

Kapitola 3

Charakter morfologických změn v aluviálních korytech

3.1 Degradáční a agradační procesy dna - vznik výmolů a nánosových lavic

Degradáční a agradační procesy patří k přirozeným procesům na vodních tocích, které jsou v největší míře zodpovědné za morfologické změny v aluviálním korytě. Tyto procesy probíhají v čase s různou intenzitou v závislosti na aktuálních průtočných poměrech. Neméně významný vliv má i geologické složení vrstev, v nichž tok vytváří své koryto, zrnitostní složení splaveninového materiálu, vliv vegetace nebo technických opatření na stabilitu břehů a potenciální schopnost proudu pohybovat splaveninovým materiálem ve směru toku, vyjadřovaná jako transportní kapacita toku.

Rozlišení podmínek, kdy dochází k vymílání dna nebo vytváření nánosových lavic je vcelku evidentní. Rozhodujícím kritériem pro posouzení druhu procesu je lokální bilance mezi přísunem splavenin z horních částí toku a jejich odnosem do dolních úseků toku. Dle charakteru lze morfologické procesy rozdělit na:

- obecnou výmolnou činnost, která se vyskytuje na toku jako důsledek rovnovážné bilance transportních procesů, bez ohledu na přítomnost konstrukčních objektů nebo jakoukoliv antropogenní činnost;
- výmol v zúžení, který se vyskytuje v případě, že konstrukce způsobuje zúžení proudu nebo proudění v inundačním území je koncentrováno stavbami do hlavního řečiště;
- lokální výmol, který je způsoben přímým účinkem konstrukce na proud; tento typ výmolné činnosti vzájemně kombinuje oba výše uvedené typy.

Problematicke vzniku výmolů a jeho charakteristik, ať již z pohledu 1D nebo 2D schematizace, se věnovala celá řada prací. Jako jednu z nejvýznamnějších, která směřovala do oblasti studia morfologické odezvy toku v důsledku změny parametrů jeho koryta, lze jmenovat výzkum prováděný v Ústavu pro hydrauliku, hydrologii a glaciologii při ETH Zürich v letech 1995-8. Práce HUNZINGERA (1998) je kompilací dosavadních i výzkumem nově získaných poznatků o zákonitostech vývoje aluviálních koryt se splaveninovým režimem, jež jsou upravovány pomocí konstrukčních prvků, které iniciují a podporují přirozené morfologické procesy ve vodním toku (ojedinělé výhony, soustavy usměrňovacích prvků, umělá rozšíření a zúžení koryt).

3.2 Prognóza charakteru výmolů a nánosů v aluviálních korytech – režimové rovnice

Jako nejdůležitější morfologické veličiny lze považovat hloubky vznikajících výmolů a výšky splaveninových lavic. ZARN (1997), který se touto problematikou detailně zabýval, definuje hloubku výmolů jako největší zápornou odchylku měřenou ze všech bodů dna ke střední úrovni dna. Pro charakteristiky výmolů navrhuje

$$Y_{sm} = -2,69H e^{\frac{-19,6}{W}}, \quad (3.1)$$

$$Y_{s5\%} = -4,64H e^{\frac{-15,8}{W}}, \quad (3.2)$$

$$Y_{s\max} = -6,07H e^{\frac{-17,6}{W}}, \quad (3.3)$$

kde

$$W = Y Z^{-0,3}, \quad Y = \frac{B_f}{H}, \quad Z = \frac{H}{d}. \quad (3.3a)$$

$Y_{s\ m}$ je střední měřená hodnota hloubky výmolu v příslušném příčném profilu, $Y_{s\ max}$ je absolutně největší měřená hloubka výmolu, $Y_{s\ 5\%}$ je taková hloubka výmolu, která je v 5% rozsahu výmolu dosažena nebo překročena.

Čím širší bude koryto při daném průtoku, tím větší bude relativní hloubka výmolu Y_s/H . Protože se ale současně se vzrůstem šířky koryta zmenšuje hloubka proudění H , nevyskytují se absolutně největší hloubky výmolu $Y_{s\ max}$ v nejvíce širokém profilu koryta. B_f je šířka ve dně, H hloubka proudění a d charakteristický rozměr dnových splavenin.

Podobný vztah navrhuje Zarn i pro výšku splaveninových lavic ve dně u rozvětvených koryt. Výška lavice je definována jako největší kladná odchylka bodu dna od střední úrovně dna v daném příčném profilu. $z_{b95\%}$ má význam výšky lavice v rozvětveném korytě, která je v 95% rozsahu splaveninových lavic v příčném profilu nepřekročena.

$$z_{b\ m} = 1,44H e^{\frac{-15,8}{W}}, \quad (3.4)$$

$$z_{b95\%} = 2,00H e^{\frac{-15,8}{W}}, \quad (3.5)$$

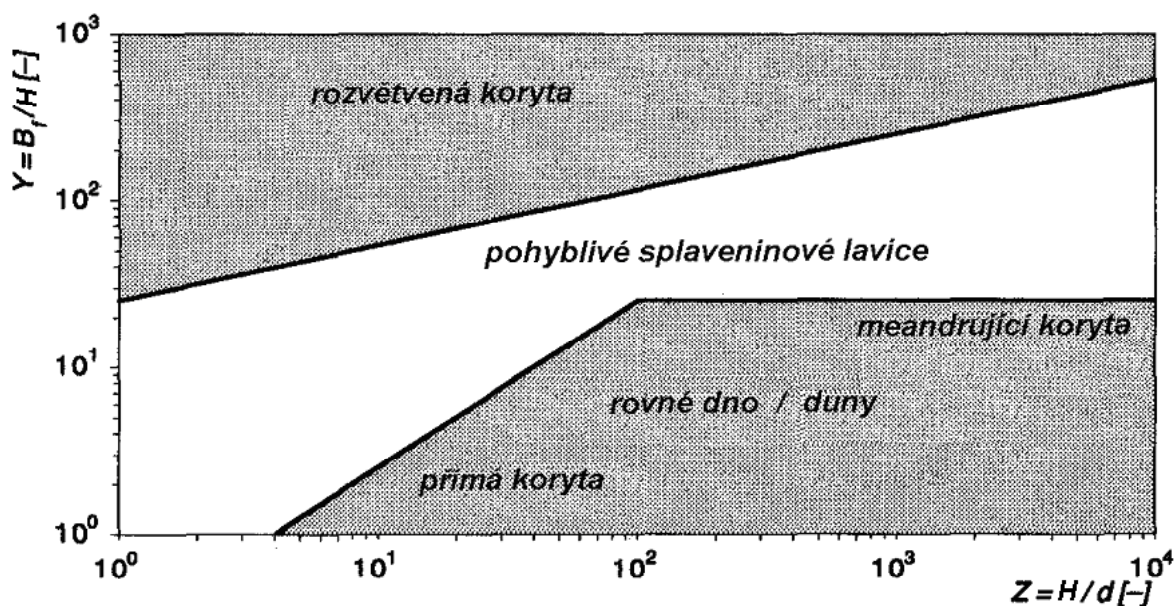
$$z_{b\max} = 2,31H e^{\frac{-16,7}{W}}, \quad (3.6)$$

Platnost rovnic 3.4-3.6 je ale omezena na oblast výskytu rozvětvených koryt, kterou DA SILVA (1991) upřesňuje v obrázku [obr. 3.1](#). Jednotlivé oblasti jsou zde vymezeny následujícími rovnicemi

$$Y = 25,0 Z^{\frac{1}{3}}, \quad (3.7a)$$

$$Y = 0,25 Z \quad (\text{pro } Z < \approx 100), \quad (3.7b)$$

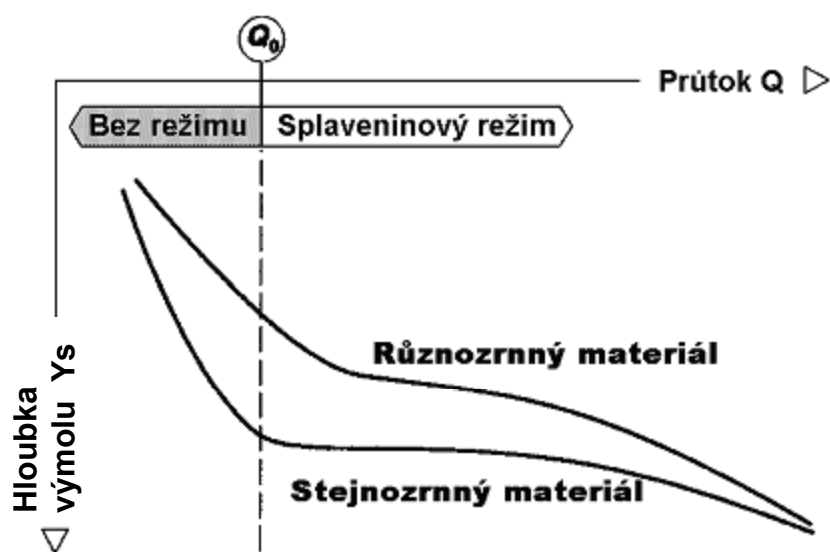
$$Y = 25,0 \quad (\text{pro } Z > \approx 100). \quad (3.7c)$$



