereich statt. Die Unterschiede bei den Spannungs- und Dehnungsverteilungen zeigen sich besonders in der Ausprägung der Plastifizierungszonen unmittelbar vor dem Bruch. Diese sind am räumlichen Modell aufgrund des größeren Umlagerungspotentials ausgeprägter und wachsen vom Hang zur Mauermitte hin an. Um allgemeingültige Aussagen zu den Unterschieden am ebenen und räumlichen Modell für eine breite Parameter-

palette zu bekommen, wurden im Rahmen einer probabilistischen Betrachtung an 300 per Latin Hypercube Sampling (Abschnitt 4) generierten Samples die Wahrscheinlichkeiten des Eintritts definierter Beanspruchungskriterien ermittelt. Für die Lasteingangsgrößen Eigengewicht und Wasserstand wurden Normalverteilungen, für die Festigkeiten Lognormalverteilungen angesetzt. In **Bild 4** sind im Ergebnisvergleich die Verteilungsdichtefunktionen (PDF) des Kriteriums Vertikalbeanspruchung als Verhältnis aus Druckfestigkeit  $f_c$  und minimal auftretender Vertikalspannung  $\sigma_{z,min}$  (d.h. maximaler Druckspannung) in allen Knoten der 2D- sowie 3D-FEM-Modelle dargestellt. Im Fall  $f_c / \sigma_{z,min} = 1,0$  erreicht die extreme Vertikalspannung an einem Punkt im Mauerkörper die Druckfestigkeit. Mit diesem Zustand wird kein globales Versagen markiert, sondern lediglich ein punktueller Plastifizierungsbeginn mit nachfolgender Spannungsumlagerung. Die Vertikalbeanspruchung  $f_c / \sigma_{z,min}$  ist am räumlichen Modell mit einem Mittelwert von 21,5 merklich geringer als am ebenen Modell (Mittel 17,9), womit der Unterschied zwischen 2D- und 3D-Modellierung auch in verallgemeinerter Form bestätigt wird.

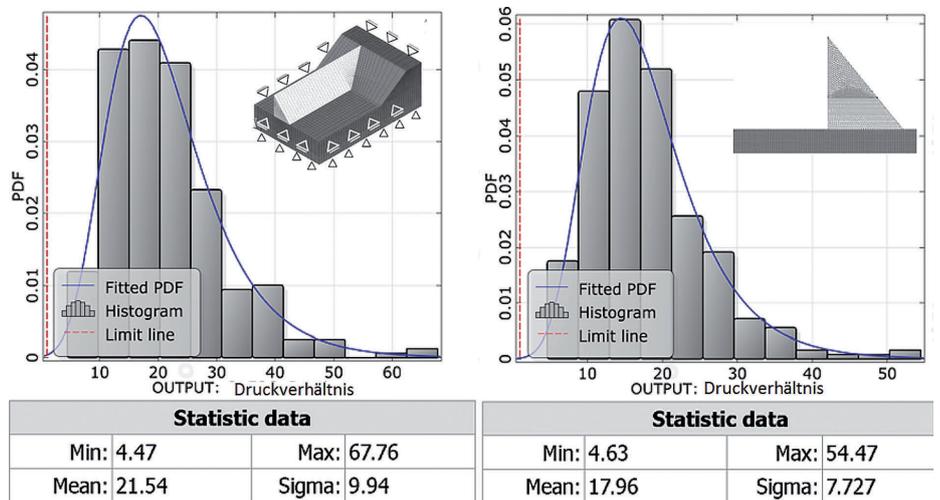
Aus der höheren rechnerischen Vertikalbeanspruchung am ebenen Modell ist nicht ableitbar, dass eine 2D-Modellierung grundsätzlich auf der sicheren Seite liegt. Eher ist zu beachten, dass am räumlichen Modell überhaupt erst die Möglichkeit besteht, Beanspruchungsreaktionen in der dritten Richtung (z.B. talparallele Vertikalrissbildung u.a.) zu erfassen und damit sonst vernachlässigte Versagensszenarien bewerten zu können. Für eine rechnerische Darstellung des globalen Bruchzustandes ist eine räumliche Modellierung unverzichtbar.

