

# Physikalische Modellierung von Kolkprozessen

DR.-ING. BERND ETTMER, LEICHTWEISS-INSTITUT FÜR WASSERBAU (LWI), TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG

## 1 Einführung

Die physikalische Modellierung eines hydraulisch-sedimentologischen Transportprozesses beinhaltet nach wie vor zahlreiche Schwierigkeiten. Während die Übertragung der Strömungseigenschaften für physikalische Modelle mit fester Sohle und freier Wasserspiegellage zumeist ausreichend nach dem *Froude'schen* Ähnlichkeitskriterium [ $Fr_N = Fr_M$ ] erfolgen kann, muss bei hydraulisch-sedimentologischen Modellen zudem eine Übertragung der sedimentologischen Vorgänge erfolgen.

Ziel dabei ist es, die außerordentlich komplexen Strömungs- und Transportprozesse einer Zweiphasenströmung so zu erfassen, dass die im Modell gewonnenen Ergebnisse auf die Naturverhältnisse übertragen werden können, u. a. [Yalin 1959/71], [Günzel 1964], [Breusers 1966], [Dietz 1969], [Westrich/Kobus 1976], [Kobus 1978], [Dorer 1984], [Mertens 1987/2003], [Dietz 1994].

Insbesondere wenn bereits in der Natur feines Sediment vorliegt, wie bspw. in Flachlandflüssen, kann eine geometrische Verkleinerung auf ein Modellsediment nicht ohne weiteres erfolgen. Eine geometrische Verkleinerung des Naturmaterials würde für das Modellsediment bedeuten, dass der Bereich der voll ausgebildeten Rauheitsströmung um das Korn verlassen wird und die Sohlenmaterialien im *Shields*-Diagramm im hydraulisch glatten oder Übergangsbereich liegen, wo mit einem Einfluss der Zähigkeit auf die experimentellen Untersuchungen zu rechnen ist. Zudem unterliegen zu feine Modellsedimente Adhäsions- und Kohäsionskräften, die im Naturmaterial kein Äquivalent haben und eine maßstäbliche Verkleinerung ausschließen, [Dietz 1976], [Mertens 2002].

Oftmals wird deshalb als Modellsediment ein spezifisch leichteres Material gewählt (bspw. Kunststoffgranulat o. ä.), das bei einer geringeren spezifischen Dichte zumeist einen größeren Korndurchmesser aufweist und somit bereits bei geringem Strömungsangriff in Bewegung gelangt.

Obwohl bereits zahlreiche Untersuchungen mit spezifisch leichten Modellmaterialien durchgeführt wurden, zeigt sich, dass trotz aller Bemühungen der modernen Forschung die physikalisch außerordentlich komplexen hydraulisch-sedimentologischen Transportprozesse nur mit Einschränkungen zu quantifizieren sind, [Mertens 2002].

Nach wie vor setzt die Modellierung eines hydraulisch-sedimentologischen Prozesses entsprechende Erfahrung voraus und die im Modell gewonnenen Ergebnisse sind häufig auf qualitative Aussagen beschränkt, wie beispielsweise bei der Prognose von Kolkprozessen im Unterwasser von Wehranlagen, vgl. Bild 1. Um die Interaktionen zwischen der Hydraulik und dem Sediment besser verstehen zu können, wurden am Leichtweiß-Institut für Wasserbau (LWI) Grundlagenuntersuchungen zu Kolkprozessen mit verschiedenen Sohlenmaterialien, u. a. mit Kunststoffgranulaten, durchgeführt.



Bild 1: Kolkprozess im Unterwasser der Wehranlage Döhrener Wolle, Hannover, physikalisches Modell mit beweglicher Sohle, LWI, 2002

Am Beispiel eines Kolkprozesses im Unterwasser einer Wehranlage werden nachfolgend die wesentlichen Ergebnisse vorgestellt. Die Modellierung der Prozesse erfolgte über zwei dimensionslose Größen, dem sedimentologischen Durchmesser  $D^*$  und die neu definierte kornbezogene Widerstandszahl  $X_g$ . Die aus der Modellierung abgeleiteten ähnlichkeitstheoretischen Erkenntnisse sowie die Bedeutung der kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  werden nachfolgend diskutiert.

## 2 Theoretische Grundlagen

### 2.1 Kornbezogene Froude-Zahl $Fr_g$ und kornbezogene Reynolds-Zahl $Re_g$

Gegenüber dem stationär gleichförmigen Fließverhalten von Gerinneströmungen besteht bei lokalen Erosionsprozessen zunächst die Schwierigkeit darin, geeignete Kennzahlen zu bestimmen, mit denen die wesentlichen Vorgänge der hydraulisch-sedimentologischen Interaktionen im Kolkloch beschrieben werden können. Im Kolkloch liegen ausgeprägt instationär-ungleichförmige Fließverhältnisse vor.

Die Sohlschubspannungsgeschwindigkeit  $v_o^*$  [mit:  $v_o^* = (\tau_o/\rho_w)^{0,5} = (g R I)^{0,5}$ ], die in der Feststoff-Froude-Zahl  $Fr^*$  [mit:  $Fr^* = v_o^{*2}/\rho' g d_{ch}$ ] und der Feststoff-Reynolds-Zahl  $Re^*$  [mit:  $Re^* = v_o^* d_{ch}/\nu$ ] enthalten ist, ist unter diesen Randbedingungen ein ungeeigneter hydraulischer Parameter. Mit der Wassertiefe  $h$  bzw. dem hydr. Radius  $R$  und dem Gefälle  $I$  sind in  $v_o^*$  zwei Größen enthalten, die zwar bei stationär gleichförmiger Gerinneströmung einfach zu bestimmen sind, für den lokalen Kolkprozess unter instationär-ungleichförmigen Randbedingungen jedoch nicht zu ermitteln sind.

Mit  $v_o^*$  liegt eine Größe vor, die zur Beschreibung des Auskolkungsvorgangs wenig geeignet ist. Vielmehr lässt sich der lokale Strömungsangriff direkter durch die Fließgeschwindigkeit  $v$  beschreiben, [Dietz 1969], [Zanke 1978] und [Rajaratnam 1981]. Anstelle der Feststoff-Froude-Zahl  $Fr^*$ , wird dabei die kornbezogene Froude-Zahl  $Fr_g$  eingeführt, wobei  $Fr_g$  proportional zur Relation von Strömungsangriff<sup>1</sup> des Korns und der widerstehenden Kraft des Unterwassergewichts des Korns ist.

$$Fr_g = \frac{v}{\sqrt{\rho' g d_{ch}}} \sim \frac{\rho v^2}{(\rho_F - \rho) g d_{ch}} \sim \frac{\rho v^2 d_{ch}^2}{(\rho_s - \rho) g d_{ch}^3} \quad (1)$$

$$Fr_g \sim \frac{\text{Strömungsangriff}}{\text{UW-Gewicht des Sedimentkorns}}$$

Ähnlich wie die Feststoff-Froude-Zahl  $Fr^*$  als wesentliche Transportgröße für den Sedimenttransport herangezogen wird, wird die kornbezogene Froude-Zahl  $Fr_g$  als wesentliche Transportgröße bei lokalen Kolkprozessen verwendet, [Rajaratnam 1981], [Hassan/Narayanan 1985], [Johnston 1990]. Ein beliebiger physikalischer Prozess  $\Pi_A$  des Erosionsprozesses kann somit im hydraulisch rauen Bereich über

$$\Pi_A = \lambda_1 (Fr_g) \quad (2)$$

beschrieben werden. Eine Beschreibung der Erosionsprozesse im hydraulischen Übergangsbereich erfordert zudem die Berücksichtigung der Zähigkeit des Fluids über die kornbezogene Reynolds-Zahl  $Re_g$

$$Re_g = \frac{v d_{ch}}{\nu} = \frac{v d_{ch}}{\frac{\mu}{\rho}} \sim \frac{\rho v^2 d_{ch}^2}{\mu} \quad (3)$$

$$Re_g \sim \frac{\text{Strömungsangriff}}{\text{Zähigkeitskraft}}$$

Der im Nenner von  $Re_g$  enthaltene Term  $(v d \mu)$  wird als Zähigkeitskraft bezeichnet, [Schlichting 1965], [Oertel 2002]. Unter Berücksichtigung der kornbezogenen Reynolds-Zahl ergibt sich

$$\Pi_A = \lambda_2 (Fr_g, Re_g) \quad (4)$$

<sup>1</sup> Der Strömungsangriff entspricht der physikalischen Bedeutung nach der Trägheitskraft

## 2.2 Sedimentologischer Durchmesser $D^*$ und kornbezogene Widerstandszahl $X_g$

Wie bereits [Dietz 1969] feststellte, kann der Bewegungsbeginn von natürlichen und künstlichen Sohlenmaterialien über den sedimentologischen Durchmesser  $D^*$  erfasst werden.  $D^*$  ist über den Quotienten  $Re^{*2}/Fr^*$  definiert bzw. hier mit  $v$  anstelle von  $v_o^*$  über den Quotienten  $Re_g^2/Fr_g^2$  und beinhaltet neben den sedimentologischen Kenngrößen  $\rho_F$  und  $d_{ch}$ , die Kenngrößen des Fluids Dichte  $\rho$  und kinematische Zähigkeit  $\nu$  sowie die Erdbeschleunigung  $g$ .  $D^*$  kann dementsprechend auch als materialspezifische Kennzahl bezeichnet werden.

