Zeitschrift: Wasser Energie Luft = Eau énergie air = Acqua energia aria
Herausgeber: Schweizerischer Wasserwirtschaftsverband
Band: 86 (1994)
Heft: 11-12

Artikel: Breitkroniger Überfall
Autor: Hager, Willi H.
DOI: https://doi.org/10.5169/seals-940822

Nutzungsbedingungen
Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Mehr erfahren

Conditions d'utilisation
L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. En savoir plus

Terms of use
The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. Find out more

Download PDF: 06.07.2025

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, https://www.e-periodica.ch

Breitkroniger Überfall

Willi H. Hager

Zusammenfassung

Der Abfluss über den breitkronigen Überfall mit scharfer als auch mit oben ausgerundeter Krone wird anhand der reichen Literatur analysiert. Daraus ergeben sich Ausdrücke für den Überfallbeiwert in Abhängigkeit der Überfallhöhe, der Wehrhöhe, des Kronenradius und der Wehrlänge. Dem Oberflächenprofil wird je nach Konfiguration ein Abflusstyp zugeordnet. Schliesslich verdient der eingestaute Überfall Aufmerksamkeit, kann er doch sehr hohen Unterwassereinstau ohne entsprechende Veränderung der Abflusscharakteristik ertragen.

Résumé: Déversoir à seuil épais

L'écoulement par dessus du déversoir à seuil épais soit à crête amont vive ou arrondie est analysé. Une recherche de littérature fournit des expressions pour le coefficient de débit en fonction de la hauteur déversante, la hauteur du déversoir, le rayon de crête amont et la longueur du déversoir. Le profil de surface reçoit également de l'attention en tant de la classification du déversement. Finalement, le déversoir noyé est pris en considération, parce qu'il peut supporter une submersion extrême sans réaction correspondante de la caractéristique d'écoulement.

Summary: Broad-crested weir

The flow over the broad-crested overfall with both sharp and rounded upstream crest is reviewed. Expressions are derived for the coefficient of discharge as a function of overflow height, weir height, radius of crest, and length of crest. Also, the surface profile is analysed and a classification is presented based on the type of flow. Finally, the submerged overflow is considered, and mention is made of extremely high submergence without a reaction on the flow characteristics.

Einleitung

Unter der Vielzahl der Überfallbauwerke nimmt das breitkronige Wehr auch heute noch eine Sonderstellung ein, gilt es doch als ein Basiselement des Wasserbaus. Gegenüber dem scharfkantigen Überfall hat das breitkronige Wehr eine von Null verschiedene Ausdehnung der Kronenlänge und besitzt damit einen beträchtlichen statischen Widerstand. Verglichen mit rundkronigen Wehren, lassen sich solche Bauwerke einfach anfertigen.

Obwohl sie nicht so sensibel auf Durchflussveränderungen reagieren wie scharfkantige Überfälle und obwohl die Kronendruckverteilung weniger gut ausfällt als bei Standard-Überfällen, hat das breitkronige Wehr auch heute noch nicht ausgedient. In jüngerer Zeit sind sogar Anstrengungen unternommen worden, dieses Bauwerk zur Durchflussmessung in kleinen Gewässern einzusetzen. Erwähnenswert sind die Durchflusseigenschaften des breitkronigen Wehres bei hohem Unterwassereinstau.

In der Folge soll das in Bild 1 dargestellte, breitkronige Wehr einer Analyse unterzogen werden, die sich aufgrund der heute vorliegenden Literatur ergibt. Die Durchflussbeziehungen werden kritisch erläutert und die Einflüsse der Wehrlänge L, der Wehrhöhe w und des Ausrundungsradius R diskutiert. Schliesslich sollen Überfallgleichungen angegeben werden, mit denen der Durchfluss erstaunlich genau ermittelt werden kann.

Durchflussgleichung

Ein Wehr wird als frei vom Unterwassereinstau betrachtet, falls eine Änderung der Unterwasserhöhe keine Änderung der Oberwasserhöhe nachzieht. Bezeichnet h_o die auf die Wehrkrone bezogene Oberwasserhöhe, g die Erdbeschleunigung, b die Kanalbreite und Q den Durchfluss, so gilt als Basisbeziehung nach *Poleni*

$$Q = C_d b (2g)^{1/2} h_o^{3/2}. \tag{1}$$

Beschreibt

$$H = h_o + \frac{Q^2}{2gF_o^2} \tag{2}$$

die auf die Wehrkrone bezogene Energiehöhe mit F_o als Fläche des Zulaufquerschnitts, so folgt anstelle von Gl. (1)

$$Q = C_D b (2g)^{1/2} H^{3/2} \tag{3}$$

mit C_D als zu H zugeordnetem Durchflussbeiwert. Als Beziehung zwischen dem h_o entsprechenden Durchflussbeiwert C_d und C_D im prismatischen Rechteckkanal gilt

$$\frac{C_d}{C_D} = \left(1 + \frac{1}{2}\frac{h_o+w}{h_o}F^2\right)^{3/2} \approx 1 + \frac{3}{4}\frac{h_o+w}{h_o}F^2 \tag{4}$$

mit $F = Q/\left[gb^2(h_o+w)^3\right]^{1/2}$ als Froude-Zahl des Zuflusses.

Bezieht man sich auf C_D, so muss eine Abhängigkeit der Art

$$C_D = f\,(\mathbf{F, R, W,}\ \text{Geometrie}) \tag{5}$$

erwartet werden. Dabei bedeutet **F** die Froude-Zahl, **R** die Viskositätseffekte beschreibende Reynolds-Zahl und **W** die Weber-Zahl, welche sich auf Einflüsse der Oberflächenspannung bezieht. Bei der Geometrie sind insbesondere die Länge L der Wehrkrone, die Wehrhöhe w, die Energiehöhe H und der Ausrundungsradius R der Wehrkrone zu berücksichtigen (Bild 1).

Nichteingestauter Abfluss

Ein breitkroniges Wehr mit Rechteckprofil weist die Kronenlänge L und die Wehrhöhe w auf. Es ist oberwasserseitig entweder scharf oder mit dem Krümmungsradius R ausgerundet. Bezieht man die Durchflussgleichung auf die Energiehöhe H, so vermutet man eine Abhängigkeit $C_D = C_D\,(H/L, R/H)$. Anhand der Experimente von *Bazin* (1898), welche von *Horton* (1907) aufbereitet wurden, lässt sich bei $R/H = 0$ nachweisen, dass H/L wirklich der Ähnlichkeitsparameter ist. Bild 2 zeigt diesen Sachverhalt an den experimentellen Serien 86, 113 und 115. Die drei Serien gehen dabei fast nahtlos ineinander über. Im Bereich $H/L < 2$ nimmt C_D nahezu linear mit der relativen Kronendicke zu. Punkte, welche offen gezeichnet sind, beziehen sich auf Überfallhöhen $H < 5$ cm. Man erkennt keine namhaften Massstabseffekte für $H > 2{,}5$ cm.

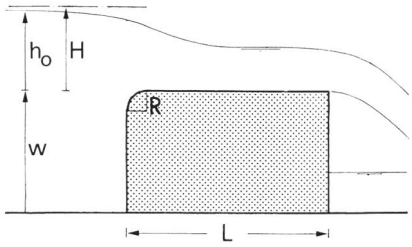


Bild 1. Bezeichnungen beim breitkronigen Überfall.