### 3 Ermittlung von Versagenskriterien zur Erfassung des globalen Bruchs

Bei der Auswertung tatsächlich aufgetretener Staumauerbrüche (z.B. [5]) wird deutlich, dass sich die schub- und scherspannungsdominierten Versagenszonen oft im Fuß- und Gründungsbereich der Mauer befinden, was theoretisch gut nachvollzogen werden kann. Außerdem wird der Bruchprozess jedoch stark von lokalen Schwächungen und Durchströmungen oder anderen Unregelmäßigkeiten beeinflusst. Deshalb sind reale Bruchformen komplex und rechnerisch schwer erfassbar; trotzdem ist eine theoretische Untersuchung des grundlegenden Bruchverhaltens von Staumauern am Berechnungsmodell für das Verständnis der Tragwerksreaktion bei Überbeanspruchung von we-



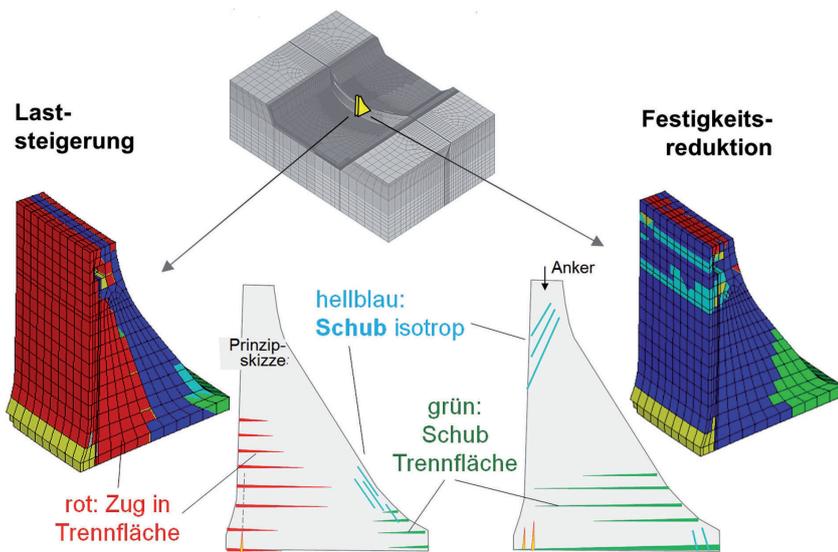
**Bild 3.** Vergleich der Plastifizierungszonen unmittelbar vor dem Kollaps nach kontinuierlicher Erhöhung des Wasserstandes am 2D- bzw. 3D-Modell  
 Fig. 3. Comparison of the yield zones immediately before the collapse after continuous increase of the water level on the 2D or 3D model



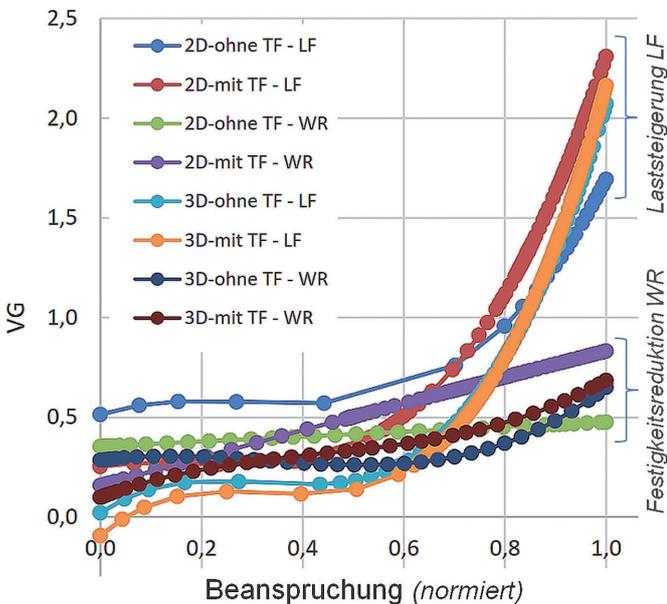
**Bild 4.** Vergleich der statistischen Verteilung  $f_c / \sigma_{z,min}$  als Verhältnis aus Druckfestigkeit und minimaler Vertikalspannung am 2D- und 3D-Modell  
 Fig. 4. Comparison of the statistical distribution  $f_c / \sigma_{z,min}$  as a ratio of compressive strength to the minimal vertical stress on the 2D and 3D model

sentlicher Bedeutung. Nur so ist es möglich, geeignete Versagenskriterien zu definieren und mit diesen eine probabilistische Analyse zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit durchzuführen.