$$D^* = \frac{Re^{*2}}{Fr^*} = \frac{v_o^{*2} d_{ch}^2}{v_o^{*2}} = \frac{\rho' g d_{ch}^3}{v^2} = \left( \frac{\rho' g}{v^2} \right)^{1/3} d_{ch} \quad (5)$$

Durch eine weitere dimensionsanalytische Umformung ( $Re_g/Fr_g^2$ ) wird zudem die neue dimensionslose Kennzahl  $X_g$ , die nachfolgend als kornbezogene Widerstandszahl bezeichnet wird, eingeführt. Ziel ist es in  $X_g$  alle maßgeblichen Größen einzubringen, mit denen die hydraulisch-sedimentologische Interaktion erfasst werden kann.

$$\Pi_A = \lambda_3 \left( \frac{Fr_g^2}{Re_g^2}, \frac{Re_g}{Fr_g} \right) = \lambda_3 (D^*; X_g) \quad (6)$$

$X_g$  enthält die Materialeigenschaften des Sediments (charakteristischer Korndurchmesser  $d_{ch}$  und Feststoffdichte  $\rho_F$ ), die Materialeigenschaften des Fluids (kinematische Viskosität  $\nu$  und Dichte  $\rho$ ) sowie die Erdbeschleunigung  $g$  und die Fließgeschwindigkeit  $v$ .

$$X_g = \frac{Re_g}{Fr_g^2} = \frac{v d_{ch}}{\frac{\nu}{v}} = \frac{\rho' g d_{ch}^2}{\rho \nu v} \quad (7)$$

Die physikalische Bedeutung von  $X_g$  wird deutlich, wenn der Bruch mit  $d_{ch}$  und  $\rho$  erweitert wird

$$X_g = \frac{\rho' g d_{ch}^2}{\rho \nu v} = \frac{\rho' g d_{ch}^3}{\nu d_{ch} \frac{\mu}{\rho}} = \frac{(\rho_F - \rho) g d_{ch}^3}{\nu d_{ch} \mu} \quad (8)$$

$$X_g \sim \frac{\text{UW-Gewicht des Sedimentkorns}}{\text{Zähigkeitskraft}}$$

$X_g$  ist proportional zum Unterwassergewicht des Sedimentkorns und einer zähigkeitsbehafteten Trägheitskraft. Beide Größen sind in den Kräfteverhältnissen der kornbezogenen Froude-Zahl  $Fr_g$  und der kornbezogenen Reynolds-Zahl  $Re_g$  enthalten. Während das

Unterwassergewicht des Sedimentkornes die widerstehende Kraft in der kornbezogenen Widerstandszahl darstellt, ist die zähigkeitsbehaftete Trägheitskraft die antreibende Komponente.

Mit Gl. 6 liegt somit eine dimensionsanalytische Umformung vor, mit der eine beliebige physikalische Zielgröße des lokalen Erosionsprozesses im hydraulischen Übergangsbereich erfasst werden kann.

Zur Anwendung dieses Ansatzes auf den Erosionsprozess an einem Bauwerk muss der Einfluss charakteristischer Bauwerkselemente auf die lokalen Strömungsverhältnisse eingearbeitet werden. Erst damit kann dann Gl. 6 auf einen konkreten Fall angewendet werden.

### 2.3 Bauwerksparemeter

Abhängig vom Bauwerkstyp (bspw. Brücke, Buhne, Wehr) beeinflussen unterschiedliche Bauwerksparemeter den Kolkprozess, vgl. Bild 2. Am Beispiel eines Kolkprozesses im Unterwasser einer Wehranlage mit dem Abflussvorgang des unterströmten Schützes wird dieses konkretisiert. Die maßgeblichen Bauwerksparemeter sind:

- $l$  [m] Länge der befestigten Sohle [m]
- $s$  [m] Absturzhöhe des Wehrvorbodens [m]
- $a$  [m] Schützöffnung

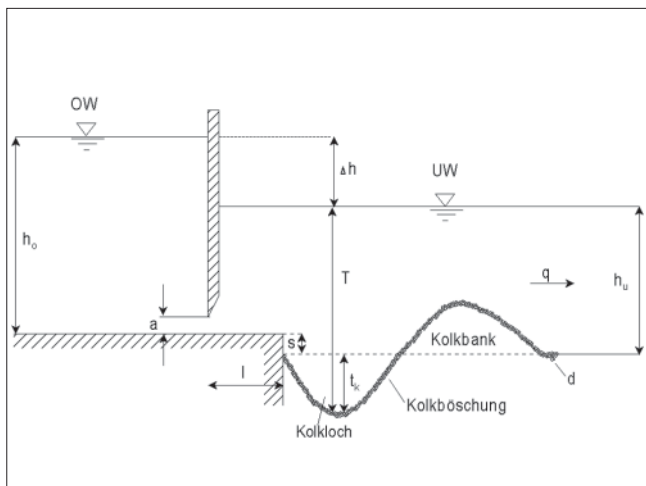


Bild 2: Definitionsskizze

Die Parameter besitzen einen unterschiedlichen Einfluss auf den Erosionsprozess; nachfolgend wird dieser Einfluss erläutert:

Länge der befestigten Sohle  $l$ :

Nach [Shalash 1959] wird der Einfluss der befestigten Sohle auf den Kolkprozess erst ab einer charakteristischen Länge  $l$  spürbar. Diese mit  $l_{\min}$  bezeichnete Strecke kann aus der Beziehung  $l_{\min} = 1,5 \Delta h$  ermittelt werden. Für  $l < l_{\min}$  ist der Einfluss der befestigten Sohle auf den Kolkprozess vernachlässigbar. Nach [Dietz

1973] zeigte sich sogar, dass grundsätzlich nur eine schwache Abnahme in der Kolktiefe festzustellen ist, wenn die Befestigungslänge zunimmt. Der Einfluss der Befestigungslänge  $l$  auf die Kolktiefe kann daher als eher gering angesehen werden, insbesondere dann, wenn die Rauheit der Befestigungsstrecke klein ist.

Absturzhöhe des Wehrvorbodens  $s$ :

Liegt die Gewässersohle im Unterwasser tiefer als diejenige des Oberwassers, so wird nach [Shalash 1959] die Abflussform im Unterwasser der Wehranlage beeinflusst. Grundsätzlich stellte Shalash fest, dass unter ansonsten gleichen Randbedingungen die Kolktiefe mit zunehmender Absturzhöhe  $s$  abnimmt. Der Einfluss auf den Kolkprozess beginnt jedoch erst bei einer Absturzhöhe  $s_{\min} = 0,3 \Delta h$ . D. h. für  $s_{\min} < 0,3 \Delta h$  ist kein Einfluss auf den Kolkprozess feststellbar.

Schützöffnung  $a$ :

Die Schützöffnung  $a$  ist der maßgebliche Bauwerksparemeter für unterströmte Stauanlagen. Sie wird zumeist als dimensionslose Größe  $\max. t_k/a$  verwendet. Der Quotient  $\max. t_k/a$  wird als relative Kolktiefe bezeichnet, [Rajaratnam 1981]. Die Schützöffnung  $a$  bestimmt die Stärke des Abflusses und ist damit die wesentliche Steuerungsgröße mit der die Fließgeschwindigkeit des Abflusses beeinflusst werden kann.

Der Einfluss der drei Bauwerksparemeter auf den Kolkprozess ist sehr unterschiedlich. Die Bedeutung der Schützöffnung  $a$  für den Erosionsprozess ist erheblich und muss in der weiteren Betrachtung berücksichtigt werden. Der Einfluss der Befestigungsstrecke  $l$  kann – insbesondere für  $l < l_{\min}$  – vernachlässigt werden. Die nachfolgenden experimentellen Untersuchungen wurden deshalb mit  $l < l_{\min}$  durchgeführt, ebenso wurde die Absturzhöhe  $s$  aus den nachfolgenden Betrachtungen ausgeschlossen, indem die Untersuchungen mit  $s = 0$  durchgeführt wurden.

Erwähnt werden muss bei Strömungsvorgängen hinter dem unterströmten Schütz noch die Unterwassertiefe  $h_u$ . Hinter dem unterströmten Schütz treten unterschiedliche Abflussformen auf, die u. a. durch unterschiedliche Unterwassertiefen hervorgerufen werden, [Whittaker/Schleiss 1984]. Die für die Bauwerksbemessung maßgebenden Kolklöcher treten bei rückgestautem Abfluss und einem an der Sohle anliegenden Abflusstahl auf, [Ettmer 2004]. Im Allgemeinen wird bei einer Unterwassertiefe, die um ein Vielfaches größer ist als die Schützöffnung  $a$  ( $h_u \gg a$ ), davon ausgegangen, dass die Unterwassertiefe keinen Einfluss auf den Kolkprozess ausübt, [Karim/Ali 2000]. D. h. bei einer großen Überdeckung der Schützöffnung durch das Unterwasser beeinflusst die Unterwassertiefe den Kolkprozess nicht.

Aus diesen Gründen wurden die Untersuchungen mit hohen Unterwasserständen ( $h_u \gg a$ ) bei rückgestautem Abfluss mit dem an der Sohle anliegenden Abflussstrahl durchgeführt.