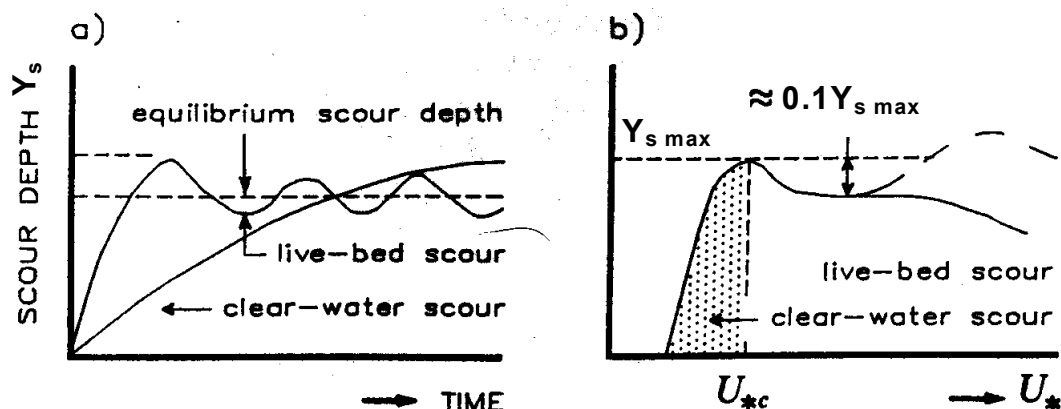
Obr. 3.1: Vymezení oblastí jednotlivých typů aluviálních koryt dle DA SILVY (1991). Hranice jednotlivých oblastí jsou definovány rovnicemi (3.7a), (3.7b), (3.7c); (In: HUNZINGER, 1998).

3.3 Výmol u konstrukcí

Výsledky výzkumu z oblastí vzniku a vývoje výmolu u konstrukcí vložených do proudu (zejména výhonů, mostních pilířů aj.) se mohou vzájemně podstatně lišit, a to zejména v závislosti na okolnosti, zda výzkum probíhal v podmínkách aluviálního toku bez splaveninového režimu (angl. termín *clear-water scour*) nebo s významným splaveninovým režimem (angl. termín *live-bed scour*) viz obr. 3.3. Hloubka výmolu je v první řadě ovlivněna intenzitou víru, což souvisí s mírou zasahování konstrukce do proudu a hydraulickém zatížení koryta (průtoku Q korytem). Podstatný vliv na dynamiku vývoje výmolu má rovněž charakter zrnitostního složení dna koryta.



Obr. 3.2: Konečná hloubka výmolu Y_s jako funkce hydraulického zatížení dna – průtoku; Q_0 je průtok při počátku pohybu částic dna. Interpretace dle RAUDKIVIHO (1976) a MELVILLEA (1997).



Obr. 3.3: a) Vývoj hloubky výmolu Y_s v čase pro proudění se splaveninovým režimem a bez něho; b) závislost konečné hloubky výmolu $Y_{s \max}$ na vzrůstajícím hydraulickém zatížení dna (zde prezentováno třecí rychlostí u dna U_*); (In: BREUSERS, 1991).

Na obrázku [obr. 3.2](#) je schematicky zobrazena závislost hloubky výmolu u konstrukce Y_s na hydraulickém zatížení koryta Q pro stejnozrné a různorodé zrnitostní složení materiálu dna. Z obrázku vyplývá, že pro stejnozrný materiál se hloubka výmolu Y_s velice rychle zvětšuje s rostoucím průtokem v korytě Q až do okamžiku, kdy nastává celkový pohyb materiálu dna (Q_o). Při dalším zvyšování průtoku je nárůst hloubky výmolu značně zpomalen. Hloubka výmolu pak bude funkčně vycházet z bilance mezi přísunem splavenin proudem do místa výmolu a množstvím odneseným z této oblasti účinkem víru.

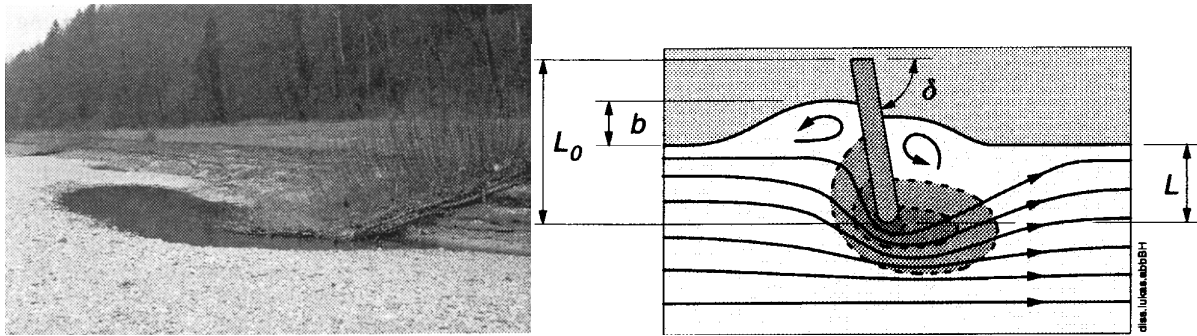
V korytech se dnem tvořeným nestejnozrným materiálem (jehož velikost efektivního zrna odpovídá stejnozrnému materiálu) dochází vlivem postupného odnášení jemných částic k vzrůstu povrchové drsnosti dna aluviálního toku, což má dopad na pomalejší vývoj výmolu u stavební konstrukce. Lom na této křivce pak odpovídá takovému průtoku, při němž je charakter vznikající krycí vrstvy dna nejvíce patrný. Při vysokém hydraulickém zatížení však třídění materiálu dna již nehraje podstatnou roli a hloubka výmolu bude obdobná jako u dna tvořeného stejnozrným materiálem.

Vznik a vývoj výmolu je časově závislý proces. Při neměnných vnějších okrajových podmínkách, jako jsou tvarové charakteristiky koryta a vlastní konstrukce, charakteristika splavenin a hydraulické zatížení koryta, však v dostatečně dlouhém časovém úseku směřuje vývoj výmolu ke konečné hloubce, která je určena těmito okrajovými podmínkami, bez ohledu na to, jaký byl výchozí počáteční stav. Podobně jako v případě sledování vlivu hydraulického zatížení Q na konečnou hloubku výmolu Y_s , hraje i v případě sledování časového vývoje výmolu důležitou roli skutečnost, zda-li se jedná o proudění s již rozvinutým transportem splavenin nebo o stav, kdy prakticky k žádnému transportu splavenin nedochází. V prvním případě má průběh hloubky výmolu v čase charakter funkce tlumené oscilace, pro proudění bez splaveninového režimu odpovídá průběh asymptotické funkci ([obr. 3.3a](#)).

Jak již bylo uvedeno, řešení konečné hloubky výmolu závisí jenom a pouze na znalosti okrajových podmínek, proto lze najít pro tyto podmínky najít funkční vztah, který finální hloubku výmolu jednoznačně určuje. Přehled známých vztahů pro výpočet konečné hloubky výmolu pro různé podmínky je možno najít např. v publikaci KOHLI (1998).

3.3.1 Stanovení výmolů u konstrukcí usměrňujících proud

V případě proudění kolem výhonů nebo i mostních opěrných pilířů vzniká výmol vlivem vychýlení proudu v blízkosti překážky ([obr. 3.4a](#), [obr. 3.4b](#)).



Obr. 3.4a,b: Vznik výmolu u zhlaví inklinantního výhonu; a) proudění kolem výhonu zprava doleva; b) vývoj břehové eroze u kořene výhonu; (In: HUNZINGER, 1998).