Im Rahmen einer statischen Modellierung gibt es verschiedene Möglichkeiten, einen globalen Bruch des Tragwerks zu provozieren. So kann einerseits auf der Einwirkungsseite eine dominierende Last (z.B. Wasserdruck) oder eine ganze Lastkombination stetig gesteigert werden (Laststeigerung). Auf der Widerstandsseite besteht die Möglichkeit, einen oder mehrere Festigkeitskennwerte bis zum Erreichen des Grenzzustandes herabzusetzen (Festigkeitsreduktion). Die Art der Bruchprovokation beeinflusst merklich das Verformungsbild und den Charakter des Spannungs- und Dehnungsfeldes im Mauerkörper sowie Gründungsbereich. Zur Verdeutlichung sind im **Bild 5** die typischen Bruchbilder für Laststeigerung und Widerstandsreduktion am 3D-Modell der durch Anker vorgespannten Ederstaumauer dargestellt. Ausbreitung und Art der Rissbildung (Rissmodus nach Bild 1) wird mittels Farbdarstellung der plastischen Aktivitäten verdeutlicht. Die beigefügten Prinzipskizzen enthalten in symbolischer Form die den plasti-



**Bild 5.** Typische Bruchbilder (plastische Aktivitäten am 3D-FEM-Modell und zugehörige Prinzipskizzen) bei Laststeigerung und Festigkeitsreduktion im Querschnitt der Ederstaumauer  
 Fig. 5. Typical fracture patterns (yield activities on the 3D-FEM model and associated schematic sketches) with load increase and strength reduction in the cross-section of the Eder Dam



**Bild 6.** Verformungsgradienten VG bis zum globalen Bruch infolge Laststeigerung und Festigkeitsreduktion am 2D- bzw. 3D-Modell mit und ohne Berücksichtigung der Felstrennflächen TF  
 Fig. 6. Deformation gradients VG up to the global break due to load increase and strength reduction on the 2D or 3D model with and without consideration of the rock divisional surface TF

schen Aktivitäten entsprechenden Rissverläufe. Es wird deutlich, dass im Fall der Laststeigerung das Versagen mit einer Zugrissbildung an der Wasserseite eingeleitet wird (vgl. auch vereinfachter 2D-Fall in Bild 2). Dadurch kommt es zum zusätzlichen Anstieg des Riss- und Porenwasserdrucks im Inneren des Tragwerks, wodurch der Bruchprozess weiter beschleunigt wird. Infolge der Spannungsumlagerung entstehen ergänzende Plastifizierungen am luftseitigen Mauerfuß durch das Anwachsen der Scherbeanspruchung in den horizontalen Trennflächen und den normalspannungsarmen oberflächenparallelen Schichten, was letztendlich zum Kollaps führt. Im Gegensatz hierzu dominiert beim Versagen infolge Widerstandsreduktion – nach vereinzelter Zugrissbildung im Übergangsbereich des was-

serseitigen Mauerfußes zum Fels – ein großräumiges Abgleiten in den horizontalen Trennflächen im unteren Mauerkörper und im hier nicht dargestellten Gründungsbe-  
 reich. Als besonderer Effekt an der Ederstaumauer tritt zusätzlich im Kronenbereich ein keilförmiges Abscheren infolge der Vorspannkraft der Vertikalanker auf, das im Weiteren aber nicht von Bedeutung ist. Aufgrund der unterschiedlichen Bruchqualitäten ist es schwierig, ein für alle Versagensformen einheitliches Grenzkriterium in Form einer quantifizierbaren Kennzahl  $X_{krit}$  zur Beschreibung des Versagensbeginns zu definieren. Es ist naheliegend, hierfür einen Verformungswert zu betrachten. Verformungen sind integrale Größen und eignen sich gut als Bewertungsmaßstab. Zunächst wird ein Verformungswert  $V$  als Mittelwert der horizontalen Längsverschiebungen aller Knoten an der vertikalen wasserseitigen Modelloberfläche und der horizontalen Gründungsfläche des Mauerkörpers definiert. Im Ergebnis der Berechnungen war jedoch festzustellen, dass diese Verformungswerte  $V$  bei Laststeigerung merklich größer als bei Widerstandsreduktion sind; ein Effekt, der bei allen untersuchten Modellen auftrat und auf die unterschiedliche Versagenscharakteristik gemäß Bild 5 zurückzuführen ist. Deshalb wurde mittels Vergleichs- und Variantenberechnungen geprüft, anstelle der Absolutwerte der Verformungen  $V$  deren Anstiege (Verformungsgradienten  $VG = \Delta V / \Delta t$ ) zu nutzen, da diese vor Bruchbeginn markant anwachsen. Zwecks Vergleichbarkeit erfolgte für die Laststeigerung und Widerstandsreduktion eine Normierung der Beanspruchung  $t$ , indem deren Einzelwerte jeweils auf den letzten Betrag unmittelbar vor dem Versagen (letzte Konvergenzstufe) bezogen wurden. In Bild 6 sind diese Verformungsgradienten für das allgemeine 2D- bzw. 3D-Modell (Bild 3 oben) dargestellt. Es wird deutlich, dass auch hier der unterschiedliche Einfluss der Bruchqualität im Verlauf der Verformungen nicht vollständig aufgehoben werden kann. Es wurde deshalb weiter überprüft, ob sich noch andere mechanische Größen zur quantitativen Markierung des Bruchbeginns eignen. Da sich das globale Versagen maßgeblich im Anwachsen der Rissbildung sowie Plastifizierungen widerspiegelt, war es sinnvoll, eine Kennzahl „Plastifizierungsintensität“ EP zu definieren. EP entspricht der Änderung des Produkts aus dem Volumen der plastifizierten Elemente  $Vol_{pl}$  und der zugehörigen plastischen Vergleichsdehnung  $\epsilon_{pl}$ , aufsummiert über alle betroffenen Elemente, in der Form  $EP = \Delta \Sigma (Vol_{pl} \cdot \epsilon_{pl}) / \Delta t$ . Ein ähnlicher Ansatz zur Markierung des Bruchbeginns ist bereits in [6] enthalten; allerdings unter Verwendung der plastischen Arbeit, deren Größe nicht unerheblich von der Qualität des verwendeten Stoffgesetzes abhängt.

