

Beschreibung des Fließwiderstandes in der numerischen Berechnung von Gerinnen mit extremer relativer Rauheit

DISSERTATION

zur Erlangung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEUR

an der Fakultät Bauingenieurwesen

der

Bauhaus-Universität Weimar

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Ulrich Michael Kanzow

aus Weimar

Weimar 2004

Gutachter: 1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.-P. Hack
 2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil J. Kranawetterer
 3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. G. H. Schmitz

Tag der Disputation: 06. August 2004

Inhaltsverzeichnis

Verwendete Formelzeichen

Abbildungsverzeichnis

Tabellenverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Numerische Berechnung offener Gerinne	1
1.2	Charakterisierung der Struktur von rauen Gerinnen	1
1.3	Problemstellung	2
1.4	Gliederung der Arbeit	2
2	Sohlmorphologie	4
2.1	Allgemeine Eigenschaften der Sohlmorphologie	4
2.1.1	Unterscheidung von Form- und Systemrauheit	4
2.2	Entstehung und Geometrie von Makrosohlformen	5
2.2.1	Cluster	5
2.2.2	Kiesanhäufungen	6
2.2.3	Schwellen-Stillen-Sequenzen	6
2.2.4	Absturz-Becken-Sequenzen	7
2.2.5	Verklausungen	8
2.3	Theorien zur Entstehung deformierter Sohlen	8
2.3.1	Theorie der Geschwindigkeitsumkehr	8
2.3.2	Dispersions- und Sortiertheorie	9
2.3.3	Theorie des maximalen Fließwiderstandes	9
2.3.4	Antidünentheorie	9
2.4	Typische Erscheinungsformen von Gebirgsbächen	9
3	Grundlagen numerischer Berechnungen offener Gerinne mit hoher relativer Rauheit	12
3.1	Grundlagen zweidimensionaler numerischer Berechnungen	12
3.1.1	Reynoldsgleichungen	12
3.1.2	Flachwassergleichungen	14
3.1.3	Sohlreibungsterme	15
3.2	Turbulente Spannungen	16
3.3	Ortsdiskretisierung	16
3.4	Zeitdiskretisierung	17
3.5	Besonderheiten numerischer Modelle für steile Gerinne mit rauer Sohle	17
3.5.1	Rand- und Anfangsbedingungen	17
3.5.2	Sohlschubspannung einer unebenen Sohle	18
3.5.3	Stabilität und Fließwechsel	18
3.5.4	Kurze Wellen	19
4	Strömungen in hydraulisch rauen Gerinnen bei niedrigem Abfluss	21
4.1	Einfluss der Rauheit auf das Strömungsfeld	21
4.1.1	Rauheitswirkung und Turbulenz	21
4.1.2	Vertikale Geschwindigkeitsverteilung	24
4.2	Empirische Widerstandsbeziehungen	29
4.3	Logarithmische Widerstandsbeziehungen	30
4.4	Modifizierte logarithmische Widerstandsbeziehungen	35
4.4.1	Widerstandsbeziehungen für Schüttsteinrampen	35
4.4.2	Widerstandsbeziehungen mit Berücksichtigung der Anordnung und der Dichte	36
4.4.3	Widerstandsbeziehungen mit Berücksichtigung der sohl nahen Turbulenzzone	38
4.4.4	Widerstandsbeziehungen mit Berücksichtigung der Froude-Zahl	38
4.4.5	Widerstandsbeziehungen mit Einzelverlustanteilen	41
4.5	Exponentielle Widerstandsgesetze	42

4.6	Zusammenfassung der Strömungen in hydraulisch rauen Gerinnen bei niedrigem Abfluss....	45
5	Mathematische Beschreibung rauer Oberflächen.....	46
5.1	Rauheitsparameter aus der Kornverteilung	46
5.2	Einfache statistische Methoden zur Beschreibung rauer Oberflächen	47
5.2.1	Standardabweichung	47
5.2.2	Kopplung einfacher Kenngrößen in horizontaler und vertikaler Richtung	47
5.2.3	K_3 -Verfahren	48
5.3	Stochastische Prozesse	49
5.3.1	Kovarianzfunktionen und Spektren.....	49
5.3.2	Zufällige Zeitfunktionen im Frequenzbereich.....	51
5.3.3	Prinzip der geometrischen Ähnlichkeit von Zufallsfeldern	51
5.4	Semivariogramme	52
5.5	Fraktale Eigenschaften	54
5.6	Segmentierung.....	57
5.7	Zusammenfassung der mathematischen Beschreibung rauer Oberflächen	58
6	Datengrundlage.....	59
6.1	Daten aus Untersuchungsgebieten.....	59
6.2	Dimensionsanalyse und Modellähnlichkeit.....	60
6.2.1	Dimensionsanalyse.....	60
6.2.2	Modellähnlichkeit	61
6.3	Modellaufbau und Durchführung der Versuche.....	62
6.3.1	Modellsediment.....	62
6.3.2	Versuchsaufbau.....	63
6.3.3	Versuchsdurchführung	64
6.4	Daten aus Modellversuchen	65
6.4.1	Bestimmung der mittleren Fließgeschwindigkeit	65
6.4.2	Erfassung der Sohlstruktur.....	67
6.4.3	Analyse des Sohlmaterials	67
6.4.4	Beschreibung der Sohlstruktur.....	68
7	Anwendung statistischer Methoden zur Oberflächenbeschreibung.....	71
7.1	Rauheitsparameter aus der Sieblinie	71
7.2	Standardabweichung	71
7.3	K_3 -Verfahren	73
7.4	Stochastische Prozesse	74
7.4.1	Prüfung der Rauheitserhebungen auf Normalverteilung.....	74
7.4.2	Autoregressive Prozesse.....	75
7.5	Variogrammanalyse und fraktale Eigenschaften.....	80
7.6	Segmentierung.....	82
7.6.1	Transformations-Funktionen.....	83
7.6.2	Mindestlänge der Segmente	89
7.7	Zusammenfassung der Anwendung statistischer Methoden zur Oberflächenbeschreibung	92
8	Datenanalyse hinsichtlich eindimensionaler Strömungsberechnungen.....	94
8.1	Grundlagen zur Berechnung des Fließwiderstandes in steilen Gerinnen mit hoher relativer Rauheit	94
8.1.1	Bestimmung der Rauheit.....	94
8.1.2	Lage des Ursprungs des Geschwindigkeitsprofils	95
8.1.3	Berechnung des Fließwiderstandes	96
8.2	Vergleich verschiedener Widerstandsfunktionen.....	98
8.2.1	Logarithmische Widerstandsbeziehungen.....	98
8.2.2	Exponentielle Widerstandsbeziehungen	101
8.3	Einflussfaktoren logarithmischer Widerstandsbeziehungen	102
8.4	Zusammenfassung der Anwendbarkeit von Widerstandsfunktionen	105
9	Datenanalyse hinsichtlich zweidimensionaler Strömungsberechnungen	107
9.1	Numerische Berechnungen mit globalem Rauheitsbeiwert	107

9.2 Zusammenhang von Segmentierung, räumlicher Diskretisierung und Rauheit	111
9.2.1 Räumliche Diskretisierung.....	111
9.2.2 Segmentierung und Übereinstimmung mit hydraulischen Abschnitten.....	113
9.3 Numerische Berechnungen mit lokalen Rauheitsbeiwerten.....	114
9.4 Zusammenfassung zweidimensionaler Ansätze	117
10 Zusammenfassung und Ausblick.....	120
Literaturverzeichnis.....	126

Verwendete Formelzeichen

a, b, c	[-]	Koeffizienten
a_{50}, b_{50}, c_{50}	[m]	mittlere Länge der A, B, C-Achse der Sohlelemente
A	[m ²]	durchströmte Querschnittsfläche, Grundfläche
A'	[m ²]	angeströmte Fläche
A_T	[m ²]	Gesamtquerschnittsfläche [4.3]
A_r	[-]	Reduktionsfaktor [4.4.1]
A_W	[m ²]	Rauheitsquerschnittsfläche [4.3]
A_1, A_2	[-]	Flächen unter/oberhalb des 50%-Quantils einer Kornverteilung
b	[m]	Breite
b_0, b_1	[-]	Koeffizienten [4.4.2]
B	[-]	Bestimmtheitsmaß
B_R	[-]	Konstante
$B_H(t)$		Brown-Funktion [5.5]
$c(k)$		Autokovarianz zum lag k
CFL	[-]	Courant-Friedrich-Levy-Zahl
c_1, c_2, c_3	[-]	Konstanten, Koeffizienten
c_f	[-]	Reibungs-/Widerstandskoeffizient
c_k	[-]	Rauheitsdichte
$c_{k,e}$	[-]	effektive Rauheitsdichte [4.4.3]
C, C_1	[-]	Integrationskonstante
C	[m ^{1/2} /s]	Dimensionsbehafteter Chézy-Widerstandsbeiwert
C_h		Konstante [5.5]
d_c	[m]	Charakteristischer Korndurchmesser
d_{\max}	[m]	maximaler Korndurchmesser
D		fraktale Dimension [5.5]
e	[-]	Verhältnis der mittleren Korngrößen der Grobelemente und des Sohlmaterials
\hat{e}_i	[m]	Abweichungen der tatsächlichen Werte von der Regressionsgeraden
$E\{f[x(t_i)]\}$	[-]	Erwartungswert
E_n, K	[-]	empirische Koeffizienten [4.4.5]
f_i	[-]	(Transformations-)funktion
Fr	[-]	Froude-Zahl
Fr_s	[-]	kritische Froude-Zahl (Auftreten von Froude-Wellen)
g	[m/s ²]	Betrag der Erdbeschleunigung: 9,81m/s ²
G		Längenintervall [5.5]

h	[m]	Wasser-/Fließtiefe
h_m	[m]	mittlere Wasser-/Fließtiefe
h_e	[m]	Energiehöhe
H	[m]	Absturzhöhe einer Absturz-Becken-Sequenz [2.2.4]
H		Hurst-Exponent [5.5]
I_e	[-]	Energieliniengefälle
I_s	[-]	Sohlgefälle
k	[m]	(absolute) Rauheit
k_s	[m]	äquivalente Sandrauheit
k_{st}	[m ^{1/3} /s]	Strickler-Beiwert
K	[m]	absolute Rauheitshöhe
K		Kurtosis [7]
l	[m]	Länge
L	[m]	Wellenlänge einer Sohlform
M	[-]	Proportionalitätskonstante zur Verschiebung des Ursprungs des logarithmischen Geschwindigkeitsprofils [4.4.2]
M	[-]	Verhältnis der Grob- und Feinanteile einer Kornverteilung [4.4.4]
M		positive Konstante [5.5]
n	[-]	Anzahl von Elementen
N	[-]	Anzahl von Elementen
N_{\max}	[-]	maximale Anzahl von Elementen
p	[N/m ²]	Druck
\bar{p}	[N/m ²]	Tiefengemittelter Druck
P	[m]	Perimeter, Umfang
q	[m ³ /s m]	spezifischer Durch-/Abfluss
Q	[m ³ /s]	Durch-/Abfluss
Q_{AR}^*	[-]	Prüfgröße des Portmonteau lack-of-fit Tests
Q_x	[m ³ /s]	bettbildender Durch-/Abfluss
r_i	[-]	Vektoren [5.3.3]
$r(k)$	[-]	Autokorrelation zum lag k
R	[m]	hydraulischer Radius
R_s	[m]	hydraulischer Radius der Sohle
$R_{xx}(t)$		Autokovarianz
Re	[-]	Reynolds-Zahl
s	[m]	Standardabweichung der Rauheitserhebungen
S		Schiefe
S^2		Residualquadratsumme

t	[s]	Zeit
u, v, w	[m/s]	x, y, z-Komponenten der Geschwindigkeit
\bar{u}, \bar{v}	[m/s]	x, y-Komponenten der tiefengemittelten Geschwindigkeit
u', v'	[m/s]	x, y-Komponenten der Geschwindigkeitsschwankungen
u_*	[m/s]	Schubspannungs-, Reibungsgeschwindigkeit
u_m	[m/s]	Querschnittsgemittelte Geschwindigkeit
$Var\{f[x(t_i)]\}$		Varianz [5.4]
x, y, z	[m]	kartesische Raumkoordinaten
$\bar{x}, \bar{y}, \bar{z}$	[m]	Mittelwerte der x, y-Komponenten
$x_p(t)$	[-]	periodischer Zeitreihenanteil
$x_r(t)$	[-]	stationärer Zeitreihenanteil
$x_t(t)$	[-]	trendbehafteter Zeitreihenanteil
\hat{y}		Schätzer
y_R	[m]	Dicke der Rauheitsunterschicht
y_+	[-]	Dimensionsloser Wandabstand
y_c^+	[-]	Dimensionsloser Wandabstand
Y	[-]	Parameter zur Sedimentmobilität; Shields-Parameter [4.4.4]
Y_c	[-]	Kritischer Wert von Y [4.4.4]
Z_i	[-]	autoregressiver Prozess
z_b	[m]	Sohlkote
α	[-]	Parameter zur Anordnung der Grobelemente [4.4.2]
α	[-]	Sohlstrukturfaktor [4.4.3]
α	[-]	Geschwindigkeitsbeiwert
α, β	[-]	Materialabhängige Konstanten [4.4.1]
β	[-]	Faktor zur Beschreibung des sohn nahen Turbulenzbereiches [4.4.3]
β	[-]	mittlere absolute Neigung [5.2]
γ	[m ²]	Semivarianz
γ	[-]	Rauheitsstruktur [5.2]
$\Delta x, \Delta y, \Delta z$	[m]	Längendifferenz
Δt	[s]	Zeitschrittlänge
δ	[m]	Wandabstand
δ_h	[-]	Vorschubmaß
ε		digitales weißes Rauschen
ε_R^+	[-]	dimensionslose Wirbelviskosität
χ^2	[-]	Prüfgröße des Chi-Quadrat-Tests

ϕ_i	[-]	Parameter eines autoregressiven Prozesses
ϕ_{ii}	[-]	partielle Autokorrelation
κ	[-]	von-Kármán-Konstante
λ	[-]	Darcy-Weisbach-Widerstandsbeiwert
λ_s	[-]	Widerstandsbeiwert der Sohle nach Keulegan [4.4.5]
λ_H	[-]	Einzelwiderstandsbeiwert in der Ablösezone [4.4.5]
μ		Mittelwert
ν	[m ² /s]	kinematische Viskosität
ϑ	[-]	Winkel in Abhängigkeit der Kornform [5.2]
ρ	[kg/m ³]	Fluiddichte
$\rho(k)$	[-]	theoretische Autokorrelation
ρ_i	[-]	theoretische Werte der Autokorrelation
σ		Varianz [5.4]
σ	[-]	Ungleichförmigkeit [5.1]
σ_h	[N/m ²]	Oberflächenschubspannung
σ_{ij}	[N/m ²]	Komponenten des Normalspannungstensors
σ_s	[m]	Standardabweichung des Sohlmaterials
τ_{ij}	[N/m ²]	Komponenten des Schubspannungstensors
τ_b	[N/m ²]	Sohlschubspannung
τ_h	[N/m ²]	Oberflächenschubspannung
τ_{\max}	[-]	Maximalwert der Autokovarianz
Γ	[-]	Grobelementkonzentration [4.4.2]
Π	[-]	Form- oder Coles-Parameter des Geschwindigkeitsprofils [4.1.2]
Δ	[-]	Differenz

Indizes

$b, 0, s$	Sohle
B	Blöcke (engl.: boulder) [4.4.1]
CC	Sohlmaterial
D	Deckschicht
i, j	x, y-Richtung
h	Oberfläche
m	Querschnittsgemittelt
o	ebene Sohle
si	Anteil je Stromröhre

Abkürzungen

AR(p)	autoregressiver Prozess der Ordnung p
DWN	Weißes Rauschen (engl.: digital white noise)
FDM	Finite-Differenzen-Methode
FEM	Finite-Elemente-Methode
FPM	Finite-Punkte-Methode
FVM	Finite-Volumen-Methode
SSFM	Methode der selbstähnlichen Fraktale (engl.: self similar fractal method)
STDDEV	Standardabweichung
VAR	Varianz

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1: Übersicht der Makrosohlformen	5
Abb. 2.2: Verschiedene Formen von Schwellen	6
Abb. 2.3: Geometrie einer Absturz-Becken-Sequenz	7
Abb. 2.4: Längsprofile unterschiedlicher flussmorphologischer Typen (SCHÄLCHLI, 1991).....	10
Abb. 4.1: Einfluss der Wassertiefe auf die Rauheitswirkung (nach SCHÄLCHLI, 1991).....	21
Abb. 4.2: Bursting-Prozess (nach YALIN, 1992).....	22
Abb. 4.3: Strömungsarten über rauen Sohlen nach MORRIS (1955)	23
Abb. 4.4: Beziehung zwischen Rauheitsdichte c_k und Rauheitsverhältnis k_s/k (nach DITTRICH, 1998)....	24
Abb. 4.5: Prandtlscher Mischungswegansatz (OERTEL, 2001)	24
Abb. 4.6: Abhängigkeit der Konstanten C_1 von der Rauheits-Reynoldszahl Re_* (SCHLICHTING, 1982) ..	26
Abb. 4.7: Bereichseinteilung des vertikalen Geschwindigkeitsprofils (DITTRICH, 1998).....	27
Abb. 4.8: Vertikales Geschwindigkeits- und Schubspannungsverteilung bei großer relativer Überdeckung (DITTRICH, 1997).....	28
Abb. 4.9: Vertikale Geschwindigkeitsprofile über Sohlen großer Rauheiten und kleiner Überdeckungen (BAYAZIT, 1982).....	28
Abb. 4.10: Vertikales Geschwindigkeits- und Schubspannungsverteilung bei kleiner relativer Überdeckung (DITTRICH, 1997).....	29
Abb. 4.11: Funktionaler Zusammenhang zwischen Widerstandsbeiwert und relativer Überdeckung (KIRONOTO ET GRAF, 1994).....	33
Abb. 4.12: Definitionsskizze für den relativen Rauheitsquerschnitt (modifiziert; BATHURST, 1985)	34
Abb. 4.13: Beziehung zwischen α -Parameter und Γ -Konzentration (FERRO,1999).....	37
Abb. 4.14: Überströmungszustände einer deformierten Sohle (EGASHIRA ET ASHIDA, 1991).....	41
Abb. 5.1: Unterschiedliche β -Werte in Abhängigkeit von der Kornform (MONZAVI, 1972).....	47
Abb. 5.2: Definitionsskizze des k_3 -Wertes nach ERGENZINGER	48
Abb. 5.3: Beziehung zwischen dem $K_{3,20}$ -Wert und dem Geschwindigkeitskoeffizienten a (modifiziert nach DE JONG, 1995).....	49
Abb. 5.4: (A) Diagramm für dreidimensionale Formverhältnisse nach ZINGG; (B) Definition der zweidimensionalen Formverhältnisse (modifiziert, nach ROBERT, 1991).....	53
Abb. 5.5: Schematische Darstellung der Semivariogramme (a) Sandsohle (b) Kiessohle (modifiziert, nach ROBERT, 1988).....	55
Abb. 5.6: Eigenschaften eines Semivariogramms einer rauen Sohle (ROBERT, 1991).....	56
Abb. 6.1: Ansichten der Untersuchungsabschnitte am Schwarzwasser	59
Abb. 6.2: Prinzipskizze des Versuchsaufbaus	64
Abb. 6.3: Versuchsablauf	65
Abb. 6.4: Geschwindigkeitsprofil aus zeitlichen Mittelwerten	66
Abb. 6.5: Schema zur Ermittlung von u_m , $u_{m(0,6h)}$ und $u_{m(0,2h;0,8h)}$	66
Abb. 6.6: Einteilung der Sohle in Bereiche mit verschiedenen Gefällen und Rauheiten ($I_s = 2\%$).....	69
Abb. 6.7: Einteilung der Sohle in Bereiche mit verschiedenen Gefällen und Rauheiten ($I_s = 4\%$).....	69
Abb. 6.8: Einteilung der Sohle in Bereiche mit verschiedenen Gefällen und Rauheiten ($I_s = 6\%$).....	70
Abb. 7.1: Mittlerer Korndurchmesser als Funktion der Standardabweichung	72
Abb. 7.2: Standardabweichung als Funktion des Sohlgefälles.....	72
Abb. 7.3: Gleiche K_3 -Werte bei unterschiedlicher Rauheit.....	73
Abb. 7.4: Beziehung zwischen dem $K_{3,20}$ -Wert und der Standardabweichung der Rauheitserhebungen.....	73
Abb. 7.5: Autokorrelationsfunktionen der Sohlängsprofile V06-Pos.100 und V07-Pos.100.....	76
Abb. 7.6: Partielle Autokorrelationsfunktionen (V04-Pos.500 und V02-Pos.300).....	77
Abb. 7.7: Autokorrelationsfunktion der Residuen (V02-Pos.900 und V06-Pos.300).....	79
Abb. 7.8: Vergleich der Varianzen σ_ϵ^2 der berechneten Residuen des DWN ϵ_i für AR(1)- und AR(2)-Prozesse.....	80
Abb. 7.9: Variogramm mit identifizierbarer Bereichseinteilung (V04-Pos.1300)	81
Abb. 7.10: Variogramm mit nicht eindeutig identifizierbarer Bereichseinteilung (V05-Pos.900).....	81
Tab. 7.1: Transformationsfunktionen	83
Abb. 7.11: Anwendung der T-Funktion SMALL SLOPE ohne Trendelimination ($I_s = 2\%$)	84
Abb. 7.12: Anwendung der T-Funktion SMALL SLOPE ohne Trendelimination ($I_s = 4\%$)	84
Abb. 7.13: Anwendung der T-Funktion SMALL SLOPE ohne Trendelimination ($I_s = 6\%$)	85
Abb. 7.14: Anwendung der T-Funktion AVERAGE ohne Trendelimination ($I_s = 2\%$).....	86
Abb. 7.15: Anwendung der T-Funktion AVERAGE mit Trendelimination ($I_s = 2\%$)	86
Abb. 7.16: Anwendung der T-Funktion AVERAGE ohne Trendelimination ($I_s = 4\%$).....	87
Abb. 7.17: Anwendung der T-Funktion AVERAGE mit Trendelimination ($I_s = 4\%$).....	87
Abb. 7.18: Anwendung der T-Funktion AVERAGE ohne Trendelimination ($I_s = 6\%$).....	88

Abb. 7.19: Anwendung der T-Funktion AVERAGE mit Trendelimination ($I_s = 6\%$)	88
Abb. 7.20: Anwendung der T-Funktion STDDEV mit Trendelimination ($I_s = 6\%$)	89
Abb. 7.21: Anwendung der T-Funktion STDDEV mit Mindestsegmentlänge, ohne Trendelimination ($I_s = 2\%$)	91
Abb. 7.22: Anwendung der T-Funktion STDDEV mit Mindestsegmentlänge, mit Trendelimination ($I_s = 6\%$)	91
Abb. 8.1: Hydraulisch und geometrisch definierte Bezugshöhen bei extremer Rauheit	95
Abb. 8.2: Fließwiderstand u/u^* als Funktion der relativen Überdeckung h/d_{84} ($I_s = 2\%$)	96
Abb. 8.3: Klassifikation der Widerstandsfunktionen	99
Abb. 8.4: Vergleich gemessener und berechneter Fließwiderstandswerte u/u^* nach Gl.(8.11)	100
Abb. 8.5: Vergleich gemessener Fließwiderstände und mit exponentiellen Widerstandsfunktionen berechneter Fließwiderstände	102
Abb. 8.6: Funktionaler Zusammenhang von Integrationskonstante C und Korn-Reynolds-Zahl Re_*	103
Abb. 8.7: Regressionskurven des funktionaler Zusammenhanges von Integrationskonstante C und der Korn- Reynolds-Zahl Re_*	103
Abb. 8.8: Darstellung der funktionalen Abhängigkeit der Integrationskonstanten C von Sohlgefälle und Sohlmaterial (S1: mit Grobkornanteil; S2: ohne Grobkornanteil)	104
Abb. 9.1: Vergleich berechneter und gemessener (a) Wasserspiegelmhöhen (b) Fließgeschwindigkeiten (V02)	108
Abb. 9.2: Darstellung von Längsprofilen mit gemessenen und berechneten Fließgeschwindigkeiten (a) Versuch V03-60l/s Pos. 100, (b) V02-60l/s Pos. 300 und (c) V07-60 l/s Pos. 900 Erläuterung: bl- maes = Sohlhöhen (gemessen), wl-maes = Wasserspiegelmhöhen (gemessen), wl-2de = Wasserspiegelmhöhen (berechnet), vm-maes = Fließgeschwindigkeit (gemessen), vm-2de = Fließgeschwindigkeit (berechnet)	109
Abb. 9.3: Abweichung berechneter und gemessener Sohlhöhen in Abhängigkeit von der Zellgröße (V06; 6 % Gefälle)	112
Abb. 9.4: Standardabweichung s in Abhängigkeit der Berechnungsgitterweite (1- bis 10-fache Vergrößerung der Berchnungsgitterweite $dx/dy = 1,6/1,5$ cm)	112
Abb. 9.5: Darstellung der Sohlstrukturen für generierte Berechnungsgitter mit unterschiedlicher Zellgröße (V06, 6 % Gefälle); (a) $dx/dy=1,6/1,5$ cm, (b) $dx/dy=3,2/3,0$ cm, (c) $dx/dy=8,0/7,5$ cm,	113
Abb. 9.6: Vergleich gemessener und berechneter Fließgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Gefälle (a) Versuch V03 mit $I = 0.02$ (b) Versuch V02 mit $I = 0.04$ und (c) Versuch V07 mit $I = 0.06$	116

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1: Dicke der Rauheitsunterschicht y_R	27
Tab. 4.2: Empirische Beziehungen zwischen äquivalenter Sandrauheit k_s und charakteristischem Korndurchmesser d_c	29
Tab. 4.3: Zusammenstellung logarithmischer Widerstandsbeziehungen	32
Tab. 6.1: Übersicht der Versuchsbezeichnungen und -bedingungen	65
Tab. 6.2: Charakteristische Korndurchmesser (Versuch V03)	67
Tab. 6.3: Sohlgefälle und charakteristischer Korndurchmesser d_{84}	68
Tab. 7.1: Transformationsfunktionen	83
Tab. 7.2: Mindestsegmentlängen der Versuchsreihen	90
Tab. 9.1: Vergleich gemessener und berechneter Wassertiefen und Fließgeschwindigkeiten (V07-Pos.900-60 l/s); Markierung besonders geringer Wassertiefen	110

1 Einleitung

1.1 Numerische Berechnung offener Gerinne

Für die Habitatsimulation von Fließgewässern sind die Eingangsparameter aus den hydraulischen Berechnungen von entscheidender Bedeutung. Insbesondere die Strömungsberechnung in steilen Gerinnen mit hoher relativer Rauheit, wie sie in Gebirgs- und Mittelgebirgsbächen vorliegt, verursacht noch heute große Schwierigkeiten. In hydraulischen Berechnungen sind grundsätzlich die geometrischen Größen zur Beschreibung der Gerinnetopographie und die Widerstandsfunktionen zur Beschreibung der auftretenden Fließgeschwindigkeit und der Reibungsverluste notwendig. Diese Widerstandsfunktionen werden aber ebenfalls stark durch die Gerinnegeometrie und –rauheit bestimmt. Daher ist neben der Untersuchung der Widerstandsfunktionen eine Betrachtung der Rauheitsstrukturen und ihrer mathematischen Beschreibung unerlässlich. In den vergangenen Jahrzehnten waren die hydraulischen Berechnungen in der Ökohydraulik vorwiegend auf die eindimensionalen Modelle beschränkt. Diese haben jedoch aufgrund der Reduzierung auf eine Strömungsrichtung und die stark vereinfachte Gerinnetopographie nur bedingt Aussagewert. Deshalb erscheint es notwendig, neben der Untersuchung der eindimensionalen Widerstandsbeziehungen und der Rauheitserfassung auch zweidimensionale Modelle hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit in der Hydraulik steiler Gerinne mit geringer relativer Überdeckung näher zu betrachten.

1.2 Charakterisierung der Struktur von rauen Gerinnen

In morphologischer Hinsicht können raue Gerinne mit Kiessohlen aufgrund ihres Längsgefälles, der Kornverteilung des Sohlmaterials und des Auftretens verschiedener Sohldeformationen unterschieden werden. Die Sohldeformationen oder auch Sohlformen wirken sich besonders bei niedrigen Abflüssen aus, so dass die hydraulische Berechnung dieser Zustände sich bisher als sehr schwierig erweist. Speziell diese niedrigen Abflüsse sind aber häufig untersuchungsrelevant in der Ökohydraulik, da sie zum einen in natürlichen Fließgewässern einen prägenden Einfluss auf die Habitatstruktur haben und z.B. durch Wasserentnahme antropogen entstehen oder verstärkt auftreten. Die Berechnung von Strömungsvorgängen in Gerinnen beruht in der Regel auf Gleichungen zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit und des Anteils der Reibungsverluste. Zur Berechnung haben MANNING/STRICKLER und DARCY/WEISBACH absolute Rauheiten bzw. Rauheitsbeiwerte eingeführt. Hierdurch gehen Informationen zu den Anteilen der Korn- bzw. Formrauheit verloren. Dies erkannten schon EINSTEIN ET BARBAROSSA (1951) und unterschieden in Korn- und Formrauheit. Bisher erfolgt die Rauheitsbeschreibung in der Regel durch einen charakteristischen Korndurchmesser d_c . Reduziert man jedoch die Rauheit nur auf einen Wert, gehen wichtige Informationen zur Rauheitsstruktur verloren (BAGNOLD, 1980).

Für den Fall eindimensionaler Berechnungen offener natürlicher Gerinne sind Querprofile und deren Abstand untereinander ausreichend. Hiermit lässt sich aber, insbesondere bei Gebirgsbächen mit hoher Rauheit, die Oberflächenstruktur nur durch eine sehr hohe Dichte an Querprofilen und selbst dann noch häufig unzureichend wiedergeben. Daher erscheint eine zweidimensionale Berechnung solcher Gerinne eine bessere Beschreibung der Topographie und eine genauere räumliche Auflösung der hydraulischen Parameter insbesondere im Hinblick auf Aussagen zu Habitatbedingungen zu ermöglichen. Jedoch ist die Erfassung der Strukturelemente durch ein direktes Messverfahren sehr aufwändig. Weiterhin benötigen auch zweidimensionale Modelle Widerstandsfunktionen zur Schließung der Berechnungsgleichungen, so dass auch in diesem Fall eine verbesserte Beschreibung der Rauheitsstruktur der Gewässersohle die Berechnungsergebnisse positiv beeinflusst.

1.3 Problemstellung

Ausgangspunkt für die vorliegende Arbeit waren Untersuchungen zur Mindestwasserfrage bei Kleinwasserkraftanlagen in einem Mittelgebirgsbach. Üblicherweise werden die hydraulischen Parameter, die als Eingangsgrößen für die Habitatsimulation oder -bewertung benötigt werden, durch in-situ-Messungen gewonnen. Da dies aber häufig und auch im vorliegenden Fall aufgrund der hydrologischen Verhältnisse nur bedingt möglich ist, werden die Bedingungen für weitere, nicht messbare Abflusssituationen durch hydrodynamisch numerische Simulationen ergänzt. Besonders im Fall geringer Wassertiefen ist der Rauheitseinfluss der Gerinnesohle sehr groß und führt zu Schwierigkeiten in der hydraulischen Berechnung, die bisher nicht zufriedenstellend gelöst werden können.

Damit ist die Aufgabe gestellt, den Rauheitseinfluss in der hydraulischen Berechnung näher zu untersuchen und die Wechselwirkung zwischen Strömung und Sohlrauheit für den Fall hoher relativer Rauheit zu beschreiben.

1.4 Gliederung der Arbeit

Als Grundlage der Rauheitsbeschreibung werden im Abschnitt 2 die vorkommenden Sohlformen und die Typisierung von Gebirgsbächen vorgestellt. Im Abschnitt 3 schließt sich die Beschreibung der Grundgleichungen der numerischen Berechnung offener Gerinne an, wobei besonders auf die notwendigen Voraussetzungen in der Berechnung bei extremer relativer Rauheit eingegangen wird. Die Sohlreibungsterme und ihre Anpassung als Basis für die Einführung der anschließend in Abschnitt 4 dargestellten Widerstandsbeziehungen werden ausführlich behandelt.

Das vertikale Geschwindigkeitsprofil und die unterschiedlichen Einflüsse auf seine Gestalt sowie seine Beschreibung durch Widerstandsbeziehungen sind Gegenstand des Abschnittes 4. Es werden die Grundlagen und Randbedingungen der verschiedenen aus der Literatur bekannten Widerstandsbeziehungen erläutert.

Abschnitt 5 beschreibt die verschiedenen Möglichkeiten zur mathematischen Beschreibung rauer Oberflächen und ihrer Übertragbarkeit auf das vorliegende Problem der Sohlrauheit. Neben den klassischen Verfahren werden unterschiedliche statistische Konzepte dargestellt.

Zur Schaffung der Datengrundlage wurden Modellversuche im Hydrolabor Schleusingen der Bauheus-Universität Weimar durchgeführt. In Abschnitt 6 werden Modellaufbau und Durchführung sowie die Datenaufbereitung erläutert. Die Abschnitte 7, 8 und 9 sind der Untersuchung der Anwendbarkeit der in den vorhergehenden Abschnitten vorgestellten Verfahren, den Einschränkungen und ihrer Anpassung bzw. Weiterentwicklung gewidmet. Dabei wird in Abschnitt 7 die Anwendbarkeit statistischer Verfahren zur Oberflächenbeschreibung behandelt, wobei insbesondere auf ein Segmentierungsverfahren und dessen Anpassung auf die Problematik der Beschreibung der Sohlrauheit eingegangen wird, während Abschnitt 8 der Überprüfung und Bewertung der Widerstandsfunktionen in eindimensionalen Berechnungen dient. Weiterhin wird für die Widerstandsfunktionen in eindimensionalen Berechnungen die Behandlung der Rauheitserfassung als funktionaler Zusammenhang abgeleitet und beschrieben.

Die Anwendung zweidimensionaler Simulation von Strömungen in Gerinnen mit extremer relativer Rauheit wird in Abschnitt 9 untersucht. Dabei wird dargestellt, inwieweit die Anwendung globaler Rauheitswerte, wie sie bisher üblich war, zu befriedigenden Resultaten führt. Die Verwendung der Standardabweichung der Residuen segmentierter Sohlprofile als Rauheitsmaß wird ausführlich diskutiert, dem globalen Rauheitsansatz gegenübergestellt und bewertet.

In Abschnitt 10 werden die morphologischen und hydraulischen Grundlagen steiler Gerinne mit extremer relativer Rauheit kurz zusammengefasst und die gewonnenen Erkenntnisse dargestellt. Die Schlussfolgerungen zu verschiedenen statistischen Verfahren zur Beschreibung der Sohlrauheit und die bekannten eindimensionalen Widerstandsbeziehungen werden hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit zusammenfassend beschrieben. Die Einschränkungen globaler Rauheitsansätze in zweidimensionalen hydrodynamisch numerischen Berechnungen und die möglichen Verbesserungen der Berechnungsergebnisse durch das in dieser Arbeit entwickelte und vorgestellte Verfahren zur Ermittlung lokaler Rauheiten werden erläutert. Weiterführende Überlegungen zur Anwendung des Verfahrens zur Bestimmung lokaler Rauheitsbeiwerte aus segmentierten Sohlprofilen werden in einem Ausblick genannt.

2 Sohmorphologie

Von besonderer Bedeutung in der hydraulischen Berechnung von Gerinnen mit extremer relativer Rauheit ist die Sohmorphologie. Sie verursacht Turbulenzen in der Strömung und beeinflusst durch die Sohlschubspannung maßgeblich die Berechnungsergebnisse in der numerischen Berechnung. Daher werden an dieser Stelle die auftretenden Sohlformen, ihre Geometrie und Theorien zu ihrer Entstehung vorgestellt. Abschließend wird eine Gruppierung der Erscheinungsformen steiler Gerinne vorgenommen, die entscheidend den späteren Modellaufbau und die Durchführung beeinflusst.

2.1 Allgemeine Eigenschaften der Sohmorphologie

Alluviale Fließgewässer können grob in zwei Typen unterteilt werden: Gewässer mit Sandsohlen und Gewässer mit Kiessohlen. In der Regel besitzen Gewässer mit Kiessohlen ein größeres Gefälle und ihr Sohlenmaterial weist eine hohe Ungleichförmigkeit auf. Während großer Hochwasserereignisse kommt es zur Umlagerung von Elementen der Sohle und zur Bildung von Sohlformen und natürlichen Abpflasterungseffekten. In Gebirgsbächen, also relativ steilen Fließgewässern ($I_S > 2\%$) mit Kiessohlen und großer Ungleichförmigkeit, können sich weitaus mehr unterschiedliche Sohlformen und Gerinnegeometrien ausbilden. Diese Sohlformen als auch die großen Einzelemente verursachen große Energieverluste und sind somit Gegenstand vieler Untersuchungen gewesen (BATHURST, 1978; u.v.a.). In Gewässern mit Sandsohlen können sich Riffel, Dünen oder Antidünen bilden, so dass sich die Rauheit der Sohle über die eigentliche Kornrauheit erhöht. Man spricht in der Regimetheorie von Formrauheit.

2.1.1 Unterscheidung von Form- und Systemrauheit

Bisher wurde nur zwischen der Korn- und Formrauheit unterschieden. Gerade in Gebirgsbächen haben jedoch unterschiedliche Rauheitsskalen und Gerinnegeometrien einen unterschiedlichen Einfluss auf den Fließwiderstand und damit die Ungleichförmigkeit des Abflusses. Daher erscheint es angebracht, eine weitere Unterscheidung in Form- und Systemrauheit vorzunehmen. Der Übergang dieser beiden Rauheitsbereiche wird jedoch in der Literatur oft nur ungenügend beschrieben (DE JONG, 1995). Vereinfacht können Makrosohlformen mit geringer räumlicher Ausdehnung als Formrauheiten und solche mit größerer Ausdehnung als Systemrauheiten bezeichnet werden. In Abbildung 2.1 sind die verschiedenen vorkommenden Makrosohlformen dargestellt und in Form- bzw. Systemrauheit gruppiert. Der Übergang zwischen diesen beiden Rauheitsskalen ist jedoch fließend. Die einzelnen Ausprägungen der Makrosohlformen werden daher im folgenden Abschnitt kurz beschrieben.

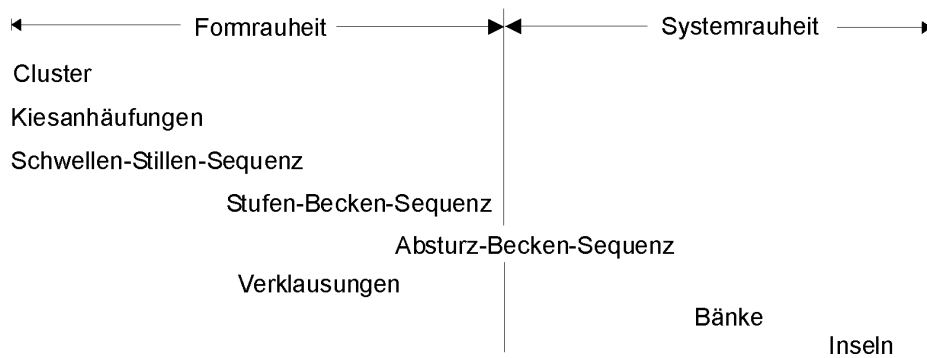


Abb. 2.1: Übersicht der Makrosohlformen

2.2 Entstehung und Geometrie von Makrosohlformen

2.2.1 Cluster

Durch die verkeilte Ablagerung von Partikeln vor Hindernissen entstehen nach oberstrom anwachsende Partikelansammlungen. Als Cluster werden Ansammlungen von drei oder mehr Partikeln in Längsrichtung bezeichnet. Die Cluster unterscheiden sich in Form, Anzahl und Anordnung der Partikel. Sie treten an Stellen starker Strömung auf. DE JONG (1995) beobachtete für sehr steile Gerinne eine steil aufragende Anordnung von bis zu sechs Partikeln vor einem Hindernis. Die Form der Cluster kann im Längsschnitt als Semi-Ellipsoid beschrieben werden. Sie bestehen aus dem Größtkornmaterial der Gewässersohle und besitzen große Hohlräume zwischen den Einzelpartikeln.

Eine Form der Cluster ist der Zwei-Partikel-Cluster. Er entsteht durch die Ablagerung eines plattigen Partikels vor einem rundförmigen Hindernis, wobei die angeströmte Fläche beider Elemente etwa gleich groß ist. Hierdurch ergibt sich die Möglichkeit der Ablagerung feinkörnigeren Materials hinter dem Zwei-Partikel-Cluster.

Komplexe Cluster besitzen häufig in Längs- und Querrichtung gleich viele Partikel. Gewöhnlich bestehen sie aus den Grobelementen ohne eine Einlagerung von feineren Anteilen in den Zwischenräumen oder aber aus einer Ringstruktur mit einer Füllung aus feineren Geschiebeanteilen. Sie entstehen in Bereichen mit erhöhtem Sohlgefälle (ca. 4%).

Mega-Cluster sind Cluster von außergewöhnlicher Größe, die schon Elemente der Systemrauheit bilden können. Sie entstehen durch zusätzlichen Sedimenteintrag oder sonstige mittransportierte Materialien, die sich verkeilen. Zu ihrem Auftreten im Gewässer gibt es keine definitiven Aussagen.

2.2.2 Kiesanhäufungen

Kiesanhäufungen bilden sich im Strömungsschatten von großen Sohlpartikeln und Clustern. Treten sie in Krümmungsbereichen auf, werden sie auch als angehängte Bänke bezeichnet. Die einzige ausführlichere Beschreibung von angehängten Bänken findet sich bei RUBIN ET AL. (1990).

Nach KELLERHALS ET AL. (1976) können Bänke in sieben verschiedene Formen unterteilt werden: Seiten- oder Uferbänke, Krümmungsbänke, Mündungsbänke, Mittelbänke, Diamantbänke, Querbänke, Sandwellen oder große Dünen. Bisher bezogen sich die Untersuchungen von Bänken vorwiegend auf sandige oder kiesige Gewässer, so dass die Mehrzahl der vorgenannten Bankformen so nicht in Fließgewässern mit Grobkornanteil auftreten.

2.2.3 Schwellen-Stillen-Sequenzen

Schwellen bzw. Schwellen-Stillen-Sequenzen entstehen typischerweise in Fließstrecken ohne Verzweigung, aber großer Breite und geringer Tiefe (KELLER ET MELHORNE, 1978; HUMBORG, 1995). Man unterscheidet vier verschiedene Formen: Querschwellen, Diagonalschwellen, Kreissegment-schwellen und zerstörte Kreissegment-schwellen (Abb. 2.2).

Querschwellen treten nur in Ablagerungsbereichen, nicht aber in Erosionsbereichen auf. Bei erhöhtem Gefälle bilden sich die größeren Absturz-Becken-Sequenzen aus. Nach Untersuchungen von GEHRING (DE JONG, 1995) überströmt die Hauptströmung ein Hindernis auf dem kürzesten Weg. Daher bilden sich in Krümmungsbereichen Diagonalrippen aus. In tiefer eingeschnittenen Gewässerbereichen bilden sich keine geraden Schwellen aus, sondern flussabgerichtete, kreissegmentförmige Schwellen.

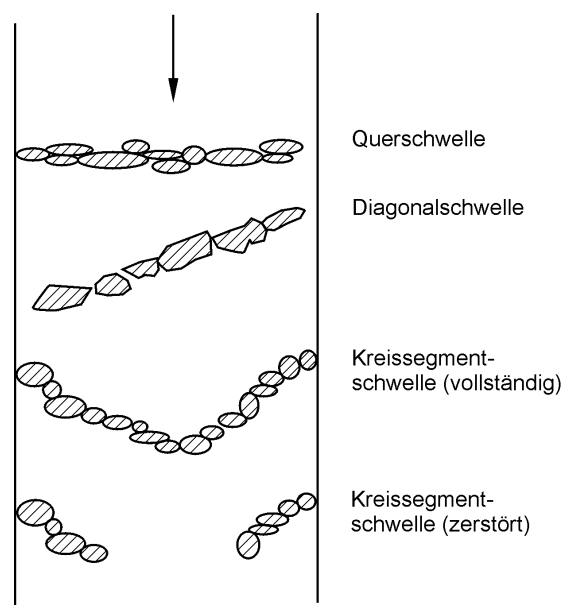


Abb. 2.2: Verschiedene Formen von Schwellen

2.2.4 Absturz-Becken-Sequenzen

Absturz-Becken-Sequenzen, auch Stufen-Becken-Sequenzen genannt, sind in steilen, grobkörnigen Bachabschnitten anzutreffen (WHITTAKER ET JÄGGI, 1982). Sie sind aufgrund der unterschiedlichen Korngrößen nicht direkt vergleichbar mit den weiter verbreiteten Schwellen-Stillen-Sequenzen, sind aber Gegenstand vieler Untersuchungen gewesen (HUMBORG, 1995; SCHÄLCHLI, 1991). DE JONG (1995) stellte bei ihren Untersuchungen fest, dass Absturz-Becken-Sequenzen nur in geraden Strecken sowie am Beginn und Ende von Kurven auftreten. Besonders große Stufen-Becken-Sequenzen wurden in Bereichen mit hohem lokalem Gefälle angetroffen. Dabei waren die Querprofile der Stufen asymmetrisch, während die Querprofile der Becken symmetrisch waren. Dies steht im Kontrast zu den von KELLER ET MELHORNE (1978) und HUMBORG (1995) beobachteten Strukturen der Schwellen-Stillen-Sequenzen. Stufe und Becken treten in regelmäßigen Intervallen auf. Jedoch ist der Abstand unterschiedlicher Stufen-Becken-Sequenzen in einem Gewässerabschnitt sehr variabel.

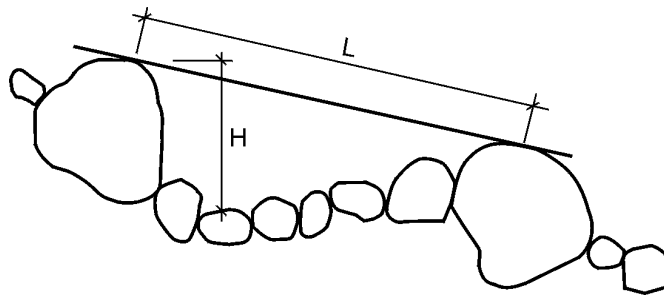


Abb. 2.3: Geometrie einer Absturz-Becken-Sequenz

Mehrere Autoren beschreiben die Geometrie der Absturz-Becken-Systeme mittels der Länge L und der Absturzhöhe H . Dabei gehen sie davon aus, dass sich die Länge L umgekehrt proportional zum Sohlgefälle I_s einstellt (JUDD, 1964; WHITTAKER, 1987; GRANT, 1990; HUMBORG, 1995; ABRAHAMS ET AL., 1995). Zur Berechnung der Länge L schlägt JUDD (1964) folgende Beziehung mit den Konstanten c_1 und c_2 vor.

$$L = \frac{H}{c_1 \cdot I_s^{c_2}} \quad (2.1)$$

Mit den Daten von HAYWARD (1980) ermittelte WHITTAKER (1987) $H = 0,3113$, $c_1 = 1$ und $c_2 = 1,188$. Bemerkenswert hierbei ist die Vorgabe eines konstanten Wertes für H , da somit die Länge L bei vorgegebenem Gefälle unabhängig von der Höhe H ist. ABRAHAMS ET AL. (1995) finden eine eindeutig lineare Beziehung zwischen dem Sohlgefälle I_s und dem Verhältnis H/L .

$$\frac{H}{L} = 1,5 I_s \quad (2.2)$$

Unter Annahme eines linearen Zusammenhanges lässt sich Gleichung (2.2) umformen zu

$$L = \frac{H}{c_1 I_s} \quad (2.3)$$

Weitgehende Übereinstimmung besteht in der Ansicht, dass die Höhe H ungefähr das 0,7 bis 1,0-fache des maximalen Korndurchmessers beträgt (GRANT ET AL., 1990; SCHÄLCHLI, 1991).

Ansätze, die von einem Zusammenhang der Länge L und der mittleren Gewässerbreite b_m ausgehen, scheinen aufgrund der sehr großen Streubreite eher willkürlich. HUMBORG (1995) ermittelte für die Länge L einen Wertebereich von der 1,5 bis 8-fachen mittleren Gerinnebreite b_m .

2.2.5 Verkläusungen

Der Einfluss von Verkläusungen wird häufig vernachlässigt. Jedoch können bei Hochwasserabflüssen durch mitgeführtes Schwemmholz oder durch erhöhten Laubfall Verkläusungen auftreten, die eine grundsätzlich veränderte Strömung zur Folge haben. Diese Barrieren treten bevorzugt im Bereich von Schwellen-Stillen- bzw. Absturz-Becken-Sequenzen auf (HACK ET KANZOW, 2001; HUMBORG, 1995).

2.3 Theorien zur Entstehung deformierter Sohlen

Über die Entstehung von Sohldeformationen wie Schwellen-Stillen-Sequenzen oder Absturz-Becken-Sequenzen gibt es in der Literatur unterschiedliche Theorien. Alle Theorien gehen von einer Entstehung durch Hochwasserereignisse aus, die zu einer Umlagerung der großen Sohlelemente in Form von quer zur Strömungsrichtung verlaufenden Sperren führt.

2.3.1 Theorie der Geschwindigkeitsumkehr

KELLER (1971) stellte in Untersuchungen von Schwellen-Stillen-Sequenzen fest, dass die Fließgeschwindigkeit in den Stillen mit steigendem Abfluss stärker ansteigt als über den Schwellen. Aus der Extrapolation seiner Daten leitete er ab, dass ab einem gewissen Abfluss die Geschwindigkeit in den Stillen größer sei als über den Schwellen. Hierdurch könnten die großen Kornfraktionen durch die Stillen hindurch transportiert werden und sich auf den Schwellen ablagern.

Mit der Theorie der Geschwindigkeitsumkehr lassen sich jedoch zwei wichtige Beobachtungen, wie WHITTAKER ET JÄGGI (1982) und ROSPORT (1998) anmerken, nicht erklären. Zum einen ist nicht erklärbar, wie sich aus einer ebenen Sohle eine Schwellen-Stillen-Sequenz bilden kann, und zum anderen müssten bei einem Transport großer Kornfraktionen durch die Stillen auch die feineren Kornfraktionen hindurchtransportiert werden und sich im Schwellenbereich ablagern, was aber nach Beobachtungen so nicht stattfindet. Daher scheint es nach SCHÄLCHLI (1991) wahrscheinlicher zu sein, dass es zu einer Vereinheitlichung der Geschwindigkeit im Schwellen- und Stillen-Bereich kommt.

2.3.2 *Dispersions- und Sortiertheorie*

Nach YANG (1971) ist ein natürliches Gewässer bestrebt, den Bedarf an potentieller Energie je Zeit- und Masseneinheit zu minimieren. Anhand eines Vergleiches einer gleichförmigen Strecke und einer Stillen-Schwellen-Sequenz zeigt er, dass die Fließzeit bei der gleichförmigen Strecke minimal und somit der Energieverlust pro Zeiteinheit maximal ist. Den Sortiereffekt zur Ausbildung von Schwellen und Stillen erklärt er mit dem Sortierprozess nach BAGNOLD (1954). Jedoch müsste hierzu die Sohle bis zu einer beträchtlichen Tiefe in Bewegung sein (WHITTAKER ET JÄGGI, 1982).

2.3.3 *Theorie des maximalen Fließwiderstandes*

DAVIES ET SUTHERLAND (1983) gehen davon aus, dass sich in einem natürlichen Fließgewässer ein Zustand einstellt, bei dem eine maximale Sohlstabilität erreicht wird und damit der Fließwiderstand maximal wird. Diese Theorie steht in direktem Widerspruch zu der Theorie von YANG (1971).

2.3.4 *Antidümentheorie*

Diese Theorie beruht auf der Annahme, dass die Sohldeformationen während Phasen erhöhter Sedimenttransportraten aus Antidünen entstehen. Durch den Abpflasterungseffekt kommt es zu einer Stabilisierung der Sohle und einer Verringerung des Sedimenttransportes, wobei die Kronen der Antidünen durch die größeren Sohlpartikel fixiert werden (WHITTAKER, 1982).

Bei diesem Ansatz bleibt jedoch unberücksichtigt, dass Antidünen eine Sohlform darstellen, die vorwiegend in Fließgewässern mit Sand- oder Kiessohlen auftreten. WHITTAKER (1982) weist darauf hin, dass die Geometrie und die Strömungsparameter von Fließgewässern mit grobem Sediment denen mit eher sandiger Sohle durchaus ähnlich seien. ABRAHAMS ET AL. (1995) verglichen die Antidümentheorie und die Theorie des maximalen Fließwiderstandes und schlussfolgerten, dass deformierte Sohlen den Fließwiderstand erhöhen, die *Froude*-Zahlen im Falle maximierter Fließwiderstände jedoch deutlich unter 1 bleiben. Somit wären Antidünen nicht unbedingt der Ursprung der Schwellen-Stillen- oder Absturz-Becken-Sequenzen.

2.4 **Typische Erscheinungsformen von Gebirgsbächen**

Die Einteilung von Gebirgsbächen erfolgt in der Regel aufgrund von Sohlgefälle, charakteristischem Korndurchmesser und der Ausprägung der Sohldeformation. Im folgenden Abschnitt werden ausschließlich die Strukturen in Gebirgs- und damit Fließgewässern mit Kiessohlen und Grobpartikeln betrachtet. Gewässer mit Kiessohlen besitzen in der Regel ein größeres Gefälle. In Abhängigkeit vom Gefälle bilden sich mit zunehmendem Gefälle Gewässerabschnitte mit steilerem und andere mit flacherem Gefälle aus. Ihr Sohlenmaterial besitzt eine hohe Ungleichförmigkeit

(RICKENMANN, 1996) und es kommt zur Bildung von Steinsperren quer zur Fließrichtung (LEOPOLD ET AL., 1964).

Aufgrund der oben genannten Charakteristiken lassen sich nach Untersuchungen von SCHÄLCHLI (1991) an schweizerischen Gebirgsbächen sieben Gewässertypen (Abb. 2.4) unterscheiden. Für die vorliegende Arbeit sind aber nur die ersten vier Typen relevant, so dass nur diese näher betrachtet werden.

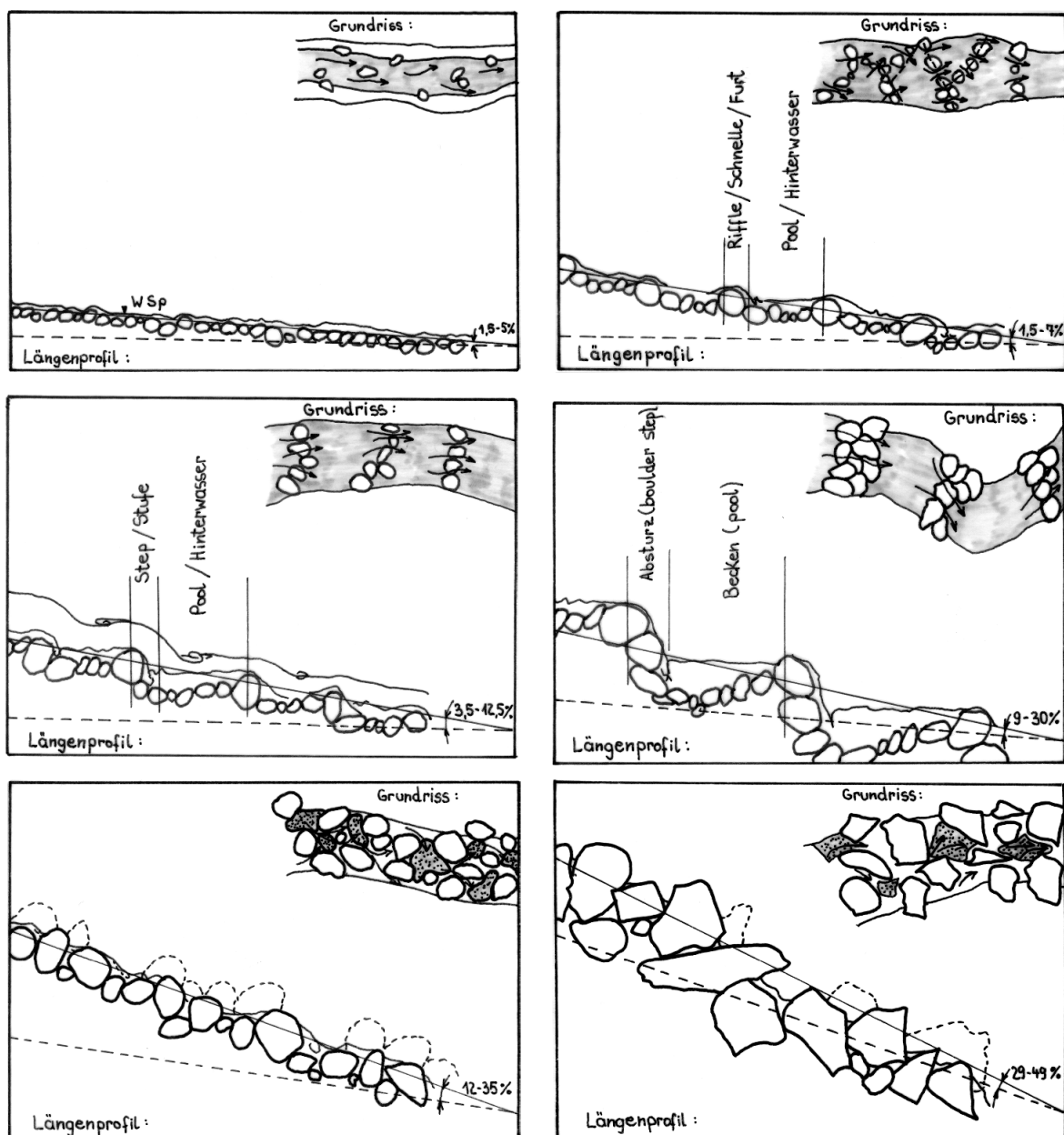


Abb. 2.4: Längsprofile unterschiedlicher flussmorphologischer Typen (SCHÄLCHLI, 1991)

Fließgewässer mit geringem Gefälle (1,5-5 %) zeichnen sich durch ein ausgeglichenes Quer- und Längsprofil aus, so dass die benetzte Breite relativ konstant ist. Die Kornverteilung ist homogen, wobei einzelne Grobkomponenten ($d_{max} = 0,5-0,7$ m) gleichmäßig verteilt auftreten. Bei Fließgewässern in einem Gefällebereich von 1,5 bis 7 %, aber größeren Maximalkorndurchmessern ($d_{max} =$

0,6-0,9 m) kommt es zur Bildung von Steinriegeln über den ganzen Querschnitt, den so genannten Schwellen-Stillen-Sequenzen. Diese beeinflussen insbesondere bei Niedrigwasser das Abflussgeschehen.

Werden diese Schwellen durch größere Blöcke ($d_{max} = 0,9-1,2$ m) in einem Gefällebereich von 3,5 bis 12,5 % gebildet, spricht man von Stufen. Es entstehen klare Überfallkanten und aufgrund der Fallhöhe hinter der Stufe entstehen Becken. Diese Stufen-Becken-Sequenzen sind auch noch bei höheren Abflussereignissen erkennbar. Bei noch größeren Maximaldurchmessern ($d_{max} = 1,1-2$ m) kommt es zu einer Sperrenbildung. Diese Deformationen werden als Absturz-Becken-Sequenzen bezeichnet und treten in der Regel in Gefällebereichen von 9-30 % auf.

Die weiteren drei Gewässertypen seien hier nur kurz genannt. Dabei handelt es sich um die Block-Geleitstrecke zum einen mit gerundetem und zum anderen mit kantigem Material sowie Felssohlen. Eine Übersicht über die Gewässertypen gibt Abbildung 2.4.

3 Grundlagen numerischer Berechnungen offener Gerinne mit hoher relativer Rauheit

In dem folgenden Abschnitt soll keine vollständige Darstellung des Bereichs der numerischen Berechnungen offener Gerinne erfolgen, sondern nur eine kurze Einführung gegeben werden, um die Grundlagen und die zu berücksichtigenden Probleme für den Fall niedriger Abflüsse und hoher relativer Rauheit in steilen Gerinnen darzustellen.

3.1 Grundlagen zweidimensionaler numerischer Berechnungen

3.1.1 Reynoldsgleichungen

Die Grundlagen für die Behandlung der Probleme Strömungsmechanik stellen die drei wichtigen Grundgesetze der Mechanik dar: Massenerhaltungssatz, Impulserhaltungssatz und Energieerhaltungssatz. Dabei ist der Energieerhaltungssatz von untergeordneter Bedeutung und wird häufig vernachlässigt. Um Gleichungen für die Berechnung mittlerer Strömungsgrößen zu erhalten, wie sie für die Berechnung turbulenter Abflüsse, d.h. zufällige Bewegungen oder Wirbel, benötigt werden, werden die Gleichungen von NAVIER-STOKES zeitlich gemittelt. Hierdurch erhält man die *Reynoldsgemittelten* Erhaltungsgleichungen für inkompressible Flüssigkeiten. Sie besitzen die selbe Form wie die *Navier-Stokes*-Gleichungen, unterscheiden sich aber durch zusätzliche Spannungsteile, die so genannten Reynoldsspannungen:

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{\partial \rho u^2}{\partial x} + \frac{\partial \rho uv}{\partial y} + \frac{\partial \rho uw}{\partial z} + \frac{\partial \rho}{\partial x} - \left(\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} \right) = 0 \quad (3.1a)$$

$$\frac{\partial \rho v}{\partial t} + \frac{\partial \rho uv}{\partial x} + \frac{\partial \rho v^2}{\partial y} + \frac{\partial \rho vw}{\partial z} + \frac{\partial \rho}{\partial y} - \left(\frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} \right) = 0 \quad (3.1b)$$

$$\frac{\partial \rho w}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho vw}{\partial y} + \frac{\partial \rho w^2}{\partial z} + \frac{\partial \rho}{\partial z} + \rho g - \left(\frac{\partial \sigma_{zx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_z}{\partial z} \right) = 0 \quad (3.1c)$$

Für die Mittelung wird angenommen, dass sich jede Variable in einen sich nur langsam ändernden, gemittelten Term \bar{u} und einen die Fluktuationen beschreibenden Anteil u' aufteilen lässt.

$$u = \bar{u} + u' \quad (3.2)$$

Für die Mittelung ist zu beachten, dass das Mittel eines Produktes nicht identisch ist mit dem Produkt der Mittel.

$$\overline{uv} = \bar{u}\bar{v} + \overline{u'v'} \quad (3.3)$$

Die von REYNOLDS hergeleitete scheinbare Schubspannung in turbulenten Strömungen τ_{ij} , auch Reynoldsspannung genannt, entsteht durch die zeitliche Mittelung der Produktterme in der Impuls- bzw. Erhaltungsgleichung.

$$\tau_{ij} = \overline{\rho u'_i u'_j} \quad (3.4)$$

Die Reynoldsspannung beschreibt den Impulsaustausch von Flüssigkeitselementen durch turbulente Bewegungen und tritt gleich wie die viskosen Spannungen auf. Die viskosen Spannungen sind abhängig von der Verformungsrate der Flüssigkeit mit der kinematischen Viskosität ν . Für turbulente Strömungen ist ihr Einfluss aber vernachlässigbar klein gegenüber den Reynoldsspannungen. Zusammengefasst können die beiden Spannungen wie folgt dargestellt werden:

$$\frac{\tau_{ij}}{\rho} = \nu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \overline{u'_i u'_j} \quad (3.5)$$

Bei der Verwendung von Viskosität, wie es gelegentlich aus numerischen Gründen getan wird, ist zu beachten, dass Schwingungen gedämpft, aber auch Wellenfronten abgeflacht werden.

Bei der Berechnung offener Gerinne werden zur Lösung der Differentialgleichungen spezielle Randbedingungen an der Sohle (Index b) und an der Wasseroberfläche (Index h) benötigt. Für die Geschwindigkeitskomponenten (u_h, v_h, w_h) an der freien Wasseroberfläche gilt

$$w_h = \frac{\partial h}{\partial t} + u_h \frac{\partial(h + z_b)}{\partial x} + v_h \frac{\partial(h + z_b)}{\partial y}. \quad (3.6)$$

Durch den zeitabhängigen Term wird die zeitliche Veränderung der Wasseroberfläche berücksichtigt. Weiterhin muss als dynamische Randbedingung vorausgesetzt werden, dass atmosphärische Druckschwankungen als auch Windkräfte vernachlässigt werden und die Schubspannungen τ_h an der Wasseroberfläche denen in dem Fluid gleichzusetzen sind.

$$p_h = 0 \quad (3.7)$$

und

$$\tau_h = \sigma_h = 0 \quad (3.8)$$

Für die kinematische Bedingung an der festen Sohle gilt, dass kein Eintreten oder Austreten von Partikeln in oder aus der festen Sohle möglich ist und somit die Geschwindigkeitskomponenten senkrecht zur Sohle verschwinden.

$$w_b = u_b \frac{\partial z_b}{\partial x} + v_b \frac{\partial z_b}{\partial y} \quad (3.9)$$

Außerdem bewegt sich ein zähes Fluid entlang der Sohle selbst nicht, so dass als dynamische Randbedingung gilt

$$u_b = v_b = 0 \quad (3.10)$$

3.1.2 Flachwassergleichungen

In offenen Gerinnen ist die Wassertiefe oft nicht sehr tief im Vergleich zur horizontalen Ausdehnung. Daher kann als eine weitere Vereinfachung angenommen werden, dass die z-Komponente der Geschwindigkeit wesentlich kleiner ist als die horizontalen Komponenten. Das entspricht der Annahme einer hydrostatischen Druckverteilung. Die z-Impulsgleichung reduziert sich auf

$$\frac{\partial p}{\partial z} + \rho g = 0. \quad (3.11)$$

Nach Integration der Gleichung (3.11) über die Tiefe ergibt sich:

$$p(z) = p_h + \int_z^{z_b+h} \rho g dz = p_h + p_0 g (z_b + h + z) + \int_z^{z_b+h} (\rho - \rho_0) \rho g dz \quad (3.12)$$

mit ρ_0 als Referenzdichte.