Pro výpočet maximální hloubky výmolů existuje celá řada vztahů. Většina z nich byla sice vyvinuta pro podmínky proudění kolem opěrných mostních pilířů, lze je ale dobře aplikovat i na případ nepřelévaných konstrukcí výhonů. Konstrukce většiny vztahů vychází ze závislosti hloubky výmolu především na délce výhonu L (měřen její průmět do roviny kolmé ke směru proudění) a hloubce proudění H . Hloubka výmolu u samostatného výhonu nebo opěrného mostního pilíře byla pro většinu případů měřena v laboratorním modelu koryta s pevnými omezujícími stěnami. Z novějších prací je možno vyzdvihnout především výzkum FROEHLICHA (1989) a MELVILLEA (1992 a 1997). FROEHLICH (1989) zhodnotil více-násobnou regresní analýzou velké množství laboratorních dat od různých autorů a vyhodnotil následující vztahy pro oba případy tvorby výmolu - tok bez splavenin (rov. 3.8a) a tok se splaveninovým režimem (rov. 3.8b).

$$\frac{Y_s}{H} = 0,78 K_s K_\delta \left(\frac{L}{H} \right)^{0,63} Fr^{1,16} \left(\frac{H}{d_{50}} \right)^{0,43} \sigma_g^{-1,87}, \quad (3.8a)$$

$$\frac{Y_s}{H} = 2,27 K_s K_\delta \left(\frac{L}{H} \right)^{0,43} Fr^{0,61}, \quad (3.8b)$$

kde

$$K_\delta = \left(\frac{\delta}{90^\circ} \right)^{0,1}. \quad (3.8')$$

Hodnota hloubky výmolu Y_s je zde uvažována jako kladná. Veškeré hydraulické veličiny se vztahují k horní vodě na přítokovém konci koryta vzhledem ke konstrukci výhonu. Parametry K_δ a K_s vyjadřují polohu a tvar konstrukce výhonu. K_s může být vyjádřeno dle níže uvedené tabulky. charakterizuje úhel, který spolu svírají osa proudu s osou výhonu ($\delta < 90^\circ$ pro výhon orientovaný po proudu - deklinantní typ). Fr je hodnota Froudova čísla proudu a σ_g je geometrická směrodatná odchylka materiálu dna $\sigma_g = (d_{84}/d_{16})^{0,5}$.

Pro praktické dimenzování výhonu je nutné zvolit očekávanou relativní hodnotu hloubky výmolu s určitým navýšením o koeficient bezpečnosti, který závisí na pravděpodobnosti p s níž nebude navržená hloubka výmolu překročena.

$$\left(\frac{Y_s}{H} \right)_{Dim} = \left(\frac{Y_s}{H} \right)_{Expect} + f_s. \quad (3.8'')$$

Tab. 3.1: Tvarový koeficient výhonu K_s .

K_s [-]	Tvar výhonu
1,0	svislá stěna
0,82	skloněný svah na protivodní straně
0,55	skloněný svah na protivodní straně a u hlavy výhonu

Tab. 3.2: Koeficient bezpečnosti f_s .

p [%]	f_s [-]
44,6	0,0
72,4	0,25
91,0	0,50
95,2	0,75
98,0	1,00
99,4	2,00
100,0	2,50

MELVILLE (1997) předkládá vztah, který byl odvozen pro případ tvorby výmolu u opěrného mostního pilíře. Dá se úspěšně použít i pro nepřelévané výhony. Je v něm zohledněn vliv rozdílných podmínek na přítoku na hloubku výmolu.

$$Y_s = K_{yL} K_I K_d K_{S^*} K_{\delta^*} K_G . \quad (3.9)$$

K_{yL} představuje základní hloubku výmolu, která závisí na poměru délky výhonu L a hloubky proudění H .

$$K_{yL} = 2L \quad \text{pro } \frac{L}{H} < 1 , \quad (3.9a-1)$$

$$K_{yL} = 2\sqrt{HL} \quad \text{pro } 1 < \frac{L}{H} < 25 , \quad (3.9a-2)$$

$$K_{yL} = 10H \quad \text{pro } \frac{L}{H} > 25 . \quad (3.9a-3)$$

Ostatní činitele ve vztahu (3.9) zahrnují opravu na vliv rychlosti proudu (K_I), zrnitostní složení materiálu dna (K_d), tvar výhonu (K_{S^*}), orientaci výhonu (K_{δ^*}) a geometrii vlastního koryta (K_G).

3.3.1.1 Vliv rychlosti proudění na tvorbu výmolu

Součinitelem K_I lze vyjádřit dvě rozdílné oblasti tvorby výmolu. Jednak při toku bez splaveninového režimu (vliv zvýšené zrnové drsnosti na povrchu dna při vzniku krycí vrstvy) a jednak při proudění se splaveninovým režimem u dna

$$K_I = \frac{U - (U_a - U_c)}{U_c} \quad \text{pro } \frac{U - (U_a - U_c)}{U_c} < 1 , \quad (3.9b-1)$$

$$K_I = 1 \quad \text{pro } \frac{U - (U_a - U_c)}{U_c} \geq 1 . \quad (3.9b-2)$$

U_c je rychlost při počátku pohybu splavenin (kritická rychlost). U_a je rychlost, při které je v podmínkách nestejnozrného dnového materiálu vykááno pro hloubku výmolu první lokální maximum (viz obr. 3.3). Dle výzkumů tato rychlost činí 80% kritické rychlosti U_D při níž dojde k porušení krycí vrstvy na dně¹. Rychlost může být vypočtena z bezrozměrného kritického tečného napětí pro krycí vrstvu na dně – jeho výpočet udává např. GÜNTER (1971).

$$\theta_D = \theta_{cr} \left(\frac{d_{90}}{d_m} \right)^{\frac{2}{3}}, \quad (3.9b-3)$$

kde

$$\theta_D = \frac{R_d i}{(s-1)d} \quad \text{a} \quad s = \frac{\rho_s}{\rho_w}$$

nebo přímo z autorem citovaného vztahu dle MELVILLEA & SUTHERLANDA (1988)

$$U_a = 0,8 \cdot U_D, \quad (3.9b-4)$$

$$\frac{U_c}{U_{*c}} = 5,75 \log \left(5,53 \frac{H}{d_{50}} \right), \quad (3.9b-5)$$

$$\frac{U_D}{U_{*D}} = 5,75 \log \left(5,53 \frac{H}{d_{50}} \right), \quad (3.9b-6)$$

$$U_{*c} = 0,0115 + 0,0125d^{1,4} \quad \text{pro} \quad 0,1 \text{ mm} < d < 1 \text{ mm}, \quad (3.9b-7)$$

$$U_{*c} = 0,0305 d^{0,5} - 0,0065 d^{-1} \quad \text{pro} \quad 1 \text{ mm} < d < 100 \text{ mm}. \quad (3.9b-8)$$

Do vztahů 3.9b-7 a 3.9b-8 je třeba dosadit za d v mm aby U_{*c} vyšlo v m/s. Jako charakteristický rozměr zrna krycí vrstvy uvádí CHIN (1985)

$$d_{50} = \frac{d_{\max}}{1,8}. \quad (3.9b-9)$$

3.3.1.2 Vliv charakteristického zrna splaveninového materiálu

Pokud je délka výhonu menší než 25 násobek velikosti zrna splaveninového materiálu, je třeba provést opravu hloubky výmolu součinitelem K_d

$$K_d = 0,57 \log \left(2,24 \frac{L}{d_{50}} \right) \quad \text{pro} \quad \frac{L}{d_{50}} \leq 25, \quad (3.9c-1)$$

$$K_d = 1 \quad \text{pro} \quad \frac{L}{d_{50}} > 25. \quad (3.9c-2)$$

¹ Pozn. $U_D \neq U_c$

3.3.1.3 Vliv tvaru výhonu

Tvar výhonu je zohledněn faktorem K_{S^*} . Hodnoty parametru K_S lze nalézt v tabulce tab. 3.3.

$$K_{S^*} = K_S \quad \text{pro} \quad \frac{L}{H} \leq 10, \quad (3.9d-1)$$

$$K_{S^*} = K_S + 0,667(1 - K_S) \left(0,1 \frac{L}{H} - 1 \right) \quad \text{pro} \quad 10 < \frac{L}{H} < 25, \quad (3.9d-2)$$

$$K_{S^*} = 1 \quad \text{pro} \quad \frac{L}{H} \geq 25, \quad (3.9d-3)$$

3.3.1.4 Vliv orientace výhonu

Odklon výhonu po proudu nebo proti proudu způsobuje, že proud naráží na konstrukci nikoliv kolmo. Hodnotu K_δ lze určit dle tabulky tab. 3.4.

