

Ausgewählte Probleme zu statischen und dynamischen Standsicherheitsberechnungen von Staudämmen

Peter-Andreas von Wolffersdorff

BAUGRUND DRESDEN Ingenieurgesellschaft mbH

1 Einführung

Das Ziel von Berechnungen der Standsicherheit von Böschungen, Hängen, Einschnitten oder Dämmen besteht darin, nicht nur ein Maß für Standsicherheit oder für das zu erwartende Versagensrisiko zu ermitteln, sondern auch den maßgebenden Versagensmechanismus oder die maßgebende Gleitfläche zu finden. Bei der Bewertung der Standsicherheit bzw. des zu erwartenden Versagensrisikos spielt die Form und Lage des Versagensmechanismus bzw. der Gleitfläche eine nicht vernachlässigbare Rolle.

Es ist von maßgeblicher Bedeutung für die Lage und Form der Versagensmechanismen, ob bzw. wie groß die Kohäsion bei Böden oder ob eine Verzahnungsfestigkeit bei Steinschüttmaterialien angesetzt wird. Deswegen wird ein Überblick über das Festigkeitsverhalten von bindigen und nichtbindigen Lockergesteinen sowie von Schüttmaterialien gegeben, und es werden die Auswirkungen des Ansatzes der Kohäsion bzw. der Verzahnungsfestigkeit auf die Lage und Form der maßgeblichen Gleitfläche anhand von konventionellen Berechnungen an einem Beispielstaudamm aufgezeigt.

Bei Standsicherheitsuntersuchungen auf der Grundlage von dynamischen Berechnungen ist eine zusammenwirkende Betrachtung realitätsnaher Materialparameter, insbesondere Scherparameter, festgestellter Versagenszonen und zugrunde gelegter Sicherheitsbeiwerte unabdingbar. Es werden dynamische Berechnungen für den o.g. Beispielstaudamm auf der Grundlage des neuartigen HS-Small-Modells, mit dem die erhöhte Steifigkeit bei sehr kleinen Dehnungen und die Hysterese bei dynamischen Beanspruchungen berücksichtigt werden können, vorgestellt. Die Berechnungsergebnisse werden diskutiert und bewertet. Schließlich wird darauf aufbauend eine Vorgehensweise für einen Nachweis der Erdbebensicherheit auf der Grundlage dynamischer Berechnungen abgeleitet.

2 Zum zweckmäßigen Ansatz der Scherfestigkeiten für statische Standsicherheitsnachweise

2.1 Festigkeitsverhalten von Lockergesteinen und Steinschüttmaterialien

Die Kohäsion und die Reibungsfestigkeit sind die maßgeblichen Eigenschaften der Scherfestigkeit von Lockergesteinen, und sie werden experimentell hauptsächlich anhand von Rahmenscherversuchen bestimmt. Das Scherfestigkeitsverhalten von Lockergesteinen und Steinschüttmaterialien wird unter den Bedingungen des Rahmenscherversuches durch ein τ - σ -Diagramm dargestellt (siehe Abb. 1). Es wird näherungsweise mit einer Schergeraden mit den Parametern $\tan \varphi$ bzw. φ und c , die einen Sonderfall der Grenzbedingung nach Mohr-Coulomb darstellt, beschrieben.

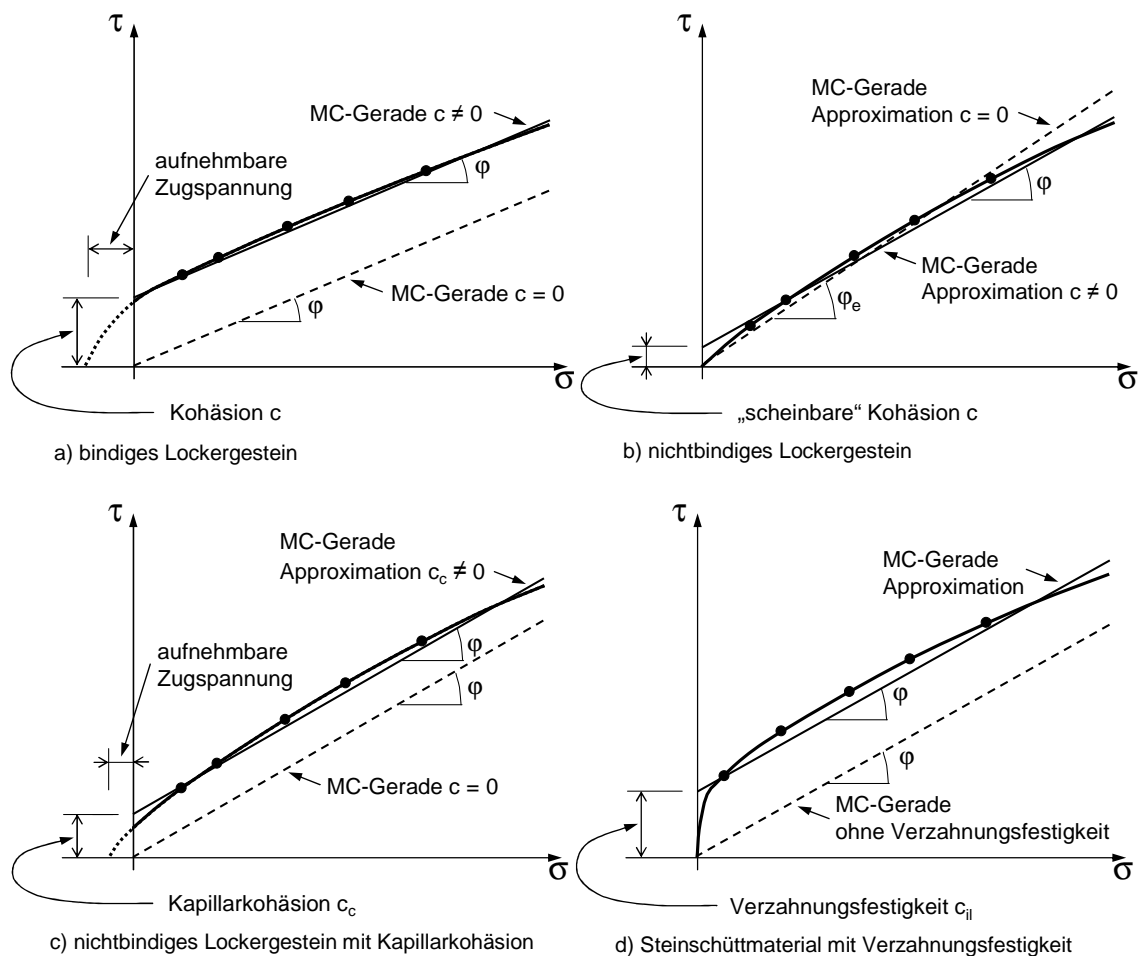


Abb. 1: Definitionen der Kohäsion von Lockergesteinen und Definition der Verzahnungsfestigkeit von Steinschüttmaterialien

Wie Abb. 1 entnommen werden kann, ist das tatsächliche Scherfestigkeitsverhalten von Lockergesteinen und Steinschüttmaterialien mehr oder weniger druckabhängig und hat einen entsprechend gekrümmten Verlauf in Bezug zur aufgebrachtten Normalspannung σ . Die anhand der Schergeraden ermittelte Kohäsion bzw. Verzahnungsfestigkeit ist auf verschiedene physikalische Ursachen zurückzuführen.