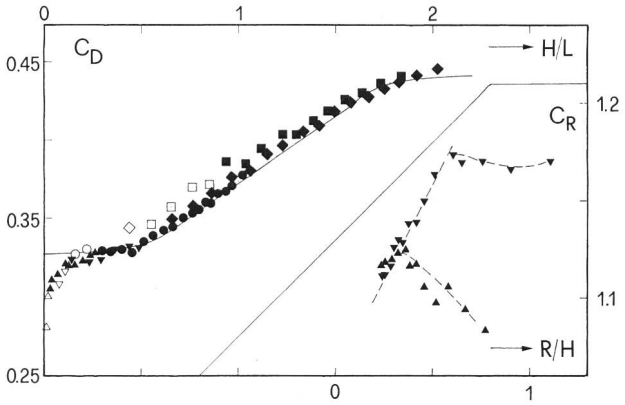


Bild 2. Überfallbeiwert C_D als Funktion von H/L für L[ft] (■) 0,328, (◆) 0,656, (●) 1,315, (▼) 2,62 und (▲) 6,56 (*Bazin* 1898), (——) Gl. (10) mit $\Phi = 2/9$. Einfluss C_R des Krümmungsradius R/H auf C_D für L = [ft] = (▼) 2,62 und (▲) 6,56.

Zwei Versuche von *Bazin* beziehen sich auf den oben mit dem Radius R = 0,33 ft ausgerundeten Wehrkörper. Stellt man den zugehörigen Überfallbeiwert C_D dar mit dem Produkt $C_D = C_{D0} \cdot C_L \cdot C_R$, wobei C_{D0} = 0,327 einen Grundwert, C_L den Beiwert für den scharfen Wehrkörper beinhaltet (bei R = 0 gilt also C_R = 1) und C_R den Einfluss des relativen Krümmungsradius wiedergibt, so lassen sich gewisse Punkte der Kurve C_R *(R/H),* welche von zwei verschiedenen Längen L stammen, auf denselben Kurvenzug darstellen, andere hingegen nicht. Die maximalen Schwankungen in C_R betragen jedoch nur ±5 %.

Die Untersuchung des US Geological Survey *(Horton* 1907) umfasst ausgedehnte Messungen an einem breitkronigen Wehr von rund 16 Fuss Breite. Wehrlängen L zwischen rund 15 cm und 5 m wurden untersucht. Bild 3 zeigt das Resultat für ausgewählte Versuche und führt auf die Folgerungen:

1. Abweichungen in der Art von Massstabseffekten sind bei Überfallhöhen H kleiner als rund 5 bis 7 cm zu erwarten. Solche Versuche sind mit offener Signatur bezeichnet und ergeben vermutlich infolge von zu ungenauer Durchflussmessung sowohl positive als auch negative Abweichungen von der mittleren Kurve.
2. Die Resultate lassen sich mit weniger als ± 2 % Abweichung durch die unten eingeführte Gl. (10) angeben, wenn für $\Phi = 2/9$ und für C_{D0} = 0,327 gewählt werden.

Aufbauend auf dem von *Koch-Carstanjen* propagierten Stützkraftsatz, versuchte *Musterle* (1930) die Berechnung des breitkronigen Wehres. Da er jedoch einen Näherungswert für die Druckkraft auf die vertikale Wehroberseite ein-

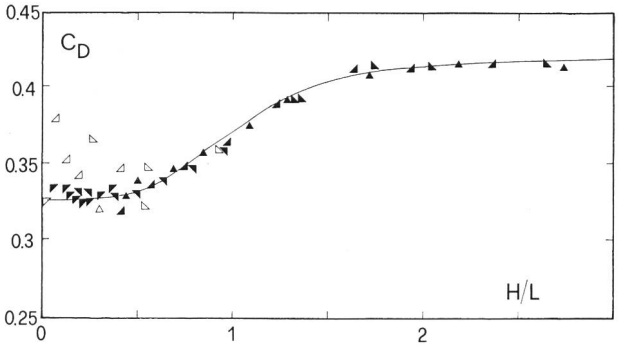


Bild 3. Überfallbeiwert C_D in Abhängigkeit von H/L nach *Horton* (1907). L[cm] = (◣) 14,6, (▲) 28,3, (◢) 50,2, (◥) 96,8, (◤) 373,3. (——) Gl. (10) mit $\Phi = 2/9$.

führen musste, erhielt er einen C_D-Wert, der 14 % über dem klassischen Wert $C_D^* = 2/(3\sqrt{3})$ = 0,385 nach *Bélanger* liegt.

Eine umfangreiche Arbeit über breitkronige Wehre wurde von *Woodburn* (1932) vorgelegt. Kanäle von 3 bis fast 5 m Breite, in welche Wehre mit horizontaler und geneigten Ober- und Unterwasserböden eingebaut wurden, dienten zur Durchführung der breitangelegten Versuche, bei denen die maximale Wassermenge Q = 310 ls^{-1} betrug. Diese erlaubten die Ermittlung der Durchfluss-Charakteristika bei freiem und eingestautem Abfluss sowie die Ausmessung der Oberflächenprofile. Hinsichtlich der C_D-Werte beim Wehr mit scharfer Kante ergaben sich gegenüber Bild 2 nur geringe Abweichungen. Bild 4 zeigt C_D für das oberwasserseitig ausgerundete Wehr mit R = 2, 4, 6 und 8 inches. Obwohl also das Verhältnis R/H stark variiert, resultieren nach Woodburn hinsichtlich C_D nahezu keine Unterschiede. Im Bereich $0{,}2 < H/L < 0{,}8$ darf demnach mit einer mittleren C_D-Kurve gerechnet werden, die mit H/L leicht zunimmt und dem Grenzwert 0,355 zustrebt. Das ausgerundete Wehr besitzt jedoch im untersuchten Bereich einen rund 8 % grösseren C_D-Wert als das scharfkantige Wehr, entsprechend C_R = 1,08.

Die erste detaillierte Untersuchung in deutscher Sprache lieferte *Keutner* (1934). Er suchte nach einer Beziehung für den Durchflussbeiwert, der die Geometrie der Wehrkrone enthielt und so allgemein anwendbar wäre.

Keutner stellte vorerst grossflächige Ablösungen unterwasserseitig der scharfkantigen Wehrkrone fest, deren maximale Längsausdehnung rund 77 % und die Höhenausdehnung rund 15 % von der Überfallhöhe h_o beträgt (Bild 8). Diese Tatsache führte auf eine vollkommen neue Ansicht bezüglich des kritischen Durchflusses gegenüber der konventionellen Vorstellung *Bélangers,* der den Abfluss mit Hilfe der kritischen Tiefe zu berechnen versuchte. Der zugehörige C_D-Wert beträgt dann wie erwähnt C_D^* = 0,385 und ist demnach um einiges grösser als nach Bild 2 oder Bild 3, falls kleine Verhältnisse von H/L betrachtet werden. Hinsichtlich des Einflusses der Wehrlänge L auf C_D fand *Keutner* keine allgemeine Beziehung, sondern im Mittel für $L/w > 1{,}5$ einen C_D-Wert von 0,324. Dafür gilt für die Wassertiefe an der Wehroberkante $h_w = 0{,}9\ h_o$, falls $L/w > 0{,}8$. Wie bereits *Woodburn* wies *Keutner* schliesslich auf verschiedene Abflussformen über das breitkronige Wehr hin.