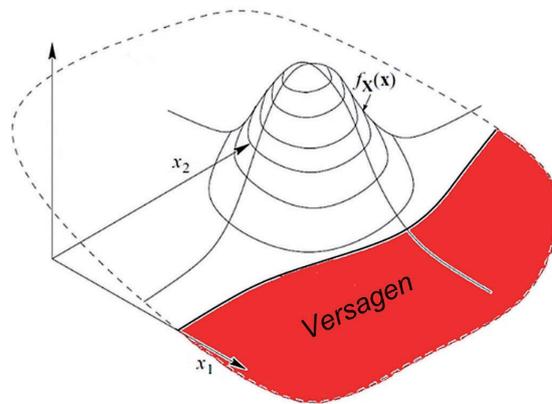
Die Parameter waren wiederum mit den jeweiligen Endwerten unmittelbar zu Bruchbeginn zu normieren und zum Ausgleich numerischer Einflüsse zu glätten. Im Bild 7 sind für das 3D-Modell der Ederstaumauer die normierten Plastifizierungsintensitäten EP zusammen mit den normierten Verschiebungsgradienten VG im versagensnahen Bereich  $t > 0,9$  dargestellt. Erkennbar ist an beiden Gradientenkennzahlen der beginnende globale Bruch durch ein merk-

liches Anwachsen im jeweiligen Verlauf; allerdings können auch hier Unschärfen nicht vollständig ausgeräumt werden. Für eine Quantifizierung des Beginns eines globalen Versagens ist es deshalb empfehlenswert, alle drei untersuchten Kennzahlen –  $V_{krit}$  als mittlere Horizontalverformung,  $VG_{krit}$  als Verformungsgradient und  $EP_{krit}$  als Plastifizierungsintensität – für die Bewertung mit heranzuziehen.

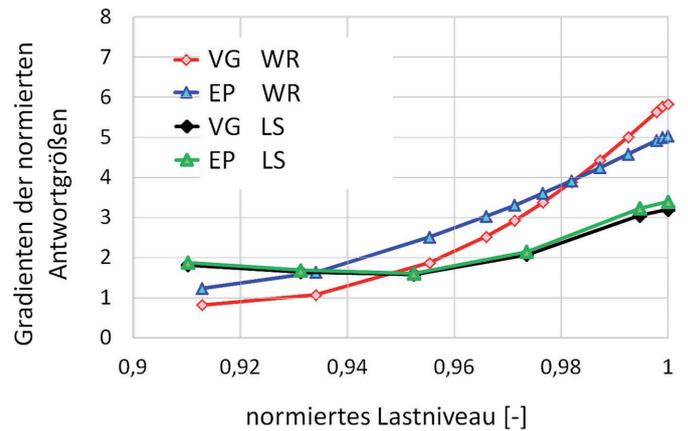
#### 4 Stochastische Untersuchungen zur Zuverlässigkeit von Staumauern

Einige allgemeine Hinweise und Regelungen zur Zuverlässigkeitsanalyse sind in DIN EN 1990:2010 (Anhang B und C) enthalten. Für Gewichts- und Pfeilerkopfstaumauern sind grundlegende Empfehlungen mit wertvollen Hinweisen zu den statistischen Eingangsgrößen in [7] erfasst, die bereits auch Basis für die Untersuchung von Einzelbauwerke sind, zum Beispiel [8]. Die Berechnung erfolgt dort jedoch für separate, voneinander unabhängige Grenzzustände (Gleiten, Kippen etc.) in Anlehnung an die Starrkörper- und Balkentheorie mit den im Abschnitt 2 erläuterten Nachteilen.