Die bei *bindigen Lockergesteinen* vorhandenen zusammenhaltenden Kräfte zwischen den Bodenpartikeln bewirken die in Abb. 1a) dargestellte Kohäsion sowie eine aufnehmbare Zugspannung. Die aufnehmbare Zugspannung kann mit dem Rahmenscherversuch nicht experimentell nachgewiesen werden. Da die Größe der Kohäsion (und der aufnehmbaren Zugspannung) von der Lagerungsdichte, dem Wassergehalt und einer eventuellen Vorbelastung abhängt, wird oft ein verminderter Kohäsionswert bei Standsicherheitsberechnungen angesetzt. Dennoch ist es unzumutbar oder sogar falsch, die Kohäsion hierfür mit null anzusetzen, da ein solcher Ansatz einer unendlich großen Sicherheit (Division durch unendlich großen Sicherheitsbeiwert) entsprechen würde.

Bei *nichtbindigen Lockergesteinen* können in Abhängigkeit vom Wassergehalt die Körner zusammenhaltende Kapillarspannungen auftreten. Sie spiegeln sich im τ - σ -Diagramm als Kapillarkohäsion c_c sowie als aufnehmbare Zugspannungen wider (siehe Abb. 1c)). Bei Austrocknung verringern sich die Kapillarspannungen und verlieren ihre zusammenhaltende Wirkung, so dass es zweckmäßig sein kann, bei Standsicherheitsberechnungen die Kapillarkohäsion nicht anzusetzen.

Bei *nichtbindigen Lockergesteinen* ist in der Regel die Druckabhängigkeit der Scherfestigkeit infolge von Kornzertrümmerungen ausgeprägter als bei *bindigen Lockergesteinen* (siehe Abb. 1a) und Abb. 1b)). Deswegen kann sich in Abhängigkeit von der Art der Approximation durch eine Schergerade, die vom jeweiligen Spannungsniveau des zu untersuchenden Standsicherheitsproblems abhängt, eine „scheinbare“ Kohäsion ergeben. Kupka, Herle & Arnold (2009) haben weiterführende Untersuchungen mit verschiedenen Approximationen des nichtlinearen Scherfestigkeitsverhaltens durch lineare Schergeraden und deren Auswirkungen auf die Standsicherheit vorgenommen. Nur in wenigen Fällen, wie z. B. bei Standsicherheitsuntersuchungen an Bauwerken mit geringer Höhe, ist es gerechtfertigt, eine kohäsionslose lineare Schergerade für das Scherfestigkeitsverhalten von *nichtbindigen Lockergesteinen* zu verwenden.

Bei *Steinschüttmaterialien* ist die Druckabhängigkeit der Scherfestigkeit noch ausgeprägter als bei nichtbindigen Lockergesteinen (siehe Abb. 1b) und Abb. 1d)). Im Bereich kleiner Normalspannungen einschließlich $\sigma = 0$ prägt die Verzahnung der Steine untereinander das Scherfestigkeitsverhalten. Im τ - σ -Diagramm spiegelt sich diese Verzahnung als Anfangswert τ bei $\sigma = 0$ mit an-

schließender starker Krümmung des Scherfestigkeitsverlaufes ohne aufnehmbare Zugspannungen wider.

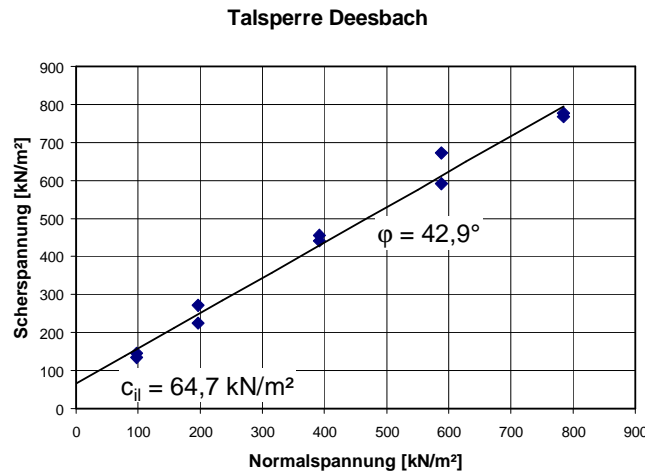


Abb. 2: Verzahnungsfestigkeit und Reibungswinkel des Steinschüttmaterials der Talsperre Deesbach

In Abb. 2 und Abb. 3 sind die bei BAUGRUND DRESDEN vorliegenden Ergebnisse von Großrahmenscherversuchen, die an *Steinschüttmaterialien* von 3 verschiedenen Dammbauwerken durchgeführt worden sind, dargestellt. Die Approximationen mit Schergeraden ergeben Verzahnungsfestigkeiten von weit größer als 50 kN/m². Da die Verzahnungsfestigkeit auf andere Ursachen zurückzuführen ist und somit nicht mit der Kohäsion c oder der Kapillarkohäsion verwechselt werden sollte, wird sie hier mit c_{il} (Index il für „Interlocking“) bezeichnet.

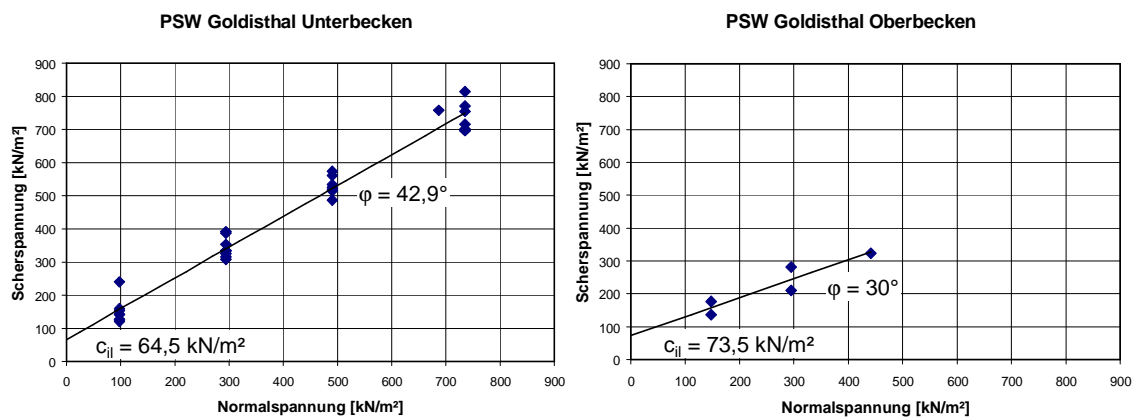


Abb. 3: Verzahnungsfestigkeit und Reibungswinkel der Steinschüttmaterialien der Becken des Pumpspeicherwerkes Goldisthal

Da Verzahnungsfestigkeit und Reibungsfestigkeit gleichermaßen von der Größenverteilung und Form der Körner bzw. Steine abhängen, ist die Verzahnungsfestigkeit eine inhärente Eigenschaft des Scherfestigkeitsverhaltens von *Steinschüttmaterialien*. Deswegen sollte die Verzahnungsfestigkeit c_{il} keinesfalls bei Standsicherheitsberechnungen vermindert oder vernachlässigt werden. Das gilt

insbesondere bei beträchtlichen Verzahnungsfestigkeitswerten, die das Scherfestigkeitsverhalten von Steinschüttmaterialien maßgeblich prägen.

