

Die Bedeutung der Stoffmodelle für dynamische Berechnungen zur Standsicherheit von Staudämmen mit der Finite-Elemente-Methode

Dipl.-Ing. Andrej Mey

BAUGRUND DRESDEN Ingenieurgesellschaft mbH
Paul-Schwarze-Str. 2, 01097 Dresden

PD Dr.-Ing. Peter-Andreas von Wolffersdorff

BAUGRUND DRESDEN Ingenieurgesellschaft mbH
Paul-Schwarze-Str. 2, 01097 Dresden

1. Einführung

Für Staudämme und Talsperren mit einer Höhe von über 40 m werden in DIN 19700-11 realitätsnahe Untersuchungen mittels dynamischer Berechnungsmodelle für den Nachweis der Erdbebensicherheit gefordert. Zur Durchführung dynamischer Untersuchungen wird auch das so genannte „Zeit-Schritt-Verfahren“ vorgeschlagen. Die Berechnung von Erdbebenbeanspruchungen mit dem „Zeit-Schritt-Verfahren“ kann mittlerweile in einer Vielzahl gängiger FE-Programme vorgenommen werden.

Im Beitrag wird die Bedeutung der Stoffgesetze zur Modellierung von Dammmaterial und Untergrund hinsichtlich ihrer Eignung zur Wiedergabe zyklischen Materialverhaltens und der damit verbundenen Dämpfung bei der Anwendung der FEM untersucht. Anhand eines Beispiels für einen Dammbau werden FE-Berechnungen mit verschiedenen Stoffmodellen, unter anderem dem HS-Small-Modell, vorgestellt.

Im zweiten Teil werden Wege aufgezeigt, wie zukünftig die Standsicherheit im Erdbebenfall mittels der Methode der Finiten Elemente ermittelt werden kann.

2. Überblick über dynamische Berechnungsverfahren

Für Gewichtsstauwauern und für hohe Staudämme (Talsperrenklasse 1, Kronenhöhe > 40 m) werden gemäß [5, 6] dynamische Berechnungen nach der Antwortspektrummethode empfohlen. Die Grundlage dieser Methode ist das Antwortspektrum eines Erdbebens. Es charakterisiert den Frequenzgehalt der Beschleunigungsantwort gedämpfter Einmassenschwinger mit bestimmter Eigenfrequenz unter Erdbebenanregung. Antwortspektren für Betriebs- und Bemessungserdbeben können der Literatur entnommen oder aus seismologischen Gutachten für den entsprechenden Standort abgeleitet werden.

Als weitere dynamische Berechnungsmethode für Staudämme ist in [5] das bereits erwähnte Zeit-Schritt-Verfahren genannt, für das u. a. die Finite-Elemente-

Methode (FEM) bzw. die Finite-Differenzen-Methode (FDM) verwendet wird. Dieses aufwendige numerische Verfahren, mit dem die seismischen Einwirkungen im Vergleich zu der oben genannten Ersatzkraftmethode realitätsnäher berücksichtigt werden können, wird für sehr hohe Dämme in Gebieten mit hohem seismischem Risiko empfohlen. Da jedoch durch die Entwicklung der modernen Computertechnik der Rechenaufwand für das Zeit-Schritt-Verfahren nur noch eine untergeordnete Rolle spielt, hat die Verfügbarkeit dieser Methode in gängigen Computerprogrammen stark zugenommen. Das Zeit-Schritt-Verfahren stellt dadurch eine Alternative zu den Ersatzkraftmethoden dar und wird zunehmend auch für deutsche Standorte interessant.

Beim Zeit-Schritt-Verfahren wird die zu erwartende Beschleunigung in der Dammaufstandsfläche oder im Grundgebirge entsprechend eines vorgegebenen Beschleunigungs-Zeit-Verlaufes in kleine Zeiteinheiten aufgeteilt. Für jede kleine Zeiteinheit wird eine Berechnung durchgeführt, mit der die jeweils aktuelle Beanspruchung des Dammes ermittelt wird. Dabei kann nichtlineares Materialverhalten des Dammkörpers und des Untergrundes berücksichtigt werden. Da die je Zeitintervall berechneten Spannungen und Verformungen jeweils an die Berechnung des darauf folgenden Zeitintervalls als Ausgangszustand übergeben werden, handelt es sich um eine „echte“ dynamische Berechnung. Solche Berechnungen können mittlerweile mit vielen kommerziellen Finite-Elemente-Programmen ausgeführt werden.

Sowohl Erdbebenwirkung als auch Materialverhalten sind beim Zeit-Schritt-Verfahren im Vergleich zu den pseudostatischen und vereinfachten dynamischen Verfahren realitätsnäher berücksichtigt. Die anzusetzenden Beschleunigungs-Zeit-Verläufe können künstlich generiert oder aus gemessenen Erdbebenverläufen gewonnen werden. Sie sind den Gegebenheiten des Standortes anzupassen.

Dammkörper und Dammuntergrund können mit neuartigen „Small-Strain“-Stoffgesetzen modelliert werden, so dass sich aus dem Materialverhalten heraus Dämpfungseffekte ergeben. Auch Aufgabenstellungen mit komplexen Geometrien können damit untersucht werden.

Nachfolgend wird am Beispiel eines Staudammes die Berechnung mit dem Zeit-Schritt-Verfahren unter seismischer Einwirkung vorgestellt. Alle FE-Berechnungen wurden mit dem Programm PLAXIS 2D Ver. 8.5 Dynamics durchgeführt [8].

3. Grundlagen der dynamischen Berechnung eines Staudammes unter Erdbebenwirkung

3.1 Beispielstaudamm

Für die Berechnungen wurde ein 46 m hoher Steinschüttdamm mit wasserseitiger Asphaltbetonaußendichtung als Absperrbauwerk einer Talsperre verwendet. In Abb. 1 ist der für die Berechnungen maßgebende Regelquerschnitt dargestellt.

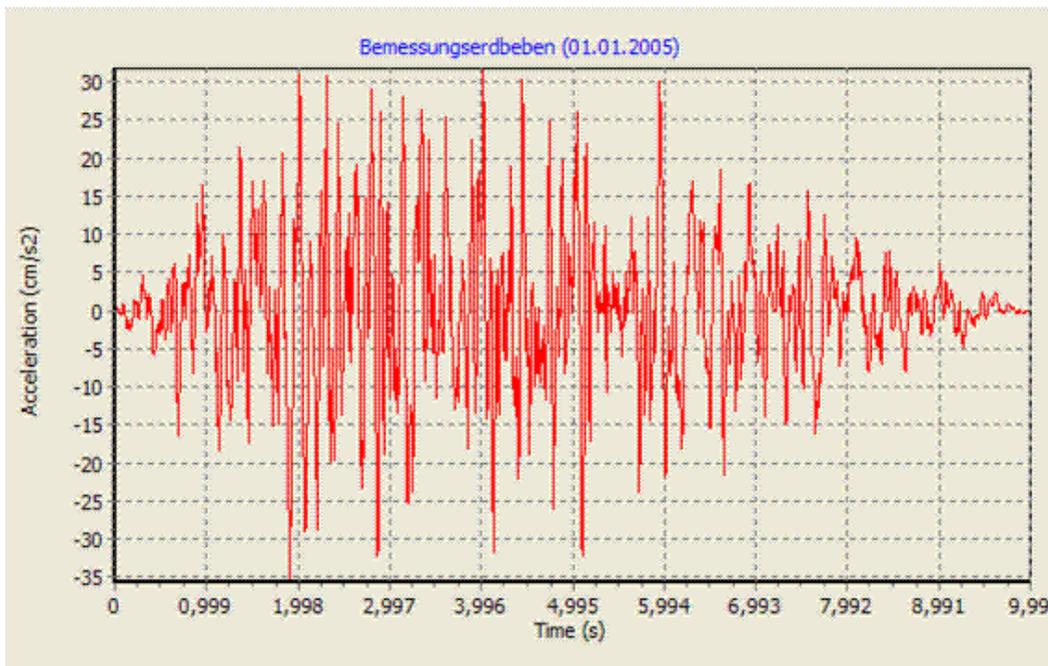


Abbildung 2: Beschleunigungs-Zeit-Verlauf des Bemessungserdbebens

Für die in Abschnitt 6 erläuterten Standsicherheitsnachweise wird eine effektive horizontale Beschleunigung von $0,24 \text{ m/s}^2$ angesetzt. Dieser Wert entspricht $2/3$ der maximalen horizontalen Grundbeschleunigung. Falls besonders genaue seismologische Daten vorliegen, können andere Verfahren zur Bestimmung einer effektiven Beschleunigung angesetzt werden, wie z. B. die Methoden nach BENJAMIN [11] oder KENNEDY [12].