Der zweite Teil von *Keutners* Untersuchung bezog sich auf ausgerundete Kronen. Die C_D-Werte passen gut zu denjenigen nach Bild 4, d.h. vorerst nimmt C_R zu bis auf einen Maximalwert, um dann nahezu konstant zu bleiben. Es wurde auf eine maximale Überfallmenge hingewiesen, die für jede Überfallhöhe H und Wehrlänge L bei einer optimalen Ausrundung existiere. Auf die Bodendrücke wurde aber nicht eingegangen.

Als Weiterentwicklung der Untersuchungen von *Musterle, Woodburn* und *Keutner* darf diejenige von *Doeringsfeld* und *Barker* (1941) betrachtet werden, wurde doch nochmals versucht, den breitkronigen Überfall mit dem Impulssatz rechnerisch anzugehen. Nimmt man nämlich die Druckverteilung an der Wehrvorderseite hydrostatisch an mit einer Druckhöhe von $h_o + w$ (Bild 5), so gilt mit $K = H/h_3$ und $W = w/H$

$$C_d = \frac{1}{2}\left[\frac{K^2-1}{K^2}\ \frac{W+1}{K(W+1)-1}\right]^{1/2}. \qquad (6)$$

K setzt also das Verhältnis von Abflusstiefe im Unterwasserquerschnitt zur Überfallhöhe h_o fest. Dieser Wert wurde experimentell ermittelt. Anhand von Druckbohrungen längs des ganzen Wehrkörpers liess sich die Annahme hydrosta-

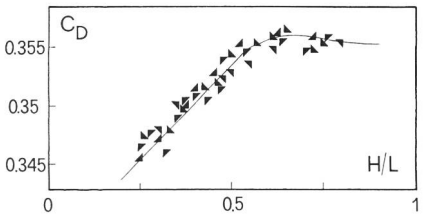


Bild 4. Überbeifallwert C_D in Abhängigkeit von H/L für breitkronige Wehre mit oberwasserseitigem Ausrundungsradius R[in] = (◣) 2, (◢) 3, (◤) 6 und (◥) 8 nach *Woodburn* (1932). (——) mittlere Versuchskurve.

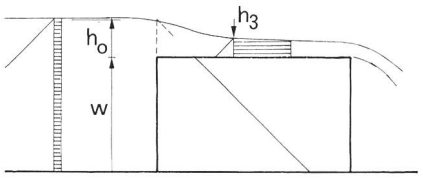


Bild 5: Annahmen von *Doeringsfeld* und *Barker* (1941) zur Berechnung des scharfkantigen, breitkronigen Überfalls.

tischen Druckes auf die obere Wehrseite recht gut mit den Messungen verifizieren. Mit h_3 wurde jene Wassertiefe bezeichnet, bei der das Minimum im Wasserspiegel auftrat. Diese Konfiguration stellt sich jedoch nur bei langen Wehren $0{,}1 < L/H < 0{,}4$ ein, wie noch zu besprechen sein wird.

Hinsichtlich des Wertes K wurde ein Mittelwert von $K = 2$ gefunden. Dann gilt also Gl. (6) für

$$C_d = \frac{\sqrt{3}}{4}\left(\frac{W+1}{2W+1}\right)^{1/2}. \qquad (7)$$

Beim Wehr mit kleiner Überfallhöhe ($W \gg 1$) folgt demnach $C_d = (1/4)(3/2)^{1/2} = 0{,}306$. Dieser Wert ist um rund 20 % kleiner als C_D^* nach dem konventionellen kritischen Abfluss. Hier wird die Schwierigkeit der Ermittlung des Durchflusses aufgezeigt, hängt doch C_d nach Gl. (7) nicht von der Wehrlänge L ab. Gl. (7) darf deshalb als ein Resultat vereinfachter Annahmen betrachtet werden, das jedoch wenig mit einer exakten Beziehung zu tun hat, wie auch aus den Diskussionsbeiträgen hervorging.

Basierend auf den vorangehend besprochenen Messungen, versuchte *Tracy* (1957) weitere Eigenschaften des Abflusses über breitkronige Wehre abzuleiten. Aufbauend auf Messdaten nach *Woodburn* (1932) und *Prentice* (1935), konnte er nachweisen, dass die auf die Zuflusstiefe h_o bezogenen Oberflächenprofile $Y(X)$ mit $X = x/h_o$ und $Y = h/h_o$ im Bereich $X < 2$ ineinander übergehen (Bild 6). Dabei ist der Bereich auf $0{,}1 < H/L < 0{,}35$ einzuschränken.

Beim breitkronigen Wehr mit scharfer Oberwasserkante bemerkt man den Minimalwert $Y_{min.} = 0{,}52$ bei $X \approx 3{,}3$. Anschliessend verzögert sich der Abfluss infolge der Wandreibung. Am Absturzquerschnitt ($x = L$) stellt sich eine Wassertiefe von rund 0,43 h_o ein. Ist die Wehrlänge L genügend gross, so kann sich ein Übergang Schiessen–Strömen ausbilden. Bei glatter Sohle bildet sich der Wassersprung mit ondulierender Oberfläche aus, falls $H/L < 0{,}08$. Im Gegensatz dazu entsteht für das kurze Wehr ($H/L > 0{,}35$) ein vollständig gekrümmtes Oberflächenprofil, welches gegen den Extremfall des scharfkantigen Wehres strebt ($H/L \gg 1$). Die Oberflächenprofile beim Wehr mit ausgerundeter Oberwasserkante verlaufen weniger steil. Im Bereich $X < 1$ herrscht wiederum vollständige Ähnlichkeit.

Was den Überfallbeiwert betrifft, bestätigte *Tracy* die Wahl von H anstelle von h_o als Bezugsgrösse, da damit der Einfluss der Zuflussgeschwindigkeit resp. der Froude-Zahl **F** weitgehend in die Rechnung einbezogen werden könne. Ebenfalls zeigte ein Vergleich der C_D-Werte nach Experimenten von *Bazin* (1896), *Horton* (1907), *Woodburn* (1932), *Keutner* (1934), *Prentice* (1935) und *Doeringsfeld* und *Barker* (1941) Abweichungen der mittleren Versuchskurven von weniger als ±1 %. Alle Kurven beziehen sich auf unterwasserseitig ausreichend belüftete Überfallstrahlen. Nach *Tracy* existieren jedoch nicht genügend Daten, um den Einfluss der Kronenausrundung C_R zu ermitteln. Ebenfalls Einflüsse der Reynolds-Zahl und der Oberflächenrauhigkeit liessen sich noch nicht abschätzen.

Eine weitere theoretische Studie, die sich auf das reiche Versuchsmaterial stützte, stellte *Hall* (1962) vor. Anstatt von der Ablösungszone unterwasserseitig der scharfen Wehrkrone auszugehen, baute sein Berechnungsmodell auf die Entwicklung einer turbulenten Grenzschicht auf. Dies gestattete ihm insbesondere die Ermittlung des Einflusses der Reynolds-Zahl, fügte aber für die Praxis keine wesentlichen Neuheiten an. Die Arbeit war recht umstritten und zeigte gleichzeitig neue Möglichkeiten: der Diskussionsumfang war dreimal so gross wie die ursprüngliche Publikation.

Obwohl bereits eine Vielzahl von Messdaten vorlagen, wurde der Abfluss über ein breitkroniges Wehr erst durch *Govinda Rao* und *Muralidhar* (1963) klassifiziert. In Abhängigkeit der relativen Wehrlänge h_o/L unterschieden sie zwischen (Bild 7)

a) $0 < h_o/L \leq 0{,}1$ langes Wehr,
b) $0{,}1 < h_o/L \leq 0{,}4$ breitkroniges Wehr,
c) $0{,}4 < h_o/L \leq 1{,}5$ kurzes Wehr und
d) $1{,}5$ bis $1{,}9 < h_o/L$ scharfkantiges Wehr.