Die verbleibenden Erhaltungsgleichungen werden als Flachwassergleichungen bezeichnet.

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \quad (3.13a)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial u^2}{\partial x} + \frac{\partial uv}{\partial y} + \frac{\partial uw}{\partial z} + g \frac{\partial h}{\partial x} + g \frac{\partial z_b}{\partial x} - \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial z} \right) = 0 \quad (3.13b)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + \frac{\partial uv}{\partial x} + \frac{\partial v^2}{\partial y} + \frac{\partial vw}{\partial z} + g \frac{\partial h}{\partial y} + g \frac{\partial z_b}{\partial y} - \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z} \right) = 0 \quad (3.13c)$$

Diese auch als 3d-Flachwassergleichungen bezeichneten Gleichungen können weiter vereinfacht werden, wenn die vertikale Geschwindigkeitskomponente w auch in den übrigen Gleichungen vernachlässigt und der Druck als konstant angenommen wird. Dies geschieht durch Tiefenmittelung und führt zu einer erheblichen Reduzierung des Rechenaufwandes und einer besseren Lösbarkeit der Gleichungen.

Durch Integration der Gleichungen von der Sohle bis zur freien Oberfläche unter Verwendung der *Leibniz*-Regel erhält man die tiefengemittelten Flachwassergleichungen. Die tiefengemittelten Spannungen beinhalten die Zähigkeit, turbulente Reibung und Dispersion. Die Reibungsterme an der Sohle werden in einen einzigen Term τ_{bx} , τ_{by} zusammengefasst.

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}h}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}h}{\partial y} = 0 \quad (3.14a)$$

$$\frac{\partial(\overline{uh})}{\partial t} + \frac{\partial(\overline{u^2h})}{\partial x} + \frac{\partial(\overline{uvh})}{\partial y} + \frac{g}{2} \frac{\partial h^2}{\partial x} + gh \frac{\partial z_b}{\partial x} - \frac{\tau_{bx}}{\rho} - \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \overline{\sigma_x}}{\partial x} + \frac{\partial \overline{\tau_{xy}}}{\partial y} \right) = 0 \quad (3.14b)$$

$$\frac{\partial(\overline{vh})}{\partial t} + \frac{\partial(\overline{v^2h})}{\partial y} + \frac{\partial(\overline{uvh})}{\partial x} + \frac{g}{2} \frac{\partial h^2}{\partial y} + gh \frac{\partial z_b}{\partial y} - \frac{\tau_{by}}{\rho} - \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \overline{\tau_{yz}}}{\partial x} + \frac{\partial \overline{\sigma_y}}{\partial y} \right) = 0 \quad (3.14c)$$

Auf eine explizite Darstellung der Integrationsschritte wurde hier verzichtet. Sie können BEFFA (1994) oder NÄF (1997) entnommen werden.

Für den eindimensionalen Fall können die Flachwassergleichungen weiter um die Terme in y-Richtung reduziert werden.

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial \overline{uh}}{\partial x} = 0 \quad (3.15a)$$

$$\frac{\partial(\overline{uh})}{\partial t} + \frac{\partial(\overline{u^2h})}{\partial x} + \frac{g}{2} \frac{\partial h^2}{\partial x} + gh \frac{\partial z_b}{\partial x} - \frac{\tau_{bx}}{\rho} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \overline{\sigma_x}}{\partial x} = 0 \quad (3.15b)$$

3.1.3 Sohlreibungsterme

In Abschnitt 3.1.2 wurde bereits die Annahme einer Haftbedingung als dynamische Randbedingung an der Sohle erwähnt. In den Flachwassergleichungen sind die Schubspannungen an der Gerinnesohle von maßgebender Bedeutung, da sie die resultierende Abflusstiefe stark beeinflussen. Die Schubspannungskräfte wirken als äußere Reibungskräfte der Strömung entgegen, wobei die Grenzschicht entlang der Seitenwände vernachlässigt wird.

Da für die tiefengemittelten Flachwassergleichungen eine Beziehung zwischen Sohl Schubspannung und tiefengemittelter Geschwindigkeit benötigt wird, verwendet man üblicherweise für den Spannungstensor eine Widerstandsgleichung mit dem Widerstandskoeffizienten c_f .

$$c_f = \frac{\overline{u}}{u_*} \quad (3.16)$$

Für die tiefengemittelten Flachwassergleichungen lautet die Gleichung für die Schubspannung an der Sohle

$$\frac{\tau_{bx}}{\rho} = c_f u \sqrt{u^2 + v^2} \quad (3.17)$$

$$\frac{\tau_{by}}{\rho} = c_f v \sqrt{u^2 + v^2} . \quad (3.17)$$

Auf die verschiedenen Widerstandsbeziehungen wird in Abschnitt 4 näher eingegangen.

3.2 Turbulente Spannungen

Neben den Schubspannungen an der Sohle, welche natürlich auch turbulente Spannungen sind, wird im Folgenden auf die inneren Spannungen eingegangen, die zwischen Zonen unterschiedlicher Geschwindigkeit auftreten. Turbulente Strömungen werden durch vier wesentliche Eigenschaften charakterisiert: Diffusion, Dissipation, Dreidimensionalität und Längenskalen. Die direkte numerische Simulation ohne Modellannahmen hierbei ist jedoch sehr aufwändig, so dass üblicherweise die Gleichungen durch die Verwendung gemittelter Größen gelöst werden. Dabei unterscheidet man räumlich und zeitlich mittelnde Verfahren. Die räumliche Mittelung wird auch als *Large-Eddy-Simulation* bezeichnet. Sie erfordert aufgrund der Längenskalen sehr feine Gitterauflösungen. Der Impulstransport kleinerer Wirbel wird in der Regel durch einfache algebraische Beziehungen beschrieben. Die zeitlichen Mittelungsverfahren werden als Reynoldsmodelle bezeichnet. Hierbei wird nur die mittlere Strömung aufgelöst, während die Wirkung der turbulenten Strömung durch empirische Ansätze beschrieben wird. Diese Ansätze werden nochmals unterschieden in Wirbelviskositäts-Modelle und Reynoldsspannungs-Modelle. Bei Ersteren wird die Turbulenz durch Einführen einer zusätzlichen Viskosität ausgedrückt. In Reynoldsspannungs-Modellen wird die Turbulenz durch direkte Ansätze für die einzelnen turbulenten Spannungsterme berücksichtigt.

Die Bezeichnungen Null-, Ein- und Zwei-Gleichungsmodelle beziehen sich auf die Art, wie die turbulenten Spannungen ausgedrückt werden beziehungsweise wie viele zusätzliche Erhaltungsgleichungen erforderlich sind. Bei Null-Gleichungsmodellen wird nach dem Ansatz von BOUSSINESQ davon ausgegangen, dass die turbulenten Spannungen proportional zur Fließgeschwindigkeit sind. In Ein-Gleichungsmodellen werden für die Turbulenzen zusätzliche partielle Differentialgleichungen für den Geschwindigkeitsmaßstab verwendet. Eine weitere partielle Differentialgleichung für den Längenmaßstab kommt bei den Zwei-Gleichungsmodellen hinzu. Zu dieser Gruppe gehören auch die bekannten k - ϵ und k - ω -Modelle. Spannungsgleichungsmodelle benötigen für alle Komponenten des Spannungstensors sämtliche partielle Differentialgleichungen. Ausführliche Beschreibungen geben MALCHEREK (2001), SCHRÖDER ET FORKEL (1999) und RODI (1993).

3.3 Ortsdiskretisierung

Zur numerischen Berechnung muss das Untersuchungsgebiet diskretisiert werden. Hierfür stehen unstrukturierte oder strukturierte Gitter zur Verfügung. Während unstrukturierte Gitter eine bessere Anpassung an die tatsächliche Topographie ermöglichen, ist der Programmierungs- beziehungsweise Rechenzeitaufwand bei strukturierten Gittern geringer. Die verschiedenen Finite-Differenzen-Methoden (FDM) sind die ältesten numerische Verfahren. Im Bereich der Berechnung steiler Gerinne - insbesondere im mehrdimensionalen Fall - kommen diese sehr einfachen Verfahren kaum zur Anwendung, da die auftretenden Fließwechsel in solchen Gerinnen zu Stabilitätsproblemen führen. Außerdem sind FD-Methoden für die Anwendung unstrukturierter Gitter kaum geeignet.

Finite-Elemente-Methode (FEM) und Finite-Volumen-Methode (FVM) werden heute gleichermaßen eingesetzt. Beide Verfahren können für unstrukturierte und strukturierte Gitter angewendet werden.

Bei der FE-Methode werden für einzelne Elemente Polynome definiert und deren Koeffizienten bestimmt. Einen umfassenden Überblick geben u.a. ZIEKIEWICZ (1977) und MALCHEREK (2001). Speziell für die Simulation von Strömungen mit freier Oberfläche in natürlichen Gerinnen wurde die Finite-Punkte-Methode (FPM) entwickelt. Die FP-Methode benötigt nur die Knotenpunkte, die wie in der FE-Methode verwendet werden können, und die entsprechenden Randbedingungen. Dadurch ist die Methode netzfrei (DU, 1998).

Die FV-Methode nutzt die Integralform der Erhaltungsgleichungen, wodurch Bilanzgleichungen zwischen den Zellen entstehen. Es existieren mehrere Verfahren der FVM: Zelleckpunktverfahren, versetzte Gitter und Zellmittelpunktverfahren. Sie unterscheiden sich durch die Lage der Variablen der FV-Zellen. Beim Zelleckpunktverfahren liegen die Variablen auf den Zellseiten. Wird hingegen die Zelle der Impulsgleichung um eine halbe Zellenlänge versetzt angeordnet, spricht man von der Versetzte-Gitter-Methode. Die Abflusshöhen liegen dann auf den Zellseiten, während der Geschwindigkeitsterm in der Impulsgleichung interpoliert werden muss. Beim Zellmittelpunktverfahren werden alle Variablen in der Zellenmitte angeordnet und der Fluss über die Zellränder interpoliert. Die Genauigkeit der drei Verfahren ist etwa gleich (BEFFA, 1994).

3.4 Zeitdiskretisierung

Grundsätzlich gibt es implizite und explizite Methoden zur Zeitdiskretisierung. Während bei expliziten Verfahren der Wert der nächsten Zeitebene einzig aus dem Wert des alten Zeitschrittes berechnet wird, sind bei impliziten Verfahren die benachbarten Zellen gekoppelt und berechnen sich aus dem vorhergehenden Zeitschritt. Dadurch sind implizite Verfahren wesentlich rechenintensiver als explizite Verfahren. Jedoch ist die Schrittweite bei expliziten Verfahren aus Stabilitätsgründen limitiert. Dies wird in der Regel durch die Vorgabe der *Courant-Friedrich-Lewy-Zahl* ($CFL < 1.0$) sichergestellt.

$$CFL = |\lambda| \frac{\Delta t}{\Delta x} = (|v| + c) \frac{\Delta t}{\Delta x} \quad (3.18)$$

3.5 Besonderheiten numerischer Modelle für steile Gerinne mit rauer Sohle

3.5.1 Rand- und Anfangsbedingungen

Zur Lösung partieller Differentialgleichungen müssen Randbedingungen vorgegeben werden. Dabei ist die Art und Anzahl von dem Typ der Strömung abhängig. Im Wesentlichen werden drei Typen von Randbedingungen verwendet: *Dirichlet*-, *Neumann*- und *Cauchy*-Randbedingungen. In

der Berechnung offener Gerinne sind diese Randbedingungen den charakteristischen Berandungen zuzuordnen. Dies sind: feste Wände, Symmetrieränder, freie Ränder sowie Zu- und Abflussränder.

Eine weitere Art der Ränder sind die internen Ränder. Sie entstehen z.B. durch Trockenfallen bzw. Benetzen einzelner Knoten bzw. Zellen im Berechnungsgebiet. Eine einfache Methode diese im Voraus nicht bekannten Ränder in der Berechnung zu erfassen bietet das Prinzip der gefrorenen Zellen. Dabei wird das Volumen einer Zelle, wenn die Fließtiefe unter einen vorher definierten Wert fällt und damit als trocken angesehen wird, in der Zelle gespeichert.

Zusätzlich müssen Anfangsbedingungen vorgegeben werden. In der Regel ist dies die Zustandsgröße an den einzelnen Knoten bzw. in den Zellen zu einem Zeitpunkt $t=0$ oder aber auch einem anderen Ausgangszeitpunkt. Mit zunehmender Berechnungsdauer wird ihr Einfluss geringer.

3.5.2 Sohl Schubspannung einer unebenen Sohle

In den Flachwassergleichungen bezieht sich die Berechnung der Sohl Schubspannung auf eine ebene Sohle. Bei der Berechnung von Gerinnen mit rauer und damit unebener Sohle muss daher die Sohl Schubspannung korrigiert werden. Dies ist beispielsweise möglich durch eine Wichtung des Flächenschwerpunktes der Zellenfläche $A_{i,j}$.

$$\tau_{b,i} = \tau_{bo,i} \left(\frac{A_{i,j}}{\Delta x_i \Delta y_j} \right) \quad (3.19)$$

Dabei ergibt sich die benetzte Zellenfläche aus dem Produkt des Umfangs P_x in x- und y-Richtung.

$$A_{i,j} = P_{x_{i,j}} P_{y_{i,j}} \quad (3.20)$$

Für die Berechnung der benetzten Umfänge schlägt BEFFA (1994) zwei Verfahren vor. Dabei kann zum einen ein treppenartiger Ansatz oder zum anderen ein linearer Ansatz gewählt werden.

3.5.3 Stabilität und Fließwechsel

Für die Berechnung steiler Gerinne mit hoher Rauheit ist die Stabilität des Rechenalgorithmus auch im Falle von Fließwechseln von großer Bedeutung. Durch teilweise und vollständige Schwellen aufgrund von gröberen Kornfraktionen (vgl. Abschn. 2.4) und stark ungleichförmiger Querschnittsgeometrie kommt es in Gebirgsbächen häufig zu Fließwechseln.

Auf die unterschiedlichen Arten von Gittertypen wurde bereits in Abschnitt 3.3 eingegangen. Die Wahl des Gittertyps hat hierbei einen wesentlichen Einfluss auf das Stabilitätsverhalten bei Fließwechseln. Ursache der Instabilitäten ist der Flussterm in der Impulsgleichung. Sowohl beim Zeleneckpunkt-Verfahren als auch beim Versetzte-Gitter-Verfahren entsteht für den Flussterm bei diskreter Schreibweise ein Ausdruck, der durch Ableitung nach der Fließtiefe dem Ausdruck der Froude-Zahl

$$Fr = \frac{u}{\sqrt{gh}} \quad (3.21)$$

entspricht. Für den Fall des Fließwechsels gilt $Fr = 1,0$. Dem Gleichungssystem fehlt damit die Kopplung der Variablen (Fließtiefe) und der Impulsgleichung. Dieses Problem wird beim Zellmittelpunkt-Verfahren dadurch umgangen, dass für die Berechnung der Flussterme in diskreter Darstellung eine Interpolation notwendig ist.

3.5.4 Kurze Wellen

In den bisherigen Annahmen wurde davon ausgegangen, dass die Wasseroberfläche näherungsweise horizontal ist, so dass die Vertikalgeschwindigkeitskomponente vernachlässigt werden kann. Für den Fall schneller örtlicher und zeitlicher Änderungen der Lage der Wasseroberfläche, wie sie in steilen Gerinnen mit hoher relativer Rauheit häufig vorkommt, ist die Druckverteilung nicht mehr hydrostatisch (vgl. Abschn. 3.1.2), so dass die vertikale Geschwindigkeitskomponente nicht vernachlässigt werden kann. Jedoch gibt es eine einfache Möglichkeit, die vertikalen Beschleunigungen abzuschätzen und mit dem hydrostatischen Druck zu überlagern (ABBOTT ET MINNS, 1998).

In Gleichung (3.6) wurde die kinematische Randbedingung an der freien Oberfläche definiert. Vernachlässigt man die konvektiven Terme und nimmt für die Vertikalkomponente einen linearen Anstieg der Geschwindigkeit von der Sohle zur Oberfläche an, erhält man für die vertikale Geschwindigkeit

$$w(z) = \frac{\partial h}{\partial t} \frac{z}{h}. \quad (3.22)$$

Die vertikale Bewegungsgleichung lautet dann wieder ohne Berücksichtigung der konvektiven Terme

$$\frac{\partial w}{\partial t} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + g = 0. \quad (3.23)$$

Setzt man Gleichung (3.22) in Gleichung (3.23) ein, erhält man

$$\frac{z}{h} \frac{\partial^2 h}{\partial t^2} - \frac{z}{h^2} \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right)^2 + \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + g = 0. \quad (3.24)$$

Nach der Methode von BOUSSINESQ (1872) kann das Quadrat der ersten Ableitung gegenüber der zweiten Ableitung vernachlässigt werden. Die Integration von der freien Oberfläche ($z = h$) und dem Druck $p = 0$ zur Höhe z mit einem Druck $p = p(z)$ liefert

$$\frac{p(z)}{\rho} = g(h - z) + \frac{\partial^2 h}{\partial t^2} \frac{(h^2 - z^2)}{2h}. \quad (3.25)$$

Durch Integration über die Tiefe erhält man den tiefengemittelten Druck

$$\frac{\bar{p}}{\rho} = \frac{1}{h} \left(g \frac{h^2}{2} + \frac{h^2}{3} \frac{\partial^2 h}{\partial t^2} \right). \quad (3.26)$$

Im Falle der zweidimensionalen Flachwassergleichungen ergeben sich für die Erhaltungsgleichungen im Druckterm also hydrostatische und dispersive Terme. Dadurch ist es möglich, neben der hydrostatischen Druckverteilung auch die Abweichung von dieser im Falle kurzer Wellen zu berücksichtigen. Darstellungen der *Boussinesq*-Gleichungen finden sich in MALCHEREK (2001), ABBOTT ET AL. (1984) und ABBOTT ET MINNS (1998).

4 Strömungen in hydraulisch rauen Gerinnen bei niedrigem Abfluss

Fließgewässer im Gebirge sind besonders gekennzeichnet durch die hohe Variabilität in hydraulischer und morphologischer Hinsicht. In Gebirgsbächen treten infolge des großen Gefälles geringe Abflusstiefen auf, was in Verbindung mit dem groben Substrat große relative Rauigkeiten zur Folge hat. Verstärkt wird dieser Effekt durch die Entnahme von Wasser zur Energieerzeugung. Je nach Abfluss wirken die Rauheitselemente aufgrund ihrer großen Abstufung in den Korngrößen als Rauheitselement oder querprofilformend. Hiervon wird direkt beeinflusst: der benetzte Umfang und die Breite. Strömungsfeld und -widerstand sind damit in entscheidender Weise von der relativen Überdeckung h/k abhängig (DITTRICH, 1997; DITTRICH ET KOLL, 1997). In Abbildung 4.1 ist dargestellt, wie unterschiedliche Wassertiefen beziehungsweise Abflussmengen die Rauheitswirkung beeinflussen. Während im Fall hoher Abflüsse alle Elemente des Sohlsubstrates als Oberflächenrauheit wirken, wirken im Falle reduzierter Abflüsse große Elemente als Formwiderstand.

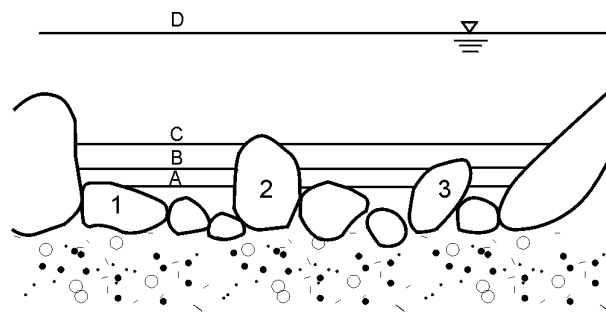


Abb. 4.1: Einfluss der Wassertiefe auf die Rauheitswirkung (nach SCHÄLCHLI, 1991)

Daher werden in dem folgenden Abschnitt die Wechselwirkung der Sohlstruktur und der Strömung sowie der Einfluss der relativen Überdeckung beschrieben. Weiterhin wird die vertikale Geschwindigkeitsverteilung und damit die Grundlage der logarithmischen Widerstandsfunktionen hergeleitet. Anschließend wird eine Vielzahl von empirischen, logarithmischen und exponentiellen Widerstandsfunktionen vorgestellt, die speziell für steile Gerinne mit hoher relativer Rauheit entwickelt wurden. Hierbei wird auf die Anwendungsgrenzen eingegangen.

4.1 Einfluss der Rauheit auf das Strömungsfeld

4.1.1 Rauheitswirkung und Turbulenz

Schwierigkeiten bei der Berechnung naturnaher Fließgewässer mit makroskopischer und mikroskopischer morphologischer Strukturvielfalt entstehen durch das damit verbundene Strömungsfeld. Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Schwerpunkt auf dem Einfluss der Oberflächenrauheit sowie den Strukturelementen aus Abschnitt 2.2. Auf Krümmungs-, Vorland- und Widerstandseinflüsse

der Systemrauheit (z.B. Uferanbrüche, Bänke, Inseln) wird nicht weiter eingegangen, da das Ziel dieser Arbeit auf der Beschreibung der Einflüsse der Formrauheit liegt (vgl. Abschn. 2.1).

Die Wechselwirkung zwischen Strukturelementen und Fluid geschieht durch Wirbel. Es gibt nach LEDER (1992) drei Klassen abgelöster Strömungen.

- einseitige Scherschichtenentwicklung mit einer wiederangelegten Scherschicht,
- zweiseitige Scherschichtenentwicklung mit Wechselwirkungen,
- axialsymmetrische Scherschichtenentwicklung mit Wechselwirkungen.

Durch die Wechselwirkung zwischen verschiedenen Wirbeln kann der Widerstandsbeiwert eines Körpers um etwa 100% ansteigen.

Inwieweit sich die Wirbelbilder entwickeln können, hängt u.a. von den geometrischen Abmessungen der Makro- und Mikrostrukturen ab. Für große Strukturelemente, die als Formwiderstand wirken, entspricht das Wirbelbild den Klassifizierungen nach LEDER. Im Falle von Oberflächenrauheit lässt sich der Einfluss der Sohle auf den Strömungswiderstand anhand des Bursting-Prozesses erklären (Abb. 4.2). Dabei entstehen auf glatten Sohlen rotierende Wirbelstrukturen, die sich abheben und zu gestreckten, hufeisenförmigen Wirbeln entwickeln („ejection“). Sobald sich die Hufeisenwirbel weit genug gehoben haben, werden sie unterströmt („sweep“) und zerfallen anschließend in so genannten Bursts (YALIN, 1992; KLINE ET AL., 1967). GRASS (1971) konnte nachweisen, dass die hufeisenförmigen Wirbel als auch longitudinale Wirbelstreifen grundsätzlich bei turbulenten Strömungen vorhanden sind, das heißt auch über rauen Sohlen. ROBINSON (1990) entwickelte hieraus ein Modell für die Änderung der Wirbelformen in Abhängigkeit von der Wassertiefe.

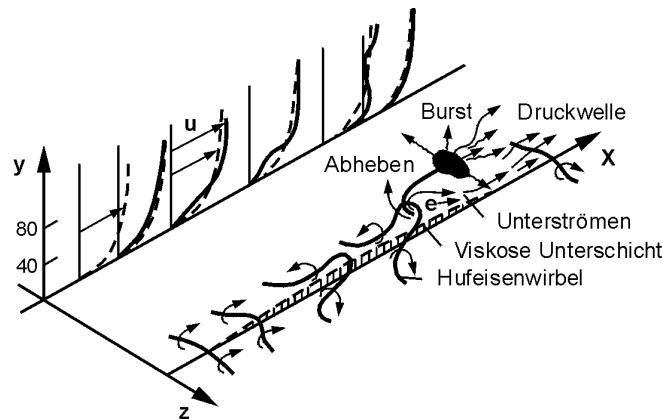


Abb. 4.2: Bursting-Prozess (nach YALIN, 1992)

Bezogen sich die vorangegangenen Ausführungen auf einzelne Rauheitselemente, muss berücksichtigt werden, dass die erzeugten Wirbelstrukturen in dem umgebenden lokalen Strömungsfeld Energieverluste erzeugen. Diese Verluste im lokalen Strömungsfeld hängen aber wesentlich von der Höhe, der Anordnung und der Dichte der Rauheitselemente ab. MORRIS (1955) differenzierte drei Strömungsarten über rauen Sohlen (Abb. 4.3). Sind die einzelnen Rauheitselemente so weit auseinander, dass sich die Nachlaufzone voll ausbilden kann, spricht er von einer isolierten Rau-

heitsströmung. Beeinflusst das benachbarte Rauheitselement die Nachlaufzone, so handelt es sich um eine Wirbelüberlagerungsströmung. Sind die Rauheitselemente so nah beieinander, dass sich zwischen den Rauheitselementen Totwasserzonen ausbilden, wird die Strömung als quasi glatt bezeichnet. Dabei steigt der Strömungswiderstand mit abnehmender Distanz zwischen den einzelnen Elementen an, bis der Effekt der Wirbelüberlagerung eintritt. Bei einer weiteren Verringerung des Längsabstandes der Einzelemente kommt es zu einer Verringerung der Rauheitswirkung.

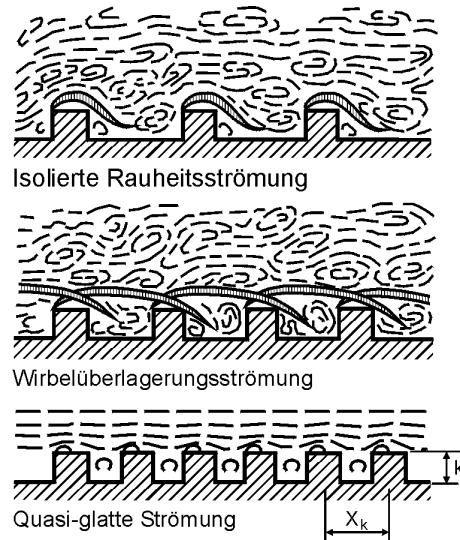


Abb. 4.3: Strömungsarten über rauen Sohlen nach MORRIS (1955)

SCHLICHTING (1936) definierte in seinen Untersuchungen die Rauheitsdichte c_k als das Verhältnis von angeströmter Elementfläche A' zur Grundfläche A , statt das Verhältnis von Längsabstand zu absoluter Rauheitshöhe zu verwenden.

$$c_k = \frac{A'}{A} \quad (4.1)$$

Je nach Form und Anordnung der Rauheitselemente in unterschiedlichen Untersuchungen lässt sich der Beginn der Wirbelüberlagerungsströmung für unterschiedliche Rauheitsverhältnisse k_s/k , wobei k_s die äquivalente Sandrauheit und k die absolute Rauheitshöhe bezeichnet, bei $0,1 < c_k < 0,26$ lokalisieren (SCHLICHTING, 1936; O'LOUGHLIN ET MCDONALD, 1964; BERTSCHLER, 1985; DITTRICH ET HAMMANN DE SALAZAR, 1993).

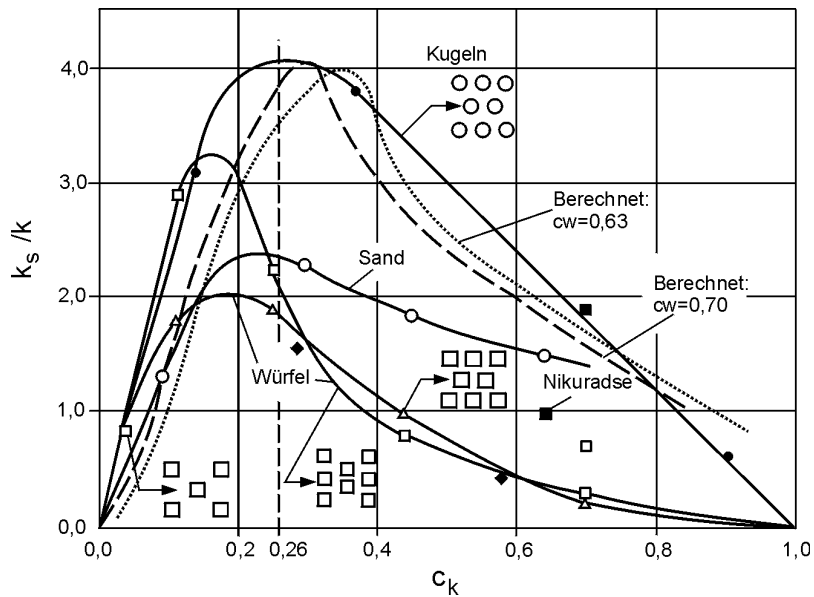


Abb. 4.4: Beziehung zwischen Rauheitsdichte c_k und Rauheitsverhältnis k_s/k (nach DITTRICH, 1998)

4.1.2 Vertikale Geschwindigkeitsverteilung

Bereits in Abschnitt 3.1.2 wurde gezeigt, dass die Geschwindigkeitsschwankungen scheinbare Schubspannungen verursachen. Diese turbulenten Schubspannungen werden durch den *Prandtl'schen* Mischungswegansatz mit der Verteilung der mittleren Geschwindigkeit verknüpft. Natürlich ist aufgrund der Randbedingungen (Haftbedingung) die Geschwindigkeit an der Sohle Null (vgl. Abschn. 3.1.2). In Sohlennähe werden die Geschwindigkeitsschwankungen durch viskose Spannungen gedämpft. Mit größer werdendem Abstand zur Sohle werden die turbulenten Schubspannungen gegenüber den viskosen immer bedeutsamer. In diesem Bereich ist das vertikale Geschwindigkeitsprofil nur noch von der Turbulenzintensität und dem Wandabstand y abhängig (Abb. 4.5).

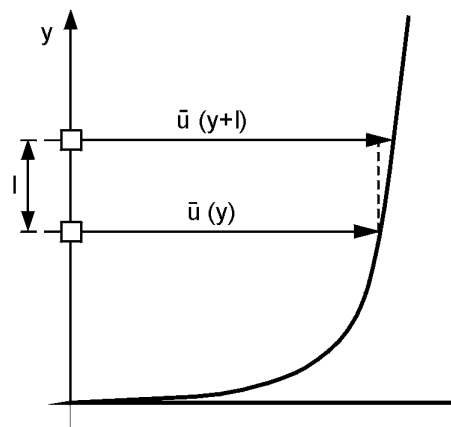


Abb. 4.5: Prandtl'scher Mischungswegansatz (OERTEL, 2001)

Für die turbulente Schubspannung erhält man mit l als *Prandtl'scher* Mischungsweglänge:

$$\tau_T = \rho l^2 \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} \right)^2 \quad (4.2)$$

Aus Gleichung (4.2) folgt, dass sich die turbulenten Schubspannungen der turbulenten Mischbewegung proportional zum Quadrat der Geschwindigkeit ändern. Für den Mischungsweg wird der Ansatz verwendet, dass er proportional dem Sohlabstand ist.

$$l = \kappa y \quad (4.3)$$

Dabei ist κ die *von-Kármán*-Konstante, die experimentell zu bestimmen ist und die üblicherweise aufgrund zahlreicher Untersuchungen mit $\kappa=0,4$ (OERTEL, 2001) angenommen wird. Weiterhin kann die Sohlenschubspannungsgeschwindigkeit als eine charakteristische Geschwindigkeit für die Turbulenzintensität definiert werden.

$$u_* = \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho}} \quad (4.4)$$

Dadurch ergibt sich für den Geschwindigkeitsgradienten:

$$\frac{\partial u}{\partial y} = \frac{u_*}{\kappa y} \quad (4.5)$$

Integration bis zum Abstand y liefert ein logarithmisches Geschwindigkeitsprofil

$$\frac{u}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln y + C \quad (4.6)$$

Die Integrationskonstante C hängt dabei von den Bedingungen an der Sohle ab. Mit

$$y_+ = y \frac{u_*}{\nu} \quad (4.7)$$

kann eine dimensionslose Wassertiefe - auch Wandabstand genannt - angegeben werden. In der viskosen Schicht ($y_+ < 5$) ist der Verlauf des Geschwindigkeitsprofils linear, während er in der turbulenten Schicht ($y_+ > 70$) einem logarithmischen Verlauf folgt.

$$\frac{u}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln y_+ + C_1 \quad (4.8)$$

Für Sohlen mit natürlicher Rauheit wird die äquivalente Sandrauheit k_s als Rauheitsmaß verwendet. Mit der Rauheits-Reynoldszahl bzw. Korn-Reynoldszahl

$$Re_* = \frac{u_* k_s}{\nu} \quad (4.9)$$

kann in hydraulisch glatte ($Re_* < 5$) und hydraulisch raue Gerinne ($Re_* > 70$) unterschieden werden (YALIN, 1992). In der praktischen Berechnung offener natürlicher Gerinne liegen üblicherweise hydraulisch raue Verhältnisse vor. Die Rauheitselemente ragen in die turbulente Schicht, so dass als logarithmisches Wandgesetz geschrieben werden kann

$$\frac{u}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{y}{k_s} + C_1 \quad (4.10)$$

Im Fall glatter Wandbedingungen ist der Wert der Konstanten $C_1 = 5,5$. Für die vollkommen raue Kanalströmung wurde in zahlreichen Versuchen zur Rohrhydraulik die Konstante $C_1 = 8,5$ ermittelt (Abb. 4.6). Dieses Wandgesetz gilt jedoch nur in Wandnähe. SCHLICHTING (1982) und NEZU ET RODI (1986) geben einen Gültigkeitsbereich von $y/h < 0,2$ an, HINZE (1975) sogar nur $y/h < 0,15$.

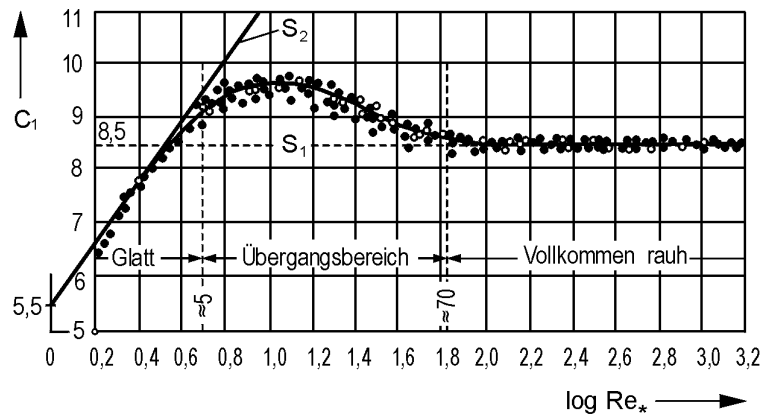


Abb. 4.6: Abhängigkeit der Konstanten C_1 von der Rauheits-Reynoldszahl Re_* (SCHLICHTING, 1982)

Eine Erweiterung des logarithmischen Wandgesetzes bis zur Höhe der maximalen Geschwindigkeit u_{max} kann aus dem *Prandtl'schen* Schubspannungsgesetz abgeleitet werden. Mit $u = u_{max}$ und $y = \delta$ als Abstand der maximalen Geschwindigkeit zum Nullpunkt des Geschwindigkeitsprofils ergibt sich

$$\frac{u_{max}}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \cdot \ln \delta + C_1 \quad (4.11)$$

bzw.

$$\frac{u_{max} - u}{u_*} = -\frac{1}{\kappa} \cdot \ln \frac{y}{\delta} \quad (4.12)$$

durch Differenzbildung.

Das Geschwindigkeitsprofil über glatten Sohlen kann entsprechend Abbildung 4.7 in drei Bereiche unterteilt werden: logarithmisches Wandgesetz, Übergangsbereich und viskose Unterschicht.

Die Außenschicht wird vorwiegend durch die Bedingungen oberstrom und weniger durch Sohlrauheit beeinflusst, so dass es zu einer Abweichung vom logarithmischen Geschwindigkeitsprofil kommt. Diese kann durch den *wake-function*-Ansatz von COLES (1956) beschrieben werden.

$$\frac{u_{max} - u}{u_*} = -\frac{1}{\kappa} \cdot \ln \frac{y}{\delta} + \frac{2\Pi}{\kappa} \cdot \cos^2 \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{y}{\delta} \right) \quad (4.13)$$

Für den Formparameter des Geschwindigkeitsprofils Π - auch *Coles*-Parameter genannt - finden sich in der Literatur unterschiedliche Angaben. Unabhängig von der Rauheit werden für den *Coles*-Parameter Werte im Bereich $0,08 \div 0,2$ angegeben (NEZU ET RODI, 1986; KIRONOTO ET GRAF, 1992). TU ET AL. (1988) erhielten in ihren Untersuchungen für große relative Rauheiten ($0,1 < k/h < 0,4$) wesentlich größere Werte des *Coles*-Parameters.

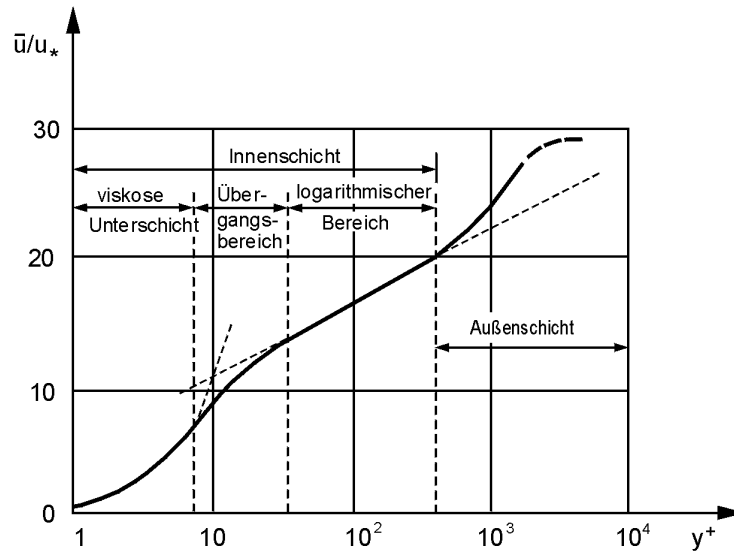


Abb. 4.7: Bereichseinteilung des vertikalen Geschwindigkeitsprofils (DITTRICH, 1998)

Der Bereich unterhalb des logarithmischen Wandgesetzes kann nach DITTRICH ET AL. (1996) in zwei Bereiche unterteilt werden. Nach NAKAGAWA ET AL. (1988) lässt sich der Geschwindigkeitsverlauf durch

$$\frac{u}{u_*} = \frac{u_o}{u_*} + \frac{1}{\kappa \cdot \epsilon_R^+} \cdot \left(\frac{y}{h} - \frac{1}{2} \left(\frac{y}{h} \right)^2 \right) \quad (4.14)$$

beschreiben, wenn u_o die tatsächliche Geschwindigkeit im Nullpunkt des logarithmischen Profils, und ϵ_R^+ eine dimensionslose Wirbelviskosität ist.

$$\epsilon_R^+ = \frac{y_R}{h} \left(1 - \frac{y_R}{h} \right) \quad (4.15)$$

Die Dicke der Rauheitsschicht y_R wird jedoch nicht einheitlich definiert (Tab. 4.1).

Autor	Formel	Bemerkung
Dittrich et al. (1996a)	$y_R \approx y_+$	große Überdeckungen
Bayazit (1982)	$y_R \approx 2 \cdot d$	kleine Überdeckungen
Tsujimoto (1991)	$y_R = 0,3 \cdot d \div 1,2 \cdot d$	kleine Überdeckungen

Tab. 4.1: Dicke der Rauheitsuntererschicht y_R

Der Unterschied im Geschwindigkeitsverlauf in Abhängigkeit von der relativen Überdeckung ist in Abbildung 4.8 und 4.10 dargestellt. Mit abnehmender Wassertiefe wird das Geschwindigkeitsprofil gleichförmiger. In Untersuchungen von Geschwindigkeitsprofilen über Sohlen großer Rauheit aber mit geringer Überströmungshöhe kamen BAYAZIT (1982), TSUIJMOTO (1991), GRAF (1991) sowie DITTRICH ET KOLL (1997) in ihren Versuchen zu einander ähnlichen Ergebnissen. Dabei lässt sich der sohlnahe Bereich in zwei Bereiche unterteilen, um die Abweichung des tatsächlichen vom logarithmischen Geschwindigkeitsprofil zu beschreiben.

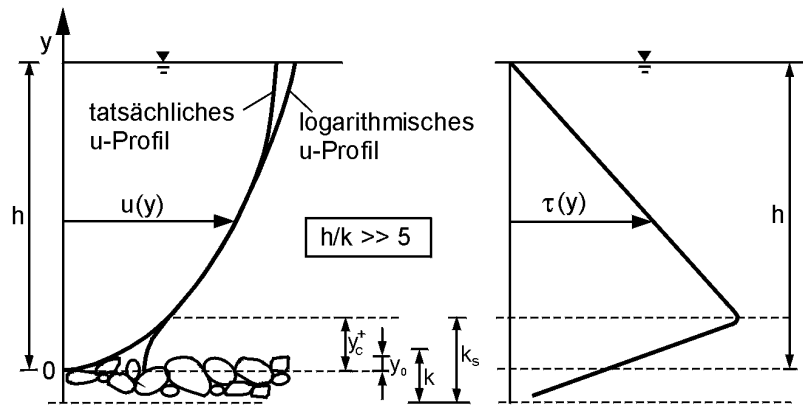


Abb. 4.8: Vertikales Geschwindigkeits- und Schubspannungsverteilung bei großer relativer Überdeckung (DITTRICH, 1997)

Nach BAYAZIT (1982) gilt das logarithmische Fließgesetz (Gl. 4.10) im Fall kleiner relativer Überdeckungen für $4 < h/k < 8,5$. Unterhalb dieses Bereiches ($1 < h/k < 4$) ist seiner Auffassung nach eine Änderung der *von-Kármán*-Konstanten von $\kappa=0,4$ auf $\kappa=0,18$ notwendig, damit die tatsächliche Geschwindigkeit einem logarithmischen Verlauf genügt (Abb. 4.9).

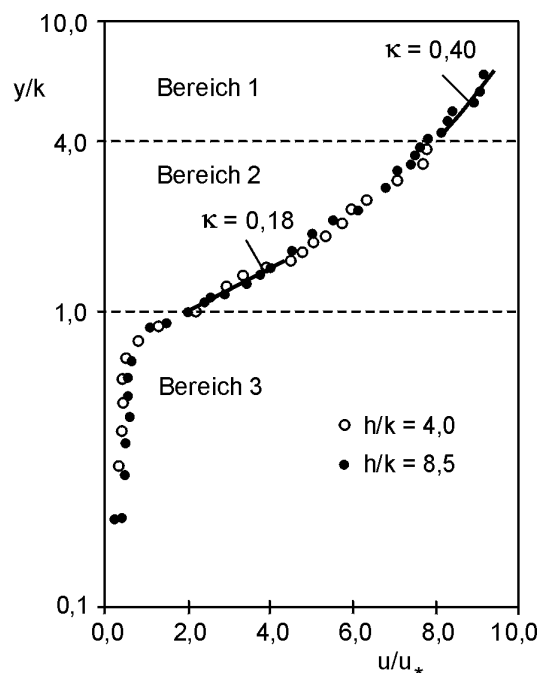


Abb. 4.9: Vertikale Geschwindigkeitsprofile über Sohlen großer Rauheiten und kleiner Überdeckungen (BAYAZIT, 1982)

Im Bereich darunter genügt die Geschwindigkeitsverteilung nicht mehr dem logarithmischen Fließgesetz, sondern ist nur noch eine Funktion der Rauheit mit einer geringen Geschwindigkeitsabnahme. Allerdings besteht keine Einigkeit bei der Lage der Trennung der Bereiche. Einige Autoren (NAKAGAWA ET AL., 1988; DITTRICH ET AL., 1996a) sind der Auffassung, dass die Trennung dieser beiden Bereiche nicht an der Oberkante der Rauheitselemente liegt ($h/k=1$), sondern deutlich darunter liegt.

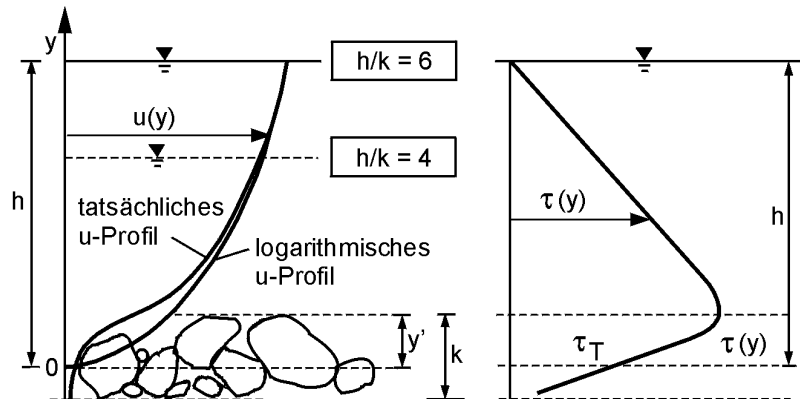


Abb. 4.10: Vertikales Geschwindigkeits- und Schubspannungsverteilung bei kleiner relativer Überdeckung (DITTRICH, 1997)

Die Bestimmung der Geschwindigkeitsprofile erfolgt in der Regel nicht mit der äquivalenten Sandrauheit k_s , sondern mit dem Korndurchmesser d_c . In Tabelle 4.2 sind einige empirische Beziehungen der äquivalenten Sandrauheit k_s und des Korndurchmessers d_c angegeben.

Autor	Formel
Einstein (1942)	$k_s = d_{65}$
Engelund und Hansen (1966)	$k_s = 2d_{65}$
Garbrecht (1961)	$k_s = d_{90}$
Hey (1979)	$k_s = 3,5d_{84}$
Kamphius (1974)	$k_s = 2d_{50}$

Tab. 4.2: Empirische Beziehungen zwischen äquivalenter Sandrauheit k_s und charakteristischem Korndurchmesser d_c

4.2 Empirische Widerstandsbeziehungen

DE CHÉZY formulierte bereits 1768 eine empirische Fließformel, in der er einen dimensionsbehafteten Widerstandsbeiwert C ($m^{1/2}/s$) einführte.

$$u_m = C\sqrt{RI_e} \quad (4.16)$$

Erst 100 Jahre später ermöglichten die Messwerte der Versuche von DARCY und BAZIN (1865) eine umfangreiche Datenanalyse und die Entwicklung neuer Fließformeln. Eine der bekanntesten ist die Formel von GAUCKLER (1867), MANNING (1889) und STRICKLER (1923)

$$u_m = k_{st} R^{2/3} I_e^{1/2}. \quad (4.17)$$

Sie stellt einen Spezialfall der Rohrreibungsformel von COLEBROOK und des universellen Fließgesetzes dar, nämlich für Abflüsse im turbulent rauen Bereich bei mittleren relativen Rauheiten (HAGER, 1994). Der Widerstandsbeiwert k_{st} ist ebenfalls dimensionsbehaftet ($m^{1/3}/s$). Insbesondere die Möglichkeit, offene Gerinne relativ einfach damit berechnen zu können, führte zu einer weiten Verbreitung. In der Literatur finden sich umfangreiche Tabellenwerke zu den k_{st} -Beiwerten und ihrer Anwendung. Jedoch können sich bei der Berechnung von Gerinnen mit hoher relativer Rauheit große Abweichungen ergeben.

Von verschiedenen Autoren sind Beziehungen zwischen den Rauheitsbeiwerten nach STRICKLER und dem charakteristischen Korndurchmesser aufgestellt worden. STRICKLER (1923) selber gibt als Beziehung an

$$k_{st} = 21/d_{50}^{1/6}. \quad (4.18a)$$

Dagegen bezieht sich NIKURADSE (1933) auf den Korndurchmesser d_{90} als charakteristischen Korndurchmesser und erhält

$$k_{st} = 26/d_{90}^{1/6}. \quad (4.18b)$$

Eine Kombination der beiden Ansätze liefert

$$k_{st} = 3,6 \cdot d_{50}. \quad (4.18c)$$

4.3 Logarithmische Widerstandsbeziehungen

In Untersuchungen wurden Abweichungen, insbesondere bei kleinen relativen Überdeckungen und/oder isolierter Rauheitsströmung, vom logarithmischen Fließgesetz festgestellt. Als Erklärung geben die Autoren einen stärkeren Impulsaustausch und damit eine größere Wirbelviskosität bzw. eine größere Mischungsweglänge an. Nachfolgend werden einige Ansätze, die auf dem logarithmischen Fließgesetz basieren, vorgestellt.

Setzt man, wie bereits in Abschnitt 4.1 erläutert, in Gleichung (4.10) $\kappa=0,4$ und $C=6,0$ erhält man

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,5 \ln\left(\frac{R}{k_s}\right) + 6,0. \quad (4.19)$$

Dieser Ausdruck entspricht der bekannten Gleichung von KEULEGAN (1938) für sehr breite Gerinne mit großer Überströmungshöhe. Er ermittelt seine Gleichung sowie die unterschiedlichen Konstanten für B_R anhand der Versuchsdaten BAZINS (1865).

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{\kappa} \ln\left(\frac{R}{k_s}\right) + B_R \quad (4.20)$$

Die Integrationskonstante ist darin abhängig von der Querschnittsform.

$B_R = 6,50$ für kreisförmige Rohre

$B_R = 6,27$ für Trapezgerinne

$B_R = 6,00$ für sehr breite Rechteckgerinne

Alle nachfolgend vorgestellten logarithmischen Widerstandsbeziehungen sind auf die Form der Gleichung (4.10) bzw. (4.20) zurückzuführen und unterscheiden sich in unterschiedlichen oder bereichsweise unterschiedlichen Annahmen für

- die Konstante C bzw. B_R
- den Rauheitskoeffizienten k_s oder
- die *von-Kármán*-Konstante κ

Da die Widerstandsbeziehungen aus Versuchsdaten abgeleitet worden sind, werden diese Gleichungen daher auch häufig als semilogarithmische Widerstandsgesetze bezeichnet. Im Folgenden werden die Annahmen und Grundlagen der aufgestellten Gleichungen kurz dargestellt. Eine Zusammenstellung der Widerstandsbeziehungen, die sich direkt aus Gleichung (4.20) ergeben, ist in Tabelle 4.3 gegeben.

LEOPOLD ET AL. (1964) und LIMERINOS (1970) bestimmten aus ihren Versuchsdaten die Integrationskonstante C bzw. B_R und verwenden für die *von-Kármán*-Konstante den universellen Wert 0,4 bzw. 0,41. Der Unterschied in der *von-Kármán*-Konstanten ist auf unterschiedliche Angaben in der Literatur zurückzuführen. Dabei wird die Rauheitshöhe k_s durch den einen Ausdruck in Abhängigkeit vom Korndurchmesser d_c ersetzt (vgl. Tab. 4.2). Darüber hinaus entwickelte HEY (1979) einen Ansatz für gleichförmigen Abfluss in geraden Fließgewässern mit Kiessohlen in Beziehung zur Querprofilform. In seinen Untersuchungen ergab sich im Mittel der 3,5fache Korndurchmesser. Für die Koeffizienten gibt er $11,1 < a < 13,46$ bzw. $6,0 < B_R < 6,47$ an.

<i>Autor</i>	<i>Widerstandsbeziehung</i>	<i>Gl.-Nr.</i>
LEOPOLD ET AL. (1964)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,4} \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + 2,83$	(4.21)
LIMERINOS (1970)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,41} \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + 3,28$	(4.22)
HEY (1979)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,5 \ln\left(\frac{aR}{3,5d_{84}}\right)$	(4.23a)
HEY (1979)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,5 \ln\left(\frac{R}{3,5d_{84}}\right) + B_R$	(4.23b)
KIRONOTO ET GRAF (1994)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,4} \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + 6,25$	(4.24a)
KIRONOTO ET GRAF (1994)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,4} \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + 3,25$	(4.24b)
BAYAZIT (1975)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,41} \ln\left(\frac{h}{k}\right) + 2,09$	(4.25)
GRIFFITHS (1981)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,41} \ln\left(\frac{R}{d_{50}}\right) + 2,15$	(4.26)
BATHURST (1985)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,41} \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + 4$	(4.27)
HAGER (1992)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,48} \ln\left(\frac{R}{d_{84}}\right) + 3,45$	(4.28)
FERRO ET GIORDANO (1991)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{0,29} \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + 1,41$	(4.29)
BRAY (1979)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,90 \ln\left(\frac{h}{d_{50}}\right) + 0,70$	(4.30a)
BRAY (1979)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,80 \ln\left(\frac{h}{d_{65}}\right) + 1,72$	(4.30b)
BRAY (1979)	$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,65 \ln\left(\frac{h}{d_{90}}\right) + 3,56$	(4.30c)

Tab. 4.3: Zusammenstellung logarithmischer Widerstandsbeziehungen

In den oben genannten Untersuchungen wurde nur der Einfluss der Querschnittsform und des Rauheitskoeffizienten berücksichtigt, d.h. sie gingen bisher von einer großen relativen Überdeckung

aus. KIRONOTO ET GRAF (1994) untersuchten hingegen den Zusammenhang von relativer Überdeckung und Rauheitshöhe. Sie konnten drei Bereiche identifizieren (Abb. 4.11). In Bereichen großer relativer Überdeckungen ($h/k_s > 20$) ermitteln sie $B_R = 6,25$. Dieser Wert entspricht dem von KEULEGAN ermittelten Wert für Trapezoide. Im Bereich kleiner relativer Überdeckungen ($h/k_s > 4$) empfehlen sie $B_R = 3,25$. Für den Zwischenbereich wird ein linearer Verlauf angenommen.

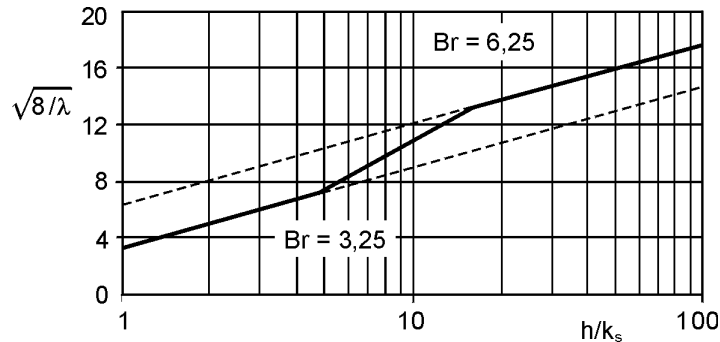


Abb. 4.11: Funktionaler Zusammenhang zwischen Widerstandsbeiwert und relativer Überdeckung (KIRONOTO ET GRAF, 1994)

BAYAZIT (1975) führte ebenfalls Experimente zu geringen relativen Überdeckungen durch. Dabei verwendete er dicht gesetzte Halbkugeln als Rauheitselemente in einer Rinne mit bis zu 2,5% Gefälle und erhielt Gleichung (4.25) durch Regression. Dabei ist zu beachten, dass in der Gleichung nicht die äquivalente Sandrauheit k_s , sondern die absolute Rauheit k verwendet wurde. Nach Angaben des Autors entspricht k_s ungefähr dem 5fachen Wert von k .

Für Fließgewässer mit sehr grober Kiessohle leitete GRIFFITHS (1981) aus umfangreichen Felduntersuchungen Gleichung (4.26) ab. Dabei geht er davon aus, dass die Deckschicht der Sohle durch den Korndurchmesser d_{50} beschrieben werden kann. Als Grenzen gibt er $1 \leq R/d_{50} \leq 200$ an. Im Falle niedriger relativer Rauheitswerte ($R/d_{50} < 5$) empfiehlt er die Verwendung von Fließgesetzen anderer Autoren (BATHURST, 1985; THOMPSON ET CAMPBELL, 1979; JUDD ET PETERSON, 1969), die ebenfalls aus Felduntersuchungen abgeleitet wurden. Während die beiden letztgenannten Autoren modifizierte Gleichungen publizierten (vgl. Abschn. 4.4.1), leitete BATHURST (1985) eine Gleichung speziell für steile Gerinne mit hoher relativer Rauheit aus Felduntersuchungen ab. Seiner Auffassung nach sind Gleichungen, wie zum Beispiel Gleichung (4.30b) von HEY (1979), nicht für steile Gerinne mit großer Rauheit und hohen Froude-Zahlen anwendbar.

Um große Rauheitselemente und deren Effekt auf die Strömungskonzentration zu berücksichtigen, führte BATHURST (1985, 1982) einen relativen Rauheitsquerschnitt ein. Der relative Rauheitsquerschnitt wird definiert durch

$$\frac{A_w}{A_T} = \frac{A_T - A}{A_T} \quad (4.27a)$$

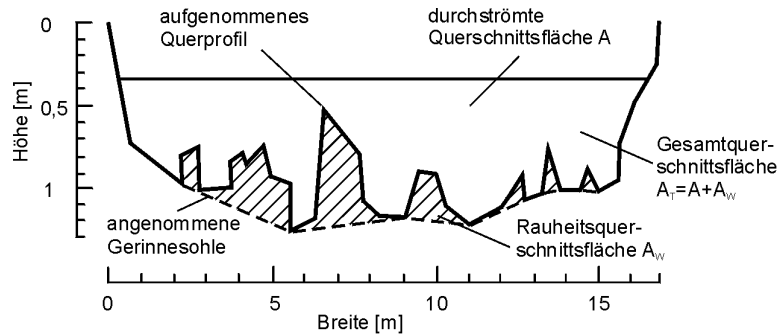


Abb. 4.12: Definitionsskizze für den relativen Rauheitsquerschnitt (modifiziert; BATHURST, 1985)

Die Rauheit des Sohlmaterials drückt BATHURST als Standardabweichung zweier charakteristischer Korndurchmesser aus.

$$s = \log\left(\frac{d_{84}}{d_{50}}\right) \quad (4.27b)$$

Bei der Berechnung des Fließwiderstandes nach Gleichung (4.27) empfiehlt BATHURST (1985) aufgrund der besseren Korrelation des Verhältnisses von Rauheitsquerschnitt A_w/A_T und relativer Überdeckung h/d_c die Verwendung des Korndurchmessers d_{84} gegenüber d_{50} . In seinen Untersuchungen stellte er für relative Überdeckungen $h/d_{84} < 4$ eine deutliche Änderung des relativen Rauheitsquerschnittes fest.

Auch in neuerer Zeit wurden noch einige logarithmische Widerstandsbeziehungen aus Versuchsdaten abgeleitet, wobei sich diese in der Regel auf den Korndurchmesser d_{84} beziehen. Stellvertretend sei die Gleichung (4.28) von HAGER (1992) genannt. In dieser Gleichung wird jedoch von der universellen *von-Kármán*-Konstanten abgewichen. Sie wird entgegen den Erkenntnissen von BAYAZIT (1975) erhöht. FERRO ET GIORDANO (1991) hingegen reduzieren den Wert der *von-Kármán*-Konstanten.

Anhand der beiden logarithmischen Widerstandsbeziehungen von BRAY (1979) wird ersichtlich, wie stark der Koeffizient und die Konstante von der Wahl des Korndurchmessers d_c abhängig sind.

Eine weitere logarithmische Widerstandsbeziehung ermittelte ABERLE (2000) aus seinen Versuchsdaten durch Regressionsanalyse. Darin bezieht er sich im Gegensatz zu den übrigen Widerstandsbeziehungen nicht auf den charakteristischen Korndurchmesser d_c , sondern auf die Standardabweichung s der Rauheitserhebungen von der Regressionsgeraden als Rauheitsverhältnis.

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 3,83 \ln\left(\frac{h}{s}\right) - 1,18 \quad (4.31)$$

Diese Widerstandsbeziehung führt für Rauheitsverhältnisse $h/s < 1,36$ zu negativen Widerstandswerten, so dass für hohe relative Rauheiten keine physikalisch sinnvollen Ergebnisse erhalten werden.

4.4 Modifizierte logarithmische Widerstandsbeziehungen

Neben den in Abschnitt 4.2 beschriebenen (semi-)logarithmischen Widerstandsbeziehungen, deren empirischer Ansatz in dem Koeffizienten und der Konstanten enthalten ist, existieren noch einige modifizierte logarithmische Ansätze, die insbesondere den Einfluss der Anordnung und Dichte der Elemente oder der *Froude-Zahl* berücksichtigen. Dies geschieht durch zusätzliche Konstanten und Variablen. Nachfolgend werden weitere logarithmische Widerstandsbeziehungen vorgestellt, die für Strömungen auf Rampen entwickelt wurden.

4.4.1 Widerstandsbeziehungen für Schüttsteinrampen

Für besonders steile Gerinne ($2,8 < I_s < 33\%$) führten RICE ET AL. (1998) Messungen an Rampen mit Steinwurf durch. Allerdings muss dabei beachtet werden, dass der Fließwiderstand in natürlichen Gerinnen höher ist und daher mit Gleichung (4.32) der Fließwiderstand in natürlichen Gerinnen möglicherweise unterschätzt wird.

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,21 \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + 6,0 \quad (4.32)$$

Ebenfalls für steile Gerinne ($I_s < 20\%$) mit geringen relativen Abflusstiefen entwickelten SMART ET JÄGGI (1983) eine Gleichung unter Verwendung eines Reduktionsfaktors A_r .

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,5 A_r \ln\left(12,3 \frac{h}{\beta d_{90}}\right) \quad (4.33)$$

mit

$$A_r = \left(1 - \exp\left(-\alpha \frac{h}{d_{90} I_s^{0,5}}\right)\right)^{0,5} \quad (4.34)$$

Dabei sind α und β materialabhängige Konstanten, die in den Untersuchungen der Autoren zu $\alpha=0,05$ und $\beta=1,5$ bestimmt wurden. In den der Gleichung (4.33) zugrunde liegenden Versuchen trat ein nicht zu vernachlässigender Geschiebetransport auf, so dass diese Gleichung den Fall eines Wasser-Geschiebe-Gemisches beschreibt. Da in der vorliegenden Arbeit aber von einer stabilen und damit unveränderlichen Sohle ausgegangen wird, sind diese Gleichungen nicht relevant. Eine weitere Gleichung, die den Sedimenttransport berücksichtigt, ist in GRIFFITHS (1981) enthalten.

THOMPSON ET CAMPBELL (1979) untersuchten wie auch SMART ET JÄGGI (1983) Schüttsteinrampen, allerdings ohne Sedimentbewegung. Sie leiteten eine Beziehung mit veränderlicher Integrationskonstante ab.

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 5,66 \left(1 - 0,1 \frac{k_s}{R}\right) \log\left(12 \frac{R}{k_s}\right) \quad (4.35)$$

Dabei wird für die charakteristische Rauheitsgröße k_s nach den Untersuchungsergebnissen

$$k_s = 4,5 d_{50,B} \quad (4.36)$$

angenommen, worin $d_{50,B}$ der mittlere Grobkorndurchmesser ist. Für natürliche Fließgewässer geben die Autoren $1,5 d_{50,B} < k_s < 8,2 d_{50,B}$ an.

4.4.2 Widerstandsbeziehungen mit Berücksichtigung der Anordnung und der Dichte

Die Rauheitselemente einer Sohle sind unterschiedlich in Größe und Form, so dass sie nicht gleichmäßig die Strömung beeinflussen. Daher steht der Fließwiderstand in engem Zusammenhang zu der Rauheitsgeometrie, die vorwiegend von der Anordnung und Dichte der Elemente abhängt. In ihren experimentellen Untersuchungen erkannten BATHURST (1978) und HEY (1979), dass die Widerstandsbeziehungen einen Parameter beinhalten sollten, der die Dichte der größeren Elemente einer Sohlstruktur wiedergeben sollte. FERRO ET GIORDANO (1991) stellten für Verhältnisse von Wassertiefe zu Korngröße $1 < h/d_{50} < 6$ in ihren Versuchen fest, dass bei einer Grobelementkonzentration Γ kleiner 44% eine Beschreibung der Rauheitsstruktur über den Korndurchmesser d_{84} oder d_{90} in der Widerstandsbeziehung ausreichend gute Ergebnisse liefert. Dabei wird die Grobelementkonzentration definiert als

$$\Gamma = 100 \frac{N}{N_{\max}} \quad (4.37)$$

wobei N_{\max} die maximal mögliche Konzentration von Grobelementen in einer Referenzfläche darstellt. Bei dieser Untersuchung ist aber zu berücksichtigen, dass die Sohle nicht deformiert war, es sich also um einzelne Rauheitselemente auf einer ebenen Sohle handelt.

Zur Berechnung von Kiessohlen empfehlen BAIAMONTE ET AL. (1995) die Einführung eines Skalierungsparameters für den charakteristischen Korndurchmesser und einen Parameter zur Anordnung der Grobelemente. Mit dem Koeffizienten b_0 in Abhängigkeit von der Konzentration der Grobelemente und der Konstanten b_1 ergibt sich folgende Widerstandsgleichung

$$\frac{C}{\sqrt{g}} = b_0(\Gamma) + b_1 \log \frac{h}{d_{84}} \quad (4.38)$$

In weiteren Untersuchungen (BAIAMONTE ET FERRO, 1997) wurde der Koeffizient b_0 näher untersucht. Dabei zeigte sich, dass der Koeffizient b_0 von der Grobelementkonzentration Γ und dem Verhältnis e der mittleren Korngrößen der Grobelemente $d_{50,B}$ und der Sohle ohne Grobelementkonzentration $d_{50,CC}$ ist.

$$e = \frac{d_{50,CC}}{d_{50,B}} \quad (4.39)$$

Daher sollte nach BAIAMONTE ET FERRO (1997) der Koeffizient b_0 in Beziehung zu dem Parameter α gesetzt werden. In die Widerstandsbeziehung eingesetzt, ergibt sich

$$\frac{C}{\sqrt{g}} = b_0(\alpha) + b_1 \log \frac{h}{d_{84}}, \quad (4.40)$$

wobei der Parameter zur Anordnung der Grobelemente α das Verhältnis der Varianz der Sohlerhebungen mit Grobelementen γ_N und der Varianz der Sohlerhebungen ohne Grobelemente γ_0 ist.

$$\alpha = \frac{\gamma_N}{\gamma_0} \quad (4.41)$$

Der Wert des Parameters zur Anordnung der Grobelemente α steigt bei gleichbleibendem Verhältnis der Korngrößen e bis $\Gamma = 40\%$ an, erreicht hier sein Maximum und fällt anschließend wieder ab (FERRO, 1999).