3.3 Modellgeometrie

Höhe und Breite des modellierten Felsuntergrundes im 2D-Berechnungsmodell wurden in Anlehnung an die Empfehlungen des ICOLD Bulletins 52 (1986) [9] gewählt. Der möglichst breite Untergrundausschnitt vermindert den Einfluss von Wellenreflexionen an den Modellrändern. Zusätzlich sind an den vertikalen Modellrändern viskose Randbedingungen (Randabsorber) definiert.

Herdmauer, Dichtungsschleier und Dammaußendichtung wurden im Modell berücksichtigt (siehe Abb. 3). Die Erstellung des FE-Modells erfolgte unter der Maßgabe, auch konventionelle statische Verformungs- und Setzungsberechnungen mit ein und demselben Modell ausführen zu können. Es wurde angenommen, dass die Dammaußendichtung vollkommen dicht ist und somit keine Sickerströmungen und Porenwasserdrücke innerhalb des Dammkörpers auftreten können.

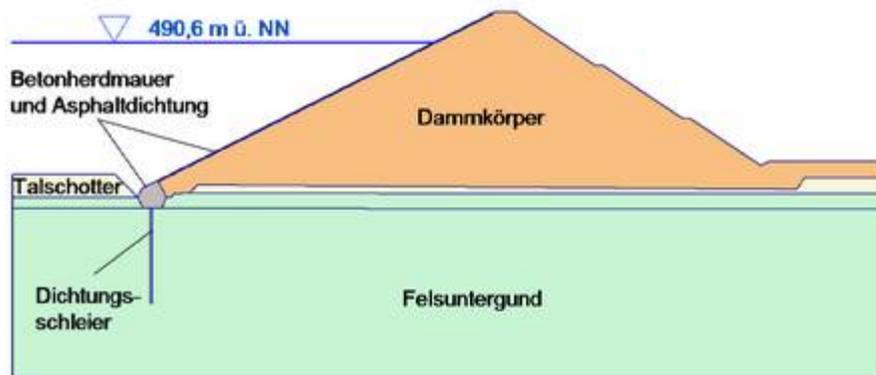


Abbildung 3: Regelquerschnitt, schematischer Ausschnitt

Wie in Abb. 4 dargestellt, werden die horizontalen Beschleunigungen für die dynamische Berechnung am unteren Modellrand gemäß des eingelesenen Verlaufes vorgegeben. Linksseitig des Damms wird eine Wasserlast als Streckenlast aufgebracht.

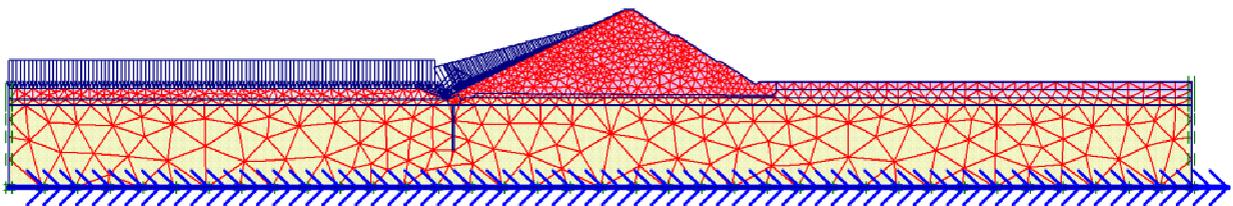


Abbildung 4: Berechnungsmodell

4. Stoffmodelle und Eingabeparameter

4.1 Konventionelle Stoffmodelle ohne „Small-Strain-Stiffness“

Für den Felsuntergrund wurde linear elastisch Materialverhalten angenommen. Der Talschotter, die Betonbauteile sowie die Asphaltbetondichtung wurden vereinfacht als linear elastisch – ideal plastisches Material (Mohr-Coulomb-Modell) modelliert. Für den Dammkörper wurden unter anderem folgende Stoffmodelle verwendet: das linear-elastische Modell, das linear-elastische, ideal-plastische Mohr-Coulomb-Modell und das elasto-plastische Hardening-Soil-Modell. Die prinzipielle Wirkungsweise des Materialverhaltens im Mohr-Coulomb- und Hardening-Soil-Modell ist in Abb. 5 und Abb. 6 dargestellt.

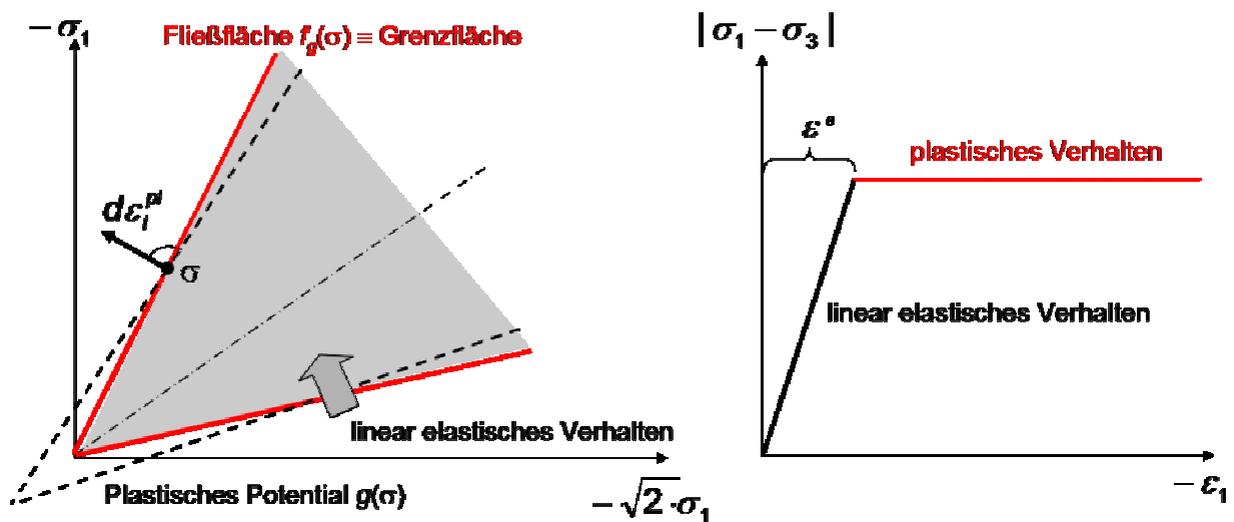


Abbildung 5: linear-elastisch ideal plastisches Modell (Mohr-Coulomb)

Bei dem einfachen Mohr-Coulomb-Modell wird prinzipiell nur zwischen linear-elastischen Verhalten und ideal-plastischen Verhalten ohne Verfestigung unterschieden. Plastisches Fließen tritt dann ein, wenn die Mohr-Coulombsche-Grenzbedingung erreicht ist (siehe Abb. 5).

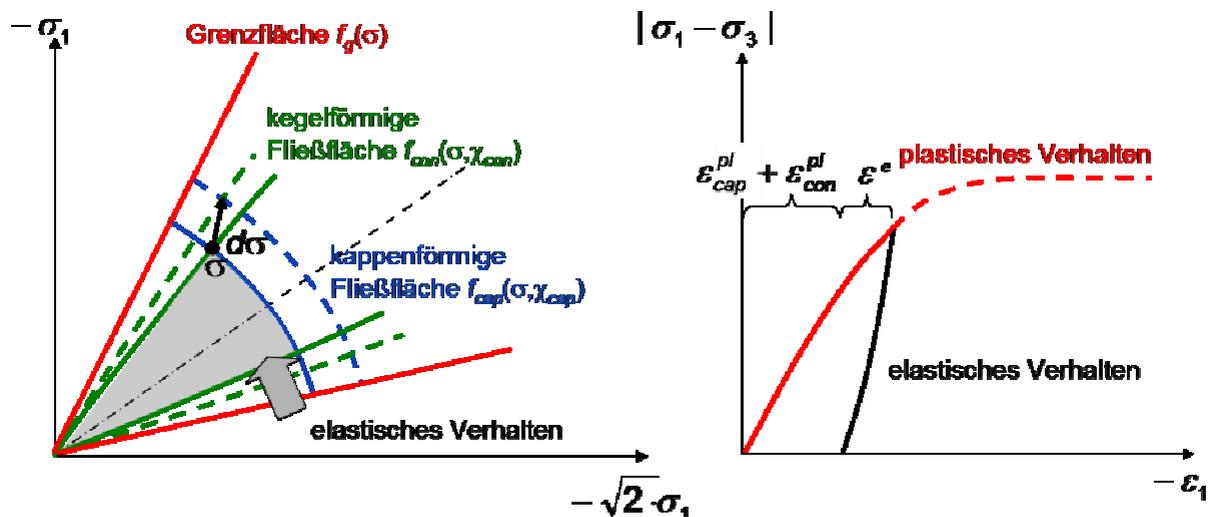


Abbildung 6: isotrope Doppelverfestigung (Hardening-Soil)

Das Hardening-Soil-Modell ist im Vergleich zum Mohr-Coulomb-Modell wesentlich komplexer. Insgesamt werden 4 Arten von Steifigkeitsverhalten unterschieden: nichtlinear elastisches Verhalten, plastisches Verhalten in volumetrischer Richtung, plastisches Verhalten in deviatorischer Richtung, plastisches Verhalten in volumetrischer und deviatorischer Richtung.