### 2.4 Funktionaler Zusammenhang

Für den funktionalen Zusammenhang nach Gl. (6) bedeuten die obigen Ausführungen, dass als einzige Bauwerksgröße die Schützöffnung  $a$  berücksichtigt wird.

Die Zielgröße der nachfolgenden Untersuchungen ist die maximale Kolktiefe  $\max. t_k$ , weshalb der  $\Pi$ -Parameter zu  $\max. t_k/a$  definiert wird. Mit Gl. (9) liegt nun für das unterströmte Schütz ein funktionaler Zusammenhang vor, mit dem für beliebige Sohlenmaterialien im Zähigkeitsbeeinflussten Bereich die maximale Kolktiefe beschrieben werden kann.

$$\frac{\max. t_k}{a} = \psi_1(D^*, X_g) \quad (9)$$

Auch andere geometrische Zielgrößen, wie bspw. die Länge des Kolkloches oder die Höhe der Kolkbank, können mit Gl. (9) erfasst werden, d. h. die geometrische Zielgröße  $\max. t_k$  ist durch jede andere, die Kolkgeometrie betreffende Größe austauschbar.

Aber auch andere Bauwerke können über den obigen Ansatz grundsätzlich erfasst werden. Wird bspw. der Erosionsprozess an einem Brückenpfeiler untersucht muss die Schützöffnung  $a$  in Gl. (9) durch den Durchmesser des Brückenpfeilers  $D$  ersetzt werden. Im nachfolgenden wurde entsprechend der anfänglichen Fragestellung zur maximalen Kolktiefe der Ansatz nach Gl. (9) in experimentellen Untersuchungen überprüft.

## 3 Experimentelle Untersuchungen

### 3.1 Sohlenmaterialien

Ziel der experimentellen Untersuchungen war es, mit Gl. (9) den Einfluss von spezifisch leichten Sohlenmaterialien und den Einfluss der Zähigkeit auf den hydraulisch-sedimentologischen Prozess des Auskolkens zu erfassen.

Hierzu wurden die experimentellen Untersuchungen mit vier Versuchsmaterialien durchgeführt. Ausgewählt wurde das Kunststoffgranulat Acetalharz ( $d_m = 2,60$  mm,  $\rho = 1390$  kg/m<sup>3</sup>,  $D^* = 38$ ) sowie ein Grobsand mit einem mittleren Durchmesser  $d_{50} = 1,58$  mm und ebenfalls  $D^* = 38$ .

Weiterhin wurde das Kunststoffgranulat Polystyrol ( $d_m = 2,76$  mm,  $\rho = 1040$  kg/m<sup>3</sup>,  $D^* = 19$ ) und ein zweiter Grobsand mit einem mittleren Durchmesser  $d_{50} = 0,82$  mm,  $D^* = 19$  verwendet, vgl. Tabelle 1.

Kennzahlen	Acetalh.	Sand 1	Polyst.	Sand 2
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1390	2650	1040	2650
$d_{ch}$ [mm]	2,60	1,58	2,76	0,82
$D^*$ [1]	38	38	19	19

Tabelle 1: Kennwerte der Versuchsmaterialien

Die Körnungslinien der Quarzsande sind in Bild 3 dargestellt.

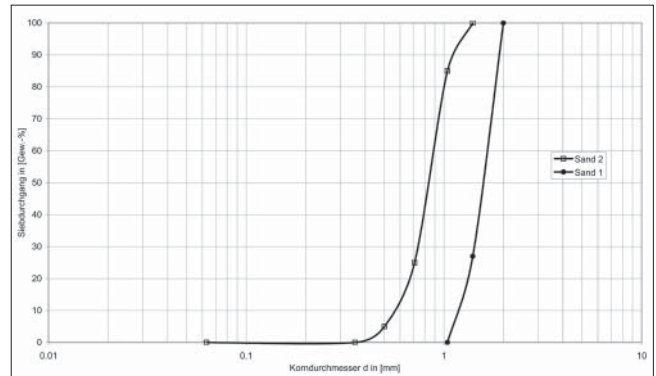


Bild 3: Körnungslinien der Versuchssande

Der Quarzsand 1 bestand nahezu aus einem Einkorn [Ungleichförmigkeit  $\sigma = (d_{84}/d_{16})^{0,5} = 1,15$ ], die Körnungslinie des Quarzsandes 2 mit einer Ungleichförmigkeit  $\sigma = 1,31$  besaß eine etwas ausgeprägtere Körnungslinie.

Die verwendeten Kunststoffgranulate bestanden aus Einkornmaterial. Die Kornform des Acetalharzes entsprach in etwa der natürlichen Kornform des Quarzsandes, vgl. Bild 4, die Kornform des Polystyrols war zylinderförmig, vgl. Bild 5.

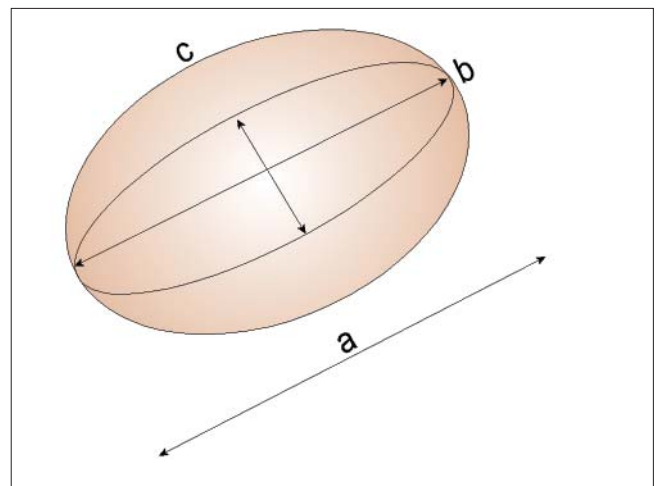


Bild 4: Kornform des Acetalharz-Granulats

Der Formfaktor  $FF = c/(a \cdot b)^{0,5}$  [mit  $a$  = längste Achse,  $b$  = mittlere Achse und  $c$  = kürzeste Achse] betrug für das Acetalharz  $FF = 0,84$ , für das Polystyrol  $FF = 0,75$  [natürliche Sedimente besitzen einen Formfaktor von  $FF \approx 0,7$  [ASCE, 1962]].

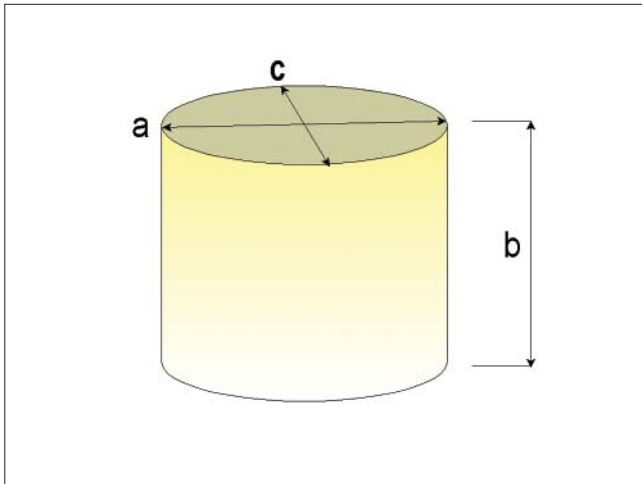


Bild 5: Kornform des Polystyrol-Granulates

### 3.2 Versuchsdurchführung

Die experimentellen Hauptuntersuchungen wurden in einer Versuchsrinne des Leichtweiß-Instituts für Wasserbau der TU Braunschweig durchgeführt. Die Versuchsrinne besaß verglaste Seitenwände und war 11 m lang, 0,30 m breit und 0,60 m tief, vgl. Bild 6.

Der Zufluss zur Versuchsrinne wurde mit einem induktiven Durchflussmesser (IDM) gemessen. Der Wasserstand wurde durch eine Wehrklappe am Ende der Rinne reguliert und mit einem verfahrbaren Pegel bestimmt.

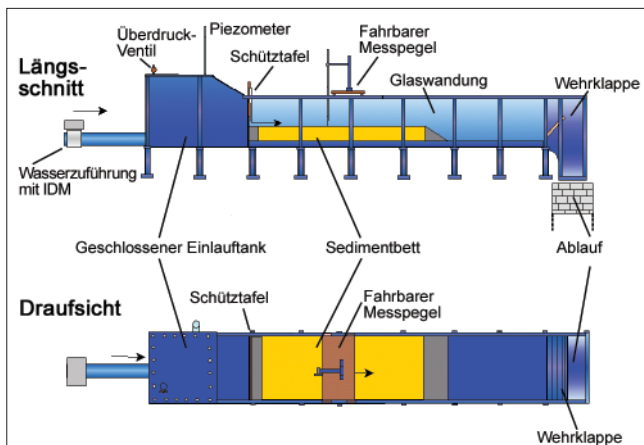


Bild 6: Versuchsaufbau für die Kolkversuche

Die Versuchsrinne besaß einen geschlossenen Einlauf tank. Dadurch war es möglich, auch Druckhöhen zu erzeugen, die die Tiefe der Rinne überschritten. Die Druckhöhe im Einlauf tank wurde in einem außen am Einlauf tank hochgeführten Piezometer gemessen.