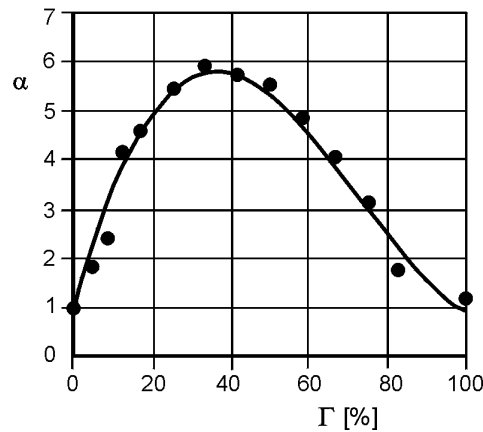


Abb. 4.13: Beziehung zwischen α -Parameter und Γ -Konzentration (FERRO, 1999)

Für die Konstante b_1 ermittelten die Autoren der drei Untersuchungen den Wert 15,74. Der Koeffizient b_0 lässt sich für $\Gamma < 50\%$ durch folgende Beziehung ermitteln

$$b_0 = -0,2590 - 0,1189\alpha - 0,01711\alpha^2 + 0,00117\alpha^3 \quad (4.42)$$

und für $\Gamma > 50\%$ ergibt sich ein konstanter Wert von $b_0 = -1,5$ (FERRO, 1999).

SMART (1999) entwickelte aus einer Reihe von Naturdaten an verschiedenen neuseeländischen Flüssen eine Gleichung, die keinen charakteristischen Korndurchmesser als Bezugsgröße verwendet.

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 2,5 \left(\ln \left(M \frac{g h}{u_*^2} \right) - 1 \right) \quad (4.43)$$

Darin ist M eine Proportionalitätskonstante in der Festlegung der Verschiebung des Ursprungs des logarithmischen Geschwindigkeitsprofils, deren Wert aber von dem jeweiligen untersuchten Fließgewässer abhängt. SMART (1999) gibt beispielhaft für einen Fluss $M=0,5$ an.

4.4.3 Widerstandsbeziehungen mit Berücksichtigung der sohlnahen Turbulenzzone

Wie in Abschnitt 4.1.2 gezeigt, entsteht über sehr rauen Sohlen eine Turbulenzzone, in der kein logarithmischer Geschwindigkeitsverlauf vorliegt. Um diesen Bereich linearer Geschwindigkeitsabnahme zu berücksichtigen, entwickelten AGUIRRE-PE ET FUENTES (1990) einen weiteren Ansatz.

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1}{\kappa} \ln\left(\frac{h}{\alpha d_c}\right) + B_R - \frac{1}{\kappa} + \frac{1}{\kappa} \frac{\beta d_c}{h} \quad (4.44)$$

Die beiden Konstanten κ und B_R werden mit den Werten $\kappa = 0,407$ und $B_R = 8,5$ eingesetzt. Über den charakteristischen Korndurchmesser werden keine Angaben gemacht. Weiterhin wird α als ein Sohlstrukturfaktor ähnlich dem Ausdruck von NIKURADSE

$$k_s = \alpha d_c \quad (4.45)$$

und β als ein Faktor zur Beschreibung der Höhe des sohlnahen Turbulenzbereichs verwendet. Eine wichtige Annahme dieses Ansatzes ist, dass das Geschwindigkeitsprofil seinen Ursprung an der Oberkante der Rauheitselemente hat, da die Strömungsgeschwindigkeit vernachlässigt wird. Als Grenzen für die beiden Faktoren geben AGUIRRE-PE ET FUENTES (1990) $0,21 < \alpha < 9,1$ und $-1,08 < \beta < 2,8$ an. Problematisch sind hierbei nicht nur die große Streuung der Faktoren, sondern auch die auftretenden negativen Schichtdicken für $\beta < 0$.

4.4.4 Widerstandsbeziehungen mit Berücksichtigung der Froude-Zahl

Der Einfluss der *Froude-Zahl* auf den Fließwiderstand wurde bereits von ROUSE ET AL. (1963) bei Untersuchungen von Gerinnen mit schießendem Abfluss und instabiler Wasseroberfläche erkannt. Die dabei auftretenden *Froude-Wellen* werden durch lokale Änderungen der Wassertiefe ausgelöst. Um die Abweichung ihrer Daten von der Widerstandsgleichung, welche die Rauheitsdichte und die relative Überdeckung berücksichtigt, zu vermindern, führen sie das Verhältnis Fr/Fr_s ein.

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2 \log\left(\frac{0,55(h/k)}{c_k^{0,9} (Fr/Fr_s)^{2/3}}\right) \quad (4.46)$$

In steilen Gerinnen mit großen Rauheitselementen kommt es jedoch zumindest bei niedrigen Abflüssen nicht zu Instabilitäten der Wasseroberfläche, sondern zu lokalen Fließwechseln, die einen zusätzlichen Fließwiderstand verursachen. BATHURST ET AL. (1981) berücksichtigen dieses Verhalten in Gleichung (4.47).

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \left(\frac{0,28}{c_{k,e}} Fr\right)^{\log(0,755/c_{k,e})} \left(13,434 \left(\frac{b}{y_{50}}\right)^{0,492} c_{k,e}^{1,025(b/y_{50})^{0,118}}\right) \left(\frac{b}{h}\right)^{-c_{k,e}} \quad (4.47)$$

mit

$$c_{k,e} = \left(1,175 \left(\frac{y_{50}}{b} \right)^{0,557} \frac{h}{c_{50}} \right)^{0,648 \sigma_s^{-0,134}} \quad (4.47a)$$

$$\sigma_s = \log \left(\frac{d_{84}}{d_{50}} \right) \quad (4.47b)$$

$$y_{50} = \frac{1}{2} (a_{50} + b_{50}) \quad (4.47c)$$

Darin bezeichnet B die Gerinnebreite, y_{50} die mittlere Breite eines Rauheitselementes, a_{50} , b_{50} und c_{50} die mittlere A-, B- bzw. C-Achse der Sohlelemente. σ_s ist die Standardabweichung des Sohlmaterials und $c_{k,e}$ die effektive Rauheitsdichte.

CAO (1985) verknüpft die Rauheitsdichte und *Froude-Zahl* ebenfalls in seiner Widerstandsbeziehung. Er definiert die Rauheitsdichte

$$c_k = c_1 \left(\frac{R_s}{d_{50}} \right)^{c_2} Fr^{c_3} \quad (4.48)$$

mit den Koeffizienten $0,843 < c_1 < 0,979$, $0,318 < c_2 < 0,499$ sowie $0,581 < c_3 < 0,779$ und erhält so eine modifizierte Widerstandsgleichung

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = (1 - e^{-c_k}) \left(2,5 \ln \left(\frac{R_s}{d_{50}} \right) + 6,25 \right). \quad (4.49)$$

Dadurch, dass CAO sich auf den hydraulischen Radius der Sohle bezieht, wird die Gleichung recht kompliziert, wenn man die Definition für den hydraulischen Radius der Sohle nach EINSTEIN (1934) und HORTON (1933) einführt.

$$R_s = h \left(1 - 2 \left(\frac{u_m}{k_{St,W} \sqrt{I}} \right)^2 \frac{1}{b} \right) \quad (4.50)$$

Aus seinen Untersuchungsergebnissen leitete ROSPORT (1997) eine Gleichung zur Bestimmung des hydraulischen Rauheitsmaßes in Abhängigkeit von der *Froude-Zahl* ab.

$$\frac{k_s}{d_{m,D}} = 8,7 I_s^{-0,31} e^{-0,35 I^{-0,58} Fr} \frac{R_s}{d_{84,D}} \quad (4.51)$$

Eingesetzt in Gleichung (4.22) ergibt sich

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{\frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{d_{84,D}}{d_{m,D}} \frac{1}{8,7} I_s^{0,31} \right) + B_R}{1 - \frac{1}{\kappa} 0,35 I_s^{-0,08}}. \quad (4.52)$$

Einen weiteren Ansatz zur Berücksichtigung der *Froude-Zahl* in der Widerstandsbeziehung entwickelten COLOSIMO ET AL. (1988). Dieser lautet in der allgemeinen Form

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = a \log \frac{\alpha h}{M d_{84}} + f_1(Fr) + f_2 \left(\frac{Y}{Y_c} \right) \quad (4.53)$$

mit

$$M = \frac{A_1 + A_2}{A_2} \quad (4.53a)$$

$$\alpha = 10 \exp \left(\frac{8,5 - 2,5(1 - B)}{5,75} \right) \quad (4.53b)$$

$$B = \ln \left(1 + \frac{2h}{b_m} \right) - \frac{h}{b_m}. \quad (4.53c)$$

Die Koeffizienten A_1 und A_2 sind die Flächen oberhalb (A_1) bzw. unterhalb (A_2) der 50%-Quantils einer Kornverteilung.

Die Funktionen f_1 und f_2 bestimmten COLOSIMO ET AL. (1988) durch Abweichungsanalyse der beobachteten Werte und der mit Gleichung (4.53) berechneten Werte unter Vernachlässigung der beiden Terme zur Berücksichtigung der *Froude-Zahl* und des *Shields-Parameters*.

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2,03 \log \frac{\alpha h}{M d_{84}} + (2,54 Fr - 1,65) + \left(0,75 - 0,68 \frac{Y}{Y_c} \right) \quad (4.54)$$

AFZALIMEHR ET ANCTIL (1998) wählten ein ähnliches Vorgehen bei der Bestimmung der zusätzlichen Terme und erhielten folgende Gleichung

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2,03 \log \frac{\alpha h}{d_m} + 2,96 Fr - 0,18 \frac{Y}{Y_c} - 0,83. \quad (4.55)$$

Für alle genannten Widerstandsbeziehungen, in denen die *Froude-Zahl* als unabhängige Variable verwendet wird, werden im Folgenden kurz einige gravierende Einschränkungen dargestellt. Berücksichtigt man, dass

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{u}{\sqrt{8 g I_e h}}, \quad (4.56)$$

so ergibt sich durch Einsetzen der *Froude-Zahl* nach Gleichung (3.20) in Gleichung (4.56) und Verwendung des Sohlgefälles I_s statt des Energieliniengefälles I_e

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{Fr}{\sqrt{8I_s}} \quad (4.57a)$$

bzw.

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{Fr}{\sqrt{I_s}}. \quad (4.57b)$$

Daraus folgt, dass die Widerstandsgleichung für bekannte Größen – Wassertiefe bzw. Fließgeschwindigkeit – berechnet werden kann. In den vorgenannten Untersuchungen sind die gemessenen Größen als Eingangsgrößen verwendet worden. Dadurch kommt es aber zu einer Eigenkorrelation. Korrekterweise wäre daher eine Iteration notwendig. Bei deren Durchführung zeigte sich jedoch, dass die Widerstandsbeziehungen mit Berücksichtigung der *Froude-Zahl* für vorhersagende Berechnungen nicht geeignet sind (RENNIE ET MILLAR, 1999; ABERLE ET AL., 1999 und 2000).

FERRO (1999) weist darauf hin, dass die Information, die in der *Froude-Zahl* enthalten ist, schon in dem Verhältnis τ^*/τ^*_{cr} berücksichtigt wird und eine weitere Berücksichtigung der *Froude-Zahl* zu einer redundanten Information führt.

4.4.5 Widerstandsbeziehungen mit Einzelverlustanteilen

Alle vorgenannten Widerstandsbeziehungen gehen von ebenen Sohlen ohne und mit hervorstehenden einzelnen größeren Elementen aus. Den Widerstandsbeziehungen mit einer Aufteilung der Verluste in Einzelanteile liegt eine Trennung der Kornrauheits- und Formrauheitsanteile zugrunde. Dieser Ansatz ermöglicht eine Berücksichtigung morphologischer Strukturen. In Abbildung 4.14 sind die verschiedenen Überströmungszustände einer deformierten Sohle, wie sie zum Beispiel in einer Absturz-Becken-Sequenz auftreten, dargestellt.

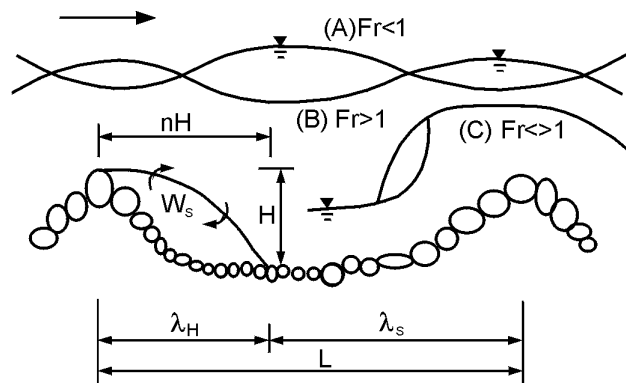


Abb. 4.14: Überströmungszustände einer deformierten Sohle (EGASHIRA ET ASHIDA, 1991)

Entsprechend der Abbildung 4.14 müssen drei Fälle unterschieden werden. Für den Fall A und B, bei denen durchgehend gleiche Fließzustände (strömend bzw. schießend) vorliegen, schlagen E-

GASHIRA ET ASHIDA (1991) zur Berechnung des Fließwiderstandes eine Aufteilung in einen Kornwiderstand λ_s und einen Einzelwiderstand λ_H infolge der Turbulenz in der Ablösezone unterhalb des Absturzes vor. Dabei ist λ_s mit der Widerstandsbeziehung nach KEULEGAN (Gl. 4.20) zu berechnen. Allerdings geben EGASHIRA ET ASHIDA (1991) für die Kornrauheit k_s keine Beziehung bezüglich eines charakteristischen Korndurchmessers d_c an. Die Gleichung zur Berechnung des Einzelwiderstands λ_H infolge der Turbulenz in der Ablösezone unterhalb des Absturzes folgt aus turbulenztheoretischen Überlegungen.

$$\lambda_H = 4 \cdot K \cdot E_n \cdot \frac{H}{h} \quad (4.58)$$

Darin sollen die beiden empirischen Koeffizienten E_n und K anhand bekannter Daten festgelegt werden. In ihrer Untersuchung schlagen EGASHIRA ET ASHIDA (1991) für $E_n = 0,08$ und $K = 6,0$ vor. Der Gesamtwiderstand berechnet sich dann zu

$$\lambda = \left(1 - \frac{nH}{L}\right) \lambda_s + \frac{nH}{L} \lambda_H, \quad (4.59)$$

wobei $n = 2,5$ eine empirische Konstante ist, deren Wert sich bei zunehmend zweidimensionalen Effekten verringert.

Bei einer Überströmung der Absturz-Becken-Sequenz mit Fließwechsel (Fall C) muss die hierdurch verursachte Energiedissipation berücksichtigt werden.

$$\lambda = \left(1 - \frac{nH}{L}\right) \lambda_s + \frac{nH}{L} \lambda_H + \frac{8\delta H}{Fr^2 L}, \quad (4.60)$$

worin $\delta \cdot H$ die Verlusthöhe infolge Wechselsprungs ist. HAYWARD (1980) stellte fest, dass bis zu 90% der auf der Länge L dissipierten Energie dem Fließwechsel zugeordnet werden können.

MILLAR (1999) unterstützt das Prinzip dieses Ansatzes mit einer theoretischen Betrachtung zur Aufteilung des Fließwiderstandes in Einzelwiderstände. Für eine ebene Sohle ohne herausstehende Einzelelemente ist seiner Auffassung nach der Gesamtwiderstand λ identisch mit dem Kornwiderstand λ_s . Dieser ist seiner Meinung nach mit der Widerstandsbeziehung nach KEULEGAN zu bestimmen. Dabei sollte $k_s = d_{50}$ angenommen werden, da für diesen Wert die beste Übereinstimmung mit den Untersuchungen von NIKURADSE (1933) erzielt wird.

4.5 Exponentielle Widerstandsgesetze

Neben den logarithmischen Widerstandsbeziehungen gibt es noch eine große Anzahl an exponentiellen Widerstandsbeziehungen oder Potenzfunktionen. Hierbei handelt es sich um einfachere Ansätze der Form

$$\frac{u}{u_*} = \sqrt{\frac{8}{\lambda}} = c_1 \left(\frac{h}{d_c} \right)^{c_2} \quad (4.61)$$

mit denen das logarithmische Geschwindigkeitsprofil angenähert wird. Daher unterliegen die exponentiellen Widerstandsbeziehungen den gleichen Schwierigkeiten bei einer Abweichung des Geschwindigkeitsprofils durch große Sohlelemente oder Sohldeformation wie die logarithmischen.

BRAY (1979) entwickelte in Abhängigkeit des charakteristischen Korndurchmessers zwei Gleichungen

$$\sqrt{\frac{1}{\lambda}} = 1,36 \left(\frac{h}{d_{50}} \right)^{0,281} \quad (4.62a)$$

$$\sqrt{\frac{1}{\lambda}} = 1,78 \left(\frac{h}{d_{90}} \right)^{0,268} \quad (4.62b)$$

Da viele exponentielle Widerstandsbeziehungen speziell für steile Gerinne aus Versuchsdaten abgeleitet wurden, wird neben dem relativen Rauheitsverhältnis h/d_c häufig auch das Sohlgefälle I_s als maßgebender Parameter in die Gleichungen eingeführt. RICKENMANN (1990) ermittelte aus Laborversuchen folgende Gleichungen für zwei Gefällebereiche

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1,5}{I_s^{0,29}} \sqrt{\frac{h_m}{d_{90}}} \quad 5 \leq I_s \leq 20 \% \quad (4.63a)$$

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \frac{1,25}{I_s^{0,21}} \sqrt{\frac{h_m}{d_{90}}} \quad 0,4 \leq I_s \leq 9 \% \quad (4.63b)$$

Als grundsätzlich weitere Möglichkeit gibt er die Fließgeschwindigkeit als eine Funktion des Abflusses anstelle der Fließtiefe an,

$$u_m = 1,3 \frac{g^{0,2} q^{0,16} I_s^{0,2}}{d_{90}^{0,4}}, \quad (4.64)$$

wobei q der spezifische Abfluss ist. Aufgrund neuerer Untersuchungen hat RICKENMANN (1996) weitere Gleichungen zur Bestimmung der Fließgeschwindigkeit erhalten. Dabei unterteilt er wieder in eine Gleichung für steilere Strecken ($I_s > 0,6\%$) und eine für flachere Strecken ($I_s < 1,0\%$), wobei er einen Überlappungsbereich $0,6 < I_s < 1,0$ zulässt.

$$u_m = 0,37 \frac{g^{0,33} Q^{0,34} I_s^{0,20}}{d_{90}^{0,35}} \quad I_s > 0,6 \quad (4.65a)$$

$$u_m = 0,96 \frac{g^{0,36} Q^{0,29} I_s^{0,35}}{d_{90}^{0,23}} \quad I_s < 1,0 \quad (4.65b)$$

JARRETT (1984) vertritt die Ansicht, dass der Widerstandsbeiwert in entscheidendem Maße von dem Sohlgefälle bestimmt wird. Aus den Messwerten seiner Untersuchungen von Gebirgsbächen mit einem Gefälle $I_s > 0,2\%$ erhielt er eine dimensionsbehaftete Widerstandsbeziehung

$$u_m = 3,81 I_s^{0,12} R^{0,83}. \quad (4.66)$$

Nach JARRETT (1984) wurde Gleichung (4.66) auch von anderen Forschern angewendet und die erzielten Resultate als gleich oder besser angesehen im Vergleich zu Widerstandsbeziehungen, in denen die relative Rauheit explizit erscheint. Ein Ansatz von LACEY (HAGER, 1992), ebenfalls ohne Berücksichtigung der relativen Rauheit, lautet

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = 3,45 \left(\frac{R}{I_s} \right)^{1/6}. \quad (4.67)$$

Wie auch bei den logarithmischen Widerstandsbeziehungen existieren Gleichungen, welche die Anordnung der Rauheitselemente berücksichtigen. BATHURST (1978) entwickelte auf Basis des Ansatzes von JUDD ET PETERSON (1969) und der Auswertung von Felduntersuchungen eine Gleichung

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = f(c_k) \left(\frac{h}{b} \right)^{7(c_k - 0,08)} \left(\frac{h}{d_{50}} \right)^{1/3}, \quad (4.68)$$

in der die Rauheitsdichte der hervorstehenden Sohlelemente durch

$$c_k = 0,039 - 0,139 \log \left(\frac{R}{d_{84}} \right) \quad (4.68a)$$

berücksichtigt wird. Als Ergebnis seiner Untersuchung gibt er Gleichung (4.69) zur Berechnung des Fließwiderstandes an.

$$\sqrt{\frac{8}{\lambda}} = \left(\frac{R}{0,365 d_{84}} \right)^{2,34} \left(\frac{h}{b} \right)^{7(c_k - 0,08)} \quad (4.69)$$

Neben den dimensionsgerechten Widerstandsgleichungen bzw. Fließformeln gibt es noch einige nicht dimensionsgerechte. HODEL (1993) schlägt einen Ansatz vor, bei dem die Fließgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Sohlgefälle und dem bettbildenden Abfluss ermittelt wird.

$$u_m = 0,19 \left(\frac{Q}{Q_x \sqrt{I_s}} \right)^{0,64} \quad (4.70)$$

Dabei weist er darauf hin, dass Fließstrecken mit ausgeprägter Absturz-Becken-Struktur nicht mit dem gleichen Ansatz berechnet werden können. Hierfür schlägt er

$$u_m = 0,46 \left(\frac{Q}{Q_x \sqrt{I_s}} \right)^{0,63} \quad (4.71)$$

vor, worin Q_x der bettbildende Abfluss ist. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass bei dieser Untersuchung Messungen mit geringen Abflüssen, gleichbedeutend mit geringen relativen Überdeckungen, aufgrund ihres deutlich anderen Fließverhaltens nicht berücksichtigt wurden.

RUF (1988) leitete aus Naturmessungen ebenfalls eine Gleichung ab, in der neben Abfluss und Sohlgefälle auch der Korndurchmesser berücksichtigt wird.

$$u_m = 1,23 \left(\frac{Q I_s}{d_{70}} \right)^{0,5} \quad (4.72)$$

4.6 Zusammenfassung der Strömungen in hydraulisch rauen Gerinnen bei niedrigem Abfluss

Es konnte gezeigt werden, dass die Überdeckungshöhe einen wesentlichen Einfluss auf das Geschwindigkeitsprofil bzw. den Fließwiderstand hat. Durch eine Vielzahl an Widerstandsbeziehungen wurde in verschiedenen Untersuchungen versucht, den Rauheitseinfluss der Sohle auf den Fließwiderstand zu erfassen. Neben der bekannten Beziehung von *Manning-Strickler* gibt es Widerstandsbeziehungen, die vom logarithmischen Fließgesetz abgeleitet wurden und in Abschnitt 7, wie auch die exponentiellen Widerstandsbeziehungen, bezüglich des vorliegenden Datensatzes überprüft werden sollen. Die aufgrund vieler schwierig zu ermittelnder Parameter bzw. teilweise unklarer Randbedingungen wenig praktikablen modifizierten Widerstandsbedingungen werden nicht weiter betrachtet. Der Aufwand der Parameterermittlung erscheint hier unangemessen hoch und für die Zielstellung einer Anwendung in Felduntersuchungen ungeeignet. Häufig sind Wertermittlungen der Parameter nicht nachvollziehbar bzw. nicht eindeutig.

5 Mathematische Beschreibung rauer Oberflächen

Die Topographie von rauen Gewässersohlen ist sehr komplex, so dass man zu ihrer Rauheitsbeschreibung und -untersuchung der Eigenschaften sehr detaillierte Gerinneaufnahmen benötigt. Man kann drei Rauheitsbereiche unterscheiden: Korn- und Formrauheit (BATHURST, 1982; HEY ET THORNE, 1983), kleine Sedimentstrukturen wie z.B. Cluster (BRAYSHAW, 1984), Schwellen und Stufen (WHITTAKER ET JÄGGI, 1982; DE JONG, 1995; ROSPORT, 1998; DITTRICH, 1997) und große Sohlstrukturen (HEY, 1988; MARYONO, 1999). Insbesondere die zweite Gruppe der kleinen Sedimentstrukturen wurde bisher in den Berechnungen von Fließgewässern vernachlässigt oder nur unzureichend berücksichtigt.

Nachfolgend werden verschiedene Verfahren vorgestellt, die teilweise zur Rauheitsbeschreibung von Fließgewässersohlen genutzt werden, aber auch Verfahren, die aus anderen Bereichen übertragen werden. Neben der bekannten Methode des charakteristischen Korndurchmessers werden eingehend statistische Verfahren erläutert, die geeignet erscheinen, um die vorliegende Problematik der Rauheitsbeschreibung zu erfüllen. Die Verfahren werden in Abschnitt 7 angewendet und hinsichtlich des vorliegenden Datensatzes untersucht.

5.1 Rauheitsparameter aus der Kornverteilung

Üblicherweise wird die Rauheit einer Sohle zur Berechnung des Fließwiderstandes aus der Kornverteilungslinie abgeleitet (vgl. Abschn. 4). Dazu wird ein bestimmter charakteristischer Korndurchmesser aus der Sieblinie gewählt. Zusätzlich wird in einigen Widerstandsbeziehungen die Ungleichförmigkeit durch das Verhältnis

$$\sigma = \frac{d_{84}}{d_{16}}$$

berücksichtigt.

Auch wenn davon ausgegangen wird, dass bei gleicher Kornverteilung in einem Gerinne sich ähnliche Sohlstrukturen ausbilden, kommt es in dem Gerinneabschnitt zu unterschiedlichen Rauheiten entlang eines betrachteten Längsprofils. Daher können als einschränkende Randbedingungen dieser Form der Rauheitsbeschreibung gesehen werden:

- alle Partikel haben gleiche Form und Ausrichtung
- die Anordnungsdichte des Materials ist konstant
- die Dichte des Materials ist konstant

Insbesondere für Gebirgsbäche mit Sohldeformationen treffen diese Randbedingungen nicht zu, so dass diese Form der Sohl- bzw. Rauheitsbeschreibung die ungleichförmige Rauheitsverteilung nur

unzureichend wiedergibt. Im Folgenden werden deshalb statistische Methoden zur Charakterisierung der Rauheit von Oberflächen vorgestellt.

5.2 Einfache statistische Methoden zur Beschreibung rauher Oberflächen

5.2.1 Standardabweichung

Aufgrund der Unzulänglichkeiten der Rauheitsbeschreibung mittels charakteristischem Korndurchmesser schlägt ROSPORT (1998) die Einführung der Standardabweichung der Rauheitserhebungen in die Widerstandsbeziehung (4.31) vor. Die Standardabweichung

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (z_i - \bar{z})^2} \quad (5.1)$$

besitzt die Größe einer Längeneinheit und ist anders als der Mittelwert nicht von der Wahl des Bezugshorizontes abhängig. Jedoch kommt es entlang des betrachteten Längsprofils zu einer Vergleichmäßigung der Rauheit. Somit reduziert sich der Vorteil der Standardabweichung gegenüber dem charakteristischen Korndurchmesser auf die Verbesserung der mittleren Rauheit eines Längsprofils, nicht jedoch der lokalen Rauheitswirkung.

Einen großen Einfluss auf die Standardabweichung s hat die Tatsache, dass große Partikel in der Regel nicht mit ihrer vollen Höhe als Rauheitselement wirken, sondern eingebettet sind in feinere Anteile. Sohlstrukturen, wie in Abschnitt 2 beschrieben, beeinflussen die Größe von s ebenfalls in bedeutendem Maße.

5.2.2 Kopplung einfacher Kenngrößen in horizontaler und vertikaler Richtung

In Anlehnung an Untersuchungen von MONZAVI (1972) ist eine Berechnung der Rauheit über die Neigung zwischen den Rauheitselementen möglich. Die mittlere Neigung zwischen zwei aufeinander folgenden Punkten mit einem Höhenunterschied Δz berechnet sich zu

$$\beta = |\tan \vartheta| = \frac{1}{l} \int_0^l \left| \frac{\Delta z}{\Delta x} \right| dx \quad (5.2)$$



Abb. 5.1: Unterschiedliche β -Werte in Abhängigkeit von der Kornform (MONZAVI, 1972)

In diskreter Form für konstante Messschritte Δx vereinfacht sich obige Gleichung zu

$$\beta = \frac{1}{(n-1)\Delta x} \cdot \sum_{i=1}^{n-1} |\Delta z_i| \quad (5.3)$$

Aus der Neigung β kann man ableiten, wie dicht die Elemente angeordnet sind. Sie wird kleiner, je größer der Abstand zwischen den einzelnen größeren Elementen wird. Weiterhin beeinflusst die Kornform die Größe von β . Für scharfkantige Kornformen ergeben sich größere β -Werte als für gerundete Formen (Abb. 5.1)

Um die Rauheitsstruktur einer Sohle abzubilden, ist es notwendig, die Wegstrecke in Fließrichtung und die Rauheitserhebung zu verknüpfen. Dies kann durch

$$\gamma = \delta \cdot \beta \quad (5.4)$$

geschehen, wobei δ ein Vorschubparameter ist. Die Größe γ beschreibt dabei die mittlere Rauheitsstruktur, die durch einander benachbarte Elemente hervorgerufen wird. Es ist zu beachten, dass die Standardabweichungen s für Sohlstrukturen mit gleichem mittlerem Korndurchmesser, aber unterschiedlicher Kornverteilungskurve voneinander abweichen. Für die weiteren Betrachtungen bedeutet dies, dass es nicht ausreicht nur den mittleren Korndurchmesser in die Rechnung einzuführen. ROSPORT (1998) leitete aus der Korrelation von Versuchsdaten einen funktionalen Zusammenhang zwischen der mittleren absoluten Neigung β und der Standardabweichung s ab. Er untersuchte ebenfalls den Zusammenhang der mittleren Rauheitsstruktur γ und der Standardabweichung s . Die Korrelation scheint in beiden Fällen jedoch relativ gering zu sein.

5.2.3 K_3 -Verfahren

ERGENZINGER (1992) definiert den Rauheitsparameter K_3 über die maximale Höhendifferenz ΔH dreier, im gleichen Abstand aufeinander folgender Messpunkte eines Querprofils $k(a)$, $k(b)$ und $k(c)$.

$$K_3 = \Delta Z = \max[k(a), k(b), k(c)] - \min[k(a), k(b), k(c)] \quad (5.5)$$

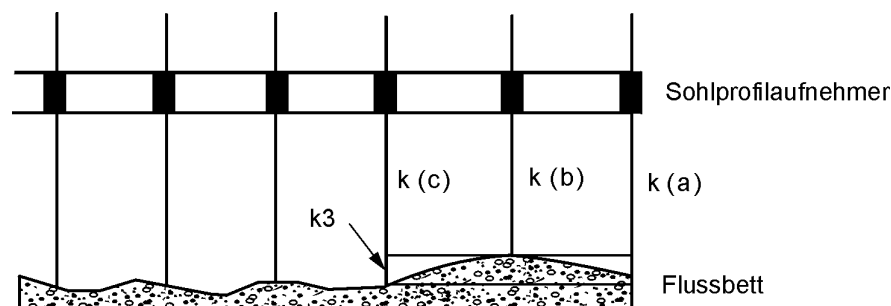


Abb. 5.2: Definitionsskizze des k_3 -Wertes nach ERGENZINGER

ABERLE (2000) untersuchte Rauheitslängsprofile unter Verwendung des K_3 -Wertes. Jedoch definierte er ihn als fortlaufende maximale Höhendifferenz ΔZ dreier, im gleichen Abstand aufeinander folgender Messpunkte $x_{i-\delta}$, x_i und $x_{i+\delta}$ ähnlich einem gleitenden Mittelwert.

$$K_{3,\delta,\Delta x} = \frac{1}{n-2\cdot\delta} \cdot \sum_{i=\delta+1}^{n-\delta} [\max(Z_{i-\delta}, Z_i, Z_{i+\delta}) - \min(Z_{i-\delta}, Z_i, Z_{i+\delta})] \quad (5.6)$$

Die Streubreite der Höhenwerte kann nach seinen Ergebnissen mit der Standardabweichung s in Verbindung gebracht werden.

DE JONG (1995) leitet auf der Grundlage von umfangreichen Naturuntersuchungen eine Beziehung zwischen dem K_3 -Wert für und dem *Strickler*-Beiwert k_{st} in der Form:

$$k_{st} = a \cdot K_{3,20} \quad (5.7)$$

ab. Dabei ist der Faktor a keinesfalls allgemeingültig. Er wurde empirisch ermittelt und ist an die von DE JONG (1995) untersuchten Datensätze gebunden. Zur Verdeutlichung der großen Streuung von a ist in Abbildung 5.3 die von DE JONG (1995) ermittelte Beziehung zwischen dem $K_{3,20}$ -Wert und dem Faktor a dargestellt.

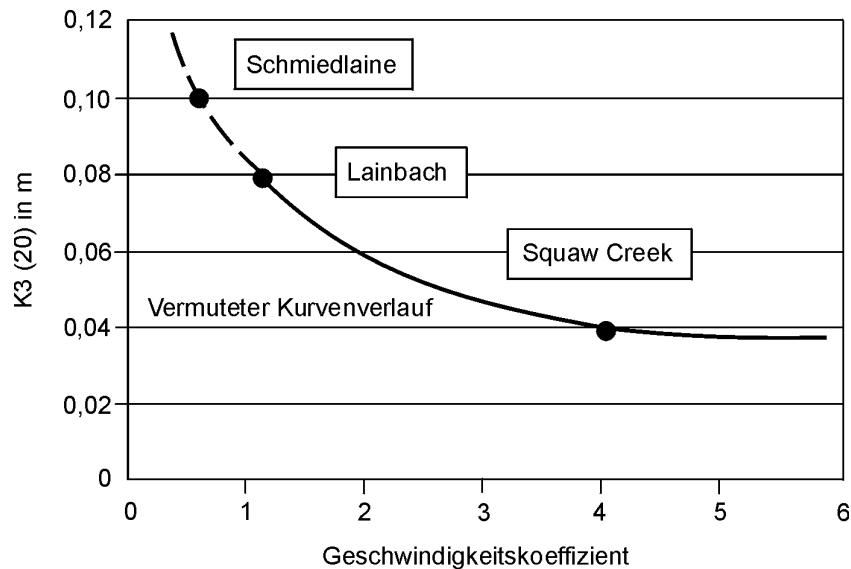


Abb. 5.3: Beziehung zwischen dem $K_{3,20}$ -Wert und dem Geschwindigkeitskoeffizienten a (modifiziert nach DE JONG, 1995)

5.3 Stochastische Prozesse

Die nachfolgend beschriebenen Verfahren zur Beschreibung von rauhen Oberflächen beruhen in vielen Fällen auf der Übertragung der statistischen Konzepte der Zeitfunktionen auf Rauheitsprofile. Daher sollen hier noch einmal kurz die Grundlagen der Zeitreihenanalyse dargestellt werden, wobei keinesfalls ein Anspruch auf Vollständigkeit erhoben wird.

5.3.1 Kovarianzfunktionen und Spektren

Betrachtet man verschiedene Zeitfunktionen eines stochastischen Prozesses und trägt diese untereinander gegen die Zeit ab, bezeichnet man als Erwartungswert diejenige Zufallsvariable, die bei

einem Schnitt durch die Gesamtheit aller Prozesse zu einem bestimmten Zeitpunkt t_i die zugeordnete Variable $x(t_i)$ erwarten lässt.

$$E\{g[x(t_i)]\} = \frac{1}{N'} \sum_{j=1}^{N'} g[x(t_i)] \quad (5.8)$$

Hierbei kann die Funktion $g[x(t_i)]$ ein Ausdruck für den Mittelwert oder auch für die Varianz sein. Bei stochastischen Prozessen werden neben den üblichen Mittelwerten auch Mittelwerte aus Kreuzprodukten verwendet. Dieser Erwartungswert wird als Autokorrelation bezeichnet. Da sich aber viele Prozesse nicht beliebig wiederholen lassen, wird häufig die Vereinfachung getroffen, dass ein Prozess stationär ist. Das bedeutet, dass der Erwartungswert an jeder Stelle der Zeitreihe den gleichen Wert (Mittelwert, Varianz oder Autokorrelation) liefert.

Jedoch trifft die Annahme der Stationarität bei Zeitreihen - besonders bei gemessenen - nicht immer zu, so dass man Zeitreihen in einen stationären $x_r(t)$ und einen deterministischen Anteil aufteilt. Der deterministische Anteil untergliedert sich nochmals in einen Trend $x_t(t)$ und eine periodische Komponente $x_p(t)$.

$$x(t) = x_t(t) + x_p(t) + x_r(t) \quad (5.9)$$

Insbesondere bei der hier vorliegenden Untersuchung von Rauheitsprofilen ist das Kriterium der Stationarität durch die Überlagerung von Gefälle, Makro- und Mikrosohlformen in der Regel nicht eingehalten. Für diesen Fall sind daher erst die Methoden der Trendbereinigung bzw. der Elimination der periodischen Komponente durchzuführen. Für diesen Fall ist dann der Mittelwert $\mu = 0$ und für die Autokorrelation, die nun als Autokovarianz bezeichnet wird, ergibt sich ein typischer Verlauf. Sie besitzt ein τ_{max} , so dass $R_{xx}(\tau)$ für alle $\tau > \tau_{max}$ gleich 0 ist.

Auf eine ausführliche Darstellung der autoregressiven Prozesse AR(1) und AR(2) wird an dieser Stelle verzichtet. Soweit notwendig, werden die Grundlagen hierzu im Abschnitt 7.4 behandelt. Ein Prozess (Z_i) mit

$$Z_i = \phi_1 Z_{i-1} + \phi_2 Z_{i-2} + \dots + \phi_p Z_{i-p} + \varepsilon_i \quad (5.10)$$

wobei ϕ_1, \dots, ϕ_p die Parameter des Prozesses, $\phi_j \neq 0$ für $j = 1, \dots, p$, und der Prozess der ε_i ein weißes Rauschen sind, heißt autoregressiver Prozess der Ordnung p (kurz: AR(p)-Prozess). Z_i wird beim AR(p)-Prozess also durch ein gewogenes Mittel seiner p Vorgänger Z_{i-1}, \dots, Z_{i-p} und einen zufälligen Rest erklärt.

Die von BOX ET JENKINS entwickelte Methode zur Analyse einer Zeitreihe z_1, \dots, z_n gliedert sich in vier Teile. Im ersten Teil wird ein angemessenes Modell identifiziert, d.h. es wird die Ordnung des AR(p)-Prozesses ermittelt. Der zweite Schritt umfasst die Schätzung der Parameter ϕ_1, \dots, ϕ_p . Anschließend wird die auf den Schätzungen basierende Modelladäquatheit überprüft und gegeb-

nenfalls angepasst. Der letzte Teil dient der Güteprüfung der Prognoseeigenschaften des gewählten Modells beziehungsweise der Prognose zukünftiger Werte.

Für die Verfahren und deren Durchführung zur Bestimmung des Trends bzw. der periodischen Komponente sei auf die einschlägige Literatur der Statistik verwiesen (HARTUNG, 1991; PLATE, 1993).

5.3.2 Zufällige Zeitfunktionen im Frequenzbereich

Stark periodische Prozesse können in periodische und aperiodische Anteile aufgeteilt werden. Die Auswertung stationärer Zufallsfunktionen mit periodischem Anteil erfolgt mit der *Fourier-Transformation* der Autokorrelation. MONZAVI (1972) kommt zu dem Schluss, dass dem so erhaltenen Leistungsspektrum bzw. der Spektraldichte aufgrund der Eigenschaften natürlicher Rauheiten keine Bedeutung zukommt. Eine Untersuchung der Spektraldichte (ROSPORT, 1998) zur Auffindung periodischer Erhebungen, wie zum Beispiel Absturz-Becken-Sequenzen, brachte ebenfalls keine überzeugenden Ergebnisse, da die zugehörigen Amplituden so klein waren, dass eine Aufspaltung in periodische und aperiodische Anteile nicht erforderlich war.

5.3.3 Prinzip der geometrischen Ähnlichkeit von Zufallfeldern

Eine Möglichkeit der Beschreibung der Oberflächenrauheit einer Gerinnesohle besteht in der Betrachtung der Rauheit als Zufallfeld (FURBISH, 1986). Dadurch ergibt sich die Möglichkeit die Struktureigenschaften auf Ähnlichkeiten hin zu überprüfen und gegebenenfalls einen linearen Korrelationskoeffizienten zu finden. Solche Verfahren wurden schon häufiger in geologischen Untersuchungen genutzt und von FURBISH (1987) in der Strömungsmechanik erstmals angewendet.

Ausgehend von den Versuchen NIKURDASEs (1933) kann man die Rauheit, die durch die unterschiedlichen Korngrößen verursacht wird, als ein Maßstabsproblem sehen. Dann besteht das Grundprinzip der „geometrischen Ähnlichkeit“ in dem Vorhandensein zweier Vektoren r_1 und r_2 , deren Position so ist, dass eine lineare Abhängigkeit

$$r_2 = l \cdot r_1 \tag{5.11}$$

vorliegt. Dabei ist l eine Proportionalitätskonstante.

Für die turbulente Strömung über natürlich rauhen Sohlen muss diese Idee der Ähnlichkeit in eine statistische geändert werden. Es muss angenommen werden, dass natürlich raue Sohlen nicht aus einem Einkornmisch bestehen, sondern aus einer Kornverteilung. Diese Sohlart besteht also nur aus einer zufälligen Verteilung von Abweichungen von einer ideal-glatte Oberfläche. FURBISH (1987) entwickelte hierfür das Modell der „statistischen Ähnlichkeit“.

5.4 Semivariogramme

Semivariogramme oder auch einfach Variogramme wurden für die Analyse von räumlich abhängigen Variablen entwickelt. Für die geostatistischen Verfahren dient die Autokovarianz in etwas abgewandelter Form als Ausgangsgleichung (PLATE, 1993). OLIVER ET WEBSTER (1986) empfehlen den Gebrauch von Semivariogrammen für die Beschreibung der lokalen Verteilung von geomorphologischen Variablen.

Dabei wird angenommen, dass die Mittelwerte und die Standardabweichung der Funktionen konstant sind

$$\mu_G(x) = \text{const.} = \mu_G(x+h) = \mu_G \quad (5.12a)$$

$$\sigma_G(x) = \text{const.} = \sigma_G(x+h) = \sigma_G \quad (5.12b)$$

und sich somit die Differenz zwischen zwei Punkten mit

$$[g(x+h) - g(x)] \quad (5.13)$$

ergibt. Diese Funktion hat die Varianz

$$\sigma^2(h) = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum [g(x+h) - g(x)]^2 \quad (5.14)$$

$$\sigma^2(h) = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \left[\sum [g(x+h)]^2 - 2 \cdot \sum g(x+h) \cdot \sum g(x) + \sum [g(x)]^2 \right]. \quad (5.15)$$

Die Semivarianz $\gamma(h)$ der Zufallsfunktion $g(x)$ wird als die Hälfte der Varianz der Differenz definiert

$$2\gamma(h) = \text{Var}[g(x+h) - g(x)] \quad (5.16)$$

$$2\gamma(h) = E[g(x+h) - g(x)]^2 \quad (5.17)$$

bzw. bei einer endlichen Anzahl N an Punkten

$$2\gamma(h) = \frac{1}{N-h} \sum_{i=1}^{N-h} [g(x+h) - g(x)]^2. \quad (5.18)$$

Die Darstellung der Funktion $\gamma(h)$ wird als Semivariogramm bezeichnet und dient der Interpolation von Zwischenpunkten und, wie später noch gezeigt wird, der Unterscheidung von Form- und Kornrauheit (ROBERT, 1988). Sie steigt sehr rasch an und erreicht einen Maximal- oder Grenzwert h_{max} .

Für die Simulation durch Semivariogramme ist es vorab notwendig, einige vereinfachende Annahmen zu treffen. Unter Voraussetzung einer logarithmischen Normalverteilung der mittleren Achslänge der Partikel (b-Achse) können bei bekanntem Mittelwert und bekannter Standardabweichung Pseudo-Zufallszahlen erhalten werden, mit denen die Längen der Einzelkörner in Fließrichtung

berechnet werden können. Obwohl für die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Korngrößen eine Log-Normalverteilung mit einer Standardabweichung der mittleren Achslänge zwischen 0,18 und 0,30 angenommen wurde (BATHURST, 1982), wäre nach BAGNOLD ET BARNDORF-NIELSEN (1980) eine hyperbolische Verteilung wahrscheinlich passender als eine Gauß-Verteilung.

Die Verwendung von Pseudo-Zufallszahlen einer normalverteilten Verteilung von Ganzzahlen (von 0 bis 9) und die Zuweisung einer bestimmten Anzahl von Ziffern den jeweiligen Kornformen entsprechend der Klassifikation von ZINGG (Abb. 5.4) ermöglicht eine Berechnung der Kornhöhen und -formen entlang einer Transsekte. Dabei ist die prozentuale Aufteilung in kugelförmige, halbkreisförmige, stabförmige und plattige Partikel vorzugeben.

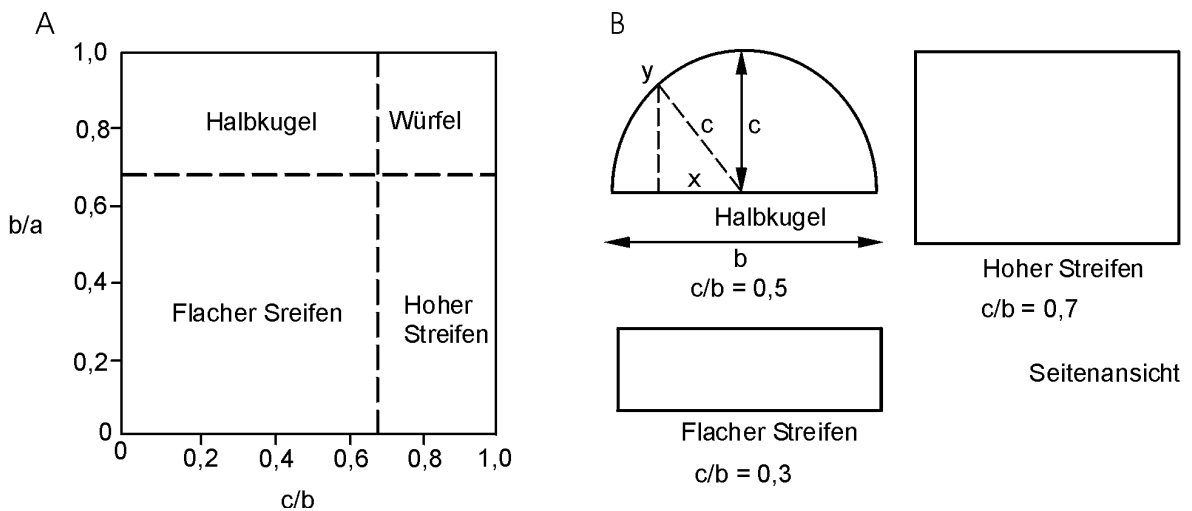


Abb. 5.4: (A) Diagramm für dreidimensionale Formverhältnisse nach ZINGG; (B) Definition der zweidimensionalen Formverhältnisse (modifiziert, nach ROBERT, 1991)

Die Methode der Pseudo-Zufallsverteilung einer statistischen Menge erlaubt ebenfalls die Simulation der Verteilung der Kornfraktionen vor und hinter Hindernissen. Dabei wird eine Korngröße für die Definition eines Hindernisses festgelegt. ROBERT (1991) schlägt hierfür

$$\mu + 2\sigma \quad (5.19)$$

vor, wobei μ der Mittelwert der logarithmischen Normalverteilung oder der Logarithmus der mittleren Korngröße D_{50} ist und σ die Standardabweichung darstellt. Die Standardabweichung kann nach BATHURST (1982) für eine logarithmische Normalverteilung mit

$$\sigma = \log(D_{84} / D_{50}) \quad (5.20)$$

angenommen werden. Diese Hindernisgröße entspricht etwa dem D_{98} . Oberwasserseitig des Hindernisses werden bei der Simulation nur Partikel mit Korndurchmessern größer als D_{50} angeordnet, unterwasserseitig im Strömungsschatten nur Korngrößen kleiner als D_{50} . Mit dieser Simulation lassen sich nur „lose“ Cluster erzeugen, nicht aber die von DE JONG (1995) beschriebenen „teilweise bedeckten“ Cluster. Eine weitere Einschränkung besteht in der Annahme einer ebenen Sohle,

auf der die Simulation stattfindet. Die simulierten Profile können mit Semivariogrammen ausgewertet werden.

5.5 Fraktale Eigenschaften

Die Beschreibung der fraktalen Eigenschaften rauher Oberflächen beruht auf der Auswertung mittels Semivariogrammen. Semivariogramme wurden für die Analyse von räumlich abhängigen Variablen entwickelt. ROBERT ET RICHARDS (1988) zeigten die Einsatzmöglichkeiten für die Beschreibung der Geometrie von Sand-Riffeln im Verhältnis zur Strömungsintensität.

Die Semivarianz einer Zufallsfunktion wird definiert als die Hälfte der Varianz der Änderung (Gl. 5.16). Hierbei muss beachtet werden, dass ROBERT (1988) für die statistische Analyse der Sohlhebungen die Residuen der Abweichungen von einem linearen Trend genutzt hat. Dieser lineare Trend ist erforderlich, da ansonsten Profile mit Gefälle nicht stationär sind. Der Trend wurde durch lineare Regression gefunden. Für Sandsohlen ergeben sich periodische Oszillationen um einen Wert von $\gamma(h)$ sowie um einen eindeutig beschreibbaren Zuwachs von $\gamma(h)$ mit ansteigendem h , so dass die Funktion $\gamma(h)$ durch zwei Komponenten (Abb. 5.5), eine exponentielle $\gamma_1(h)$ und eine periodische $\gamma_2(h)$, beschrieben werden kann (ROBERT, 1988 und 1991).

$$\gamma(h) = \gamma_1(h) + \gamma_2(h) \quad (5.21)$$

mit

$$\gamma_1(h) = c[1 - \exp(-h/r)] \quad (5.21a)$$

und

$$\gamma_2(h) = \sum a_i \cos(2\pi h/l_i) + b_i \sin(2\pi h/l_i) \quad i = 1, 2. \quad (5.21b)$$

Anders verhält es sich bei der Beschreibung von Kiessohlen bzw. Sohlen mit Grobkomponenten, die in dem vorliegenden Fall von größerem Interesse sind. Stellt man das Semivariogramm doppelt logarithmisch dar, ergeben sich zwei lineare Bereiche mit unterschiedlicher Steigung (Abb. 5.5). Wie auch bei Sandsohlen ist die Streuung nicht beliebig groß, so dass die Semivarianz an einem Maximalwert h_{max} aufhört zu steigen. Zur Beschreibung des Verlaufs natürlicher (unebener) Oberflächen soll im Folgenden kurz auf die Eigen- bzw. Selbstähnlichkeit und das Konzept der fraktalen Dimensionen eingegangen werden.

Dabei wird die Beziehung zwischen der Länge einer Linie und der notwendigen Schrittweite zu ihrer Abbildung genutzt, um einen empirischen Schätzwert der fraktalen Dimension zu erhalten (MANDELBROT, 1967). Das lineare Fraktal wird als nicht differenzierbare Funktion definiert, welche die Selbstähnlichkeit darstellt und die von der Schrittweite und der Auflösung unabhängig ist. Der nicht-ganzzahlige Exponent der Funktion wird dabei als fraktale Dimension bezeichnet. Zur

Beschreibung der Konturlinien natürlicher Oberflächen wurde das Verfahren (SSFM¹) bereits erfolgreich eingesetzt (CULLING ET DATKO, 1983).

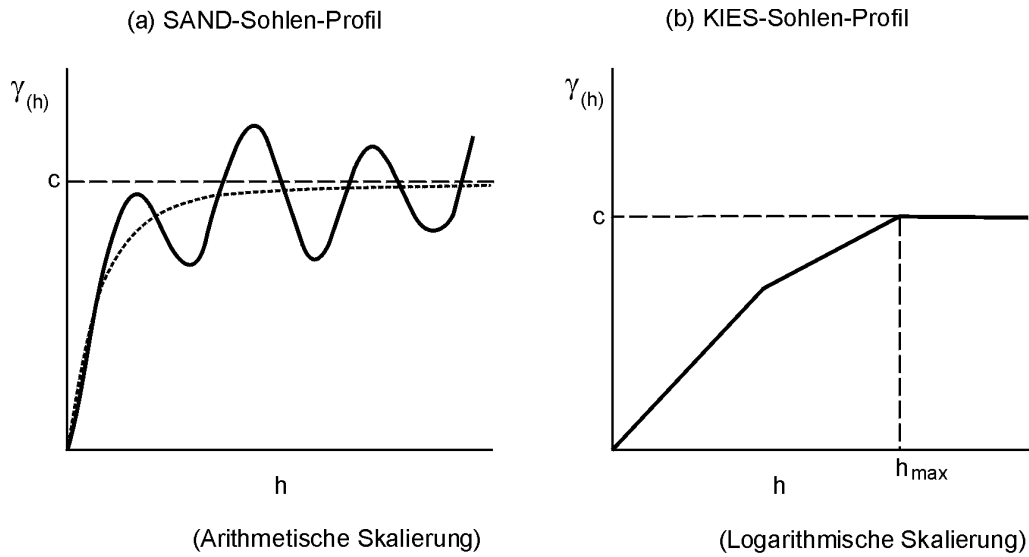


Abb. 5.5: Schematische Darstellung der Semivariogramme (a) Sandsohle (b) Kiessohle (modifiziert, nach ROBERT, 1988)

Die Brown-Funktion $B_H(t)$ (vgl. Gl. 5.22) kann durch diskrete endliche *Fourier*-Methoden ermittelt werden (ROBERT, 1988; MANDELBROT, 1967). Weiterhin gilt für die *Brown*-Bewegung, dass sie für $H=0,5$ selbstähnlich ist und somit die Varianz mit

$$E[B_H(t+s) - B_H(t)]^2 = C_h s^{2H} \quad (5.22)$$

beschrieben werden kann, wobei C_h eine Konstante und im Falle der Standard-*Brown*-Bewegung gleich 1 ist. Variiert man nun H in den Grenzen $0 < H < 1$, erhält man die Autokorrelation an einer Stelle h mit

$$\rho(h) = 0,5 \left[(h+1)^{2H} - 2h^{2H} + (h-1)^{2H} \right]. \quad (5.23)$$

Dabei ist fraktale Dimension $D = 2 - H$ (OREY, 1970) und die Semivarianz

$$\gamma(h) = 0,5 C_H h^{2H}. \quad (5.24)$$

Damit eine Linie ein Fraktal ist, muss der Wert D größer 1 sein. Folglich steigt mit abnehmendem Messumfang die gemessene Länge als Potenzfunktion von G an. Besitzt eine Linie einen konstanten Wert D , gilt sie als selbstähnlich. Je höher der Wert D , umso komplexer ist der Verlauf der Linie. Erreicht er den Wert $D = 2$, füllt die Linie die Fläche.

Trägt man die Werte für $\gamma(h)$ in das Semivariogramm ein, erhält man die oben genannten zwei linearen Bereiche (Abb. 5.6), welche unterschiedliche Rauheitsbereiche darstellen. Diese lassen sich durch folgende Funktionen beschreiben.

¹ SSFM self-similar fractal model

$$\gamma_1(h) = 0,5C_1h^{2H_1} \quad \text{für} \quad 0 < h \leq b_s \quad (5.25a)$$

$$\gamma_2(h) = 0,5C_2h^{2H_2} \quad \text{für} \quad b_s < h \leq h_{\max} \quad (5.25b)$$

Von ROBERT (1988) wird der Knickpunkt bei b_s in der Funktion als Einfluss der Clusterbildung bzw. als Punkt, oberhalb dessen überwiegend Clusterstrukturen die Rauheit beeinflussen, gesehen. In seinen Untersuchungen stimmte dieser Wert ungefähr mit dem größten Messwert (Größtkorn) der Feldmessungen überein. Gestützt wird diese Ansicht durch Untersuchungen von NADEN ET BRAYSHAW (1987).

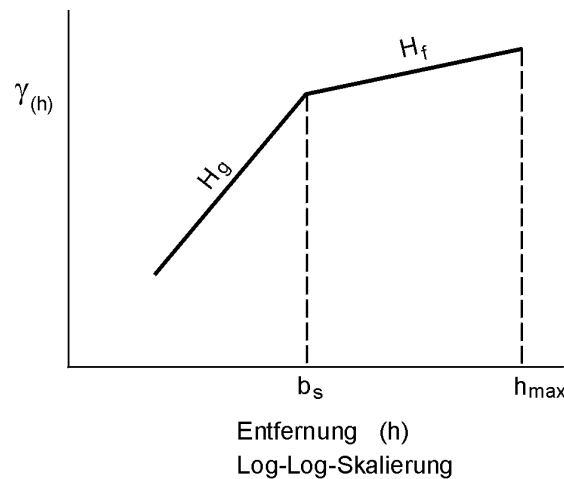


Abb. 5.6: Eigenschaften eines Semivariogramms einer rauhen Sohle (ROBERT, 1991)

Die fraktalen Eigenschaften von Sohlprofilstrukturen lassen zwei wichtige Aussagen zu:

1. Die Sohlhöhen nähern sich einem Maximalwert, das heißt es gibt nicht eine unbegrenzte Anzahl von Variationen für $\gamma(h)$.
2. Der Anstieg der Varianz mit Zunahme der betrachteten Länge wird durch einen Knick charakterisiert, der zwei lineare Bereiche H_g und H_f erzeugt, die der Korn- bzw. Formrauheit entsprechen.

Eine weitere Möglichkeit zur Bestimmung der fraktalen Dimension für den Fall einer zweidimensionalen Funktion (z.B. Linie) besteht in der Verwendung der Teiler-Methode. Dabei erhält man die fraktale Dimension D aus der Gleichung (ANDRLE ET ABRAHAMS, 1989; RICHARDSON, 1961).

$$L(G) = MG^{1-D} \quad (5.26)$$

Dabei ist $L(G)$ die Länge der Linie, die durch die Längenintervalle G dargestellt wird, und M eine positive Konstante. Anschließend wird die Anzahl der Schritte N gezählt, die durch eine vorgegebene Schrittweite G entstehen. Für zwei unterschiedliche Schrittweiten erhält man dann

$$D = \log\left(\frac{N_2}{N_1}\right) / \log\left(\frac{G_1}{G_2}\right) \quad G_1 > G_2. \quad (5.27)$$

Durch Anwendung der linearen Regression (kleinste Fehlerquadrate) kann dann der Winkel der Geraden in einer *log/log*-Darstellung bestimmt werden. Der Absolutwert des Winkels entspricht D . Dieser Algorithmus ist für die beiden Neigungsbereiche durchzuführen.

5.6 Segmentierung

BORSELLI (1999) entwickelte ein Verfahren zur Segmentierung von Bodenrauheitsprofilen, um damit die Rauheitsprofile und die räumliche Verteilung bestimmter Charakteristika entlang eines Profils zu beschreiben. Dabei handelt es sich um einen Algorithmus, welcher auf einfachen statistischen Größen basiert und die üblichen Methoden der Spektralanalyse vermeidet.

Auf die Rauheit von Gewässersohlen übertragen, beruht der Grundgedanke dieses Segmentierungsverfahrens auf der Entfernung der linearen Trends, die der Rauheit überlagert sind, um so Einflüsse aus Form und Systemrauheit bei der Bestimmung der maßgebenden Rauheitsparameter zu berücksichtigen. Bei einer globalen Trendelimination werden, betrachtet man die Rauheit als die Residuen von Trendfunktion und Sohlerhebung, die verschiedenen Rauheitsbereiche (Korn-, Form- und Systemrauheit) nicht unterschieden. Führt man nun aber eine abschnittsweise lineare Regression durch, deren Endpunkte durch ein maximales Bestimmtheitsmaß definiert werden, so ergeben sich einzelne Segmente, die den Sohlverlauf besser wiedergeben und somit eine Aufteilung der Rauheit zulassen.

Zur Durchführung des Segmentierungsverfahrens werden einige statistische Funktionen benötigt, welche im Folgenden kurz erläutert werden sollen. Grundlage des Verfahrens bildet die lineare Regressionsrechnung, in der einer Gesamtheit von Wertepaaren (x, y) , welche im vorliegenden Fall durch die Rauheitslängsprofile mit x als Stationierung und y als Höhe der Rauheitserhebungen repräsentiert werden, ein linearer Trend unterstellt wird. Er kann durch die Beziehung

$$\hat{y} = a + b \cdot x \quad (5.28)$$

beschrieben werden. Als Kriterium für die Güte der linearen Schätzung dient die Residualquadratsumme:

$$S^2 = \sum_{i=1}^n (y_i - a - b \cdot x_i)^2 . \quad (5.29)$$

Unter der Bedingung, dass S^2 minimal wird, können a und b durch

$$b = \frac{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y}) \cdot (x_i - \bar{x})}{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (5.30)$$

und

$$a = \bar{y} - b \cdot \bar{x} \quad (5.31)$$

bestimmt werden. Die Abweichungen der tatsächlichen Werte y von der linearen Regressionsgeraden werden durch die Residuen

$$\hat{e}_i = y_i - a - b \cdot x \quad (5.32)$$

wiedergegeben. Bei der weiteren Betrachtung wird zwischen den tatsächlichen Rauheitsprofilen und den Residuenprofilen unterschieden. Aus den Residuenprofilen wird durch die Regressionsrechnung der lineare Trend entfernt. Die Standardabweichung der Residuen lässt sich mit

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-2} \cdot \sum_{i=1}^n (\hat{e}_i)^2} \quad (5.33)$$

berechnen. Das Bestimmtheitsmaß der Anpassung, die eine Regression erzielt, ist gegeben durch

$$B = \frac{\sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \bar{y})^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2}. \quad (5.34)$$

Es gilt stets $0 \leq B \leq 1$, mit $B=1$ bei einer optimalen Anpassung.

Der maximale Wert des Bestimmtheitsmaßes definiert die obere Grenze des ersten Segmentes, da hier das Bestimmtheitsmaß und somit die Anpassung der Regression am höchsten ist. Die folgenden Segmente im Profil werden durch wiederholte Berechnung der Regressionsgeraden und der jeweiligen Bestimmtheitsmaße gefunden. Hierfür steht jeweils der verbleibende Abschnitt des Originalprofils, welcher sich an die obere Grenze des ersten Segmentes anschließt, zur Verfügung. Die Berechnung wird so lange wiederholt, bis das gesamte Profil unterteilt ist.

5.7 Zusammenfassung der mathematischen Beschreibung rauer Oberflächen

Die Verwendung des charakteristischen Korndurchmessers als weitverbreitetes Rauheitsmaß wird in Abschnitt 6 und 8 angewendet und daher in Abschnitt 7 nur kurz behandelt werden. Die unterschiedlichen statistischen Verfahren werden in Abschnitt 7 diskutiert. Dabei wird auf die fraktalen Eigenschaften als Möglichkeit der Rauheitsbeschreibung aufgrund der bereits in der Literatur beschriebenen fehlenden Eindeutigkeit verzichtet.

6 Datengrundlage

Als Datengrundlage dienen zum einen Messwerte aus einem Untersuchungsgebiet und zum anderen Messwerte aus Modellversuchen. Um in den Modellversuchen einen möglichst großen Bezug zu den tatsächlich in der Natur vorkommenden soilmorphologischen und strömungsrelevanten Bedingungen zu erfassen, wurden die Randbedingungen der Felduntersuchungen weitestgehend auf das Modellgerinne übertragen.

6.1 Daten aus Untersuchungsgebieten

Die Daten der Felduntersuchungen wurden am Schwarzwasser, einem Mittelgebirgsbach im Erzgebirge (Sachsen) erhoben. Im Oberlauf des Schwarzwassers werden mehrere Kleinwasserkraftanlagen betrieben, die direkt hintereinander oder aber in kurzem Abstand angeordnet sind. Bei allen Anlagen handelt es sich um Ausleitungskraftwerke, so dass in dem Flussbett nur geringe Restwassermengen verbleiben. Abbildung 6.1 zeigt zwei Abschnitte bei unterschiedlichen Wasserführungen.



Abb. 6.1: Ansichten der Untersuchungsabschnitte am Schwarzwasser

Die beiden Untersuchungsstrecken mit einer Länge von jeweils ungefähr 300 Metern besitzen ein mittleres Sohlgefälle von 1,3 %, wobei in den jeweiligen Abschnitten Bereiche mit stark unterschiedlichem Gefälle vorhanden sind. Die Datenerhebung umfasste neben hydraulischen Parametern bei verschiedenen Abflusssituationen (360 l/s, 580 l/s, 690 l/s, 1490 l/s) auch biologische und chemische Parameter. Im Folgenden wird aber nur auf die hydraulischen Parameter als Eingangsgrößen für die Habitatmodellierung eingegangen.

Die Bestimmung der Kornverteilung des Sohlsubstrats erfolgte durch Zusammenlegung von Volumengewichts- und Linienanalyse. Auf die Durchführung der Geschiebeanalyse wird in Abschnitt 6.3.1 näher eingegangen. Fließgeschwindigkeiten wurden in fünf Tiefenstufen mit einem induktiven Geschwindigkeitsmesser (Marsh-McBirney Inc.) entlang von Querprofilen in einem Abstand von 0,5 Metern gemessen. Die Messprofile waren in geraden Fließstrecken angeordnet. Um auch Abflusssituationen zu berücksichtigen, die nicht vor Ort gemessen werden konnten, ergänzten eindimensionale stationär-ungleichförmige Berechnungen die Feldmessungen. Hierzu wurden weitere Querprofile und Wasserstands-Durchfluss-Beziehungen aufgenommen.

Die vorhandenen Stufen-Becken-Sequenzen führten insbesondere bei der Kalibrierung niedrigerer Abflussverhältnisse zu deutlichen Abweichungen zwischen den Mess- und Rechenwerten der Wasserspiegellagen bzw. der Fließwiderstände. Diese Abhängigkeit von unterschiedlichsten Abflussmengen zur Beurteilung der hydraulischen Bedingungen, die aber nicht jederzeit verfügbar sind, führte zu der Entscheidung, die rauen Randbedingungen in Gerinnen mit Kiesbettsohle in einem hydraulischen Modellversuch näher zu untersuchen.

6.2 Dimensionsanalyse und Modellähnlichkeit

An dieser Stelle wird auf die Parameter, die den Fließwiderstand beeinflussen, und auf die Modellähnlichkeit beziehungsweise auf die relevanten Gesetze zur Übertragung der Naturbedingungen auf die Versuchsbedingungen im Laborgerinne eingegangen.