Diese Arten des Steifigkeitsverhaltens hängen davon ab, ob die kappenförmige Fließfläche, die kegelförmige Fließfläche oder beide Fließflächen in Abhängigkeit von

der Belastungsrichtung aktiviert werden (siehe Abb. 6). Für Belastungsrichtungen, die in den in Abb. 6 grau dargestellten Bereich führen, gilt nichtlinear elastisches Verhalten. Alle 4 Arten des Steifigkeitsverhaltens sind spannungsabhängig.

Das Hardening-Soil-Modell erfordert die in Tab. 3 angegebenen 8 maßgeblichen Materialparameter (3 Festigkeitsparameter, 5 Steifigkeitsparameter).

Die Eingabeparameter der Stoffmodelle für das Dammkörpermaterial (Steinschüttmaterial) wurden entsprechend einer Parameterrecherche aus Altgutachten, Laborversuchen und wissenschaftlichen Veröffentlichungen abgeleitet. Felsuntergrund-, Talschotter- und Bauteilparameter wurden auf Grundlage des geotechnischen Gutachtens und Erfahrungen aus vorangegangenen Berechnungen festgelegt.

In den Tabellen 1 bis 3 sind die in den dynamischen Berechnungen verwendeten Materialparameter der Stoffmodelle für den Dammkörper zusammengestellt.

Tabelle 1: Materialparameter bei linearer Elastizität

Bezeichnung	LE 90	LE 300
Stoffmodell	Lineare Elastizität	Lineare Elastizität
E^{ref} [kN/m ²]	90000	300000
ν [-]	0,2	0,2

Die Berechnungen mit linearer Elastizität und mit Mohr-Coulomb-Modell wurden zu Vergleichszwecken mit statischem E-Modul (LE 90, MC 90) und mit dynamischem E-Modul (LE 300, MC 300) durchgeführt.

Tabelle 2: Materialparameter des Mohr-Coulomb-Modells

Bezeichnung	MC 90	MC 300
Stoffmodell	Mohr-Coulomb	Mohr-Coulomb
c_{ref} [kN/m ²] (Verzahnungsfestigkeit)	10	10
φ [°]	41	41
ψ [°]	6	6
E^{ref} [kN/m ²]	90000	300000
ν [-]	0,22	0,22

In allen Berechnungen wurde für den Dammkörper die Wichte $\gamma = 21,4$ kN/m³ und für den Felsuntergrund die Wichte $\gamma = 23$ kN/m³ angesetzt.

Tabelle 3: Materialparameter des Hardening-Soil-Modells

Bezeichnung	HS 90
Stoffmodell	Hardening-Soil
c_{ref} [kN/m ²] (Verzahnungsfestigkeit)	10
φ [°]	41
ψ [°]	6
E_{oed}^{ref} [kN/m ²]	30000
E_{50}^{ref} [kN/m ²]	30000
E_{ur}^{ref} [kN/m ²]	90000
m [-]	0,6
ν_{ur} [-]	0,2

4.2 Das HS-Small-Modell

Seit vielen Jahrzehnten wurden in dynamischen Versuchen sehr viel höhere Steifigkeiten von Böden gemessen, als in konventionellen statischen Labor- und Feldversuchen. Die Konsequenz war eine prinzipielle Unterscheidung von statischen und dynamischen Steifigkeiten. Man verstand die Unterschiede als Folge der Belastungsart.

Die dynamischen Versuche verdeutlichten jedoch, dass der anfangs sehr hohe Schubmodul einer Bodenprobe mit zunehmender Dehnungsamplitude abnimmt. Auch Rückrechnungen aus Setzungsanalysen von Bauprojekten ließen eine Abnahme des Schubmoduls bzw. der Steifigkeit in Abhängigkeit von Dehnungen vermuten.

Mit der Verbesserung der Messgenauigkeit, z.B. in Triaxialversuchen, und der Entwicklung neuer Messmethoden erkannte man, dass das nichtlineare Verhalten der Steifigkeit direkt mit der Größenordnung der Dehnungen korreliert, nicht mit der Art der Belastung: Im Bereich sehr kleiner Dehnungen reagiert der Boden enorm steif, worauf diese Steifigkeit in einem Bereich zunehmender immer noch relativ kleiner Dehnungen nichtlinear abnimmt, um im Bereich überwiegend plastischer Dehnungen ihren Restwert zu erreichen (siehe Abb. 7).

In vielen Arbeiten wurden die Gründe für diese Eigenschaft erforscht, bzw. genauere Abhängigkeiten der Steifigkeit bei kleinen Dehnungen von Materialparametern und Spannungs-Dehnungszuständen erarbeitet. Die Tragweite dieser Erkenntnisse über das sogenannte „Small-Strain-Verhalten“ bzw. die „Small-Strain-Stiffness“ wird deutlich, wenn man Verformungen statisch oder dynamisch mit hoher Genauigkeit numerisch berechnen möchte, da sich die meisten Verformungen während realer Bauvorhaben oder Problemstellungen im Bereich kleiner Dehnungen und somit im Bereich höherer Steifigkeiten bewegen.

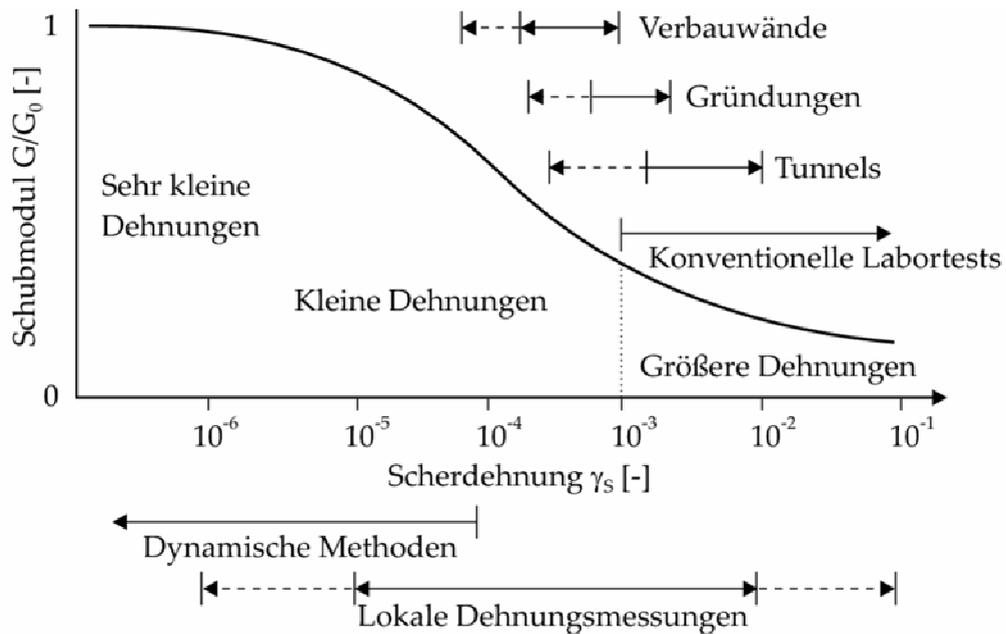


Abbildung 7: Abnahme des Schubmoduls in Abhängigkeit der Schubdehnung

Das HS-Small-Modell nach BENZ [14] berücksichtigt das Small-Strain-Verhalten in Form eines Überlagerungsmodells innerhalb des regulären Hardening-Soil-Modells. Mit zwei zusätzlichen Eingabeparametern, G_0^{ref} und $\gamma_{0.7}$, wird im HS-Small-Modell die in Abb. 8 dargestellte modifizierte Abnahmebeziehung nach Hardin-Drnevich im Bereich der kleinen Dehnungen aktiviert.