Zwischen dem Einlauf tank und der Versuchsrinne wurde ein senkrecht montiertes Planschütz installiert, welches in der Vertikalen regulierbar war. Hinter dem Planschütz wurde ein Sedimentbett mit einer Länge von 2 m und einer Tiefe von 25 cm eingebaut.

Besondere Anforderungen wurden an die Messungen der Kolkgeometrie gestellt. Eine Messung der Kolkoberfläche während eines Kolkprozesses gestaltete sich schwierig, da durch die kontinuierliche Eintiefung des Kolkprozesses die Oberfläche ständigen Veränderungen unterlag.

Zudem lagen im Kolkloch erhebliche Sedimentkonzentrationen vor. Vorversuche ergaben, dass der Einfluss der Glaswand auf die Kolkgeometrie vernachlässigbar war und damit über die gesamte Rinnenbreite ein Kolkloch mit annähernd gleicher Kolkgeometrie vorlag.

Auf die Glaswand der Rinne wurde daraufhin von außen eine transparente Folie mit Abstandsraaster aufgebracht. Die Kolkformen wurden videometrisch erfasst und charakteristische Zeitpunkte während des Kolkprozesses auf das Abstandsraaster aufgetragen, vgl. Bild 7. Eine Überprüfung der Kolkgeometrien erfolgte zudem durch Messungen mit einem Stechpegel.

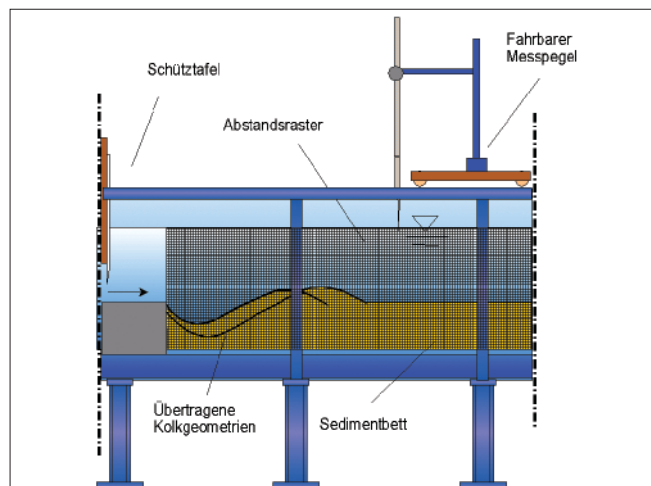


Bild 7: Messeinrichtungen zur Aufnahme der Kolkgeometrien

## 4 Ergebnisse

### 4.1 Ähnlichkeitstheoretische Betrachtungen

Hervorzuheben sind zunächst zwei Versuche, an denen exemplarisch die Ähnlichkeitstheoretischen Fragen erläutert werden können. Zum einen ein Kolkversuch mit Grobsand  $d_{50} = 1,58 \text{ mm}$ ,  $D^* = 38$  (nachfolgend Versuch 1) und ein Kolkversuch mit dem Kunststoffgranulat Acetalharz,  $d_m = 2,6 \text{ mm}$ , ebenfalls  $D^* = 38$  (nachfolgend Versuch 2). Die Eingangsdaten sind in Tabelle 2 zusammengestellt.

Beide Versuche besaßen identische Bauwerksabmessungen und den gleichen Unterwasserstand. Die Bauwerksabmessungen (Schützöffnung  $a$ , Schwellenhöhe  $s$  und die Vorbodenlänge  $l$ ) sowie die Unterwasserstände  $h_u$  von Versuch 1 und Versuch 2 standen damit in einem Verhältnis 1:1 zueinander.

	Versuch 1 Grobsand	Versuch 2 Acetalharz
<b>Bauwerksgeometrie</b>		
Schützöffnung a [m]	0,02	0,02
Schwellenhöhe s [m]	0	0
Vorbodenlänge l [m]	0,10	0,10
<b>Hydraulik</b>		
Abfluss Q [l/s]	4,7	3,0
Fließgeschw. <sup>1)</sup> v <sub>a</sub> [m/s]	0,77	0,49
Unterwassertiefe h <sub>u</sub> [m]	0,20	0,20
<b>Sediment</b>		
Sed. Durchmesser D* [1]	38	38
Feststoffdichte Δ <sub>F</sub> [kg/m <sup>3</sup> ]	2650	1390
Korndurchm. d <sub>ch</sub> [mm]	1,58	2,6
<sup>1)</sup> Fließgeschwindigkeit in der Schützöffnung		

Tabelle 2: Versuchsdaten

Die Fließgeschwindigkeit in der Schützöffnung betrug in Versuch 1 v<sub>a</sub> = 0,77 m/s und in Versuch 2 v<sub>a</sub> = 0,49 m/s.

Die maximale Kolktiefe wurde in Versuch 1 nach rd. 4 h 5 min erzielt. Danach erfolgte nur noch eine weitere Ausdehnung in Längsrichtung, wie die Aufnahmen der Kolkgeometrie nach 22 Stunden Versuchszeit dokumentieren, vgl. Bild 8.

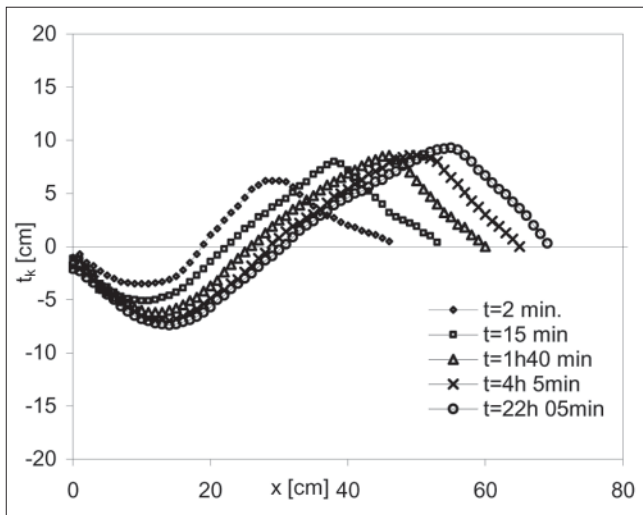


Bild 8: Zeitlicher Verlauf des Kolkprozesses für Versuch 1, Quarzsand d<sub>50</sub> = 1,58 mm

Im Versuch 2 wurde die maximale Kolktiefe bereits nach 2h 20 min Versuchsdauer erreicht. Wie Bild 9 zeigt, vollzog sich auch hier eine weitere Längsentwicklung des Kolkes; die Tiefe des Kolkes nahm nicht weiter zu.

Obwohl in Versuch 1 und Versuch 2 zwei völlig unterschiedliche Sohlenmaterialien verwendet wurden und die Versuchsdauer bis zum Erreichen der maximalen Kolktiefe ebenfalls erhebliche Unterschiede auf-

wies, zeigen Bild 8 und Bild 9, dass in beiden Versuchen sehr ähnliche Kolkgeometrien mit einer maximalen Kolktiefe von rd. 7,5 cm erzielt wurden.

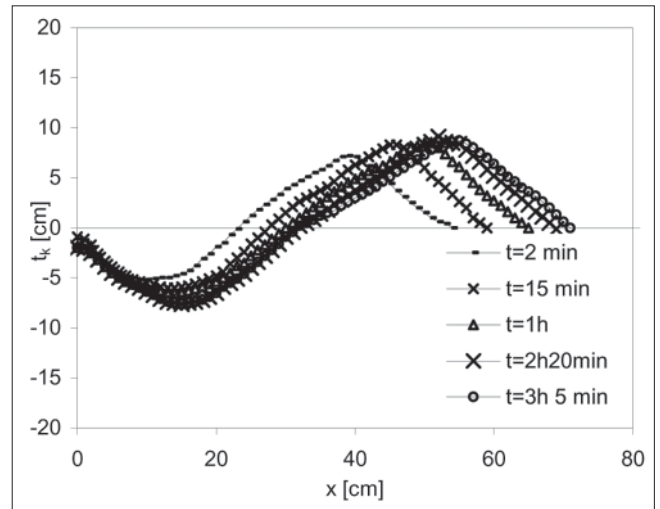


Bild 9: Zeitlicher Verlauf des Kolkprozesses für Versuch 2, Acetalharz

Eine Überlagerung der Kolkgeometrien verdeutlicht die geometrische Übereinstimmung zwischen den beiden Versuchen, vgl. Bild 10. Sowohl die Kolkform wie auch die erzielte maximale Kolktiefe sind bis auf geringe Abweichungen nahezu identisch, was darauf hindeutet, dass die hydraulisch-sedimentologischen Prozesse der beiden Auskolkungsvorgänge grundsätzlich übereinstimmen. Demzufolge müssen auch die **maßgeblichen** Kennzahlen beider Versuche in gleichen Relationen zueinander stehen.