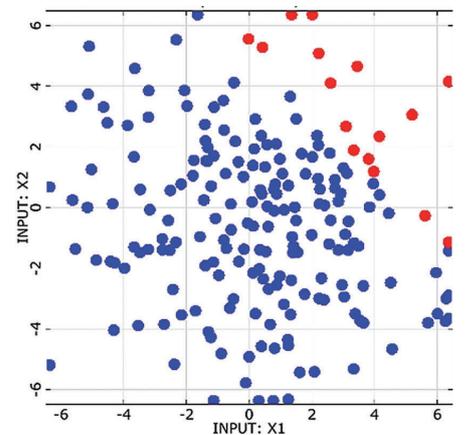
Mit der Zuverlässigkeitsmethode wird die Wahrscheinlichkeit des Erreichens der Versagensgrenze ermittelt, indem die Wahrscheinlichkeitsdichte der Unsicherheiten über den Versagensraum integriert wird (Bild 8). Eine bekannte Methode ist die Monte-Carlo-Simulation, die zwar sehr allgemeingültig ist, jedoch durch die sehr hohe Anzahl notwendiger Einzelberechnungen für reale Anwendungen bei Staumauern schnell zu aufwendig werden kann. Es sind daher verbesserte Sampling-Strategien entwickelt worden (z.B. Directional Sampling, Importance Sampling [2], [9]), welche mit einer wesentlich geringeren Anzahl an Einzelberechnungen auskommen. Andere Methoden wie die First oder Second Order Reliability Method (FORM, SORM) sind oft effizienter als Sampling-Methoden, da dort die Grenze zwischen dem sicheren Bereich und den Versagenszuständen approximiert wird. Jedoch kann mit diesen Verfahren jeweils nur ein maßgebender Versagenspunkt gefunden und bewertet werden, wohingegen Sampling-Verfahren und Response-Surface-Methoden [2] auch für mehrere Versagensbereiche (Verwendung mehrerer Bewertungskriterien parallel) verwendet werden können. Allen Verfahren der Zuverlässigkeitsanalyse ist gemein, dass für praktische Anwendungen die Anzahl der streuenden Inputparameter auf maximal zehn bis 20 Parameter begrenzt werden muss [9]. Es ist daher in der Regel notwendig, vor Durchführung einer Zuverlässigkeitsanalyse mit Hilfe einer vorausgehenden Robustheitsbewertung die wichtigsten Inputparameter zu identifizieren und nur diese als streuende Kennwerte zu berücksichtigen. Unabhängig hiervon ist die Verfügbarkeit geeigneter Grenzkriterien zur Quantifizierung des globalen Bruchs gemäß Abschnitt 3 grundlegende Voraussetzung.



**Bild 8.** Zuverlässigkeitsanalyse mit multi-dimensionaler Integration der Wahrscheinlichkeitsdichte der streuenden Eingangsgrößen im Versagensraum (links) und Integration mit Monte Carlo Simulation ([2])  
 Fig. 8. Reliability analysis with multi-dimensional integration of the probability density of the scattering input variables in the failure space (left) and integration by Monte Carlo simulation ([2])



**Bild 7.** Versagenskennzahlen VG und EP bei Laststeigerung LS bzw. Festigkeitsreduktion WR im bruchnahen Bereich am 3D-Modell der Ederstaumauer  
 Fig. 7. Failure indicators VG and EP with load increase LS and strength reduction WR in the fracture-related area on the 3D model of the Eder Dam