2.2 Auswirkung von Kohäsion/ Verzahnungsfestigkeit auf den maßgebenden Versagensmechanismus

Beispielstaudamm

Allen Berechnungen dieses Beitrages liegt ein 46 m hoher Steinschüttdamm mit wasserseitiger Asphaltbetonaußendichtung als Absperrbauwerk einer Talsperre zugrunde. Abb. 4 zeigt links eine Ansicht des Staudammes und rechts den für die Berechnungen maßgebenden Regelquerschnitt des Dammes.

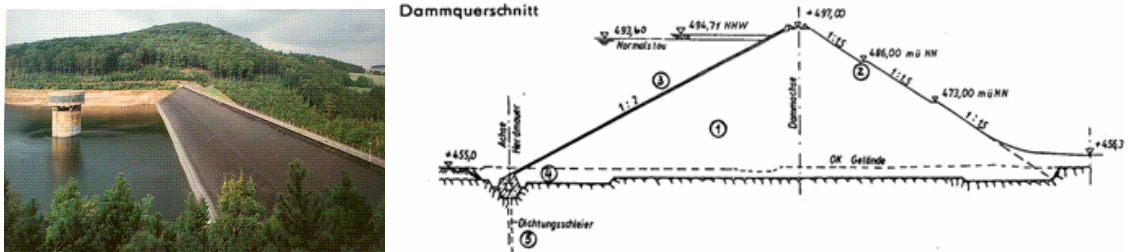


Abb. 4: Staudamm (links), Regelquerschnitt (rechts)

In Abb. 5 ist das verwendete geometrische Modell dargestellt. Es verdeutlicht, dass der Dammkörper auf massivem Felsuntergrund gegründet ist und dass zur Verhinderung der Unterströmung des Dammes ein Dichtungsschleier mit Betonherdmauer hergestellt worden ist.

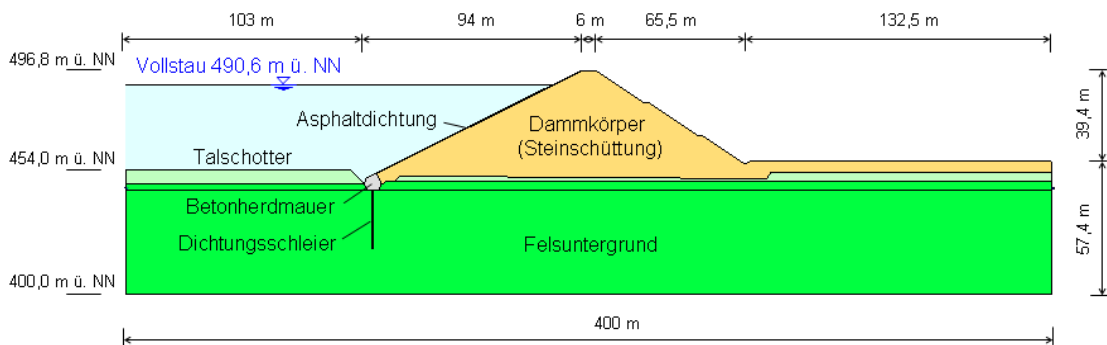


Abb. 5: Geometrisches Modell für den Regelquerschnitt des Steinschüttdammes mit Außenhautdichtung

Vergleichsberechnungen zur Untersuchung des Einflusses der Verzahnungsfestigkeit auf die Lage der Gleitfläche

Anhand des Berechnungsbeispiels wird gezeigt, dass eine zu geringe Berücksichtigung bzw. die Nichtberücksichtigung der Verzahnungsfestigkeit bei Steinschüttmaterialien zu verfälschten Berechnungsergebnissen führt.

Es wurden Standsicherheitsuntersuchungen der luftseitigen Dammböschung, die die Forderung der Homogenität und der Wasserfreiheit erfüllt, mit einem Reibungswinkel von 41° und verschiedenen Werten für die Verzahnungsfestigkeit von 0 bis 40 kN/m^2 für das Steinschüttmaterial durchgeführt. Die Berechnungsergebnisse in Abb. 6 zeigen, dass einerseits die ermittelten Standsicherheiten mit größerer Verzahnungsfestigkeit zunehmen, jedoch andererseits auch das Gefährdungspotenzial der maßgebenden Gleitflächen mit größerer Verzahnungsfestigkeit ansteigt.

Es sollte unbedingt vermieden werden, aus „Sicherheitsgründen“ die Verzahnungsfestigkeit bei Standsicherheitsuntersuchungen zu vernachlässigen, weil eine auf diese Weise bestimmte Gleitfläche unabhängig von der Größe des Sicherheitsbeiwertes ggf. nicht standsicherheitsrelevant sein kann.

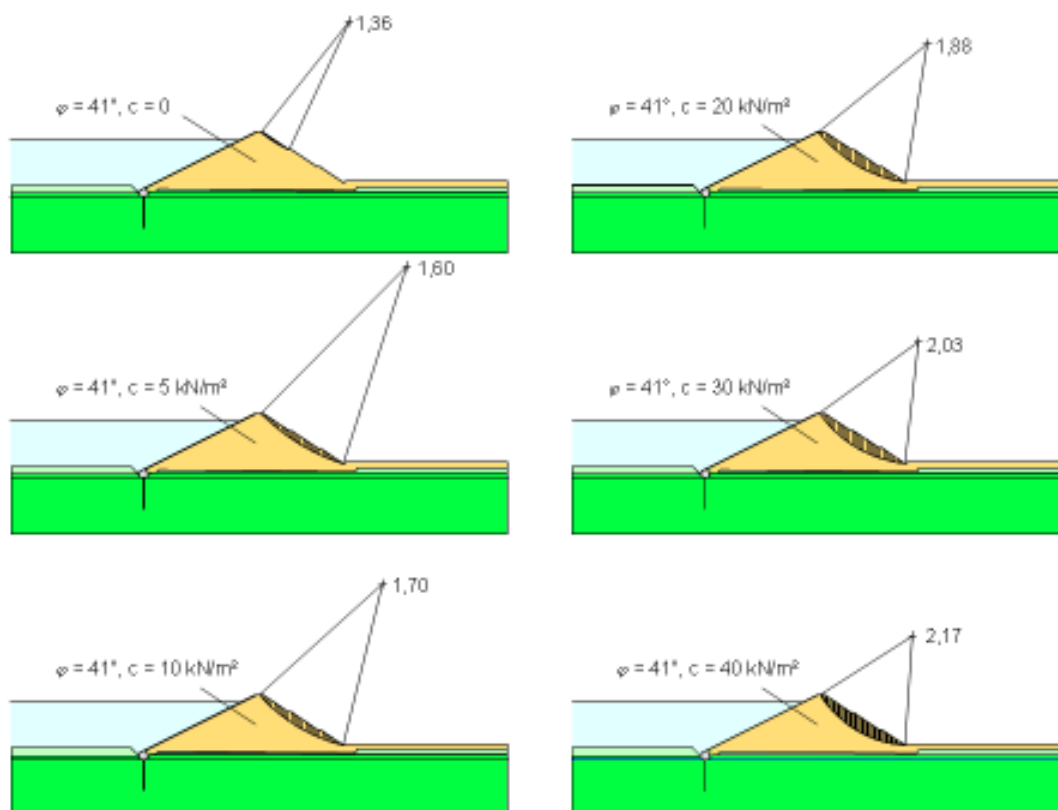


Abb. 6: Einfluss der Verzahnungsfestigkeit von Steinschüttmaterial auf das Maß der Standsicherheit und die Gefährlichkeit der Gleitfläche

3 Standsicherheitsnachweise für Staudämme bei Erdbebeneinwirkung anhand dynamischer Finite-Elemente-Berechnungen

3.1 Vorbemerkungen zu dynamischen Berechnungen

Für Gewichtsstaumauern und für hohe Staudämme (Talsperrenklasse 1, Kronenhöhe > 40 m) werden in der deutschen Wasserbaunorm DIN 19700-11 (2004) realitätsnahe Untersuchungen mittels dynamischer Berechnungsmodelle für den Nachweis der Erdbebensicherheit gefordert. Gemäß deutschem Merkblatt ATV-DVWK-M 502 (2002) wird hierfür auch das Zeitschrittverfahren, für das die Finite-Elemente-Methode (FEM) bzw. die Finite-Differenzen-Methode (FDM) verwendet wird, vorgeschlagen.