Tab. 3.3:

Součinitel vlivu tvaru výhonu na hloubku výhonu dle MELVILLEA (1997).

K_S [-]	Tvar výhonu
1,0	svislá stěna
0,75	skloněný svah na protivodní straně
0,6	skloněný svah (2:1) na protivodní straně a u hlavy výhonu
0,55	skloněný svah (1:1) na protivodní straně a u hlavy výhonu
0,55	skloněný svah (2:3) na protivodní straně a u hlavy výhonu

Tab. 3.4:

Součinitel vlivu orientace výhonu na hloubku výmolu.

K_δ [-]	δ [°]
0,9	30
0,97	60
1,00	90
1,06	120
1,08	150

$$K_{\delta^*} = 1 \quad \text{pro} \quad \frac{L}{H} < 1, \quad (3.9e-1)$$

$$K_{\delta^*} = K_\delta + (1 - K_\delta) \left(1,5 - 0,5 \frac{L}{H} \right) \quad \text{pro} \quad 1 < \frac{L}{H} < 3, \quad (3.9e-2)$$

$$K_{\delta^*} = K_\delta \quad \text{pro} \quad \frac{L}{H} \geq 3, \quad (3.9e-3)$$

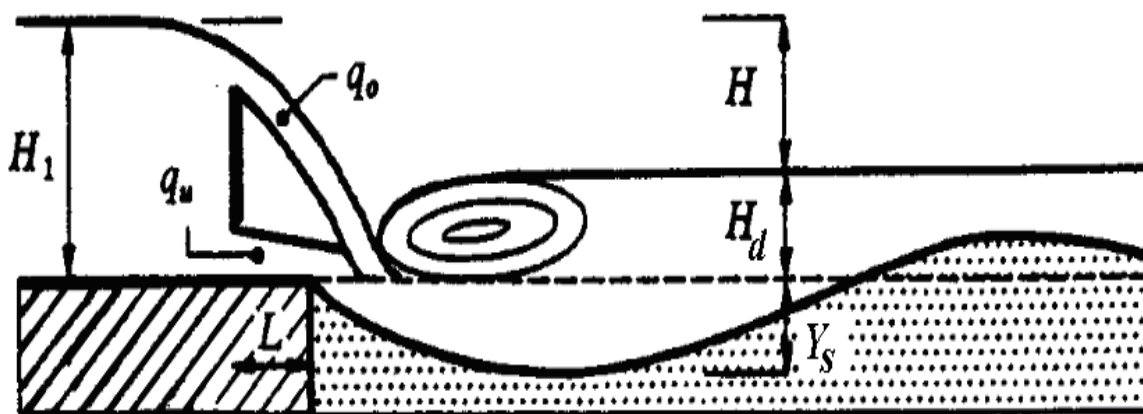
Opravným součinitelem K_G je zohledněn tvar koryta. Tento faktor hraje důležitou roli tehdy, když stavba (mostní opěrný pilíř) zasahuje celé inundační mostní předpolí od inundační hráze až k hlavnímu korytu a tím způsobuje změnu směru proudění veškerého průtoku v tomto inundačním předpolí. Pro výpočet hloubky výmolu u výhonů, který se týká pouze hlavního koryta, je možno uvažovat $K_G=1$.

3.3.2 Stanovení výmolu pod přelivnými konstrukcemi s malým spádem

V této části je pozornost věnována odhadu velikosti výmolu v případě přepadu přes stavidlo, jez nebo výtoku pod stavidlem. Vodní paprsek lze ve většině případů považovat za ponořený s převažujícím impaktním účinkem ve směru rovnoběžným se dnem². Zde soustředěné poznatky se vztahují k laboratorním výzkumům prováděným v korytech se dnem tvořeným hrubozrnnými sedimenty. Pozornost ve výzkumných pracích byl upřena zejména na rovnovážný stav výmolu vzhledem ke skutečnosti, že se výmol v hrubozrnných sedimentech vyvíjí velmi spontánně. KOTOULAS (1967) na základě rozsáhlého souboru testů došel k závěru, že 64% konečné hloubky výmolu je dosaženo během prvních 20 sekund a 97% hloubky výmolu do 2 hodin. Při testech v nestejnzrnných materiálech bylo řadou výzkumníků zaznamenáno vytrídění splaveninového materiálu uvnitř prohlubně výmolu. V důsledku toho se autoři různí v názoru, jakou velikost zrna materiálu dna používat při výpočtu hloubky výmolu. Pro podmínky objektů s nízkým spádem hladin, kdy voda přes konstrukci přepadá nebo pod ní vytéká, lze uvést celou řadu vztahů, které se však od sebe liší pouze formálně (velikost mocniných a násobných koeficientů a kvantil použitého zrna). V souladu s označením v obr. 3.5 lze psát obecnou rovnici výmolu ve tvaru

$$Y_s = \alpha_1 H^{\alpha_2} q^{\alpha_3} d_i^{\alpha_4} - H_d. \quad (3.10)$$

Přehled koeficientů α_i a velikosti charakteristického zrna d_i [mm] v rov. (3.10) podle různých autorů udává BREUSERS (1991) dle tab. 3.5.



Obr. 3.5: Definice veličin v rovnici 3.10.

² U přelivných konstrukcí s vysokým spádem se jedná o převažující silový účinek kolmo ke dnu.

Tab. 3.5: Přehled koeficientů α_i [-] a doporučená velikost charakteristického zrna d_i [mm] v rov. (3.10) dle různých autorů, (In: BREUSERS 1991).

Autor	q_u [m ² s ⁻¹]	q_o [m ² s ⁻¹]	H_d [m]	d_i [mm]	α_1	α_2	α_3	α_4
Schoklitsch (1)	$q_u=0$	$q_o=q$	H_d	d_{90}	4,75	0,2	0,57	0,32
<i>Pozn. $L=0$, $D_{90}=1,5-12$ mm, $H_I=0,3-1,0$ m</i>								
Schoklitsch (2)	$q_u=q$	$q_o=0$	$-2,15a$	1	0,378	0,5	0,35	0
<i>Pozn. $L=1,5H$, $d_{90}=1,5-12$ mm, dosazuje v rovnici (7) $H_I=0,3-1,0$ m místo H, $a=H+H_d-H_I$ (tj. vzdálenost dolního dna pod úrovní prahu)</i>								
Veronese (1)	$q_u=0$	$q_o=q$	H_d	d_m	3,68	0,225	0,54	-0,42
<i>Pozn. $L=0$, $\bar{d}=9-36$ mm, $q=0,01-0,07$ m²s⁻¹</i>								
Veronese (2)	$q_u=0$	$q_o=q$	H_d	1	1,9	0,225	0,54	0
<i>Pozn. $L=0$, $d_m < 5$ mm, $q=0,01-0,07$ m²s⁻¹, tento vztah navrhuje USBR (1973) jako limitní hloubku výmolů</i>								
Jaeger	$q_u=0$	$q_o=q$	H_d	H_d/d_{90}	6,0	0,25	0,5	0,33
<i>Pozn. $L=0$, $\bar{D}=9-36$ mm, $q=0,01-0,07$ m²s⁻¹, data dle Veronese</i>								
Eggenberger (1)	$q_u=0$	$q_o=q$	H_d	d_{90}	22,9	0,5	0,6	-0,4
<i>Pozn. $L=0$, $d_{50}=1,2-7,5$ mm, $q=0,006-0,024$ m²s⁻¹, $H=0,19-0,35$ m</i>								
Eggenberger (2)	$q_u=q-q_o$	q_o	H_d	d_{90}	α_1	0,5	0,6	-0,4
<i>Pozn. $L=0,06$ m, $d_{50}=0,43-3,67$ mm, $q=0,004-0,025$ m²s⁻¹, $H=0,12-0,50$ m</i>								
<i>Pro kombinované proudění přepadem a výtokem udává Eggenberger změnu α_1 s poměrem q_o/q_u takto</i>								
q_o/q_u	α_1							
2	15,6							
3	18,5							
4	20,4							
∞	22,9							
Müller	$q_u=q$	$q_o=0$	H_d	d_{90}	7,5	0,5	0,6	-0,4
<i>Pozn. $L=0,06$ m, $d_{50}=0,43-3,67$ mm, $q=0,004-0,025$ m²s⁻¹, $H=0,12-0,50$ m</i>								
Hartung	$q_u=0$	$q_o=q$	H_d	d_{90}	22,9	0,5	0,6	-0,4
<i>Pozn. $L=0$, $d_{50}=1,2-7,5$ mm, $q=0,006-0,024$ m²s⁻¹, $H=0,19-0,35$ m</i>								
Shalash	$q_u=0$	$q_o=q$	H_d	d_{90}	22,9	0,5	0,6	-0,4
<i>Pozn. $L=0$, $d_{50}=1,2-7,5$ mm, $q=0,006-0,024$ m²s⁻¹, $H=0,19-0,35$ m</i>								