6.2.1 Dimensionsanalyse

Mit Hilfe der Dimensionsanalyse sollen die unabhängigen Variablen, die ein Problem beschreiben, im vorliegenden Fall den Fließwiderstand, gruppiert werden. Als maßgebende Parameter zur Bestimmung des Fließwiderstandes können daher festgehalten werden:

Sediment:	d_c	[m]	charakteristischer Korndurchmesser
Strömung:	u_m	[m/s]	mittlere Fließgeschwindigkeit
	Q	[m ³ /s]	Abfluss
	h_m	[m]	mittlere Wassertiefe
	b	[m]	Breite der Rinne
	μ	[kg/s·m]	dynamische Zähigkeit des Fluids

	ρ	[kg/m ³]	Fluiddichte
	g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
Morphologie:	H	[m]	Absturzhöhe
	L	[m]	Absturzlänge
	I_s	[-]	Sohlgefälle
	s	[m]	Standardabweichung der Rauheitserhebungen
	S	[-]	Rauheitsstruktur

Somit lässt sich als funktionaler Zusammenhang obiger Parameter hinsichtlich des Fließwiderstandes aufstellen:

$$fct(u_m, Q, h_m, b, \mu, \rho, g, d_c, s, H, L, I_s) = 0. \quad (6.1)$$

Durch die Wahl von h_m , g und ρ als wiederkehrende Variablen ergeben sich nach dem π -Theorem nach BUCKINGHAM folgende dimensionslose π -Parameter:

$$fct\left(\frac{u_m}{\sqrt{g h_m}}, \frac{Q}{\sqrt{g h_m^5}}, \frac{h_m}{b}, \frac{h_m^{1.5} \sqrt{g}}{\mu/\rho}, \frac{h_m}{d_c}, \frac{h_m}{s}, \frac{H}{h_m}, \frac{L}{h_m}, I_s, S\right) = 0. \quad (6.2)$$

Die Parameter H/h_m und L/h_m werden aufgrund der in Abschnitt 2.2.4 genannten großen Schwankungen nicht weiter berücksichtigt. Weiterhin ergibt die Kombination der π -Parameter $u_m/(g \cdot h_m)^{0.5}$ und $h_m^{1.5} \cdot g^{0.5}/(\mu/\rho)$ die Reynoldszahl Re , womit aus Gleichung (6.2) folgt:

$$fct\left(\frac{u_m}{\sqrt{g h_m}}, \frac{Q}{\sqrt{g h_m^5}}, \frac{h_m}{b}, Re, \frac{h_m}{d_c}, \frac{h_m}{s}, I_s, S\right) = 0. \quad (6.3)$$

Für eindimensionale Betrachtungen kann für Gleichung (6.3) aus der Kombination der π -Parameter $Q/(g \cdot h_m^5)^{0.5}$ und h_m/b unter Annahme eines Rechteckgerinnes mit der Beziehung

$$q = \frac{Q}{b} \quad (6.4)$$

folgende Vereinfachung durchgeführt werden

$$fct\left(\frac{u_m}{\sqrt{g h_m}}, \frac{q}{\sqrt{g h_m^3}}, Re, \frac{h_m}{d_c}, \frac{h_m}{s}, I_s, S\right) = 0. \quad (6.5)$$

Dabei darf der Parameter h_m/b nicht mehr berücksichtigt werden, da es sonst zu einer künstlichen Erhöhung der Anzahl der Parameter kommt (KOBUS, 1974).

6.2.2 Modellähnlichkeit

Für den Fall der Strömungen mit freier Oberfläche kann generell das *Froude'sche* Modellgesetz angenommen werden. Im Folgenden wird daher der Index R für das Verhältnis von Natur- zu Mo-

dellgrößen verwendet sowie Index N für die Naturgröße und M für die Modellgröße. Die Längenmaße werden folglich mit den vertikalen Längen x_R und y_R skaliert. Die Korngröße ergibt sich aus $d_R = d_N/d_M$. Weiterhin müssen neben den geometrischen Größen auch die Energieverluste im Modell denen in der Natur entsprechen.

$$\lambda_R = \frac{g_R y_R I_R}{u_R^2} = 1 \quad (6.6)$$

Da in der vorliegenden Untersuchung Transportprozesse nicht Gegenstand der Untersuchung sind, ist die Sedimentdichte von untergeordneter Bedeutung. Daher kann der Korndurchmesser direkt mit dem Längenmaßstab reduziert werden. Es ergibt sich

$$d_R = x_R. \quad (6.7)$$

Wegen der unbekanntenen Beziehung zwischen Sohlmaterial und Fließwiderstand darf das Modell nicht überhöht werden.

6.3 Modellaufbau und Durchführung der Versuche

6.3.1 Modellsediment

Als Modellsediment wurde ein Material verwendet, das dem angetroffenen Sediment im Schwarzwasser in der Verteilung ähnlich ist. Es entspricht der im Maßstab 1:6 skalierten Kornverteilung des Schwarzwassers in den Untersuchungsabschnitten im Oberlauf. Zur Untersuchung des Einflusses des Größtkorns auf die Sohlmorphologie und die Strömungsverhältnisse wurden aus dem Material der Modellversuche die Größtkornfraktionen entfernt und so veränderte Kornverteilungen erzeugt.

Da sich bedingt durch Sohlgefälle, Abflussgeschehen und Sediment unterschiedliche Zusammensetzungen der Deckschicht ergeben, war es notwendig, für jedes Einzelexperiment die Deckschichtzusammensetzung zu bestimmen. Dies kann durch verschiedene Verfahren realisiert werden, wobei jedes Verfahren bestimmte Kornfraktionen stärker berücksichtigt. Bei der Linienzahlanalyse werden die Sedimentkörner entlang einer Linie ausgezählt. Da hierbei die sehr feinen Sedimentanteile nicht erfasst werden können, kommt es zu einer verstärkten Gewichtung der groben Kornfraktionen. Ebenfalls nach dem Zählverfahren werden bei der Flächenanalyse die Kornfraktionen einer definierten Fläche erfasst, so dass auch hier die gröberen Kornfraktionen stärker berücksichtigt werden. Dem gegenüber erfolgt bei der Volumengewichtsanalyse die Ermittlung der Kornverteilungskurve durch Siebung. Allerdings ist dieses Verfahren bei Gerinnen mit großem Größtkorn nicht praktikabel, da zum einen Grobelemente aufgrund ihrer Größe nicht gesiebt werden können und zum anderen der zu entnehmende Probenumfang unverhältnismäßig groß wäre. Dadurch kommt es zu unterschiedlichen charakteristischen Korngrößen je nach angewendetem Ver-

fahren. Es ist also notwendig, unterschiedliche Verfahren umrechnen zu können, um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten. Dies kann für die Verfahren: Linienzahl-, Flächenzahl- und Volumengewichtsanalyse mit dem Korrekturverfahren von FEHR (1987) geschehen. Er schlägt hierfür vier Zusammenlegungsverfahren vor.

- Starre Zusammenlegung
- Flexible Zusammenlegung
- Zusammenlegung nach FULLER
- Zusammenlegung nach GUMBEL

In der Vergangenheit wurden mit der starren Zusammenlegung von Linienzahl und Volumengewichtsanalyse für Gebirgsbäche sehr gute Ergebnisse erzielt, so dass diese Methode gewählt wurde.

Da zur Beschreibung der Rauheit einer Oberfläche wie auch als Eingangsgröße für die meisten Widerstandsbeziehungen die Deckschichtzusammensetzung beziehungsweise ein charakteristischer Korndurchmesser erforderlich ist, wurden für alle Einzelversuche die Oberflächen fotografiert und anhand dieser Fotografien Linienzahlanalysen durchgeführt. Diese wurden anschließend mit der Volumengewichtsanalyse des Modellsedimentes starr zusammengelegt. Die so erhaltene Kornverteilungskurve diente als Grundlage weiterer Auswertungen.

Üblicherweise wird bei der Linienzahlanalyse unter Naturbedingungen die mittlere Achse (B-Achse) gemessen. Dies ist jedoch bei der Auswertung von Fotografien nur möglich, wenn die B-Achse parallel zur Bildachse liegt. Bei der Auswertung von Fotografien kommt es weiterhin zu teilweisen Überdeckungen einzelner Partikel. Durch einen ausreichenden Probenumfang können diese Nachteile jedoch kompensiert werden unter der Annahme, dass ebenso viele zu lange (A-Achse) wie zu kurze (C-Achse) Achslängen erfasst werden. Die prinzipielle Möglichkeit, die Linienzahlanalyse anhand von Fotografien durchzuführen, wurde in der Arbeit von ROSPORT (1998) dargestellt. In Abschnitt 6.4.3 sind die Durchführung und die Ergebnisse dieser Untersuchung beschrieben.

6.3.2 Versuchsaufbau

Die Versuche erfolgten in einer Versuchsrinne von 8 Metern Länge und 1,5 Meter Breite, wodurch bei geringeren Durchflüssen in den Felduntersuchungen beobachtete zweidimensionale Strömungen ermöglicht wurden. In der Rinne konnte das Modellsediment in Neigungswinkeln von 2, 4 und 6 % eingebracht werden. Der Zulauf erfolgte über einen Hochbehälter mit anschließender Beruhigungsstrecke, wobei die Durchflussmenge durch eine induktive Durchflussmessung kontrolliert werden konnte. Die eigentliche Messstrecke war 4,0 Meter lang und wurde am oberen und unteren Rand durch ein Stahlprofil fixiert. Dem Abfluss über eine Wehrklappe war ein Sandfang vorgeschaltet. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 6.2 dargestellt.

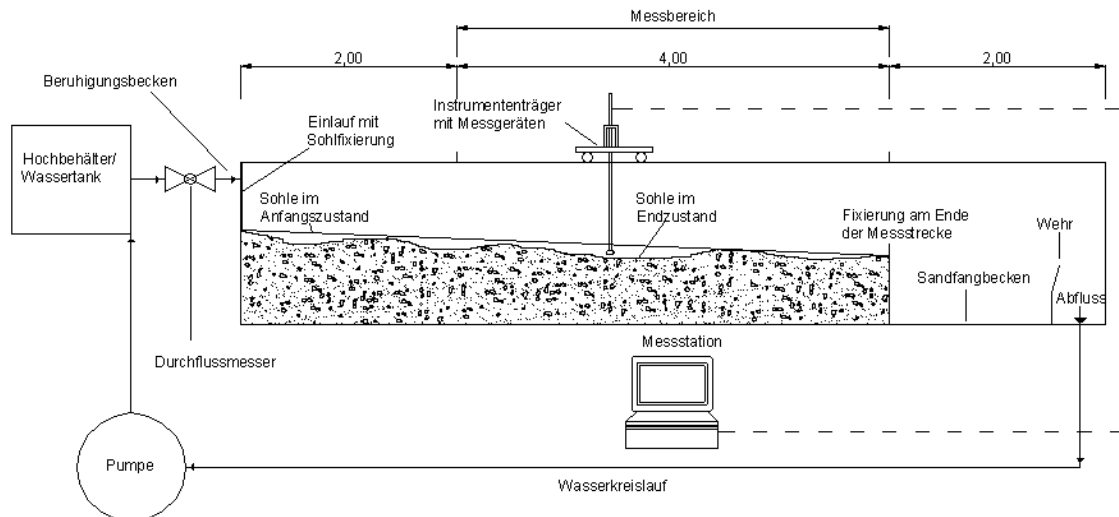


Abb. 6.2: Prinzipskizze des Versuchsaufbaus

Auf einem in x- und y-Richtung verfahrbaren Instrumententräger waren ein Stechpegel zur Messung der Wasserspiegellage und ein Mini-Flügelrad zur Geschwindigkeitsmessung montiert. Der Messflügel zur Geschwindigkeitsmessung konnte des Weiteren in vertikaler Richtung bewegt werden, um Geschwindigkeitsprofile aufzeichnen zu können. Zusätzlich konnte ein Sohlprofilaufnehmer montiert werden. Die Messsignalspeicherung und -umwandlung erfolgte PC-gestützt.

6.3.3 Versuchsdurchführung

Der Einbau des Modellsedimentes erfolgte mit unterschiedlichen Sohlneigungen (2, 4 und 6 %). Um die in der Natur auftretende Abpflasterung der Sohle zu erzeugen, wurde für jeden Einzelversuch die ebene Sohle mit 120 l/s als Hochwasserereignis beaufschlagt. Nach dieser Beanspruchung entfernte man das ausgetragene Material aus dem Sandfang und die Sohle wurde nochmals mit 60 l/s überströmt. Nach einer neuerlichen Kontrolle des Sandfangs konnte, bei Ausbleiben weiteren Materials im Sandfang, mit der eigentlichen Versuchsdurchführung begonnen werden.

Für alle Einzelversuche beaufschlagte man die Versuchsrinne mit 60, 40, 20 und 10 l/s. Um für den Messbereich Normalabflussbedingungen zu gewährleisten, wurde durch die untere Wehrklappe die Wassertiefe am unteren Rand entsprechend der Wassertiefe am oberen Rand der Messstrecke eingestellt. Anschließend wurden die Wasserspiegellagen in einem Raster $dx/dy=20/20\text{cm}$ aufgenommen. An den gleichen Messpunkten erfolgte die Messung der Fließgeschwindigkeiten in einem Intervall $dh=1,0\text{cm}$ in vertikaler Richtung. Nach Abschluss der Messungen für alle vier Abflüsse wurde die Versuchsrinne entleert und die trockene Sohle mit dem Profilaufnehmer im Raster $dx/dy=1,6/2,0\text{cm}$ aufgemessen. Hieraus wurden später Längs- und Querprofile sowie das digitale Geländemodell erzeugt.

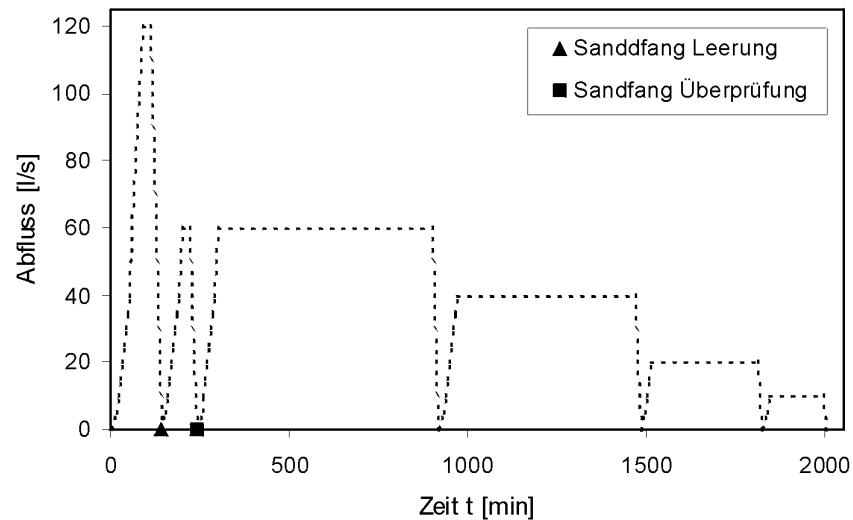


Abb. 6.3: Versuchsablauf

Die Sohloberfläche wurde zur späteren Bestimmung der Deckschichtzusammensetzung fotografiert. Weitere Beschreibungen sind in SCHLEICHER (2002) enthalten.

6.4 Daten aus Modellversuchen

Die Daten der Modellversuche wurden in einem ersten Schritt hinsichtlich der weiteren Verwendung in der Widerstandsberechnung aufbereitet. Der Übersichtlichkeit halber ist in Tabelle 6.1 eine Übersicht der Versuchsbezeichnungen und Charakteristiken des jeweiligen Versuches gegeben.

Versuchsbezeichnung	Gefälle	Sediment	Abfluss	Versuchsbezeichnung	Gefälle	Sediment	Abfluss
V02-10	0,04	1	10 l/s	V05-10	0,04	2	10 l/s
V02-20	0,04	1	20 l/s	V05-20	0,04	2	20 l/s
V02-40	0,04	1	40 l/s	V05-40	0,04	2	40 l/s
V02-60	0,04	1	60 l/s	V05-60	0,04	2	60 l/s
V03-10	0,02	1	10 l/s	V06-10	0,06	2	10 l/s
V03-20	0,02	1	20 l/s	V06-20	0,06	2	20 l/s
V03-40	0,02	1	40 l/s	V06-40	0,06	2	40 l/s
V03-60	0,02	1	60 l/s	V06-60	0,06	2	60 l/s
V04-10	0,02	2	10 l/s	V07-10	0,06	1	10 l/s
V04-20	0,02	2	20 l/s	V07-20	0,06	1	20 l/s
V04-40	0,02	2	40 l/s	V07-40	0,06	1	40 l/s
V04-60	0,02	2	60 l/s	V07-60	0,06	1	60 l/s

Tab. 6.1: Übersicht der Versuchsbezeichnungen und -bedingungen (1=mit Größtkorn; 2=ohne Größtkorn)

6.4.1 Bestimmung der mittleren Fließgeschwindigkeit

Aus Abschnitt 6.3.3 ist zu entnehmen, dass in jedem Rasterpunkt und bei verschiedenen Abflussmengen (60l/s, 40l/s, 20l/s, 10l/s) Geschwindigkeitsmessungen durchgeführt wurden. In jeder Höhenposition des Messflügels wurden 10 Geschwindigkeitswerte in einem Intervall von 5 Sekunden

gemessen. Aus diesen Messwerten bildete man den zeitlichen Mittelwert für diese Höhenposition. Die Mittelwerte je Rasterpunkt ergaben das Geschwindigkeitsprofil für diesen Messpunkt (Abb. 6.4).

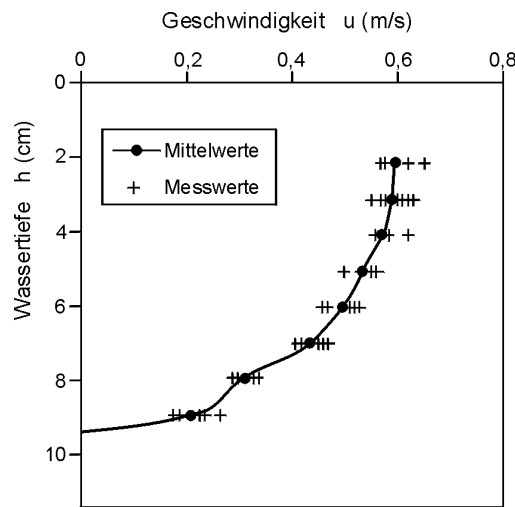


Abb. 6.4: Geschwindigkeitsprofil aus zeitlichen Mittelwerten

Zur Bestimmung der tiefengemittelten Fließgeschwindigkeit je Messstelle existieren mehrere Verfahren. Entsprechend der Anzahl der Messungen in vertikaler Richtung ergibt sich aus der Integration über die Tiefe

$$\frac{1}{h} \int_0^h v \, dh \tag{6.8}$$

die mittlere Geschwindigkeit bzw. tiefengemittelte Geschwindigkeit je Messstelle. Für diskrete Messungen gibt es verschiedene Verfahren der Auswertung. Wird nur eine Ein-Punkt-Messung durchgeführt, verwendet man als repräsentativen Wert in der Regel $0,6 \cdot h$. Im Falle von Zwei-Punkt-Messungen kann durch

$$u_m = \frac{1}{2} (u_{0,2h} + u_{0,8h}) \tag{6.9}$$

die mittlere Fließgeschwindigkeit bestimmt werden.

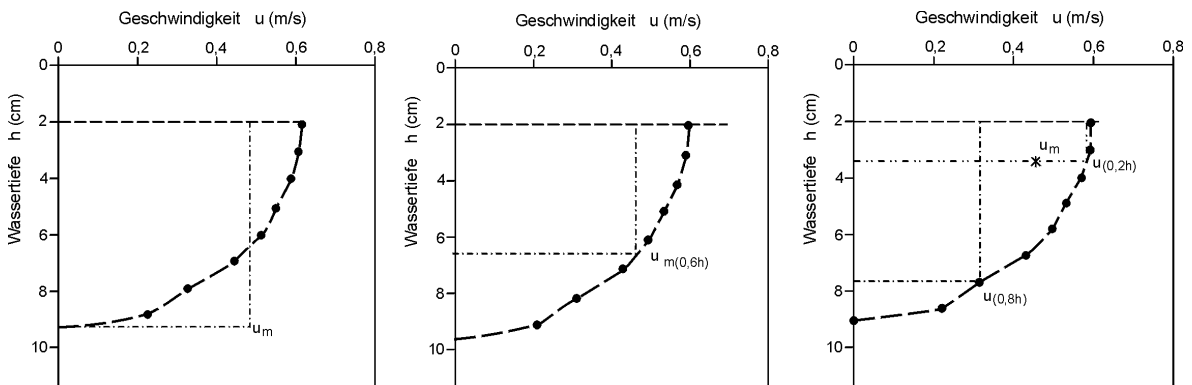


Abb. 6.5: Schema zur Ermittlung von u_m , $u_{m(0,6h)}$ und $u_{m(0,2h;0,8h)}$

Ein Vergleich der Mittelwerte aus der Integration aller Messwerte und dem Messwert $0,6 \cdot h$ bzw. der Mittelwertbildung aus der Zwei-Punkt-Methode ergab übereinstimmende Ergebnisse (Abb. 6.5). Für die weiteren Berechnungen wurden die Mittelwerte aus der über die Tiefe integrierten Geschwindigkeit verwendet.

6.4.2 Erfassung der Sohlstruktur

Die Abpflasterung der Sohle wie auch die entstehenden Sohlformen wurden durch die vor den einzelnen Versuchen stattfindenden simulierten Hochwasserereignisse erzeugt und durch die niedrigeren Abflüsse nicht mehr verändert. Zur Dokumentation wurden die Sohlstrukturen fotografiert und aufgemessen. Eine Betrachtung der morphologischen Strukturen erfolgt in Abschnitt 7 mittels statistischer Auswertungsmethoden.

6.4.3 Analyse des Sohlmaterials

Um Widerstandsbetrachtungen für einzelne Sohlen durchführen zu können, musste der charakteristische Korndurchmesser der Deckschicht für jede Sohle bestimmt werden. Hierfür wurde eine Geschiebeanalyse, die sich aus einer Volumengewichtsanalyse und einer umgerechneten Linienzahlanalyse zusammensetzte, durchgeführt (vgl. Abschn. 6.3.1). Da der Feinkornanteil der Deckschicht bei allen Sohlen gleich war, wurde nur eine Probe für alle Sohlen aus dem Gerinne zur Volumengewichtsanalyse nach DIN 18123 entnommen. Der Grobkornanteil war bei jeder Deckschicht unterschiedlich, zur Bestimmung dieses Anteils wurde jede Sohle fotografiert, um damit eine Linienzahlanalyse durchzuführen. Die Linienzahlanalyse jeder einzelnen Sohle wurde mit einem Korrekturverfahren nach FEHR (1987) in eine Volumengewichtsanalyse umgerechnet.

Kornfraktion	Linienanalyse Der Deckschicht	Umgerechnete Linienzahl- Analyse $p_i^{V^{**}}$	Volumen- Gewichts- Analyse $p_i^{V^*}$	Gesamt – analyse p_i^V
d_{16}	0,92	1,39	0,15	0,14
d_{50}	1,93	3,52	2,47	2,17
d_{60}	2,47	4,51	3,52	3,29
d_{65}	2,76	5,35	3,97	3,74
d_{84}	4,85	8,66	6,19	7,46
d_{90}	6,50	9,87	7,12	9,21
d_{\max}	14,00	14,00	14,00	14,00
d_m	2,63	4,62	2,99	3,45
$\text{VAR} (d_{84}/d_{50})^{1/2}$	1,59	1,57	1,58	1,85
$\text{STDEV} (d_{84}/d_{16})^{1/2}$	2,29	2,49	6,38	7,23

Tab. 6.2: Charakteristische Korndurchmesser (Versuch V03)

Für die Zusammenfügung der beiden Analysen existieren mehrere Möglichkeiten (vgl. Abschn. 6.3.1). In der vorliegenden Problematik entschied man sich für die starre Zusammenlegung. Aus

den erhaltenen Kornverteilungskurven wurden die charakteristischen Korndurchmesser berechnet, die für die weiteren Widerstandsbetrachtungen verwendet wurden. Beispielhaft sind in Tabelle 6.2 die ermittelten charakteristischen Korndurchmesser des Versuches V03 dargestellt. Eine Übersicht der einzelnen Versuchsergebnisse aus den Modellversuchen ist in Anhang A-1.4 dargestellt.

6.4.4 Beschreibung der Sohlstruktur

Die im Folgenden angegebenen Gefälle der einzelnen Sohlen sind durch lineare Regressionsrechnung aus dem Anstieg der Regressionsgeraden des jeweiligen Rauheitslängsprofils bestimmt worden. Die Rauheitslängsprofile sind entlang sieben definierter Positionen nach der Belastung der Sohle mit Hochwasserabfluss aufgenommen worden. Eine Übersicht über die ermittelten Gefälle ist in Tabelle 6.3 zusammengestellt. Das voreingestellte Gefälle gibt die Neigung der Sohle beim Einbau des Sohlmaterials in das Versuchsgerinne an. In den folgenden Ausführungen wird zur Beschreibung des Gefälles der einzelnen Sohlen und Längsprofile auf die voreingestellten Werte 2, 4 und 6% der Gefälle zurückgegriffen, um die unterschiedliche Charakteristik der Sohlen zu beschreiben. In der letzten Zeile der Tabelle 6.3 ist zusätzlich der charakteristische Korndurchmesser d_{84} aufgeführt. Hierin ist deutlich der Unterschied der Sohlen mit bzw. ohne Grobkornanteil zu erkennen.

Es ist zu erkennen, dass die Gefälle einzelner Sohlängsprofile innerhalb einer Sohle stark streuen können. Dies liegt am Verfahren der linearen Regression, bei dem die beste Anpassung genau dann erreicht ist, wenn die Residualquadratsumme S^2 minimal wird.

Weiterhin lassen sich bei den verschiedenen Versuchen die Sohlprofile in Abschnitte unterschiedlicher Rauheit unterteilen. Exemplarisch wird dies anhand einiger Sohlprofile für jeweils einen Gefällebereich dargestellt.

Position	Gefälle I_s in %					
	V02	V03	V04	V05	V06	V07
100	5,25	2,65	1,69	5,17	7,20	7,12
300	4,79	2,64	1,86	4,74	6,83	7,06
500	4,77	1,74	2,09	4,34	7,34	7,39
700	4,70	2,26	2,07	4,36	7,78	6,53
900	4,27	2,55	2,30	4,32	6,54	7,29
1100	4,16	3,67	2,15	4,02	6,62	6,91
1300	3,28	2,98	2,07	4,15	6,89	6,21
mittl. Gefälle	4,46	2,64	2,03	4,44	7,03	6,93
voreingestelltes Gefälle	4,00	2,00	2,00	4,00	6,00	6,00
d_{84} [m]	0,0992	0,0746	0,0585	0,0629	0,0702	0,0937

Tab. 6.3: Sohlgefälle und charakteristischer Korndurchmesser d_{84}

Das Längsprofil V03-Pos.700 (2% Gefälle) lässt sich bei näherer Betrachtung der Sohle in mehrere Abschnitte einteilen. Diese Abschnitte können sowohl durch ihr Gefälle als auch durch ihre Sohlstruktur unterschieden werden. Zunächst ist eine Dreiteilung (in Fließrichtung betrachtet) in einen flachen Bereich am Anfang, in einen kürzeren Bereich mit starkem Gefälle (Absturz) und in einen langen Bereich mit sehr geringem Gefälle zu erkennen. Diese drei Abschnitte lassen sich entsprechend ihrer Sohlstruktur weiter unterteilen (Abb. 6.6).

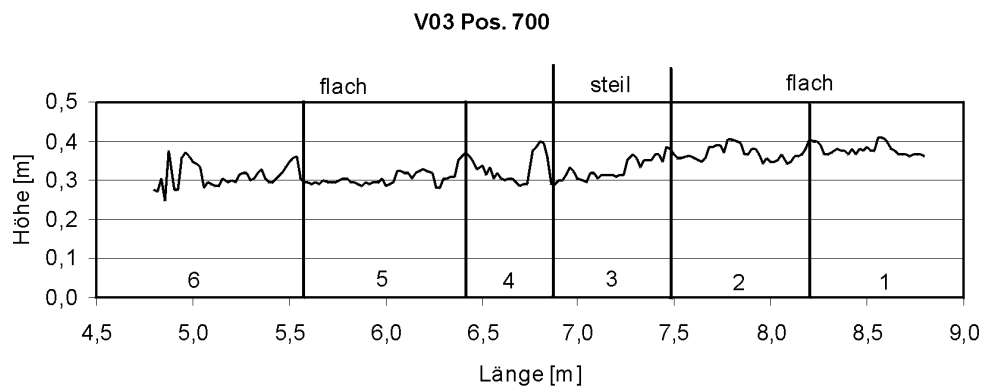


Abb. 6.6: Einteilung der Sohle in Bereiche mit verschiedenen Gefällen und Rauheiten ($I_s = 2\%$)

Die Bereiche 1 und 2 sind durch ein großes Rauheitselement getrennt und weisen eine unterschiedliche Rauheit auf. Während man im Bereich 1 überwiegend kleine Rauheitserhebungen erkennen kann, sind im Bereich 2 die Rauheitselemente größer. Das große Rauheitselement, welches die beiden Bereiche trennt, wird durch eine Querrippe gebildet, die sich über die gesamte Breite der Sohle erstreckt. An die Bereiche 1 und 2 mit flachem Gefälle schließt sich Bereich 3 an. Er stellt einen kurzen Abschnitt mit starkem Gefälle dar. Abschnitt 4 ist ein grob strukturierter Bereich mit unterschiedlicher Ausdehnung in Längsrichtung. Auffällig im Bereich 4 ist ein sehr großes Rauheitselement und die Anhäufung von Feinanteilen vor einem einzelnen Rauheitselement. Für die Bereiche 5 und 6 gilt sinngemäß das Gleiche wie für 1 und 2. Diese grobe Einteilung ist in allen Längsprofilen der Sohle V03 wiederzufinden. In gleicher Weise können die Längsprofile der Sohlen V02 (4%) und V07 (6%) unterteilt werden.

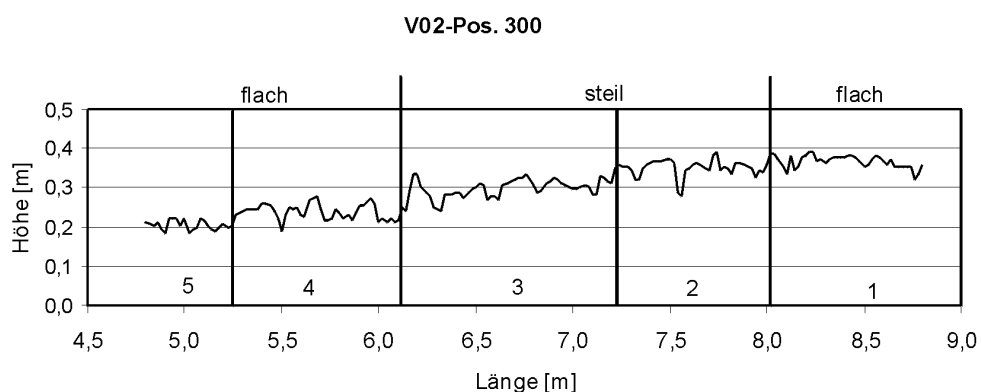


Abb. 6.7: Einteilung der Sohle in Bereiche mit verschiedenen Gefällen und Rauheiten ($I_s = 4\%$)

V02-Pos.300 (Abb. 6.7) hat eine ähnliche Struktur wie V03-Pos.700, jedoch hat das steile Gefällestück eine größere Ausdehnung in Längsrichtung. Wieder sind aufeinanderfolgende Bereiche mit unterschiedlicher Rauheit zu finden, die durch größere Rauheitserhebungen getrennt sind (Übergänge 1-2 und 4-5). Erste Tendenzen zur Ausbildung einer Stufen-Becken-Struktur in Abschnitt 3 und 4 sind erkennbar.

Bei V07-Pos.900 (6%) ist eine gut ausgebildete Stufen-Becken-Struktur zu erkennen. In den folgenden Ausführungen wird der Begriff der Schwellen-Becken-, Stufen-Becken- und Absturz-Becken-Sequenzen synonym verwendet.

Die einzelnen Bereiche haben jeweils nur ein sehr flaches Gefälle. Der Übergang von einem Bereich zum nächsten erfolgt über einen Absturz. Diese Absturzbereiche bestehen meist aus größeren Rauheitselementen, während die Sohle der flachen Bereiche überwiegend von kleineren Rauheitserhebungen dominiert wird.

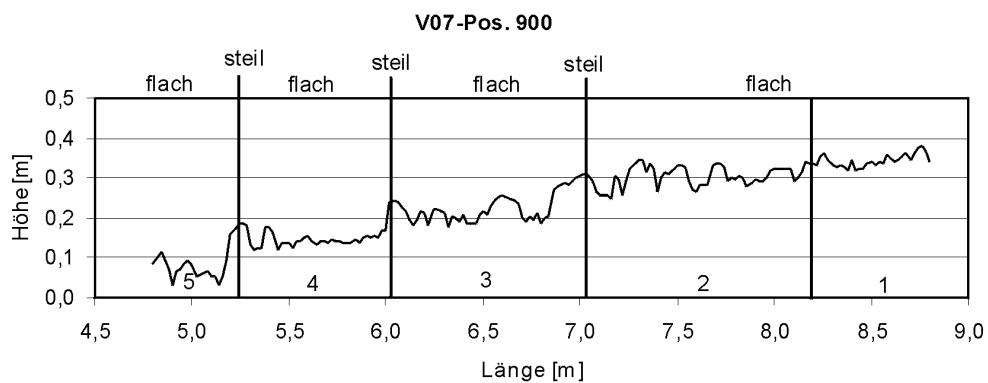


Abb. 6.8: Einteilung der Sohle in Bereiche mit verschiedenen Gefällen und Rauheiten ($I_s = 6\%$)

7 Anwendung statistischer Methoden zur Oberflächenbeschreibung

Die korrekte Rauheitsbeschreibung von Fließgewässersohlen mit hoher Rauheit und Sohlformen, wie sie auch in Gebirgsbächen auftritt, stellt noch immer eine große Schwierigkeit dar. Daher wird im folgenden Abschnitt die Anwendbarkeit der Verfahren zur Rauheitsbeschreibung (vgl. Abschn. 5) geprüft und diskutiert. Weiterhin werden Veränderungen beziehungsweise Anpassungen der Verfahren zur Verbesserung der erzielbaren Resultate vorgeschlagen. Besonders ausführlich wird dabei auf das Segmentierungsverfahren eingegangen.

7.1 Rauheitsparameter aus der Sieblinie

Bedingt durch unterschiedliches Sohlgefälle I_s oder den Abfluss Q können sich - bei gleichem Sohlmaterial - Sohlen unterschiedlichster Rauheitsstruktur bilden, welche allein durch den charakteristischen Korndurchmesser d_c nicht mehr unterschieden werden können. Durch die Bestimmung der Deckschichtzusammensetzung lassen sich zwar die unterschiedlichen charakteristischen Korndurchmesser erfassen (vgl. Tab. 6.2), jedoch wird nicht berücksichtigt, dass bei dieser Methode grundsätzlich der gesamte Korndurchmesser aufgenommen wird. Dabei sind es besonders die großen Partikel, die den charakteristischen Korndurchmesser d_c einer Deckschicht maßgeblich beeinflussen. Diese sind jedoch bei abgestuften Kornverteilungen teilweise in das Substrat eingebettet und tragen so nicht in vollem Umfang zur Höhe der Rauheit bei. Folglich können Gewässersohlen theoretisch nur dann durch einen charakteristischen Korndurchmesser korrekt beschrieben werden, wenn ein Ein-Korn-Substrat vorliegt bzw. die in Abschnitt 5.1 genannten Bedingungen erfüllt sind. Da diese Bedingungen für steile Gerinne jedoch nur schwer einzuhalten sind, scheint eine Charakterisierung der Rauheit über statistische Parameter vorteilhaft.

7.2 Standardabweichung

Mit der Standardabweichung können, im Gegensatz zum charakteristischen Korndurchmesser, Unterschiede in der Struktur von Rauheitslängsprofilen ausgedrückt werden. So können Sohlen mit gleichem charakteristischem Korndurchmesser durchaus unterschiedliche Standardabweichungen besitzen (Abb. 7.1).

Mit zunehmendem Gefälle steigt auch die Standardabweichung an. Bezogen auf das Sohlgefälle zeigt sich weiterhin eine deutliche Abhängigkeit der Standardabweichung vom Sohlmaterial, da das gröbere Sohlsubstrat erwartungsgemäß auch zu höheren Standardabweichungen führt. Weiterhin sei daraufhin gewiesen, dass s bei verschiedenen Sohlen mit gleichem mittlerem Korndurchmesser stark streut, was wiederum ein Indiz dafür ist, dass es sich um Sohlen mit stark unterschiedlichen Rauheitsstrukturen handelt. Aber auch Sohlen mit stark unterschiedlichem mittlerem Korndurch-

messer können durchaus gleiche s -Werte und somit eine ähnliche Rauheitsstruktur besitzen. Dies zeigt den deutlichen Einfluss der Sohlformen. Die zwei ‚Ausreißer‘ in Abbildung 7.2 haben ihre Ursache in der Bestimmung des Sohlgefälles mit der Methode der linearen Regression. In Abschnitt 7.6 wird hierauf detaillierter eingegangen.

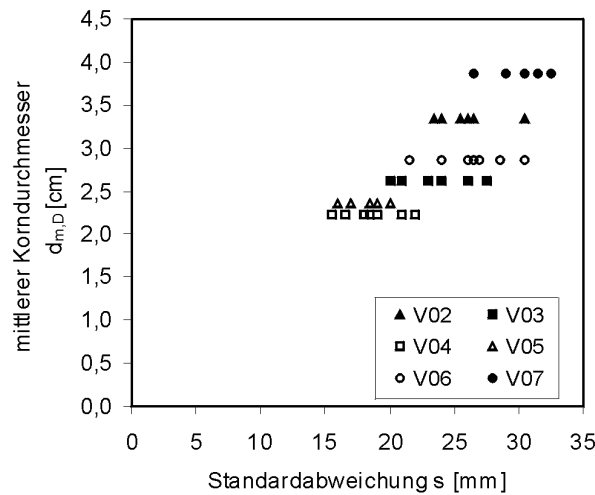


Abb. 7.1: Mittlerer Korndurchmesser als Funktion der Standardabweichung

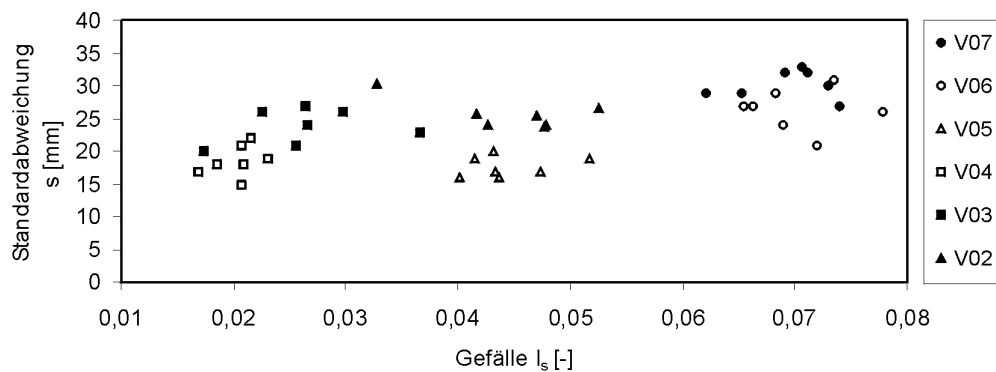
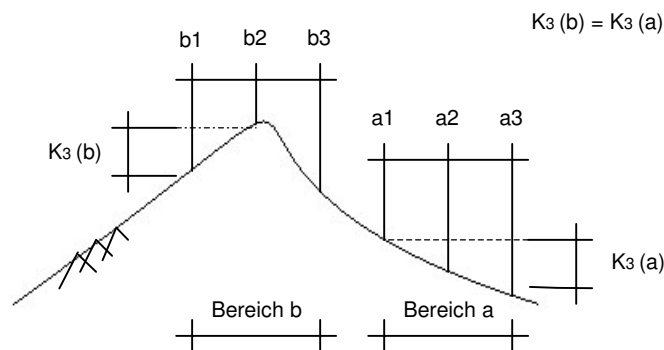


Abb. 7.2: Standardabweichung als Funktion des Sohlgefälles

Der wesentliche Vorteil bei der Verwendung der Standardabweichung liegt darin, dass s die Dimension einer Länge besitzt und von der Wahl eines Bezugsniveaus unabhängig ist. Allerdings kann mit der Standardabweichung die Anordnung der Elemente nicht erfasst werden, da keine Relation zu benachbarten Punkten hergestellt wird. Diese Beziehung versucht MONZAVI (1972) durch die Einführung weiterer, die Rauheitsstruktur beschreibender Parameter herzustellen. Hierzu sei auf ABERLE (2000) und ROSPORT (1998) verwiesen, die sich eingehend damit befassen haben. Im Hinblick auf die erzielten Ergebnisse durch die Anwendung stochastischer Prozesse scheint dieses Verfahren bei natürlichen Sohlrauheiten nur bedingt anwendbar.

7.3 K_3 -Verfahren

Das K_3 -Verfahren verwendet die maximale Differenz von drei Rauheitshöhen in einem Sample-Intervall. Für das Sample-Intervall wird von ERGENZINGER ET STÜVE (1989) und DE JONG (1995) eine Größe von $\Delta=20$ cm empfohlen. Diese Größe wurde auch in weiteren Untersuchungen verwendet. Eine bessere Möglichkeit besteht jedoch in der Darstellung des Sample-Intervalls als Funktion des charakteristischen Korndurchmessers. Anderenfalls sind umfangreiche Voruntersuchungen zur Bestimmung des Sample-Intervalls notwendig, um einen Wert für K_3 zu finden, welcher die Sohlrauheit am besten wiedergibt.



Generell besteht aber das Problem, dass der K_3 -Wert keine eindeutige Beschreibung der Rauheit zulässt. In Abbildung 7.3 ist dargestellt, wie hydraulisch sehr unterschiedlich wirkende Strukturen mit dem gleichen K_3 -Wert beschrieben werden. Abschnitt (a) stellt einen Bereich mit konstantem Gefälle ohne Rauheitserhebungen dar, während Abschnitt (b) ein Bereich mit ausgeprägter Rauheit sein soll. In beiden Fällen werden gleiche K_3 -Werte ermittelt.

Abb. 7.3: Gleiche K_3 -Werte bei unterschiedlicher Rauheit

ABERLE (2000) stellte für K_3 -Werte einen funktionalen Zusammenhang mit der Standardabweichung fest. Für die vorliegende Untersuchung ergibt sich jedoch ein niedrigeres Bestimmtheitsmaß (Abb. 7.4) als in den Untersuchungen von ABERLE (2000).

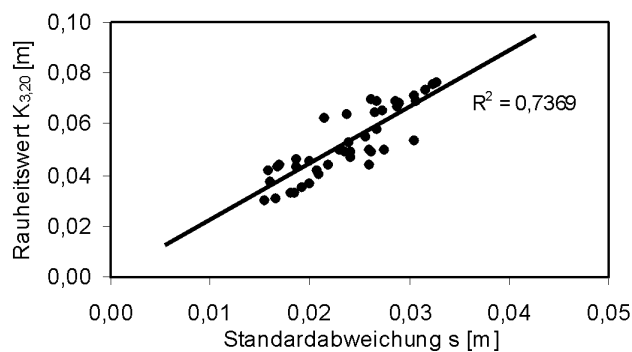


Abb. 7.4: Beziehung zwischen dem $K_{3,20}$ -Wert und der Standardabweichung der Rauheitserhebungen

Dies könnte zum einen an dem geringeren Probenumfang liegen, andererseits auch durch die größeren Sohldeformationen und damit Standardabweichungen bedingt sein. Der K_3 -Wert bietet somit gegenüber der Standardabweichung keine Vorteile.

Weiterhin bestehen für das K_3 -Verfahren Unstimmigkeiten bei dem Implementierung in die Widerstandsfunktion. Hierzu sei auf die Gleichung (5.5) verwiesen. Setzt man den auf diese Weise aus den K_3 -Werten ermittelten Rauheitsbeiwert k_{st} in die Bestimmungsgleichung für die Geschwindigkeit nach MANNING-STRICKLER ein

$$u = n \cdot K_3 \cdot R^{2/3} \cdot I^{1/2} . \quad (7.1)$$

so ergeben sich mit den von DE JONG (1995) vorgeschlagenen Werten für $n=1,12$ und $n=4$ nicht plausible Ergebnisse. Bei konstantem Faktor n nimmt der k_{st} -Wert mit größer werdendem K_3 -Wert ebenfalls zu, was bedeutet, dass die Sohle glatter werden müsste. Ein Ansteigen des K_3 -Wertes lässt jedoch eine rauer werdende Sohle respektive kleiner werdende k_{st} -Werte vermuten. Dieser Widerspruch spiegelt sich auch in den mit Gleichung (7.1) ermittelten Geschwindigkeiten wider, welche bei Sohlen hoher Rauheit (resp. große K_3 -Werte) wesentlich größer sind als bei glatten Sohlen. Richtigerweise müsste die Beziehung (7.1) lauten:

$$u = \frac{1}{n \cdot K_3} \cdot R^{2/3} \cdot I^{1/2} . \quad (7.2)$$

Aufgrund der beschriebenen Probleme erscheint es nicht zielführend, den K_3 -Wert in die hydraulische Berechnung einzubeziehen. Durch die Umrechnung in einen k_{st} -Wert und seine Anwendung in der empirischen Fließformel von MANNING-STRICKLER bietet das K_3 -Verfahren keinen Vorteil gegenüber der Standardabweichung. Es erscheint stattdessen günstiger, die Standardabweichung zur Beschreibung der Rauheitsstruktur zu verwenden, da sie im Gegensatz zum K_3 -Wert kein genau definiertes Sample-Intervall benötigt und deshalb einfacher zu bestimmen ist. Weiterhin wurden bereits Bestimmungsgleichungen für die Geschwindigkeit u auf der Basis des logarithmischen Fließgesetzes ermittelt (ABERLE, 2000), in denen die Standardabweichung als Rauheitsparameter Verwendung findet.

7.4 Stochastische Prozesse

Die Beschreibung der Sohlrauheit als Folge eines stochastischen Prozesses kann unter der Voraussetzung einer Normalverteilung durchgeführt werden. Daher wird kurz auf die Prüfung der Rauheitserhebungen eingegangen, bevor die Anwendbarkeit autoregressiver Prozesse diskutiert wird.

7.4.1 Prüfung der Rauheitserhebungen auf Normalverteilung

Für die Prüfung der Daten auf Normalverteilung wurde die Anzahl der betrachteten Sohlängsprofile von 7 auf 15 erhöht, um den Aussagewert der Schiefe und Kurtosis zu erhöhen. Die Schiefe S

ermöglicht eine Aussage, ob die Verteilung links- oder rechtsschief orientiert ist. Dabei gibt die Größe des Wertes der Schiefe S an, wie weit die Verteilung von der Normalverteilung abweicht. Die Schiefe S der Verteilung kann über das Kumulantenverfahren bestimmt werden (LINDNER ET BERCHTHOLD, 1979).

$$S = \frac{n \sum_{i=1}^n (z_i - \bar{z})^3}{(n-1)(n-2)s^3} \quad (7.3)$$

Ebenfalls über das Kumulantenverfahren lässt sich die Kurtosis (bzw. Wölbung) K der Verteilung bestimmen. Sie dient als Maß, wie stark eine Verteilung überhöht beziehungsweise abgeflacht gegenüber einer Normalverteilung ist.

$$K = \frac{n(n+1) \left(\sum_{i=1}^n (z_i - \bar{z})^4 \right) - 3(n-1) \left(\sum_{i=1}^n (z_i - \bar{z})^2 \right)^2}{(n-1)(n-2)(n-3)s^4} \quad (7.4)$$

Neben der Überprüfung der Höhenwerte der einzelnen Längsprofile auf Normalverteilung an Hand der Schiefe- und Kurtosiskoeffizienten wurde diese auch mittels des Kolmogorov-Smirnov Tests und des χ^2 -Tests durchgeführt. Da diese Tests nur zur Bestätigung der durch die Koeffizienten erzielten Ergebnisse dienen und deshalb der Rechenaufwand nicht zu groß werden, die Ergebnisse aber trotzdem repräsentativ bleiben sollen, wurden sie jeweils am mittleren Profil einer jeden Sohle durchgeführt.

Die ermittelten Schiefe- und Kurtosiskoeffizienten für die untersuchten Rauheitserhebungen der Längsprofile sind im Anhang dargestellt. Die gemittelten Werte liegen sowohl für den Schiefekoeffizienten als auch den Kurtosiskoeffizienten nahe bei Null. Die Intervalle $S \pm rms$ und $K \pm rms$ decken in einer großen Anzahl von Fällen den Nullwert (S : ca. 65%; K : ca. 90%). Für die Rauheitserhebungen kann somit in erster Näherung angenommen werden, dass sie eine der Normalverteilung ähnliche Verteilung besitzen (SENS, 2002).

Die Ergebnisse des *Kolmogorov-Smirnov*-Tests bestätigen die anhand der Koeffizienten gewonnen Erkenntnisse. Die Hypothese der Normalverteilung auf einem Signifikanzniveau von 0,01 kann bei 5 der 6 Sohlstrukturen bestätigt werden. Hingegen bestätigt sich die Hypothese der Normalverteilung beim genaueren χ^2 -Test nur in 2 von 6 Fällen, sofern man von einem Signifikanzniveau von 0,01 ausgeht (SENS, 2002).

7.4.2 Autoregressive Prozesse

Die empirischen Autokovarianzen beziehungsweise Autokorrelationen geben den Zusammenhang zweier Beobachtungswerte an, die in einem bestimmten Abstand zueinander liegen. Dabei ist die

empirische Autokovarianz beziehungsweise Autokorrelation zum so genannten lag k (Zeitverschiebung bzw. Vorschubmaß) ein Maß für den Zusammenhang der Sohlerhebung z_i und z_{i+k} .

$$c(k) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n-k} (z_i - \bar{z})(z_{i+k} - \bar{z}) = c(-k) \quad (7.5)$$

$$r(k) = \frac{c(k)}{c(0)} = \frac{\sum_{i=1}^{n-k} (z_i - \bar{z})(z_{i+k} - \bar{z})}{\sum_{i=1}^n (z_i - \bar{z})^2} = r(-k) \quad (7.6)$$

Die Ordnung der AR-Prozesse erfolgte mit Hilfe der partiellen Autokorrelation. Ein AR(p)-Prozess zeichnet sich dadurch aus, dass die (theoretischen) partiellen Autokorrelationen $\rho_{k-1}(k)$ für $k > p$ verschwinden. Der Standardfehler der empirischen partiellen Autokorrelationen kann als Null angesehen werden, falls sie im Intervall $[-n^{-1/2}, n^{-1/2}]$ liegt. Die Ordnung p eines AR-Prozesses ist also gleich dem größten Wert k , für den $r_{k-1}(k)$ „wesentlich“ außerhalb dieses Intervalls liegt.

ABERLE (2000) stellte in seinen Untersuchungen fest, dass die Autokorrelationsfunktionen langsam und exponentiell gegen Null streben. Die Mehrzahl der von ihm ermittelten Funktionen erreicht in etwa bei einem Vorschubmaß von lag $k \cong 40$ den Wert Null. Teilweise ist dies erst bei noch größeren Vorschubmaßen der Fall. Dabei ist die Variation der Nullgrenze vom Gefälle der jeweiligen Sohle unabhängig. Des Weiteren stellt er fest, dass es erst bei größeren Werten von lag k zu periodischen Strukturen kommt. Er kommt zu der Ansicht, dass dies auf eine hohe Korrelation benachbarter Punkte oder auch auf einen langwelligen Prozess hindeutet.

Bei den hier untersuchten Profilen beziehungsweise deren Autokorrelationsfunktionen weichen die Ergebnisse jedoch deutlich von denen ABERLES (2000) ab. In Abbildung 7.5 sind stellvertretend für einen Großteil der ermittelten Autokorrelationsfunktionen die der Profile V06-Pos.100 und V07-Pos.100 dargestellt.

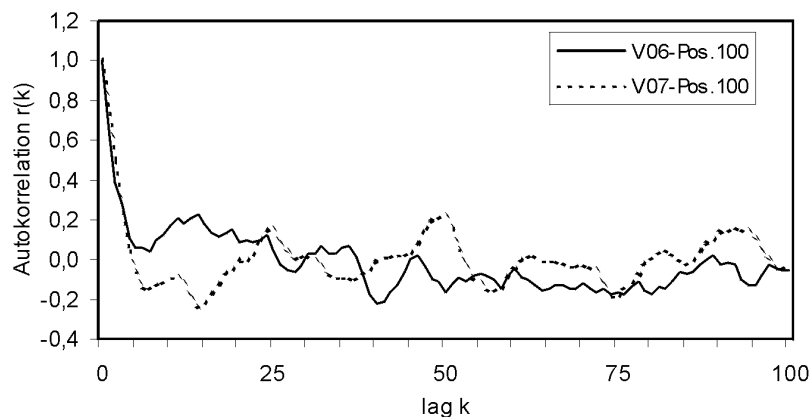


Abb. 7.5: Autokorrelationsfunktionen der Sohlängsprofile V06-Pos.100 und V07-Pos.100

Es ist zu erkennen, dass die Nullgrenze schon bei deutlich geringeren Vorschubmaßen erreicht wird, nämlich teilweise schon im Bereich von lag $k \cong 5$ und maximal bei lag $k \cong 25$. Demzufolge können auch schon deutlich eher periodische Strukturen auftreten, was auch der Fall ist. Übereinstimmend mit ABERLE (2000) ist die Erkenntnis, dass die Variation der Nullgrenze unabhängig vom Gefälle stattfindet.

Die Verläufe der Autokorrelationsfunktionen der Rauheitsprofile einer Sohle sind nicht einheitlich. Bei einigen Versuchen weichen die Autokorrelationsfunktionen der einzelnen Sohlängsprofile nur gering voneinander ab. Andere wiederum weisen jedoch stark unterschiedliche Funktionsverläufe auf (siehe Anhang).

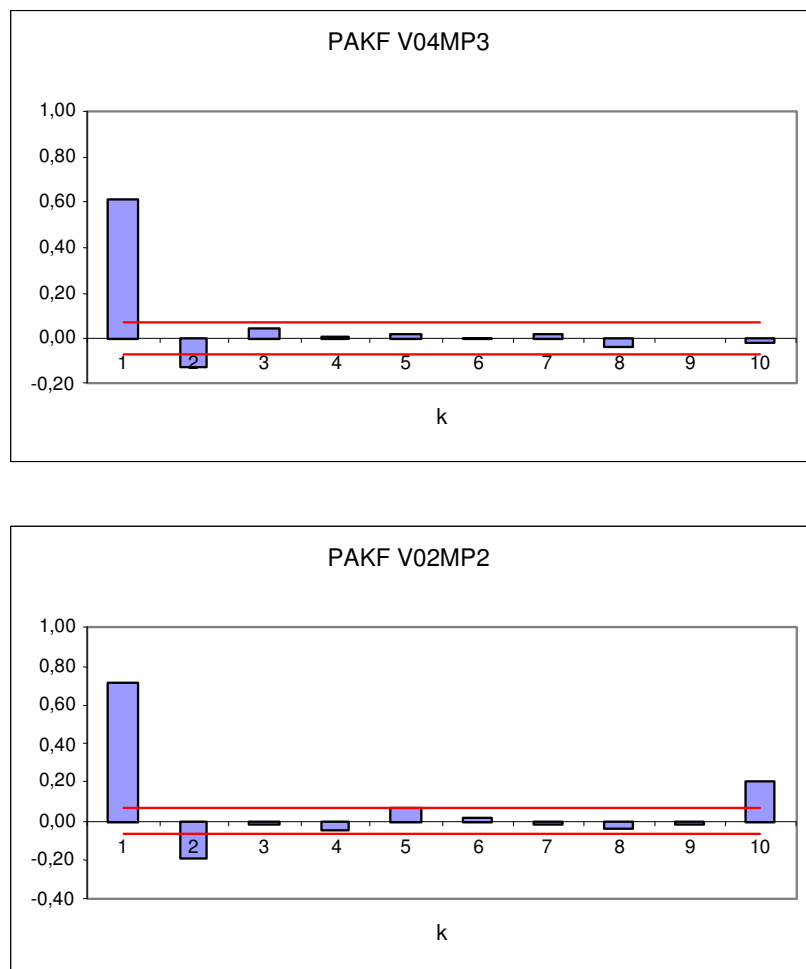


Abb. 7.6: Partielle Autokorrelationsfunktionen (V04-Pos.500 und V02-Pos.300)

Die Ordnung p des $AR(p)$ -Prozesses wurde durch die Einhaltung der Intervallgrenzen der partiellen Autokorrelationsfunktionen (PAKF) bestimmt. Nach ANDERSON (1976) kann für lag k der Wert angenommen werden, bei dem 95 % aller PAKF-Werte innerhalb des Intervalls liegen. Etwa die Hälfte der ausgewerteten Rauheitsprofile erfüllt diese Bedingung oder einige wenige Funktionswerte überschreiten nur geringfügig die Intervallgrenzen. Die übrigen Rauheitsprofile erfüllen

größtenteils auch die Anforderungen, es treten aber gelegentlich „Ausreißer“ auf, die relativ weit über das angegebene Intervall hinausragen sind beispielhaft in Abbildung 7.6 dargestellt.

Die Abweichung bei ϕ_{22} über die Intervallgrenze deutet auf einen AR(2)-Prozess hin. Die vereinzelten „Ausreißer“ bei höheren Funktionswerten von ϕ_{ii} gehören zu dem 5%-Quantil, das außerhalb der Intervallgrenzen liegen kann. Die Anpassung eines AR(2)-Prozesses kann als ausreichend angesehen werden. Anschließend wurden die Ergebnisse mit denen des AR(1)-Prozesses verglichen.

ϕ_1 wird beim AR(1)-Prozess mit Gleichung (7.7) geschätzt,

$$\rho(k) = \phi_1^k, \quad (7.7)$$

dabei ersetzt der geschätzte Wert r_1 nach Gleichung (7.6) den Wert der theoretischen Autokorrelationsfunktion ρ_1 . Für den AR(2)-Prozess erhält man die Schätzungen für ϕ_1 und ϕ_2 aus den Gleichungen (7.8) und (7.9),

$$\phi_1 = \frac{\rho_1(1 - \rho_2)}{1 - \rho_1^2} \quad (7.8)$$

$$\phi_2 = \frac{\rho_2 - \rho_1^2}{1 - \rho_1^2}, \quad (7.9)$$

indem man die theoretischen Werte ρ_1 und ρ_2 durch die geschätzten r_1 und r_2 ersetzt. Somit können aus der Gleichung (5.10) die Werte für ϵ_i ermittelt werden. Wie von BOX ET JENKINS (1970) vorgeschlagen, wurden beim AR(1)-Prozess $\epsilon_1=0$ und beim AR(2)-Prozess $\epsilon_1=\epsilon_2=0$ gesetzt.

Mit Hilfe der ermittelten Residuen wurde die Modellüberprüfung durchgeführt. Zuerst wurden die Autokorrelationsfunktionen der Residuen berechnet. Anschließend wurde überprüft, ob die Funktionswerte für alle lag $k > 0$ gleich Null sind. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Bedingung als erfüllt gilt, wenn 95% der Funktionswerte innerhalb der Standard-Fehler-Grenzen $[-n^{-1/2}, n^{-1/2}]$ liegen.

Abbildung 7.7 zeigt zwei Autokorrelationsfunktionen der ermittelten Residuen des AR(1)-Prozesses, welche die genannten Anforderungen sehr gut erfüllen. Die Güte der AR(1)- und AR(2)-Modelle wurde mit Hilfe des PORTMONTEAU lack-of-fit-Tests überprüft. Für ein gut angepasstes Modell ist die Prüfgröße

$$Q_{AR} = n \sum_{i=1}^n r_i^2(\epsilon) \quad (7.10)$$

näherungsweise χ^2 -verteilt mit $(n-p)$ Freiheitsgraden.

Sowohl für den AR(1)- als auch den AR(2)-Prozess erfüllten alle Profile den Test und zwar für die Signifikanzniveaus 0,05 und 0,1. Da dieser Test nicht sehr trennscharf ist (HARTUNG, 1991), wur-

de im Anschluss der trennschärfere, verbesserte Test nach BOX ET LJUNG (1978) durchgeführt. Er ist ähnlich dem PORTMONTEAU *lack-of-fit*-Test, jedoch wird als Prüfgröße

$$Q_{AR}^* = n(n+2) \sum_{i=1}^n \frac{1}{n-k} r_i^2(\varepsilon) \quad (7.11)$$

verwendet.

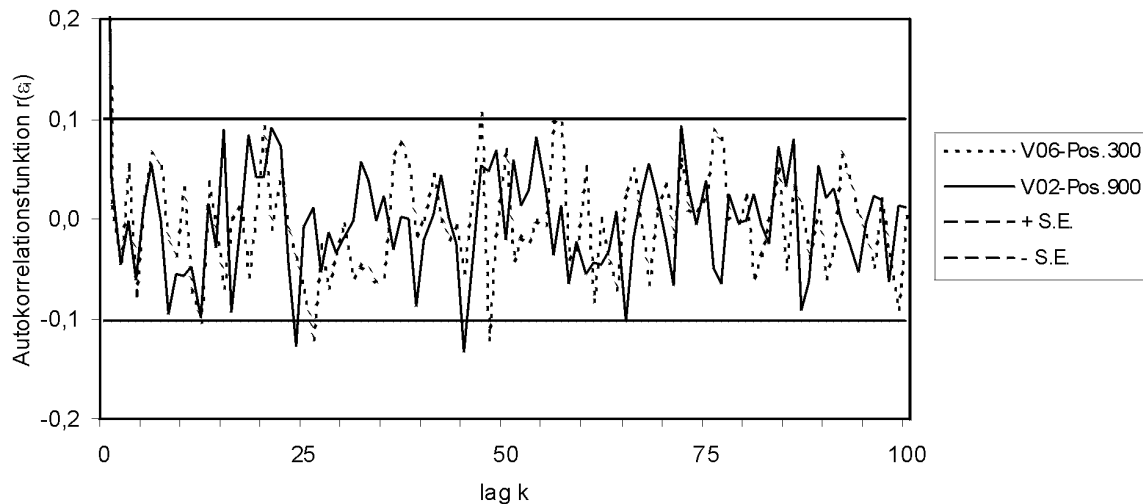


Abb. 7.7: Autokorrelationsfunktion der Residuen (V02-Pos.900 und V06-Pos.300)

Diesen Test erfüllten beim AR(1)-Prozess für $\chi^2_{0,05;95}$ 36% der Profile und für $\chi^2_{0,1;99}$ 31% der Profile. Beim AR(2)-Prozess lag die Quote bei 43% der Profile für $\chi^2_{0,05;95}$ und bei 36% der Profile für $\chi^2_{0,1;99}$. Das AR(2)-Modell ist somit besser angepasst als das AR(1)-Modell. Allerdings ist auch dieses nicht optimal und es ist davon auszugehen, dass ein AR(p)-Modell höherer Ordnung noch besser angepasst sein sollte.

Die ermittelten Varianzen σ^2 der berechneten Residuen des DWN sind für beide AR-Modelle nahezu identisch (Abb. 7.8). Das bedeutet, dass hinsichtlich der Varianz σ_ε^2 beide Verfahren zum gleichen Ergebnis führen, unabhängig vom Sohlgefälle und vom Sohlmaterial. Ein linearer Zusammenhang zwischen den Parametern ϕ_1 und ϕ_2 des AR(2)-Prozesses, wie von ABERLE (2000) festgestellt, ist nicht gegeben.

Die theoretischen Autokorrelationsfunktionen des AR(1)- und des AR(2)-Prozesses haben einen nahezu identischen Verlauf. Für geringe Vorschubmaße stimmt der Verlauf ebenfalls mit der berechneten Autokorrelationsfunktion überein. Jedoch treten bereits Abweichungen der berechneten von der theoretischen AKF für Vorschubmaße von lag $k > 8$ auf, während bei ABERLE (2000) erst bei Vorschubmaßen von lag $k > 35$ Abweichungen auftreten. Weiterhin konvergieren die in dieser Untersuchung ermittelten theoretischen AKF deutlich früher gegen Null. Außerdem kommt es bei

größeren Vorschubmaßen zu Schwankungen. Diese Schwankungen weisen jedoch keine erkennbaren Periodizitäten auf.

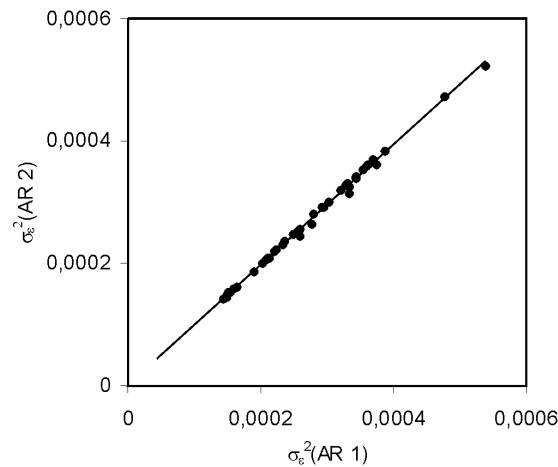


Abb. 7.8: Vergleich der Varianzen σ_{ϵ}^2 der berechneten Residuen des DWN ϵ_i für AR(1)- und AR(2)-Prozesse

Für die hier vorliegenden Daten ist somit der Zusammenhang nur für direkt benachbarte Werte gegeben und nimmt mit zunehmendem lag k sehr schnell ab. Ein Zusammenhang weiter auseinanderliegender Daten, wie aufgrund der Stufen-Becken-Sequenzen zu erwarten, kann nicht konkret beschrieben, jedoch aufgrund der auftretenden Schwankungen vermutet werden.