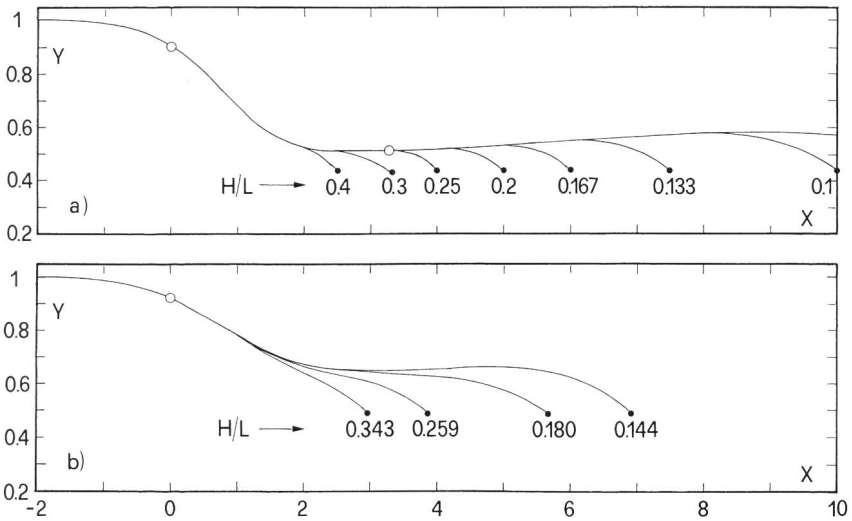
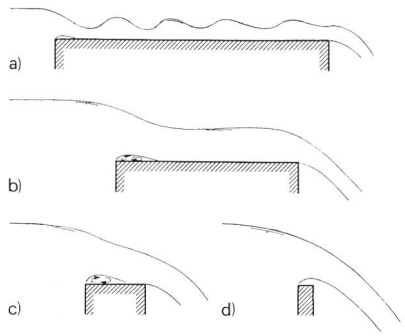


Bild 6. Oberflächenprofile $Y(X)$ für verschiedene relative Wehrlängen H/L nach Tracy (1957) bei a) scharfer und b) ausgerundeter Oberwasserkante.

Bild 7. Klassifikation der Abflussformen über ein breitkroniges Wehr nach *Govinda Rao* und *Muralidhar* (1963), Details siehe Text.



Wie bereits erwähnt, hängt diese Klassifikation eng mit der Ablösungszone an der Kronenoberkante zusammen. Der typische Abfluss über das breitkronige Wehr ergibt sich demnach im Falle b).

Es ist das Verdienst von *Singer* (1964), die bisherigen Messdaten nochmals eingehend untersucht zu haben. Er fand, dass der Überfallwert C_D des breiten Wehres mit scharfer Kante dargestellt werden kann durch

$$C_D = C_{D0}\,(1 + C_w) C_L \tag{8}$$

wobei $C_{D0} = 0{,}849\ C_D^* = 0{,}326$ einen Basiswert bezeichnet, C_w den Einfluss der Wehrhöhe w beinhaltet und C_L den Einfluss der Wehrlänge wiedergibt. Die Resultate von *Singer* lassen sich wie folgt analytisch erfassen

$$\begin{aligned} 0 \quad &< H/(H+w) < 1/3, \quad C_w = 0; \\ 1/3 &< H/(H+w) < 2/3, \quad C_w = \frac{1}{3}\left[\frac{H}{H+w} - \frac{1}{3}\right]^{3/4}. \end{aligned} \tag{9}$$

Deshalb ist bei der Darstellung des Durchflusses nach Gl. (3) kein Einfluss der Zuflussgeschwindigkeit festzustellen für $H/(H+w) < 1/3$, d.h. bei Wehren mit nicht extrem grossen Überfallhöhen $H < w/2$. Praktisch darf also fast durchwegs $C_w = 0$ angenommen werden.

Der Einfluss der relativen Wehrlänge $\xi_L = H/L$ nach den Auswertungen von *Singer* lässt sich darstellen durch die Beziehung (*Sinniger* und *Hager* 1989)

$$C_L = (1 - \Phi)^{-1}\left[1 - \frac{\Phi}{(1 + \xi_L^4)}\right] \tag{10}$$

mit $\Phi = 2/9$. Man bemerke, dass für $\xi_L < 1/3$ praktisch kein Einfluss der Wehrlänge vorliegt. Die in Bild 2 tiefen C_D-Werte für kleine Zahlen ξ_L müssen Massstabseinflüssen zugeschrieben werden. *Singer* (1964) zeigte weiter, dass sich die Einflüsse aus Wehrhöhe nach Gl. (9) und Wehrlänge nach Gl. (10) nach Gl. (8) multiplizieren. Wird dieses Bauwerk zu Durchflussmessungen eingesetzt, so sollen die folgenden Bedingungen eingehalten werden:

$$\begin{aligned} h_o &> 7{,}5 \text{ cm}, \\ b &> 30{,}0 \text{ cm}, \\ w &> 15{,}0 \text{ cm}, \\ 0{,}08 &\le h_o/L \le 0{,}85 \text{ und} \\ 0{,}18 &\le h_o/(h_o+w) \le 0{,}60. \end{aligned}$$

Aufbauend auf einer Diskussion zur Publikation von *Engel* und *Stainsby* (1962) testete *Harrison* (1964) den Vorschlag von *Singer* (1964). Er konnte die Beziehungen im wesentlichen verifizieren. Weiter wies er aber auf die Einschränkungen hin sowie auf die Ausführung einer wirklich scharfen Oberwasserkante. In der Folge wandte er sich jedoch dem breitkronigen Wehr mit ausgerundeter Oberwasserkante zu (*Harrison* 1967). Analog dem Vorgehen von *Hall* (1962) versuchte auch er Reynolds-Effekte durch die Grenzschichtdicke zu modellieren. Zudem zog er das breitkronige Wehr mit ausgerundeter Krone dem scharfkantigen vor. Als Minimalradius wurde $R = H/9$ empfohlen, da sonst Ablösungen entlang der Wehrkrone auftreten. Bis heute hat sich dieses Bauwerk zur Durchflussmessung jedoch nicht durchgesetzt.

Eine weitere experimentelle Arbeit stellten *Surya Rao* und *Shukla* (1971) vor. Sie bezogen die Durchflussgleichung jedoch nur auf vier ausgewählte Werte von H/L und haben deshalb einen Rückschritt in der Entwicklung gemacht. Interessanter ist eine auf die Absturztiefe h_b an der Wehrunterkante bezogene Durchflussgleichung, die aber ebenfalls nur für drei ausgewählte Werte von H/L angegeben wurde. Zudem gaben *Ranga Raju* et al. in der Diskussion den Einfluss des Parameters H/L bei ausgerundeter Oberwasserkante an, bei dem keine Ablösung auftrat. Danach gilt für den Durchflussbeiwert näherungsweise

$$C_D = 0{,}340\left[1 + 0{,}130\,(H/L)^{3/5}\right]^{3/2}. \tag{11}$$

Der Abfluss ist dann um rund 8 % grösser als beim breitkronigen Wehr mit einer scharfkantigen Krone. *Mittal* und *Ranga Raju* (1977) haben diese Resultate noch ausgedehnt.