Dieses aufwendige numerische Verfahren, mit dem sowohl die seismischen Einwirkungen als auch Materialverhalten im Vergleich zu vereinfachten dynamischen Berechnungsverfahren, wie z. B. die Antwortspektrenmethode, realitätsnäher berücksichtigt werden können, wird für sehr hohe Dämme in Gebieten mit hohem, seismischem Risiko empfohlen (DIN 4019:2005-04). Da jedoch durch die Entwicklung der modernen Computertechnik der Rechenaufwand für das Zeitschrittverfahren eine zunehmend untergeordnete Rolle spielt, hat die Verfügbarkeit dieser Methode in gängigen Computerprogrammen stark zugenommen. Allerdings gibt es noch kein anerkanntes Verfahren für die Ermittlung der Erdbebensicherheit bzw. Standsicherheit bei seismischen Einwirkungen auf der Grundlage von dynamischen Berechnungen.

Beim Zeitschrittverfahren 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. Es ist jedoch zu beachten, dass das hier verwendete Zeitschrittverfahren trotz der stark verbesserten Rechenleistungen nur bei niederfrequenten dynamischen Einwirkungen, wie z. B. Erdbeben, sinnvoll und numerisch stabil anwendbar ist.

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 werden Berechnungen mit dem Zeitschrittverfahren unter seismischer Einwirkung anhand des in Abschnitt 2.2 erläuterten Beispielstaudammes vorgestellt. Alle Finite-Elemente-Berechnungen wurden mit dem Programm PLAXIS 2D Version 8.7 Dynamics durchgeführt.

3.2 Dynamische Berechnung eines Steinschüttdammes unter seismischer Einwirkung

Beschleunigungs-Zeit-Verlauf des Bemessungserdbebens

Im Programm PLAXIS 2D Dynamics können Weg-, Geschwindigkeits- und Beschleunigungs-Zeit-Verläufe eingelesen werden. Hier wurde ein 10 Sekunden langer repräsentativer, horizontaler Beschleunigungs-Zeit-Verlauf eingelesen (siehe Abb. 7). Dieser horizontale Beschleunigungs-Zeit-Verlauf, der aus einem seismologischen Gutachten zur Verfügung gestellt wurde und einem Bemessungserdbeben nach DIN 19700 entspricht, ist hinsichtlich potentieller Schäden maßgebend. Alle Berechnungen wurden mit diesem horizontalen Beschleunigungs-Zeit-Verlauf durchgeführt.

Für die in Abschnitt 3.3 erläuterten Standsicherheitsuntersuchungen wurde eine effektive horizontale Beschleunigung von $0,24 \text{ m/s}^2$ angesetzt. Dieser Wert entspricht $2/3$ der maximalen horizontalen Grundbeschleunigung von $0,36 \text{ m/s}^2$.

Modellgeometrie

Das verwendete 2D-Berechnungsmodell ist in Abb. 8 dargestellt. Höhe und Breite des modellierten Felsuntergrundes wurden in Anlehnung an die Empfehlungen des ICOLD Bulletins 52 (1986) gewählt. Der möglichst breite Untergrundausschnitt vermindert den Einfluss von Wellenreflexionen an den Modellrändern. Zusätzlich sind an den vertikalen Modellrändern viskose Randbedingungen (Randabsorber) definiert.

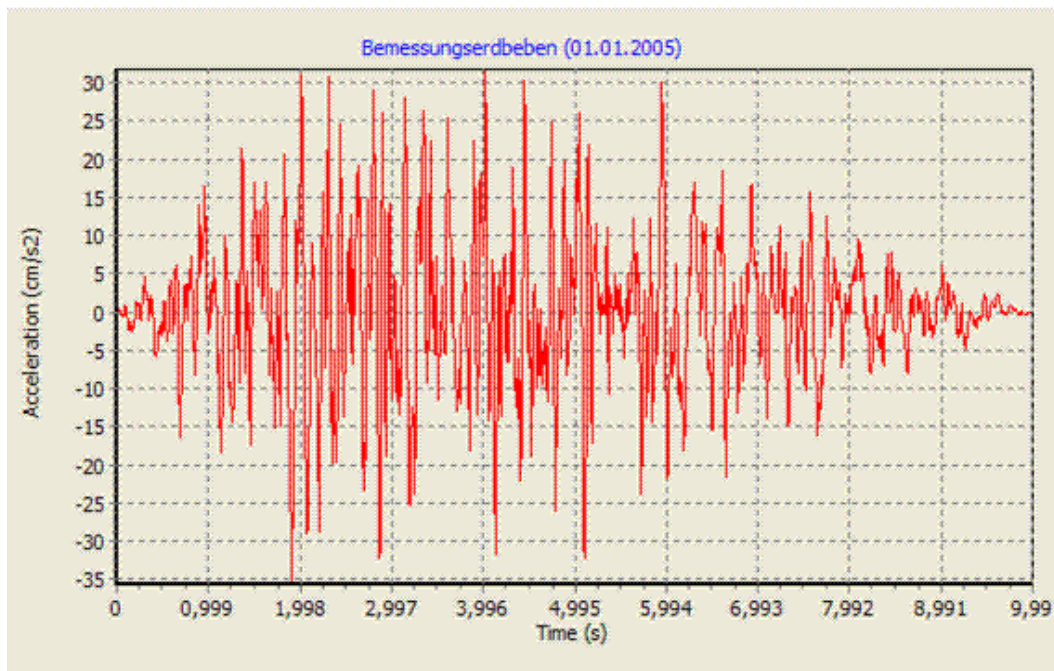


Abb. 7: Beschleunigungs-Zeit-Verlauf des Bemessungserdbebens

Herdmauer, Dichtungsschleier und Dammaußendichtung wurden im Modell berücksichtigt (siehe Abb. 3). Aufgrund der Dammaußendichtung können keine Sickerströmungen und Porenwasserdrücke innerhalb des Dammkörpers auftreten. Linksseitig des Dammes wird eine statische Wasserlast aufgebracht. Die horizontalen Beschleunigungen für die dynamische Berechnung werden am unteren Modellrand gemäß eingelesenem Verlauf vorgegeben.