7.5 Variogrammanalyse und fraktale Eigenschaften

ROBERT (1991) erzielte mit seiner Simulation eine relativ gute Übereinstimmung der Semivariogramme und der Hausdorff-Maße mit denen aus Naturmessungen. Weiterhin stellte er fest, dass sich die Steigung des Hausdorff-Maßes D_{Hf} der Formrauheit mit steigender Standardabweichung σ verringert. Das bedeutet, dass die fraktalen Maße bei weitgestuften Kornverteilungslinien abnehmen. Außerdem ergaben sich für sehr kleine Standardabweichungen (gleichbedeutend mit Einkornmaterialien) h_{max}/b_s -Verhältnisse gleich 1. Ein Einfluss der Kornform – jedoch untergeordneter Bedeutung – auf die Hausdorff-Maße ließ sich ebenfalls feststellen.

Die beiden charakteristischen Punkte der Funktion b_s und h_{max} zeigten in seinen Untersuchungen ebenfalls eine eindeutige Abhängigkeit von der Standardabweichung. Mit steigender Standardabweichung steigen auch die Verhältnisse b_s/D_{50} bzw. h_{max}/D_{50} an.

Eine ähnliche Darstellung wurde von NIKORA ET AL. (1998) für die Charakterisierung der Rauheitserhebungen von Kiessohlen verwendet. Bei Anwendung der Variogrammanalyse auf die Rauheitsprofile der vorliegenden Untersuchung zeigten sich, wie auch bei NIKORA ET AL. (1998), zwei Regionen (Abb. 7.10). Durch die *log-log*-Darstellung ergab sich ein Potenzbereich und ein konstanter Bereich bei einem Maximalwert. Dies deutet auf eine Möglichkeit der Beschreibung der Grenze von Korn- und Formrauheit durch die Variogrammanalyse hin. Jedoch gibt es eine Vielzahl

von Variogrammen dieser Untersuchung, bei denen diese Bereiche nicht so eindeutig auftreten (Abb. 7.9). So treten beispielsweise Stufen im unteren Bereich auf oder erhebliche Schwankungen um den konstanten Maximalwert. Die nicht unerhebliche Anzahl der abweichenden Variogramme legt die Schlussfolgerung nahe, dass mit Hilfe der Variogrammanalyse die Sohlstruktur bei extremer Rauheit ebenfalls nicht ausreichend beschrieben werden kann. Da sich die Ausführungen über die Anwendbarkeit der Semivariogramme von NIKORA ET AL. (1998) auf Kiessohlen beziehen, könnte das abweichende Resultat dieser Untersuchung auf das deutlich unterschiedliche Sohlmaterial zurückzuführen sein. Semivariogramme scheinen bei den vorliegenden Randbedingungen nicht anwendbar zu sein.

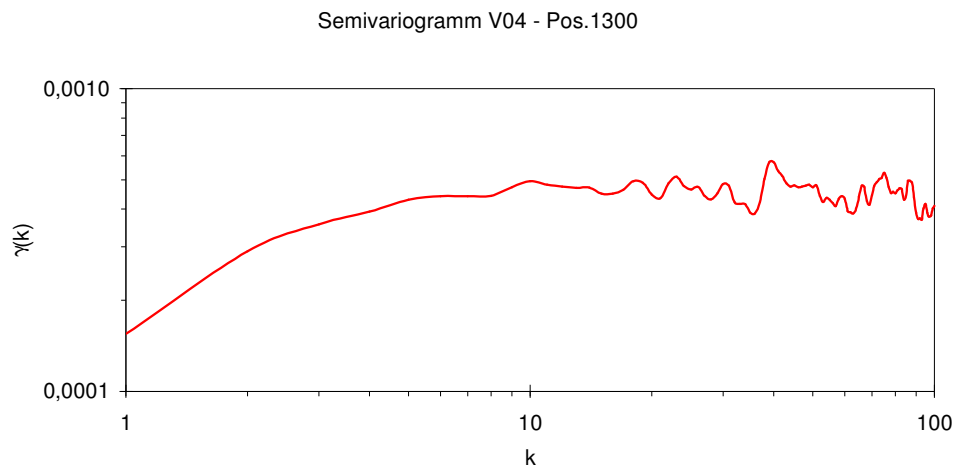


Abb. 7.9: Variogramm mit identifizierbarer Bereichseinteilung (V04-Pos.1300)

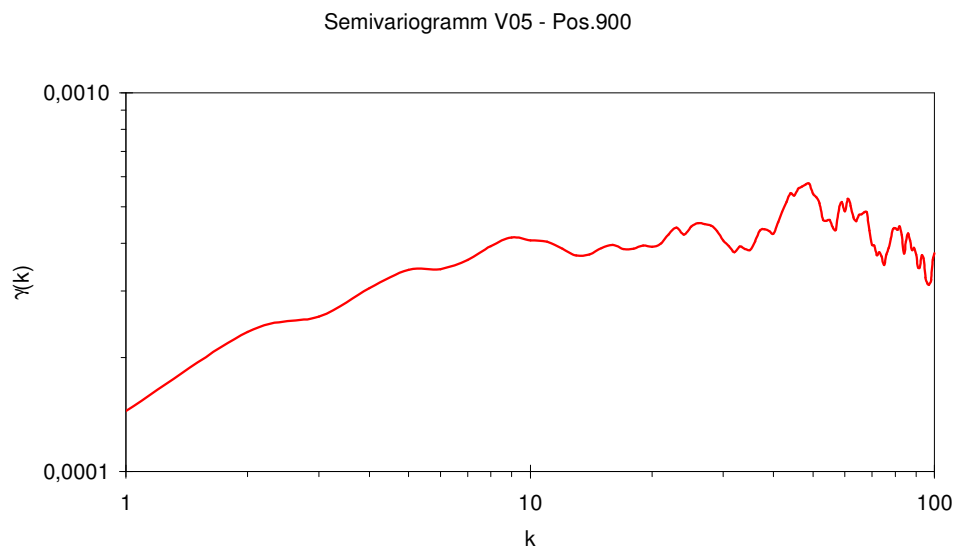


Abb. 7.10: Variogramm mit nicht eindeutig identifizierbarer Bereichseinteilung (V05-Pos.900)

ANDRLE ET ABRAHAMS (1989) kritisieren ebenfalls die Darstellung der linearen $\log N/\log G$ -Graphen, die üblicherweise als Beweis für die Selbstähnlichkeit genutzt werden. Sie stellten vielmehr fest, dass sich bei den $\log N/\log G$ -Graphen mit einer Korrelation $r^2 = 0,99$, die gewöhnlich als linear angesehen werden, bei Anwendung strengerer Testmethoden ein gekrümmter Verlauf nachweisen lässt.

Damit ein Profil selbstähnlich ist, müssen zwei Kriterien eingehalten sein. Erstens sollte die $\log N/\log G$ -Beziehung linear sein und zweitens sollte der Winkel der Funktion größer 1 sein. Durch Anwendung des *lack-of-fit*-Tests (XLOF) konnten ANDRLE ET ABRAHAMS (1989) nachweisen, dass die Funktionen der untersuchten Gefälle nicht linear, sondern gekrümmt sind. Dieses lässt sich bei einer Darstellung der standardisierten Residuen gegen die Schrittlänge verdeutlichen. In weiterführenden Untersuchungen konnten sie zeigen, dass D von der Größenskala abhängt.

Aufgrund der Abhängigkeit der fraktalen Dimension D von der Größenskala (u.a. Korngröße) scheint die Methode der selbstähnlichen Fraktale (SSFM) nicht geeignet zu sein, um Sohlstrukturen zu beschreiben. Auch konnten keine einfachen Zusammenhänge zwischen D und der Verteilung der Messwerte für Korngröße und -form gefunden werden (ANDRLE ET ABRAHAMS, 1990). Weitere Unstimmigkeiten bestehen in den hohen Werten der fraktalen Dimensionen, die ROBERT (1988, 1990 und 1991), ARMSTRONG (1986), CULLING (1986) sowie CULLING ET DATKO (1987) ermittelten.

7.6 Segmentierung

Die Segmentierung der Sohlprofile erfolgte mit einem *Fortran*-Programmcode. Dieser wurde basierend auf den Grundlagen von BORSELLI (1999) entwickelt und anschließend den Erfordernissen der hydraulischen Rauheitsbestimmung angepasst. Dabei wird sich insbesondere auf die Transformationsfunktionen und die mögliche Vorgabe von Mindestsegmentlängen bezogen. Bei den Transformationsfunktionen handelt es sich um Funktionen (Tab. 7.1), die genutzt werden um bestimmte Charakteristiken der Ausgangsprofile zu bestimmen. Diese Werte werden dann in dem Segmentierungs-Algorithmus statt der Original-Höhenwerte als y -Werte in der Berechnung verwendet.

Im Folgenden werden an einer Auswahl typischer Längsprofile der Versuche V02 bis V07 die erzielten Ergebnisse der Segmentierung gezeigt und diskutiert. Dabei werden die Ergebnisse ausgewählter T-Funktionen gegenübergestellt und auf ihre Anwendbarkeit zur Beschreibung der Rauheit überprüft. Im Unterschied zu der Arbeit von BORSELLI (1999), in der er versucht hat, mit Hilfe des Segmentierungsverfahren die Oberfläche von Rauheitsprofilen so genau wie möglich wiederzugeben, soll hier versucht werden, größere Bereiche mit annähernd konstanten Eigenschaften zu finden. Hierdurch soll es möglich werden, die in Abschnitt 6.4.4 visuell identifizierten Bereiche mittels Segmentierungsverfahren aufzufinden.

<i>Name</i>	<i>Transformationsfunktion</i>	<i>Bemerkungen</i>
NONE	$f_i = Y_i$	Keine Transformation. Die summierten Original-Höhen werden genutzt.
SLOPE	$f_i = \frac{i \sum_{j=1}^i X_j Y_j - \sum_{j=1}^i X_j \sum_{j=1}^i Y_j}{\sum_{j=1}^i X_j^2 - \left(\sum_{j=1}^i X_j \right)^2}$	Neigung der linearen Regression der betrachteten Datenpunkte.
SMALL SLOPE	$f_i = \frac{Y_i - Y_{i-1}}{X_i - X_{i-1}}$	Berechnung der ersten Ableitung der Rückwärtsdifferenzen. Die Originalhöhen werden genutzt.
AVERAGE	$f_i = \frac{\sum_{j=1}^i Y_j}{i}$	Berechnung von Bereichen, in denen die durchschnittliche Erhebung gleich ist.
STDDEV	$f_i = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^i Y_j^2 - \left(\sum_{j=1}^i Y_j \right)^2}{i(i-1)}}$	Berechnung von Bereichen, in denen die Standardabweichung gleich ist.

Tab. 7.1: Transformationsfunktionen

7.6.1 Transformations-Funktionen

Die Funktion SLOPE führt eine lokale Neigungstrendanalyse durch und teilt die Längsprofile in Segmente mit unterschiedlichen Gefällen ein. Dabei werden auch kleinere Trendwechsel gut erkannt. Nachteilig ist jedoch bei dieser T-Funktion, dass Bereiche mit unterschiedlicher Rauheit nicht erkannt werden. Wenn beispielsweise ein glatter und ein rauer Bereich direkt aufeinander folgen und ein annähernd gleiches Gefälle aufweisen, werden diese Bereiche durch die T-Funktion SLOPE nicht unterscheiden und in einem Segment zusammengefasst. Bei den Sohlen mit geringer Neigung ist dieses Verhalten besonders ausgeprägt, während es bei den Sohlen mit größerem Gefälle und stärker strukturierter Sohle sich weniger stark auswirkt, da hier insgesamt weniger lange Bereiche mit konstantem Gefälle und wechselnder Rauheit vorkommen.

Ähnliche Ergebnisse liefert die Funktion SMALL SLOPE, jedoch segmentiert sie die Rauheitsprofile stärker, als dies bei der Funktion SLOPE der Fall ist. Die T-Funktion SMALL SLOPE findet bei den Versuchen mit geringem Gefälle (2 %, 4 %) mehr Segmente als die T-Funktion SLOPE. Bei den Versuchen mit 6 % Gefälle wird jedoch in der Regel nur der globale Trend eines Rauheitsprofils ermittelt. Bei den Versuchen mit 2 %, bei denen kein ausgeprägter globaler Trend zu finden ist, gibt die T-Funktion SMALL SLOPE die Sohle sehr genau wieder (Abb. 7.11). Je größer das

Gefälle wird, um so größer wird die Einteilung der Längsprofile (Abb. 7.12 und Abb. 7.13), bis bei den Sohlen mit 6 % nur noch sehr wenige Segment ermittelt werden.

In Abbildung 7.13 wird deutlich, warum auch die T-Funktion SMALL SLOPE für die vorliegenden Untersuchungen ungeeignet ist. Die Sohlstruktur, in diesem Fall eine ausgeprägte Stufen-Becken-Sequenz mit klar abgegrenzten Bereichen, wird nicht erkannt. Dieses Verhalten ist in gleicher Weise auch bei den Versuchen mit feinem Sohlmaterial (V04, V05 und V06) zu finden.

In den folgenden Abbildungen ist die Standardabweichung s zusätzlich in den Diagrammen dargestellt und auf der rechten Ordinatenachse skaliert. Sie wird als Ausdruck der Rauheit mit abgebildet.

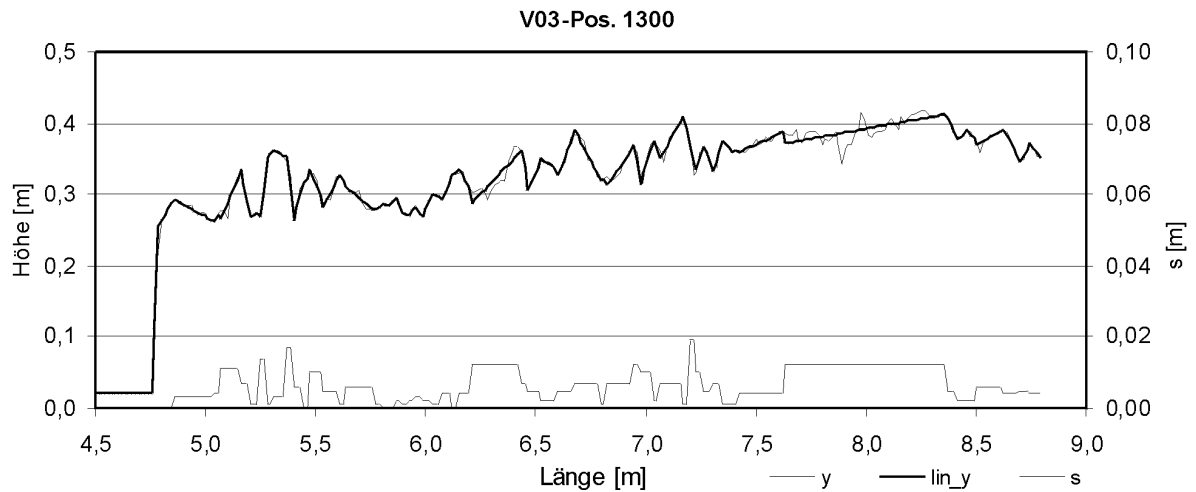


Abb. 7.11: Anwendung der T-Funktion SMALL SLOPE ohne Trendelimination ($I_s = 2\%$)

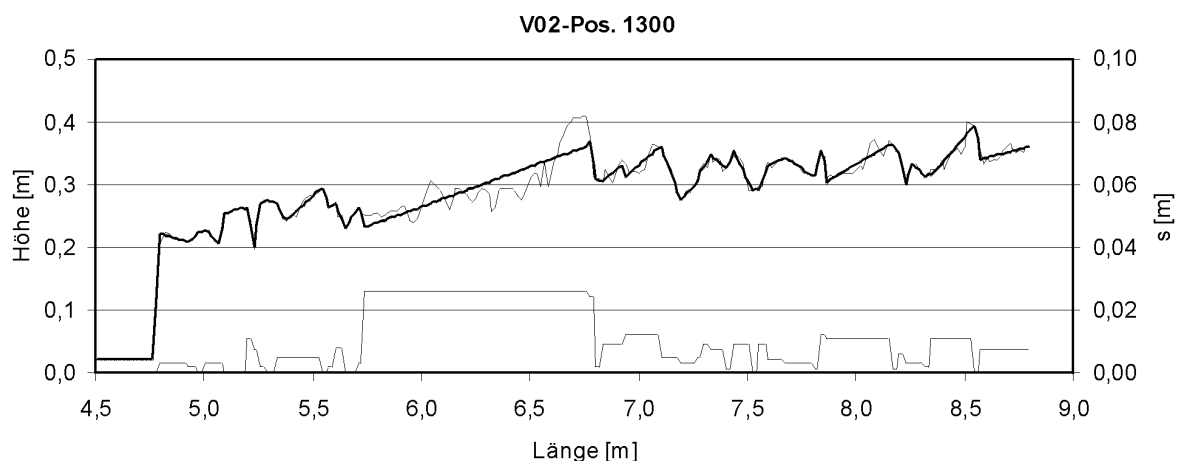


Abb. 7.12: Anwendung der T-Funktion SMALL SLOPE ohne Trendelimination ($I_s = 4\%$)

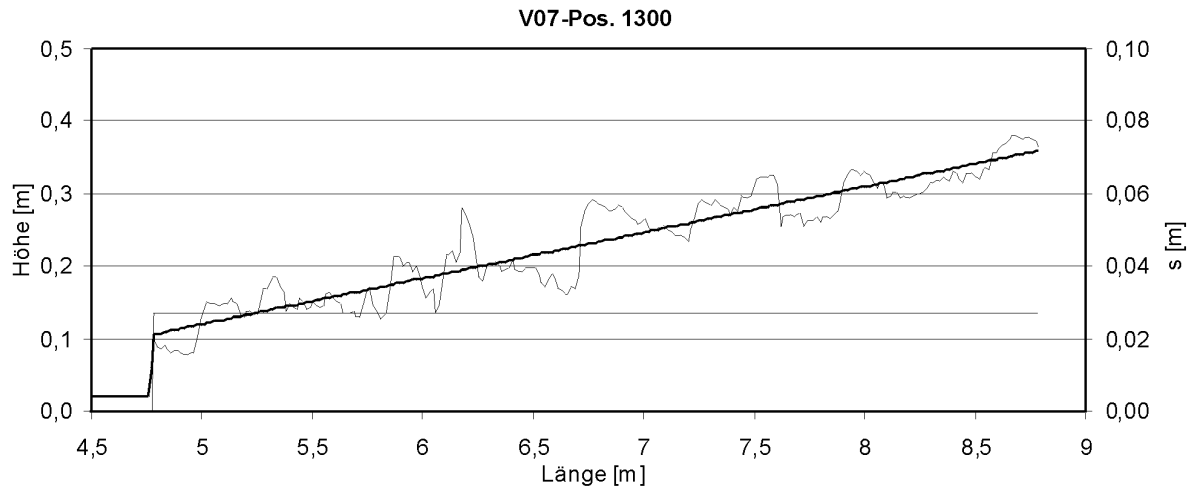


Abb. 7.13: Anwendung der T-Funktion *SMALL SLOPE* ohne Trendelimination ($I_s = 6\%$)

Die T-Funktionen *AVERAGE* und *STDDEV* ermöglichen nach BORSELLI (1999) die Auffindung lokale Zonen, in denen beispielweise die Höhe der Rauheitselemente oder die Standardabweichung der Profilstruktur konstant sind. Diese T-Funktionen sind aber nur dann wirkungsvoll, wenn die untersuchten Rauheitsprofile zuvor vom globalen Trend bereinigt werden. Diese Einschränkung und die Frage, wie sich die Angabe einer Mindestlänge für die Segmente auf die Segmentierung auswirkt, sollen in diesem Abschnitt untersucht und erläutert werden.

Zunächst werden die Ergebnisse der Anwendung der T-Funktion *AVERAGE* ohne Angabe einer Mindestlänge für die Segmente dargestellt. Dabei sollen die Unterschiede zwischen den Ergebnissen mit und ohne vorherige Trendbereinigung verglichen werden. Danach wird ein Vergleich mit der T-Funktion *STDDEV* vorgenommen. Wenn das geschehen ist, werden die Ergebnisse mit Angabe einer Mindestlänge der Segmente behandelt.

Im Unterschied zu den T-Funktionen *SLOPE* und *SMALL SLOPE* ist die T-Funktion *AVERAGE* in der Lage, Segmente mit unterschiedlicher lokaler Rauheit zu finden. In den gefundenen Segmenten herrscht außerdem eine annähernd konstante Sohlstruktur. Bei dem Versuch V03 ($I_s = 2\%$) werden bei vorheriger Trendbereinigung mehr Segmente gefunden als ohne Trendbereinigung. Die Abbildungen 7.14 und 7.15 vermitteln jedoch den Eindruck, dass mit Trendbereinigung weniger Segmente gefunden werden. Der Eindruck täuscht, da viele der Segmente sehr kurz sind (vgl. Tab. Anhang). In Abbildung 7.15 ist ein einzelnes, sehr langes Segment zu sehen, welches sich über einen Bereich mit sehr unterschiedlicher Sohlstruktur erstreckt. Derselbe Bereich wird bei Berechnung ohne Trendbereinigung (Abb. 7.14) in Segmente aufgelöst, welche die unterschiedliche Sohlstruktur besser berücksichtigen.

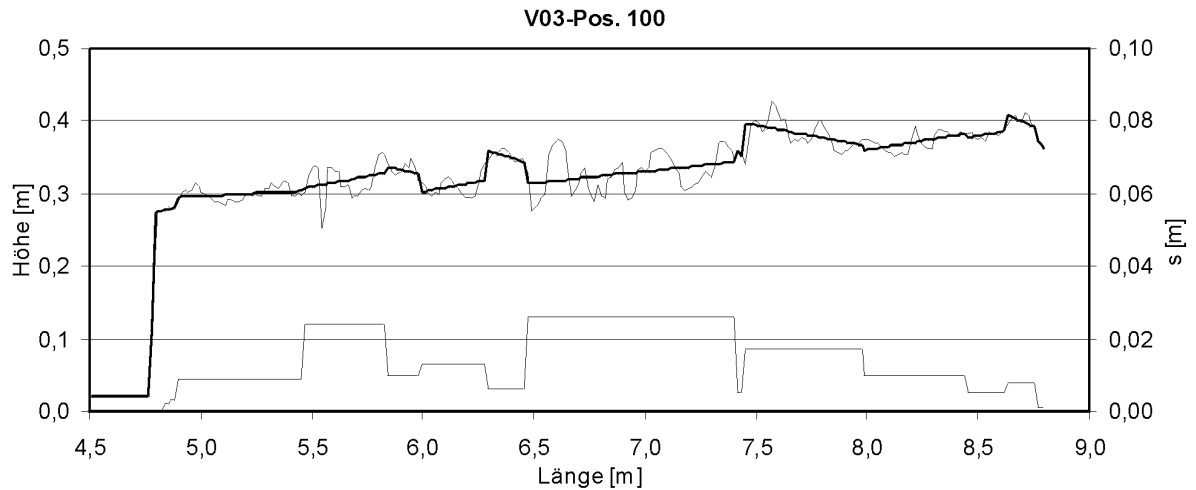


Abb. 7.14: Anwendung der T-Funktion AVERAGE ohne Trendelimination ($I_s = 2\%$)

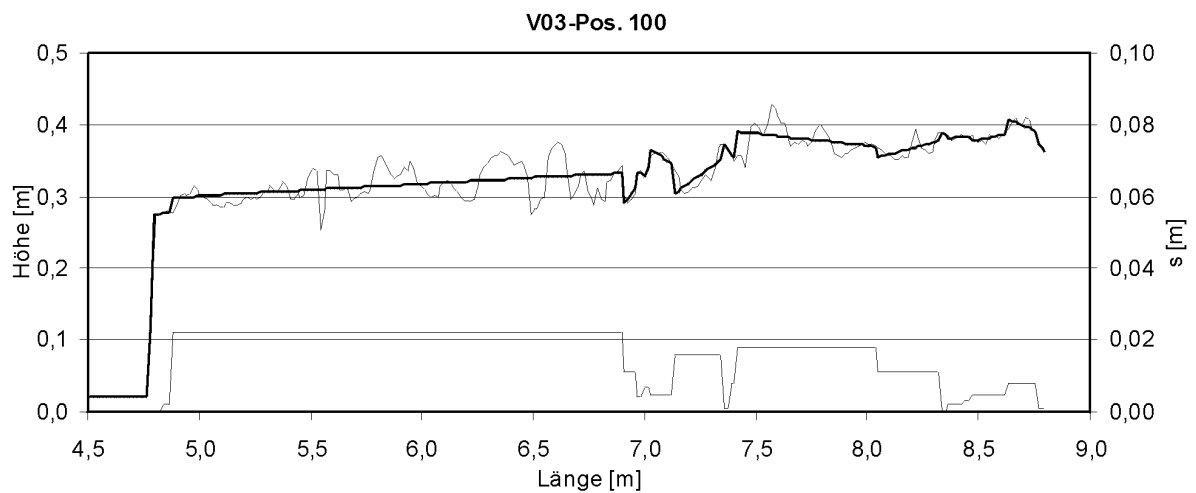


Abb. 7.15: Anwendung der T-Funktion AVERAGE mit Trendelimination ($I_s = 2\%$)

Die Segmentierung des trendbereinigten Längsprofils ($I_s = 4\%$) ergibt wesentlich weniger Segmente als die des nicht trendbereinigten Profils. Ohne vorherige Trendbereinigung kommen die lokalen Trendwechsel besser zur Geltung, so dass die Stufen-Becken-Struktur besser abgebildet wird und die Unterschiede in den Rauheiten der einzelnen Segmente deutlicher werden (Abb. 7.16). Bei einer Segmentierung des trendbereinigten Rauheitsprofils orientieren sich die Segmente stärker am globalen Trend (Abb. 7.17).

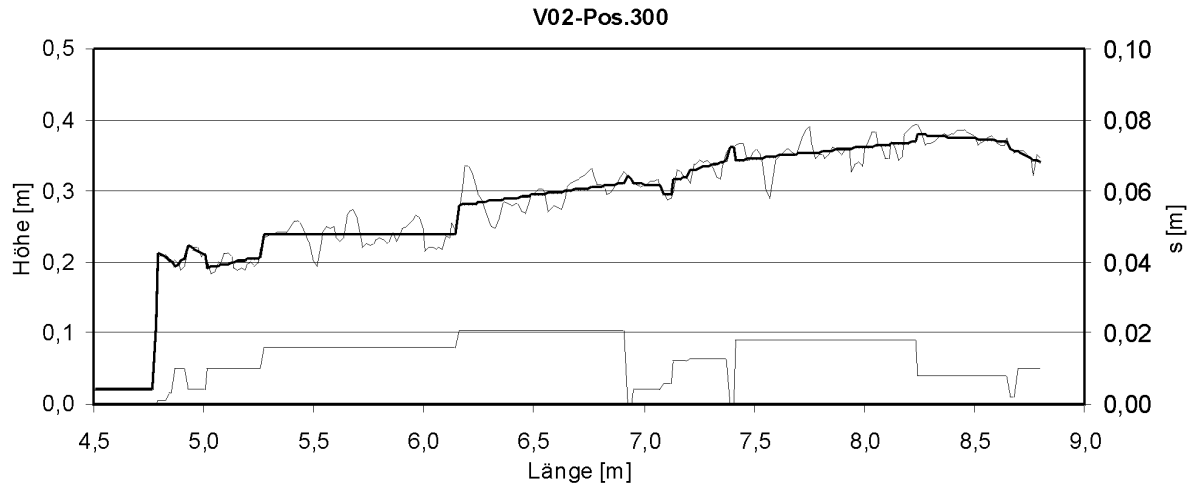


Abb. 7.16: Anwendung der T-Funktion AVERAGE ohne Trendelimination ($I_s = 4\%$)

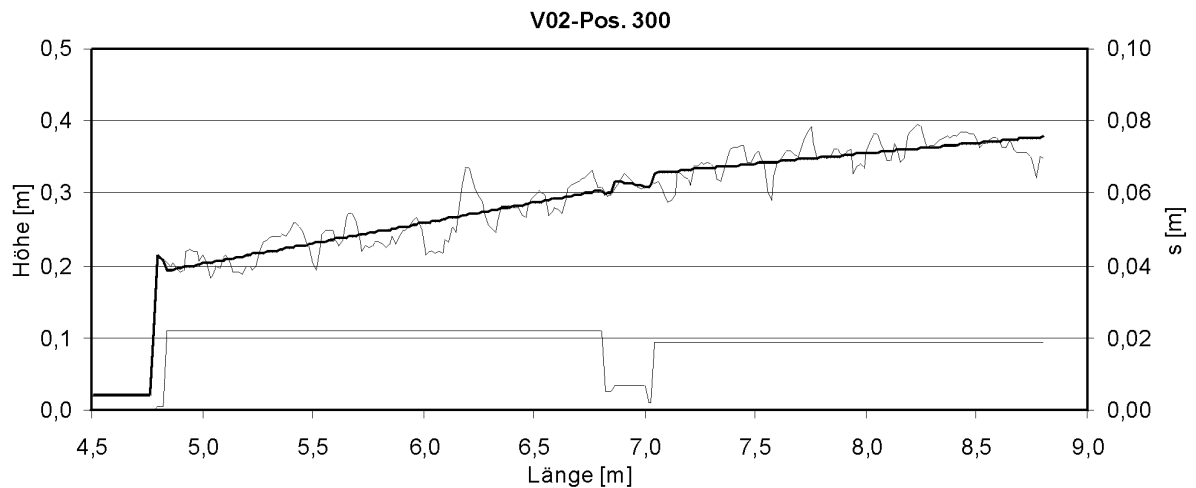


Abb. 7.17: Anwendung der T-Funktion AVERAGE mit Trendelimination ($I_s = 4\%$)

Bei großem Sohlgefälle ($I_s = 6\%$) wird die ausgeprägte Stufen-Becken-Struktur von der AVERAGE Funktion ohne vorherige Trendbereinigung nicht erkannt (Abb. 7.18). Dadurch entstehen große Abweichungen beziehungsweise Standardabweichungen und führen diese zu allgemein sehr großen Rauheiten. Eine bessere Anpassung erhält man, wenn der globale Trend vor der Segmentierung entfernt wird (Abb. 7.19). In diesem Fall erkennt die AVERAGE Funktion auch die lokalen Bereiche mit kleinem Gefälle, welche ohne die Trendbereinigung vom globalen Trend überlagert sind und so keine Berücksichtigung finden.

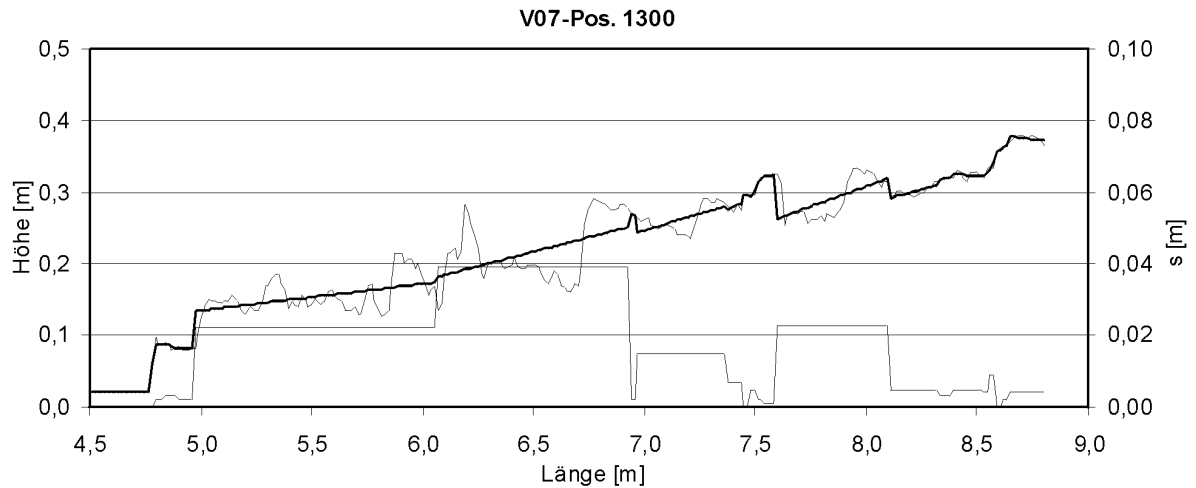


Abb. 7.18: Anwendung der T-Funktion AVERAGE ohne Trendelimination ($I_s = 6\%$)

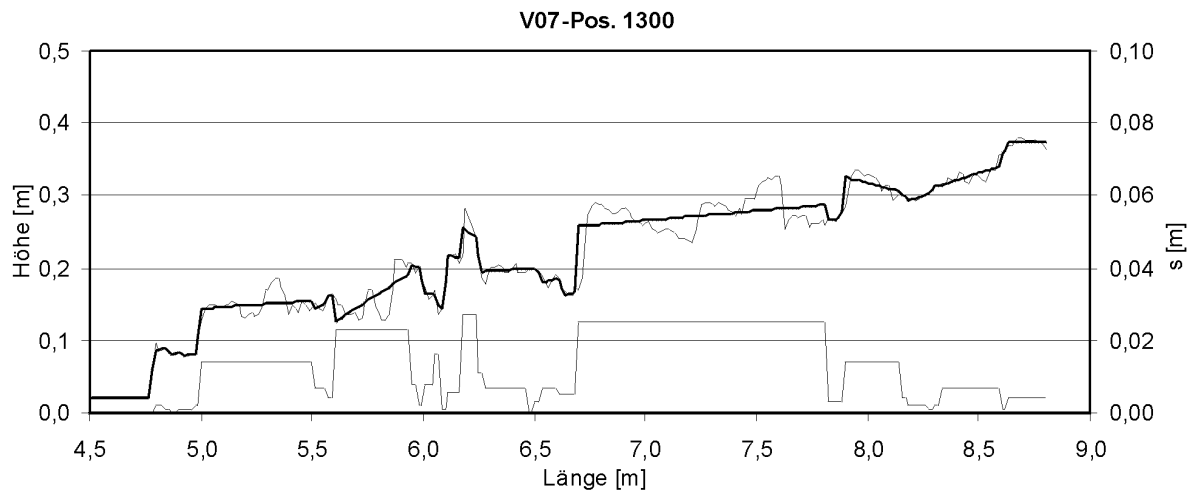


Abb. 7.19: Anwendung der T-Funktion AVERAGE mit Trendelimination ($I_s = 6\%$)

Der globale Trend gewinnt mit zunehmendem Gefälle der Gewässersohle immer mehr an Bedeutung und beeinflusst deutlich das Segmentierungsverhalten der T-Funktion AVERAGE. Die AVERAGE-Funktion eignet sich am besten für Rauheitsprofile mit geringem Sohlgefälle. In diesen Fällen werden sinnvolle Segmente ermittelt, welche die Struktur der untersuchten Rauheitsprofile gut wiedergeben. Eine Trendbereinigung führt in diesen Fällen zu keiner weiteren Verbesserung der Ergebnisse. Bei Rauheitsprofilen mit großem Sohlgefälle sind mit der T-Funktion AVERAGE nur dann gute Ergebnisse zu erzielen, wie die einzelnen Sohlbereiche mit konstanter Rauheit ein überwiegend flaches Gefälle aufweisen. Zeichnen sich die einzelnen Bereiche jedoch durch ein größeres lokales Gefälle aus, ermöglicht eine vorherige Trendbereinigung des Rauheitsprofils eine Verbesserung. Diese Aussagen gelten ebenfalls für die Versuche V04, V05 und V06 ohne Größtkornanteil im Sohlmaterial (WALLISCH, 2002).

Ein ähnliches Verhalten ist aufgrund der ähnlichen Segmentierungskriterien bei der T-Funktion STDDEV zu beobachten. Die T-Funktion AVERAGE sucht nach Bereichen, in denen die durchschnittliche Höhe der Rauheitserhebungen gleich bleibt, während die T-Funktion STDDEV nach

Bereichen sucht, in denen die Standardabweichung der Höhenmessungen gleich bleibt. Bei den Rauheitsprofilen mit geringem Sohlgefälle ($I_s = 2\%$) führen diese beiden Segmentierungskriterien zu denselben Ergebnissen, da hier die Standardabweichung unmittelbar an die Höhe der Rauheits-erhebungen gekoppelt ist. Auch bei den Rauheitsprofilen mit größerem Sohlgefälle sind die Ergebnisse der beiden T-Funktionen - bei der Anwendung ohne vorhergehende Trendbereinigung - im Wesentlichen die gleichen. Die T-Funktion STDDEV findet dabei jedoch mehr sehr kurze Segmente, die sich aber auf die Gesamtcharakteristik nicht auswirken. Bei Anwendung der T-Funktion STDDEV auf trendbereinigte Rauheitsprofile sind bei den Rauheitsprofilen mit $I_s = 6\%$ und ausgeprägter Sohlstruktur durchaus Verbesserungen zu verzeichnen (Abb. 7.20).

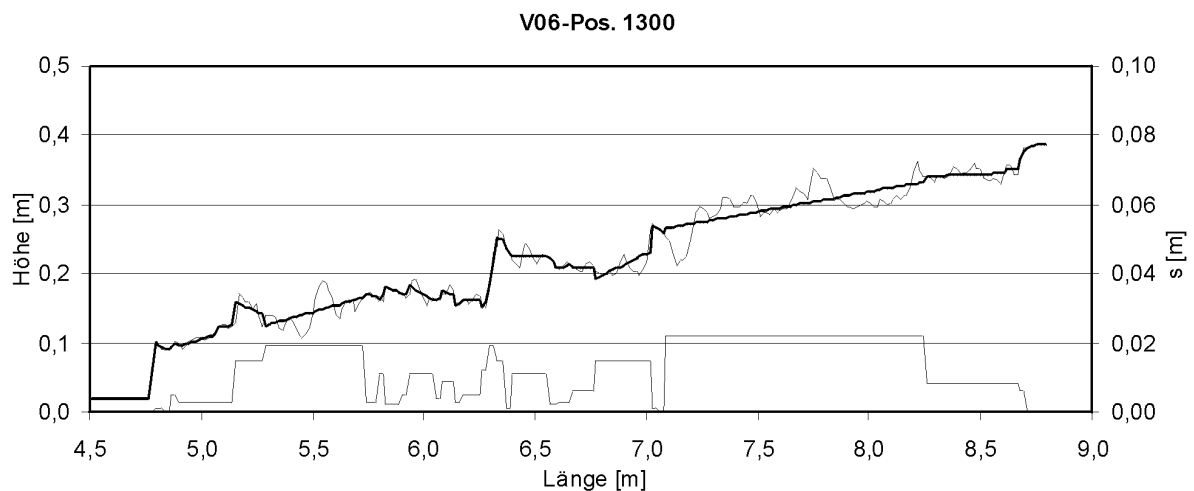


Abb. 7.20: Anwendung der T-Funktion STDDEV mit Trendelimination ($I_s = 6\%$)

7.6.2 Mindestlänge der Segmente

In den im vorangegangenen Abschnitt 7.6.1 enthaltenen Ausführungen wurde zunächst auf die Angabe einer Mindestlänge bei der Bestimmung der Segmente verzichtet. Da aber die gefundenen Segmente teilweise sehr kurz sind, wurde weiterhin untersucht, wie sich die gefundenen Ergebnisse durch die Angabe einer Mindestlänge für die Segmente verändern. Dazu sind die Mindestlängen der Segmente der einzelnen Versuche variiert worden. Segmente, die kürzer sind als die Mindestlänge, wurden an das vorhergehende Segment angehängt und für das neu entstandene zusammengesetzte Segment wurden alle Parameter neu berechnet. Die zu kurzen Segmente beeinflussen die Ergebnisse dahingehend, dass zum Beispiel eine einzelne Rauheitserhebung durch kurze Segmente beschrieben wird und somit ein Bereich geringer Rauheit berechnet wird, obwohl eine große Rauheit vorliegt. Ziel war es weiterhin herauszufinden, wie groß die Mindestlänge höchstens gewählt werden darf, ohne dabei Informationen zur Sohlbeschaffenheit zu verlieren.

Für jede Berechnung ist die Anzahl der ermittelten Segmente und die durchschnittliche Anpassung der Segmente an das Profil bestimmt worden. Dabei war zu beobachten, dass mit zunehmender Mindestlänge die Anzahl der gefundenen Segmente zunächst sehr schnell abnimmt, da zuerst die

vielen sehr kurzen Segmente entfernt werden. Bei weiterer Steigerung der Mindestlänge nimmt die Anzahl der Segmente dann nur noch geringfügig ab. Überschreitet die Mindestlänge einen Grenzwert, werden auch längere Segmente entfernt, wodurch die Ergebnisse der Segmentierung negativ beeinflusst werden. Dies ist besonders bei den stärker strukturierten Profilen der Fall.

Der Beginn des Bereiches, in dem sich die Anzahl der ermittelten Segmente nur noch langsam ändert, hängt von mehreren Faktoren ab. Bei den Rauheitsprofilen mit geringem Gefälle ($I_s = 2\%$) wird dieser Bereich schon bei kleinen Mindestlängen erreicht, da insgesamt mehr lange Segmente ermittelt werden. Hingegen stellt sich bei den stärker geneigten Rauheitsprofilen mit Stufen-Becken-Sequenzen erst bei größeren Mindestlängen ein konstanter Werte für die Anzahl der Segmente ein. In diesem Fall ist die Segmentanzahl jedoch so stark reduziert, dass das Rauheitsprofil nur noch ungenügend durch die Segmente beschrieben wird. Die Anzahl der Segmente scheint daher kein geeignetes Maß zur Bestimmung der Mindestlänge zu sein.

Durch systematisches Vergleichen der Ergebnisse mit verschiedenen Mindestlängen konnte festgestellt werden, dass bei den Rauheitsprofilen mit grobem Sohlmaterial eine größere Mindestlänge benutzt werden sollte als bei Profilen mit feinem Material, ohne dabei Informationen zur Sohlgeometrie zu verlieren. Deshalb wurde versucht, die Mindestlänge mit dem charakteristischen Korndurchmesser d_{84} in Verbindung zu bringen. In Tabelle 7.2 sind die gefundenen Mindestlängen und der Bezug zum charakteristischen Korndurchmesser dargestellt.

<i>Versuch</i>	<i>Gefälle</i> I_s [-]	<i>char. Korndurchmesser</i> d_{84} [m]	<i>Mindestpunktzahl</i> n [-]	<i>Mindestlänge</i> l_{min} [m]	<i>Verhältnis</i> l_{min}/d_{84} [-]
V02	0,04	0,0992	10	0,144	1,45
V03	0,02	0,0746	8	0,112	1,50
V04	0,02	0,0585	6	0,096	1,64
V05	0,04	0,0629	6	0,096	1,53
V06	0,06	0,0702	6	0,096	1,36
V07	0,06	0,0937	8	0,112	1,19

Tab. 7.2: Mindestsegmentlängen der Versuchsreihen

Es ergeben sich für die Mindestlänge der Segmente Werte in der Größenordnung von $1,5 \cdot d_{84}$. Die in Tabelle 7.2 dargestellten Werte sind als obere Grenze bei der Angabe einer Mindestlänge zu verstehen.

Bei Verwendung der Vorgaben für Mindestsegmentlängen ergaben sich Verbesserungen der Segmentierungsergebnisse hinsichtlich der Rauheitsbeschreibung für hydraulische Berechnungen. Auch hier wurden wieder in Abhängigkeit vom Gefälle der Rauheitslängsprofile die T-Funktionen AVERAGE und STDDEV ohne und mit Trendentfernung angewendet.

Die AVERAGE-Funktion erfährt durch die vorherige Trendelimination keine Verbesserung. Hinsichtlich der Rauheitsprofile mit geringer Sohlneigung ($I_s = 2 \%$) sind gute Ergebnisse zu erzielen. Jedoch kommt es bei der Segmentierung steiler Rauheitsprofile zu Vermischungen unterschiedlicher Rauheitsbereiche und zum Nicht-Erkennen von Stufen-Becken-Sequenzen. Bessere Ergebnisse lassen sich hier mit der T-Funktion STDDEV erzeugen. Rauheitsprofile mit geringer Neigung können unter Verwendung der T-Funktion STDDEV ohne vorherige Trendentfernung sehr gut segmentiert werden. Die abschnittswise Standardabweichungen repräsentieren sehr gut die Rauheitsstruktur (Abb. 7.21). Eine Trendelimination von Rauheitsprofilen mit geringem Gefälle führt zu einer unpräziseren Wiedergabe. Die Beschreibung der Rauheitsstruktur steiler Rauheitsprofile kann durch Trendentfernung und Segmentierung mit der STDDEV-Funktion erheblich verbessert werden (Abb. 7.22). Weitere Erläuterungen sind in der Arbeit von WALLISCH (2002) dargestellt.

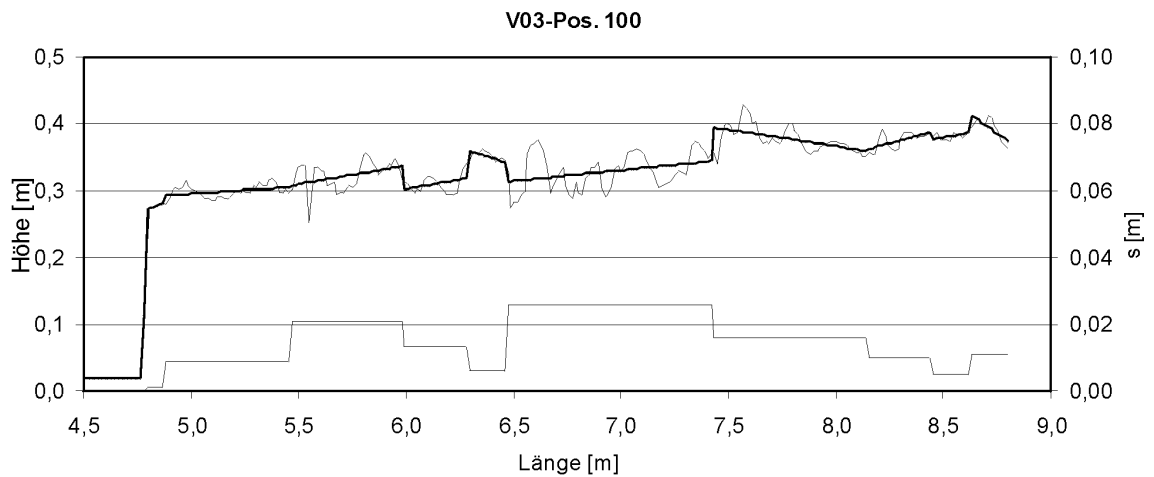


Abb. 7.21: Anwendung der T-Funktion STDDEV mit Mindestsegmentlänge, ohne Trendelimination ($I_s = 2\%$)

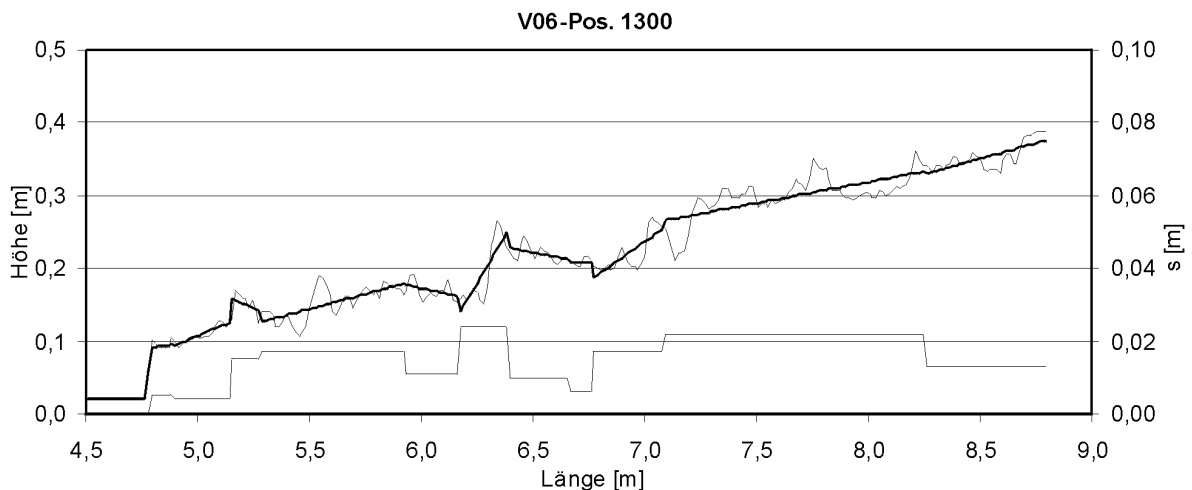


Abb. 7.22: Anwendung der T-Funktion STDDEV mit Mindestsegmentlänge, mit Trendelimination ($I_s = 6\%$)

7.7 Zusammenfassung der Anwendung statistischer Methoden zur Oberflächenbeschreibung

Auf das übliche Verfahren, die Rauheit durch einen charakteristischen Durchmesser der Sieblinie darzustellen, wurde nur kurz eingegangen, da die Unzulänglichkeiten dieses Verfahrens bei steilen Gerinnen mit Kiessohle bereits in anderen Arbeiten beschrieben worden sind. Insbesondere bei einer höheren örtlichen Diskretisierung wirkt sich diese vereinfachte Betrachtungsweise negativ aus. Die Standardabweichung bietet im Gegensatz zu dem charakteristischen Korndurchmesser zusätzlich die Möglichkeit die Rauheitsstruktur zu erfassen.

Im Zusammenhang mit dem K_3 -Verfahren wurde gezeigt, dass hier einerseits die Rauheitsbeschreibung nicht eindeutig ist, da durch die Differenzbetrachtung der Minimal- und Maximalwerte dreier aufeinander folgender Messpunkte in einem Rauheitsprofil tatsächliche Rauheiten und durch Gefälle verursachte Höhendifferenzen nicht unterschieden werden. Weiterhin ist die Größe des Sample-Intervalls nicht definiert und erfordert einen nicht unerheblichen Aufwand bei der Ermittlung. Die Implementierung in das Widerstandsgesetz ist mit weiteren empirischen Parametern verbunden, so dass mit diesem Verfahren kein wirklicher Vorteil gegeben ist.

Die Charakterisierung der Rauheitsprofile durch die Übertragung stochastischer Prozesse führt zu nicht einheitlichen Ergebnissen. Bei der Prüfung der Daten auf Normalverteilung gibt es eine Gruppe von Rauheitsprofilen, welche die Kriterien sehr gut erfüllen, und andererseits eine große Gruppe, bei der scheinbar keine Normalverteilung vorliegt. Daher ist aus diesem Teil der Untersuchung kein Parameter abzuleiten. Die Anwendung autoregressiver Modelle erster und zweiter Ordnung stößt schon bei der Modellidentifikation auf erhebliche Probleme. Bei der diesbezüglich durchgeführten Auswertung der partiellen Autokorrelationsfunktionen war auffällig, dass bei einigen der Rauheitsprofile eine eindeutige Prozessidentifikation möglich war, bei anderen nicht. Ob dies durch eine Anwendung von Prozessen höherer Ordnung verbesserbar ist, konnte nicht belegt werden.

Die Beschreibung der Sohlstruktur durch die Semivariogramme und die fraktale Dimension erschien sehr vielversprechend aufgrund der umfangreichen Darstellungen in der Literatur. Jedoch zeigten ANDERLE ET ABRAHAMS (1989) in ihren Untersuchungen, dass die wesentliche Voraussetzung der Selbstähnlichkeit, das heißt Unabhängigkeit von der Größenskala, nicht gegeben ist. Weiterhin bestehen Unstimmigkeiten in den hohen Werte der fraktalen Dimensionen in verschiedenen Untersuchungen (vgl. Abschn. 7.5). Auch die Semivariogramme aus den Versuchsreihen zeigten nicht in der erforderlichen Eindeutigkeit die beiden Bereiche zur Unterscheidung von Korn- und Formrauheit. Weiterhin sind die Schwankungen um den Stagnationswert teilweise beträchtlich.

Es konnte gezeigt werden, dass die Anwendung des Segmentierungsverfahrens mit den T-Funktionen SLOPE und SMALL SLOPE auf die untersuchten Sohlen nicht zu den gewünschten Ergebnissen führt. Zwar kann mit der T-Funktion SLOPE für geringe Sohlneigungen eine sehr

genaue Sohloberflächenbeschreibung durchgeführt werden, jedoch wird dabei nicht nach Bereichen unterschiedlicher Rauheit unterschieden. Für steile Rauheitsprofile wird oftmals nur ein einziges Segment gefunden. Die T-Funktionen AVERAGE und STDDEV schienen dagegen geeigneter zu sein und wurden genauer untersucht. Es stellte sich heraus, dass die AVERAGE-Funktion bei Rauheitsprofilen ohne ausgeprägte Neigungstrends gute Ergebnisse liefert. Ist in einem untersuchten Rauheitsprofil ein ausgeprägter globaler Trend zu finden, ermittelt die T-Funktion AVERAGE so lange gute Werte, wie die lokalen Trends minimal sind. Werden in einzelnen Bereichen die lokalen Gefälle größer, so zergliedert die T-Funktion AVERAGE diese in mehrere Abschnitte. Hier kann durch eine vorherige Trendbereinigung eine Verbesserung der Ergebnisse erzielt werden. Für die T-Funktion STDDEV gilt sinngemäß dasselbe. Sie ist jedoch in der Lage, gerade bei den Versuchen mit großem globalem Gefälle und ausgeprägter Sohlstruktur die Charakteristik der Sohle besser zu beschreiben.

Zur Vermeidung der kurzen Segmente, die keine ausgeprägten Bereiche darstellen, wurde die Vorgabe einer Mindestsegmentlänge untersucht. Dabei wurde gezeigt, dass diese nicht beliebig groß gewählt werden darf, da sonst Informationen zur Sohlgeometrie verloren gehen. Um eine Größenordnung für die Mindestsegmentlänge angeben zu können, ist sie in Beziehung mit dem charakteristischen Korndurchmesser gebracht worden. Es zeigte sich, dass mit $1,5 \cdot d_{84}$ eine gute Approximation möglich ist.

Bei Vorgabe einer Mindestsegmentlänge stellte sich heraus, dass ohne vorherige Trendentfernung die beiden T-Funktionen AVERAGE und STDDEV zu ähnlichen Resultaten führen. Für steiler geneigte Sohlprofile ($I_S = 6 \%$) konnte jedoch gezeigt werden, dass die T-Funktion STDDEV mit Trendentfernung zu eindeutig besseren Ergebnissen führt. Die Segmentierung zur Auffindung von Rauheiten sollte also in Abhängigkeit von der Sohlneigung mit der T-Funktion STDDEV ohne bzw. mit Trendentfernung durchgeführt werden.

8 Datenanalyse hinsichtlich eindimensionaler Strömungsberechnungen

In den vergangenen Jahrzehnten sind zahlreiche Untersuchungen zur Erfassung des Fließwiderstandes durchgeführt worden. Diese lassen sich in Labor- und Felduntersuchungen unterteilen. Bei den Laboruntersuchungen sind vorwiegend streng eindimensionale Randbedingungen gewählt worden, das heißt vergleichsweise schmale Versuchsgerinne, die keine zweidimensionalen Sohl- und Strömungsstrukturen zuließen. In den Naturuntersuchungen liegen aber in der Regel zweidimensionale Strömungsverhältnisse vor. Daher wurde in der hier vorliegenden Untersuchung diese Zweidimensionalität in der Versuchsanordnung berücksichtigt, um einen stärkeren Bezug zu den tatsächlichen Naturbedingungen herzustellen. Ein wesentlicher Unterschied ist daher, dass bei der Beschreibung zweidimensionaler Abflusssituationen mit eindimensionalen Widerstandsgesetzen die typische Querschnittsgeometrie und Sohlstruktur von Kiesbettbächen in den Widerstandsbeziehungen einfließen. Widerstandsgesetze, die aus streng eindimensionalen Randbedingungen abgeleitet wurden, können daher bei der Anwendung auf Naturbedingungen möglicherweise abweichende Resultate ergeben. Aus diesem Grund sei hier nochmals auf die Darstellung der Randbedingungen der einzelnen Widerstandsbeziehungen in Abschnitt 4 verwiesen.

Nach einer Darstellung der Bestimmung der Rauheitshöhe und der Untersuchung des Einflusses des zugrunde liegenden Gefälles bei der Berechnung der Sohlschubgeschwindigkeit sowie der Geschwindigkeitsintegration über den Querschnitt werden für ausgewählte Widerstandsbeziehungen die berechneten Ergebnisse mit den Messwerten verglichen und weiterführende Überlegungen zur Widerstandsberechnung dargestellt. Für den vorliegenden Datensatz wird eine logarithmisch Widerstandsbeziehung abgeleitet. Anschließend werden die Parameter κ und C der logarithmischen Widerstandsbeziehung (Gl. 4.10) diskutiert.

8.1 Grundlagen zur Berechnung des Fließwiderstandes in steilen Gerinnen mit hoher relativer Rauheit

8.1.1 Bestimmung der Rauheit

In den Widerstandsbeziehungen werden der charakteristische Korndurchmesser d_c , die äquivalente Kornrauheit k_s , oder aber die absolute Rauheitshöhe K als Rauheitsparameter verwendet.

Der charakteristische Korndurchmesser d_c kann der Sieblinie bzw. den tabellarischen Zusammenstellungen (Tab. 6.2) entnommen werden. Wie in Abschnitt 4 dargestellt, werden von den Autoren unterschiedliche Korndurchmesser in den Widerstandsbeziehungen verwendet, wobei d_{84} der am häufigsten verwendete ist. Die ebenfalls verwendete äquivalente Kornrauheit k_s ist eine berechnete Hilfsgröße, die entweder aus einem charakteristischen Korndurchmesser oder aber aus der absolu-

ten Rauheitshöhe K abgeleitet wird. In der vorliegenden Untersuchung wurde die Kornrauheit k_s mit dem Ansatz von HEY (Tab. 4.2) beschrieben.

Für die Berechnung der Rauheitshöhe K wurde das mittlere Sohlgefälle mittels linearer Regression bestimmt und eine Trendentfernung der Längsprofile durchgeführt. Die Rauheitshöhe K ergibt sich dann aus der Höhendifferenz der maximalen und minimalen Sohlerhebung (Abb. 8.1).

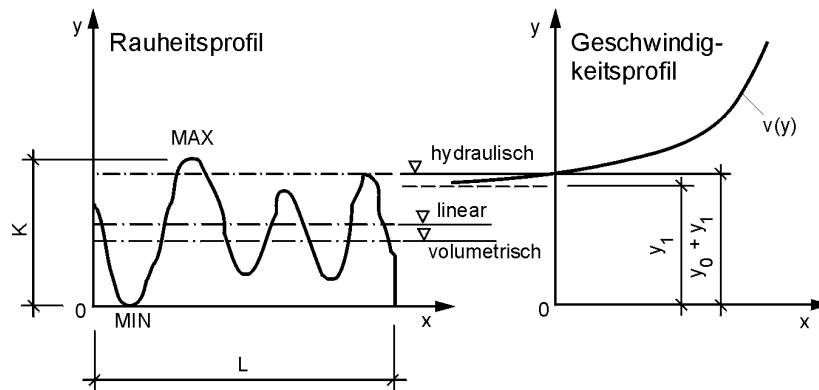


Abb. 8.1: Hydraulisch und geometrisch definierte Bezugshöhen bei extremer Rauheit

8.1.2 Lage des Ursprungs des Geschwindigkeitsprofils

Wie bereits in Abschnitt 4.1.2 angesprochen, besteht keine Einigkeit über die Lage des Ursprungs der logarithmischen Geschwindigkeitskurve. NAKAGAWA ET AL. (1988) und DITTRICH ET AL. (1996) sind der Auffassung, dass der Ursprung der logarithmischen Geschwindigkeitskurve nicht an der Oberkante der Rauheitselemente ($h/k = 1$), sondern deutlich darunter liegt. Allerdings spezifizieren sie die Lage nicht genauer. STEPHANSON (1979) und RICE ET AL. (1998) hingegen definieren die Oberkante bzw. einen darüber liegenden Punkt als Bezugshöhe. Jedoch beziehen sich ihre Untersuchungen auf raue Rampen.

$$y_1 = K + \frac{800}{Re} \quad (8.1)$$

Wird für vollkommen raues Widerstandsverhalten das turbulente Geschwindigkeitsprofil nach Gleichung (4.10) zugrunde gelegt, kann nach SCHRÖDER (1990) als „hydraulische“ Bezugshöhe der Wandabstand $y = y_0$ angesetzt werden, der die Geschwindigkeit $u(y_0) = 0$ ergibt.

$$y_0 = \frac{K}{30} \quad (8.2)$$

Das Bezugsniveau wird dabei als diejenige Ebene aufgefasst, in der die Wandschubspannung τ wirkt oder rechnerisch anzusetzen ist. Bei extremen Rauheiten jedoch, insbesondere bei solchen mit geringer Rauheitsdichte, ist dieser Ansatz nicht zutreffend. Nach JACKSON (1981) sollte für extreme Rauheiten der y_0 -Wert auf

$$y_0 = \frac{K}{7} \quad (8.3)$$

vergrößert werden. Somit kann für die Nullpunktverschiebung y_1 bei extremen Rauheiten mit

$$y_1 = \frac{2}{3} K \quad (8.4)$$

eine gute Abschätzung vorgenommen werden und diese wurde auf den vorliegenden Datensatz angewendet.

8.1.3 Berechnung des Fließwiderstandes

In der Regel beziehen sich die Autoren der Widerstandsbeziehungen auf das mittlere Sohlgefälle, da davon ausgegangen wird, dass das mittlere Energieliniengefälle und das mittlere Sohlgefälle annähernd parallel sind. In einem ersten Ansatz wurden die Längsprofile, entlang denen die Geschwindigkeitsmessungen erfolgten, als Stromröhren betrachtet. Der Begriff des Fließwiderstandes u/u_* wird hier synonym mit dem Widerstandskoeffizienten c_f verwendet (vgl. Abschn. 3.1.3). Der Vergleich gemessener und berechneter Fließwiderstände u/u_* und die Darstellung des Fließwiderstandes als Funktion der relativen Überdeckung h/d_{84} (Abb. 8.2) bezieht sich folglich auf die an diskreten Punkten gemessenen mittleren Geschwindigkeiten eines Längsprofils. Die Bezugsgröße u_* wurde ermittelt aus

$$u_* = \sqrt{g h I_S} . \quad (8.5)$$

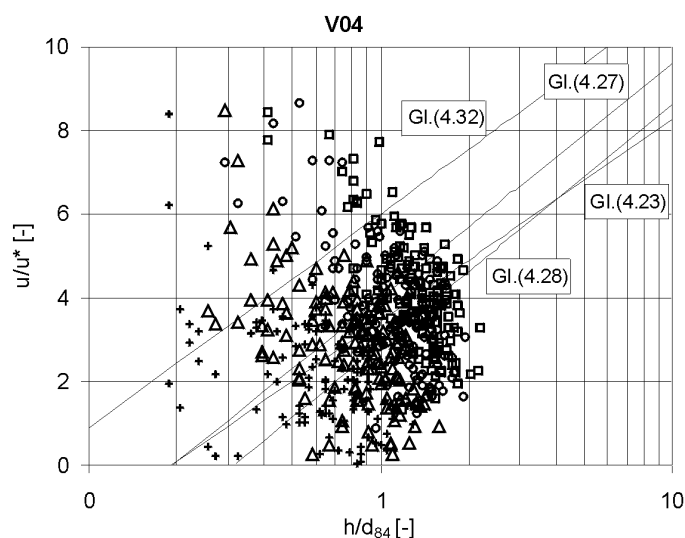


Abb. 8.2: Fließwiderstand u/u_* als Funktion der relativen Überdeckung h/d_{84} ($I_S = 2\%$)

Die sehr unbefriedigenden Ergebnisse zeigen, dass die Strömungen in der Modelluntersuchung keineswegs durch eindimensionale Stromröhren dargestellt werden können. Ebenfalls unbefriedi-

gende Ergebnisse erhält man, wenn der gesamte Fließquerschnitt als eine Stromröhre betrachtet wird und die mittlere Fließgeschwindigkeit des Querschnittes durch

$$u_m = \frac{Q}{A} \quad (8.6)$$

beschrieben wird.

Wie auch bei stark gegliederten Fließquerschnitten erscheint es deshalb sinnvoller, bei der Berechnung der mittleren Geschwindigkeit im Fließquerschnitt die Geschwindigkeits-Integrations-Methode zu verwenden. Dabei wird das Querprofil in n Stromröhren aufgeteilt. Für jede einzelne Stromröhre n_i wird der durchflossene Querschnitt A_{si} berechnet. Mit dieser Fläche A_{si} und der tiefengemittelten Geschwindigkeit u_{si} je Stromröhre wird für diese die Durchflussmenge Q_{si} berechnet. Aus der Summe der Einzelflächen und der Summe der Volumenströme wird die tiefengemittelte Geschwindigkeit u_m je Querprofil berechnet.

$$u_m = \frac{\sum Q_{si}}{\sum A_{si}} \quad (8.7)$$

Ein Vergleich der tatsächlichen Abflussmenge im Querschnitt mit der Summe der Volumenströme der einzelnen Stromröhren zeigte, dass die Stromröhrenanzahl aus dem Messraster nicht ausreichend war, um die Fließverhältnisse ausreichend genau abzubilden. Daher wurden Zwischenwerte - unter der Beachtung der Querprofilform links und rechts neben dem betreffenden Messwert und der benachbarten Querprofile - interpoliert. Zusätzlich wurden die Summen der Abflussmengen benachbarter Stromröhren mit denen vorhergehender und nachfolgender Querprofile verglichen. Als Toleranzgrenze für die Abweichung der Summe der Einzelvolumenströme Q_{si} von der Eingangsgröße Q wurde eine 5%-Abweichung festgelegt. Die erhaltenen Ergebnisse lagen weitestgehend im Gültigkeitsbereich. Aufgrund der zu geringen Messwertdichte bzw. lokal zu großer Wasserspiegel und Geschwindigkeitsänderungen bei den Versuchsreihen mit einem Abfluss von 10 l/s und - im Falle von Sohlgefällen $I_s \geq 6\%$ - auch bei den Versuchsreihen mit 20 l/s konnte die Toleranzgrenze nicht eingehalten werden. Diese Versuche wurden daher von der weiteren Betrachtung ausgeschlossen.