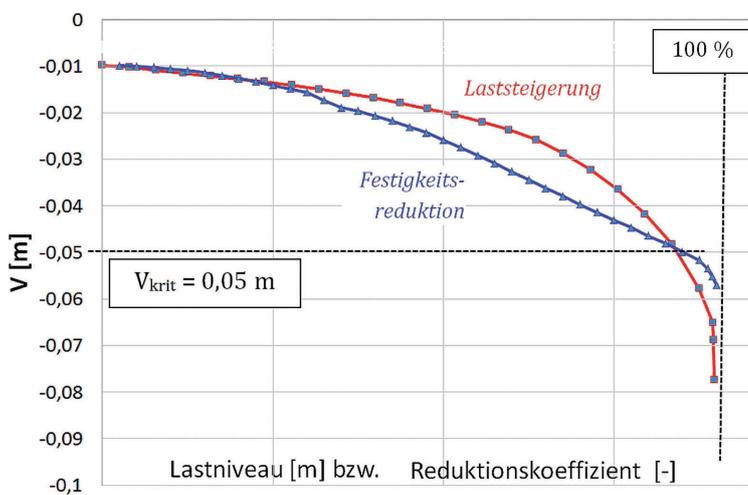


Als Beispiel für eine Zuverlässigkeitsanalyse soll am 3D-Modell der Ederstaumauer (Bild 5 oben) die Überschreitungswahrscheinlichkeit des Grenzkriteriums der mittleren Horizontalverformung  $V_{krit}$  ermittelt werden. Die im Ergebnis der vorangegangenen stochastischen Robustheitsbewertung identifizierten, für das Versagen der Staumauer sensitiven Eingangsgrößen sind in **Tabelle 1** enthalten.

Zur Ableitung der Grenzwerte  $V_{krit}$  wurden im Vorfeld Grenztraglastanalysen auf der Basis von Laststeigerungen und Widerstandsreduktionen mit charakteristischen Materialkennwerten durchgeführt. In **Bild 9** sind die jeweiligen Entwicklungen der Verschiebungskennzahl  $V$  dargestellt. Zur Markierung des Bruchbeginns wurde ein Grenzwert für die mittlere Horizontalverschiebung von  $V_{krit} = 0,05$  m gewählt. In allen berechneten Versagenszuständen liegt  $V$  oberhalb dieses Grenzwertes, der sowohl für Laststeigerung als auch für Widerstandsreduktion durch ein etwa gleich großes Beanspruchungsniveau gekennzeichnet ist. Die mittels Zuverlässigkeitsanalyse ermittelten Versagenswahrscheinlichkeiten wurden als Überschreitungswahrscheinlichkeiten dieses skalaren Grenzwertes berechnet. Hierzu kam ein Antwortflächenverfahren (Adaptive-Response-Surface-Methode) in Kombination mit einem Directional Sampling zur Anwendung. Dabei wurden pro Zu-

**Tabelle 1. Relevante streuende Inputparameter mit Mittelwert und Standardverteilung**  
 Table 1. Relevant scattering input parameters with mean and standard distribution

Inputparameter					
Inputparameter	Einheiten	Mittelwert	$\sigma$	Verteilung	
Mauer	E-Modul	[Pa]	1,11E + 10	1,95E + 09	LOGNORMAL
	Dichte	[kg.m - 3]	2 200	220	NORMAL
	Durchlässigkeit	[m.s - 1]	5,50E - 11	2,26E - 11	TRUNCATEDNORMAL
	Dichtung	[m.s - 1]	5,50E - 10	2,26E - 10	TRUNCATEDNORMAL
Fels	Kohäsion	[Pa]	1,73E + 06	6,90E + 05	LOGNORMAL
	E-Modul	[Pa]	4,70E + 09	1,25E + 09	LOGNORMAL
	Kohäsion	[Pa]	6,90E + 06	2,76E + 06	LOGNORMAL
	Reibungswinkel	[°]	30	6	LOGNORMAL
	Spannungskraft	[N]	4,50E + 06	2,50E + 05	NORMAL
	Wasserhöhe	[m]	245	0,83667	NORMAL

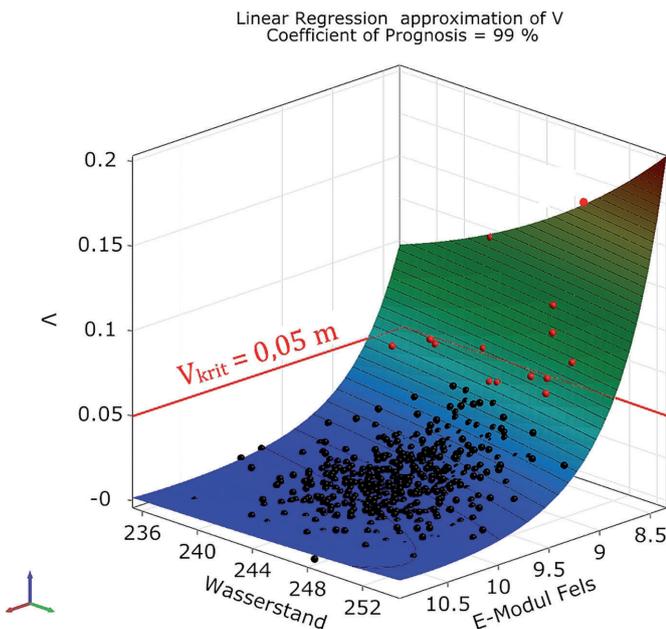


**Bild 9. Horizontalverschiebung V bis zum Bruch am 3D-Modell der Ederstaumauer**  
 Fig. 9. Horizontal deformation V until collapse on the 3D model of the Eder Dam