Der Einfluss des Ausrundungsradius R wurde nochmals durch *Salih* und *Francis* (1971) analysiert. Ihr Modell war jedoch zu klein und die Messungen zu wenig systematisch, um das Problem abschliessend zu lösen.

Moss (1972) wandte sich wiederum dem breitkronigen Wehr mit scharfer Oberkante zu. Er untersuchte speziell die Ablösungsgeometrie, welche näherungsweise durch eine Zone konstanten Druckes betrachtet werden dürfe, die durch die äussere Strömung gebunden werde. In letzterer herrsche nahezu eine Potentialströmung, während in der «Blase» eine turbulente Mischungszone vorliege (Bild 8). *Moss* löste die Laplace-Gleichung im äusseren Strömungsgebiet, wobei er die Blase durch eine freie Stromlinie fixierte, in der eine konstante Druckhöhe von 0,60 bis 0,61 H herrscht.

Durch Modellversuch wurde ermittelt, dass der Druck längs der Blase leicht variierte von 0,58 H am Blasenanfang zu einem Maximum von rund 0,69 H bei der maximalen Blasendicke, um anschliessend wieder zu sinken auf etwa 0,60 H bei Blasenende. Die maximale Blasendicke betrug rund $e = 0{,}15\ H$. *Keutner* (1934) fand optisch etwa dieselbe Zahl.

Ranga Raju und *Ahmad* (1973) betrachteten das breitkronige Wehr sowohl im prismatischen wie auch im sich verengenden Rechteckkanal. Hinsichtlich des üblichen Falles wichen ihre Resultate ebenfalls von denen nach *Govinda Rao* und *Muralidhar* (1963) ab. Wie von *Muralidhar* (1964) erklärt wurde, bezogen sich deren Messwerte auf den in Unterwasser seitlich nichtgeführten Kanal, während bei allen anderen Messungen der Kanal prismatisch über den Wehrkörper hinaus weitergeführt wurde. Die Messungen von Singer zeigten auch Abweichungen, und der Ansatz von Hall wurde von den Messungen überhaupt nicht erfüllt. Die Messungen waren jedoch im Einklang mit denjenigen von *Bazin, Horton* und *Kikkawa* et al. (1961).

Für das sich im Zulauf verengende, breitkronige Wehr mit der Wehrbreite b und der Breite $b_o > b$ des Zulaufkanals lassen sich die Ergebnisse von *Ranga Raju* und *Ahmad* durch die verallgemeinerte Beziehung (8) darstellen

$$C_D = C_{D0} \cdot C_L \cdot C_R \cdot C_B \cdot (1 + C_w) \tag{12}$$

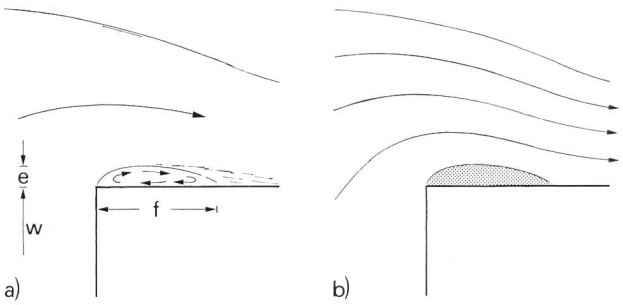


Bild 8. Ablösungszone an Wehroberkante, a) Definitionsskizze, b) rechnerisches Ersatzmodell nach *Moss* (1972).

mit C_B als Einflussparameter der Zulaufbreite. Dabei hing C_B für $0{,}25 \leq b/b_o \leq 0{,}75$ wesentlich nur von $H/L < 1{,}6$ ab. Näherungsweise gilt

$$C_B = 1 - \frac{0{,}133}{(1 + \xi_L^4)} . \qquad (13)$$

Demnach besitzt die Einschnürung keinen direkten Einfluss auf den Korrekturfaktor C_B. Da in diesen Untersuchungen der Einfluss von der Wehrhöhe w und des Ausrundungsradius R nicht relevant waren, gilt $C_w = 0$.

Crabbe (1974) dehnte den Anwendungsbereich des breitkronigen Wehres nach *Singer* auf $0{,}08 < H/L < 2$ und $0{,}22 < H/w < 2{,}5$ aus. Die Messung der Oberwassertiefe h_o bezieht sich auf den Querschnitt, der zwei- bis dreimal gleich der maximalen Überfallhöhe H von der Wehroberkante entfernt ist. Gegenüber *Singer* (1964) ergaben sich Änderungen des Wertes C_w für $H/L > 0{,}5$. Schliesst man jedoch den Bereich $H/(H+w) > 0{,}6$ aus, so variierte nach *Crabbe* (1974) der Korrekturwert nahezu nur mit dem Parameter H/L. Durch Wahl des Parameters $\Phi = 1/4$ anstelle von $\Phi = 2/9$ in Gl. (10) lassen sich aber diese Abweichungen auf rund 2 %, d. h. der Messgenauigkeit, reduzieren.

Die Resultate von *Singer* und *Crabbe* wurden durch *Sreetharan* (1988) nochmals ausgeweitet auf $0{,}08 < H/L < 5{,}6$ und $0{,}06 < H/w < 4$, entsprechend $H/(H+w) \leq 0{,}8$. Im allgemeinen konnten die bisherigen Angaben bestätigt werden, obwohl leicht höhere Überfallbeiwerte gefunden wurden. Weiter wurden die Abflüsse je nach dem Wert H/L in vier Typen eingeteilt:

I	$H/L < 0{,}08$	Bereich ondulierender Abflüsse, bei denen in Labormessungen meistens Viskositätseffekte auftreten,
II	$0{,}08 < H/L < 0{,}40$	konstanter Überfallbeiwert, typischer Abfluss über breitkroniges Wehr,
III	$0{,}40 < H/L < 1{,}50$	beträchtlicher Einfluss der Stromlinienkrümmung, je nach Wehrhöhe und Unterwasserstand durch Ablösung beeinflusst und
IV	$H/L > 1{,}5$	nahezu Überfallströmung wie bei scharfkantigem Wehr.

Bei den Abflusstypen I und II hat die Strahlbelüftung im Unterwasser des Wehrkörpers keinen Einfluss auf den Überfallbeiwert. Bei grossen Werten von H/L können sich jedoch beträchtliche Unterschiede einstellen. Für Messzwecke sollte deshalb die einwandfreie Belüftung garantiert oder lediglich Wehre mit $H/L < 1{,}5$ verwendet werden. Dann bleibt dieser Einfluss immer unter 1 %.

Ramamurthy et al. (1987) gelang es nachzuweisen, dass die Druckverteilung von oben mit $0 < R/w < 0{,}008$ ausgerundeten Körpern gleich scharfkantigen Elementen ist. Für $0{,}094 < R/w < 0{,}25$ ergab sich eine beträchtliche Unterdruckbildung und somit eine Durchflusssteigerung. Der Einfluss des Krümmungsradius R auf den breitkronigen Überfall wurde nochmals durch *Ramamurthy* et al. (1988) untersucht. Sie unterschieden drei Fälle:

1	$0{,}000 \leq R/w < 0{,}094$	wenig ausgerundetes Wehr,
2	$0{,}094 \leq R/w < 0{,}250$	mittelmässig ausgerundetes Wehr und
3	$0{,}250 \leq R/w < 1{,}000$	gut ausgerundetes Wehr.