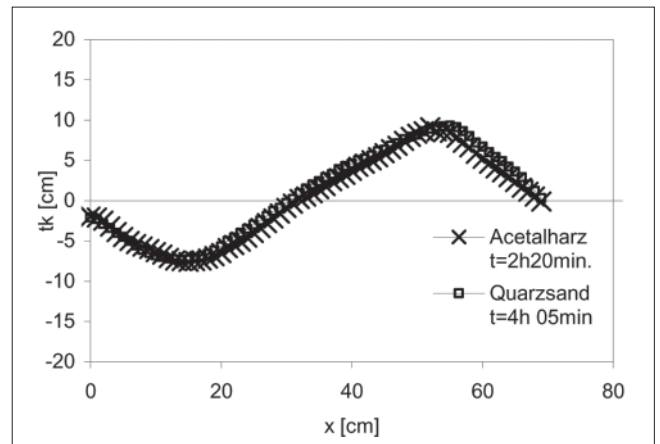


Bild 10: Überlagerung der maximalen Kolkgeometrien aus Versuch 1 und 2

Eine Zusammenstellung der Kennzahlen für beide Versuche in Tabelle 3 zeigt, dass die hydraulischen Kennzahlen erhebliche Unterschiede aufweisen. Das grundlegende Kriterium für die Ähnlichkeit der Hydraulik in physikalischen Modellen, die Gleichheit der hydraulischen Froude-Zahlen, steht in einer Relation von Fr = 1,57 zueinander. In gleicher Weise unterscheiden sich auch die Abflüsse, Fließgeschwindigkeiten und Reynolds-Zahlen.

Kennzahl	Einheit	V1 Grob- sand	V2 Acetal- harz	Relation V1/V2
<b>Hydraulische Kennzahlen</b>				
Q	[l/s]	15,5	9,9	1,57
$v_a$	[m/s]	0,77	0,49	1,57
$Fr_a$	[1]	1,75	1,11	1,57
$Fr_1$	[1]	3,66	2,33	1,57
$Fr_u$	[1]	0,056	0,0357	1,57
$Re_a$	[1]	14184	9054	1,57
<b>Sedimentologische Kennzahlen</b>				
$d_{ch}$	[mm]	1,58	2,6	0,607
$\rho'$ [1]	[1]	1,65	0,39	4,23
$D^*$	[1]	38	38	1,0
$Fr_{crit}^{*1)}$	[1]	0,37	0,37	1,0
$v_o^*_{crit}$	[m/s]	0,031	0,019	1,63
$v_{crit}$	[m/s]	0,323	0,194	1,67
$v_s$	[m/s]	0,158	0,114	1,38
<b>Hydraulisch-sedimentologische Kennzahlen</b>				
$X_g$	[1]	48	48	1,0
$Fr_g$	[1]	4,83	4,95	0,98
$Re_g$	[1]	1121	1177	0,95
$v_a/v_{crit}$	[1]	2,39	2,56	0,93
$(v_a \cdot v_{crit})/v_s$	[1]	2,85	2,63	1,08
<b>Geometrische Größen</b>				
$\max t_k$	[m]	0,075	0,076	0,99
a	[m]	0,02	0,02	1,0
$\max t_k/a$	[1]	3,75	3,80	0,99
$h_u$	[m]	0,200	0,200	1,0
$h_u/a$	[1]	10	10	1,0
$h_u/d$ [1]	[1]	127	76,9	1,65
<b>Zeit</b>				
T	[s]	4h5min	2h20min	1,75
1) $Fr_{crit}^*$ : kritische Feststoff-Froude-Zahl berechnet nach Van Rijn				

Tabelle 3: Ähnlichkeitstheoretische Kennzahlen

Die Relationen wesentlicher sedimentologischer Kennzahlen unterscheiden sich ebenfalls. Die Relation der kritischen Fließgeschwindigkeit beträgt  $v_{crit,r} = 1,67$  und die Relation der Sinkgeschwindigkeit beträgt  $v_{s,r} = 1,38$ . Die kritische Geschwindigkeit und die Sinkgeschwindigkeit der Sohlenmaterialien wurden in umfangreichen Voruntersuchungen bestimmt, [Ettmer 2004].

Die Übereinstimmung von  $v_{crit,r} \approx v_{s,r}$  wird oftmals als Grundlage bei Ähnlichkeitsbetrachtungen mit spezifisch leichten Sohlenmaterialien verwendet, [Mertens 2003]. Im vorliegenden Fall sind die Unterschiede dieser Kennzahlen mit  $v_{crit,r} = 1,67$  und  $v_{s,r} = 1,38$  jedoch recht deutlich und eignen sich nicht für die Übertragung der sedimentologischen Eigenschaften.

Die Relationen der hydraulisch-sedimentologischen Kennzahlen, wie die kornbezogenen *Froude*-Zahlen und die kornbezogenen *Reynolds*-Zahlen liegen mit  $Fr_{g,r} = 0,98$  und  $Re_{g,r} = 0,95$  nahe bei 1. Ein Vergleich der im Rahmen dieser Untersuchungen neu definierten kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  zeigt, dass die Relation dieser Kennzahl für den Versuch 1 und den Versuch 2 mit  $X_{g,r} = 1$  vorliegt. Da in beiden Versuchen die Zielgröße  $t_k/a$ , wie auch die Form der Kolke nahezu identisch (1:1) ist, bedeutet dies, dass mit  $X_g$  eine Kennzahl vorliegt, die die unterschiedlichen hydraulisch-sedimentologischen Interaktionen erfasst.

Mit der kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  und dem sedimentologischen Durchmesser  $D^*$  liegen somit zwei Kennzahlen vor, mit denen der Kolkprozess im hydraulischen Übergangsbereich beschrieben werden kann.

Wird Versuch 1 als Naturversuch (Index N) und der geometrisch identische Versuch 2 als Modellversuch (Index M) bezeichnet, so ergeben sich zwei Bedingungen für die Ähnlichkeit hydraulisch-sedimentologischer Experimente im hydraulischen Übergangsbereich und zwar:

$$D_r^* = 1 \quad (10)$$

$$X_{g,r} = 1 \quad (11)$$

$$D_r^* = \frac{D_N^*}{D_M^*} = \frac{\left(\frac{\rho'_N g}{v^2}\right)^{1/3} d_N}{\left(\frac{\rho'_M g}{v^2}\right)^{1/3} d_M} = \frac{\rho'_N{}^{1/3} d_N}{\rho'_M{}^{1/3} d_M} = \rho'_r{}^{1/3} d_r = 1 \quad (12)$$

$$\rightarrow \rho'_r = d_r^{-3}$$

Aus Bedingung 1 ergibt sich, dass die sedimentologischen Durchmesser des Naturmaterials und des Modellmaterials gleich sein müssen:

Bedingung 1 führt zur Gleichung  $\rho'_r = d_r^{-3}$ , was bedeutet, dass die Relation der Dichten des Sohlenmaterials zum Verhältnis der Korndurchmesser  $d_r^{-3}$  stehen. Anders ausgedrückt bedeutet dies, dass das Verhältnis der Korndurchmesser durch  $\rho'_r{}^{-1/3} = d_r$  bestimmt ist.

Bedingung 2 fordert die Gleichheit der kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  zwischen Natur und Modell:

$$X_{g,r} = \frac{X_{g,N}}{X_{g,M}} = \frac{\left( \frac{\rho'_N g d_N^2}{v_{a,N}^2} \right)}{\left( \frac{\rho'_M g d_M^2}{v_{a,M}^2} \right)} = \frac{\rho'_N d_N^2 v_{a,N}^{-1}}{\rho'_M d_M^2 v_{a,M}^{-1}} = \rho'_r d_r^2 v_{a,r}^{-1} = 1 \quad (13)$$

mit:  $\rho'_r = d_r^{-3} \rightarrow d_r^{-3} d_r^2 v_{a,r}^{-1} = 1 \rightarrow d_r^{-1} = v_{a,r}$

Aus dieser Bedingung ergibt sich unter Einbeziehung der Gl. (13) die Beziehung  $d_r^{-1} = v_{a,r}$ , was bedeutet, dass der Geschwindigkeitsmaßstab  $v_{a,r}$  aus der Relation der Korndurchmesser abgeleitet werden kann. (Bedingung 1 und 2 leiten sich auch aus den Bedingungen  $Fr_{g,r} = 1$  und  $Re_{g,r} = 1$  ab).

Die Skalierung soll nachfolgend nochmals anschaulich anhand eines Beispiels aufgezeigt werden.

Als Modellmaßstab wird 1:20 festgelegt. Erfasst werden soll die maximale Kolktiefe im Unterwasser einer Wehranlage (Breite  $b = 10$  m). Als Regulierungseinrichtung liegt ein scharfkantiges Planschütz vor (Schützöffnung  $a = 0,70$  m); der maßgebende Abfluss beträgt bei  $h_o = 6,5$  m,  $h_u = 5,0$  m,  $Q = 25,3$  m<sup>3</sup>/s, die berechnete Fließgeschwindigkeit in der Schützöffnung beträgt  $v_a = 3,61$  m/s; Sohlenmaterial: Sand  $d_{50} = 1,2$  mm ( $\rho = 2650$  kg/m<sup>3</sup>).

Schritt 1: Auswahl eines Kunststoffgranulates.

Ausgewählt wird das Kunststoffgranulat Polystyrol mit einer relativen Dichte  $\rho' = 0,04$ .