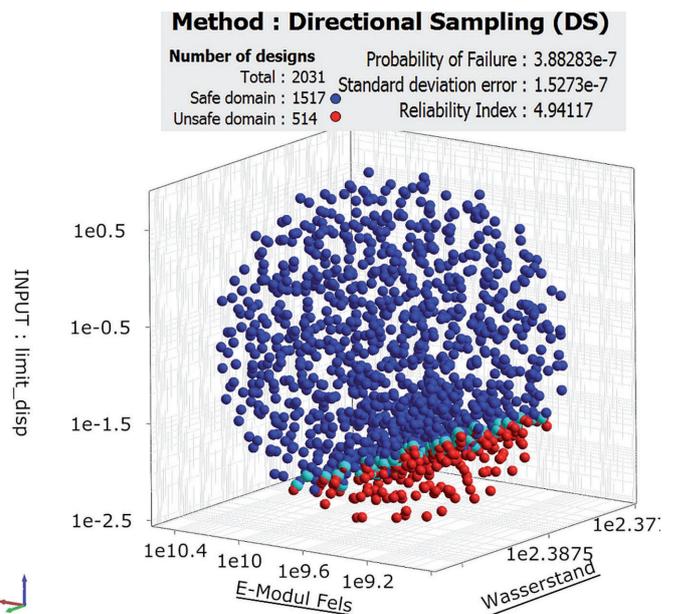
verlässigkeitsanalyse in einzelnen Iterationsschritten mehr als 600 Designs berechnet. Im **Bild 10** ist die entsprechende Antwortfläche über den beiden wichtigsten Eingangsparametern dargestellt. Die ermittelte Überschreitungswahrscheinlichkeit für  $V_{krit}$  ist mit  $1,6 \cdot 10^{-15}$  (entspricht einem Zuverlässigkeitsindex  $\beta \approx 7,3$ ) sehr klein.

Alternativ zu der Definition des Kriteriums  $V_{krit}$  als skalare Größe wurde für Vergleichszwecke eine weitere probabilistische Analyse durchgeführt, welcher die in der vorangegangenen Robustheitsbewertung ermittelte Verteilungsfunktion  $PDF(V_{krit})$  des Bewertungskriteriums  $V_{krit}$  zugrunde liegt. Hierzu wurde die Überschreitungswahrscheinlichkeit als Schnittmengen der Verteilungen aller auftretenden Verschiebungswerte  $V$  mit  $PDF(V_{krit})$  bestimmt. Das Ergebnis ist im **Bild 11** anhand aller Designpunkte sowie aller Punkte der Grenzzustandsfunktion dargestellt. Erwartungsgemäß ist die berechnete Versagenswahrscheinlichkeit merklich größer und entspricht einem Zuverlässigkeitsindex von  $\beta \approx 4,9$ .

Analog zum Vorgehen für das Versagenskriterium der Grenzverformung  $V_{krit}$  wurden Berechnungen zu den weiteren in Abschnitt 3 definierten Versagenskriterien Verschiebungsgradient  $VG_{krit}$  und Plastifizierungsintensität  $EP_{krit}$  durchgeführt. In **Tabelle 2** sind alle Ergebnisse zusammengefasst. Je nach Ansatz treten erhebliche Unterschiede auf. Aufgrund der Definition von  $V_{krit}$  und der größeren Distanz dieses Wertes zum Bruchzustand (Bild 9) ergeben sich für dieses Kriterium naturgemäß kleinere  $\beta$ -Werte. Alle Werte liegen jedoch eindeutig über dem vorgegebenen  $\beta$ -Wert von 4,3 aus DIN EN 1990:2010 für Zuverlässigkeitsklasse RC 3. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass für das konkrete Bauwerk mit den entsprechenden Modellansätzen ausreichend Sicherheitsreserven gegeben sind.