Im Bereich 1 lassen sich die Oberflächenprofile nach Bild 6a aufzeichnen. Sie stimmen grundsätzlich mit denen für $R/w = 0$, also des scharfkantigen Wehres, überein. Der Einfluss der Ausrundung ist dann klein, und C_D darf wie beim Wehr mit scharfer Kante berechnet werden.

In den Bereichen 2 und 3 senkt sich das Oberflächenprofil mit zunehmendem Wert R/w weniger ab, der C_D-Wert nimmt deshalb mit R/w zu. Im Bereich 2 hat die Bodendrucklinie im Bereich der Kantenkrümmung ein ausgeprägtes Minimum, während für den Bereich 3 die Drucklinie kontinuierlich sinkt.

Der Verlauf des Krümmungswertes C_R konnte bis heute noch nicht geklärt werden. Ausführliche Analysen mit dem vorliegenden Zahlenmaterial zeigten keine systematische Variation von C_R, weder mit H/R noch mit (H/R) (H/w). Dagegen liess sich C_R mit dem Verhältnis der beiden letzten Parameter, also mit R/w, korrelieren. Bild 9 zeigt C_R in Abhängigkeit vom relativen Krümmungsradius und ergibt als mittlere Beziehung

$$C_R = 1 + 0{,}1\,[\bar{\rho}\,\exp(1-\bar{\rho})]^{1/2} \qquad (14)$$

mit $\bar{\rho} = 3\,R/w$. Dabei wurde der Basiswert bei *Keutner* von 0,489 auf 0,500 korrigiert und die Serie mit $L = 25$ cm bei *Kikkawa* et al. (1961) nicht berücksichtigt.

Gl. (14) gilt für $0{,}08 \leq R/w \leq 1$. Für kleinere Werte löst sich der Abfluss von der Krone ab und es gilt nahezu $C_R = 1$. Der Maximalwert von $C_R \approx 1{,}1$ stellt sich bei rund $0{,}2 < R/w < 0{,}4$ ein, wird R/w darüber hinaus gesteigert, so nehmen die Unterdrücke und damit die Bodengeschwindigkeit wieder ab. Für $R/w \to \infty$ strebt deshalb C_R gegen Eins.

Da bis heute noch keine systematischen Versuche über den Einfluss vom Ausrundungsradius gefahren wurden, darf die Genauigkeit von Gl. (14) mit etwa ±2 % im Mittel und ±5 % für extreme Einzelwerte angenommen werden. Dies ist für eine labormässige Durchflussmessung zu ungenau, falls die Zusatzschwankungen infolge der Parameter H/L und H/w zusätzlich berücksichtigt werden. Immerhin scheint es als gesichert, dass für den Überfallbeiwert C_D die Gl. (12) gilt, wobei C_L nur den Einfluss der relativen Wehrlänge H/L und C_R den Einfluss der relativen Kronenausrundung R/w beinhaltet. Die vier geometrischen Parameter H, L, R und w treten im prismatischen, tiefen Rechteckkanal ($C_w = 0$, $C_B = 1$), also unabhängig voneinander, nur in den zwei Parametergruppen (H/L) und (R/w) auf.

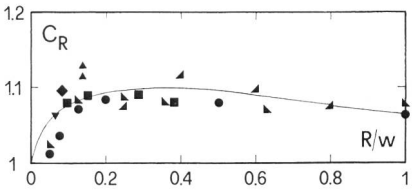


Bild 9. Krümmungseinfluss C_R in Abhängigkeit von der relativen Ausrundung R/w nach Messwerten von (▲) *Bazin* (1896), (■) *Woodburn* (1932, (◢) *Keutner* (1934), (▼) *Kikkawa*, et al. (1961), (●) *Salih* und *Francis* (1971), (◆) *Ranga Raju* und *Ahmad* (1973) und (◣) *Ramamurthy*, et al. (1988).

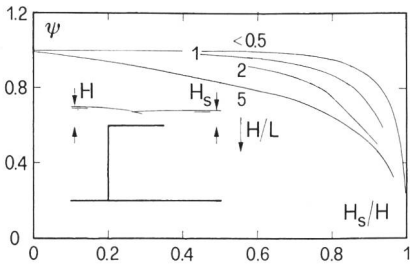


Bild 10. Einstaufaktor Ψ in Abhängigkeit von der relativen Einstauhöhe H_s/H nach Messdaten von *Fendt* (1936), sowie Definition des Abflusses.

Eingestauter Abfluss

Gemäss dem Prinzip, nach dem möglichst alle eine Beziehung beeinflussenden Parameter unabhängig voneinander in Rechnung gestellt werden sollten, versucht man den eingestauten Durchfluss Q_s durch den nichteingestauten Durchfluss Q darzustellen. Der Einstaufaktor ψ wird demnach definiert durch

$$Q_s = \psi \cdot Q. \tag{15}$$

Dabei sollte nun ψ lediglich noch abhängen von der Einstaugeometrie, d.h. insbesondere von der vom Kronenniveau aus gemessenen Einstauhöhe H_s. Dies ist jedoch nicht der Fall, da auch andere Parameter den Einstaufaktor ψ zusätzlich beeinflussen. Häufig sind die Ansprüche an eingestaute Wehre aber erheblich kleiner als an nichteingestaute Überfälle. Deshalb darf Gl. (15) als ein vernünftiger Kompromiss für praktische Aufgaben betrachtet werden.

Bild 10 zeigt eine Auswertung der Resultate von *Fendt* (1936) für das modifizierte, breitkronige Wehr, welches nur aus der vertikalen Oberwasserseite und der horizontalen Wehrkrone besteht. Daraus erkennt man eindeutig einen Einfluss der relativen Wehrlänge H/L, welcher jedoch für $H/L < 0{,}5$ verschwindet.

Eine recht umfangreiche Untersuchung zum Einstaufaktor ψ für verschiedene Wehrformen lieferten *Boor* und *Ondruskova* (1967). Hinsichtlich des breitkronigen Wehres fanden sie Einstaufreiheit je nach dem Wert von H/L von rund $\sigma = H_s/H = 0{,}6$.

Die Arbeit von *Abou-Seida* und *Quraishi* (1976) bezog sich u.a. auf ausgerundete, breitkronige Wehre. Vorerst stellten sie fest, dass Wehre mit $R/L \geq 0{,}75$ maximale Durchflusskoeffizienten ergaben. Ihre Tests bei eingestautem Durchfluss für $R/L = 0{,}75$ zeigten eine Zunahme des ψ-Wertes mit der Länge des Wehres. Daraus ergibt sich, dass der ψ-Wert zunimmt mit zunehmendem Verhältnis L/H. In der Tat sind der scharfkantige und der breitkronige Überfall Extremfälle, alle anderen Kombinationen von R/L resp. H/L liegen dazwischen. Leider erlauben die Messwerte keine quantitative Analyse.

Aus der Untersuchung von *Ranga Raju* et al. (1978) geht hervor, dass Massstabseffekte sich nicht einstellen für $\mathbf{R}^{1/2}\mathbf{W}^{3/5} > 900$ mit $R = (gH^3)^{1/2}\,\upsilon^{-1}$ als Reynolds-Zahl und $\mathbf{W} = \rho g H^2\,\sigma^{-1}$ als Weber-Zahl mit υ als kinematische Zähigkeit und σ als Oberflächenspannung. Für Wasser üblicher Temperatur gilt dann etwa $H > 32$ mm, damit sowohl Oberflächenspannung als auch Viskosität keinen Einfluss besitzen. Weiterhin wurde festgestellt, dass mit ±5 % Genauigkeit der ψ-Wert nur abhängt von Einstauverhältnis H_s/H. Die Einstaugrenze wurde für das breitkronige Wehr mit 75 % beziffert, diese liesse sich bei geeigneten Ober- und Unterwasserböden sogar noch erhöhen.