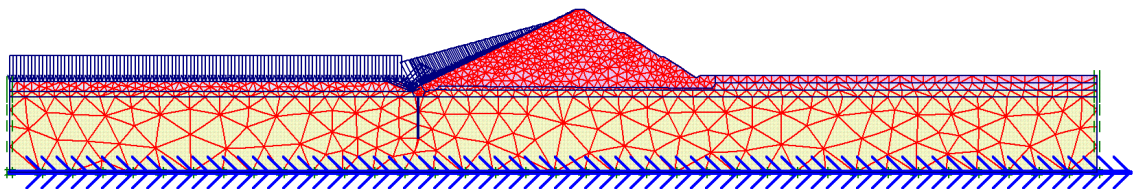


Abb. 8: Berechnungsmodell

Stoffmodelle und Eingabeparameter

Für den Felsuntergrund wurde linear elastisches Materialverhalten angenommen. Der Talschotter, die Betonbauteile sowie die Asphaltbetondichtung wurden vereinfacht als linear elastisches, starr-plastisches Material (Mohr-Coulomb-Modell) modelliert. Für den Dammkörper wurde das neuartige HS-Small-Modell, bei dem die erhöhte Steifigkeit bei sehr kleinen Dehnungen (small strains) berücksichtigt werden kann, verwendet.

Im Bereich sehr kleiner Dehnungen, die u. a. bei dynamischen Beanspruchungen auftreten, reagiert der Boden enorm steif. Diese Steifigkeit nimmt in einem Be-

reich zunehmender immer noch relativ kleiner Dehnungen nichtlinear ab, um im Bereich überwiegend plastischer Dehnungen ihren Restwert zu erreichen (siehe Abb. 10 links).

Das HS-Small-Modell nach BENZ (2008) berücksichtigt das Small-Strain-Verhalten in Form eines Überlagerungsmodells innerhalb des regulären Hardening-Soil-Modells (HS-Modells). Mit zwei zusätzlichen Eingabeparametern, G_0^{ref} und $\gamma_{0,7}$, wird im HS-Small-Modell die in Abb. 10 rechts dargestellte modifizierte Abnahmebeziehung nach Hardin-Drnevich im Bereich der kleinen Dehnungen aktiviert.

Die prinzipielle Wirkungsweise des Hardening-Soil-Modells ist in Abb. 9 dargestellt.

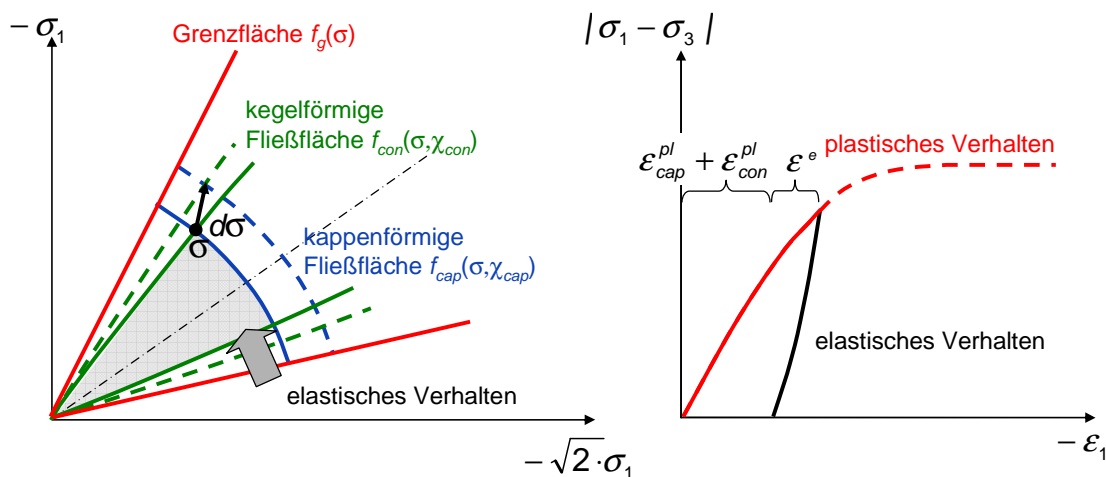


Abb. 9: Wirkungsweise des Hardening-Soil-Modells

Beim Hardening-Soil-Modell werden insgesamt 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. 9). Für Belastungsrichtungen, die in den in Abb. 9 grau dargestellten Bereich führen, gilt nichtlinear elastisches Verhalten. Alle 4 Arten des Steifigkeitsverhaltens sind spannungsabhängig.

Das Hardening-Soil-Modell erfordert die in Tab. 1 angegebenen ersten 8 maßgeblichen Materialparameter (3 Festigkeitsparameter, 5 Steifigkeitsparameter).

Felsuntergrund-, Talschotter- und Bauteilparameter wurden auf Grundlage des geotechnischen Gutachtens und Erfahrungen aus vorangegangenen Berechnun-

gen festgelegt. Für den Dammkörper die Wichte $\gamma = 21,4 \text{ kN/m}^3$ und für den Felsuntergrund die Wichte $\gamma = 23 \text{ kN/m}^3$ angesetzt.

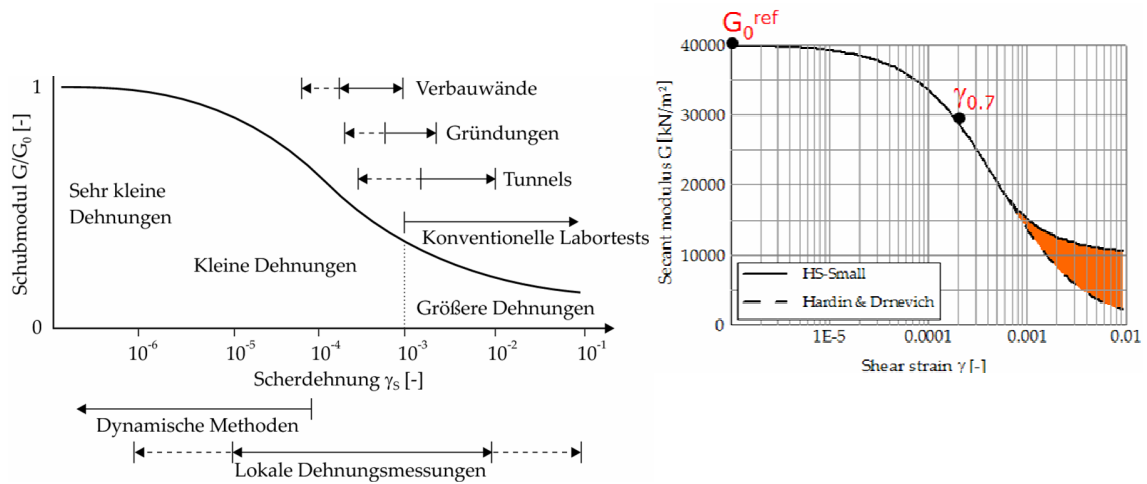


Abb. 10: Abnahme des Schubmoduls in Abhängigkeit der Schubdehnung (links), Beispiel nach Hardin-Drnevich und im HS-Small-Modell (rechts)

Zur Modellierung des Dammkörpers mit dem HS-Small-Modell wurden die in Tab. 1 dargestellten Materialparameter angesetzt.