ZUNA (1998) navrhuje pro výpočet hloubky výmolů v neopevněném dně při přepadu přes příčné objekty s charakterem revitalizačních konstrukcí vztahy dle SCHOKLITSCH (1932, 1935), (rov.3.11), a dle EGGENBERGERA (1944), rov. (3.12). Ty byly odvozeny pro úpravy menších řek a bystřin a také odpovídají údajům v tab. 3.5.

$$y_s = 4,75 \left(\frac{H^{0,2} q^{0,57}}{D_{90}^{0,32}} \right), \quad (3.11)$$

$$y_s = 22,9 \left(\frac{H^{0,5} q^{0,6}}{d_{90}^{0,4}} \right) - H_d. \quad (3.12)$$

Vzdálenost největší hloubky l_1 a vzdálenost konce výmolu l_2 od profilu přepadu doporučuje počítat dle vztahů (3.13) a (3.14)

$$l_1 = 0,5(y_s + y_d), \quad (3.13)$$

$$l_2 = 1,8(y_s + y_d). \quad (3.14)$$

Úhel sklonu dna výmolu Zuna pravděpodobně opět dle výzkumů Schoklitsche doporučuje $\alpha_s = 30^\circ \pm 2^\circ$.

3.4 Morfologické změny v místě rozšíření a zúžení aluviálního koryta

Šířka dna koryta má významný vliv na morfologické a hydraulické vlastnosti a transportní kapacitu, ovlivňuje proto i rovnovážný sklon dna. Při regulačních zásazích na tocích, které probíhaly zejména v počátcích 20. století, byla řečiště toků zužována s cílem zvýšit jejich transportní kapacitu a iniciovat tak erozi dna. Při zvýšené dnové erozi vznikala koryta s rovným dnem bez možnosti vzniku splaveninových lavic. Tyto změny vedly ke zvýšení kapacity koryt při současném snížení eroze břehů. V průběhu času však nabyla eroze dna takového rozsahu, že docházelo k podemílání základů objektů na vodních tocích a tím k ohrožování jejich stability. Současně s poklesem dna docházelo i značnému snižování úrovně hladiny podzemní vody v údolních nivách toků. Dalším z negativních vlivů zúžení toků je zvýšení tvarové monotónnosti koryta s nepatrnou variabilitou dnových struktur, což lze z ekologického hlediska považovat za velice nepříznivý stav pro život v tekoucích vodách. Lokální rozšíření koryta je možno považovat za jeden z možných nápravných zásahů, vycházejících z dynamiky přírodních morfologických procesů na dně aluviálního toku.

V případě rozšíření původně upraveného (zúženého) koryta s rovným dnem lze očekávat výskyt následujících morfologických procesů:

- podle zákonů zachování spjitosti (hmoty) a energie lze v rozšíření očekávat zvětšení strmosti dna, tak jak je umožněno polohou dna koryta před a za rozšířením dna;
- sklon dna v úseku koryta po jeho rozšíření je větší než jaký byl v témž úseku původně. V případě rozšíření dna na delším úseku toku dojde k postupnému navyšování úrovně dna v korytě před úpravou;
- v místě náhlého rozšíření dna dochází k poklesu transportní kapacity, na což koryto reaguje vytvářením středových lavic a svým větvením. To svým způsobem přispívá k zvětšování variability proudových podmínek a diverzity biotopu pro vodní živočišstvo. V důsledku většího významu příčných proudů jsou však více hydraulicky zatěžovány břehy koryta v porovnání s přímým korytem odpovídající šířky ve dně;
- v místě zúžení dna koryta se projevuje intenzivní výmolná činnost v důsledku koncentrace proudu;
- akumulace splavenin v úseku s rozšířeným dnem způsobuje erozi dna v níže ležících částech toku.

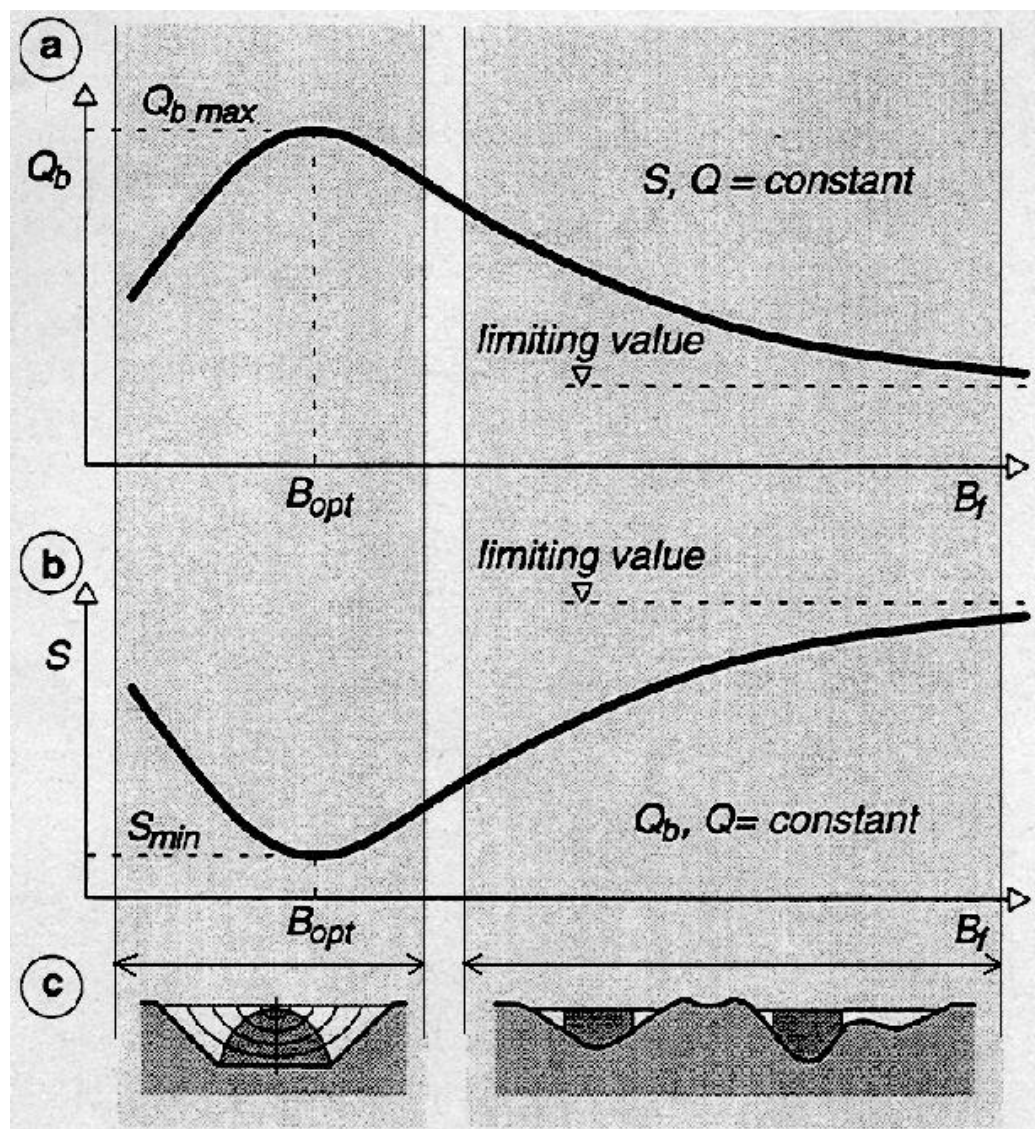
3.5 Transportní kapacita a rovnovážný sklon v závislosti na šířce aluviálního koryta

Šířka aluviálního koryta má rozhodující vliv na jeho transportní schopnost. Ovlivňuje hned tři veličiny, které mají vliv na pohyb splaveninového materiálu.