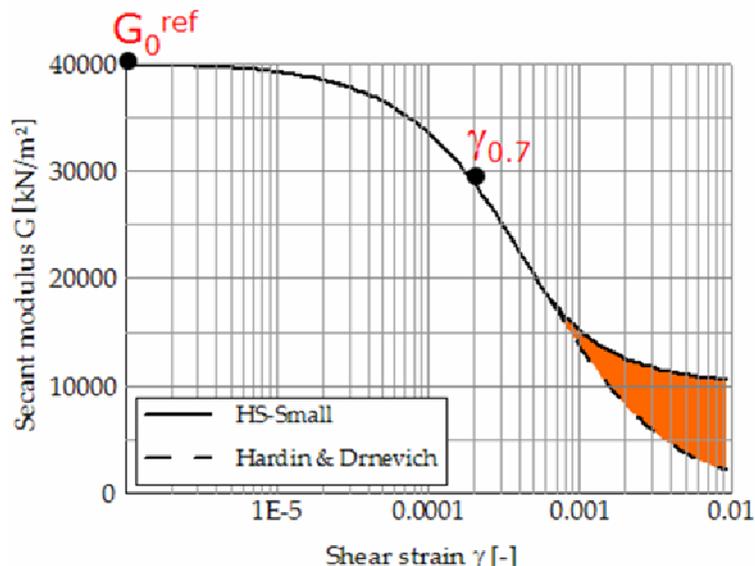


Abbildung 8: Beispiel der Abnahmebeziehung nach Hardin-Drnevich und im HS-Small-Modell

Die Berücksichtigung der erhöhten Steifigkeit im Bereich kleiner Dehnungen ermöglicht eine deutlich realistischere Beschreibung von Triaxial- und Oedometerkurven mit Ent- und Wiederbelastung (siehe Abb. 9 und 10).

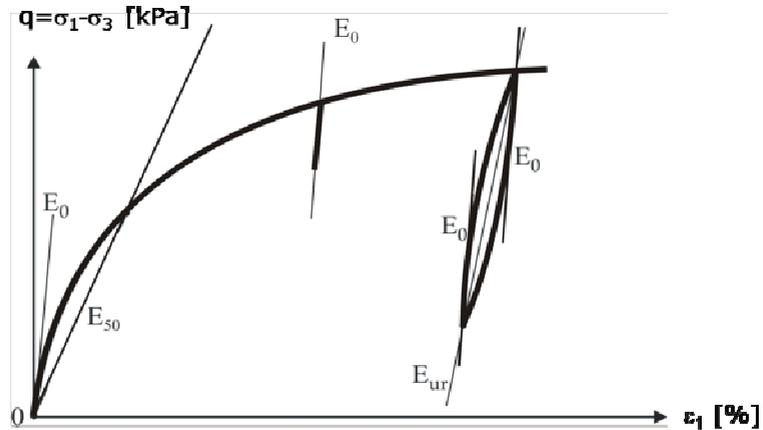


Abbildung 9: Triaxialversuch (HS-Small), E_0 = Anfangssteifigkeit bzw. maximale Steifigkeit

Für dynamische Berechnungen ist die realistische Wiedergabe von hysteretischem Materialverhalten bei Ent- und Wiederbelastung, z.B. bei zyklischer Belastung hervorzuheben (siehe Abb. 9).

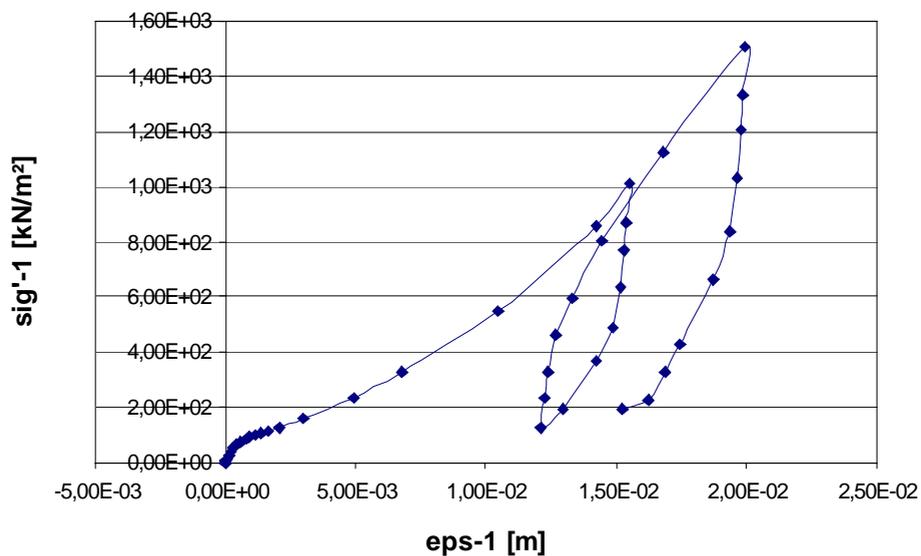


Abbildung 10: Hysterese der Ent- und Wiederbelastung eines nachgebildeten Oedometersversuches (HS-Small)

Zur Modellierung des Dammkörpers mit dem HS-Small-Modell wurden folgende in Tab. 4 dargestellte Kennwerte angesetzt.

Tabelle 4: Materialparameter des HS-Small-Modells

Bezeichnung	HSSmall 90
Stoffmodell	HS Small
c_{ref} [kN/m ²] (Verzahnungsfestigkeit)	10
φ [°]	41
ψ [°]	6
E_{oed}^{ref} [kN/m ²]	30000
E_{50}^{ref} [kN/m ²]	30000
E_{ur}^{ref} [kN/m ²]	90000
m [-]	0,6
ν_{ur} [-]	0,2
$\gamma_{0.7}$ [m]	0,0001
G_0 [kN/m ²]	375000

4.3 Materialdämpfung

Einen wesentlichen Einfluss auf die Berechnung haben die Dämpfungseigenschaften der verwendeten Materialien. In PLAXIS besteht die Möglichkeit, die Materialdämpfung als Rayleigh-Dämpfung zu modellieren. In Abhängigkeit der aktuellen Steifigkeiten und der Masse kann die Dämpfung über die Eingabefaktoren α und β gesteuert werden. Über α wird der Einfluss der Masse auf die Dämpfung und der Bereich der niedrigen Frequenzen beeinflusst. Über β wird die Dämpfung proportional zur aktuellen Steifigkeit gesteuert.

Im vorliegenden Beispiel wurden die Rayleigh-Dämpfungsparameter aus der 1. und 3. Eigenfrequenz des Dammkörpers und einer abgeschätzten Dämpfung von 5% ermittelt. Die Eigenfrequenzen wurden über eine Näherungsformel für Dämme auf Felsuntergrund aus dem Schweizer Basisdokument zu den Nachweisen der Erdbebensicherheit für Stauanlagen [7] bestimmt. Für den untersuchten Beispieldamm erhält man die Parameter $\alpha = 0,5353$ und $\beta = 0,0032$.

In den vorgenommenen Vergleichsberechnungen mit unterschiedlichen Stoffmodellen wurde die Rayleigh-Dämpfung mit diesen beiden Parametern berücksichtigt.

Eine weitere, etwas aufwendigere Möglichkeit besteht darin, das jeweilige Berechnungsmodell in mehreren ungedämpften Rechnungsdurchgängen mit harmonischen Schwingungen unterschiedlicher Frequenzen anzuregen und die Deformationsantworten des Dammkörpers bezüglich der maximalen Verformungen bei bestimmten Frequenzen auszuwerten. Dadurch können „berechnungsmodellspezifische“ Eigenfrequenzen ermittelt werden. Diese können wiederum zur Ermittlung der Rayleigh-Dämpfungsparameter herangezogen werden. Für das untersuchte Beispiel wurden auf diese Weise Eigenfrequenzen ermittelt.

Wie aus Tabelle 5 ersichtlich ist, stimmen die Eigenfrequenzen aus den FE-Analysen relativ gut mit den ersten 3 Eigenfrequenzen aus der schweizerischen Näherungsformel überein.

Tabelle 5: Ergebnisse der Analyse der Eigenfrequenzen

Auswertung ω	1. Frequenz [rad/s]	2. Frequenz [rad/s]	3. Frequenz [rad/s]
Näherungsformel [7]	6,84	15,72	24,63
LE 90	6,91	18,22	29,53
MC 90	6,91	18,22	33,30
HS 90	-	19,48	-
HS Small 90	-	19,48	29,53

Für die leeren Tabellenfelder konnten keine eindeutigen Verschiebungsmaxima bestimmt werden. Aus Gründen der Rechenzeit wurde jeweils nur 2 Sekunden lang angeregt. Bei niedrigen Frequenzen wird dadurch keine volle Schwingung berechnet. Es wurden Schwingungen mit Frequenzen von 0,1 bis 7 Hz untersucht.