Tab. 1: Materialparameter des HS-Small-Modells

Verzahnungsfestigkeit c_{ref}	[kN/m ²]	10
Reibungswinkel φ	[°]	41
Dilatanzwinkel ψ	[°]	6
Steifigkeit bei ödometrischer Erstbelastung E_{oed}^{ref}	[kN/m ²]	30000
Sekantensteifigkeit im Standardtriaxialversuch E_{50}^{ref}	[kN/m ²]	30000
Steifigkeit bei Ent- und Wiederbelastung E_{ur}^{ref}	[kN/m ²]	90000
Steifigkeitsexponent m	[-]	0,6
Poissonzahl bei Ent- und Wiederbelastung ν_{ur}	[-]	0,2
Schubmodul bei sehr kleinen Dehnungen G_0	[kN/m ²]	375000
Scherdehnung bei $G_s = 0,722 \cdot G_0$ $\gamma_{0.7}$	[m]	0,0001

Materialdämpfung

Einen wesentlichen Einfluss auf die Berechnung haben die Dämpfungseigenschaften der verwendeten Materialien. In PLAXIS besteht die Möglichkeit eine Rayleigh-Dämpfung zu berücksichtigen.

Das HS-Small-Modell erzeugt jedoch selbst Materialdämpfung, weil es hysteretisches Verhalten erfasst und folglich dämpft. Obwohl durch das HS-Small-Modell insgesamt vermutlich nur ein Teil der Energie dissipiert wird, kann – wie die folgenden Ergebnisse von Vergleichsberechnungen zeigen – auf eine Rayleigh-Dämpfung mit ihren vielen Abschätzungen und Annahmen insbesondere bei Nichtvorliegen von Laboruntersuchungen verzichtet werden.

Abb. 11 zeigt die während der dynamischen Berechnung des Steinschüttdammes im Erdbebenverlauf auftretenden Horizontalverschiebungen des Dammkörpers, die mit rayleigh-gedämpftem Hardening-Soil-Dammkörper, mit rayleigh-gedämpften HS-Small-Dammkörper und mit ungedämpftem HS-Small-Dammkörper berechnet worden sind. Es wird deutlich, dass die Verschiebungsantworten des ungedämpften HS-Small-Dammkörpers geringer sind als die Verschiebungsantworten des rayleigh-gedämpften Hardening-Soil-Dammkörpers und dass die Verschiebungsantworten des rayleigh-gedämpften HS-Small-Dammkörpers und ungedämpftem HS-Small-Dammkörpers ähnlich sind.

Diese Vergleichsberechnungen zeigen, dass bei Verwendung des HS-Small-Modells auf eine Rayleigh-Dämpfung verzichtet werden kann.

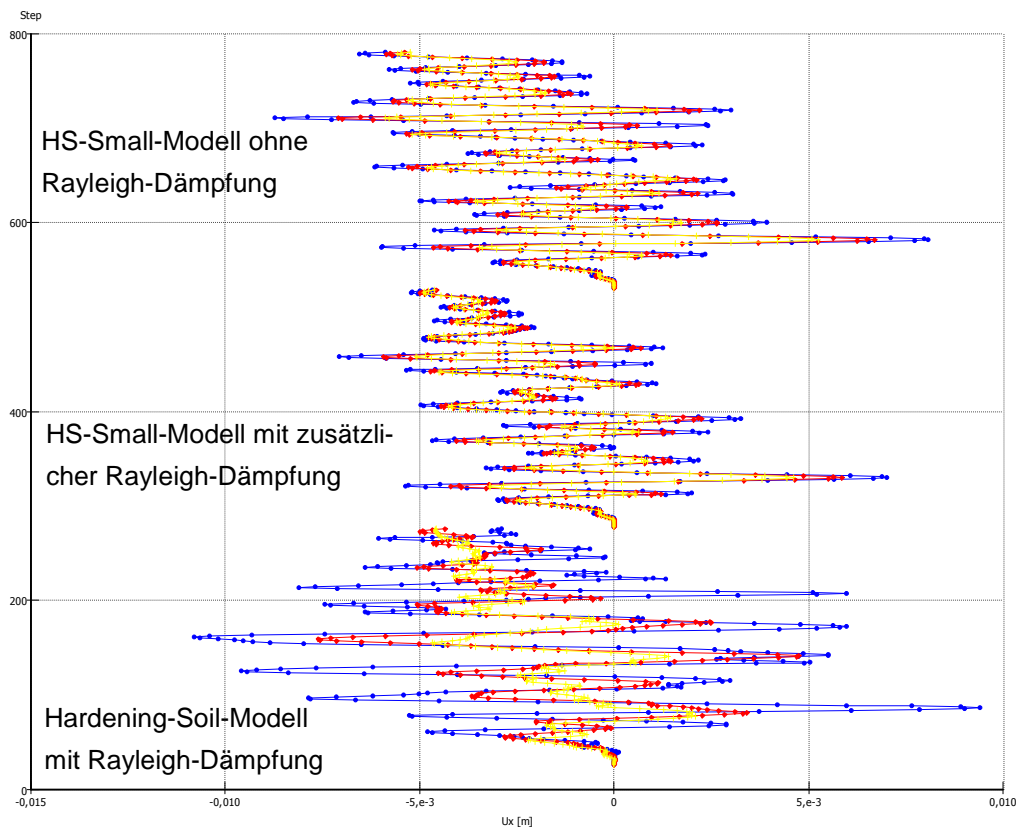


Abb. 11: Dämpfungsvergleich HS-Modell und HS-Small-Modell, Horizontalverschiebung je Rechenschritt

Auswertung der Berechnung

Da eine dynamische Berechnung in viele einzelne Berechnungsschritte unterteilt ist und jeder einzelne Berechnungsschritt ausgewertet werden kann, empfiehlt es sich die auszuwertenden Berechnungsschritte vorher einzugrenzen. Hierzu besteht in PLAXIS die Möglichkeit, aus einzelnen Berechnungsschritten Animationen der auszuwertenden Ausgabegrößen zu erzeugen, um die maßgebenden Belastungssituationen feststellen zu können. Für das Berechnungsbeispiel mit HS-Small-Dammkörper ohne Dämpfung wurden u. a. die „plastic points“, die relativen Schubspannungen und das verformte FE-Netz animiert. Auf diese Weise lassen sich die Berechnungsschritte, in denen große Bereiche des Dammkörpers plastifizieren oder lokale Bereiche versagen, identifizieren (siehe Abb. 12 bis Abb. 14).