Se zvyšující se šířkou koryta B_f dochází k:

- úbytku průtočné hloubky;
- zmenšení vlivu stěny (odporu stěny);
- vzrůstu aktivní šířky pro transport splavenin.

Z grafu na obr. 3.6a je patrný vliv šířky koryta na transportní kapacitu TC pro konstantní průtok a konstantní sklon dna i . Transportní kapacita má své maximum TC_{max} pro daný průtok vody při tzv. optimální šířce koryta B_{opt} . Je-li aktuální šířka menší než šířka optimální, bude podíl účinného průtoku na transportu splavenin snížen vlivem většího podílu tření u stěny. Naopak při větší šířce je odebírána část transportního průtoku vlivem tvorby nánosových lavic a částí koryta s minimální průtočnou hloubkou.



Obr. 3.6: Transportní kapacita (a) a rovnovážný sklon (b) jako funkce šířky koryta a odpovídající geometrie příčného profilu (c). Redukce části průtoku, který je efektivní při pohybu splavenin (tmavé oblasti), snižuje transportní kapacitu u velmi úzkých a velmi širokých koryt.

Pro velmi široká koryta se velikost transportní kapacity ustálí na téměř konstantní hodnotě. Vyplývá to z toho, že i u velmi širokých toků je šířka aktivního řečiště omezena konečnou hodnotou. Analogicky je možno na [obr. 3.6b](#) zobrazit i funkční vztah šířky a sklonu při konstantní transportní kapacitě. Při optimální šířce koryta je sklon dna i_{min} nejmenší a pro větší nebo menší šířku se sklony vždy zvětšují. Zejména při výrazném vzrůstu šířky řečiště nad hodnotu B_{opt} dochází k poklesu efektivního průtoku ([obr. 3.6c](#)), který vyvozuje hydraulické zatížení dna, vlivem vzniku rozvětveného koryta. Aluviální koryta mají tendenci směřovat k dynamicky rovnovážnému stavu s pohybem splavenin. Změny v šířce dna v toku se projeví rovněž ve změně sklonu dna.

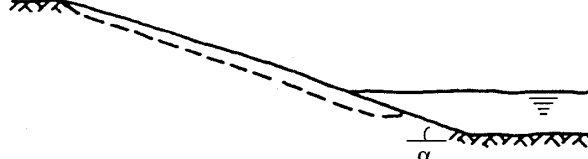
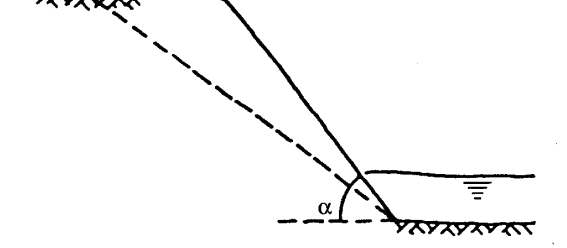

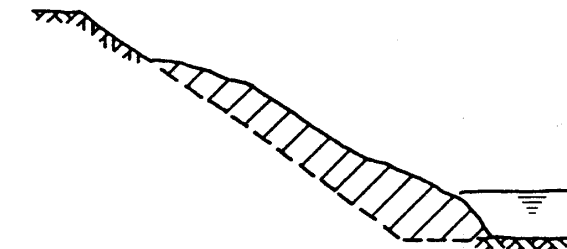
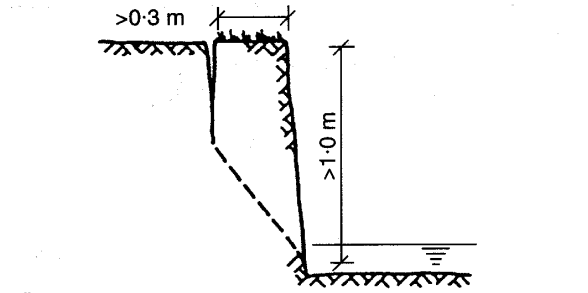
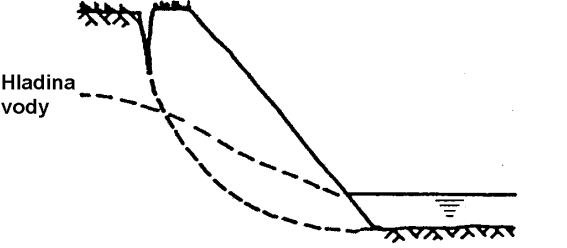
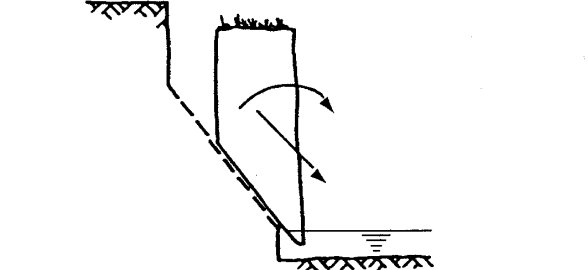
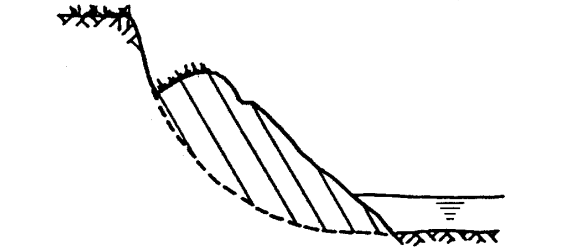
3.6 Mechanismus porušení břehů koryt a jejich stabilita

Při modelovém výzkumu morfologických změn úzkých koryt malých vodních toků je pro celkový vývoj lokální deformace koryta významný vliv stability a mechanismus porušení břehů. Zde není důležitá pouze bilance mezi vstupním a výstupním transportem splavenin ve sledovaném profilu toku, stejně jako stabilita uložení částic ve dně při aktuálním hydraulickém zatížení dna na mezi kritického stavu. U úzkých koryt je rovněž významné namáhání břehů a o průběhu a charakteru morfologických změn rozhoduje způsob porušení stability břehů. Významnými parametry jsou výška a sklon svahu, koheze materiálu, úroveň hladiny podzemní vody a míra zvodnění materiálu nebo nasycení pórů vodou v břehovém bloku, výskyt predisponovaných smykových ploch nebo mechanických oslabení v zeminách břehového bloku, náchylnost k tvorbě prasklin vysycháním soudržných materiálů, zpevňující efekt nebo naopak porušení vlivem vegetačního pokryvu, zejména v úrovni kořenové zóny. Taxonomie možných způsobů břehových poruch je provedena v následující tabulce [tab. 3.6](#), z publikace HEMPHILL, BRAMLEY (1989).