Schritt 2: Berechnung des erforderlichen Korndurchmessers mit Bedingung 1:

$$\rho_r^{1/3} d_r = 1 \rightarrow \frac{\rho_N^{1/3} d_N}{\rho_M^{1/3} d_M} = \left( \frac{1,65}{0,04} \right)^{1/3} \frac{1,2}{d_M} = 1 \rightarrow d_M = 4,15 \text{ mm}$$

Die Relation der Korndurchmesser beträgt:

$$d_r = \frac{1,20}{4,15} = 0,29$$

Mit der Festlegung des Modellsedimentes kann die Relation der Fließgeschwindigkeiten  $v_{a,r}$  mit Bedingung 2 festgelegt werden.

$$v_r = d_r^{-1} \rightarrow \frac{v_N}{v_M} = \frac{1}{0,29} \rightarrow v_N = 3,45 v_M$$

Die Fließgeschwindigkeit in der Natur ist also 3,45 mal so groß wie im physikalischen Modell. Bei einer Fließgeschwindigkeit von  $v_a = 3,61$  m/s errechnet sich die Fließgeschwindigkeit im Modell zu  $v_{a,M} = 1,05$  m/s.

Der physikalische Modellversuch liefert als Ergebnis die maximale Kolktiefe, die dann im geometrischen Maßstab 1:20 auf die Natur übertragen werden kann.

Die weiteren Kennzahlen für das Beispiel 2 betragen:

$$Fr_{u',N} = v_N / (g h_{u,N})^{0,5} = 0,52$$

$$Fr_{u',M} = v_M / (g h_{u,M})^{0,5} = 0,67$$

$$Fr_{g,N} = v_N / (\rho'_N g d_{ch,N})^{0,5} = 25,9$$

$$Fr_{g,M} = v_M / (\rho'_M g d_{ch,M})^{0,5} = 26,0$$

$$Re_{g,N} = (v_N d_{ch,N}) / \nu = 3938$$

$$Re_{g,M} = (v_M d_{ch,M}) / \nu = 3961$$

Während die hydraulischen *Froude*-Zahlen Unterschiede aufweisen, sind auch hier die Relationen der kornbezogenen *Froude*-Zahlen  $Fr_g$ , wie auch der kornbezogenen *Reynolds*-Zahlen  $Re_g$  annähernd 1.

Mit der kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  können somit die wesentlichen Kräfteverhältnisse im hydraulischen Übergangsbereich erfasst werden.

Gültigkeitsbetrachtung

Wird in der vorigen Berechnung als Sohlenmaterial für das Modell anstelle des Kunststoffgranulates ein natürliches Sohlenmaterial mit  $\rho_F = 2650$  kg/m<sup>3</sup> ausgewählt, so zeigt bereits die Bedingung 1, dass die experimentellen Untersuchungen nur gültig sind, wenn in Natur und Modell der gleiche Korndurchmesser vorliegt.

$$\rho_r^{1/3} d_{ch,r} = 1 \rightarrow \frac{\rho_N^{1/3} d_{ch,N}}{\rho_M^{1/3} d_{ch,M}} = \left( \frac{1,65}{1,65} \right)^{1/3} \frac{1,2}{d_{ch,M}} = 1$$

$$\rightarrow d_M = d_N = 1,2 \text{ mm}$$

Mit Bedingung 2 ergeben sich im Modell und Natur gleiche Fließgeschwindigkeiten, was bedeutet, dass eine vollgültige Lösung der Gleichungen nur im Modellmaßstab 1:1 erzielt werden kann.

$$v_r = d_{ch,r}^{-1} \rightarrow \frac{v_N}{v_M} = \frac{1}{1} \rightarrow v_N = v_M$$

Dieses wiederum bedeutet, dass innerhalb des hydraulischen Übergangsbereiches oder vom hydraulisch rauhen in den Übergangsbereich die Übertragung der Natursohle ein Modellmaterial erfordert, das eine geringere spezifische Dichte aufweist.

**Die Verwendung von natürlichem Sohlenmaterial in Natur und Modell schließt sich deshalb unter den obigen Bedingungen aus.**

D. h. um die Einflüsse der Zähigkeit auf die hydraulisch-sedimentologische Interaktion im physikalischen Modell erfassen zu können, ist ein spezifisch leichteres

Sohlenmaterial erforderlich. Bei der Verwendung von natürlichen Sohlenmaterialien ( $\rho_F = 2650 \text{ kg/m}^3$ ) in Natur und Modell können die Effekte, die aus der Zähigkeit resultieren, nicht erfasst werden und verfälschen letztlich die Ergebnisse.

Im Folgenden wird deshalb die Bedeutung der kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  näher erläutert.

#### 4.2 Bedeutung von $X_g$

Um die Bedeutung der kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  hinreichend erfassen zu können, standen weitere 42 Einzelversuche zur Verfügung und zudem zahlreiche Literaturdaten. Insgesamt lagen rd. 300 Ergebnisse aus Kolkuntersuchungen im Unterwasser einer Wehranlage vor, [Ettmer 2004].

##### 4.2.1 Versuchsserie $D^* = 38$

Eine Auswertung der Untersuchungen mit dem Grobsand,  $d_{50} = 1,58 \text{ mm}$  und dem Acetalharz ( $d_m = 2,6 \text{ mm}$ ) in einer Auftragung  $\max. t_k/a$  gegen  $X_g$  zeigt Bild 11. Wie aus dem ersten Teil der Untersuchungen zu erwarten war, zeigt sich, dass die Ergebnisse für die beiden Sohlenmaterialien nahezu deckungsgleich sind. Dies zeigt nochmals, dass mit dem sedimentologischen Durchmesser  $D^*$  die Materialeigenschaften, insbesondere die erheblich voneinander abweichende relative Dichte  $\rho'$ , erfasst werden kann.

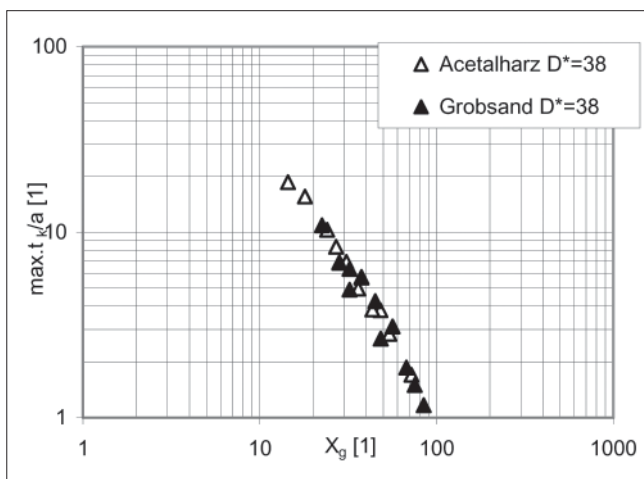


Bild 11: Versuchsserie  $D^* = 38$

Der Verlauf der Kurve zeigt eine fallende Tendenz mit größer werdendem  $X_g$ . Dies bedeutet, dass mit zunehmender Widerstandszahl  $X_g$  die relativen Kolkiefen  $\max. t_k/a$  abnehmen, bzw. mit geringer werdender Widerstandszahl  $X_g$  die relativen Kolkiefen  $\max. t_k/a$  zunehmen. Eine physikalische Begründung für diesen Verlauf kann aus der Definition von  $X_g$  abgeleitet werden:

$$X_g = \frac{Re_g}{Fr_g^2} = \frac{\frac{v_a d_{ch}}{\nu}}{\frac{v_a^2}{\rho' g d_{ch}}} = \frac{\rho' g d_{ch}^2}{\nu v_a} \quad (\text{vgl. Gl. 7})$$

Mit größer werdender relativer Dichte  $\rho'$  bzw. mit größer werdendem Korndurchmesser  $d$  sowie  $v_a = \text{const.}$  und  $\nu = \text{const.}$  wird  $X_g$  größer. D. h. das Sohlenmaterial setzt dem Strömungsangriff größeren Widerstand entgegen, die Kolkiefen werden kleiner. Bei größer werdender Fließgeschwindigkeit  $v_a$  bzw. bei größer werdender Zähigkeit  $\nu$  sowie  $\rho' = \text{const.}$  und  $d = \text{const.}$  wird  $X_g$  kleiner. D. h. das Sohlenmaterial widersteht dem Strömungsangriff schlechter, die Kolkiefen werden größer.

Der für beide Sohlenmaterialien annähernd deckungsgleiche Verlauf der Messergebnisse bedeutet, dass für beide Sohlenmaterialien im hydraulischen Übergangsbereich bei gleicher kornbezogener Widerstandszahl  $X_g$  gleiche relative Kolkiefen  $\max. t_k/a$  erzeugt werden. Da jedoch nur in  $X_g$  die Fließgeschwindigkeit berücksichtigt wird, können die unterschiedlichen Fließgeschwindigkeiten für beide Sohlenmaterialien durch diesen Parameter ausreichend erfasst werden. **Das kornbezogene Widerstandsverhalten ist für beide Sohlenmaterialien dementsprechend gleich.**

##### 4.2.2 Versuchsserie $D^* = 19$

Eine Erweiterung des Diagramms in Bild 11 mit den Versuchsergebnissen der Versuchsserien  $D^* = 19$  [Polystyrol und Grobsand 2, ( $d_{50} = 0,82 \text{ mm}$ )] zeigt, dass die Versuche mit  $D^* = 19$  in der Auftragung links der Versuchsserien mit den Sohlenmaterialien  $D^* = 38$  liegen, vgl. Bild 12. Das Widerstandsverhalten gegenüber der angreifenden Strömung ist für die Sohlenmaterialien mit  $D^* = 19$  kleiner als das Widerstandsverhalten der Sohlenmaterialien mit  $D^* = 38$ ; [durch Einführen der Ungleichförmigkeit  $\sigma$  in Bild 12 wurde zudem eine weitere Verbesserung der Ergebnisse herbeigeführt, näheres hierzu findet sich in [Ettmer 2004]].