**Bild 10. Antwortfläche und Designpunkte der Verschiebung V im Raum der beiden wichtigsten Parameter**  
 Fig. 10. Response surface and design points of the displacement V in the space of the two most important parameters



**Bild 11. Designpunkte V mit Grenzzustandsfunktion für  $V_{krit}$  im Raum der beiden wichtigsten Parameter**  
 Fig. 11. Design points V with limit state function for  $V_{krit}$  in the space of the two most important parameters

**Tabelle 2. Berechnete Werte des Zuverlässigkeitsindex für die Grenzkriterien**

$V_{krit}$ ,  $VG_{krit}$  und  $EP_{krit}$   
 Table 2. Calculated values of the reliability index for the limit criteria  $V_{krit}$ ,  
 $VG_{krit}$  and  $EP_{krit}$

Zuverlässigkeitsindex $\beta$	Kriterium		
	V	VG	EP
Kriterium skalar ( $V_{krit} = 0,05 \text{ m}$ ; $VG_{krit} = 0,005$ ; $EP_{krit} = 20 \text{ m}^3$ )	7,3	12,8	10,9
Kriterium als Verteilungsfunktion	4,9	-	6,4

428

## 5 Resümee

Das Trag- und Bruchverhalten von Gewichtsstauwauern ist durch Rissbildungen mit Lastumlagerungen und beachtlichen 3D-Effekten geprägt. Für Zuverlässigkeitsanalysen zur Bestimmung der Wahrscheinlichkeit des globalen Versagens müssen diese Effekte berücksichtigt werden. Vereinfachte Berechnungsverfahren auf Basis der Balkenstatik oder der linear elastischen und ebenen Finite-Elemente-Methode sind hierzu nur bedingt geeignet. Zur quantitativen Beschreibung des Bruchbeginns ist die Definition brauchbarer Versagenskriterien erforderlich. Für praktische Anwendungen besteht eine Möglichkeit im Ansatz eines mittleren Verschiebungsvektors des Mauerkörpers sowie dessen Gradienten in Kombination mit der Plastifizierungsintensität der Elemente des Tragwerks einschließlich Untergrund. Wie Vergleichsuntersuchungen an verschiedenen statischen Modellen von Gewichtsstauwauern ergeben haben, kann die größenmäßige Bestimmung dieser Versagenskriterien nur objektspezifisch erfolgen. Die Berechnungen sind aufwendig, und es muss davon ausgegangen werden, dass die für ein Bauwerk berechneten Versagenswahrscheinlichkeiten je nach Ansatz im größeren Umfang

streuen und sich deshalb in erster Linie als operative Werte im Sinne von DIN EN 1990:2010 für Vergleichszwecke eignen. Im Rahmen zukünftiger Untersuchungen ist eine Anwendung der hier definierten Versagenskriterien auf konkrete Stauwauerobjekte von besonderem Interesse.

## Literatur

- [1] Stauanlagensicherheit und Folgen bei Überschreitung der Bemessungsannahmen nach DIN 19700. (Februar 2017), T1/2017 Gemeinsamer Themenband der Deutschen Gesellschaft für Geotechnik e. V. (DGGT), des Deutschen Talsperren Komitees (DTK) und der Deutschen Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall e. V. (DWA).
- [2] optiSLang – the optimizing Structural Language version 6.2.0. optiSLang Documentation DYNARDO GmbH, Weimar, 2017.
- [3] Irwin, G. R.: Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. In: Journal of Applied Mechanics-Transactions of the ASME, Vol. E24 (1957), pp. 361–364.
- [4] Lia, Z.; Lianga, Z.; Wang, L.: Three-Dimensional Nonlinear Strain-Stress Analysis of Gravity Dam Base. In: Procedia Engineering, Vol. 31 (2012), pp. 502-508.
- [5] ICOLD Bulletin 117: The gravity dam – a dam for the future. review and recommendations, Paris, 2000.
- [6] Teng-feia, B.; Miaoa, X.; Lana, C.: Stability Analysis of Concrete Gravity Dam Foundation Based on Catastrophe Model of Plastic Strain Energy. International Conference on Modern Hydraulic Engineering. In: Procedia Engineering, Vol. 28 (2012), pp. 825–830.
- [7] Wilde, M. W.; Johansson, F.: Probabilistic model code for concrete dams. Energiforsk, AB, 2016.
- [8] Hovde, E.; Engseth, M.; Konow, T.; Kristiansen, S.: Probabilistic analysis of a gravity dam in Norway. 14th International Benchmark Workshop in Numerical Analysis of Dams ICOLD, Stockholm, 2017.
- [9] Bucher, C.: Computational Analysis of Randomness in Structural Mechanics. CRC Press, Taylor & Francis Group, London, 2009.