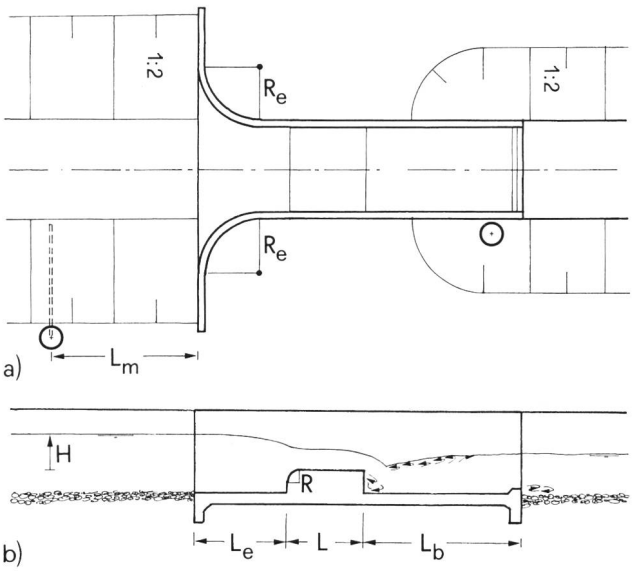


Bild 11. Durchflussmessung, basierend auf breitkronigem Überfall nach *Smith* (1958), a) Grundriss und b) Längsschnitt.

Leider liegt heute nicht ausreichend Zahlenmaterial vor, das den Einstaufaktor endgültig bestimmen liesse. Die Analyse der vorangehenden Untersuchungen lässt aber den Schluss zu, dass ψ näherungsweise nur mit der relativen Einstauhöhe $\sigma = H_s/H$ variiert. Gemäss der Angaben des Einflusses beim freien Überfall muss der relativen Wehrlänge H/L eine primäre Bedeutung zugeordnet werden. Die Einstaufreiheit $\psi = 1$ scheint zu steigen mit abnehmendem Wert von H/L. Beschränkt man sich auf ±5 % Genauigkeit, so darf die Einstaugrenze $\sigma_o = \sigma$ ($\psi = 1$) angeben werden durch

$$\sigma_o = 0{,}85 \tanh (L/H). \tag{16}$$

Weiter ergeben sich aus den oben erwähnten Messdaten für den Einstaufaktor

$$\psi = \left(\frac{1-\sigma}{1-\sigma_o}\right)^{1/3}, \quad \sigma \geq \sigma_o. \tag{17}$$

Für $\sigma < \sigma_o$, ist anstelle von Gl. (17) die Beziehung für den freien Überfall ($\psi = 1$) anzusetzen. Für die Spezialfälle des scharfkantigen Überfalls ($L/H = 0$) und des sehr langen, breitkronigen Überfalls ($H/L = 0$) wird $\sigma_o = 0$ resp. $\sigma_o = 0{,}85$. Daraus geht klar hervor, dass die Einstaufreiheit zunimmt mit der relativen Kronenlänge L/H des Wehres.

Anwendungsbeispiel

Den Abfluss über das ausgerundete, breitkronige Wehr untersuchte *Smith* (1958). Dabei fand er – wie bereits *Woodburn* – keinen Einfluss des relativen Ausrundungsradius R/H auf den C_D-Wert. Bemessungszwecken sollte ein Verhältnis von $R/H = 0{,}4$ zugrunde gelegt werden. Er wies auch keinen Einfluss einer lokalen Kanalkontraktion nach Bild 11 nach, falls die Einlauflänge L_e mindestens 2,5 H und der Ausrundungsradius zum Zulaufkanal $R_e = 2\,H$ betragen. Ein gerades Übergangsstück von mindestens 0,5 H ist damit unerlässlich. Der Unterwassereinstau darf rund 70 % betragen, ohne Einfluss auf die Durchflusskurve. Bei 30 % Einstau sind optimale Verhältnisse zu erwarten. Als Bassinlänge wurde der Minimalwert $L_b/H = 5$ vorgeschlagen. Um die optimale Funktion der Durchflussmessung zu gewährleisten, ist diese Zahl allenfalls auf 15 zu erhöhen.

Der Ort der Oberwasserspiegelmessung sollte rund $L_m/H = 5$ betragen (Bild 11). Er ist ausserhalb des Kanals anzubringen, um den Zufluss nicht zu stören (*Bos* 1976). Um die Einstauverhältnisse zu prüfen, ist ein zweiter Pegel im Unterwasser vorzusehen. Bei Betrieb über 70 % Einstau lässt sich somit der Einstaufaktor errechnen. Die Genauigkeit der Anlage ist dann jedoch reduziert.

Zusammenfassung

Der Abfluss über den breitkronigen Überfall wurde analysiert. Spezielle Aufmerksamkeit erhielt dabei der auf die Energiehöhe H bezogene Durchflussbeiwert C_D. Für Überfallhöhen grösser als 5 bis 7 cm treten keine Massstabseffekte infolge der Viskosität und der Oberflächenspannung auf. Dann lässt sich C_D nur in Abhängigkeit der Geometrie nach Gl. (12) für den freien Überfall angeben und als entsprechende Erweiterung nach Gl. (15) für den eingestauten

Überfall. In Gl. (12) berücksichtigt C_{D0} = 0,327 den Basiswert, $C_L \geq 1$ den Einfluss der Kronenlänge nach Gl. (10) mit $\Phi = 2/9$, $C_R \geq 1$ den Einfluss der Oberwasser-Kronenkrümmung nach Gl. (14), $C_B \leq 1$ den Einfluss der Verengung im Zulaufkanal nach Gl. (13) und $C_w \geq 0$ den Einfluss der Wehrhöhe w nach Gl. (9). Beim eingestauten Überfall hängt ψ noch vom Einstaumass H_s/H nach Gl. (17) ab. Damit ist es anhand des reichen Versuchsmaterials gelungen, den Einfluss aller geometrischen Parameter auf den Durchflussbeiwert – mindestens provisorisch – zu ermitteln. Soll der breitkronige Überfall zu Messzwecken verwendet werden, so ist vom allgemeinen Falle vorderhand abzusehen. Es wird momentan empfohlen, die Oberwasserkante scharf auszubilden ($R = 0$), die Wehrhöhe grösser als die maximale, doppelte Überfallhöhe zu wählen ($w > 2\ H$), den Kanal prismatisch auszuführen und einen Einstau von höchstens 50 % zu tolerieren. Dann wird $C_R = C_B = \psi = 1$ und $C_w = 0$, womit sich Gl. (12) auf die Basisbeziehung $C_D = C_{D0} \cdot C_L$ reduziert. Der Durchfluss dürfte dann auf ±1,5 bis 2 % genau ermittelt werden.

Neben der Durchflussgleichung wurde auch dem Oberflächenprofil Beachtung geschenkt und eine dazugehörige Klassifikation des Abflusses mitgeteilt. Der Abflussprozess über den breitkronigen Überfall wurde analysiert und jüngste Anstrengungen, dieses Bauwerk als Durchflusselement einzuführen, erwähnt. Die Eigenheiten des eingestauten Überfalls wurden abgeleitet und es wurde darauf hingewiesen, dass sich breitkronige Überfälle hoch einstauen lassen ohne eine entsprechende Reaktion des Oberwassers.