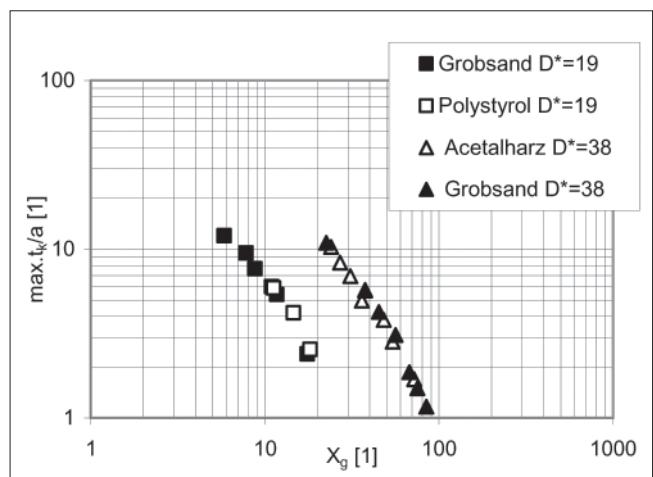


Bild 12: Überlagerung der Versuchsreihen aus Quarzsand und Kunststoffgranulat

4.2.3 Literaturdaten

Zur Erweiterung des Diagramms in Bild 12 wurden umfangreiche Literaturdaten ausgewertet. Zunächst wird die Einbindung der Messergebnisse von [Qayoum 1960] ( $D^* = 58$ ,  $D^* = 93$  und  $D^* = 139$ ) dargestellt, vgl. Bild 13.

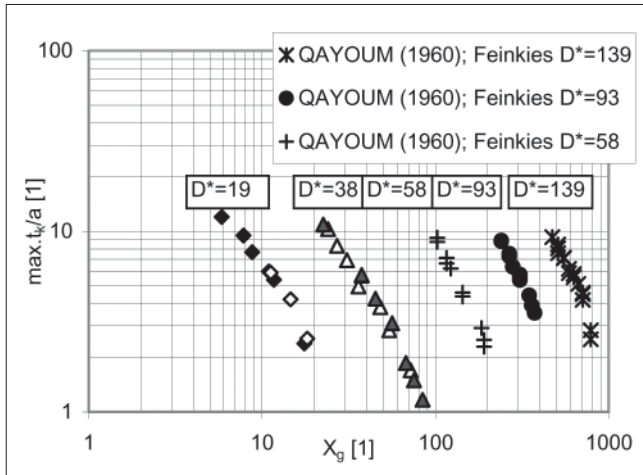


Bild 13: Erweiterung der Messergebnisse mit Daten von Qayoum

Die Messergebnisse sortierten sich entsprechend der Größe des sedimentologischen Durchmessers  $D^*$  in aufsteigender Reihenfolge. Das Widerstandsverhalten des Sohlenmaterials wird also mit steigendem sedimentologischen Durchmesser größer, die Kolk-tiefen nehmen mit steigender Widerstandszahl  $X_g$  ab. Der grundsätzliche Verlauf der Messdaten von Qayoum entspricht also dem Verlauf der Versuchsserien  $D^* = 19$  und  $D^* = 38$ .

Im Weiteren wurden Messergebnisse von [Straube 1963], [Altinbilek/Basmaci 1973] (u. a. Untersuchungen mit Tuffstein und einer Dichte von  $1300 \text{ kg/m}^3$ ) sowie Untersuchungen von [Rajaratnam 1981] eingeführt. Rajaratnam verwendete das Kunststoffgranulat Polystyrol und Luft als Fluid. Damit lagen Messungen vor, die nicht nur eine Variation der relativen Dichte  $\rho'$  ermöglichten, sondern auch die kinematische Viskosität  $\nu$  konnte variiert werden, vgl. Bild 14.

Die Einbeziehung der oben aufgeführten Literaturdaten zeigte Folgendes:

Die Versuchsreihen für einen Mittelkies  $D^* = 158$  von Altinbilek/Basmaci stimmten in der Auftragung mit den Daten der Versuchsserie  $D^* = 139$  von Qayoum überein. Sie bestimmten damit etwa die Trennlinie zwischen dem hydraulischen Übergangsbereich zum hydraulisch rauhen Bereich. Dies wurde zudem durch die Daten von [Straube 1963] bestätigt. Straube führte u. a. Untersuchungen mit einem Mittelkies ( $D^* = 260$ ) durch. Die Ergebnisse seiner Untersuchungen liegen in der dimensionslosen Auftragung  $\max. t_k/a = f(D^*, X_g)$  wiederum auf der Grenze zwischen dem hydraulischen Über-

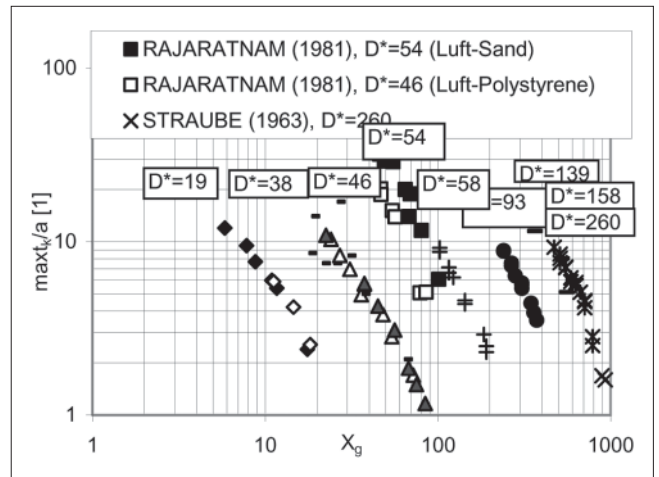


Bild 14: Erweiterung der Messergebnisse mit Daten von Rajaratnam, Altinbilek/Basmaci und Straube

gangsbereich und dem hydraulisch rauhen Bereich bei etwa  $D^* = 150$ .

Für kleine  $X_g$  wird demnach der hydraulisch glatte Bereich abgebildet (für den keine Kolkdaten verfügbar waren). Mit größer werdendem  $X_g$  schließt sich der hydraulische Übergangsbereich an, der in etwa bei  $D^* \approx 150$  endet. An den hydraulischen Übergangsbereich schließt sich für weiter steigende  $X_g$  der hydraulisch rauhe Bereich an. Wie oben beschrieben, sind die Ergebnisse von Qayoum ( $D^* = 139$ ), Altinbilek/Basmaci ( $D^* = 158$ ) und Straube ( $D^* = 260$ ) annähernd deckungsgleich. Unabhängig vom sedimentologischen Durchmesser  $D^*$  ergibt sich eine Überlagerung der Ergebnisse für alle drei Versuche. Demnach ist für  $D^* \geq 150$  die relative Kolk-tiefe  $\max. t_k/a$  unabhängig von  $D^*$ .

Weiterhin zeigt sich, dass die Messergebnisse aus der Versuchsserie mit Tuffstein [[Altinbilek/Basmaci 1973],  $D^* = 38$ ] mit den Messergebnissen der Versuchsserie 1 (ebenfalls  $D^* = 38$ ) vergleichbar sind. Dieser Sachverhalt bestätigt nochmals, dass in  $D^*$  die relative Dichte hinreichend berücksichtigt wird und dass jedem sedimentologischen Durchmesser für eine relative Kolk-tiefe ein fester Wert einer kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  zugeordnet werden kann.

Abschließend sollen noch die Luft-Sand und die Luft-Polystyrol-Versuche von Rajaratnam erwähnt werden. Seine Versuchsergebnisse sortierten sich ebenfalls entsprechend der aufsteigenden Reihenfolge der sedimentologischen Durchmesser in Bild 14 ein, obwohl eine erhebliche Variation der kinematischen Viskosität erfolgte. D. h. auch eine Variation der Zähigkeit wird über die Auftragung  $\max. t_k/a = f(D^*, X_g)$  erfasst.

Anhand dieser Ergebnisse zeigt sich, dass der Einfluss der Zähigkeit auf die experimentellen Untersuchungen mit den Kennzahlen  $D^*$  und  $X_g$  hinreichend erfasst und zudem dargestellt werden kann.

## 5 Zusammenfassung und Ausblick

Die Übertragung von hydraulisch-sedimentologischen Prozessen zwischen Natur und Modell beinhaltet nach wie vor erhebliche Schwierigkeiten, weil die Eigenschaften des Natursedimentes zumeist nur mit erheblichen Einschränkungen auf ein Modellsediment übertragen werden können. Insbesondere wenn in der Natur bereits feines Sohlenmaterial vorliegt, bereitet die Auswahl eines geeigneten Modellsedimentes erhebliche Schwierigkeiten, da zumeist auf Kunststoffgranulate ausgewichen werden muss, deren Eigenschaften (Dichte, Korndurchmesser, Kornform) deutlich von denen der Natursedimente abweichen. Zudem ist bei der Verwendung von Kunststoffgranulaten im Allgemeinen mit einem Einfluss der Zähigkeit auf die hydraulisch-sedimentologischen Prozesse zu rechnen, sodass nicht mehr von einer voll ausgebildeten Rauheitsströmung um das Korn ausgegangen werden kann.