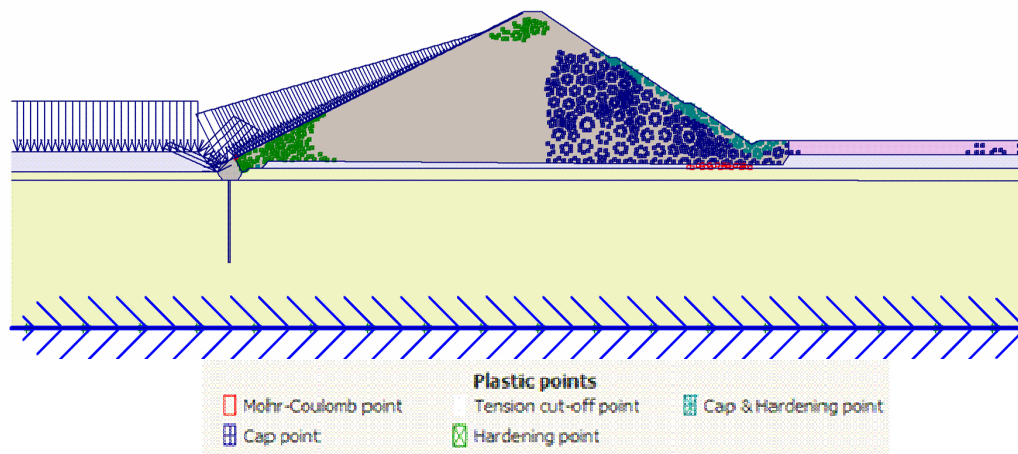


Abb. 12: "plastic points" eines ausgewählten Zeitschrittes

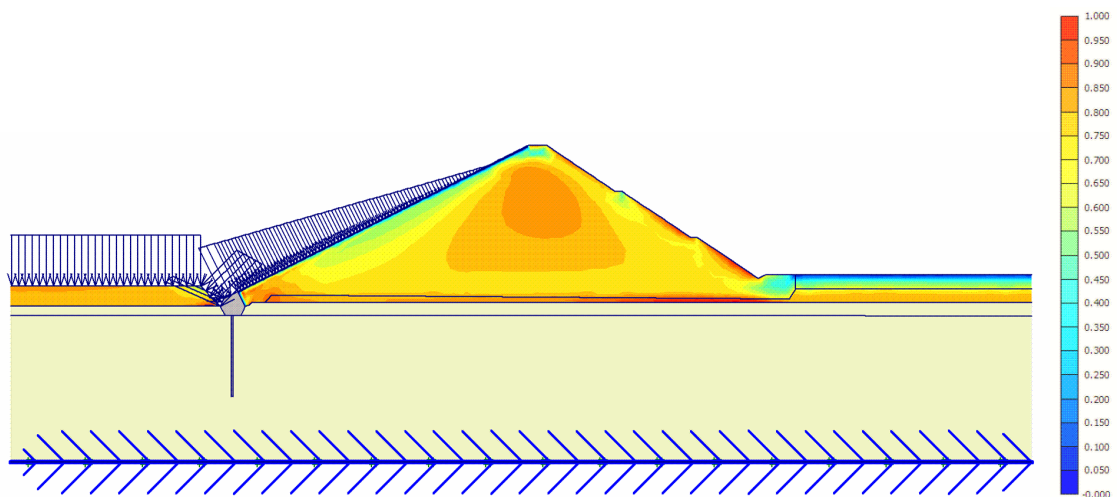


Abb. 13: Relative Schubspannungen während eines ausgewählten Zeitschrittes

Für das untersuchte Berechnungsbeispiel konnten folgende Sachverhalte festgestellt werden:

- Die Außendichtung versagt nicht bei dem angenommenen Bemessungserdbeben (nur punktuell Plastifizieren der Außendichtung am wasserseitigen Dammfuß durch Erreichen des Mohr-Coulomb-Kriteriums) (siehe Abb. 12).
- 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. 13)
- Es bilden sich bei dem angenommenen Bemessungserdbeben keine gleitkörperähnlichen oder großflächigen Versagensbereiche aus (siehe Abb. 14).

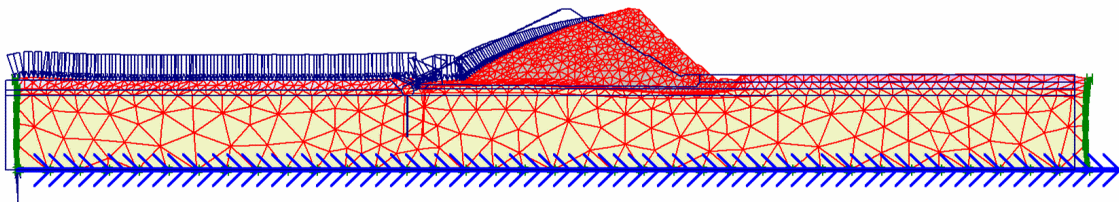


Abb. 14: Verformtes FE-Netz, überhöht dargestellt

Abb. 14 zeigt das verformte FE-Netz bei maximaler Kronenauslenkung. 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, Böschungsmite, luftseitig 0,65 cm, Dammsohle 0,59 cm.

Weiterführende Untersuchungen und Vergleichsberechnungen wurden von Mey & von Wolffersdorff (2008) vorgenommen.

3.3 Standsicherheitsuntersuchungen

Phi-C-Reduktion

Bei Anwendung der FEM kann die Standsicherheit durch die so genannte Phi-C-Reduktion ermittelt werden, wobei hierzu in der Regel das linear-elastische, ideal-plastische 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.

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 Gleitkör-

per. Für das Berechnungsbeispiel wurden mit der Phi-C-Reduktion 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. 15 zeigt den Versagensmechanismus bei Berücksichtigung der effektiven Horizontalbeschleunigung.

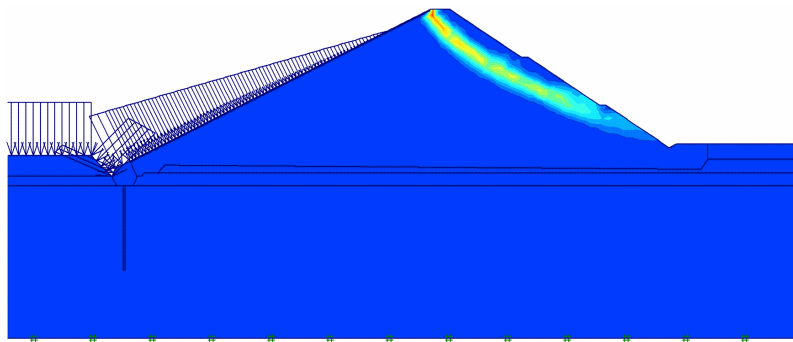


Abb. 15: Scherfuge aus einer Phi-C-Reduktion bei Berücksichtigung der effektiven Horizontalbeschleunigung, Sicherheitsfaktor 1,61

Dynamische Berechnungen mit vorweggenommener reduzierter Scherfestigkeit

Es wurden auch Standsicherheitsbetrachtungen direkt mittels dynamischer Berechnungen durchgeführt, indem hierfür die Scherfestigkeit des Dammkörpers vorab unterschiedlich stark im Rahmen des HS-Small-Modells reduziert wurde. Der Bereich von möglichen Abminderungsfaktoren kann anhand von vorab durchgeführten Phi-C-Reduktionen ermittelt werden. Die dynamischen Berechnungen wurden schließlich mit unterschiedlichen Scherparametern $\tan \varphi$ und c , 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. 16 sind potentielle Scherfugen zu verschiedenen Zeitpunkten der dynamischen Berechnung dargestellt.

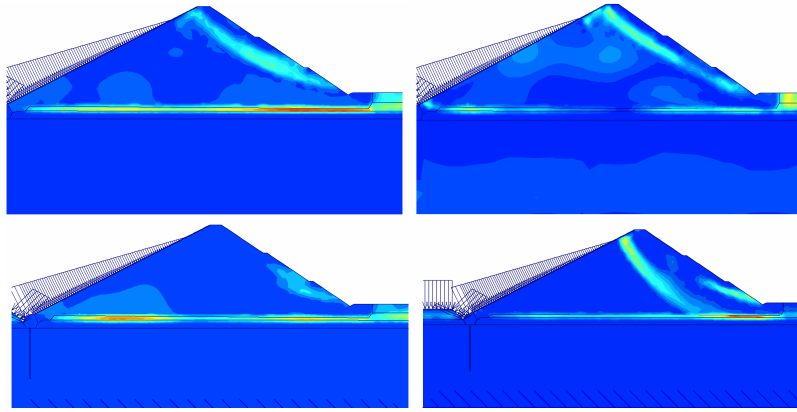


Abb. 16: Potentielle Scherfugen bei einem Abminderungsfaktor der Scherfestigkeit von 1,5 für 4 ausgewählte Zeitschritte der dynamischen Berechnung

Die vorgelegten Berechnungen haben gezeigt, dass von einer Sicherheitsreserve von mindestens 50 % ausgegangen werden kann. Diese Sicherheitsreserve entspricht einem globalen Standsicherheitsbeiwert von $\eta = 1,5$. Sie ist bei dem verwendeten Berechnungsbeispiel etwas geringer als die anhand von Standsicherheitsberechnungen mit statischen Ersatzlasten ermittelte Sicherheitsreserve.