In Abb. 11 sind die berechneten Horizontalverschiebungen des Dammkörpers, ausgelesen an drei Punkten, über die einzelnen Rechenschritte aufgetragen. Über die Rechenschritte erfolgt die Zuordnung zu den Anregungsfrequenzen.

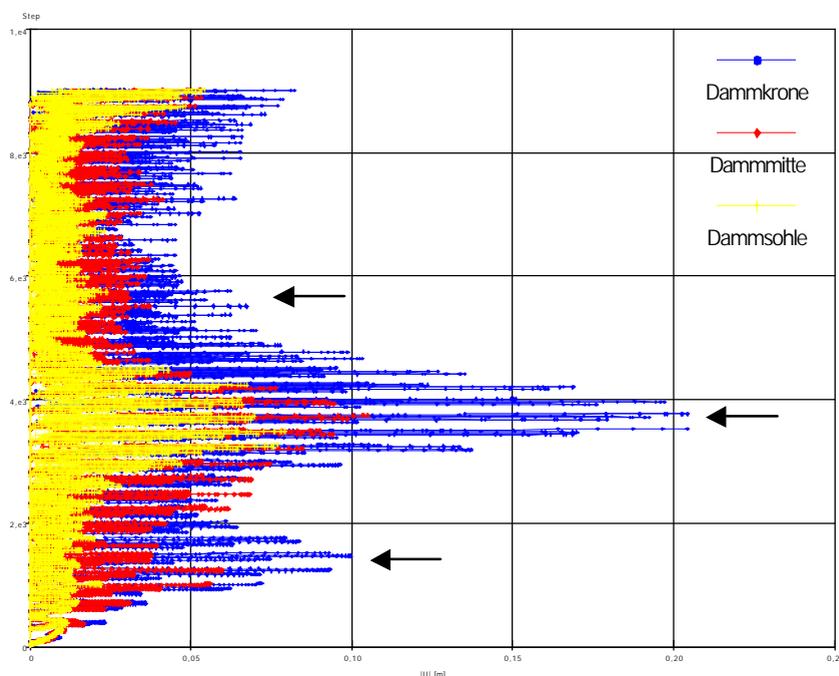


Abbildung 11: Horizontalverschiebung (x) je Rechenschritt (y), bei unterschiedlichen Anregungsfrequenzen, mit LE 90 Dammkörper, ungedämpft

Das HS-Small-Modell erzeugt selbst Materialdämpfung, weil es hysteretisches Verhalten, wie in Abschnitt 4.2 gezeigt wurde, erfasst und folglich dämpft. Obwohl durch das HS-Small-Modell insgesamt vermutlich ein zu geringer Teil der Energie dissipiert wird, könnte auf eine Rayleigh-Dämpfung mit ihren vielen Abschätzungen und Annahmen insbesondere bei Nichtvorliegen von Laboruntersuchungen, bei Erdbeben mit relativ kleinen Verschiebungsamplituden teilweise oder ganz verzichtet werden.

Abb. 12 zeigt die während der dynamischen Berechnung des Steinschüttdammes im Erdbebenverlauf auftretenden Horizontalverschiebungen des Dammkörpers, die mit rayleigh-gedämpftem Hardening-Soil-Dammkörper, mit rayleigh-gedämpftem HS-Small-Dammkörper und mit ungedämpftem HS-Small-Dammkörper berechnet worden sind. Die X-Achse zeigt die Verschiebungen in Metern und die Y-Achse die einzelnen Rechenschritte.

In Abb. 12 wird deutlich, dass die Verschiebungsantworten des ungedämpftem HS-Small-Dammkörpers geringer sind als die Verschiebungsantworten des rayleigh-gedämpftem Hardening-Soil-Dammkörpers und dass die Verschiebungsantworten des rayleigh-gedämpftem HS-Small-Dammkörpers und ungedämpftem HS-Small-Dammkörpers ähnlich sind.

Diese Vergleichsberechnungen bestätigen somit, dass bei Verwendung des HS-Small-Modells auf eine Rayleigh-Dämpfung verzichtet werden könnte.

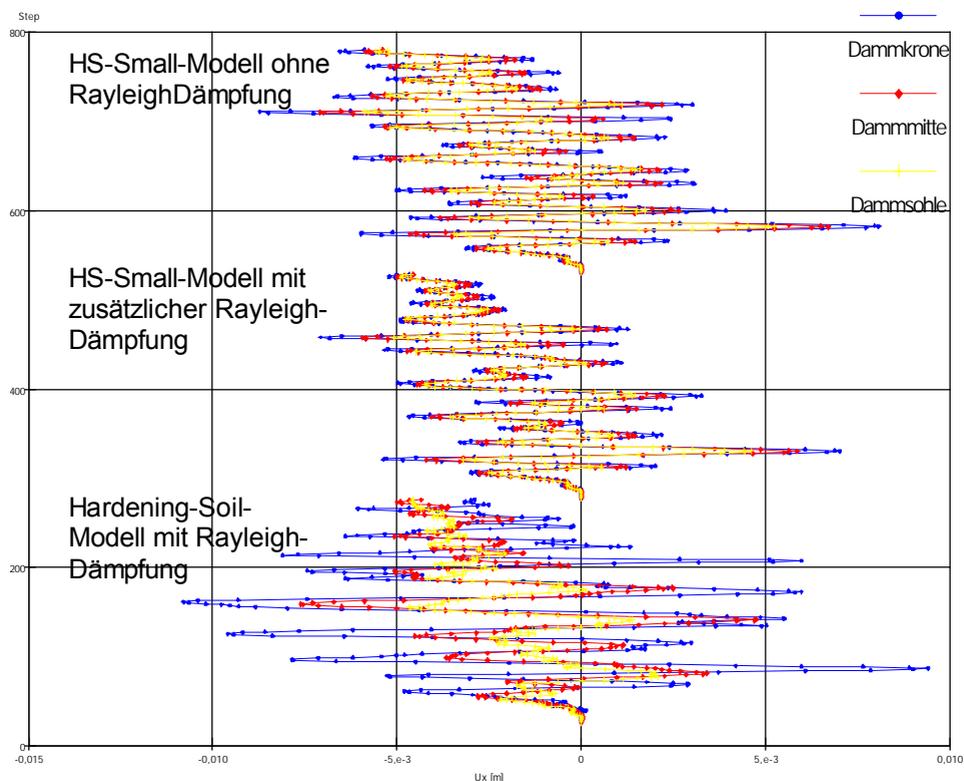


Abbildung 12: Horizontalverschiebung (x) je Rechenschritt (y), Dämpfungsvergleich HS - und HS Small – Dammkörper

5. Ergebnisse der dynamischen Vergleichsberechnungen

5.1 Einfluss der Stoffmodelle

Da viele dynamische Berechnungen auf linear-elastischem Materialverhalten beruhen, wurden zu Vergleichszwecken auch Berechnungen mit linear elastischem und linear elastisch, ideal plastischem Dammkörper durchgeführt.

Eine erste Auswertung der dynamischen Berechnungen mit unterschiedlichen Stoffmodellen hat das Ziel, eine Vorzugsvariante für weitere Untersuchungen festzulegen. Ausgewertet wurden die Beschleunigungs- und Verformungsantworten an verschiedenen Punkten des Dammkörpers. Zur vereinfachten Darstellung der Ergebnisse werden nur die Verformungsantworten der Dammkrone in Abb. 13 dargestellt. An der Dammkrone treten nach ausgiebiger Sichtung aller an den vorab festgelegten Auswertungspunkten ausgelesenen Verformungs- und Beschleunigungsantworten die größten Verformungen und Beschleunigungen auf.