Für den Kolkprozess hinter dem unterströmten Schütz wurde ein dimensionsanalytisch hergeleiteter Ansatz aufgestellt. Ziel war es, die maximale Kolkentiefe des Kolkprozesses über die dimensionslosen Kennzahlen  $D^*$  (sedimentologischer Durchmesser) und die neu eingeführte Kennzahl  $X_g$  (kornbezogene Widerstandszahl) zu erfassen. Hierzu wurden am Leichtweiß-Institut für Wasserbau (LWI) der Technischen Universität Braunschweig experimentelle Untersuchungen mit natürlichen Sohlenmaterialien und mit Kunststoffgranulaten durchgeführt.

Die experimentellen Untersuchungen zeigten, dass die beiden dimensionslosen Kennzahlen  $D^*$  und  $X_g$  die wesentlichen Kenngrößen sind, mit denen der Kolkprozess für die natürlichen und die künstlichen Sohlenmaterialien bestimmt werden konnte. Anhand weiterer Messergebnisse und anhand von Literaturdaten (u. a. mit experimentellen Ergebnissen aus dem Luftlabor) wurde zudem die physikalische Bedeutung der kornbezogenen Widerstandszahl erläutert. Es zeigte sich, dass der Einfluss der Zähigkeit auf den Kolkprozess mit  $D^*$  und  $X_g$  hinreichend erfasst und dargestellt werden kann.

Die *Froude*-Zahl  $Fr$  hingegen war nicht zur Beschreibung des Prozesses geeignet. Mit dem sedimentologischen Durchmesser  $D^*$  und der kornbezogenen Widerstandszahl  $X_g$  liegen somit zwei Kennzahlen vor, die bei der Übertragung hydraulisch-sedimentologischer Eigenschaften zwischen Natur und Modell zuversichtliche Ergebnisse lieferten.

## 6 Literatur

ALTINBILEK, H. D.; BASMACI, Y., 1973: Localized scour at the downstream of outlet structures, International Congress on large dams, Madrid 1973, 105-122

ASCE, 1962: Sediment transportation mechanics, Introduction and properties of sediment, Journal of the Hydraulics Division, HY4, Juli 1962

BREUSERS, H. N. C., 1966: Conformity and time scale in two dimensional local scour, Proc. symposium on model and prototype conformity: 1-8, Hydraulic Research Laboratory, Poona

DIETZ, J. W., 1969: Kolkbildung in feinen oder leichten Sohlenmaterialien bei strömendem Abfluß, Versuchsanstalt für Wasserbau und Kulturtechnik, Theodor-Rehbock-Flußbaulaboratorium, Universität Karlsruhe, Mitteilungen, Heft 155, Herausgeber: Professor Dr.-Ing. E. Mosonyi, Karlsruhe 1969

DIETZ, J. W., 1973: Sicherung der Flußsohle unterhalb von Wehren und Sperrwerken, Wasserwirtschaft, Heft 63, 1973, 76-83

DIETZ, J. W., 1976: Zur Frage der Nachbildung von Kolkvorgängen im Modell, Zusammenfassung, Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Wasserbau, Nr. 40, 1976, 73-84

DIETZ, J. W., 1994: Eidersperrwerk, Natur- und Modellversuche, HANSA-Schiffahrt-Schiffbau-Hafen, 131. Jahrgang, 1994, Nr. 4.

DORER, H., 1984: Ähnlichkeit bei flussbaulichen Modellen, Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Wasserbau, Nr. 54, 1984

ETTMER, B., 2004: Untersuchungen zu Kolkprozessen hinter dem unterströmten Schütz, Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Papierflieger Verlag GmbH, Clausthal-Zellerfeld, ISBN 3-89720-738-9

FROUDE, W., 1872: Transactions of the Institute of Naval Architects XI 1870, Report of the British Association, 1872

GÜNZEL, W., 1964: Modelle geschiebeführender Flüsse mit hydraulisch rauher Sohle, Darlegung der Modelltechnik am Beispiel des Flusses Neumagen, 150. Arbeit aus dem Theodor-Rehbock-Flussbaulaboratorium, Technische Hochschule Karlsruhe, Februar 1964

HASSAN, N. M. K. N.; NARAYANAN, R., 1985: Local scour downstream of an apron, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 111, No.11, November 1985, 1371-1385

- JOHNSTON, A. J., 1990: Scourhole developments in shallow tailwater, *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 28, 1990, No.3, 341-354
- KARIM, O. A.; ALI, K. H. M., 2000: Prediction of flow patterns in local scour holes caused by turbulent water jets, *Journal of Hydraulic Research*, Vol. 38, 2000, No.4, 279-287
- KOBUS, H., 1978: Wasserbauliches Versuchswesen, Mitteilungsheft Nr. 4 DVWW Deutscher Verband für Wasserwirtschaft, Arbeitsausschuß „Wasserbauliches versuchs- und Meßwesen“
- MERTENS, W., 1987: Über die Deltabildung in Stauräumen, *Mitteilungen, Leichtweiß-Institut für Wasserbau der Technischen Universität Braunschweig*, Heft 91/1987
- MERTENS, W., 2002: Anwendung und Bedeutung der Dimensionsanalyse im experimentellen Wasserbau, Manuskript zur Vorlesung, Technische Universität Braunschweig, Leichtweiß-Institut für Wasserbau
- MERTENS, W., 2003: Kap. 6 Physikalische Transportmodelle in: ATV-DVWK-Arbeitsbericht, ATV-DVWK-Arbeitsgruppe WW-2.4 "Feststofftransportmodelle", Feststofftransportmodelle in Fließgewässern, März 2003, ISBN 3-924063-30-3, 225-238
- OERTEL JR., H., 2002: Prandtl-Führer durch die Strömungslehre, Grundlagen und Phänomene, 11. überarbeitete und erweiterte Auflage, Vieweg Verlag, Braunschweig/Wiesbaden
- QAYOUM, A., 1960: Die Gesetzmäßigkeit der Kolkbildung hinter unterströmten Wehren unter spezieller Berücksichtigung der Gestaltung eines beweglichen Sturzbettes, *Mitteilungen aus dem Leichtweiß-Institut für Wasserbau und Grundbau der Technischen Hochschule Braunschweig*, Heft 60/1, 1960
- RAJARATNAM, N., 1981: Erosion by plane turbulent jets, *Journal of Hydraulic Research* 19, No. 4, 1981, 339-358
- RAJARATNAM, N.; MACDOUGALL, R. K, 1983: Erosion by plane wall jets with minimum tailwater, *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 109, No. 7, 1983, 1061-1064
- SCHLICHTING, H., 1965: Grenzsicht-Theorie, 5. Auflage, Verlag G. Braun, Karlsruhe
- SHIELDS, A., 1936: Anwendung der Ähnlichkeitsmechanik und der Turbulenzforschung auf die Geschiebebewegung *Mitteilungen der Preußischen Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau*, Berlin, Heft 26, Eigenverlag der Preußischen Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau, Berlin NW87, 1936
- SHALASH, M. S. E., 1959: Die Kolkbildung beim Ausfluß unter Schützen, Einfluß einer Befestigungsstrecke und einer Sohlenstufe unterstrom des Auslasses, Dissertation, Fakultät für Bauwesen der Technischen Hochschule München
- STRAUBE, C., 1963: Die Kolkbildung hinter unterströmten Wehren, *Mitteilungen der Forschungsanstalt für Schifffahrt, Wasser- und Grundbau*, Berlin, Schriftenreihe Wasser- und Grundbau, Heft 9, Berlin 1963
- VAN RIJN, L. C., (1984): Sediment Transport, Part I, Bed Load Transport, *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 110, No. 10, October, 1984, 1431-1456
- WESTRICH, B.; KOBUS, H., 1976: Untersuchungen am Luftmodell zur strömungstechnisch günstigen Gestaltung von Entnahmebauwerken, *gwf-wasser/abwasser*, Heft 7, 117 (1976), 300-307
- WHITTAKER, J. G.; SCHLEISS, A., 1984: Scour related to energy dissipators for high head structures, Mitteilung der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie an der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich, Nr. 73, Zürich 1984
- YALIN, M. S., 1959: Über die Naturähnlichkeit der Geschiebebewegung bei Modellversuchen, *Die Bautechnik*, 36. Jahrgang, Heft 3/1959, 96-99
- YALIN, M. S., 1965: Similarity in Sediment Transport by Currents, *Hydraulics Research Paper No. 6*, Hydraulics Research Station, Wallingford, Berks.
- YALIN, M. S., 1971: Theory of hydraulic models, *Macmillan Civil Engineering Hydraulics*, London and Basingstoke
- ZANKE, U., 1978: Zusammenhänge zwischen Strömung und Sedimenttransport, Teil 2: Berechnung des Sedimenttransportes hinter befestigten Sohlenstrecken – Sonderfall zweidimensionaler Kolk –, *Mitteilungen des Franzius-Instituts für Wasserbau und Küsteningenieurwesen der Universität Hannover*, Heft 48, Hannover, 1978, 1-95
- ZANKE, U., (1982): Grundlagen der Sedimentbewegung, Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York