Literaturnachweis

Abou-Seida, M. M., und *Quraishi, A. A.* (1976). A flow equation for submerged rectangular weirs. «Proc. Institution of Civil Engineers» (London) *61* (2): 685–696.

Bazin, H. (1896). Expériences nouvelles sur l'écoulement en déversoir. «Annales des Ponts et Chaussées» *66* (2/2): 645–731.

Bazin, H. (1898). Expériences nouvelles sur l'écoulement en déversoir. Dunod, Paris.

Boor, B., und *Ondruskova, M.* (1967). Contribution to the problem of calculation of submerged weir. «Sbornik Vysokého Uceni Technického v Brno» (1/2): 235–241 (in Tschechisch).

Bos, M. G. (1976). Discharge Measurement Structures. Laboratorium voor Hydraulica en Afvoerhydrologie, Rapport 4. Landbouwhogeschool: Wageningen, Nederland.

Crabbe, A. D. (1974). Some hydraulic features of the square-edged broad-crested weir. «Water and Water Engineering» *78* (10): 354–358.

Doeringsfeld, H. A., und *Barker, C. L.* (1941). Pressure-momentum theory applied to the broad-crested weir. «Trans. ASCE» 106: 934–969.

Engel, F. V. A., und *Stainsby, W.* (1962). Broad-crested weirs. «The Engineer» 214: 537–538; 214: 848.

Fendt, T. (1936). Untersuchungen an vollkommenen und unvollkommenen Überfällen. «Mitteilung» 8: 69–92. Hydraulisches Institut TH München, ed D. Thoma, München.

Govinda Rao, N. S. und *Muralidhar, D.* (1963). Discharge characteristics of weirs of finite-crest width. «La Houille Blanche» *18* (5): 537–545.

Hall, G. W. (1962). Analytical determination of the discharge characteristics of broad-crested weirs using boundary layer theory. «Proc. Institution of Civil Engineers» (London) 22: 177–190; 28: 514–548.

Harrison, A. J. M. (1964). Some comments on the square-edged broad-crested weir. «Water and Water Engineering» *68* (11): 445–448.

Harrison, A. J. M. (1967). The streamlined broad-crested weir. «Proc. Institution of Civil Engineers» (London) 38: 657–678; 40: 575–599.

Horton, R. E. (1907). Weir experiments, coefficients, and formulas. Dept. of the Interior, US. Geological Survey, «Water-Supply and Irrigation Paper» 200. Government Printing Office, Washington.

Kandaswamy, P. K., und *Rajaratnam, N.* (1959). Diskussion zu «Calibration of a submerged broad-crested weir» von R. A. Smith, «Proc. ASCE, Journal of Hydraulics Division» *85* (HY9): 119–124.

Keutner, C. (1934). Strömungsvorgänge an breitkronigen Wehrkörpern und an Einlaufbauwerken. «Bauingenieur» *15* (37/38): 366–371; *15* (39/40): 389–392.

Kikkawa, H., Ashida, K., und *Tsuchiya, A.* (1961). Study on the discharge coefficient of broad-crested weirs. «Journal of Research» Public Works Research Institute Tokyo *5* (4): 1–20.

Mittal, M. K., und *Ranga Raju, K. G.* (1977). Determination of crest height for Sarda Type falls. «Journal of the Institution of Engineers» (India) 57: 289–292; 58 (1): 168.

Moss, W. D. (1972). Flow separation at the upstream edge of a square-edged broad-crested weir. «Journal of Fluid Mechanics» *52* (2): 307–320.

Muralidhar, D. (1964). Flow over end weirs of finite crest width. «Journal of Irrigation and Power» *21* (2): 233–239.

Musterle, T. (1930). Abflussberechnungen bei Wehren mit breiter Krone mit Hilfe des Impulssatzes. «Wasserwirtschaft» *23* (21): 441–446.

Prentice, T. H. (1935). Hydraulics of the broad-crested weir. M. S. Thesis, Civil Engineering Department, Columbia University, New York.

Rao, N. S. L. (1975). Theory of weirs. «Advances in Hydroscience» 10: 310-409. Academic Press, New York.

Ramamurthy, A. S., Tim, U.S., und *Rao, M. V. J.* (1987). Flow past wall-mounted rectangular and round-nosed rectangular bodies. «Journal of Engineering Mechanics» *113* (10): 1611–1616.

Ramamurthy, A. S., Tim, U. S., und *Rao, M. V. J.* (1988). Characteristics of square-edged round-nosed broad-crested weirs. «Journal of Irrigation and Drainage Engineering» *114* (1): 61–73; *115* (4): 766.

Ranga Raju, K. G,. und *Ahmad, I.* (1973). Discharge characteristics of suppressed and contracted broad-crested weirs. «Journal of Irrigation and Power» (India) *30* (4): 157–166.

Ranga Raju, K. G., Asawa, G. L., Gupta, S. K., und *Sahasrabudhe, S. J.* (1978). Submerged broad-crested weirs. «Flow Measurements of Fluids» 357–362. Editors H. B. Dijstelberger und B. A. Spencer, North Holland Publishing Company.

Ranga Raju, K. G. und *Asawa, G. L.* (1979). Comprehensive weir discharge formulae. «Proc. IMEKO Symposium» 35–38. Tokyo, Japan.

Salih, A. M. A., und *Francis, J. R. D.* (1971). The rounding of the upstream edge of a broad-crested weir. «Proc. Institution of Civil Engineers» (London) *50:* 169-172; 53: 117-121.

Singer, J. (1964). Square-edged broad-crested weir as a flow measurement device. «Water and Water Engineering» *68* (6): 229–235.

Sinniger, R. O., und *Hager, W. H.* (1989). Constructions Hydrauliques–Ecoulements Stationnaires. Presses Polytechniques Romandes, Lausanne.

Smith, C. D. (1958). Open channel water measurements with the broad-crested weir. «Int. Commission on Irrigation and Drainage» Annual Bulletin: 46–51.

Sreetharan, M. (1988). Discharge characteristics of rectangular profiled weirs. «Proc. Nat. ASCE Conf. Hydraulic Engineering» 969–978. S. R. Abt und J. Gessler, editors. ASCE, New York.

Surya Rao, S., und *Shukla, M. K.* (1971). Characteristics of flow over weirs of finite crest width. «Proc. ASCE, Journal of Hydraulics Division» *97* (HY11): 1807–1816; *98* (HY12): 2224–2231; *99* (HY7): 1149–1150.

Swamee, P. K. (1988). Generalised rectangular weir equations. «Journal of Hydraulic Engineering» *114* (8): 945–949.

Tracy, H. J. (1957). Discharge characteristics of broad-crested weirs. US. Dept. of the Interior, «Geological Survey Circular» 397, Washington D.C.

Woodburn, J. G. (1932). Test of broad-crested weirs. «Trans. ASCE» *96:* 387–453.

Anmerkung: Das vorliegende Manuskript diente als Literaturstudium zur Arbeit des Autors, die in «wasser, energie, luft» *84* (1992) S. 152–155 erschienen ist.

Adresse des Verfassers: PD Dr. sc. techn. *Willi H. Hager*, dipl. Bauing. ETH, VAW, ETH Zentrum, CH-8092 Zürich.