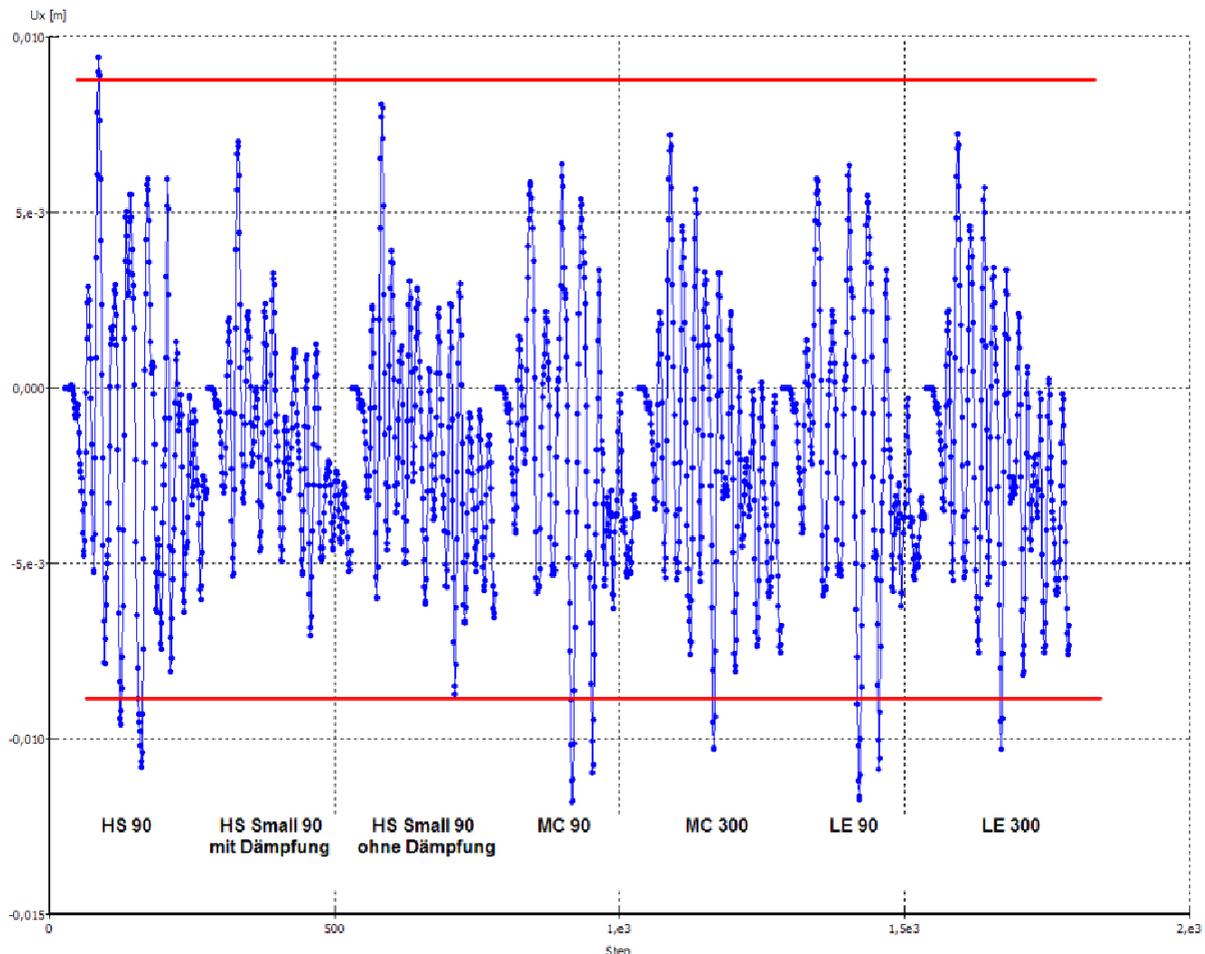


Abbildung 13: Horizontalverschiebung (y) je Rechenschritt (x), Vergleich der horizontalen Kronenauslenkungen bei Erdbebenanregung mit unterschiedlichen Stoffmodellen im Dammkörper

Die größten Verformungen treten in den Berechnungen mit Mohr-Coulomb-Modell und Linearer Elastizität unter Verwendung statischer E-Moduln auf. Auch die Berechnungen mit dem Hardening-Soil-Modell zeigen vergleichsweise große Verschiebungen. Die Anwendung dynamischer Steifigkeiten in den Berechnungen mit Mohr-Coulomb-Modell und linearer Elastizität äußert sich erwartungsgemäß in einer Verringerung der maximal auftretenden Verschiebungen. Die kleinsten maximalen Horizontalverschiebungen der Dammkrone werden unter Verwendung des HS-Small-Modells berechnet.

Aufgrund der im Abschnitt 4.3 gewonnenen Erkenntnisse hinsichtlich der Dämpfungswirkung des HS-Small-Modells, die durch in Abb. 13 dargestellten Ergebnisse gestützt werden, wird für die weiteren Detailuntersuchungen des Dammkörpers unter Erdbebenbelastung das HS-Small-Modell ohne Dämpfung verwendet.

Aus dem Vergleich der in Abb. 13 dargestellten Berechnungsergebnisse kann weiterhin geschlossen werden, dass das Hardening-Soil-Modell, die lineare Elastizität und das Mohr-Coulomb-Modell mit statischen Elastizitätsmoduln zu große, unrealistische Verschiebungsantworten liefern. Deshalb wurden mit diesen Stoffmodellen keine weiteren Untersuchungen vorgenommen.

5.2 Berechnungsauswertung

Da eine dynamische Berechnung in viele einzelne Berechnungsschritte unterteilt ist und jeder einzelne Berechnungsschritt ausgewertet werden kann, empfiehlt sich eine vorangehende Eingrenzung der auszuwertenden Berechnungsschritte. In PLAXIS besteht die Möglichkeit aus einzelnen Berechnungsschritten Animationen zu erzeugen. Die Betrachtung einzelner Ausgabegrößen als Animation hat den Vorteil, dass man relativ komfortabel die maßgebenden Belastungssituationen einzelnen Rechenschritten zuordnen kann. Zur Eingrenzung der maßgebenden Belastungssituationen wurden für das Berechnungsbeispiel mit HS-Small-Dammkörper ohne Dämpfung auch die sogenannten „plastic points“ animiert. Diese Punkte beschreiben je nach Farbe unterschiedliche Plastifizierungszustände. Auf diese Weise wurden Berechnungsschritte identifiziert, in denen große Bereiche des Dammkörpers plastifizieren oder lokale Bereiche versagen (siehe Abb. 14).

Im untersuchten Berechnungsbeispiel mit HS-Small-Dammkörper ohne Rayleigh-Dämpfung konnten unter Anderem folgende Sachverhalte festgestellt werden:

- Die Außendichtung versagt nicht bei dem angenommenen Bemessungserdbeben (nur punktueller Plastifizieren der Außendichtung am wasserseitigen Dammfuß durch Erreichen des Mohr-Coulomb-Kriteriums).
- Es bilden sich bei dem angenommenen Bemessungserdbeben keine gleitkörperähnliche oder großflächige Versagensbereiche aus

- Maximale Schubspannungen treten im luftseitigen Drittelpunkt der Dammsohle, innerhalb der Talschotterschicht, an der luftseitigen Dammoberfläche, im Talschotter unmittelbar an der Herdmauer und in Dammmitte auf (siehe Abb. 15)

Abb. 16 zeigt das verformte FE-Netz bei maximaler Kronenauslenkung.