Eine weitere Unzulänglichkeit dieser Betrachtungsweise liegt in der Verwendung des Sohlgefälles in der Berechnung der Sohlschubspannungsgeschwindigkeit u_* . Diese wird in der Mehrzahl der Untersuchungen als Bezugsgröße verwendet. Die lokalen Beschleunigungs- oder Verzögerungsbereiche einer Stufen-Becken-Sequenz können jedoch weder durch das mittlere Sohlgefälle noch durch das mittlere Energieliniengefälle abgebildet werden. Daher ist es notwendig, für die Berechnung der Sohlschubgeschwindigkeit das lokale Energieliniengefälle einzusetzen. Die Energiehöhen werden unter Berücksichtigung des Geschwindigkeitsbeiwertes α

$$\alpha = \frac{\sum (A_{si} u_{si}^3)}{\sum A_{si} u_m^3} \quad (8.8)$$

berechnet. Die Energiehöhe zur Bestimmung des Energieliniengefälles ergibt sich aus:

$$h_e = z + h + \alpha \frac{u_m}{2g}. \quad (8.9)$$

Die nach diesem modifizierten Ansatz unter Verwendung der lokalen Energieliniengefälle berechneten Fließwiderstände stimmen deutlich besser mit den gemessenen Fließwiderständen überein.

8.2 Vergleich verschiedener Widerstandsfunktionen

Ausgehend von den in Abschnitt 8.1 vorgestellten Grundlagen werden nachfolgend die in Abschnitt 4 genannten Widerstandsbeziehungen untersucht und hinsichtlich ihrer Anwendbarkeit auf die vorliegende Problematik bewertet.

8.2.1 Logarithmische Widerstandsbeziehungen

Die Streuung der Funktionswerte bei Verwendung der lokalen Energieliniengefälle ist deutlich geringer als bei Verwendung gemittelter Gefälle. Die vergleichende Darstellung von gemessenen und berechneten Fließwiderständen erlaubt eine genauere Beurteilung der Ergebnisse der einzelnen Widerstandsfunktionen. Dabei können vier Klassen von Ergebnissen unterschieden werden. Der Übersichtlichkeit halber ist je Klasse nur eine typische Widerstandsfunktion abgebildet (Abb. 8.3).

In der ersten Klasse können Widerstandsfunktionen zusammengefasst werden, die geringe Werte für die Integrationskonstante verwenden. FERRO ET GIORDANO (Gl. (4.29)) empfehlen eine Integrationskonstante von $C = 1,41$. Der Fließwiderstand wird bei Anwendung von Gleichungen dieser Art deutlich unterschätzt. Bei der Anwendung von Widerstandsbeziehungen mit hohen Werten für die Integrationskonstante ($C > 6$), wie von RICE ET AL. (Gl. (4.29)) und KIRONOTO ET GRAF (Gl. (4.24a)) veröffentlicht, lässt sich eine signifikante Überschätzung des Fließwiderstandes feststellen. Sie bilden die Klasse 2.

Die Verwendung geringerer charakteristischer Korndurchmesser (d_{50} bzw. d_{65}) erzeugt eine signifikant größere Streuung der Ergebniswerte um die Winkelhalbierende als in den übrigen Klassen. Zur Klasse 3 gehören die Gleichungen von BAYAZIT (Gl. (4.25)), GRIFFITHS (Gl. (4.26)) und BRAY (Gl. (4.30a), Gl. (4.30b)).

Die vierte Klasse der Widerstandsbeziehungen umfasst jene Gleichungen, die zu moderaten Über- oder Unterschätzungen des Fließwiderstandes führen. Sie ermöglichen, verglichen mit den anderen Klassen, eine relativ gute Abschätzung des Fließwiderstandes für den vorliegenden Datensatz. In dieser Klasse werden *von-Kármán*-Konstanten κ im Bereich von 0,38 bzw. 0,48 und Integrations-

konstanten $2,88 < C < 4,0$ sowie ein charakteristischer Korndurchmesser d_{84} bzw. d_{90} verwendet. In dieser Klasse finden sich die Gleichungen von LEOPOLD ET AL. (Gl. (4.21)), KIRONOTO ET GRAF (Gl. (4.24b)), HAGER (Gl. (4.28)), BRAY (Gl. (4.30c)) und LIMERINOS (Gl. (4.22)).

Allen vorgenannten Klassen gemeinsam ist eine signifikante Unterschätzung bei hohen gemessenen Fließwiderständen. Diese Problematik wird in Abschnitt 8.3 näher behandelt.

Die modifizierten logarithmischen Ansätze von AGUIERRE-PE ET FUENTES (Gl. (4.44)) und THOMPSON ET CAMPBELL (Gl. (4.35)) liefern beide physikalisch nicht sinnvolle Ergebnisse im negativen Bereich. Gleichfalls negative Werte erhält man bei Verwendung von Gl. (4.25) für den Fall, dass man die äquivalente Kornrauheit entsprechend BAYAZITs (1975) Angaben mit dem fünffachen absoluten Rauheitsmaß ermittelt.

Der Ansatz nach KEULEGAN (Gl. (4.20)) liefert je nach verwendeter Berechnung der äquivalenten Kornrauheit starke Überschätzungen des Fließwiderstandes. Bei Verwendung der Empfehlungen von HEY (1979) $3,5 \cdot d_{84}$ kommt es zu einer Unterschätzung.

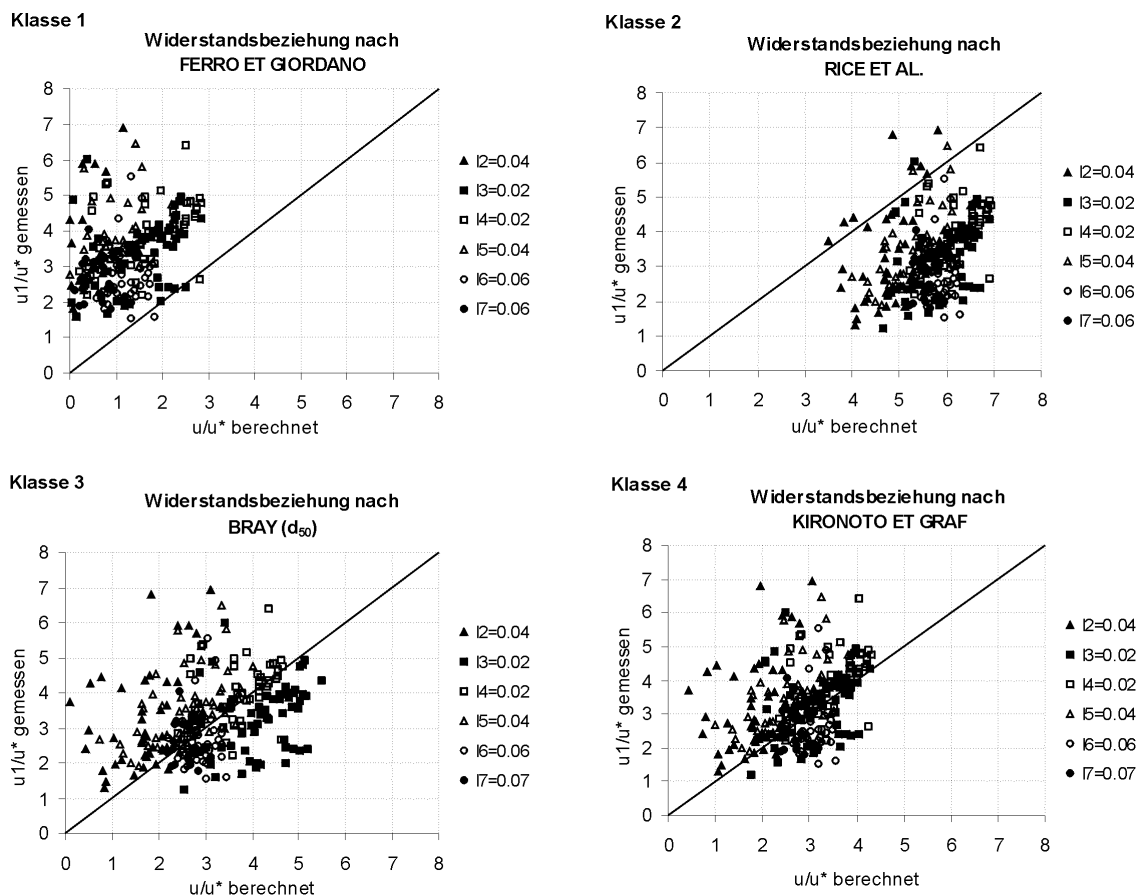


Abb. 8.3: Klassifikation der Widerstandsfunktionen

Aufgrund der vorgenannten Erläuterungen ist ersichtlich, dass sich für die Beschreibung der Oberflächenrauheit mittels eines charakteristischen Korndurchmessers der Durchmesser d_{84} am besten eignet und auch in bestehenden Widerstandsbeziehungen am häufigsten verwendet wird. Weiterhin ist die *von-Kármán*-Konstante κ eine dimensionslose Konstante und ein Ausdruck der Turbulenz.

Sie wurde aus Versuchen abgeleitet und als universelle Konstante mit $\kappa=0,4$ gefunden. Ihre Änderung für steile Gerinne mit hoher Rauheit und geringer Überdeckung führt zu keiner Verbesserung des Ergebnisses. Die Integrationskonstante $C(Re_*)$ gibt eine empirisch ermittelte Funktion an, die von der mit k_s bzw. d_{84} gebildeten Korn-*Reynolds*-Zahl

$$Re_* = \frac{u_* k_s}{\nu} \quad (8.10)$$

und somit von der Rauheit abhängt. Eine logarithmische Widerstandsbeziehung, die den Fließwiderstand des vorliegenden Datensatzes besser beschreibt, wurde daher entsprechend den oben genannten Restriktionen für die *von-Kármán*-Konstante und den charakteristischen Korndurchmesser formuliert.

$$\frac{\bar{u}}{u_*} = \frac{1}{0,4} \ln\left(\frac{h}{d_{84}}\right) + C \quad (8.11)$$

Die Integrationskonstante $C=3,5$ wurde im Hinblick auf die moderaten Über- und Unterschätzungen der Ergebnisse der Klasse 4 ermittelt (KANZOW ET HACK, 2002). Es ergeben sich rechnerisch, aufgrund der Konzentration entlang der Winkelhalbierenden, etwas günstigere Werte als bei Verwendung des Wertes $C = 3,25$ nach Angaben von KIRONOTO ET GRAF (Gl. (4.24b)).

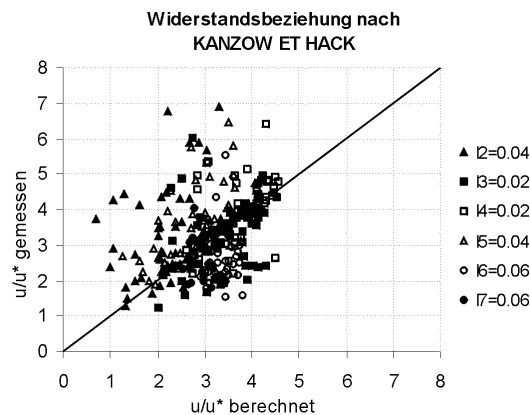


Abb. 8.4: Vergleich gemessener und berechneter Fließwiderstandswerte u/u^* nach Gl.(8.11)

Aus Abbildung 8.4 ist erkennbar, dass Gleichung (8.11) für die Mehrzahl der Messwerte den Fließwiderstand recht gut beschreibt. Die Auftragung der gemessenen und berechneten Fließwiderstände ergibt eine konzentrierte Anordnung entlang der Winkelhalbierenden. Dennoch gibt es, wie auch bei den bekannten Widerstandsbeziehungen der Klassen 1 bis 4, eine nicht unerhebliche Zahl von Messwerten, denen Gleichung (8.11) nicht gerecht wird. Auf die Ursache und die möglichen Maßnahmen zur Verbesserung wird in Abschnitt 8.3 noch näher eingegangen. Generell lässt sich feststellen, dass insbesondere die Versuchsergebnisse mit größerem Sohlmaterial stärker abweichen.

8.2.2 Exponentielle Widerstandsbeziehungen

Die Auswertung der Ergebnisse, die mit exponentiellen Ansätzen berechnet wurden, erfolgt getrennt für die Widerstandsbeziehungen und die Gleichungen, mit denen direkt die mittlere Fließgeschwindigkeit berechnet wird.

Bei den exponentiellen Widerstandsgleichungen beschreibt keine die Fließwiderstände aus den Messungen der vorliegenden Untersuchung in adäquater Weise. BRAYs Gleichungen (4.62a) und (4.62b) scheinen generell ungeeignet zu sein, die Widerstandsverhältnisse dieser Untersuchung wiederzugeben (Abb. 8.5). Sie führen zu sehr kleinen rechnerischen Widerstandswerten, so dass die Vermutung nahe liegt, dass diese Gleichungen für kleine Überdeckungen nicht verwendet werden können. Die weiteren Gleichungen zur Berechnung des Fließwiderstandes von LACEY (Gl. (4.67)) und RICKENMANN (Gl. (4.63b)) verwenden das Sohlgefälle als Parameter, wobei in Gleichung (4.67) auf eine Berücksichtigung des charakteristischen Korndurchmessers verzichtet wird. Dadurch ergeben sich bei Gleichung (4.67) sehr eng beieinanderliegende Ergebniswerte, die nicht die tatsächlich vorliegenden Verhältnisse beschreiben. Mit Gleichung (4.63b) werden insbesondere die höheren gemessenen Widerstandswerte deutlich unterschätzt (Abb. 8.5).

Die Berücksichtigung der Sohlstruktur durch den Parameter c_k in Gleichung (4.69) von BATHURST führt zu einer ausgeprägten Überschätzung der Ergebniswerte, so dass auch diese Gleichung für die vorliegende Problematik keine geeignete Lösung darstellt.

Die direkte Bestimmung der mittleren Fließgeschwindigkeit mit den Ansätzen von RICKENMANN (Gl. 4.65a), HODEL (Gl. (4.70) und (4.71)) und RUF (Gl. (4.72)) unter Verwendung des Abflusses Q als Parameter eignet sich nicht für eine detailliertere Berechnung eines Gewässerabschnittes, da der Parameter Q als konstante Größe keine unterschiedlichen Fließgeschwindigkeiten in den betrachteten Querprofilen zulässt. Die Widerstandsbeziehung von JARRETT (Gl. (4.66)) führt durch die starke Gewichtung des Sohlgefälles zu wesentlich zu hohen Widerstandswerten, die entsprechend des Sohlgefälles gruppiert sind. Dabei fallen die rechnerischen Widerstandswerte umso höher aus je geringer das Gefälle ist.

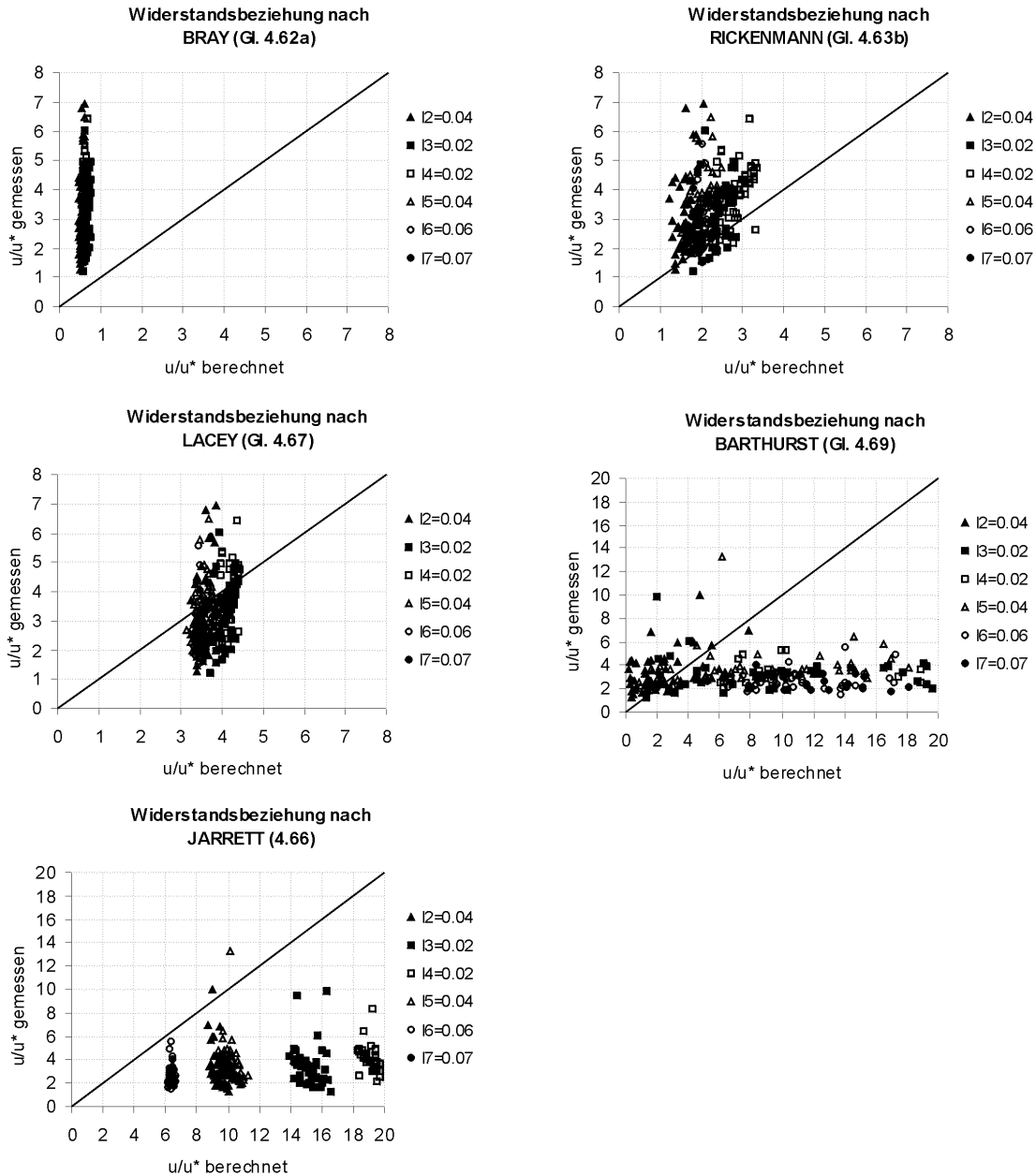


Abb. 8.5: Vergleich gemessener Fließwiderstände und mit exponentiellen Widerstandsfunktionen berechneter Fließwiderstände

8.3 Einflussfaktoren logarithmischer Widerstandsbeziehungen

Bei der Berechnung der Fließwiderstände in Abschnitt 8.2.1 treten bei auch der Berechnung mit dem Energieliniengefälle immer noch signifikante Abweichungen auf. Daher werden in diesem Abschnitt die Ursachen dieser Abweichungen näher untersucht. Insbesondere wird auf die Resultate, die mit Gleichung (8.11) erzielt wurden, eingegangen. Sinngemäß gelten die nachfolgenden Aussagen jedoch für den allgemeinen Fall.

Grundlage vieler in Abschnitt 4.3 und 4.4 beschriebener Widerstandsbeziehungen ist ein funktionaler Zusammenhang zwischen dem Fließwiderstand und der relativen Überdeckung, d.h. dem Ver-

hältnis von Wassertiefe h zur Rauheit h/K bzw. dem Verhältnis zur äquivalenten Kornrauheit h/k_s oder zu einem charakteristischen Korndurchmesser h/d_c . Bei den hier untersuchten extremen relativen Rauheiten beschreibt dieser funktionale Zusammenhang den Rauheitseinfluss nicht ausreichend, da die Werte für das Verhältnis von Wassertiefe zu Rauheitshöhe sehr klein sind und dadurch der logarithmische Ausdruck weniger Bedeutung hat.

Im Gegensatz zu den konstanten Größen κ und d_c in Gleichung (8.11) steht die Integrationskonstante C in einem funktionalen Zusammenhang mit der Korn-Reynolds-Zahl Re_* bzw. dem Wandabstand y_+ , wie bereits in Abschnitt 4.1.2 gezeigt. Daher sind in Abbildung 8.6 die Integrationskonstanten in Abhängigkeit von der Korn-Reynolds-Zahl aufgetragen für den Fall, dass die *von-Kármán*-Konstante und die relative Rauheit entsprechend den Ausführungen zu Gleichung (8.11) mit $\kappa=0,4$ und h/d_{84} gewählt werden.

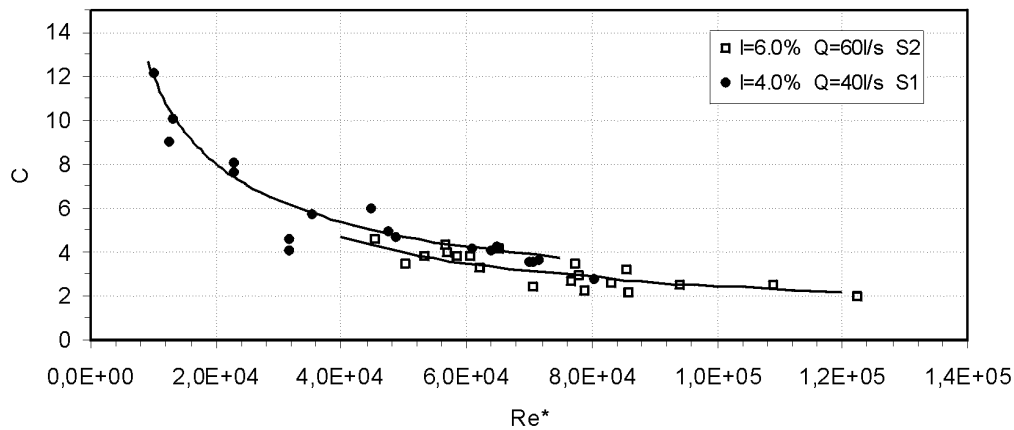


Abb. 8.6: Funktionaler Zusammenhang von Integrationskonstante C und Korn-Reynolds-Zahl Re_*

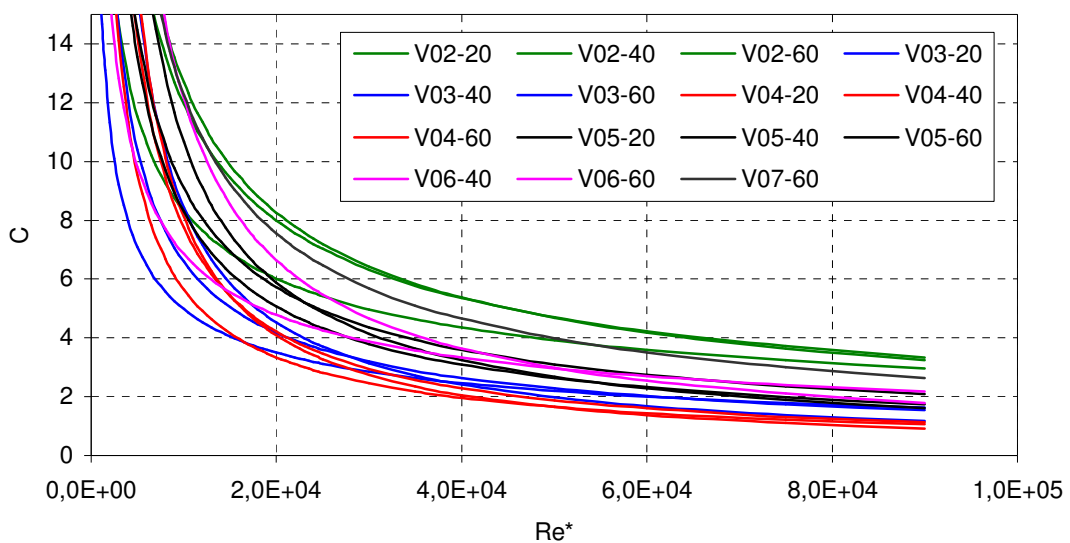


Abb. 8.7: Regressionskurven des funktionaler Zusammenhanges von Integrationskonstante C und der Korn-Reynolds-Zahl Re_*

Es ist offensichtlich, dass die Integrationskonstante C für kleinere Korn-Reynolds-Zahlen deutlich ansteigt. Die Regressionskurven wurden durch Potenzfunktionen gefunden. Der Verlauf der Regressionskurven der einzelnen Versuche kann nicht durch eine universelle Potenzfunktion beschrieben werden. Die Funktionsverläufe sind für die verschiedenen Versuche in unterschiedlichen Bereichen gelegen.

Da in dieser Arbeit eine quantitative Analyse der Funktionsverläufe aufgrund der begrenzten Versuchszahl nicht möglich ist, sollen die Verläufe nur qualitativ diskutiert werden. Um die unterschiedlichen Verläufe besser darstellen und vergleichen zu können, wurden sie für den Bereich $10 \cdot 10^3 < Re_* < 10 \cdot 10^4$ extrapoliert (Abb. 8.7).

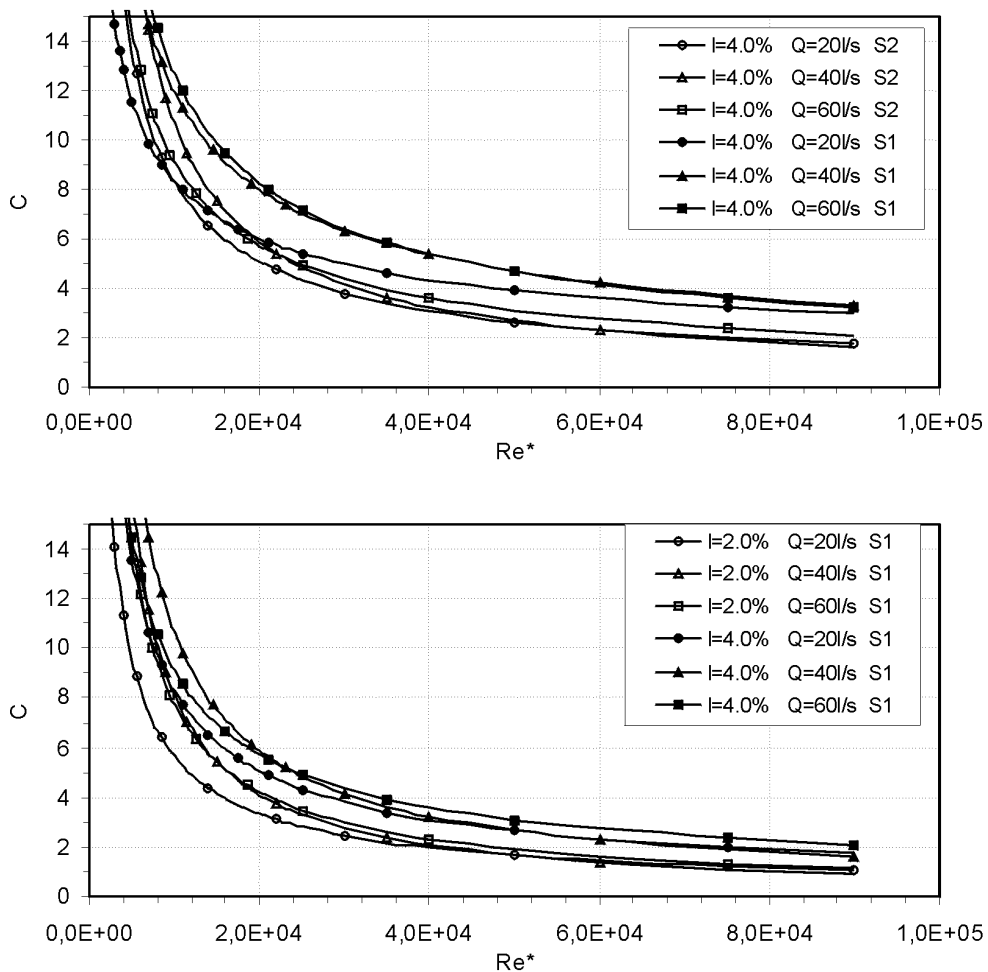


Abb. 8.8: Darstellung der funktionalen Abhängigkeit der Integrationskonstanten C von Sohlgefälle und Sohlmaterial (S1: mit Grobkornanteil; S2: ohne Grobkornanteil)

Die Darstellung des funktionalen Zusammenhangs der Integrationskonstante C und der Korn-Reynolds-Zahl Re_* zeigt die Ursache der Abweichungen der berechneten Fließwiderstände von den Messwerten. Deutlich sichtbar ist, dass es sich bei C nicht um eine Konstante handelt, sondern um einen funktionalen Zusammenhang. Der unterschiedliche Verlauf der Funktionen in Abhängigkeit von der Rauheitsdichte c_k und der relativen Überdeckung h/k wurde von GESSNER (1960) in

ähnlicher Form für die Riffelrauheit in Rohrleitungen festgestellt, so dass davon ausgegangen werden kann, dass die Untersuchungen von NIKURADSE (1926) auf extreme Rauheiten nicht übertragen werden können. Die Integrationskonstante C ist also abhängig vom Gefälle I und der Rauheitsstruktur. Dieser Effekt ist in Abbildung 8.8 für je zwei Versuche mit unterschiedlichem Gefälle und gleichem Sohlmaterial bzw. für gleiches Gefälle und unterschiedliches Sohlmaterial dargestellt.

Die bessere Anpassung der Ergebnisse der Gleichung (8.11) als die anderer Gleichungen lässt sich zurückführen auf die große Datendichte im Bereich des Funktionswertes $C = 3,5$. Im Bereich $8 \cdot 10^4 < Re_* < 10 \cdot 10^4$ nähern sich die Funktionsverläufe einem konstanten Wert in Abhängigkeit vom Gefälle und der Sohlstruktur. In diesen unterschiedlichen Grenzwerten liegt die Ursache der unterschiedlichen Angaben für den Wert der Integrationskonstante C in den aus der Literatur bekannten Widerstandsgleichungen.

Bei der Verwendung mittlerer Regressionskurven für die jeweilige Sohlstruktur lassen sich deutlich bessere Ergebnisse erzielen. Bis auf wenige Ausreißer liegen die Ergebniswerte in einem Toleranzbereich von $\pm 20\%$. Für die numerische Berechnung bedeutet die Verwendung der Korn-Reynoldszahl Re_* zur Bestimmung der Integrationskonstante C in Gleichung (4.10) bzw. Gleichung (8.11) eine zusätzliche Iteration zur Schließung der Erhaltungsgleichungen.

8.4 Zusammenfassung der Anwendbarkeit von Widerstandsfunktionen

Eine wichtige Grundlage der Berechnung des Fließwiderstandes ist die Bestimmung der Rauheit und der Sohlage. Für den Fall extremer relativer Rauheit mit geringer Rauheitsdichte, wie sie in natürlichen Gerinnen vorkommt, scheinen die Ansätze, die für raue Rampen entwickelt wurden, nicht anwendbar. Besser geeignet scheint der Ansatz von SCHRÖDER (1990) zu sein, der für die Lage des Ursprungs des logarithmischen Geschwindigkeitsprofils $2/3$ der Rauheitshöhe K empfiehlt.

Die stark lokal ungleichförmige Strömung in steilen Gerinnen mit Stufen-Becken-Sequenzen macht es notwendig, in der Berechnung der Sohlschubspannungsgeschwindigkeit nicht vereinfachend von dem mittleren Sohl- oder Energieliniengefälle auszugehen, sondern die lokalen Energieliniengefälle zu berücksichtigen. Zur Berechnung der Energiehöhe sollte außerdem die Geschwindigkeits-Integrations-Methode genutzt werden, um zweidimensionale Strömungseffekte zu erfassen und durch den Geschwindigkeitsbeiwert auszudrücken.

Bei der Berechnung des Fließwiderstandes in steilen Gerinnen mit extremer relativer Rauheit konnten weder Potenz- noch logarithmische Widerstandsbeziehungen aus der Literatur überzeugen. Die logarithmischen Fließgesetze wurden entsprechend der Übereinstimmung berechneter und gemessener Fließwiderstände in vier Klassen unterteilt. Die günstigsten Ergebnisse wurden mit Gleichungen erzielt, die eine von-Kármán-Konstante $\kappa = 0,4$, einen charakteristischen Korndurchmesser d_{84} und eine Integrationskonstante $3 < C < 4$ nutzen. Daraus wurde Gleichung (8.11) abgeleitet,

die vergleichsweise gute Resultate ermöglichte. In der anschließenden Analyse der Einflussfaktoren in den logarithmischen Widerstandsbeziehungen wurde festgestellt, dass die Annahme eines konstanten Wertes der Integrationskonstante C für $Re_* \leq 80.000$ nicht zutreffend ist. In diesem Bereich besteht ein nichtlinearer Zusammenhang. Daraus folgt für die numerische Berechnung die Erfordernis einer zusätzlichen Iteration zur Bestimmung des Fließwiderstandes und damit der Schließung des Gleichungssystems der Erhaltungsgleichungen. Für größere Korn-Reynolds-Zahlen Re_* ergeben sich konstante Werte C in Abhängigkeit vom Gefälle und von der Sohlstruktur $1,5 \leq C \leq 4$.

9 Datenanalyse hinsichtlich zweidimensionaler Strömungsberechnungen

Eindimensionale hydraulische Berechnungen dienen auch heute noch häufig als Grundlage für Habitatmodelle. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Ergebnisse der eindimensionalen Berechnung einigen Restriktionen unterliegen. Deshalb werden zunehmend mehrdimensionale Modelle in der Ökohydraulik verwendet. Vordergründig betrachtet bieten diese Modelle durch die genauere Wiedergabe der Topographie und die mehrdimensionale Strömungsberechnung entscheidende Vorteile.

HABERSACK ET MAYR (1999) nutzten ein zweidimensionales Modell zur Berechnung der Strömungsänderungen in einem Mäanderabschnitt mit Inseln ähnlich der Untersuchung von CROWDER ET DIPLAS (1999) über den Einfluss von großen Gesteinsbrocken in Gerinnen. Die Behandlung von Totwasserzonen bei zweidimensionalen Modellen ist in HANKIN ET AL. (2001) enthalten. BOOKER ET AL. (2000) simulierten mit einem dreidimensionalen Modell die Strömungsverhältnisse in einer Riffel-Becken-Sequenz. Ebenfalls eine dreidimensionale Simulation jedoch über einer generierten rauen Sohle führte NICHOLAS (2000) durch. Allerdings war hierfür die Vorgabe einer fixen Wasseroberfläche (rigid-lid) notwendig, so dass diese Untersuchung hinsichtlich prädiktiver Berechnungen keine Erkenntnisse erbrachte.

Alle genannten Autoren nutzen Rauheitswerte aus Kalibrierungsrechnungen und führten ihre Berechnungen auf strukturierten Gittern durch, in denen kleinere Strukturlemente und große Rauheitselemente nicht abgebildet werden. Ebenso ist die Dichte der Kontrollmessungen in den Naturgerinnen relativ weitmaschig. Im Folgenden werden daher die Ergebnisse der Anwendung eines zweidimensionalen Modells mit den Messwerten der Laborversuche verglichen und anschließend Berechnungen mit lokal verteilten Rauheiten diskutiert.

9.1 Numerische Berechnungen mit globalem Rauheitsbeiwert

Die räumliche Diskretisierung entstand basierend der rasterförmigen Datenaufnahme des Profilaufnehmers. Dabei wurde mit der maximalen Auflösung des Untersuchungsgebietes gearbeitet. Dies entsprach einer Rastergröße von $0,25 \cdot d_{84}$ bzw. $d_x/d_y = 2,5/3,0$ cm.

Die Bestimmung des globalen Rauheitswertes in der numerischen Berechnung erfolgte durch Kalibrierung an Messwerten. Die k_{Sf} -Werte liegen in allen Versuchsreihen mit $60\text{m}^{1/3}/\text{s} < k_{Sf} < 100\text{m}^{1/3}/\text{s}$ relativ hoch, da der Rauheitseinfluss aufgrund der hohen räumlichen Auflösung auf die Kornrauheit reduziert wurde. Dabei konnten die Rauheitswerte in diesem Bereich der extremen relativen Rauheit nur schwer kalibriert werden, da ihre Änderung mit der unterschiedlichen Abflussbeaufschlagung nur unzureichend korrelierte. Dadurch ist eine Prognoserechnung der numerischen Simulation bei unveränderten Systemparametern aber veränderten Ein- und Ausgangsgrößen - in

diesem Fall der Zuflussmenge – nicht realisierbar. Lediglich eine Nachrechnung gemessener Zustände ist möglich. Einzig die räumliche Auflösung der Ergebniswerte ist höher als bei der Naturmessung.

Neben dem generellen Nachteil der nur unzulänglich möglichen Prognoserechnung zeigten sich noch Abweichungen der berechneten Werte von den Messwerten, die nachfolgend noch näher untersucht werden sollen. Die Gegenüberstellung der berechneten Wasserspiegel und Fließgeschwindigkeiten im Vergleich mit den Messwerten, wie in Abbildung 9.1 gezeigt, ist eine gute Möglichkeit, die Ergebnisse qualitativ auszuwerten. Für eine ausführlichere Analyse ist allerdings die Darstellung in Längsprofilen angebracht, da die Abweichungen der berechneten von den gemessenen Werten lokal zugeordnet werden können. Abbildung 9.2 zeigt exemplarisch die Ergebnisse in drei Profilen. Außerdem ist in den Diagrammen die im Abschnitt 6.4.4 getroffene Einteilung nochmals aufgetragen.

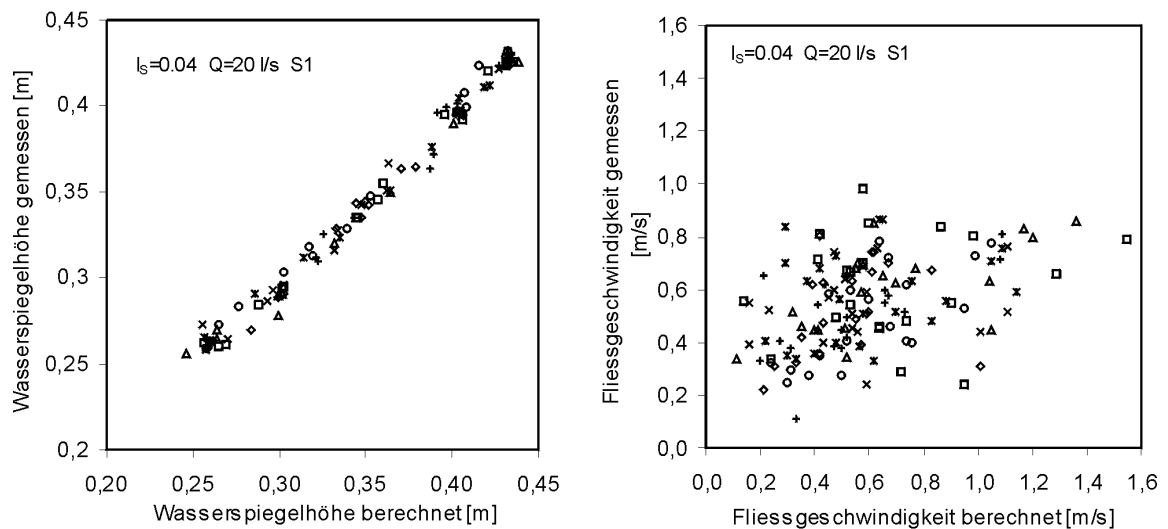


Abb. 9.1: Vergleich berechneter und gemessener (a) Wasserspiegelhöhen (b) Fließgeschwindigkeiten (V02)

Die ermittelten Fließgeschwindigkeiten weichen bereichsweise von den Messwerten ab. Dabei werden in einigen Bereichen die Fließgeschwindigkeiten gleichmäßig über- bzw. unterschätzt. Bereichsweise werden Geschwindigkeiten in guter Näherung zu den gemessenen Ergebnissen berechnet (Abb. 9.2a, Bereich 3).

In Bereichen mit weniger stark strukturierter Sohle (Abb. 9.2a, Bereich 1) wird die Fließgeschwindigkeit überschätzt, während in Bereichen, deren Sohlstruktur gröber ist (Abb. 9.2a, Bereich 5; Abb. 9.2b, Bereich 4; Abb. 9.2c, Bereich 2), die Fließgeschwindigkeiten auffällig stark unterschätzt sind. Neben den Abweichungen, die gleichmäßig über eine längere Fließstrecke auftreten, existieren noch extreme Abweichungen an einzelnen Punkten. In Abbildung 9.2c, am Übergang von Bereich 2-3, 3-4 und 4-5 sind solche Stellen zu sehen.

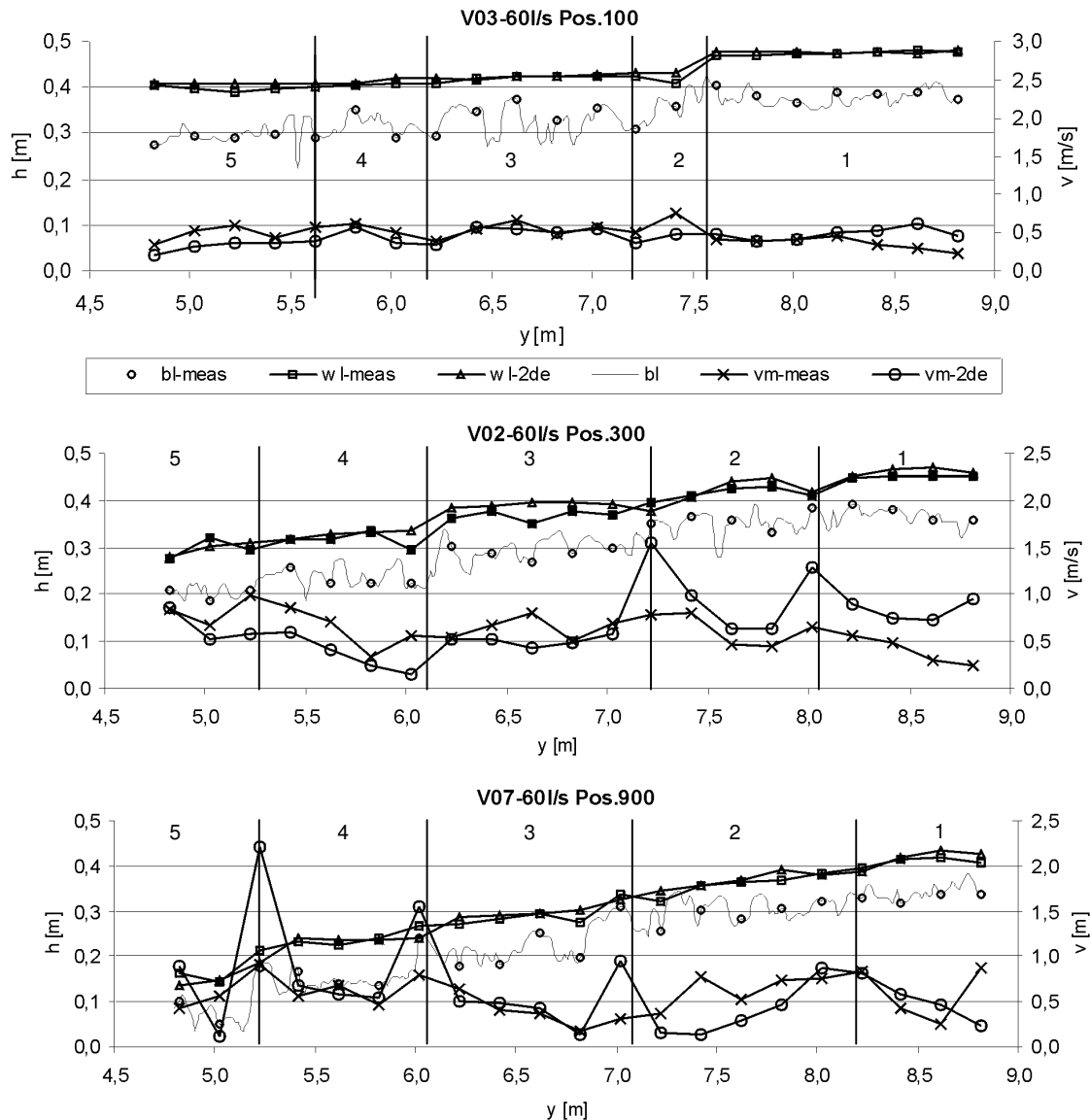


Abb. 9.2: Darstellung von Längsprofilen mit gemessenen und berechneten Fließgeschwindigkeiten (a) Versuch V03-60l/s Pos. 100, (b) V02-60l/s Pos. 300 und (c) V07-60 l/s Pos. 900

Erläuterung: bl-meas = Sohlhöhen (gemessen), wl-meas = Wasserspiegelhöhen (gemessen), wl-2de = Wasserspiegelhöhen (berechnet), vm-meas = Fließgeschwindigkeit (gemessen), vm-2de = Fließgeschwindigkeit (berechnet)

Große Überschätzungen sind meist an solchen Stellen zu finden, an denen große Einzelrauheiten aus der Sohle in die Strömung hinein ragen oder an starken Gefällewechslern, wie z. B. an den Überfallkanten der Absturz-Becken-Sequenzen. Die Überschätzungen sind dabei umso größer, je geringer die Wassertiefe an der Oberkante des Rauheitselementes ist. In den numerischen Berechnungen ergeben sich an diesen kritischen Stellen teilweise Wassertiefen, die in der Größenordnung von knapp über 1 cm liegen (s. Tab. 9). Die berechneten Fließgeschwindigkeiten an diesen Stellen sind in der Regel deutlich überhöht. Die fett gedruckten Felder in Tabelle 9.1 kennzeichnen die Stellen mit minimalen Wassertiefen und starker Überschätzung der Geschwindigkeiten. Liegt ein Messpunkt exakt an dieser Stelle, so sind die Ergebnisse sehr kritisch zu bewerten. Befindet sich

die Messstelle etwas vor oder hinter einer Unstetigkeit, fallen die Überschätzungen weniger ausgeprägt aus.

V07	Sohlhöhe		Wasserspiegel [m]			Wassertiefe [m]			Geschwindigkeit [m/s]		
Pos.900	bl-meas	wl-meas	wl-2de	wl-diff	h-meas	h-2de	h-diff	vm-meas	vm-2de	vm-diff	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
8,82	0,339	0,406	0,426	0,020	0,067	0,087	0,020	0,88	0,23	-0,65	
8,62	0,339	0,419	0,433	0,014	0,080	0,094	0,014	0,26	0,46	0,20	
8,42	0,318	0,414	0,417	0,003	0,096	0,099	0,003	0,42	0,58	0,16	
8,22	0,331	0,396	0,386	-0,010	0,065	0,055	-0,010	0,83	0,82	-0,01	
8,02	0,323	0,382	0,380	-0,002	0,059	0,057	-0,002	0,76	0,87	0,11	
7,82	0,305	0,370	0,391	0,021	0,065	0,086	0,021	0,73	0,47	-0,26	
7,62	0,282	0,365	0,370	0,005	0,083	0,088	0,005	0,53	0,29	-0,24	
7,42	0,302	0,356	0,357	0,001	0,054	0,055	0,001	0,78	0,14	-0,64	
7,22	0,257	0,323	0,344	0,021	0,066	0,087	0,021	0,37	0,15	-0,22	
7,02	0,310	0,339	0,327	-0,012	0,029	0,017	-0,012	0,31	0,95	0,64	
6,82	0,199	0,275	0,301	0,026	0,076	0,102	0,026	0,17	0,14	-0,03	
6,62	0,251	0,293	0,295	0,002	0,042	0,044	0,002	0,36	0,42	0,06	
6,42	0,184	0,283	0,291	0,008	0,099	0,107	0,008	0,41	0,49	0,08	
6,22	0,180	0,272	0,286	0,014	0,092	0,106	0,014	0,65	0,51	-0,14	
6,02	0,239	0,269	0,241	-0,028	0,030	0,002	-0,028	0,79	1,55	0,76	
5,82	0,137	0,241	0,238	-0,003	0,104	0,101	-0,003	0,47	0,54	0,07	
5,62	0,140	0,224	0,235	0,011	0,084	0,095	0,011	0,68	0,58	-0,10	
5,42	0,165	0,232	0,242	0,010	0,067	0,077	0,010	0,56	0,67	0,11	
5,22	0,174	0,215	0,187	-0,028	0,041	0,013	-0,028	0,91	2,20	1,29	
5,02	0,052	0,144	0,147	0,003	0,092	0,095	0,003	0,57	0,11	-0,46	
4,82	0,100	0,162	0,137	-0,025	0,062	0,037	-0,025	0,42	0,90	0,48	

Tab. 9.1: Vergleich gemessener und berechneter Wassertiefen und Fließgeschwindigkeiten (V07-Pos.900-60 l/s); Markierung besonders geringer Wassertiefen

Für die Versuchsanordnungen (V05, V06) mit feinkörnigerem Geschiebe (S2) ist die Charakteristik in den Ergebnissen ähnlich den Versuchen mit grobkörnigem Sohlmaterial. Es gibt abschnittsweise gute Annäherungen der Fließgeschwindigkeiten an die Messwerte, die von großen Über- bzw. Unterschätzungen der Geschwindigkeiten unterbrochen sind. Große Überschätzungen der Geschwindigkeiten stellen sich auch hier an Punkten mit extrem niedrigen Wassertiefen ein. Ansonsten ist die Annäherung an die Messwerte bereichsweise gut, wobei die Unterschiede der Abweichungen in den einzelnen Bereichen weniger ausgeprägt sind als bei Sohlstrukturen mit grobem Material, da die Rauheit in den Abschnitten zwischen den Stufen ausgeglichener ist.

Die vorangegangenen Ausführungen beziehen sich ausschließlich auf die Ergebnisse mit dem Abfluss 60 l/s. Bei den kleineren Abflüssen von 10, 20 und 40 l/s ist ein ähnliches Verhalten zu verzeichnen. Bei 10 l/s sind mitunter große Teile des Profils trocken und es entstehen große Lücken in der grafischen Darstellung. Die Ergebnisse sind daher teilweise wenig aussagekräftig. Die ermittelten Fließgeschwindigkeiten sind bei den kleinen Abflüssen (10, 20 und 40 l/s) erwartungsgemäß kleiner und nehmen, wie auch die Abweichungen von den Messwerten, mit steigendem Abfluss zu. Die Stellen, an denen starke Überschätzungen der Fließgeschwindigkeiten auftreten, sind bei den Abflüssen 20, 40 und 60 l/s die gleichen. Teilweise sind bei den niedrigeren Abflüssen auch an kleineren Erhebungen Überschätzungen der Geschwindigkeit zu finden, die jedoch bei größeren Abflusstiefen nicht mehr zu beobachten sind. In den längeren Abschnitten mit konstanten Abwei-

chungen der Fließgeschwindigkeiten werden die Fließgeschwindigkeiten auch bei höheren Abflüssen gleichmäßig über- bzw. unterschätzt. Somit wird in den meisten Bereichen unabhängig vom Abfluss die Fließgeschwindigkeit generell überschätzt oder unterschätzt.

Die erzielten Ergebnisse aus den zweidimensionalen Berechnungen und deren Vergleich mit den Messwerten des physikalischen Modells sind sehr kritisch zu betrachten. Ein Grund ist die Verwendung eines globalen Rauheitsbeiwertes, welcher die tatsächliche Rauheit nur ungenügend wiedergibt. Die Rauheit ist, wie in Abschnitt 6 gezeigt, nicht über die gesamte Sohle konstant und außerdem wird erheblich durch die Formeinflüsse der Stufen-Becken-Sequenzen geprägt. Durch Abpflasterungs- und Sortierprozesse entstehen Bereiche mit unterschiedlicher Rauheit und unterschiedlichem Gefälle. In Abschnitt 7 wurden verschiedene Möglichkeiten zur Bestimmung der Sohlrauheit und ihrer Anwendbarkeit für Sohlen mit großer relativer Rauheit dargestellt. Speziell auf die Einteilung der Längsprofile in Bereiche gleicher Eigenschaften wird im folgenden Abschnitt eingegangen.

9.2 Zusammenhang von Segmentierung, räumlicher Diskretisierung und Rauheit

Von großer Bedeutung einerseits für die Rechenzeit und andererseits für die Abbildung der Sohlstrukturen ist die räumliche Diskretisierung. Diese wurde systematisch variiert, um festzustellen, inwieweit die Gittergröße ohne signifikant zunehmende Fehler vergrößert werden kann.

Hinsichtlich des Zusammenhanges zwischen hydraulischer Rauheit und den Bereichen unterschiedlicher Rauheit der Sohle zeigt sich bei der Betrachtung der Längsprofile, dass bei einem konstanten Rauheitsbeiwert für das gesamte Untersuchungsgebiet die Geschwindigkeiten nicht korrekt berechnet werden. Daher scheint eine räumlich differenzierte Zuordnung von Rauheiten erfolgversprechender zu sein. Nachfolgend wird daher auf die Kriterien eingegangen, die im Hinblick auf die Rauheitseinteilung wichtig zu sein scheinen. Auf die Grundlagen der Segmentierung in Abschnitt 7 sei nochmals verwiesen.

9.2.1 Räumliche Diskretisierung

Bei der Untersuchung unterschiedlicher Gitterweiten für das Berechnungsgitter stellte sich heraus, dass für größere Gitterweiten die Größe und Häufigkeit der Abweichungen der generierten von den gemessenen Sohlhöhen erwartungsgemäß deutlich zunehmen (Abb. 9.3). Dies drückt sich auch in der wachsenden Standardabweichung s der generierten Sohlhöhen von den gemessenen Sohlhöhen mit der Vergrößerung der generierten Gitterweite aus (Abb. 9.4). Dabei wurde die Gitterweite des Messrasters der Sohlhöhen $dx/dy=1,6/1,5\text{cm}$ zugrunde gelegt. Dieses ist deutlich feiner als das Meßraster der Wasserspiegelhöhen, Fließtiefen und –geschwindigkeiten.

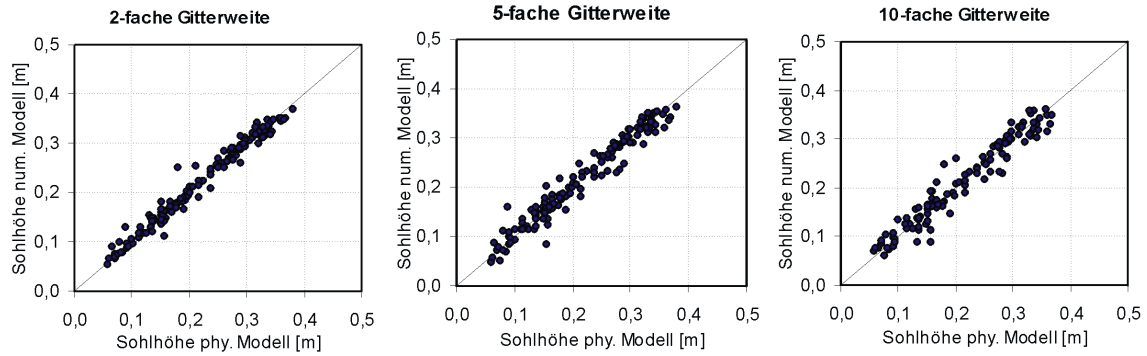


Abb. 9.3: Abweichung berechneter und gemessener Sohlhöhen in Abhängigkeit von der Zellgröße (V06; 6 % Gefälle)

Die Standardabweichung s der Sohlhöhen steigt bei Sohlen mit Grobkorn ab der 3-fachen Vergrößerung des Messrasters auf die Berechnungsgitterweite an. Betrachtet werden hier nur die Messpunkte, an denen auch die Geschwindigkeits- und Wasserspiegelmessungen durchgeführt wurden ($dx/dy=20\text{cm}$). Bei den Sohlen ohne Grobkornanteil, konnte dieses Verhalten schon bei der 2-fachen Gitterweite beobachtet werden. Die teilweise signifikanten Abweichungen der Sohlhöhen des Berechnungsgitters von denen der Sohlaufnahme wirken unmittelbar auf die Wassertiefen im Berechnungsmodell aus und beeinflussen somit signifikant die berechneten Fließgeschwindigkeiten.

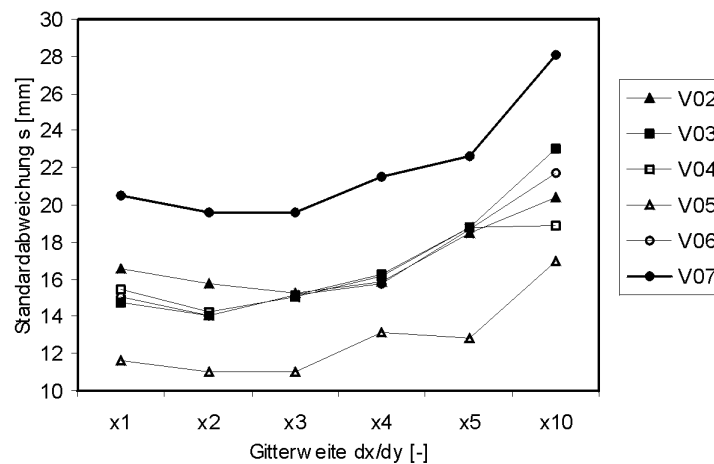


Abb. 9.4: Standardabweichung s in Abhängigkeit der Berechnungsgitterweite (1- bis 10-fache Vergrößerung der Berechnungsgitterweite $dx/dy = 1,6/1,5 \text{ cm}$)

Weiterhin treten deutliche Veränderungen der Sohlstruktur auf (Abb. 9.5). Diese führen zu abweichenden Strömungsrichtungen in der hydraulischen Berechnung. Wie auch bei der Standardabweichung der Sohlhöhen entstehen bei Berechnungsgitterweiten dx/dy , die den 2- bis 3-fachen Wert der Messrastergröße übersteigen, Strukturänderungen auf. In der Untersuchung der verschiedenen Sohloberflächen zeigte sich, dass eine Begrenzung von $0,5 \cdot d_{84}$, das entspricht den oben genannten 2- bis 3-fachen Messrasterweiten, als Berechnungsgitterweite nicht überschritten werden sollte (s.

Abb. 9.4). Dieser Grenzwert wurde als Limitierung der Gitterweite in nachfolgenden Berechnungen durchgehend verwendet.

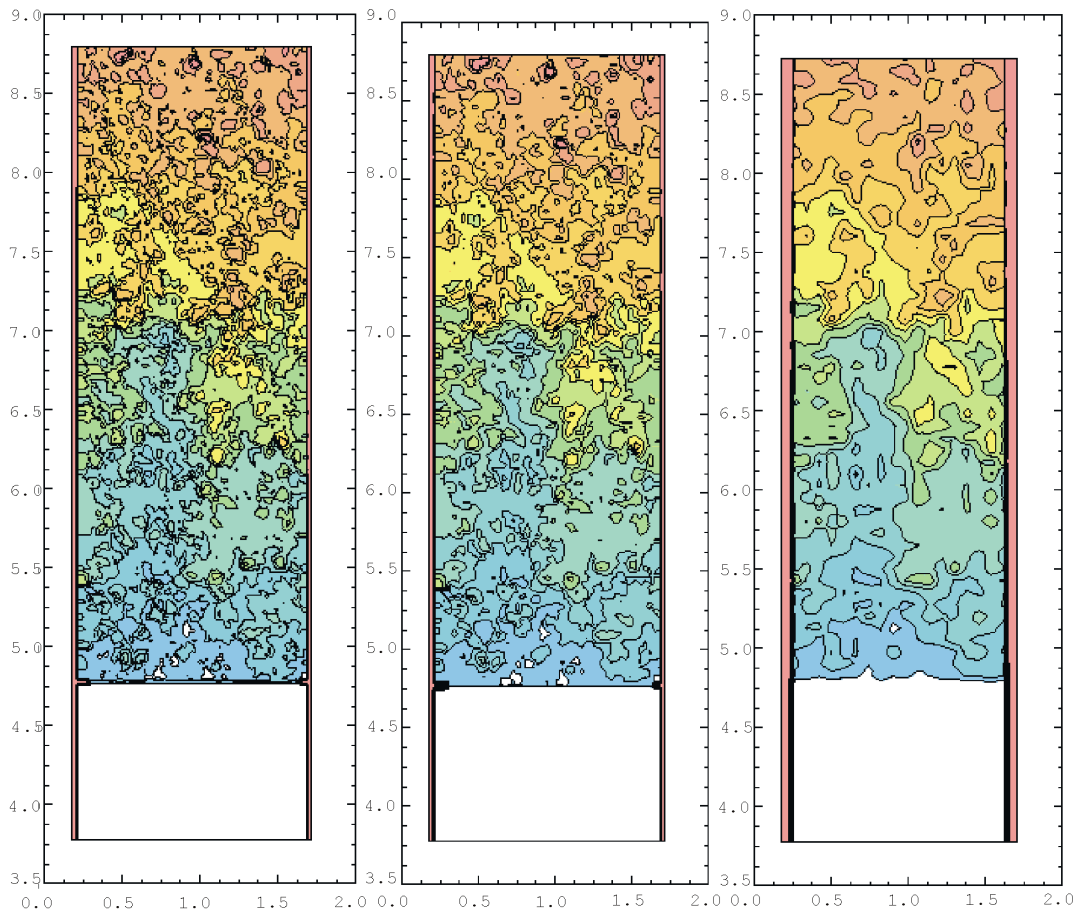


Abb. 9.5: Darstellung der Sohlstrukturen für generierte Berechnungsgitter mit unterschiedlicher Zellgröße (V06, 6 % Gefälle); (a) $dx/dy=1,6/1,5\text{cm}$, (b) $dx/dy=3,2/3,0\text{cm}$, (c) $dx/dy=8,0/7,5\text{cm}$,

9.2.2 Segmentierung und Übereinstimmung mit hydraulischen Abschnitten

In Abschnitt 9.1 wurde auf die Abweichungen der berechneten Fließgeschwindigkeiten und Wasserspiegellagen von den Messwerten eingegangen. Die Abweichungen, die durch die diskrete Oberflächenbeschreibung entstehen, können durch die extreme Diskrepanz von korrekt berechneter Wasserspiegellage und stark abweichender Fließgeschwindigkeit identifiziert werden. An den übrigen Messpunkten lässt sich insbesondere aus den Abweichungen der Fließgeschwindigkeiten feststellen, dass ein einheitlicher Rauheitsbeiwert für das gesamte Untersuchungsgebiet die tatsächlichen Verhältnisse nicht richtig beschreibt. Daher wurden die Längsprofile der gesamten Sohle entsprechend dem in Abschnitt 7.6 beschriebenen Verfahren segmentiert. Um eine bestmögliche Anpassung zu realisieren, wurde als Transformations-Funktion STDDEV mit bzw. ohne vorherige Trendelimination verwendet und die minimale Segmentlänge mit $1,5 \cdot d_{84}$ vorgegeben (vgl. Abschn. 7.5 und 7.6). Die Trendelimination wurde bei den Versuchen V06 und V07, d.h. bei einem Gefälle $I_s > 0.045$ durchgeführt.

9.3 Numerische Berechnungen mit lokalen Rauheitsbeiwerten

Bisherige Untersuchungen (vgl. Abschn. 8) gingen davon aus, dass die Rauheiten größerer Bereiche in Kiesbettbächen (engl.: gravel-bed rivers) mit einheitlichen Widerstandsbeiwerten beschrieben werden können. In Abschnitt 9.1 wurden zweidimensionale Berechnungen der Wasserspiegellhöhen und Fließgeschwindigkeiten für extrem raue Gerinne ($0,02 < I_s < 0,06$) unter Verwendung einheitlicher Widerstandsbeiwerte nach STRICKLER k_{St} ausgewertet und mit den Messwerten der physikalischen Modellversuche verglichen. Hierbei zeigten sich hinsichtlich der Fließgeschwindigkeiten teilweise signifikante Abweichungen der Berechnungswerte von den Messwerten. Weiterhin ist für alle Abflüsse eine relativ aufwendige Kalibrierung der Rauheitswerte erforderlich gewesen, um eine Anpassung der Wasserspiegellage zu erreichen. Daher soll in dem folgenden Abschnitt untersucht werden, ob durch eine Einführung lokal unterschiedlicher Rauheitsbereiche, welche aus der Sohlstruktur bestimmt werden, zum einen die aufwändige Kalibrierung reduziert werden kann und zum anderen hinsichtlich der Berechnung der lokal unterschiedlichen Fließgeschwindigkeiten Verbesserungen erreicht werden können. Die lokal unterschiedlichen Rauheitsbeiwerte wurden durch Anwendung des Segmentierungsverfahrens auf die Sohlängsprofile und der daraus berechneten bereichsweisen Standardabweichungen s_{seg} der Sohlhöhen erhalten (vgl. Abschn. 7.6).

Zur Schließung des Gleichungssystems in der zweidimensionalen numerischen Berechnung offener Gerinne werden sowohl logarithmische Widerstandsbeziehungen als auch die bekannte Widerstandsbeziehung von MANNING-STRICKLER verwendet. Aus den Darstellungen der Einschränkungen der Widerstandsbeziehungen für den eindimensionalen Fall ist ableitbar, dass diese auch für den zweidimensionalen Fall gelten. So besteht auch hier bei geringen Überdeckungshöhen das Problem des geringen rechnerischen Einflusses des logarithmischen Ausdruckes. Daraus folgt auch hier eine stark nichtlineare Funktion für die Integrationskonstante C in der logarithmischen Widerstandsbeziehung. Aufgrund dieser Unsicherheiten beschränkte sich die vorliegende Untersuchung, die die grundlegende Anwendbarkeit der lokal verteilten Rauheitsbestimmung aus abschnittsweiser Segmentierung klären soll, auf die Widerstandsbeziehung nach MANNING-STRICKLER (Gl. 4.17b) beschränkt.

STRICKLER (1923) gibt mit Gleichung (4.18a) eine Beziehung zur Berechnung des Widerstandsbeiwertes k_{St} in Abhängigkeit vom charakteristischen Korndurchmesser an. Ein Ausdruck in Abhängigkeit von der äquivalenten Kornrauheit kann durch die Einführung der Beziehung aus Untersuchungen ebener Gerinnesohlen (YALIN, 1992)

$$k_s = 2 d_m \quad (9.1)$$

erzeugt werden, so dass auch Gleichung (4.17b) als Funktion der relativen Abflusshöhe dargestellt werden kann.

$$\frac{\bar{u}}{u_*} = 7,6 \left(\frac{h}{k_s} \right)^{1/6} \quad (9.2)$$

In Abschnitt 7.2 ist der mittlere Korndurchmesser als Funktion der Standardabweichung beschrieben worden. Die Segmente der Rauheitsprofile können als abschnittsweise ebene Sohlen betrachtet werden. Unter der Annahme, dass die Standardabweichung der Sohlerhebungen von der segmentierten Sohle ungefähr die Hälfte der Größe des mittleren Korndurchmessers beträgt, kann der theoretische mittlere Korndurchmesser d_m für jeden Segmentbereich durch

$$d_m \approx 2 s_{seg} \quad (9.3)$$

bestimmt werden kann. Dieser Ansatz verwendet, im Gegensatz zur Berechnung des k_{sr} -Wertes aus dem K_3 -Wert-Verfahren, eine unveränderliche Konstante als Faktor, die unabhängig vom untersuchten Gerinne ist. Der mittlere Korndurchmesser d_m variiert entsprechend der Standardabweichung der Sohle in den jeweiligen Segmentbereichen. In Abhängigkeit von diesem ergibt sich die äquivalente Kornrauheit k_s in Gleichung (9.2) lokal unterschiedlich. Da es sich bei der lokalen Betrachtungsweise um geringere Rauheiten handelt, wurden in Anlehnung an KAMPHUIS der 2-fache und 3-fache mittlere Korndurchmesser als äquivalente Kornrauheit verwendet. Die Standardabweichungen s_{seg} der segmentierten Sohlprofile in den Modellversuchen lagen zwischen 0,015 und 0,050 m.