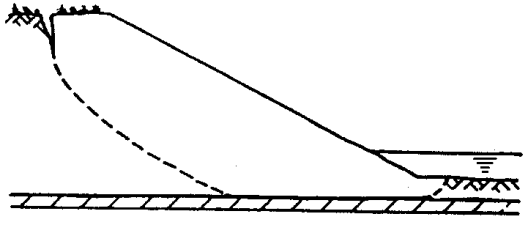
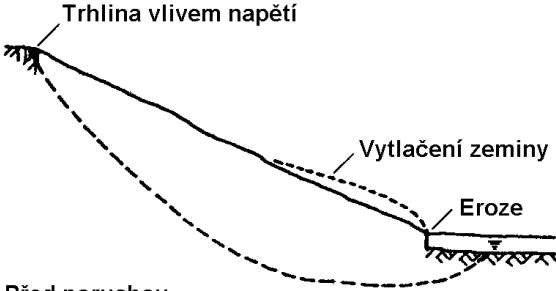
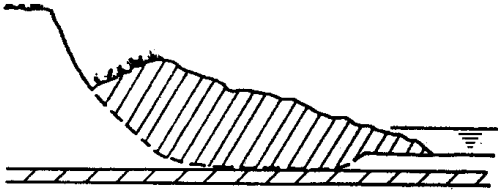
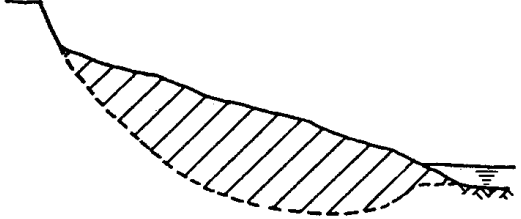
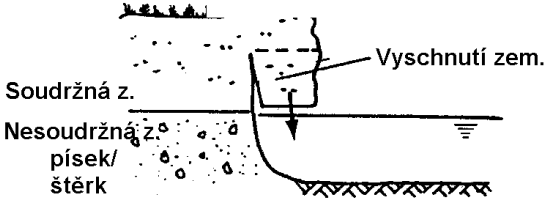
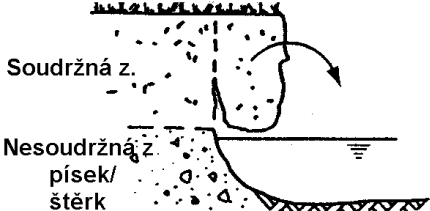
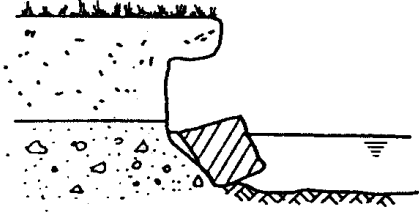
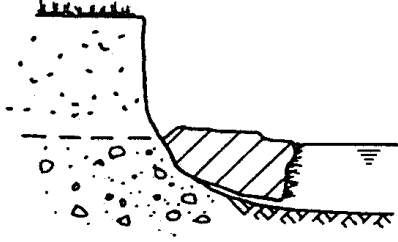
Většina břehů koryt u šterkových aluviálních toků je složena ze dvou hlavních vrstev. Dolní je většinou tvořena zrnitými nekohezními materiály dávných aluvií, která je v horní vrstvě překryta písčítými sprašemi a jíly, původem nivních uloženin plaveninového materiálu. Obvykle jsou takové břehy v první fázi podemlety, neboť dolní vrstvy nekohezních zrnitých materiálů jsou vcelku snadno erodovány. Vznikají tak krakorcovitě vyložené horní části břehů, jejichž kohezní materiál je odolný erozi. Toto krakorcovité vyložení, které se zvětšuje s postupujícím podemláváním v dolní části břehu, je umožněno značnou pevností v tahu u povrchu horní vrstvy, podmíněnou ale zpevněním kořeny rostlin vegetačního krytu. Nakonec však dojde k usmýknutí celého bloku, způsobenému tahovým nebo ohybovým porušením v závislosti na tvaru krakorce – viz typ poruchy (f) v tabulce [tab.3.6](#).

Míra posunutí břehové linie koryta se mění podél oblouku a je znakem rozdílné četnosti výmolné činnosti v patě břehu. Dle sledování na řece Severn (HEY, 1986) byl maximální posun v březích pozorován ve vrcholu oblouku, protože výmolná činnost v dolní části břehového svahu se uplatňuje při průtocích odpovídajících asi polovině kapacity koryta. Menší hodnoty posunu byly zjištěny dále od vrcholu oblouku, protože k erozi v patě svahu je zde třeba mnohem větších průtoků s nižší četností výskytu.

Tab. 3.6: Způsoby porušení stability břehového bloku (HEMPHILL, BRAMLEY 1989).

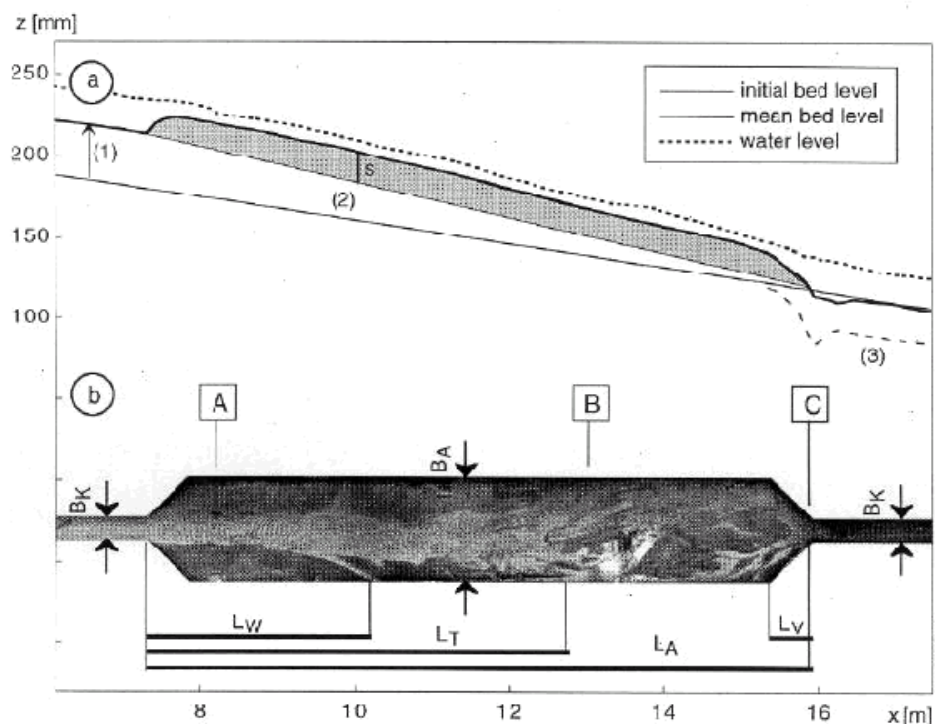
 <p>Před poruchou</p>	 <p>Před poruchou</p>
 <p>Po poruše</p>	 <p>Po poruše</p>
<p>(a) Porucha mělce pod povrchem:</p> <ul style="list-style-type: none"> • pro mírné sklony svahů; • obvykle v nekohezních materiálech; • porucha souběžná s povrchem $\alpha = \phi'$; • výron podzem. vody může výrazně snížit stabilitu břehu; • vegetace ochraňuje břeh vůči poruše. 	<p>(b) Rovinná porucha:</p> <ul style="list-style-type: none"> • strmý až svislý břeh; • často (nikoliv výlučně) v nekohezních materiálech; • hladina podz. vody/ vody v korytě je obvykle nízko ve vztahu k výšce břehu.
 <p>Před poruchou</p>	 <p>Před poruchou</p>
 <p>Po poruše</p>	 <p>Po poruše</p>
<p>(c) Porucha v rovinném bloku zeminy:</p> <ul style="list-style-type: none"> • strmý až svislý břeh; • hluboké trhliny materiálu vlivem napětí; • porucha se děje usmyknutím nebo zhroucením; • svah je náchylnější k poruše při vyplnění trhlín vodou; • porucha je jen málo ovlivněna hladinou podz. vody. 	<p>(d) Porucha ve válcové smyk. ploše v homog. zem.:</p> <ul style="list-style-type: none"> • obvykle na průměrně vysokých a strmých březích; • obvykle v kohezních materiálech; • trhliny vlivem napětí snižují stabilitu zejména při vyplnění vodou; • je značně ovlivněna úrovní hladiny podz. vody; • porucha může zasahovat až za patu svahu, viz (e).

Tab. 3.6 (pokračování): Způsoby porušení stability břehového bloku (HEMPHILL, BRAMLEY 1989).