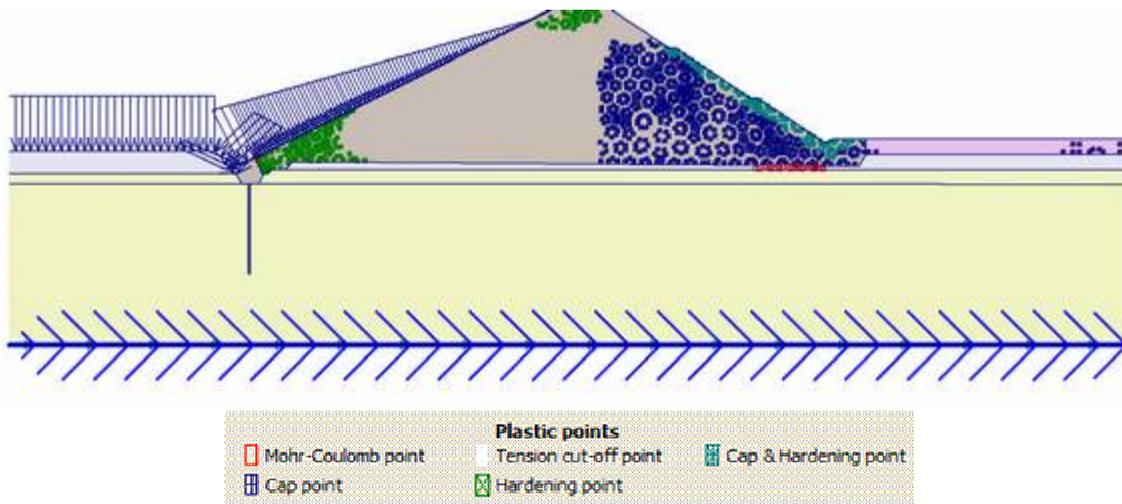


Abbildung 14: "plastic points" eines ausgewählten Zeitschrittes

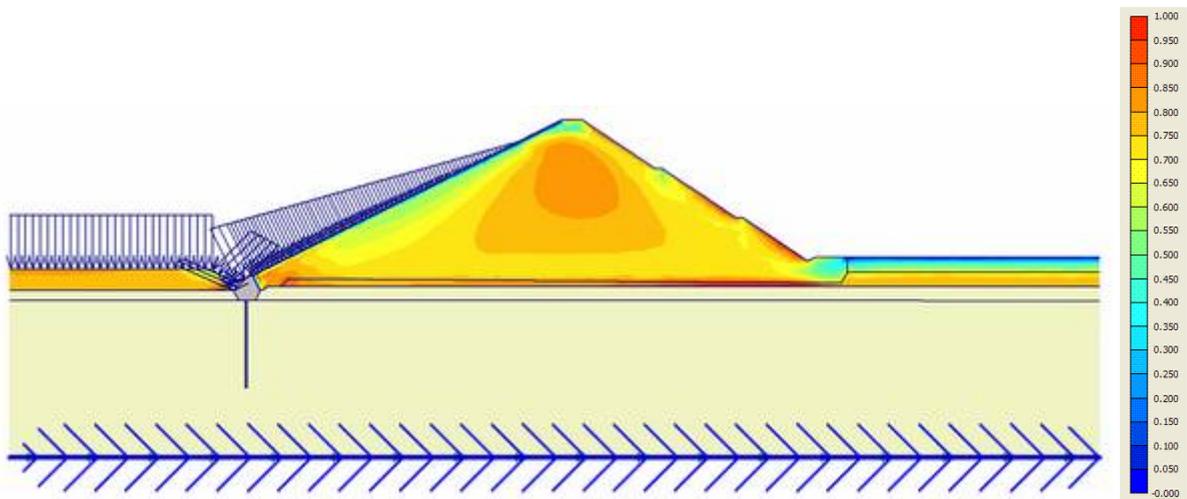


Abbildung 15: Relative Schubspannungen während eines ausgewählten Zeitschrittes

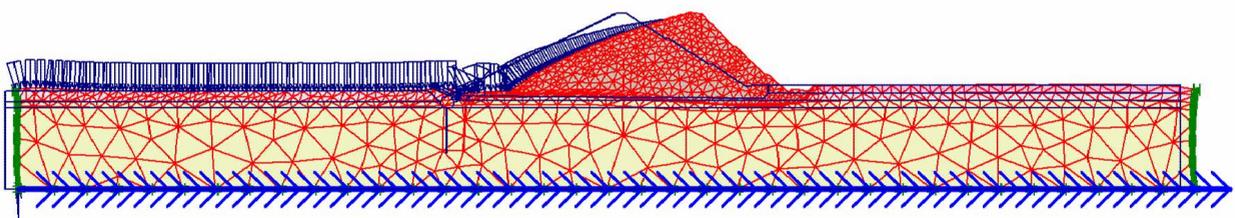


Abbildung 16: Verformtes FE-Netz, überhöht dargestellt

Folgende maximale Verschiebungen wurden während des Bemessungserdbebens für einzelne Punkte des Dammkörpers berechnet:

Dammkrone	0,87 cm
Dammfuß, luftseitig	0,54 cm
Dammmitte	0,71 cm
Böschungsmitte, luftseitig	0,65 cm
Dammsohle	0,59 cm

6. Standsicherheitsbetrachtungen

Die Ermittlung der Standsicherheit von Dämmen erfolgt in der Regel konventionell nach Lamellenverfahren mit kreisförmigen Gleitflächen, wobei eine Beschleunigung als pseudostatische, treibende Ersatzkraft angesetzt wird (siehe Abb. 17). Folgende Standsicherheiten wurden auf diese Weise ermittelt:

Standsicherheit der Dammböschung ohne Erdbebenbelastung: 1,71

Standsicherheit mit angesetzter effektiver Horizontalbeschleunigung von $0,24 \text{ m/s}^2$ gemäß Abschnitt 3.2: 1,61

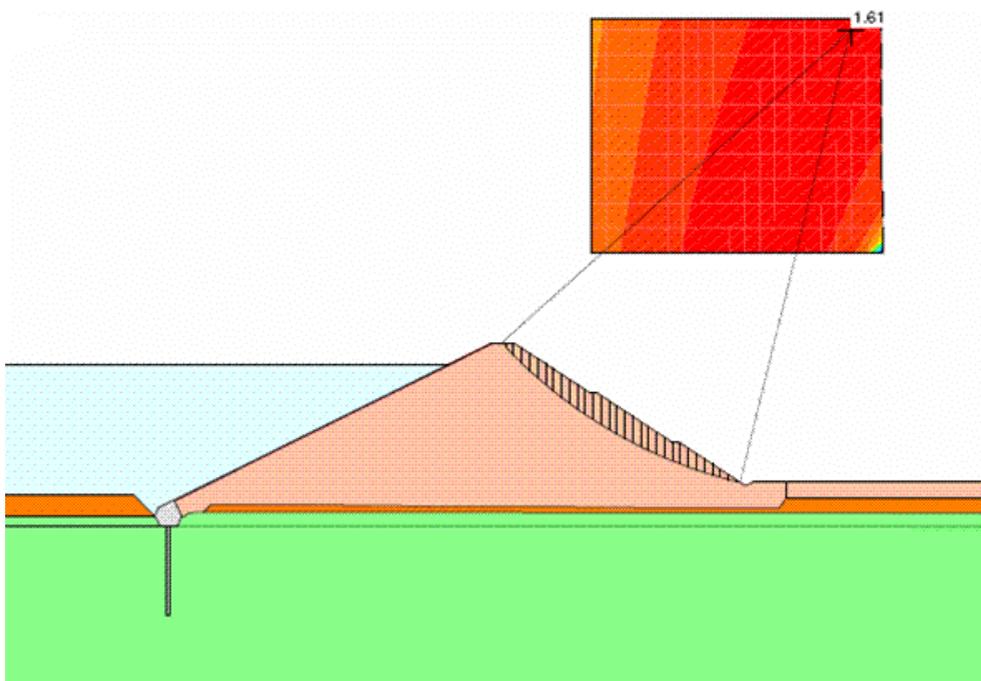


Abbildung 17: Maßgebender Gleitkreis bei angesetzter Horizontalbeschleunigung von $0,24 \text{ m/s}^2$, Sicherheitsfaktor 1,61

Bei Anwendung der FEM kann die Standsicherheit durch die so genannte Phi-C-Reduktion ermittelt werden, wobei hierzu in der Regel das linear-elastische, idealplastische Mohr-Coulomb-Modell verwendet wird. Im Ergebnis der Phi-C-Reduktion

erhält man den maßgebenden Versagensmechanismus, der nicht an die kinematischen Einschränkungen der konventionellen Berechnungen zur Untersuchung der Standsicherheiten von Böschungen gebunden ist.

Phi-C-Reduktion

Analog zu den konventionellen Gleitkreisberechnungen kann für die Phi-C-Reduktion mit PLAXIS eine gleichmäßig im gesamten Modell wirkende Horizontal- und/oder Vertikalbeschleunigung als pseudostatische Belastung angesetzt werden. Die Beschleunigungskräfte wirken dabei jedoch nicht nur im Gleitkörper.

Mit einer solchen Phi-C-Reduktion wurden folgende Standsicherheiten berechnet:

Standsicherheit ohne Erdbebenwirkung: 1,71

Standsicherheit mit angesetzter effektiver Horizontalbeschleunigung von $0,24 \text{ m/s}^2$ gemäß Abschnitt 3.2: 1,61

Die Abb. 18 zeigt den Versagensmechanismus bei Berücksichtigung der effektiven Horizontalbeschleunigung. Es sei darauf hingewiesen, dass die nach Phi-C-Reduktion ermittelten Standsicherheiten mit den Standsicherheiten der konventionellen Berechnungen übereinstimmen.

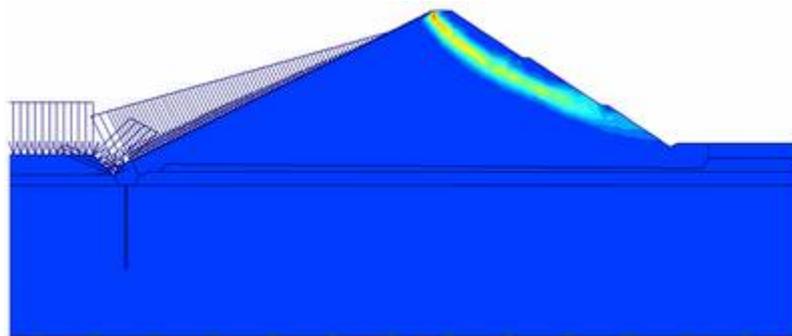


Abbildung 18: Scherfuge aus einer Phi-C-Reduktion bei Berücksichtigung der effektiven Horizontalbeschleunigung, Sicherheitsfaktor 1,61

Für das Berechnungsbeispiel wurden die pseudostatischen Ersatzkräfte auch aus den Ergebnissen der durchgeführten dynamischen Berechnungen ermittelt und damit eine Phi-C-Reduktion durchgeführt. Diese vereinfachte Vorgehensweise wird im Folgenden kurz beschrieben.