Die Berechnungen mit lokal unterschiedlichen Rauheiten auf Basis der Segmentierung für die Versuche mit $I_s \leq 4 \%$ ergaben nur geringfügig günstigere Ergebnisse als die Berechnung mit gleichmäßiger Rauheit. Bei den Versuchen mit einem Gefälle von $I_s \geq 6 \%$ ergaben sich verringerte Standardabweichungen der Fließgeschwindigkeiten bei größeren Abflüssen.

In der Gegenüberstellung von berechneten und gemessenen Fließgeschwindigkeiten ist erkennbar, dass nur eine geringfügige Verbesserung der Korrelation von Mess- und Berechnungswerten zu verzeichnen ist (Abb. 9.6). Es besteht eine Tendenz zu hohe Fließgeschwindigkeiten zu ermitteln. Dabei ist nicht klar, ob diese durch die Übertragung der Rauheitswertermittlung nach YALIN (Gl. 9.1) entsteht oder Unterschiede zwischen den Strömungsbildern des physikalischen und des numerischen Modells bestehen. Eine bessere Vergleichbarkeit von Mess- und Berechnungsergebnissen ließe sich durch eine flächige Aufzeichnung von Messwerten erreichen, da die rasterförmige Punktmessung bei Abweichungen der Lage zu Differenzen bei den Fließgeschwindigkeiten führen kann. Die Beschreibung der Rauheit durch die bekannten Ansätze scheint für den Bereich geringer Korn-Reynolds-Zahlen jedoch nur bedingt geeignet zu sein. Der funktionale Zusammenhang $C = f(Re_*)$ wird durch eine Konstante ungenügend beschrieben und erfordert eine nicht-lineare Beschreibung.

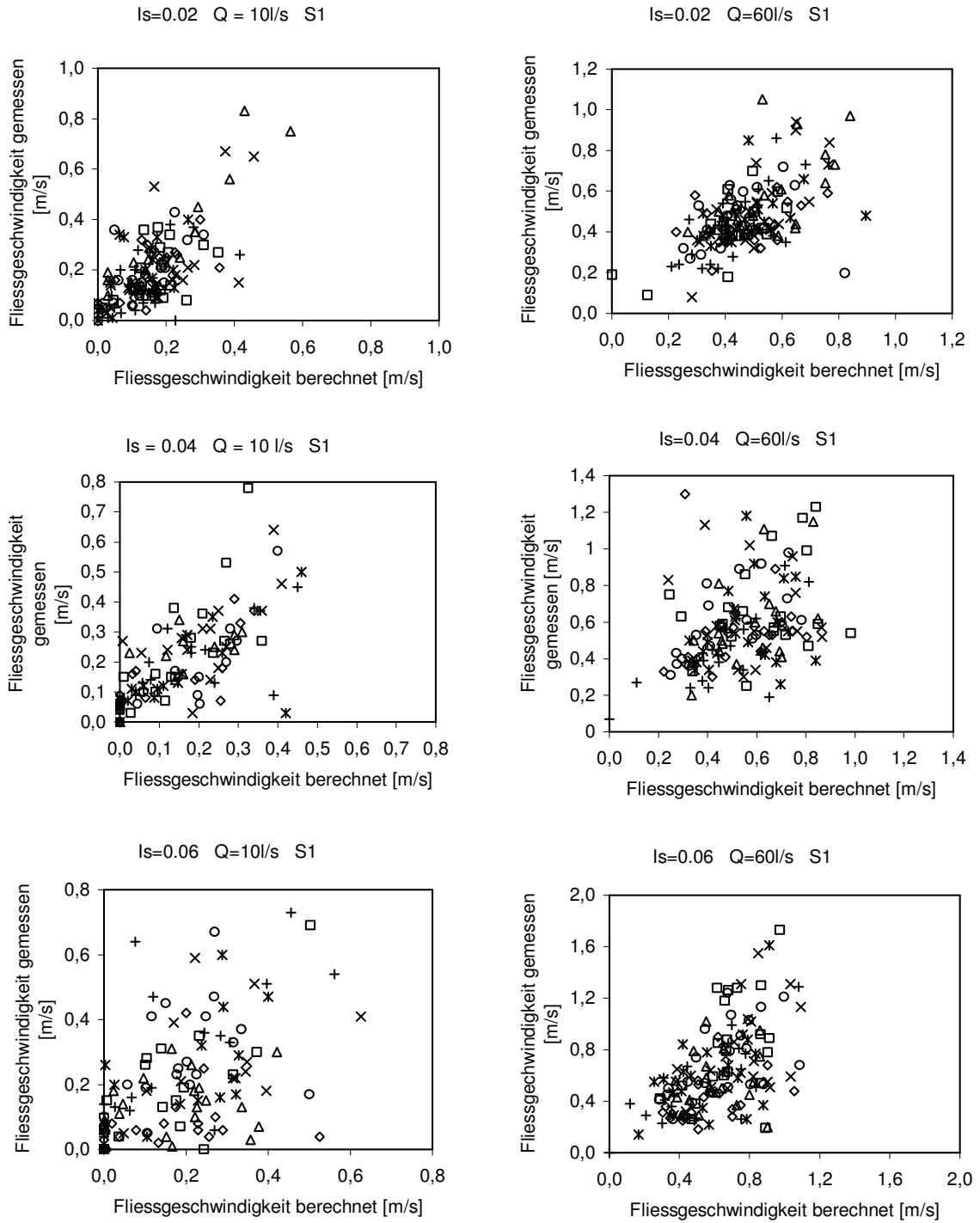


Abb. 9.6: Vergleich gemessener und berechneter Fließgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Gefälle (a) Versuch V03 mit $I = 0.02$ (b) Versuch V02 mit $I = 0.04$ und (c) Versuch V07 mit $I = 0.06$

Die Ergebnisse verdeutlichen, dass sich die tatsächlichen Strömungsverhältnisse durch die zweidimensionale Simulation, trotz verbesserter Ergebnisse, nicht zufriedenstellend beschreiben lassen. Im Gegensatz zu den Berechnungsergebnissen mit einheitlichem Rauheitswert lässt sich bei der Verwendung der lokal unterschiedlichen Rauheit feststellen, dass die berechneten Geschwindigkei-

ten im Mittel weniger stark abweichen als die in Abschnitt 9.1 vorgestellten Ergebnisse (vgl. Abb. 9.1).

Der zweidimensionalen Berechnung liegen Vereinfachungen zugrunde, die für die Anwendung bei geringen relativen Überdeckungen von Bedeutung sind. In den vorangegangenen Abschnitten ist folgendes Verhalten bei den berechneten Fließgeschwindigkeiten aufgefallen:

1. Fließgeschwindigkeiten werden in Abschnitten mit gleichmäßiger Sohlstruktur entweder überschätzt oder unterschätzt,
2. große Einzelabweichungen (Überschätzungen) an Absturzkanten oder großen Einzelrauheiten,
3. Unterschätzungen der Geschwindigkeit im Nachlauf von Abstürzen oder großen Einzelrauheiten.

Die Abweichungen über größere Bereiche mit gleichmäßiger Sohlstruktur lassen sich durch lokal verteilte Rauheiten aus den Standardabweichungen der segmentierten Sohle besser beschreiben. Die großen Einzelabweichungen ebenso wie die Unterschätzungen im Nachlauf von Abstürzen bleiben unverändert erhalten. Die Einzelabweichungen sind auf dreidimensionale Strömungseffekte zurückzuführen, die mit einem tiefengemittelten Modell nicht korrekt beschreibbar sind. Die plötzlichen Wechsel in der Sohlenlage führen ebenfalls aufgrund der Tiefenmittelung zu Differenzen in der Geschwindigkeit.

Während der Versuchsdurchführung konnte bei den Versuchen mit höherer Beaufschlagung eine stärkere lokale Wellenbildung beobachtet werden. Die Abweichungen der berechneten von den gemessenen Wasserspiegellagen sind vermehrt in Bereichen zu festzustellen, in denen kurze Wellen auftreten. Diese Abweichungen können bei der Verwendung der Flachwassergleichungen nicht vermieden werden, da in diesen Bereichen der Ansatz einer hydrostatischen Druckverteilung nicht zutreffend ist. Um hier eine Übereinstimmung zu erreichen, wäre die Gleichung von BOUSSINESQ zur Abschätzung kurzer Wellen zu berücksichtigen. Dies würde aber zu einem erheblich höheren Rechenaufwand führen (vgl. Abschn. 3.5.4).

9.4 Zusammenfassung zweidimensionaler Ansätze

Die Ergebnisse der zweidimensionalen numerischen Simulation bei hoher örtlicher Diskretisierung ermöglichen eine Bestimmung der Wasserspiegelhöhen, die mit den gemessenen Wasserspiegelhöhen relativ gut übereinstimmen. Hierzu war allerdings ein hoher Aufwand hinsichtlich der Bestimmung des Rauheitwertes erforderlich. Die berechneten Fließgeschwindigkeiten weichen deutlich von den Messwerten ab. Die Abweichungen der berechneten Fließgeschwindigkeiten können in drei Gruppen unterteilt werden:

- Über- bzw. Unterschätzung in Abschnitten mit gleichmäßiger Rauheitsstruktur,

- Überschätzungen an Einzelrauheiten und
- Unterschätzungen im Nachlaufbereich von Stufen.

Die Analyse des notwendigen Diskretisierungsmaßes wurde anhand der Residuen vom tatsächlichen Sohlverlauf ermittelt. Die erforderliche Diskretisierungsgenauigkeit, um die Topographie wiederzugeben, wurde mit $0,5 \cdot d_{84}$ bestimmt. Bei einer weiteren Vergrößerung der Gitterweite können die strömungsrelevanten Strukturelemente nicht mehr in ausreichendem Detaillierungsgrad dargestellt werden. Für die Segmentierung der Sohlängsprofile wurde die zuvor bestimmte Mindestsegmentlänge mit $1,5 \cdot d_{84}$ verwendet.

Aufgrund der teilweise hohen Fließgeschwindigkeiten kommt es in den Bereichen der Stufen zu transkritischen Fließsituationen, so dass hier noch einmal auf die Notwendigkeit der numerischen Stabilität für diesen Bereich hingewiesen sei. Im Nachlaufbereich der Stufen treten im hydraulischen Modellversuch lokale Energiedissipationen in Form von Wirbel- und Strahlbewegungen auf. Insbesondere in den Bereichen von Strahlen wird die berechnete Fließgeschwindigkeit unterschätzt.

Die Anwendbarkeit zweidimensionaler Modelle zur Ermittlung der Strömungsverhältnisse in Fließgewässern mit extremer Rauheit der Sohle ist somit unter den Restriktionen der Flachwassergleichungen begrenzt. Die Wasserspiegelhöhen können sowohl mit globalen als auch mit lokal differenzierten Rauheitswerten mit relativ guter Übereinstimmung ermittelt werden, wobei zu berücksichtigen ist, dass die lokalen Rauheitswerte ohne aufwendigen Kalibrierungsprozess ermittelt werden können.

Die Fließgeschwindigkeiten werden in der numerischen Berechnung überschätzt. Es werden nur bedingt befriedigende Ergebnisse erzielt. Zur Schließung des Gleichungssystems wurde die Widerstandsbeziehung nach Manning-Strickler und einer Anpassung zur Berücksichtigung des funktionalen Zusammenhanges von Widerstand und Überdeckung verwendet. Daher ist in weiterführenden Untersuchungen die Anwendbarkeit der Gleichung zu prüfen. Wie bereits in der eindimensionalen Untersuchung gezeigt, ist die Integrationskonstante C in den logarithmischen Widerstandsbeziehungen für kleine Korn-Reynolds-Zahlen nicht konstant, sondern folgt einer nicht-linearen Funktion.

Weiterhin können durch die punktuelle Messwertaufnahme die berechneten Fließgeschwindigkeiten aufgrund lokaler Abweichungen, d.h. dicht beieinander liegende, stark unterschiedliche Geschwindigkeitsbereiche, überschätzt werden. Durch eine flächige Messwertaufnahme und einen Vergleich mit den Geschwindigkeitsbereichen der numerischen Simulation könnte eine Verringerung der Differenz eintreten.

Die zweidimensionale Simulation erfordert eine relativ hohe Diskretisierung des Untersuchungsraumes, um die topographischen Strukturen darstellen zu können. Wird auf die Wiedergabe der

tatsächlichen Strömungsverhältnisse verzichtet und stattdessen eine statistische Übereinstimmung zum Beispiel durch die Summenhäufigkeiten verschiedener Geschwindigkeitsklassen verwendet, ist eine derart hohe Diskretisierung nicht erforderlich. Die Topographie kann in diesem Fall durch die segmentierten Rauheitsprofile vereinfacht werden. Für die verschiedenen Abschnitte kann entsprechend der lokalen Standardabweichung der Sohlhöhen in den Segmenten die Rauheit des jeweiligen Abschnittes beschrieben werden. Dieses Verfahren ermöglicht sowohl für die Wassertiefenbestimmung als auch für die Fließgeschwindigkeitsbestimmung eine Berücksichtigung der speziellen topographischen Verhältnisse. Die Auswertung kann hier aber nur statistisch erfolgen.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Die ein- und zweidimensionale numerische Berechnung der Fließvorgänge in offenen Gerinnen hat in den vergangenen drei Jahrzehnten große Fortschritte gemacht und ist in der ingenieurpraktischen Anwendung weit verbreitet. Für Problemstellungen aus dem Bereich Hochwasserschutz wurden die verfügbaren numerischen Modelle häufig eingesetzt. Sie ermöglichen neben der Nachrechnung gemessener Zustände Prognoserechnungen mit veränderten Rand-, Eingangs- und Systembedingungen. Zunehmend finden sie auch Anwendung in der Modellierung immer komplexerer Prozesse im Bereich der Ökosystemmodellierung. Ein großer Bereich der Ökosystemmodellierung beschäftigt sich mit den Habitatprognosen in Gebirgs- und Mittelgebirgsbächen. In diesem Bereich existieren zurzeit noch Probleme hinsichtlich der hydraulischen Prognoserechnungen. Die Probleme können in drei Gruppen unterteilt werden: Datenerfassung und -grundlage, Randbedingungen sowie Lösungsalgorithmen.

In vielen Fällen sind sehr aufwändige Datenerhebungen und Messungen unterschiedlicher Abflusszustände erforderlich, um numerische Berechnungen als Basis späterer Habitatsimulationen durchführen zu können. Nicht immer sind die erforderlichen Abflusszustände messbar. Insbesondere im Bereich der Niedrigwasserabflüsse, die oftmals einen entscheidenden Einfluss auf die Habitatprognose haben, ändern sich die Randbedingungen, wie zum Beispiel der Einfluss der Sohlrauheit und damit das Strömungsverhalten, gravierend. Der Fließwiderstand in Abhängigkeit von der Überströmungshöhe in steilen Gerinnen mit extremer Sohlrauheit ist daher noch immer ein schwer zu erfassender Einfluss auf die numerische Berechnung. Weniger problematisch sind die Schwierigkeiten in den Lösungsalgorithmen. Hier existieren mittlerweile stabile Verfahren, die eine Berechnung von komplizierten Strömungen, wie sie in Gebirgsbächen vorliegen, ermöglichen.

In Abhängigkeit vom Sohlgefälle und der Kornverteilung des Sohlmaterials können Gebirgsbäche in verschiedene Klassen eingeteilt werden. Die Klassen unterscheiden sich in der Sohldeformation bzw. den auftretenden Sohlformen. Über die verschiedenen Sohlformen, die Gegenstand vieler Untersuchungen gewesen sind, wurde hinsichtlich ihres Auftretens und ihrer Ausprägung ein Überblick gegeben. Eine typische Sohlform sind die Stufen-Becken-Sequenzen unterschiedlicher Ausprägung. Eben diese Stufen-Becken-Sequenzen führten bei der numerischen Berechnung der hydraulischen Parameter zur Habitatprognose im Rahmen der Mindestwasserfestlegung für einen Mittelgebirgsbach zu erheblichen Schwierigkeiten.

Daher wurden für den zwei- und eindimensionalen Fall die numerischen Grundlagen im Hinblick auf die speziellen Erfordernisse an Gebirgsbächen vorgestellt. Nach kurzem Einblick in die Herleitung der Flachwassergleichungen lag der Schwerpunkt auf den zugrunde liegenden Vereinfachungen, insbesondere auf der Berücksichtigung der Sohlreibung in den Gleichungen. Weiterhin sind die Möglichkeiten der Orts- und Zeitdiskretisierung sowie ihre Vor- und Nachteile erläutert wor-

den. Auf die Besonderheiten der numerischen Modelle, die bei der Berechnung steiler Gerinne mit rauher Sohle zu berücksichtigen sind, wurde explizit eingegangen. Hierzu gehören die Berücksichtigung des Benetzens und Trockenfallens von Zellen, die Berechnung der Sohlschubspannung auf unebenen Sohlen, die Stabilität bei Fließwechseln und die Beschreibung kurzer Wellen.

Neben den numerischen Grundlagen wurden die Abhängigkeiten des Strömungsfeldes von der Rauheitsstruktur der Sohle und der Überdeckungshöhe vorgestellt. Hiervon ausgehend erfolgte die Ableitung des logarithmischen Geschwindigkeitsverteilungsgesetz. Nach den Ergebnissen verschiedener Untersuchungen aus der Literatur ist das logarithmische Widerstandsgesetz nicht auf die Verhältnisse in steilen Gerinnen mit hoher Rauheit übertragbar. Es bedarf gewisser Modifikationen. Eine große Anzahl existierender logarithmischer, exponentieller und modifizierter Fließwiderstandsgleichungen wurde mit ihren Einschränkungen und Randbedingungen erläutert. Sie berücksichtigen insbesondere die relative Überdeckung, die Rauheitsstruktur, die Froude-Zahl oder den Fließwechsel.

Zur Untersuchung der Fließwiderstandsgleichungen wurden Laborversuche in einer Versuchsrinne durchgeführt. Dazu sind die in den vorausgegangenen Felduntersuchungen angetroffenen morphologischen Verhältnisse auf die Laborversuche übertragen worden. Die Sohlgefälle lagen zwischen 2% und 6%, einem für Gebirgsbäche typischen Bereich, bei dem sich die zuvor genannten Stufen-Becken-Sequenzen unterschiedlich stark ausprägen. Als Sohlsubstrat wurde ein Material gewählt, das in seiner Verteilung dem des untersuchten Mittelgebirgsbaches in verkleinertem Maßstab ähnlich ist.

Es wurde gezeigt, dass der üblicherweise verwendete Ansatz des mittleren Sohlgefälles bei der Berechnung der Sohlschubspannungsgeschwindigkeit u_* in Stufen-Becken-Sequenzen nicht zulässig ist. Stattdessen ist es erforderlich, die lokalen Energieliniengefälle zu bestimmen und einzusetzen. Die Vorgehensweise hierfür ist ausführlich dargestellt worden.

Die Anwendung der aus der Literatur bekannten Ansätze zur Beschreibung des Fließwiderstandes führte zu keinen befriedigenden Ergebnissen. Bei den Überlagerungsansätzen und den modifizierten logarithmischen Widerstandsbeziehungen werden zusätzliche Parameter eingeführt, die aber oftmals empirisch sind und für den vorliegenden Datensatz nicht zweifelsfrei ermittelt werden konnten. Weiterhin setzen einige Ansätze Meßdaten voraus, die in der ingenieurpraktischen Anwendung nur sehr aufwendig zu bestimmen sind. Die Einführung der Froude-Zahl führt zu einer Eigenkorrelation und ist somit nicht zielführend.

Die verschiedenen exponentiellen Widerstandsbeziehungen können ihrer Struktur nach in drei Gruppen unterteilt werden, bezogen auf relative Überdeckung, Sohlgefälle, Abfluss. Keine der angegebenen exponentiellen Widerstandsbeziehungen vermochte zu überzeugen.

Die logarithmischen Widerstandsfunktionen können entsprechend den Abweichungen ihrer berechneten Ergebnisse von den gemessenen Fließwiderständen unterschieden werden. Die günstigs-

ten Ergebnisse wurden mit Gleichungen erzielt, die eine *von-Kármán*-Konstante $\kappa = 0,4$, einen charakteristischen Korndurchmesser d_{84} und eine Integrationskonstante im Bereich $3 < C < 4$ nutzen. Für den Datensatz dieser Untersuchung wurde daher eine Gleichung unter Berücksichtigung vorgenannter Parameter abgeleitet, die vergleichsweise gute Resultate ermöglichte, aber weiterhin eine nicht unerhebliche Anzahl von Ausreißern aufwies. Die Integrationskonstante lag bei $C = 3,25$. In der anschließenden Analyse der Einflussfaktoren in den logarithmischen Widerstandsbeziehungen wurde festgestellt, dass die Annahme eines konstanten Wertes der Integrationskonstante für $Re_* \leq 80.000$ nicht zutreffend ist. In diesem Bereich besteht ein nicht-linearer funktionaler Zusammenhang, der allerdings im Rahmen dieser Arbeit nur qualitativ beschrieben werden konnte. Daraus folgt für die numerische Berechnung die Erfordernis einer zusätzlichen Iteration zur Bestimmung des Fließwiderstandes und damit der Schließung des Gleichungssystems der Erhaltungsgleichungen. Für größere Korn-Reynolds-Zahlen ergeben sich konstante Werte $1,5 \leq C \leq 4$ in Abhängigkeit vom Gefälle und der Sohlstruktur.

In der Untersuchung der verschiedenen Fließwiderstandsbeziehungen zeigte sich, dass insbesondere die ungenügende Beschreibung der Rauheitsstruktur der Sohloberfläche durch einen charakteristischen Korndurchmesser des Sohlmaterials als unzureichend anzusehen ist. Daher wurde in einem gesonderten Abschnitt auf die verschiedenen Möglichkeiten der Beschreibung der Oberflächenrauheit eingegangen.

Die Berücksichtigung der Rauheit erfolgt in den Widerstandsfunktionen in der Regel durch den charakteristischen Korndurchmesser d_c oder den äquivalenten Korndurchmesser k_s . Insbesondere in steilen Gerinnen mit Kiessohle bilden sich jedoch Sohlformen aus, die speziell zu berücksichtigen sind. Auf das übliche Verfahren die Rauheit durch einen charakteristischen Durchmesser der Sieblinie darzustellen, wurde nur kurz eingegangen, da die Unzulänglichkeiten dieses Verfahrens bei steilen Gerinnen mit Kiessohle bereits in anderen Arbeiten beschrieben worden sind. Daher wurden verschiedene statistische Verfahren vorgestellt und auf die Beschreibung rauer Oberflächen übertragen. Sie werden anschließend zur Charakterisierung der Rauheitsstruktur in steilen Gerinnen mit Sohlformen verwendet.

Die Standardabweichung bietet im Gegensatz zu dem charakteristischen Korndurchmesser zusätzlich die Möglichkeit, die Rauheitsstruktur zu erfassen. Sie wurde bereits in Widerstandsfunktionen verwendet. Im Zusammenhang mit dem K_3 -Verfahren wurde gezeigt, dass hier einerseits die Rauheitsbeschreibung nicht eindeutig ist und andererseits die Größe des Sample-Intervalls nicht definiert ist. Dies erfordert einen nicht unerheblichen Aufwand bei der Ermittlung der Intervallgröße. Die Implementierung in das Widerstandsgesetz ist mit weiteren empirischen Parametern verbunden, so dass mit diesem Verfahren kein wirklicher Vorteil gegeben ist.

Die Charakterisierung der Rauheitsprofile durch die Übertragung stochastischer Prozesse führt zu nicht einheitlichen Ergebnissen. Bei der Prüfung der Daten auf Normalverteilung gibt es eine

Gruppe von Rauheitsprofilen, welche die Kriterien sehr gut erfüllen, und andererseits eine große Gruppe, bei der scheinbar keine Normalverteilung vorliegt. Daher ist aus diesem Teil der Untersuchung kein Parameter abzuleiten. Die Anwendung autoregressiver Modelle erster und zweiter Ordnung stößt schon bei der Modellidentifikation auf erhebliche Probleme. Bei der durchgeführten Auswertung der partiellen Autokorrelationsfunktionen war auffällig, dass bei einigen der Rauheitsprofile eine eindeutige Prozessidentifikation möglich war, bei anderen nicht. Ob dies durch eine Anwendung von Prozessen höherer Ordnung möglich ist, konnte nicht belegt werden.

Die Beschreibung der Sohlstruktur durch die Semivariogramme und die fraktale Dimension erschien sehr vielversprechend aufgrund der umfangreichen Darstellungen in der Literatur. Die Selbstähnlichkeit als wesentliche Voraussetzung ist jedoch nicht erfüllt. Auch zeigten die Semivariogramme aus den Versuchsreihen die beiden Bereiche zur Unterscheidung von Korn- und Formrauheit nicht in der erforderlichen Eindeutigkeit.

Weiterhin wurde ein Segmentierungsverfahren, basierend auf einer abschnittswise linearen Regression, auf die Rauheitsbeschreibung übertragen und angepasst. Zusätzlich wurden Transformationsfunktionen zur besonderen Beschreibung bestimmter Charakteristika der Sohlprofile untersucht.

Die untersuchten Transformationsfunktionen nutzen:

- die summierten Original-Höhen (NONE),
- die Neigung der linearen Regressionsgeraden der betrachteten Datenpunkte (SLOPE),
- die Berechnung der ersten Ableitung der Rückwärtsdifferenzen der Original-Höhen (SMALL SLOPE),
- die Berechnung von Bereichen, in denen die durchschnittliche Erhebung gleich ist (AVERAGE) und
- die Berechnung von Bereichen, in denen die Standardabweichung gleich ist (STDDEV).

Die Übertragung und Anpassung des Segmentierungsverfahrens lieferte bei Verwendung der Transformationsfunktionen AVERAGE und STDDEV geeignete Ergebnisse. Umfangreiche Untersuchungen von gemessenen Rauheitslängsprofilen zeigten, dass mit zunehmendem Gefälle eine vorherige Trendbereinigung zu einer Verbesserung der Ergebnisse führt. Zur Vermeidung kurzer Segmente, die keinen ausgeprägten Bereich darstellen, wurde die Vorgabe einer Mindestlänge untersucht. Dabei konnte gezeigt werden, dass diese nicht beliebig groß gewählt werden darf, da sonst Informationen zur Sohlgeometrie verloren gehen. Um eine Größenordnung für die Mindestlänge angeben zu können, ist diese in Beziehung mit dem charakteristischen Korndurchmesser gesetzt worden. Es zeigte sich, dass mit $1,5 \cdot d_{84}$ eine gute Approximation möglich ist. Bei Vorgabe einer Mindestsegmentlänge stellte sich heraus, dass ohne vorherige Trendentfernung die beiden T-Funktionen AVERAGE und STDDEV zu ähnlichen Resultaten führen. Für steiler geneigte Sohlprofile ($I_S = 6\%$) konnte jedoch gezeigt werden, dass die T-Funktion STDDEV mit Trendentfernung zu eindeutig besseren Ergebnissen führt. Die Segmentierung zur Auffindung von Rauheiten

sollte also in Abhängigkeit von der Sohlneigung mit T-Funktion STDDEV ohne bzw. mit Trendentfernung durchgeführt werden.

Zunehmend werden mehrdimensionale Modelle in der Ökohydraulik verwendet. Vordergründig betrachtet bieten diese Modelle durch die genauere Wiedergabe der Topographie und die mehrdimensionale Strömungsberechnung entscheidende Vorteile. Allerdings nutzten die bekannten Untersuchungen Rauheitsbeiwerte aus Kalibrierungsrechnungen und führten ihre Berechnungen auf relativ grob strukturierten Gittern durch. Die Dichte der Kontrollmessungen in den Naturgerinnen der Untersuchungen ist relativ weitmaschig. Hinsichtlich prediktiver Berechnungen erbrachten diese Untersuchung keine Erkenntnisse. Daher wurden die Messwerte der Laborversuche mit den Berechnungsergebnissen aus der einfachen Anwendung eines zweidimensionalen Modells verglichen. Das numerische Modell wurde sehr stark diskretisiert, um die komplizierte Strömungssituation möglichst gut wiedergeben zu können. Neben dem generellen Nachteil der nur unzulänglich möglichen Prognoserechnung zeigten sich noch Abweichungen der berechneten Werte von den Messwerten. Die erzielten Ergebnisse aus den zweidimensionalen Berechnungen und deren Vergleich mit den Messwerten des physikalischen Modells sind sehr kritisch zu betrachten. Ein Grund ist die Verwendung eines globalen Rauheitsbeiwertes, welcher die tatsächliche Rauheit nur ungenügend wiedergibt. Dieser ist nicht über die gesamte Sohle konstant und außerdem erheblich durch die Formeinflüsse der Stufen-Becken-Sequenzen geprägt. Durch Abpflasterungs- und Sortierprozesse entstehen Bereiche mit unterschiedlicher Rauheit und unterschiedlichem Gefälle.

Bei der Untersuchung unterschiedlicher Gitterweiten für das Berechnungsgitter stellte sich heraus, dass für größere Gitterweiten die Größe und Häufigkeit der Abweichungen erwartungsgemäß deutlich zunehmen. Die teilweise signifikanten Abweichungen der Sohlhöhen des Berechnungsgitters von denen der Sohlaufnahme wirkten sich insbesondere bei der Betrachtung der Abweichungen der Fließgeschwindigkeiten aus. Weiterhin traten deutliche Veränderungen der Sohlstruktur auf. Diese führten zu abweichenden Strömungsrichtungen in der hydraulischen Berechnung. In der Untersuchung der verschiedenen Sohloberflächen zeigte sich, dass eine Begrenzung von $0,5 \cdot d_{84}$ als Berechnungsgitterweite nicht überschritten werden sollte.

Die Anwendbarkeit zweidimensionaler Modelle zur Ermittlung der Strömungsverhältnisse in Fließgewässern mit extremer Rauheit der Sohle ist somit unter den Restriktionen der Flachwassergleichungen begrenzt. Die Wasserspiegelhöhen können sowohl mit globalen als auch mit lokal differenzierten Rauheitswerten mit relativ guter Übereinstimmung ermittelt werden, wobei zu berücksichtigen ist, dass die lokalen Rauheitswerte ohne aufwändigen Kalibrierungsprozess ermittelt werden können.

Die Fließgeschwindigkeiten werden in der numerischen Berechnung überschätzt. Es werden nur bedingt befriedigende Ergebnisse erzielt. Zur Schließung des Gleichungssystems wurde die Widerstandsbeziehung nach Manning-Strickler und einer Anpassung zur Berücksichtigung des funktiona-

len Zusammenhanges von Widerstand und Überdeckung verwendet. Die Ergebnisse legen die Schlussfolgerung nahe, dass die Widerstandsbeziehung das tatsächliche Widerstandsverhalten nicht ausreichend beschreibt. Eine logarithmische Widerstandsbeziehung mit einer Integrationskonstante, die für kleine Korn-Reynolds-Zahlen einer nicht-linearen Funktion folgt, wird vermutlich zu besseren Ergebnissen führen.

Weiterhin kann nicht ausgeschlossen werden, dass durch die punktuelle Messwertaufnahme die berechneten Fließgeschwindigkeiten durch die stark unterschiedlichen Geschwindigkeitsbereiche aufgrund lokaler Abweichungen von den gemessenen differieren. Durch eine flächige Messwertaufnahme und den Vergleich der Geschwindigkeitsbereiche mit denen der numerischen Simulation könnte eine Verringerung der Differenz eintreten.

Die zweidimensionale Simulation erfordert eine relativ detaillierte Diskretisierung des Untersuchungsraumes, um die topographischen Strukturen darstellen zu können. Wird auf die Wiedergabe der tatsächlichen Strömungsverhältnisse verzichtet und stattdessen eine statistische Übereinstimmung zum Beispiel durch die Summenhäufigkeiten verschiedener Geschwindigkeitsklassen verwendet, ist eine derart detaillierte Diskretisierung nicht erforderlich. Die Topographie kann in diesem Fall durch die segmentierten Rauheitsprofile vereinfacht werden. Für die verschiedenen Abschnitte kann entsprechend der lokalen Standardabweichung der Sohlhöhen in den Segmenten die Rauheit des jeweiligen Abschnittes beschrieben werden. Dieses Verfahren ermöglicht für die Wassertiefenbestimmung als auch für die Fließgeschwindigkeitsbestimmung eine Berücksichtigung der speziellen topographischen Verhältnisse. Die Auswertung kann hier aber nur statistisch erfolgen.

In der vorliegenden Arbeit wurden die Grundlagen zur Beschreibung des Fließwiderstandes in Gerinnen mit extremer Rauheit untersucht. Die aufgezeigte nicht-lineare Beziehung in den Widerstandsfunktionen konnte in der vorliegenden Arbeit nur qualitativ beschrieben werden. Eine genauere Definition des funktionalen Zusammenhanges setzt eine ausführliche Parameterstudie voraus, die in umfangreichen physikalischen Modellversuchen und Messwertaufnahmen zu erheben sind.

Hinsichtlich der Beschreibung rauer Oberflächenstrukturen wurde ein einfacher Segmentierungsalgorithmus entwickelt, der es erlaubt, komplizierte Oberflächenstrukturen zu vereinfachen und über die Standardabweichung abschnittsweise Rauheiten zuzuweisen. Somit besteht die Möglichkeit, in numerischen Modellen die Berechnungsgitter vereinfacht darzustellen und über Rauheiten lokale Eigenschaften zu berücksichtigen. Hierbei ist die notwendige Dichte der zu segmentierenden Längsprofile bzw. deren laterale Vernetzung noch nicht geklärt. Auf solchen vereinfachten Berechnungsgittern können die zweidimensionalen hydraulischen Berechnungen durchgeführt werden. Zur Ermittlung der Wassertiefen kann alternativ das vereinfachte Berechnungsgitter verwendet werden oder das detaillierte wie in der vorliegenden Arbeit. Die Messwerterfassung sollte vorzugsweise flächig erfolgen, um sowohl summarische als auch lokal differenzierte Betrachtungen zu zulassen.

Literaturverzeichnis

- ABBOTT M.B. ET AL. (1984): Accuracy of short-wave numerical models. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, vol. 110, no. 10, pp. 1287-1301
- ABBOTT M.B. ET MINNS A.W. (1998): *Computational hydraulics*. Second edition, Ashgate, Brookfield
- ABERLE J. ET AL., (1999): Estimation of gravel-bed river flow resistance (Discussion). *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, vol. 124, no. 12, pp. 1315-1317
- ABERLE J. (2000): Untersuchung der Rauheitsstruktur zur Bestimmung des Fließwiderstandes in Gebirgsbächen unter Klarwasserabfluß
- AFZALIMEHR H. ET ANCTIL F. (1998): Estimation of gravel-bed river flow resistance. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, vol. 124, no. 10, pp. 1054-1058
- AGUIRRE-PE J. ET FUENTES R., (1990): Resistance to flow in steep rough streams. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, vol. 116, no. 11, pp. 1374-1386
- ANDRLE R. ET ABRAHAMS A.D. (1989): Fractal techniques and the surface roughness of talus slopes. *Earth Surface Processes and Landforms*, vol. 14, pp. 197-209, John Wiley & Sons
- ARMSTRONG (1986): On fractal dimensions of some transient soil properties. *Journal of Soil Science* , vol. 37, pp. 641-652
- BAGNOLD R.A. ET BARNDORF-NIELSEN O. (1980): The pattern of natural size distribution. *Sedimentology*, vol. 27
- BAGNOLD R.A. (1980): The pattern of natural size distribution. *Sedimentology*, vol. 27
- BAIAMONTE G. ET AL. (1995): Advances on velocity profile and flow resistance law in gravel bed rivers. *Exerpta*, Vol. 9, Cuen Press, Napoli, pp. 41-89
- BAIAMONTE G. ET FERRO V. (1997): The influence of roughness geometry and Shields parameter on flow resistance in gravel-bed channels. *Earth Surface Processes and Landforms*, vol. 22, pp. 759-772, John Wiley & Sons
- BATHURST J.C. (1978): Flow resistance of large scale roughness. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE vol. 104, no. 12, pp. 1587-1603
- BATHURST J.C. (1982): Flow Resistance in boulder-bed streams. In: *Gravel-bed rivers*, Ed. Hey R.D. et al., pp.443-462, John Wiley & Sons
- BATHURST J.C. (1985): Flow resistance estimation in mountain rivers. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, vol. 111, no. 4, pp. 625-643
- BATHURST J.C. ET AL. (1981): Resistance equation for large scale roughness. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE vol. 107, no. 12, pp. 1593-1613
- BAYAZIT M. (1975): Free surface flow in a channel of large relative roughness. *Journal of Hydraulic Research* 14, Delft
- BAYAZIT M. (1982): Free surface flow in a channel of large relative roughness. *Journal of Hydraulic Research*, vol. 14, no. 2, pp. 115-126
- BAZIN H.E. (1865): *Recherche hydrauliques, memoires presentes par divers savants*. Science de Mathematiques et Physiques, Series 2, vol. 19, Paris
- BEFFA C. (1994): *Praktische Lösung der tiefengemittelten Flachwassergleichungen*. Mitteilungen der VAW H.133, Zürich
- BOOKER D.J. ET AL. (2001): Modelling three-dimensional flow structures and patterns of boundary shear stress in a natural pool-riffle sequence. *Earth Surface Processes and Landforms*, Vol. 26, pp. 533-576
- BOUSSINESQ J. (1872): *Essai sur la théorie des eaux courantes*. Mémoires prés. Acad. Science XXIII, 46, Paris
- BRAY D.I. (1979): Estimating average velocity in gravel-bed rivers. *Journal of the Hydraulics Division*, ASCE, vol. 105, no. HY9, pp. 1103-1122

- BRAYSHAW (1984): The characteristics and origin of cluster bedforms in coarse-grained alluvial channels. *Sedimentology of gravels and conglomerates*, Koster C.H. et Stell R.H. (Eds.), Canadian Society of Petroleum Geologists, pp. 77-85
- BRETSCHLER M. (1985): Untersuchung der Turbulenzstruktur im offenen Gerinne über glatter Sohle und mit Rauigkeitselementen. Dissertation Nr. 7648 Institut für Hydromechanik und Wasserwirtschaft, ETH Zürich, Zürich
- CAO H.H. (1985): Résistance hydraulique d'un lit a gravier mobile à pente raide – Etude expérimentale. These no. 589, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne
- COLES D. (1956): The law of the wake in the turbulent boundary layer. *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 1, pp. 191-226
- COLOSIMO C. ET AL. (1988): Friction factor evaluation in gravel-bed rivers. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, vol. 114, no. 18, pp. 861-876
- CROWDER D.W. ET DIPLAS P. (1999): Assessing local flow patterns with two-dimensional hydraulic models. *Proceedings*, 3. Ecohydraulics Conference, Salt Lake City, USA
- CULLING W.H.E. (1986): Highly erratic spatial variability of soil-pH on Iping Common, West Sussex, *Catena*, vol. 13, pp. 81-98
- CULLING W.H.E. ET DATKO M. (1983):
- CULLING W.H.E. ET DATKO M. (1987): The fractal geometry of soil-covered landscape. *Earth Surface Processes and Landforms*, Vol. 12, Wiley
- DE JONG C. (1995): Temporal and spatial interactions between river bed roughness, geometry, bedload transport and flow hydraulics in mountain streams. *Berliner Geographische Abhandlungen* H. 59, Berlin
- DITTRICH A. ET HAMMANN DE SALAZAR K. (1993): Bed instability caused by clear water and hyperconcentrated flow. *Bericht des Institutes für Wasserwirtschaft und Kulturtechnik der Universität Karlsruhe (TH)*, Karlsruhe
- DITTRICH A. ET KOLL K. (1997): Velocity field and resistance of flow over rough surfaces with large and small submerge. *International Journal of Sediment Research*, Vol. 12, No. 3, pp. 21-33
- DITTRICH A. (1997): Strömungsfeld über rauhen Sohlen mit geringen relativen Überdeckungen. *Wasserwirtschaft* H. 87 (7-8)
- DITTRICH A. (1998): Wechselwirkung Morphologie/Strömung naturnaher Fließgewässer. *Habilitationschrift, Mitteilungen des Institutes für Wasserwirtschaft und Kulturtechnik der Universität Karlsruhe (TH)* H. 198, Karlsruhe
- DU J. (1998): Ein Finite-Punkte-Verfahren für stationäre zweidimensionale Strömungen mit freier Oberfläche. *Mitteilungen des Institutes für Wasserwirtschaft und Kulturtechnik der Universität Karlsruhe (TH)* H. 197, Karlsruhe
- EGASHIRA S. ET ASHIDA K. (1991): Flow resistance and sediment transportation in streams with step-pool morphology. In: Armanini A., Di Silvio G. (Eds.), *Earth Sciences 37 - Fluvial Hydraulics of Mountain Regions*, pp. 45-48, Springer
- EINSTEIN H.A. ET BARBAROSSA N. (1952): River channel roughness. *Transactions ASCE*, Vol. 117, Paper no. 2528, pp.1121-1146
- EINSTEIN H.A. (1934): Der hydraulische oder Profil-Radius. *Schweizerische Bauzeitung*, Vol. 103, H. 8, pp. 88-91
- ERGENZINGER P. ET STÜVE P. (1989): Räumliche und zeitliche Variabilität der Fließwiderstände in einem Wildbach: Der Lainbach in Benediktbeuren in Oberbayern. *Göttinger Geographische Abhandlungen*, H. 86, pp. 61-79, Göttingen
- FERRO, V. (1999): Friction factor for gravel-bed channel with high boulder concentration. *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 125, No. 7, pp. 771-778
- FERRO V. ET GIORDANO G. (1991): Experimental study of flow resistance in gravel-bed-rivers. *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 117, No. 10, pp.1240-1246
- FURBISH D.J. (1986): An elliptic random-field description of coarse stream-bed roughness. *Geological Society American Abst. Prog.*, vol. 18, no. 3

- FURBISH D.J. (1987): Conditions for geometric similarity of coarse stream bed roughness. *Mathematical Geology - Journal of the International Association for Mathematical Geology*, Plenum Press / IAMG
- GESSNER (1960): Druckverluste in Rohrleitungen und geschlossenen Kanälen bei Riffelrauigkeit. Dissertation, Lehrstuhl für Hydromechanik und Wasserbau, TH Darmstadt, Darmstadt
- GRAF W.H. (1991): Flow resistance over a gravel bed: its consequence on initial sediment movement. *Earth Sciences 37 - Fluvial Hydraulics of Mountain Regions*, Springer
- GRANT G.E. ET AL. (1990): Pattern and origin of stepped-bed morphology in high gradient streams, Western Cascades. *Geological Society of America Bulletin*, Vol. 102, pp. 340-352
- GRIFFITHS G.A. (1981): Flow resistance in coarse gravel bed rivers. *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 107, No. 7
- HABERSACK H.M. ET MAYR P. (1999): Interactions between natural morphological structures and hydraulics. Proceedings, 3. Ecohydraulics Conference, Salt Lake City, USA
- HACK H.-P. ET KANZOW U. (2001): Strategies for risk management in case of torrents influenced by log jams. IAHR Congress – Risk Management in Mountain
- HAGER W.H. (1992): Fließformeln in Rauhgerinnen. *Wasserwirtschaft und Wassertechnik*, H. 10, pp. 381-384
- HAGER W.H. (1994): Die historische Entwicklung der Fließformel. *Schweizer Ingenieur und Architekt*, H. 9
- HANKIN B.G. ET AL. (2001): Using CFD in a glue framework to model the flow and dispersion characteristics of a natural fluvial dead zone. *Earth Surface Processes and Landforms*, Vol. 26, pp. 667-687
- HARTUNG J. (1991): Statistik. 8. Aufl. Verlag Oldenburg
- HÄSING J. (1965): Gesichtspunkte für die geometrische Beschreibung technischer Oberflächen. VDI-Bericht, Nr. 90
- HASSAN ET AL. (1990): The influence of microform bed roughness on flow and sediment transport in gravel bed rivers. *Earth Surface Processes and Landforms*, Vol. 15 Wiley
- HAYWARD J.A. (1980): Hydrology and stream sediments. Ph.D. thesis, University of Canterbury, Tussock Grasslands and Mountain Lands Institute, Special Publication, no. 17
- HEY R.D. ET THORNE C.D. (1983): Accuracy of surface samples from gravel bed material. *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 109(6), pp. 842-851
- HEY R.D. (1979): Flow resistance in gravel bed rivers. *Journal of the Hydraulic Division*, Vol. 105, No. 4
- HEY R.D. (1989): Bar form resistance in gravel-bed rivers. *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 114, No. 12, pp. 1498-1508
- HINZE J.O. (1975): Turbulence., McGraw-Hill
- HODEL H. (1993): Untersuchung zur Geomorphologie, der Rauheit, des Strömungswiderstandes und des Fließvorganges in Bergbächen. ETH Zürich, Diss. ETH Nr. 9830
- HORTON R. (1933): Separate roughness coefficients for channel bottom and sides. *Engineering News-Record*, Vol. 111, No. 2, pp. 652-653
- HUMBORG H.G. (1995): Typologische und morphologische Untersuchungen an Bergbächen im Buntsandstein-Odenwald. *Mitteilungen des Instituts für Wasserbau und Kulturtechnik der Universität Karlsruhe*, H. 192
- JARRETT R.D. (1984): Hydraulics of high gradient streams. *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 110, No. 11
- JUDD ET PETERSON (1969): Hydraulics of large bed element channels. Report No. PRWG 17-6, Utah Water Research Laboratory, Utah State University, Logan, Utah
- KANZOW ET HACK (2002a): Assessing interactions between morphological structures and hydraulics in streams of high relative roughness by CFD, *Environmental Flows for River Systems*, Proceedings, Capetown

- KANZOW ET HACK (2002b): Two-dimensional modelling of hydraulics in streams of large relative roughness. 3. International Conference on Water Resources and Environment Research, Proceedings, Dresden
- KELLER ET MELHORNE (1978): Rhythmic spacing band origin of pools and riffles. Bulletin Geological Society of America, vol. 89, pp. 723-730
- KELLERHALS G.H. ET AL. (1976): Classification and analysis of river processes. Journal of Hydraulic Division, ASCE, vol. 102, No. HY7, pp. 813-829
- KEULEGAN G.H. (1938): Laws of turbulent flow in open channels., Journal of Research of National Bureau of Standards, U.S. Department of Commerce, Vol. 21, pp. 707-741
- KIRONOTO B.A. ET GRAF W.H. (1994): Turbulence characteristics in rough uniform open channel flow. Water, Marit. and Energy, Vol 106, No.12, pp. 333-344
- KLINE S.J. ET AL., (1967): The structure of turbulent boundary layers. Journal of Fluid Mechanics, Vol. 30, No. 4, pp. 741-773
- KOBUS H. (1974): Anwendung der Dimensionsanalyse in der experimentellen Forschung des Bauingenieurwesens. Die Bautechnik, H. 3, pp.88-94, Ernst und Sohn
- LEDER A. (1992): Abgelöste Strömungen – Physikalische Grundlagen. Vieweg und Sohn, Braunschweig/Wiesbaden
- LEOPOLD L.B. ET AL. (1964): Fluvial processes in geomorphology. San Francisco, California, Ed. W.H. Freeman p. 522
- LIMERINOS J.T. (1970): Determination of the Manning coefficient from measured bed roughness in natural channels. Water Supply Paper 1898-B, US Geological Survey, Washington
- MALCHEREK A. (2000): Physik und Numerik der Fließgewässer - Version 3.1. Internet
- MANDELBROT B.B. (1967): Die fraktale Geometrie der Natur. Birkhäuser, Basel/Boston/Berlin
- MILLAR R.G. (1999): Grain and form resistance in gravel-bed rivers. Journal of Hydraulic Research, Vol. 37, No. 3, pp. 303-312
- MONZAVI M.T. (1972): Widerstandsgesetz auf statistischer Basis für extreme und natürliche Rauigkeit in Druckrohren. Institut für Hydraulik und Hydrologie, TH Darmstadt, Technischer Bericht Nr. 8
- MORRIS H.M. (1955): Flow in rough conduits. ASCE Transactions, Vol. 120, Paper No. 2745, pp. 373-410
- NADEN P.S. ET BRAYSHAW A.C. (1987): Small- and medium-scale bedforms in gravel-bed rivers. River Channels – Environment and Process, Richards K. (Ed.), Basil Blackwell
- NÄF R. (1997): Numerische Simulation von Stosswellen in Freispiegelströmungen. Mitteilungen der VAW H.148, Zürich
- NAKAGEWA H. ET AL. (1988): Velocity profile of flow over rough permeable bed. 6th Asian and Pacific Regional Division, IAHR, Kyoto, Japan, pp. 449-456
- NEZU I. ET RODI W. (1986): Open-channel flow measurements with laser doppler anometer. Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 112, No. 5, pp. 335-355
- NICHOLAS A.P. (2001): Computational fluid dynamics modelling of boundary roughness in gravel-bed rivers: an investigation of the effects of random variability in bed elevation. Earth Surface Processes and Landforms, Vol. 26, pp. 345-362
- NIKURADSE J. (1933): Strömungsgesetze in rauhen Rohren. Forschungsarbeit Ingenieurwesen, H. 361
- OLIVER M.A. ET WEBSTER R. (1986): Semi-variograms for modelling the spatial pattern of landform and soil properties. Earth Surface Processes and Landforms, Vol. 11, Wiley
- O'LOUGHLIN E.M. ET MCDONALD E.C. (1964): Some roughness concentration effects of boundary resistance. La Houille Blanche, No. 7, pp. 773-782
- PARKER (1979): Hydraulic Geometry of active gravel rivers. Journal of the Hydraulics Division, Vol. 105, HY 9, pp. 1185-1201
- PLATE E.J. (1993): Statistik und angewandte Wahrscheinlichkeitslehre für Bauingenieure. Ernst & Sohn Verlag, Berlin

- RENNIE C.D. ET MILLAR R.G. (1999): Estimation of gravel bed river flow resistance. Discussion, Journal of Hydraulic engineering, Vol. 125, No. 12, pp. 1315-1319
- RICE C.E. ET AL. (1998): Roughness of loose rock riprap on steep slopes. Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 124, No. 2, pp. 179-185
- RICHARDSON, L.F. (1961): The problem of continuity: an appendix of statistics of deadly quarrels. General Systems Yearbook, 6, 139-187
- RICKENMANN D. (1990): Fließgeschwindigkeit in Wildbächen und Gebirgsflüssen. Wasser-Energie-Luft, 90. Jg., H. 5/6, pp.133-134
- RICKENMANN D. (1996): Fließgeschwindigkeit in Wildbächen und Gebirgsflüssen. Wasser, Energie, Luft 88. Jg., H. 11/12, Baden oder 90. Jg., H. 5/6, pp. 133-134
- ROBERT A. ET RICHARDS K. (1988): On the modelling of sand bedforms using the semivariogram. Earth Surface Processes and Landforms, vol. 13, pp. 459-473
- ROBERT A. (1988): Statistical properties of sediment bed profiles in alluvial channels. Mathematical Geology 20(3) - Journal of the International Association for Mathematical Geology, Plenum Press / IAMG
- ROBERT A. (1990): Boundary roughness in coarse-grained channels. Progress Physical Geography, vol. 14, no. 1, pp. 42-70
- ROBERT A. (1991): Fractal Properties of simulated bed profiles in coarse-grained channels. Mathematical Geology 23(3) - Journal of the International Association for Mathematical Geology, Plenum Press / IAMG
- ROBINSON, S.K. (1990): Coherent motions in the turbulent boundary layer. Review of Fluid Mechanics 23, pp. 601-639
- ROSPORT M. (1998): Fließwiderstand und Sohlstabilität steiler Fließgewässer unter Berücksichtigung gebirgsbachtypischer Sohlstrukturen. Mitteilung des TRL H. 196, Karlsruhe
- ROUSE H. ET AL., (1963): The role of the Froude number in open channel resistance. Hydraulic Research, No. 1, pp. 14-19
- RUBIN D.M. ET AL. (1990): Origin, structure and evolution of a reattachment bar, Colorado River, Grand Canyon, Arizona. Journal of Sedimentary Petrology, vol. 60, no. 6, pp. 982-991
- RUF G. (1988): Neue Ergebnisse über die Fließgeschwindigkeit in sehr rauen Gerinnen (Wildbächen). Proceedings Interpraevent, Graz, Bd. 4, pp.165-176
- SCHÄLCHLI U. (1991): Morphologie und Strömungsverhältnisse in Gebirgsbächen: ein Verfahren zur Festlegung von Restwasserabflüssen. Mitteilung der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, ETH Zürich, H. 113
- SCHLEICHER M. (2002): Untersuchungen von Strömungsvorgängen über Sohlen mit hoher relativer Rauheit. Diplomarbeit, Bauhaus-Universität Weimar, Weimar
- SCHLICHTING H. (1936): Experimentelle Untersuchung zum Rauheitsproblem. Ingenieur und Architekt, No. 7, pp. 1-34
- SCHLICHTING H. (1982): Grenzschichttheorie. 8. Auflage, Verlag g. Braun, Karlsruhe
- SCHRÖDER P.-M. (1999): Mathematische Beschreibung der physikalischen Prozesse. Zielke W. (Ed.) Numerische Modelle von Flüssen, Seen und Küstengewässern, DVWK-Schriften, vol. 127, Wirtschafts- und Verlagsgesellschaft Gas und Wasser mbH, Bonn
- SENS A. (2002): Rauheitsparameter und Beschreibung der Sohlgeometrie für steile Gerinne mit hoher relativer Rauheit. Diplomarbeit, Bauhaus-Universität Weimar, Weimar
- SMART G.M. ET JÄGGI M.N.R. (1983): Sediment transport on steep slopes. Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie, ETH Zürich, Nr. 64
- STRICKLER A. (1923): Beiträge zur Frage der Geschwindigkeitszahlen für Ströme, Kanäle und geschlossene Leitungen. C. Mutzner (Ed.) Mitteilungen 16, Amt für Wasserwirtschaft, Bern
- THOMPSON S.M. ET CAMPBELL P.L. (1979): Hydraulics of large channel paved with boulders. Journal of Hydraulic Research, Vol. 17, No. 4, pp. 341-355

- TSUIJMOTO T. (1991): Bed-load transport in steep channels. Lecture Notes in Earth Sciences, Bhattacharji S. et al. (Ed.), Springer Verlag, Berlin, pp. 89-102
- TU H. ET AL. (1988): Velocity distribution in gravel-bed flume. Proceedings, 6th Congress Asian and Pacific Regional Division, IAHR, Kyoto, Japan, pp. 425-431
- WALLISCH A. (2002): Beitrag zur zweidimensionalentiefengemittelten Berechnung von Strömungsvorgängen über Sohlen mit hoher relativer Rauheit, Diplomarbeit, Bauhaus-Universität Weimar, Weimar
- WHITTAKER, J.G., (1982): Origin of step-pool systems in mountain regions. Journal of Hydraulic Division, ASCE, vol. 108, no. HY6, pp.
- YALIN M.S. (1992): River Mechanics. Pergamon Press
- ZIENKIEWICZ O.C. (1983): Methode der finiten Elemente. 2. Aufl., Fachbuchverlag, Leipzig

Beschreibung des Fließwiderstandes in der numerischen Berechnung von Gerinnen mit extremer relativer Rauheit

ANHANG

Inhaltsverzeichnis der Anhänge

1	Daten aus der Modelluntersuchung	3
1.1	Übersicht der Versuchsbezeichnungen und –bedingungen	3
1.2	Übersicht der Messpositionen	3
1.3	Fließtiefe und mittlere Fließgeschwindigkeiten	4
1.3.1	Versuch V02-10l/s	4
1.3.2	Versuch V02-20l/s	5
1.3.3	Versuch V02-40l/s	6
1.3.4	Versuch V02-60l/s	7
1.3.5	Versuch V03-10l/s	8
1.3.6	Versuch V03-20l/s	9
1.3.7	Versuch V03-40l/s	10
1.3.8	Versuch V03-60l/s	11
1.3.9	Versuch V04-10l/s	12
1.3.10	Versuch V04-20l/s	13
1.3.11	Versuch V04-40l/s	14
1.3.12	Versuch V04-60l/s	15
1.3.13	Versuch V05-10l/s	16
1.3.14	Versuch V05-20l/s	17
1.3.15	Versuch V05-40l/s	18
1.3.16	Versuch V05-60l/s	19
1.3.17	Versuch V06-10l/s	20
1.3.18	Versuch V06-20l/s	21
1.3.19	Versuch V06-40l/s	22
1.3.20	Versuch V06-60l/s	23
1.3.21	Versuch V07-10l/s	24
1.3.22	Versuch V07-20l/s	25
1.3.23	Versuch V07-40l/s	26
1.3.24	Versuch V07-60l/s	27
1.4	Analyse des Sohlmaterials	28
1.4.1	Modellversuch V02 ($I_s = 0.04$)	28
1.4.2	Modellversuch V03 ($I_s = 0.02$)	28
1.4.3	Modellversuch V04 ($I_s = 0.02$)	29
1.4.4	Modellversuch V05 ($I_s = 0.04$)	29
1.4.5	Modellversuch V06 ($I_s = 0.06$)	30
1.4.6	Modellversuch V07 ($I_s = 0.06$)	30
2	Auswertungen	31
2.1	Anwendung statistischer Methoden zur Oberflächenbeschreibung	31
2.1.1	Standardabweichung	31
2.1.2	Rauheitswert K3,20	31
2.1.3	Autokorrelationsfunktionen	32
2.1.4	Partielle Autokorrelationsfunktionen	34
2.1.5	Modellprüfung nach PORTMONTEAU	36
2.1.6	Modellprüfung nach BOX ET LJUNG	36
2.1.7	Semivariogrammanalyse	37
2.1.8	Segmentierung	39
2.1.9	Mindestsegmentlänge	40
2.2	Datenanalyse hinsichtlich eindimensionaler Strömungsberechnungen	41
2.2.1	Eindimensionaler Fließwiderstand	41
2.2.2	Einflussfaktoren logarithmischer Widerstandsfunktionen	42

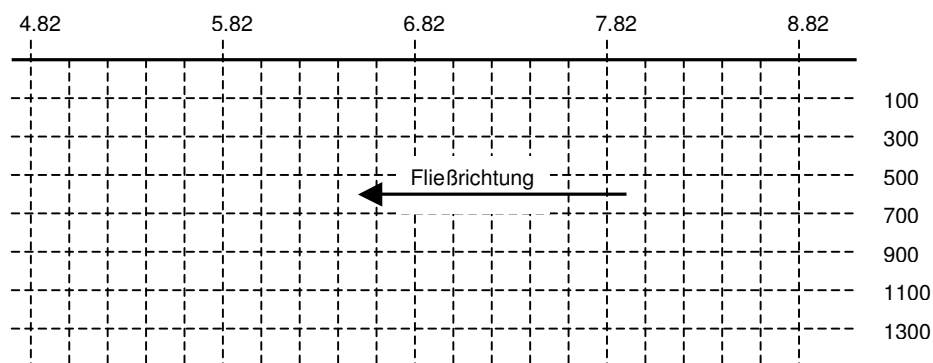
1 Daten aus der Modelluntersuchung

1.1 Übersicht der Versuchsbezeichnungen und -bedingungen

<i>Versuchs- bezeichnung</i>	<i>Gefälle</i>	<i>Sediment</i>	<i>Abfluss</i>	<i>Versuchs- bezeichnung</i>	<i>Gefälle</i>	<i>Sediment</i>	<i>Abfluss</i>
V02-10	0,04	1	10 l/s	V05-10	0,04	2	10 l/s
V02-20	0,04	1	20 l/s	V05-20	0,04	2	20 l/s
V02-40	0,04	1	40 l/s	V05-40	0,04	2	40 l/s
V02-60	0,04	1	60 l/s	V05-60	0,04	2	60 l/s
V03-10	0,02	1	10 l/s	V06-10	0,06	2	10 l/s
V03-20	0,02	1	20 l/s	V06-20	0,06	2	20 l/s
V03-40	0,02	1	40 l/s	V06-40	0,06	2	40 l/s
V03-60	0,02	1	60 l/s	V06-60	0,06	2	60 l/s
V04-10	0,02	2	10 l/s	V07-10	0,06	1	10 l/s
V04-20	0,02	2	20 l/s	V07-20	0,06	1	20 l/s
V04-40	0,02	2	40 l/s	V07-40	0,06	1	40 l/s
V04-60	0,02	2	60 l/s	V07-60	0,06	1	60 l/s

(1=mit Größtkorn; 2=ohne Größtkorn)

1.2 Übersicht der Messpositionen



(Messraster Wasserspiegelhöhe, Fließtiefe und -geschwindigkeit)

1.3 Fließtiefe und mittlere Fließgeschwindigkeiten

1.3.1 Versuch V02-10l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,042	0,053	0,056	0,049	0,036	0,043	0,047
	v [m/s]	0,00	0,14	0,12	0,18	0,16	0,20	0,06
8,62	h [m]	0,054	0,055	0,044	0,067	0,058	0,063	0,074
	v [m/s]	0,07	0,18	0,16	0,23	0,06	0,20	0,06
8,42	h [m]	0,019	0,027	0,033	0,054	0,044	0,043	0,069
	v [m/s]	0,00	0,27	0,29	0,25	0,10	0,27	0,07
8,22	h [m]		0,008	0,023	0,023	0,055	0,028	0,105
	v [m/s]		0,33	0,16	0,36	0,26	0,40	0,22
8,02	h [m]		0,002			0,000		0,052
	v [m/s]		0,27			0,15		0,45
7,82	h [m]		0,053	0,052	0,077	0,047	0,076	0,061
	v [m/s]		0,01	0,00	0,01	0,42	0,30	0,36
7,62	h [m]		0,026		0,048	0,039		0,045
	v [m/s]		0,14		0,27	0,11		0,17
7,42	h [m]	0,023		0,036		0,014	0,040	0,031
	v [m/s]	0,26		0,24		0,02	0,10	0,18
7,22	h [m]	0,028				0,057		0,077
	v [m/s]	0,26				0,04		0,08
7,02	h [m]	0,014	0,042	0,044	0,024			
	v [m/s]	0,19	0,28	0,03	0,39			
6,82	h [m]		0,045		0,031	0,053		
	v [m/s]		0,36		0,12	0,09		
6,62	h [m]				0,021		0,054	
	v [m/s]				0,41		0,28	
6,42	h [m]	0,077	0,027		0,032		0,042	0,027
	v [m/s]	0,03	0,13		0,17		0,05	0,12
6,22	h [m]		0,012		0,057		0,013	0,034
	v [m/s]		0,09		0,16		0,20	0,34
6,02	h [m]	0,073	0,060					
	v [m/s]	0,00	0,03					
5,82	h [m]	0,036	0,057	0,032	0,031			0,040
	v [m/s]	0,04	0,12	0,15	0,25			0,24
5,62	h [m]			0,025	0,048	0,017		0,026
	v [m/s]			0,31	0,06	0,46		0,39
5,42	h [m]				0,066			
	v [m/s]				0,17			
5,22	h [m]	0,044	0,044	0,043				
	v [m/s]	0,31	0,09	0,14				
5,02	h [m]	0,044	0,064	0,046	0,030	0,032	0,042	0,023
	v [m/s]	0,34	0,24	0,29	0,23	0,24	0,06	0,04
4,82	h [m]	0,050	0,039	0,021	0,036	0,032	0,036	0,021
	v [m/s]	0,29	0,21	0,27	0,21	0,03	0,14	0,18

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.2 Versuch V02-20l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,056	0,068	0,070	0,066	0,058	0,059	0,066
	v [m/s]	0,05	0,05	0,26	0,27	0,14	0,16	0,13
8,62	h [m]	0,068	0,069	0,058	0,082	0,074	0,082	0,091
	v [m/s]	0,14	0,14	0,32	0,36	0,14	0,20	0,13
8,42	h [m]	0,035	0,042	0,047	0,068	0,061	0,061	0,087
	v [m/s]	0,03	0,28	0,38	0,25	0,15	0,30	0,18
8,22	h [m]	0,004	0,030	0,042	0,037	0,060	0,043	0,124
	v [m/s]	0,00	0,34	0,25	0,42	0,34	0,47	0,34
8,02	h [m]		0,009			0,011	0,025	0,069
	v [m/s]		0,14			0,14	0,58	0,52
7,82	h [m]		0,059	0,063	0,099	0,071	0,092	0,077
	v [m/s]		0,46	0,00	0,45	0,52	0,46	0,41
7,62	h [m]		0,038		0,058	0,054	0,050	0,065
	v [m/s]		0,34		0,45	0,22	0,49	0,34
7,42	h [m]	0,026		0,049		0,030	0,063	0,047
	v [m/s]	0,45		0,27		0,16	0,30	0,30
7,22	h [m]	0,038				0,071		0,086
	v [m/s]	0,30				0,06		0,37
7,02	h [m]	0,014	0,056	0,052	0,034			
	v [m/s]	0,42	0,35	0,22	0,33			
6,82	h [m]	0,028	0,059		0,036	0,066		0,069
	v [m/s]	0,34	0,35		0,34	0,46		0,42
6,62	h [m]	0,029			0,039		0,070	
	v [m/s]	0,46			0,45		0,42	
6,42	h [m]	0,099	0,047		0,048	0,029	0,051	0,044
	v [m/s]	0,17	0,27		0,27	0,45	0,04	0,11
6,22	h [m]	0,028	0,032	0,062	0,072	0,069	0,026	0,054
	v [m/s]	0,49	0,30	0,35	0,07	0,36	0,24	0,55
6,02	h [m]	0,080	0,071				0,023	
	v [m/s]	0,26	0,03				0,25	
5,82	h [m]	0,042	0,070	0,043	0,045			0,059
	v [m/s]	0,20	0,11	0,28	0,17			0,28
5,62	h [m]			0,049	0,066	0,031	0,029	0,044
	v [m/s]			0,47	0,37	0,51	0,48	0,32
5,42	h [m]	0,051	0,025	0,016	0,081		0,022	
	v [m/s]	0,30	0,45	0,43	0,37		0,19	
5,22	h [m]	0,051	0,053	0,062	0,065		0,065	
	v [m/s]	0,43	0,41	0,18	0,62		0,41	
5,02	h [m]	0,058	0,075	0,062	0,044	0,051	0,058	0,037
	v [m/s]	0,39	0,31	0,32	0,17	0,33	0,12	0,02
4,82	h [m]	0,068	0,054	0,036	0,048	0,046	0,050	0,036
	v [m/s]	0,31	0,35	0,41	0,28	0,29	0,22	0,19