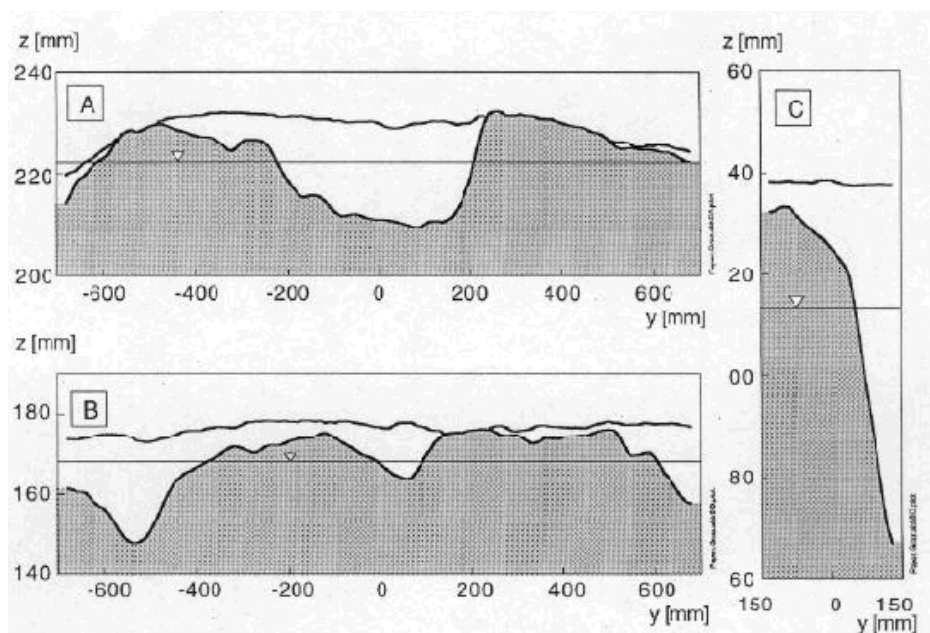
 <p>Před poruchou</p>	 <p>Před poruchou</p>
 <p>Po poruše</p>	 <p>Po poruše</p>
<p>(e) Porucha ve válcové smyk. ploše v místě zhoršených mech. vlastností :</p> <ul style="list-style-type: none"> • poruchová plocha je určena oblastí oslabení • viz též poznámky k typu (d) . 	<p>(f) Porucha ve válcové ploše velkého rozsahu / sesuv :</p> <ul style="list-style-type: none"> • eroze břehu koryta ohrožuje stabilitu celého svahu údolí ; • velký objem sesutého materiálu ; • vznik trhlin v horní části svahu údolí nebo vytlačení zeminy u paty svahu je známkou možné poruchy .
 <p>Před poruchou</p>	 <p>Před poruchou</p>
 <p>Po poruše</p>	 <p>Po poruše</p>
<p>(g) Porucha na březích s různou smyk. odolností :</p> <ul style="list-style-type: none"> • typická pouze tam, kde soudržná vrstva překrývá snadno erodovatelné podloží ; • porucha způsobená nárůstem napětí v dolní části převislého bloku soudrž. zeminy . 	<p>(h) Porucha krakorcové horní vrstvy břeh. mat. :</p> <ul style="list-style-type: none"> • výskyt jako u typu (g) ; • po poruše horní vrstvy tahovým napětím je uvolněný blok sklopen do koryta i s vegetací, která jej stabilizuje ; • porucha může nastat i usmyknutím krakorcově vyložené horní vrstvy .

5.5 Výzkum morfologického vývoje koryta v místě jeho rozšíření (ETH Zentrum, Zürich, 1995-98, HUNZINGER, 1998)

Jedná se o studii odezvy splaveninonosného toku na lokální rozšíření koryta v omezené délce. Jsou zde uvedeny podmínky za nichž se bude vytvářet rozvětvená struktura toku v rozšíření a odhad délky transienční zóny, kdy expandující proud dosáhne břehů v rozšíření koryta. Tato délka se řídí délkou úplavu vznikajícího v místě rozšíření a platí že, transienční zóna L_T je zhruba 2 násobek délky úplavu L_W . Pokud je úsek rozšířeného toku L_A kratší než je délka této transienční zóny + délka na níž je tok zúžen L_V ($L_A < L_T + L_V$), k rozvětvení nedojde (viz obr. 5.4).



Obr. 5.4: Rovnovážný stav aluviálního koryta po rozšíření toku v dlouhém úseku; (In: HUNZINGER, 1998).



Obr. 5.5: Příčné profily pro různá místa podél modelu (viz Obr. 5.4).

HUNZINGER (1998) zavádí tzv. bezrozměrnou délku úplavu λ_w vztahem

$$\lambda_w = 2,2 - 2,8 \ln(F - 1), \quad (5.7)$$

která souvisí s délkou úplavu L_w vztahem

$$\lambda_w = \frac{2L_w}{B_2 - B_1}. \quad (5.8)$$

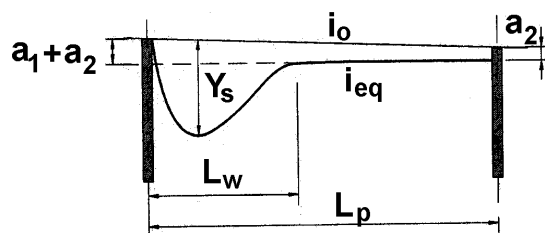
F reprezentuje dle ASHIDY (1964) poměr kinetické energie v úzkém korytě a potenciální energie v širokém korytě a tedy souvisí s transformací jednoho druhu energie v druhý, B_2 (B_A) a B_1 (B_K) jsou šířky širokého, resp. úzkého koryta. F je možno dle HUNZINGERA (1998) vyjádřit následujícím vztahem

$$F = 0,21 \exp \left(\frac{7,1}{\frac{B_2}{B_1} + 3,5} \right). \quad (5.9)$$

Obdobný koncept využití bezrozměrného kritéria transformace energie F pro posouzení lokálních morfologických změn je autorem disertace prezentován ve stati 7.3, kde je použit pro výpočet výmolu „hrušky“.

5.6 Prognóza vzniku výmolů pod prahy ve dně aluviálního koryta (HR Wallingford, 1996-97, MARION et al., 1998)

MARION et.al. (1998) doporučuje výpočet vzdálenosti prahů v širokém aluviálním korytě za předpokladu stejnozrnného dna dle vztahů, které vychází z následující úvahy, která nově zavádí veličinu nazývanou a_1 „morfologický skok“. Tato veličina se rovná výškovému rozdílu, který vznikne mezi jednotlivými prahy v důsledku rozdílnosti původního sklonu dna a rovnovážného sklonu dna při jeho dlouhodobě průměrném hydraulickém zatížení q_o , resp. H_o .



Obr. 5.6: Schéma výmolu mezi prahy ve dně v aluviálním korytě.

$$a_1 = (i_o - i_{eq}) L_p, \quad (5.10)$$

kde

$$i_{eq} = \frac{\theta_c (s - 1) D_{50}}{H_o}. \quad (5.11)$$

Toto platí za předpokladu, že za rovnovážného stavu dna nevstupují do úseku žádné další splaveniny a vzájemná vzdálenost prahů L_p je významně větší než délkový rozsah výmolové prohlubně L_w ve dně pod prahem. Rovněž před prahem dojde k poklesu dna o výšku a_2

v důsledku celkové degradace dna až do stavu dosažení rovnováhy. Tento pokles dávají autoři do souvislosti s reakcí dna na náhlý vzrůst kinetické energie v blízkosti vyčnívajícího prahu, který se po hydraulické stránce chová jako ostrohranný přeliv. Hodnota a_2 , korespondující s přirozeně vzniklou výškou prahu ve dně, je zde vyjádřena jako nárůst kinetické výšky při přechodu z hloubky rovnoměrného proudění H_o na hloubku kritickou $H_c = \frac{2}{3} h_E$

$$a_2 = H_o - H_c = \frac{(nq)^{6/7}}{(\theta_c (s-1)d_{50})^{3/7}} - H_c . \quad (5.12)$$

Při větších hloubkách H_o a poměrech $a_2/H_o < 0,15$ však rovnice (5.12) nedává v porovnání s měřenými daty příliš uspokojivé výsledky a proto ji autoři doporučují nahradit vztahem pro měrnou křivku přelivné konstrukce dle *Rehbocka* v implicitním tvaru

$$q = \frac{2}{3} \sqrt{2g} \left(0,605 + \frac{0,001}{H_o - a_2} + 0,08 \frac{H_o - a_2}{a_2} \right) (H_o - a_2)^{3/2} , \quad (5.13)$$

kde měrný průtok q lze vyjádřit pomocí Manningovy rovnice

$$q = \frac{H_o^{5/3} i_{eq}^{1/2}}{n} ; \quad n \propto d_{50}^{1/6} . \quad (5.14 \text{ a, b})$$

Vztahy (5.15) a (5.16) udávají bezrozměrnou hloubku a délku výmolu (v poměru k celkové energetické výšce proudu h_E) jako funkci parametrů a_1 , $(s-1)$, d_{50}

$$\frac{Y_s}{h_E} = \Phi_1 \left[\frac{a_1}{(s-1)d_{50}} \right] = 0,189 \frac{a_1}{(s-1)d_{50}} + 0,266 , \quad (5.15)$$

a

$$\frac{L_w}{h_E} = \Phi_2 \left[\frac{a_1}{(s-1)d_{50}} \right] = 1,87 \frac{a_1}{(s-1)d_{50}} + 4,02 . \quad (5.16)$$