Die während der dynamischen Berechnung auftretenden Beschleunigungsantworten des Dammkörpers wurden an 6 verschiedenen Punkten innerhalb eines vorher durch Phi-C-Reduktion ohne Erdbebenwirkung bestimmten Gleitkörpers ausgelesen. Die Beschleunigungsantworten wurden gemittelt, auf einen Effektivwert reduziert ($2/3$ der gemittelten maximalen Beschleunigungsantworten der ausgewählten Gleitkörperpunkte) und als wirkende Beschleunigungen in einer erneuten Phi-C-

Reduktion angesetzt. Mit dieser Methode wurde für die Staudamböschung eine horizontale effektive Beschleunigung von $0,35 \text{ m/s}^2$ ermittelt. Diese effektive Beschleunigung ist um 45 % größer als der in Abschnitt 3.2 angegebene Wert. Mit dieser Ersatzbeschleunigung wurde mittels Phi-C-Reduktion eine Standsicherheit von 1,58 berechnet. Der Versagensmechanismus ist dem in Abb. 18 dargestellten Versagensmechanismus sehr ähnlich. Bei dieser Vorgehensweise wird davon ausgegangen, dass die tatsächlichen Beschleunigungsantworten des Dammkörpers im Betrag deutlich größer sein können, als die eingeleitete Grundbeschleunigung.

Dynamische Berechnung mit vorweggenommener reduzierter Scherfestigkeit

Es wurden auch Standsicherheitsbetrachtungen direkt in den dynamischen Berechnungsläufen durchgeführt, indem die Scherfestigkeit des Dammkörpers vorab reduziert wurde. Der größtmögliche Abminderungsfaktor von 1,7 wurde mittels Phi-C-Reduktion für den Dammkörper ohne Erdbebenbeanspruchung ermittelt. Die dynamischen Berechnungen wurden mit unterschiedlichen Scherparametern, die um die Faktoren im Bereich von 1,1 bis 1,7 abgemindert worden sind, durchgeführt.

Innerhalb der dynamischen Berechnungen traten keine dem statischen Fall analogen Versagenszustände ein. Es kann lediglich anhand von durchgängigen Bereichen von Versagenspunkten („plastic points“) darauf geschlossen werden, dass sich ein Gleitmechanismus ausbildet. Lokal begrenzte flächenhafte Versagenszonen können zusätzliche Informationen über lokales Versagen liefern.

Bei einem Abminderungsfaktor von 1,5 wurde eine deutliche Zunahme von Versagenspunkten festgestellt. Auch komplett durch Versagenszonen abgetrennte Dammkörperteile konnten dann beobachtet werden. In Abb. 19 sind potentiellen Scherfugen zu verschiedenen Zeitpunkten der dynamischen Berechnung dargestellt.

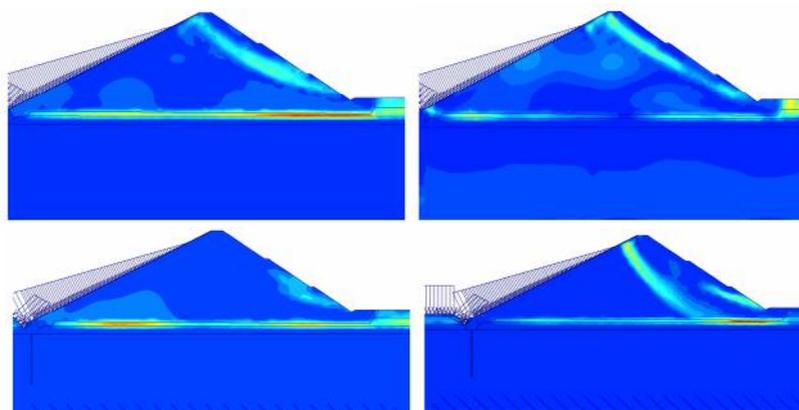


Abbildung 19: Potentielle Scherfugen bei einem Abminderungsfaktor der Scherfestigkeit von 1,5 für 4 ausgewählte Zeitschritte der dynamischen Berechnung

Die vorgelegten Berechnungen haben gezeigt, dass von einer Sicherheitsreserve von mindestens 50 % ausgegangen werden kann. Diese Sicherheitsreserve

entspricht einem globalen Standsicherheitsbeiwert von $\eta = 1,5$ und liegt in der Größenordnung der Standsicherheitsberechnungen mit statischen Ersatzlasten.

7. Schlussbemerkungen

In dem Beitrag konnten die wesentlichen Vorteile der dynamischen Berechnungen im Zeit-Schritt-Verfahren mittels FEM gezeigt werden. Diese Vorteile sind unter anderem die Möglichkeit der Detailbetrachtung von Konstruktionen und Bauteilen über einen kompletten Erdbebenverlauf hinweg, eine realitätsnähere Berechnung von Spannungen und Verformungen unter Beachtung nichtlinearen Materialverhaltens, die Identifizierbarkeit lokaler Phänomene.

Mit dem HS-Small-Modell ist nunmehr ein Stoffmodell verfügbar, mit welchem ohne zusätzliche Dämpfung dynamische Aufgabenstellungen in der Geotechnik realitätsnah berechnet werden können.

Mit der Finite-Elemente-Methode kann mittels Phi-C-Reduktion die Standsicherheit bei und infolge seismischer Einwirkungen realitätsnäher als mit konventionellen Gleitkreisverfahren erfasst werden.

Verbesserte Standsicherheitsuntersuchungen erfordern die Übergabe von Spannungs-, Verformungs- und Beschleunigungsfeldern aus den dynamischen Berechnungsläufen in einen statischen Berechnungslauf mit einer Phi-C-Reduktion. Solche Berechnungen bleiben zukünftigen Untersuchungen vorbehalten, da einerseits eine solche Übergabe entweder sehr aufwendig bzw. nicht möglich ist und andererseits weitere theoretische Arbeiten notwendig sind.

Literaturverzeichnis

- [1] Deutsches Institut für Normung (DIN): DIN 19700-10:2004-07: Stauanlagen – Teil 10: Gemeinsame Festlegungen, Beuth Verlag, Berlin
- [2] Deutsches Institut für Normung (DIN): DIN 19700-11:2004-07: Stauanlagen – Teil 11: Talsperren, Beuth Verlag, Berlin
- [3] Deutsches Institut für Normung (DIN):
DIN EN 1998:2006, Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben, Beuth Verlag, Berlin
- [4] Deutsches Institut für Normung (DIN):
DIN 4149:2005-04: Bauten in deutschen Erdbebengebieten – Lastannahmen, Bemessung und Ausführung üblicher Hochbauten, Beuth Verlag, Berlin
- [5] Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall (ATV-DVWK):
Merkblatt ATV-DVWK-M 502: Berechnungsverfahren für Staudämme – Wechselwirkung zwischen Bauwerk und Untergrund, GFA – Gesellschaft zur Förderung der Abwassertechnik, Hennef, 2002
- [6] Deutscher Verband für Wasserwirtschaft und Kulturbau (DVWK): Merkblatt 242:
Berechnungsverfahren für Gewichtsstaumauern – Wechselwirkung zwischen

- Bauwerk und Untergrund, Wirtschafts- und Verlagsgesellschaft Gas und Wasser mbH, Bonn, 1996
- [7] Bundesamt für Wasser und Geologie (BWG): Bericht des BWG: Sicherheit der Stauanlagen - Basisdokument zu dem Nachweis der Erdbebensicherheit, Biel, Schweiz, 2003
- [8] PLAXIS b.v.: PLAXIS Version 8, Dynamics Manual, Balkema, 2006
- [9] ICOLD: Bulletin 52, Earthquake Analysis Procedures for Dams – State of the Art, 1986
- [10] Kramer, S.: Geotechnical Earthquake Engineering, Prentice-Hall, 1996
- [11] Benjamin, J.R., and Associates: A Criterion for Determining Exceedances of the Operating Basis Earthquake, EPRI Report NP-5930, Electric Power Research Institute, Palo Alto, 1988
- [12] Kennedy, R.P.: Ground Motion Parameters Useful in Structural Design, Conference on Evaluation of Regional Seismic Hazards and Risk, Santa Fe, 1980
- [13] Westergaard, H.: Waterpressure on Dams during Earthquakes, Transactions of ASCE, Paper Nr. 1835, 1931
- [14] Benz, T.: Small-Strain Stiffness of Soils and its Numerical Consequences, Mitteilung 55, Institut für Geotechnik, Universität Stuttgart, 2007