Vorgehensweise für einen Nachweis der Erdbebensicherheit auf der Grundlage dynamischer Berechnungen

Im Ergebnis der durchgeführten dynamischen Berechnungen mit vorweggenommener reduzierter Scherfestigkeit wird folgender Ablauf für einen auf dynamischen Berechnungen basierenden Nachweis der Erdbebensicherheit (Standsicherheit bei seismischen Einwirkungen) vorgeschlagen:

1. Durchführung von statischen FE-Berechnungen mit Phi-C-Reduktionen zur Ermittlung des maximalen Abminderungsfaktors für die Scherparameter $\tan \varphi$ und c .
2. Vorgabe des Abminderungsfaktors für die Scherparameter $\tan \varphi$ und c .
3. Durchführung von dynamischen FE-Berechnungen mit reduzierten Scherparametern $\tan \varphi$ und c bei Verwendung eines Stoffgesetzes mit Small-Strain-Stiffness-Effekt.
4. Untersuchungen bzw. Überprüfungen von Versagenszonen im Dammkörper aus den Ergebnissen der dynamischen Berechnungen.
5. Festlegung des maßgeblichen Abminderungsfaktors bzw. Standsicherheitsbeiwertes bei Feststellung von durchgängigen Versagenszonen bzw. Scherfugen aus den Ergebnissen der dynamischen Berechnungen, ansonsten Wiederholung des 2. bis 4. Schrittes.

4 Schlussbemerkungen

Die Erläuterungen zum Scherfestigkeitsverhalten von nichtbindigen und bindigen Böden sowie von Steinschüttmaterialien haben gezeigt, dass in vielen Fällen bei Standsicherheitsuntersuchungen von Erdbauwerken aus künstlich aufgetragenen oder gewachsenen Lockergesteinen oder von Dammbauwerken aus Steinschüttmaterialien die Kohäsion bzw. die Verzahnungsfestigkeit nicht aus Sicherheits-erwägungen vermindert bzw. vernachlässigt werden sollte.

Entsprechende Vergleichsberechnungen haben ergeben, dass sich bei vermindertem Ansatz bzw. bei Vernachlässigung der Verzahnungsfestigkeit zwar geringere Maße für die Standsicherheit, jedoch unzutreffende Gleitflächen mit zu geringem Gefährdungspotenzial ergeben können. Stattdessen ist sinnvoll, in Anlehnung an die deutsche Wasserbaunorm DIN 19700 Teil 11 bei Vorhandensein von Kohäsion die erforderliche Sicherheit zu erhöhen.

Es konnten die wesentlichen Vorteile von dynamischen Berechnungen im Zeitschrittverfahren mittels FEM gezeigt werden, wobei ein realitätsnaher Ansatz der Verzahnungsfestigkeit hierfür eine wichtige Voraussetzung ist. 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 dem ohne zusätzliche Dämpfung dynamische Aufgabenstellungen in der Geotechnik realitätsnah berechnet werden können.

Auf der Grundlage von dynamischen Berechnungen (Zeitschrittverfahren) mit vorweggenommener reduzierter Scherfestigkeit können standsicherheitsrelevante Versagenszonen, Scherfugen oder Gleitflächen festgestellt werden. Es wird schließlich ein darauf aufbauender Ablauf für einen auf dynamischen Berechnungen basierenden Nachweis der Erdbebensicherheit (Standsicherheit bei seismischen Einwirkungen) vorgeschlagen und zur Diskussion gestellt.

Es besteht dringender Forschungsbedarf, um die Anwendbarkeit von Stoffmodellen mit Small-Strain-Stiffness-Effekt für dynamische Berechnungen ausreichend klären zu können und um geeignete Strategien bzw. Algorithmen für Standsicherheitsnachweise, die auf dynamischen Berechnungen beruhen, zu entwickeln.

5 Literaturverzeichnis

- Benz, T. (2007)
Small-strain stiffness of soils and its numerical consequences, Mitteilung 55, Institut für Geotechnik, Universität Stuttgart
- DIN 19700-10:2004-07 (2004)
Stauanlagen – Teil 10: Gemeinsame Festlegungen, Beuth Verlag, Berlin
- DIN 19700-11:2004-07 (2004)
Stauanlagen – Teil 11: Talsperren, Beuth Verlag, Berlin
- DIN EN 1998:2006 (2006)
Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben, Beuth Verlag, Berlin
- DIN 4149:2005-04 (2005)
Bauten in deutschen Erdbebengebieten – Lastannahmen, Bemessung und Ausführung üblicher Hochbauten, Beuth Verlag, Berlin
- Merkblatt ATV-DVWK-M 502 (2002)
Berechnungsverfahren für Staudämme – Wechselwirkung zwischen Bauwerk und Untergrund, Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall
- ICOLD, Bulletin 52 (1986)
Earthquake analysis procedures for dams – State of the Art, 1986
- Kupka, M.; Herle, I.; Arnold, M. (2009)
Advanced calculations of safety factors for slope stability, International Journal of Geotechnical Engineering (2009) 3, S. 509 – 515
- Mey, A.; von Wolffersdorff, P.-A. (2008)
Die Bedeutung der Stoffmodelle für dynamische Berechnungen zur Standsicherheit von Staudämmen mit der Finite-Elemente-Methode, Kolloquium "Bodenmechanik, Grundbau und bergbauliche Geotechnik" anl. 75. Geburtstag Prof. Förster, TU Bergakademie Freiberg, Veröffentl. Inst. Geotechnik 2008, S. 111 – 133
- Mey, A.; von Wolffersdorff, P.-A. (2008)
Standsicherheitsnachweise für Staudämme bei Erdbebenbeanspruchung mit der Finite-Elemente-Methode, 6. Kolloquium Bauen in Boden und Fels, Technische Akademie Esslingen, Tagungshandbuch 2008, Hrsg. H. Schad, S. 133 – 146, Ostfildern 2008
- PLAXIS b.v. (2006)
PLAXIS Version 8, Dynamics Manual, Balkema

Autor:

Vorname, Name: Peter-Andreas von Wolffersdorff

Titel: Priv. Doz. Dr.-Ing. habil

Firma, Abteilung: BAUGRUND DRESDEN Ingenieurgesellschaft mbH

Adresse: Paul-Schwarze-Straße 2, 01324 Dresden, Deutschland

Tel: +49 (0) 351 8 24 13 50

Fax: +49 (0) 351 8 03 07 86

mail: info@baugrund-dresden.de

internet: www.baugrund-dresden.de

Nicht Zutreffendes bitte löschen:

Teilnahme: ja

Vortragender: ja