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.3 Versuch V02-40l/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,071	0,085	0,088	0,086	0,077	0,081	0,084
	v [m/s]	0,20	0,13	0,60	0,41	0,24	0,24	0,30
8,62	h [m]	0,084	0,086	0,084	0,099	0,097	0,101	0,109
	v [m/s]	0,23	0,20	0,62	0,47	0,20	0,25	0,26
8,42	h [m]	0,051	0,059	0,070	0,087	0,081	0,081	0,104
	v [m/s]	0,24	0,40	0,64	0,45	0,27	0,36	0,33
8,22	h [m]	0,025	0,048	0,067	0,055	0,091	0,063	0,142
	v [m/s]	0,22	0,41	0,40	0,54	0,38	0,53	0,44
8,02	h [m]	0,048	0,028		0,043	0,036	0,045	0,093
	v [m/s]	0,43	0,51		0,74	0,23	0,64	0,55
7,82	h [m]	0,030	0,078	0,082	0,103	0,075	0,107	0,091
	v [m/s]	0,41	0,37	0,05	0,57	0,54	0,55	0,45
7,62	h [m]	0,031	0,054	0,034	0,075	0,070	0,069	0,079
	v [m/s]	0,39	0,54	0,31	0,59	0,28	0,59	0,45
7,42	h [m]	0,047	0,030	0,065	0,026	0,047	0,082	0,068
	v [m/s]	0,51	0,73	0,34	0,49	0,31	0,40	0,43
7,22	h [m]	0,046	0,042	0,005		0,085		0,093
	v [m/s]	0,46	0,60	0,72		0,44		0,46
7,02	h [m]	0,024	0,069	0,066	0,049	0,066	0,036	0,065
	v [m/s]	0,50	0,49	0,40	0,46	0,60	0,39	0,45
6,82	h [m]	0,043	0,063	0,069	0,054	0,076		0,107
	v [m/s]	0,40	0,51	0,54	0,62	0,39		0,27
6,62	h [m]	0,045	0,068	0,059	0,057	0,063	0,073	
	v [m/s]	0,46	0,76	0,42	0,58	0,48	0,74	
6,42	h [m]	0,119	0,060	0,028	0,038	0,055	0,065	0,059
	v [m/s]	0,42	0,50	0,62	0,80	0,64	0,34	0,11
6,22	h [m]	0,052	0,051	0,076	0,088	0,070	0,041	0,069
	v [m/s]	0,60	0,33	0,55	0,21	0,60	0,51	0,61
6,02	h [m]	0,088	0,092	0,026		0,031	0,034	0,024
	v [m/s]	0,32	0,26	0,82		0,14	0,48	0,72
5,82	h [m]	0,065	0,088	0,062	0,060	0,036		0,067
	v [m/s]	0,39	0,16	0,30	0,30	0,40		0,45
5,62	h [m]	0,030	0,076	0,067	0,080	0,047	0,043	0,059
	v [m/s]	0,50	0,52	0,62	0,41	0,50	0,42	0,49
5,42	h [m]	0,060	0,040	0,036	0,099	0,035	0,032	
	v [m/s]	0,51	0,63	0,61	0,44	0,55	0,21	
5,22	h [m]	0,077	0,064	0,053	0,072	0,073	0,081	0,072
	v [m/s]	0,51	0,72	0,55	0,69	0,59	0,44	0,60
5,02	h [m]	0,084	0,098	0,088	0,067	0,078	0,081	0,064
	v [m/s]	0,56	0,50	0,53	0,21	0,39	0,21	0,24
4,82	h [m]	0,090	0,081	0,057	0,073	0,073	0,077	0,063
	v [m/s]	0,46	0,55	0,56	0,33	0,38	0,24	0,12

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.4 Versuch V02-60l/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,080	0,094	0,117	0,100	0,093	0,092	0,102
	v [m/s]	0,22	0,24	0,62	0,39	0,38	0,30	0,38
8,62	h [m]	0,092	0,094	0,085	0,113	0,126	0,115	0,123
	v [m/s]	0,31	0,29	0,70	0,55	0,34	0,27	0,38
8,42	h [m]	0,058	0,069	0,081	0,101	0,094	0,090	0,115
	v [m/s]	0,32	0,48	0,69	0,52	0,40	0,41	0,42
8,22	h [m]	0,034	0,056	0,078	0,076	0,107	0,076	0,159
	v [m/s]	0,31	0,55	0,45	0,60	0,51	0,53	0,49
8,02	h [m]	0,053	0,026		0,054	0,047	0,049	0,097
	v [m/s]	0,47	0,66		0,86	0,35	0,72	0,81
7,82	h [m]	0,045	0,097	0,095	0,110	0,082	0,118	0,108
	v [m/s]	0,63	0,45	0,34	0,76	0,70	0,60	0,52
7,62	h [m]	0,039	0,069	0,048	0,089	0,120	0,098	0,096
	v [m/s]	0,51	0,46	0,46	0,69	0,36	0,56	0,58
7,42	h [m]	0,059	0,045	0,080	0,038	0,062	0,082	0,079
	v [m/s]	0,65	0,80	0,46	0,59	0,40	0,70	0,55
7,22	h [m]	0,045	0,046	0,022	0,022	0,075	0,031	0,106
	v [m/s]	0,62	0,79	0,86	0,51	0,68	0,78	0,54
7,02	h [m]	0,042	0,069	0,101	0,059	0,079	0,056	0,084
	v [m/s]	0,66	0,70	0,34	0,51	0,71	0,40	0,62
6,82	h [m]	0,060	0,089	0,081	0,058	0,143	0,030	0,115
	v [m/s]	0,39	0,50	0,65	0,75	0,64	0,73	0,40
6,62	h [m]	0,044	0,079	0,074	0,069	0,096	0,101	
	v [m/s]	0,51	0,81	0,52	0,64	0,73	0,78	
6,42	h [m]	0,138	0,088	0,055	0,060	0,070	0,094	0,069
	v [m/s]	0,36	0,67	0,63	0,87	0,76	0,33	0,11
6,22	h [m]	0,055	0,060	0,075	0,094	0,082	0,054	0,080
	v [m/s]	0,68	0,54	0,68	0,40	0,84	0,62	0,60
6,02	h [m]	0,107	0,069	0,049		0,042	0,043	0,036
	v [m/s]	0,42	0,56	0,83		0,33	0,58	0,72
5,82	h [m]	0,094	0,110	0,055	0,073	0,033		0,076
	v [m/s]	0,48	0,34	0,45	0,57	0,57		0,44
5,62	h [m]	0,041	0,093	0,090	0,082	0,056	0,050	0,072
	v [m/s]	0,74	0,72	0,68	0,44	0,51	0,46	0,45
5,42	h [m]	0,074	0,058	0,044	0,108	0,046	0,035	
	v [m/s]	0,80	0,85	0,85	0,46	0,59	0,35	
5,22	h [m]	0,089	0,086	0,076	0,084	0,087	0,088	0,080
	v [m/s]	0,70	0,98	0,44	0,77	0,63	0,40	0,65
5,02	h [m]	0,089	0,137	0,102	0,089	0,084	0,084	0,074
	v [m/s]	0,74	0,67	0,59	0,24	0,48	0,25	0,38
4,82	h [m]	0,103	0,069	0,058	0,075	0,071	0,084	0,072
	v [m/s]	0,62	0,84	0,80	0,44	0,56	0,27	0,33

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.5 Versuch V03-10I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,052	0,057	0,061	0,064	0,072	0,043	0,091
	v [m/s]	0,12	0,19	0,10	0,17	0,09	0,06	0,11
8,62	h [m]	0,034	0,070	0,068	0,049	0,057		0,043
	v [m/s]	0,15	0,16	0,18	0,16	0,16		0,15
8,42	h [m]	0,041	0,029	0,088	0,047	0,025	0,033	0,057
	v [m/s]	0,18	0,19	0,17	0,23	0,16	0,05	0,16
8,22	h [m]	0,030	0,040	0,027	0,022	0,049	0,024	0,023
	v [m/s]	0,30	0,12	0,29	0,37	0,09	0,31	0,21
8,02	h [m]	0,039	0,045	0,056	0,060	0,031	0,020	0,035
	v [m/s]	0,23	0,12	0,03	0,41	0,04	0,23	0,13
7,82	h [m]	0,034	0,053	0,062		0,053	0,020	0,024
	v [m/s]	0,20	0,19	0,14		0,17	0,20	0,17
7,62	h [m]		0,040	0,056	0,050		0,039	0,017
	v [m/s]		0,13	0,28	0,15		0,10	0,13
7,42	h [m]	0,022		0,071	0,024	0,017		0,033
	v [m/s]	0,14		0,56	0,46	0,06		0,28
7,22	h [m]	0,067	0,068	0,049	0,052			0,070,42
	v [m/s]	0,06	0,05	0,39	0,16			
7,02	h [m]	0,021	0,065	0,055	0,075	0,039	0,035	
	v [m/s]	0,16	0,26	0,28	0,14	0,08	0,19	
6,82	h [m]	0,035	0,064	0,014		0,029		0,053
	v [m/s]	0,36	0,18	0,43		0,11		0,05
6,62	h [m]		0,157		0,064	0,029	0,007	
	v [m/s]		0,35		0,25	0,22	0,11	
6,42	h [m]		0,062	0,063			0,022	
	v [m/s]		0,31	0,10			0,26	
6,22	h [m]	0,068	0,045	0,034	0,034		0,032	0,054
	v [m/s]	0,10	0,21	0,24	0,14		0,10	0,04
6,02	h [m]	0,071	0,057		0,065	0,026	0,075	0,056
	v [m/s]	0,11	0,21		0,26	0,04	0,05	0,12
5,82	h [m]	0,008	0,030	0,024	0,058	0,062	0,071	0,070
	v [m/s]	0,14	0,15	0,03	0,28	0,04	0,01	0,17
5,62	h [m]	0,061	0,022	0,050	0,062	0,033	0,075	0,030
	v [m/s]	0,14	0,18	0,13	0,22	0,10	0,13	0,12
5,42	h [m]	0,052	0,051		0,053	0,047	0,060	0,047
	v [m/s]	0,05	0,21		0,01	0,17	0,18	0,07
5,22	h [m]	0,055	0,053	0,056	0,057	0,058	0,061	0,058
	v [m/s]	0,23	0,18	0,15	0,18	0,22	0,16	0,03
5,02	h [m]	0,053	0,065		0,006	0,022	0,097	0,087
	v [m/s]	0,20	0,11		0,03	0,26	0,12	0,07
4,82	h [m]	0,072	0,047	0,044	0,076	0,088	0,086	0,074
	v [m/s]	0,13	0,14	0,03	0,04	0,17	0,16	0,11

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.6 Versuch V03-20I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,068	0,070	0,075	0,081	0,089	0,060	0,109
	v [m/s]	0,23	0,28	0,23	0,23	0,25	0,13	0,13
8,62	h [m]	0,047	0,084	0,083	0,066	0,075	0,047	0,060
	v [m/s]	0,22	0,24	0,29	0,22	0,24	0,30	0,17
8,42	h [m]	0,054	0,043	0,102	0,065	0,042	0,048	0,073
	v [m/s]	0,25	0,26	0,25	0,31	0,28	0,09	0,20
8,22	h [m]	0,044	0,055	0,042	0,037	0,067	0,043	0,043
	v [m/s]	0,32	0,24	0,34	0,45	0,28	0,40	0,26
8,02	h [m]	0,062	0,062	0,071	0,077	0,046	0,040	0,051
	v [m/s]	0,34	0,20	0,18	0,45	0,04	0,40	0,09
7,82	h [m]	0,052	0,071	0,079	0,021	0,066	0,032	0,034
	v [m/s]	0,28	0,22	0,19	0,44	0,18	0,21	0,29
7,62	h [m]	0,025	0,064	0,071	0,065	0,017	0,052	0,030
	v [m/s]	0,25	0,10	0,32	0,31	0,11	0,13	0,17
7,42	h [m]	0,032		0,080	0,045	0,022		0,048
	v [m/s]	0,07		0,69	0,55	0,54		0,36
7,22	h [m]	0,082	0,083	0,073	0,079	0,000	0,068	0,091
	v [m/s]	0,15	0,06	0,46	0,27	0,47	0,29	0,41
7,02	h [m]	0,036	0,079	0,070	0,092	0,059	0,051	0,022
	v [m/s]	0,29	0,25	0,47	0,23	0,19	0,25	0,07
6,82	h [m]	0,055	0,087	0,032		0,033	0,022	0,067
	v [m/s]	0,39	0,23	0,62		0,49	0,24	0,13
6,62	h [m]		0,172	0,027	0,081	0,045	0,022	0,042
	v [m/s]		0,36	0,55	0,24	0,15	0,28	0,01
6,42	h [m]	0,031	0,076	0,080		0,060	0,037	0,017
	v [m/s]	0,17	0,39	0,22		0,25	0,35	0,18
6,22	h [m]	0,084	0,062	0,049	0,050	0,059	0,049	0,075
	v [m/s]	0,19	0,36	0,38	0,16	0,34	0,25	0,10
6,02	h [m]	0,087	0,075	0,011	0,084	0,043	0,092	0,074
	v [m/s]	0,21	0,29	0,22	0,22	0,18	0,10	0,10
5,82	h [m]	0,022	0,043	0,039	0,076	0,077	0,089	0,089
	v [m/s]	0,31	0,18	0,11	0,35	0,22	0,09	0,14
5,62	h [m]	0,075	0,037	0,068		0,050	0,096	0,049
	v [m/s]	0,19	0,38	0,14		0,29	0,22	0,15
5,42	h [m]	0,066	0,066	0,019	0,066	0,064	0,079	0,067
	v [m/s]	0,18	0,32	0,39	0,06	0,41	0,26	0,09
5,22	h [m]	0,069	0,069	0,072	0,072	0,075	0,078	0,076
	v [m/s]	0,31	0,39	0,19	0,08	0,28	0,26	0,04
5,02	h [m]	0,067	0,081	0,024		0,040	0,116	0,105
	v [m/s]	0,29	0,22	0,21		0,23	0,25	0,08
4,82	h [m]	0,086	0,062	0,058	0,091	0,106	0,105	0,092
	v [m/s]	0,16	0,27	0,11	0,04	0,17	0,24	0,013

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.7 Versuch V03-40l/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,085	0,089	0,103	0,102	0,113	0,082	0,131
	v [m/s]	0,22	0,47	0,48	0,24	0,23	0,20	0,24
8,62	h [m]	0,069	0,103	0,110	0,085	0,094	0,068	0,080
	v [m/s]	0,25	0,42	0,46	0,28	0,35	0,36	0,33
8,42	h [m]	0,074	0,062	0,135	0,083	0,056	0,069	0,090
	v [m/s]	0,28	0,40	0,41	0,36	0,32	0,15	0,34
8,22	h [m]	0,062	0,073	0,066	0,056	0,071	0,061	0,060
	v [m/s]	0,41	0,41	0,63	0,54	0,54	0,42	0,38
8,02	h [m]	0,086	0,081	0,096	0,092	0,065	0,056	0,076
	v [m/s]	0,36	0,30	0,33	0,57	0,54	0,49	0,36
7,82	h [m]	0,073	0,094	0,100	0,040	0,093	0,049	0,052
	v [m/s]	0,34	0,42	0,40	0,58	0,35	0,51	0,45
7,62	h [m]	0,050	0,090	0,092	0,085	0,037	0,076	0,049
	v [m/s]	0,34	0,28	0,46	0,42	0,47	0,34	0,34
7,42	h [m]	0,046		0,095	0,061	0,049	0,019	0,068
	v [m/s]	0,40		0,76	0,66	0,52	0,49	0,43
7,22	h [m]	0,104	0,104	0,092	0,102	0,017	0,094	0,113
	v [m/s]	0,39	0,10	0,57	0,39	0,33	0,56	0,51
7,02	h [m]	0,058	0,098	0,092	0,121	0,082	0,077	0,045
	v [m/s]	0,41	0,29	0,60	0,38	0,11	0,25	0,40
6,82	h [m]	0,080	0,110	0,060	0,028	0,060	0,044	0,090
	v [m/s]	0,44	0,26	0,64	0,53	0,30	0,33	0,22
6,62	h [m]	0,033	0,202	0,049	0,104	0,070	0,046	0,062
	v [m/s]	0,46	0,39	0,61	0,29	0,43	0,31	0,51
6,42	h [m]	0,056	0,107	0,096	0,030	0,076	0,059	0,043
	v [m/s]	0,44	0,45	0,33	0,39	0,57	0,39	0,23
6,22	h [m]	0,114	0,094	0,073	0,073	0,082	0,074	0,095
	v [m/s]	0,34	0,41	0,45	0,21	0,47	0,26	0,04
6,02	h [m]	0,115	0,109	0,033	0,109	0,067	0,116	0,098
	v [m/s]	0,34	0,40	0,52	0,24	0,37	0,24	0,12
5,82	h [m]	0,053	0,075	0,068	0,102	0,104	0,115	0,112
	v [m/s]	0,43	0,46	0,26	0,32	0,29	0,27	0,21
5,62	h [m]	0,110	0,072	0,095	0,107	0,076	0,121	0,072
	v [m/s]	0,27	0,47	0,28	0,29	0,31	0,27	0,17
5,42	h [m]	0,099	0,095	0,048	0,097	0,090	0,104	0,089
	v [m/s]	0,27	0,50	0,43	0,23	0,31	0,27	0,23
5,22	h [m]	0,106	0,098	0,103	0,101	0,104	0,104	0,102
	v [m/s]	0,35	0,36	0,30	0,27	0,31	0,26	0,14
5,02	h [m]	0,101	0,111	0,055	0,048	0,067	0,142	0,131
	v [m/s]	0,35	0,35	0,31	0,29	0,34	0,26	0,18
4,82	h [m]	0,121	0,095	0,088	0,122	0,133	0,131	0,117
	v [m/s]	0,23	0,41	0,19	0,18	0,23	0,30	0,23

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.8 Versuch V03-60l/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,103	0,106	0,104	0,124	0,141	0,113	0,156
	v [m/s]	0,23	0,55	0,65	0,39	0,30	0,28	0,27
8,62	h [m]	0,090	0,120	0,127	0,106	0,121	0,097	0,104
	v [m/s]	0,29	0,48	0,65	0,39	0,45	0,51	0,39
8,42	h [m]	0,092	0,081	0,155	0,102	0,086	0,093	0,118
	v [m/s]	0,33	0,49	0,59	0,47	0,57	0,31	0,39
8,22	h [m]	0,082	0,090	0,070	0,069	0,110	0,085	0,083
	v [m/s]	0,46	0,53	0,79	0,65	0,47	0,46	0,55
8,02	h [m]	0,105	0,090	0,090	0,103	0,100	0,081	0,090
	v [m/s]	0,42	0,45	0,40	0,59	0,68	0,60	0,36
7,82	h [m]	0,089	0,105	0,108	0,057	0,121	0,073	0,065
	v [m/s]	0,39	0,43	0,50	0,70	0,48	0,42	0,61
7,62	h [m]	0,066	0,102	0,110	0,108	0,061	0,102	0,074
	v [m/s]	0,41	0,37	0,54	0,51	0,48	0,41	0,53
7,42	h [m]	0,051		0,113	0,075	0,071	0,044	0,098
	v [m/s]	0,76		0,84	0,77	0,76	0,64	0,43
7,22	h [m]	0,114	0,112	0,087	0,108	0,027	0,097	0,131
	v [m/s]	0,51	0,12	0,75	0,51	0,90	0,82	0,57
7,02	h [m]	0,069	0,109	0,116	0,133	0,102	0,098	0,058
	v [m/s]	0,58	0,41	0,75	0,37	0,35	0,38	0,68
6,82	h [m]	0,095	0,122	0,055	0,037	0,088	0,067	0,109
	v [m/s]	0,49	0,35	0,88	0,65	0,54	0,44	0,52
6,62	h [m]	0,047	0,215	0,058	0,110	0,095	0,069	0,087
	v [m/s]	0,67	0,46	0,65	0,39	0,51	0,44	0,47
6,42	h [m]	0,071	0,115	0,107	0,037	0,096	0,075	0,066
	v [m/s]	0,55	0,54	0,44	0,56	0,49	0,42	0,58
6,22	h [m]	0,116	0,108	0,095	0,086	0,109	0,096	0,118
	v [m/s]	0,38	0,42	0,41	0,31	0,63	0,34	0,21
6,02	h [m]	0,118	0,111	0,050	0,121	0,092	0,133	0,117
	v [m/s]	0,50	0,50	0,53	0,32	0,56	0,31	0,28
5,82	h [m]	0,053	0,082	0,074	0,112	0,109	0,132	0,131
	v [m/s]	0,62	0,47	0,39	0,47	0,35	0,25	0,35
5,62	h [m]	0,108	0,076	0,105	0,116	0,091	0,137	0,092
	v [m/s]	0,57	0,59	0,34	0,40	0,42	0,32	0,41
5,42	h [m]	0,098	0,099	0,057	0,086	0,104	0,119	0,107
	v [m/s]	0,42	0,62	0,60	0,47	0,44	0,42	0,43
5,22	h [m]	0,098	0,110	0,116	0,102	0,114	0,115	0,107
	v [m/s]	0,58	0,41	0,38	0,52	0,42	0,49	0,24
5,02	h [m]	0,103	0,123	0,064	0,056	0,080	0,156	0,150
	v [m/s]	0,53	0,40	0,44	0,50	0,52	0,41	0,32
4,82	h [m]	0,129	0,096	0,099	0,127	0,146	0,143	0,130
	v [m/s]	0,35	0,50	0,27	0,28	0,32	0,41	0,37

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.9 Versuch V04-10I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,053	0,022	0,026	0,048	0,049	0,034	0,044
	v [m/s]	0,19	0,22	0,15	0,46	0,26	0,30	0,10
8,62	h [m]	0,007	0,040	0,011	0,045	0,049	0,023	0,007
	v [m/s]	0,00	0,20	0,30	0,29	0,23	0,24	0,00
8,42	h [m]	0,033	0,050	0,050	0,051	0,036		0,066
	v [m/s]	0,25	0,03	0,05	0,26	0,12		0,16
8,22	h [m]	0,056	0,017		0,038	0,008	0,049	0,038
	v [m/s]	0,05	0,38		0,29	0,12	0,00	0,32
8,02	h [m]		0,070	0,028	0,042		0,057	0,030
	v [m/s]		0,12	0,07	0,27		0,12	0,26
7,82	h [m]	0,053	0,035	0,037	0,037	0,032	0,012	0,062
	v [m/s]	0,12	0,30	0,10	0,35	0,09	0,19	0,05
7,62	h [m]	0,032	0,043	0,047	0,043	0,041	0,036	0,033
	v [m/s]	0,25	0,20	0,15	0,26	0,17	0,02	0,17
7,42	h [m]	0,012	0,047	0,031	0,016	0,038		0,032
	v [m/s]	0,06	0,30	0,08	0,00	0,19		0,00
7,22	h [m]	0,066	0,062	0,027	0,033	0,062	0,065	0,018
	v [m/s]	0,26	0,08	0,09	0,15	0,04	0,15	0,00
7,02	h [m]	0,051	0,020	0,013	0,033	0,039	0,038	0,031
	v [m/s]	0,24	0,01	0,15	0,27	0,12	0,11	0,11
6,82	h [m]	0,050	0,047	0,038	0,053	0,059	0,061	0,064
	v [m/s]	0,20	0,12	0,31	0,23	0,06	0,18	0,14
6,62	h [m]	0,009	0,047	0,038	0,014	0,047	0,013	0,076
	v [m/s]	0,17	0,21	0,18	0,13	0,21	0,18	0,12
6,42	h [m]	0,040	0,032	0,022	0,031	0,025	0,016	0,055
	v [m/s]	0,09	0,22	0,22	0,10	0,28	0,13	0,33
6,22	h [m]		0,024	0,041	0,050	0,046		0,009
	v [m/s]		0,14	0,23	0,01	0,33		0,21
6,02	h [m]	0,015	0,046	0,034	0,021	0,030	0,040	0,052
	v [m/s]	0,02	0,03	0,20	0,21	0,23	0,14	0,16
5,82	h [m]				0,044	0,038	0,026	0,051
	v [m/s]				0,17	0,17	0,24	0,29
5,62	h [m]	0,051	0,054	0,053	0,014	0,032	0,006	0,035
	v [m/s]	0,14	0,18	0,07	0,17	0,10	0,15	0,17
5,42	h [m]	0,025	0,015	0,004	0,053	0,019	0,009	0,027
	v [m/s]	0,00	0,27	0,00	0,26	0,01	0,09	0,19
5,22	h [m]	0,011	0,014	0,014	0,015	0,011	0,015	0,014
	v [m/s]	0,08	0,26	0,01	0,24	0,15	0,20	0,36
5,02	h [m]	0,025	0,039	0,042	0,037	0,027	0,025	0,072
	v [m/s]	0,30	0,05	0,03	0,33	0,28	0,27	0,17
4,82	h [m]	0,004	0,022	0,038	0,071	0,045		0,059
	v [m/s]	0,14	0,08	0,13	0,36	0,20		0,41

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.10 Versuch V04-20I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,066	0,038	0,039	0,057	0,064	0,049	0,059
	v [m/s]	0,60	0,35	0,26	0,63	0,51	0,53	0,45
8,62	h [m]	0,018	0,053	0,023	0,059	0,064	0,039	0,021
	v [m/s]	0,62	0,35	0,30	0,52	0,44	0,49	0,50
8,42	h [m]	0,044	0,063	0,065	0,065	0,054	0,023	0,083
	v [m/s]	0,45	0,18	0,20	0,53	0,56	0,30	0,32
8,22	h [m]	0,068	0,028	0,004	0,058	0,023	0,063	0,049
	v [m/s]	0,33	0,35	0,39	0,53	0,38	0,23	0,44
8,02	h [m]	0,019	0,087	0,043	0,058	0,009	0,071	0,048
	v [m/s]	0,55	0,29	0,23	0,58	0,61	0,46	0,46
7,82	h [m]	0,065	0,049	0,047	0,047	0,047	0,024	0,077
	v [m/s]	0,45	0,53	0,39	0,60	0,50	0,37	0,35
7,62	h [m]	0,044	0,057	0,058	0,057	0,058	0,053	0,048
	v [m/s]	0,54	0,44	0,41	0,57	0,30	0,20	0,37
7,42	h [m]	0,028	0,061	0,038	0,034	0,051	0,002	0,038
	v [m/s]	0,61	0,55	0,29	0,65	0,42	0,43	0,51
7,22	h [m]	0,081	0,084	0,039	0,044	0,078	0,078	0,030
	v [m/s]	0,57	0,42	0,09	0,50	0,39	0,25	0,59
7,02	h [m]	0,063	0,036	0,028	0,046	0,055	0,052	0,049
	v [m/s]	0,58	0,26	0,26	0,56	0,46	0,18	0,52
6,82	h [m]	0,071	0,062	0,053	0,068	0,074	0,076	0,080
	v [m/s]	0,53	0,15	0,37	0,42	0,23	0,27	0,38
6,62	h [m]	0,025	0,064	0,053	0,031	0,063	0,027	0,093
	v [m/s]	0,47	0,23	0,29	0,35	0,29	0,34	0,25
6,42	h [m]	0,055	0,048	0,035	0,043	0,043	0,032	0,070
	v [m/s]	0,35	0,31	0,42	0,31	0,33	0,33	0,50
6,22	h [m]	0,010	0,041	0,055	0,064	0,060	0,015	0,024
	v [m/s]	0,33	0,25	0,42	0,26	0,48	0,44	0,37
6,02	h [m]	0,031	0,062	0,051	0,034	0,044	0,053	0,067
	v [m/s]	0,40	0,25	0,41	0,37	0,34	0,32	0,43
5,82	h [m]	0,007	0,026	0,017	0,059	0,050	0,042	0,067
	v [m/s]	0,42	0,42	0,53	0,35	0,33	0,34	0,45
5,62	h [m]	0,065	0,071	0,068	0,031	0,049	0,016	0,052
	v [m/s]	0,22	0,41	0,24	0,39	0,42	0,29	0,47
5,42	h [m]	0,035	0,029	0,021	0,071	0,034	0,025	0,043
	v [m/s]	0,45	0,45	0,47	0,38	0,18	0,32	0,46
5,22	h [m]	0,025	0,028	0,029	0,032	0,029	0,029	0,032
	v [m/s]	0,39	0,33	0,42	0,44	0,30	0,41	0,66
5,02	h [m]	0,040	0,053	0,055	0,058	0,035	0,038	0,090
	v [m/s]	0,38	0,34	0,22	0,53	0,42	0,37	0,47
4,82	h [m]	0,019	0,031	0,051	0,085	0,056	0,046	0,073
	v [m/s]	0,39	0,35	0,35	0,54	0,34	0,60	0,66

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.11 Versuch V04-40l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,083	0,055	0,057	0,082	0,081	0,071	0,079
	v [m/s]	0,60	0,35	0,26	0,63	0,51	0,53	0,45
8,62	h [m]	0,031	0,071	0,038	0,077	0,078	0,057	0,040
	v [m/s]	0,62	0,35	0,30	0,52	0,44	0,49	0,50
8,42	h [m]	0,057	0,078	0,080	0,082	0,066	0,038	0,104
	v [m/s]	0,45	0,18	0,20	0,53	0,56	0,30	0,32
8,22	h [m]	0,089	0,045	0,019	0,063	0,039	0,074	0,072
	v [m/s]	0,33	0,35	0,39	0,53	0,38	0,23	0,44
8,02	h [m]	0,034	0,103	0,061	0,066	0,025	0,085	0,061
	v [m/s]	0,55	0,29	0,23	0,58	0,61	0,46	0,46
7,82	h [m]	0,085	0,063	0,065	0,057	0,060	0,041	0,084
	v [m/s]	0,45	0,53	0,39	0,60	0,50	0,37	0,35
7,62	h [m]	0,065	0,071	0,078	0,072	0,076	0,067	0,063
	v [m/s]	0,54	0,44	0,41	0,57	0,30	0,20	0,37
7,42	h [m]	0,043	0,079	0,065	0,039	0,068	0,017	0,052
	v [m/s]	0,61	0,55	0,29	0,65	0,42	0,43	0,51
7,22	h [m]	0,096	0,092	0,056	0,062	0,097	0,096	0,053
	v [m/s]	0,54	0,42	0,09	0,50	0,39	0,25	0,59
7,02	h [m]	0,081	0,049	0,044	0,061	0,072	0,071	0,075
	v [m/s]	0,58	0,26	0,26	0,56	0,46	0,18	0,52
6,82	h [m]	0,086	0,078	0,069	0,089	0,088	0,093	0,103
	v [m/s]	0,53	0,15	0,37	0,42	0,23	0,27	0,38
6,62	h [m]	0,048	0,081	0,073	0,051	0,080	0,045	0,113
	v [m/s]	0,47	0,23	0,29	0,35	0,29	0,34	0,25
6,42	h [m]	0,065	0,067	0,056	0,058	0,060	0,050	0,081
	v [m/s]	0,35	0,31	0,42	0,31	0,33	0,33	0,50
6,22	h [m]	0,034	0,058	0,074	0,078	0,075	0,030	0,042
	v [m/s]	0,33	0,25	0,42	0,26	0,48	0,44	0,37
6,02	h [m]	0,048	0,077	0,069	0,054	0,062	0,072	0,088
	v [m/s]	0,40	0,25	0,41	0,37	0,34	0,32	0,43
5,82	h [m]	0,027	0,041	0,037	0,076	0,069	0,059	0,086
	v [m/s]	0,42	0,42	0,53	0,35	0,33	0,34	0,45
5,62	h [m]	0,086	0,082	0,088	0,051	0,066	0,037	0,071
	v [m/s]	0,22	0,41	0,24	0,39	0,42	0,29	0,47
5,42	h [m]	0,052	0,049	0,038	0,090	0,049	0,043	0,062
	v [m/s]	0,45	0,45	0,47	0,38	0,18	0,32	0,46
5,22	h [m]	0,042	0,045	0,051	0,061	0,045	0,049	0,048
	v [m/s]	0,39	0,33	0,42	0,44	0,30	0,41	0,66
5,02	h [m]	0,058	0,066	0,062	0,073	0,057	0,056	0,114
	v [m/s]	0,38	0,34	0,22	0,53	0,42	0,37	0,47
4,82	h [m]	0,040	0,053	0,069	0,096	0,092	0,058	0,091
	v [m/s]	0,39	0,35	0,35	0,54	0,34	0,60	0,66

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.12 Versuch V04-60l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,095	0,065	0,078	0,087	0,087	0,075	0,089
	v [m/s]	0,59	0,56	0,49	0,74	0,69	0,71	0,55
8,62	h [m]	0,047	0,081	0,055	0,096	0,091	0,074	0,059
	v [m/s]	0,65	0,50	0,57	0,60	0,59	0,61	0,63
8,42	h [m]	0,077	0,089	0,093	0,092	0,083	0,047	0,109
	v [m/s]	0,49	0,33	0,40	0,65	0,71	0,42	0,54
8,22	h [m]	0,100	0,054	0,024	0,069	0,057	0,084	0,079
	v [m/s]	0,34	0,55	0,55	0,68	0,47	0,33	0,56
8,02	h [m]	0,043	0,120	0,067	0,092	0,045	0,099	0,085
	v [m/s]	0,59	0,32	0,36	0,52	0,62	0,40	0,44
7,82	h [m]	0,098	0,084	0,079	0,065	0,080	0,052	0,091
	v [m/s]	0,49	0,59	0,43	0,68	0,59	0,43	0,49
7,62	h [m]	0,076	0,089	0,088	0,082	0,090	0,079	0,079
	v [m/s]	0,53	0,55	0,48	0,53	0,38	0,35	0,32
7,42	h [m]	0,056	0,096	0,081	0,052	0,072	0,024	0,069
	v [m/s]	0,56	0,63	0,41	0,67	0,61	0,60	0,53
7,22	h [m]	0,108	0,105	0,069	0,066	0,100	0,108	0,064
	v [m/s]	0,51	0,57	0,16	0,66	0,50	0,30	0,75
7,02	h [m]	0,091	0,058	0,055	0,068	0,084	0,090	0,077
	v [m/s]	0,57	0,79	0,34	0,68	0,54	0,22	0,63
6,82	h [m]	0,097	0,090	0,055	0,094	0,095	0,106	0,099
	v [m/s]	0,54	0,27	0,40	0,52	0,33	0,33	0,58
6,62	h [m]	0,059	0,093	0,090	0,059	0,088	0,058	0,126
	v [m/s]	0,57	0,37	0,38	0,44	0,32	0,40	0,36
6,42	h [m]	0,075	0,083	0,072	0,068	0,070	0,062	0,095
	v [m/s]	0,51	0,41	0,48	0,46	0,45	0,46	0,60
6,22	h [m]	0,039	0,074	0,090	0,089	0,092	0,047	0,060
	v [m/s]	0,64	0,32	0,47	0,38	0,57	0,47	0,44
6,02	h [m]	0,069	0,094	0,081	0,062	0,088	0,089	0,099
	v [m/s]	0,50	0,30	0,52	0,55	0,42	0,41	0,60
5,82	h [m]	0,047	0,059	0,049	0,087	0,081	0,076	0,097
	v [m/s]	0,56	0,49	0,63	0,47	0,43	0,46	0,55
5,62	h [m]	0,106	0,100	0,103	0,059	0,077	0,055	0,086
	v [m/s]	0,33	0,48	0,35	0,48	0,63	0,37	0,55
5,42	h [m]	0,070	0,068	0,047	0,091	0,076	0,063	0,075
	v [m/s]	0,56	0,58	0,67	0,65	0,35	0,40	0,55
5,22	h [m]	0,068	0,068	0,065	0,058	0,064	0,070	0,064
	v [m/s]	0,47	0,45	0,58	0,53	0,45	0,49	0,74
5,02	h [m]	0,088	0,092	0,090	0,091	0,077	0,075	0,129
	v [m/s]	0,44	0,44	0,37	0,57	0,47	0,52	0,53
4,82	h [m]	0,063	0,078	0,089	0,113	0,092	0,074	0,108
	v [m/s]	0,49	0,44	0,49	0,70	0,39	0,69	0,73

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.13 Versuch V05-10I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,022	0,029	0,041	0,041	0,021	0,009	0,044
	v [m/s]	0,09	0,00	0,01	0,29	0,19	0,06	0,13
8,62	h [m]	0,015	0,040	0,020	0,012	0,027	0,022	0,024
	v [m/s]	0,35	0,07	0,37	0,28	0,20	0,28	0,27
8,42	h [m]	0,034	0,050	0,053	0,013	0,030	0,044	0,023
	v [m/s]	0,37	0,01	0,38	0,28	0,15	0,09	0,32
8,22	h [m]		0,061	0,053		0,007		0,037
	v [m/s]		0,34	0,21		0,15		0,45
8,02	h [m]	0,025	0,049	0,021	0,024	0,041	0,025	0,046
	v [m/s]	0,41	0,34	0,16	0,20	0,10	0,07	0,39
7,82	h [m]	0,028		0,035	0,024	0,035	0,028	0,062
	v [m/s]	0,16		0,29	0,27	0,12	0,18	0,37
7,62	h [m]	0,023	0,055	0,022	0,052	0,030	0,046	0,059
	v [m/s]	0,16	0,26	0,59	0,18	0,28	0,23	0,23
7,42	h [m]	0,034			0,046	0,055	0,039	0,011
	v [m/s]	0,17			0,10	0,16	0,37	0,29
7,22	h [m]	0,057		0,010	0,058		0,030	
	v [m/s]	0,23		0,08	0,13		0,06	
7,02	h [m]		0,043	0,017	0,031			0,064
	v [m/s]		0,01	0,25	0,56			0,25
6,82	h [m]	0,056	0,031	0,021		0,030	0,043	0,026
	v [m/s]	0,08	0,22	0,28		0,36	0,09	0,29
6,62	h [m]	0,043	0,035	0,030		0,051	0,023	
	v [m/s]	0,23	0,27	0,15		0,15	0,40	
6,42	h [m]	0,030	0,041	0,025		0,032		0,049
	v [m/s]	0,36	0,16	0,10		0,13		0,19
6,22	h [m]	0,042	0,036		0,026	0,054	0,039	0,049
	v [m/s]	0,26	0,30		0,40	0,20	0,46	0,40
6,02	h [m]	0,044	0,014	0,004		0,046	0,054	0,077
	v [m/s]	0,30	0,15	0,13		0,24	0,47	0,07
5,82	h [m]	0,058		0,039	0,028	0,064	0,019	0,034
	v [m/s]	0,27		0,13	0,03	0,14	0,08	0,19
5,62	h [m]	0,065	0,016		0,018	0,037	0,040	0,053
	v [m/s]	0,30	0,10		0,29	0,10	0,19	0,32
5,42	h [m]	0,064	0,030	0,032			0,044	0,033
	v [m/s]	0,18	0,22	0,32			0,07	0,15
5,22	h [m]	0,054	0,053	0,054	0,049	0,059	0,061	0,064
	v [m/s]	0,25	0,33	0,31	0,14	0,17	0,09	0,17
5,02	h [m]	0,041	0,040	0,029	0,048	0,034		0,004
	v [m/s]	0,25	0,35	0,38	0,13	0,05		0,13
4,82	h [m]	0,064	0,060	0,044	0,052	0,019	0,045	0,049
	v [m/s]	0,10	0,20	0,26	0,11	0,05	0,19	0,12

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.14 Versuch V05-20I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,041	0,041	0,053	0,051	0,029	0,027	0,056
	v [m/s]	0,17	0,08	0,02	0,47	0,32	0,19	0,18
8,62	h [m]	0,023	0,052	0,029	0,023	0,042	0,034	0,036
	v [m/s]	0,55	0,18	0,40	0,60	0,32	0,32	0,42
8,42	h [m]	0,051	0,060	0,067	0,023	0,046	0,060	0,042
	v [m/s]	0,31	0,01	0,33	0,45	0,23	0,10	0,43
8,22	h [m]	0,021	0,071	0,063		0,028		0,046
	v [m/s]	0,46	0,35	0,33		0,28		0,53
8,02	h [m]	0,047	0,064	0,032	0,038	0,055	0,035	0,059
	v [m/s]	0,37	0,38	0,31	0,29	0,23	0,28	0,54
7,82	h [m]	0,039	0,040	0,047	0,035	0,055	0,043	0,085
	v [m/s]	0,25	0,17	0,36	0,36	0,23	0,24	0,55
7,62	h [m]	0,039	0,070	0,038	0,068	0,037	0,059	0,073
	v [m/s]	0,20	0,21	0,61	0,15	0,46	0,30	0,28
7,42	h [m]	0,051	0,020		0,057	0,069	0,050	0,031
	v [m/s]	0,30	0,15		0,06	0,48	0,43	0,42
7,22	h [m]	0,062		0,019	0,068		0,044	0,065
	v [m/s]	0,40		0,10	0,19		0,18	0,57
7,02	h [m]	0,030	0,057	0,030	0,050	0,017	0,015	0,080
	v [m/s]	0,53	0,03	0,28	0,63	0,38	0,34	0,37
6,82	h [m]	0,072	0,042	0,030	0,008	0,041	0,054	0,038
	v [m/s]	0,25	0,41	0,15	0,53	0,38	0,20	0,42
6,62	h [m]	0,052	0,049	0,038	0,015	0,066	0,036	0,012
	v [m/s]	0,29	0,47	0,18	0,35	0,28	0,47	0,40
6,42	h [m]	0,047	0,047	0,035		0,043	0,045	0,062
	v [m/s]	0,41	0,27	0,24		0,13	0,55	0,36
6,22	h [m]	0,049	0,047		0,038	0,064	0,051	0,047
	v [m/s]	0,39	0,36		0,45	0,33	0,54	0,58
6,02	h [m]	0,060	0,025	0,013	0,027	0,052	0,055	0,093
	v [m/s]	0,42	0,10	0,18	0,27	0,42	0,64	0,18
5,82	h [m]	0,072	0,044	0,050	0,045	0,074	0,024	0,050
	v [m/s]	0,32	0,18	0,24	0,20	0,16	0,40	0,36
5,62	h [m]	0,082	0,030	0,022	0,036	0,043	0,046	0,064
	v [m/s]	0,37	0,22	0,41	0,33	0,11	0,44	0,50
5,42	h [m]	0,071	0,046	0,039	0,029	0,021	0,048	0,050
	v [m/s]	0,41	0,36	0,34	0,23	0,17	0,16	0,21
5,22	h [m]	0,068	0,065	0,071	0,059	0,071	0,063	0,066
	v [m/s]	0,35	0,34	0,41	0,31	0,35	0,26	0,39
5,02	h [m]	0,051	0,056	0,038	0,062	0,056		0,014
	v [m/s]	0,54	0,43	0,53	0,19	0,10		0,37
4,82	h [m]	0,084	0,072	0,051	0,067	0,035	0,061	0,067
	v [m/s]	0,16	0,34	0,34	0,14	0,02	0,27	0,22

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.15 Versuch V05-40l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,043	0,060	0,068	0,059	0,037	0,039	0,075
	v [m/s]	0,52	0,23	0,11	0,64	0,45	0,48	0,25
8,62	h [m]	0,034	0,065	0,045	0,040	0,049	0,040	0,049
	v [m/s]	0,80	0,33	0,46	0,68	0,47	0,62	0,60
8,42	h [m]	0,055	0,079	0,074	0,033	0,063	0,075	0,047
	v [m/s]	0,52	0,22	0,54	0,57	0,48	0,64	0,55
8,22	h [m]	0,031	0,086	0,074	0,057	0,042	0,070	0,068
	v [m/s]	0,70	0,42	0,41	0,50	0,35	0,72	0,55
8,02	h [m]	0,063	0,080	0,049	0,048	0,060	0,045	0,060
	v [m/s]	0,42	0,42	0,39	0,63	0,24	0,39	0,73
7,82	h [m]	0,063	0,057	0,057	0,043	0,070	0,051	0,082
	v [m/s]	0,30	0,38	0,44	0,64	0,36	0,36	0,61
7,62	h [m]	0,038	0,079	0,048	0,085	0,063	0,078	0,066
	v [m/s]	0,49	0,13	0,61	0,34	0,42	0,36	0,50
7,42	h [m]	0,065	0,032	0,013	0,056	0,069	0,059	0,037
	v [m/s]	0,47	0,38	0,55	0,25	0,65	0,51	0,56
7,22	h [m]	0,083	0,016	0,038	0,079	0,038	0,063	0,085
	v [m/s]	0,64	0,71	0,33	0,35	0,39	0,31	0,72
7,02	h [m]	0,051	0,069	0,042	0,068	0,025	0,028	0,088
	v [m/s]	0,71	0,17	0,42	0,67	0,49	0,59	0,64
6,82	h [m]	0,083	0,057	0,041	0,019	0,053	0,074	0,053
	v [m/s]	0,39	0,40	0,25	0,77	0,57	0,25	0,77
6,62	h [m]	0,066	0,064	0,059	0,035	0,080	0,051	0,048
	v [m/s]	0,51	0,57	0,27	0,45	0,44	0,54	0,61
6,42	h [m]	0,052	0,070	0,050	0,020	0,052	0,064	0,067
	v [m/s]	0,72	0,46	0,38	0,33	0,17	0,56	0,56
6,22	h [m]	0,075	0,062		0,042	0,073	0,069	0,070
	v [m/s]	0,76	0,54		0,46	0,51	0,68	0,79
6,02	h [m]	0,087	0,032	0,018	0,037	0,065	0,065	0,085
	v [m/s]	0,62	0,38	0,35	0,48	0,28	0,79	0,72
5,82	h [m]	0,067	0,059	0,064	0,057	0,084	0,044	0,068
	v [m/s]	0,62	0,33	0,35	0,25	0,27	0,62	0,53
5,62	h [m]	0,101	0,047	0,038	0,051	0,043	0,062	0,072
	v [m/s]	0,62	0,30	0,57	0,43	0,40	0,53	0,48
5,42	h [m]	0,090	0,058	0,062	0,040	0,035	0,056	0,057
	v [m/s]	0,65	0,43	0,43	0,53	0,42	0,40	0,62
5,22	h [m]	0,086	0,079	0,079	0,069	0,079	0,088	0,079
	v [m/s]	0,53	0,45	0,53	0,59	0,30	0,61	0,52
5,02	h [m]	0,067	0,068	0,050	0,075	0,070	0,030	0,026
	v [m/s]	0,61	0,46	0,67	0,41	0,14	0,69	0,51
4,82	h [m]	0,107	0,087	0,077	0,082	0,043	0,072	0,075
	v [m/s]	0,24	0,38	0,56	0,30	0,36	0,56	0,29

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.16 Versuch V05-60l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,055	0,043	0,075	0,070	0,045	0,055	0,083
	v [m/s]	0,68	0,65	0,17	0,80	0,59	0,48	0,32
8,62	h [m]	0,057	0,081	0,056	0,059	0,080	0,058	0,063
	v [m/s]	0,73	0,52	0,48	0,70	0,49	0,65	0,62
8,42	h [m]	0,069	0,067	0,085	0,041	0,071	0,075	0,068
	v [m/s]	0,57	0,34	0,58	0,78	0,62	0,57	0,58
8,22	h [m]	0,039	0,095	0,084	0,068	0,046	0,090	0,063
	v [m/s]	0,69	0,51	0,48	0,69	0,43	0,77	0,73
8,02	h [m]	0,075	0,084	0,046	0,058	0,063	0,055	0,079
	v [m/s]	0,53	0,64	0,51	0,74	0,44	0,89	0,73
7,82	h [m]	0,072	0,065	0,062	0,055	0,080	0,078	0,091
	v [m/s]	0,42	0,44	0,52	0,73	0,35	0,56	0,78
7,62	h [m]	0,051	0,087	0,058	0,095	0,073	0,071	0,082
	v [m/s]	0,68	0,41	0,73	0,40	0,57	0,66	0,64
7,42	h [m]	0,088	0,043	0,018	0,060	0,082	0,070	0,048
	v [m/s]	0,55	0,53	0,69	0,36	0,76	0,82	0,81
7,22	h [m]	0,089	0,025	0,043	0,093	0,060	0,070	0,091
	v [m/s]	0,81	0,83	0,43	0,35	0,53	0,61	0,86
7,02	h [m]	0,070	0,073	0,050	0,078	0,023	0,043	0,107
	v [m/s]	0,79	0,30	0,53	0,68	0,76	0,68	0,72
6,82	h [m]	0,069	0,068	0,042	0,025	0,061	0,067	0,058
	v [m/s]	0,70	0,44	0,46	0,84	0,70	0,46	0,84
6,62	h [m]	0,090	0,068	0,061	0,046	0,097	0,054	0,042
	v [m/s]	0,53	0,62	0,42	0,36	0,58	0,76	0,70
6,42	h [m]	0,062	0,078	0,065	0,030	0,053	0,078	0,082
	v [m/s]	0,71	0,48	0,50	0,43	0,43	0,74	0,79
6,22	h [m]	0,092	0,077	0,016	0,048	0,083	0,068	0,086
	v [m/s]	0,64	0,57	0,78	0,60	0,52	0,82	0,78
6,02	h [m]	0,084	0,026	0,019	0,044	0,082	0,080	0,091
	v [m/s]	0,86	0,72	0,60	0,55	0,47	0,81	0,89
5,82	h [m]	0,081	0,056	0,073	0,065	0,110	0,059	0,093
	v [m/s]	0,78	0,61	0,42	0,26	0,39	0,59	0,43
5,62	h [m]	0,088	0,052	0,050	0,066	0,064	0,071	0,080
	v [m/s]	0,66	0,51	0,67	0,47	0,35	0,57	0,73
5,42	h [m]	0,095	0,066	0,071	0,052	0,046	0,065	0,065
	v [m/s]	0,93	0,64	0,48	0,64	0,59	0,48	0,78
5,22	h [m]	0,089	0,093	0,094	0,084	0,093	0,102	0,085
	v [m/s]	0,70	0,54	0,48	0,64	0,41	0,39	0,66
5,02	h [m]	0,084	0,089	0,066	0,094	0,070	0,044	0,042
	v [m/s]	0,71	0,55	0,53	0,61	0,39	0,80	0,64
4,82	h [m]	0,098	0,091	0,085	0,082	0,041	0,066	0,063
	v [m/s]	0,53	0,52	0,58	0,47	0,58	0,53	0,59

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.17 Versuch V06-10I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,033	0,039	0,026	0,037	0,048	0,027	0,016
	v [m/s]	0,06	0,12	0,25	0,19	0,19	0,42	0,17
8,62	h [m]	0,015	0,023	0,038	0,038	0,053	0,060	0,024
	v [m/s]	0,25	0,18	0,28	0,13	0,23	0,44	0,12
8,42	h [m]	0,044	0,068		0,052	0,036	0,059	0,038
	v [m/s]	0,09	0,21		0,21	0,36	0,14	0,21
8,22	h [m]	0,060	0,046	0,036	0,035	0,025	0,031	0,019
	v [m/s]	0,09	0,20	0,12	0,10	0,18	0,45	0,12
8,02	h [m]	0,024	0,065			0,052	0,067	0,048
	v [m/s]	0,11	0,27			0,20	0,25	0,10
7,82	h [m]	0,050	0,079			0,039	0,067	0,014
	v [m/s]	0,15	0,13			0,06	0,15	0,16
7,62	h [m]		0,021	0,060		0,061	0,028	0,030
	v [m/s]		0,11	0,16		0,44	0,25	0,48
7,42	h [m]	0,053	0,026	0,011	0,046	0,042	0,043	0,025
	v [m/s]	0,22	0,15	0,47	0,21	0,27	0,23	0,20
7,22	h [m]	0,021			0,027			
	v [m/s]	0,51			0,41			
7,02	h [m]	0,040		0,050		0,021		
	v [m/s]	0,29		0,60		0,18		
6,82	h [m]	0,045	0,036	0,050	0,057			0,033
	v [m/s]	0,06	0,10	0,41	0,03			0,16
6,62	h [m]	0,047	0,050	0,068	0,037			
	v [m/s]	0,03	0,08	0,35	0,14			
6,42	h [m]			0,034	0,054		0,023	
	v [m/s]			0,37	0,01		0,00	
6,22	h [m]		0,050	0,036	0,048		0,046	0,033
	v [m/s]		0,41	0,30	0,49		0,16	0,10
6,02	h [m]	0,012	0,028	0,059	0,048	0,020	0,027	0,030
	v [m/s]	0,13	0,06	0,26	0,45	0,00	0,15	0,06
5,82	h [m]		0,053	0,074	0,060	0,026	0,035	
	v [m/s]		0,21	0,32	0,34	0,00	0,19	
5,62	h [m]	0,028		0,049	0,041	0,015		0,038
	v [m/s]	0,14		0,37	0,03	0,26		0,11
5,42	h [m]		0,068	0,085			0,027	0,041
	v [m/s]		0,23	0,27			0,00	0,00
5,22	h [m]		0,024		0,025		0,040	
	v [m/s]		0,45		0,32		0,18	
5,02	h [m]	0,056	0,039	0,049	0,039	0,023		
	v [m/s]	0,30	0,41	0,37	0,20	0,19		
4,82	h [m]	0,022		0,050	0,049	0,023		
	v [m/s]	0,49		0,31	0,19	0,49		

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.18 Versuch V06-20I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,042	0,048	0,036	0,047	0,055	0,042	0,025
	v [m/s]	0,33	0,27	0,28	0,37	0,35	0,42	0,20
8,62	h [m]	0,023	0,031	0,050	0,047	0,068	0,077	0,035
	v [m/s]	0,49	0,17	0,33	0,35	0,37	0,45	0,14
8,42	h [m]	0,060	0,079	0,035	0,064	0,043	0,076	0,047
	v [m/s]	0,21	0,23	0,09	0,23	0,49	0,30	0,27
8,22	h [m]	0,053	0,062	0,045	0,045	0,050	0,046	0,036
	v [m/s]	0,14	0,34	0,24	0,30	0,27	0,45	0,32
8,02	h [m]	0,029	0,081	0,011	0,028	0,063	0,074	0,062
	v [m/s]	0,29	0,32	0,47	0,47	0,22	0,35	0,27
7,82	h [m]	0,065	0,087		0,061	0,050	0,080	0,026
	v [m/s]	0,21	0,31		0,42	0,07	0,30	0,23
7,62	h [m]	0,025	0,033	0,069	0,023	0,073	0,044	0,043
	v [m/s]	0,34	0,21	0,32	0,56	0,50	0,34	0,53
7,42	h [m]	0,064	0,038	0,033	0,047	0,056	0,053	0,039
	v [m/s]	0,37	0,13	0,40	0,44	0,23	0,17	0,27
7,22	h [m]	0,034		0,056	0,043			
	v [m/s]	0,82		0,67	0,42			
7,02	h [m]	0,043		0,080	0,017	0,035		
	v [m/s]	0,34		0,70	0,69	0,45		
6,82	h [m]	0,061	0,053	0,063	0,074			0,043
	v [m/s]	0,21	0,11	0,59	0,07			0,38
6,62	h [m]	0,058	0,060	0,087	0,053		0,023	0,043
	v [m/s]	0,32	0,27	0,44	0,29		0,24	0,40
6,42	h [m]	0,044		0,053	0,065		0,038	
	v [m/s]	0,38		0,47	0,07		0,03	
6,22	h [m]	0,012	0,062	0,035	0,061		0,057	0,046
	v [m/s]	0,29	0,39	0,43	0,51		0,37	0,04
6,02	h [m]	0,025	0,041	0,075	0,063	0,034	0,040	0,041
	v [m/s]	0,27	0,10	0,39	0,42	0,14	0,27	0,09
5,82	h [m]	0,034	0,065	0,086	0,075	0,035	0,046	
	v [m/s]	0,38	0,29	0,42	0,36	0,09	0,29	
5,62	h [m]	0,041		0,059	0,060	0,025	0,025	0,044
	v [m/s]	0,23		0,41	0,51	0,26	0,14	0,18
5,42	h [m]	0,027	0,085	0,099			0,044	0,057
	v [m/s]	0,36	0,32	0,30			0,01	0,00
5,22	h [m]	0,051	0,048	0,050	0,043		0,056	0,054
	v [m/s]	0,21	0,54	0,64	0,58		0,33	0,30
5,02	h [m]	0,065	0,053	0,062	0,058	0,044	0,045	0,034
	v [m/s]	0,44	0,54	0,43	0,49	0,32	0,27	0,03
4,82	h [m]	0,029		0,053	0,064	0,031	0,034	
	v [m/s]	0,52		0,76	0,29	0,70	0,14	

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.19 Versuch V06-40l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,053	0,074	0,047	0,069	0,074	0,071	0,047
	v [m/s]	0,56	0,49	0,36	0,65	0,51	0,65	0,43
8,62	h [m]	0,033	0,026	0,064	0,060	0,079	0,093	0,035
	v [m/s]	0,64	0,39	0,41	0,69	0,49	0,55	0,58
8,42	h [m]	0,077	0,101	0,032	0,081	0,060	0,089	0,051
	v [m/s]	0,29	0,23	0,65	0,32	0,61	0,32	0,49
8,22	h [m]	0,070	0,073	0,052	0,060	0,064	0,043	0,043
	v [m/s]	0,20	0,40	0,50	0,37	0,46	0,85	0,66
8,02	h [m]	0,048	0,096	0,022	0,045	0,073	0,095	0,090
	v [m/s]	0,45	0,41	0,44	0,72	0,15	0,41	0,50
7,82	h [m]	0,080	0,088	0,040	0,080	0,058	0,094	0,045
	v [m/s]	0,44	0,65	0,53	0,52	0,20	0,52	0,43
7,62	h [m]	0,038	0,051	0,079	0,040	0,086	0,051	0,056
	v [m/s]	0,58	0,31	0,54	0,63	0,62	0,43	0,59
7,42	h [m]	0,064	0,049	0,045	0,063	0,064	0,065	0,058
	v [m/s]	0,76	0,27	0,39	0,47	0,62	0,23	0,34
7,22	h [m]	0,062	0,020	0,063	0,059		0,018	0,015
	v [m/s]	0,49	0,11	0,66	0,40		0,69	0,54
7,02	h [m]	0,116		0,105	0,018	0,060		0,024
	v [m/s]	0,51		0,82	0,77	0,40		0,40
6,82	h [m]	0,082	0,073	0,083	0,091			0,061
	v [m/s]	0,75	0,13	0,71	0,04			0,43
6,62	h [m]	0,071	0,084	0,107	0,074	0,024	0,034	0,050
	v [m/s]	0,71	0,41	0,59	0,27	0,13	0,27	0,43
6,42	h [m]	0,068	0,090	0,072	0,084		0,057	0,060
	v [m/s]	0,26	0,58	0,59	0,18		0,18	0,57
6,22	h [m]	0,030	0,080	0,055	0,079		0,074	0,060
	v [m/s]	0,46	0,63	0,49	0,60		0,47	0,10
6,02	h [m]	0,039	0,049	0,115	0,090	0,049	0,054	0,057
	v [m/s]	0,52	0,27	0,40	0,44	0,11	0,41	0,10
5,82	h [m]	0,054	0,085	0,093	0,089	0,047	0,062	0,031
	v [m/s]	0,51	0,27	0,55	0,58	0,20	0,39	0,39
5,62	h [m]	0,056	0,082	0,081	0,083	0,045	0,041	0,052
	v [m/s]	0,43	0,69	0,71	0,51	0,21	0,24	0,36
5,42	h [m]	0,055	0,105	0,109	0,062		0,055	0,075
	v [m/s]	0,50	0,47	0,52	0,65		0,09	0,02
5,22	h [m]	0,057	0,068	0,065	0,072		0,066	0,074
	v [m/s]	0,25	0,59	0,80	0,41		0,46	0,36
5,02	h [m]	0,078	0,070	0,072	0,057	0,059	0,048	0,051
	v [m/s]	0,37	0,75	0,62	0,85	0,57	0,41	0,12
4,82	h [m]	0,055	0,047	0,085	0,075	0,058	0,054	0,044
	v [m/s]	0,41	0,55	0,87	0,70	0,73	0,02	0,39

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.20 Versuch V06-60l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,075	0,056	0,045	0,053	0,072	0,067	0,047
	v [m/s]	0,70	0,92	0,79	0,98	0,79	0,73	0,62
8,62	h [m]	0,030	0,057	0,069	0,077	0,090	0,103	0,043
	v [m/s]	0,91	0,73	0,54	0,91	0,36	0,72	0,80
8,42	h [m]	0,059	0,095	0,042	0,087	0,060	0,084	0,073
	v [m/s]	0,48	0,81	0,70	0,85	0,74	0,65	0,84
8,22	h [m]	0,068	0,089	0,074	0,069	0,092	0,065	0,048
	v [m/s]	0,32	0,66	0,38	0,53	0,54	0,74	0,76
8,02	h [m]	0,059	0,095	0,033	0,045	0,070	0,108	0,084
	v [m/s]	0,68	0,60	0,56	0,96	0,61	0,58	0,55
7,82	h [m]	0,088	0,104	0,035	0,064	0,062	0,116	0,052
	v [m/s]	0,66	0,76	0,87	0,74	0,22	0,61	0,62
7,62	h [m]	0,049	0,068	0,076	0,043	0,089	0,063	0,063
	v [m/s]	0,53	0,74	0,69	0,88	0,79	0,55	0,74
7,42	h [m]	0,078	0,052	0,067	0,076	0,074	0,069	0,072
	v [m/s]	0,71	0,50	0,49	0,53	0,70	0,48	0,45
7,22	h [m]	0,073	0,029	0,081	0,079	0,013	0,031	0,019
	v [m/s]	0,60	0,52	0,93	0,43	0,70	0,80	0,67
7,02	h [m]	0,105		0,125	0,050	0,073		0,029
	v [m/s]	0,74		0,93	0,73	0,28		0,71
6,82	h [m]	0,101	0,083	0,099	0,111			0,060
	v [m/s]	0,67	0,18	0,87	0,26			0,72
6,62	h [m]	0,082	0,105	0,122	0,088	0,036	0,048	0,067
	v [m/s]	0,74	0,48	0,78	0,50	0,03	0,39	0,42
6,42	h [m]	0,092	0,100	0,089	0,079		0,060	0,065
	v [m/s]	0,67	0,62	0,76	0,44		0,49	0,67
6,22	h [m]	0,046	0,089	0,072	0,087		0,081	0,063
	v [m/s]	0,73	0,58	0,73	0,68		0,27	0,18
6,02	h [m]	0,049	0,089	0,120	0,094	0,058	0,064	0,063
	v [m/s]	0,76	0,31	0,53	0,54	0,03	0,47	0,19
5,82	h [m]	0,070	0,103	0,108	0,102	0,060	0,071	0,039
	v [m/s]	0,73	0,52	0,68	0,57	0,20	0,49	0,42
5,62	h [m]	0,062	0,091	0,096	0,093	0,054	0,046	0,068
	v [m/s]	0,92	0,92	0,81	0,63	0,35	0,45	0,47
5,42	h [m]	0,082	0,129	0,101	0,086		0,057	0,083
	v [m/s]	0,77	0,70	0,63	0,74		0,38	0,10
5,22	h [m]	0,076	0,079	0,099	0,058	0,065	0,081	0,084
	v [m/s]	0,55	0,75	0,90	0,62	0,01	0,69	0,44
5,02	h [m]	0,092	0,083	0,076	0,077	0,077	0,073	0,059
	v [m/s]	0,73	0,85	0,85	0,87	0,46	0,25	0,29
4,82	h [m]	0,075	0,086	0,082	0,083	0,078	0,070	0,053
	v [m/s]	0,45	0,40	1,03	0,94	0,66	0,07	0,56

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.21 Versuch V07-10I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,029	0,051	0,035	0,050	0,041	0,032	0,021
	v [m/s]	0,24	0,24	0,38	0,40	0,32	0,50	0,56
8,62	h [m]		0,034	0,033		0,043	0,072	
	v [m/s]		0,01	0,25		0,00	0,18	
8,42	h [m]	0,020	0,036	0,025		0,055		0,033
	v [m/s]	0,20	0,19	0,23		0,23		0,40
8,22	h [m]	0,051	0,018		0,067		0,058	0,052
	v [m/s]	0,23	0,19		0,63		0,18	0,31
8,02	h [m]	0,014		0,024	0,059	0,017	0,061	0,026
	v [m/s]	0,04		0,23	0,35	0,33	0,15	0,28
7,82	h [m]	0,077		0,037	0,026	0,030	0,057	0,052
	v [m/s]	0,00		0,34	0,31	0,28	0,27	0,00
7,62	h [m]	0,029	0,013		0,020	0,041	0,066	0,079
	v [m/s]	0,13	0,04		0,22	0,00	0,25	0,06
7,42	h [m]	0,056		0,013			0,091	0,056
	v [m/s]	0,08		0,04			0,34	0,46
7,22	h [m]	0,002	0,060	0,048	0,062		0,058	0,051
	v [m/s]	0,01	0,14	0,02	0,35		0,23	0,12
7,02	h [m]		0,021	0,064	0,006			0,049
	v [m/s]		0,50	0,36	0,19			0,24
6,82	h [m]	0,068	0,010	0,045		0,061		
	v [m/s]	0,02	0,31	0,05		0,10		
6,62	h [m]	0,098	0,016				0,050	0,082
	v [m/s]	0,17	0,10				0,06	0,27
6,42	h [m]	0,090	0,058	0,041		0,056		0,058
	v [m/s]	0,15	0,18	0,22		0,24		0,12
6,22	h [m]			0,054	0,073			0,003
	v [m/s]			0,00	0,32			0,03
6,02	h [m]	0,055		0,039			0,050	0,039
	v [m/s]	0,23		0,10			0,10	0,00
5,82	h [m]	0,097		0,075		0,065	0,055	
	v [m/s]	0,11		0,22		0,29	0,11	
5,62	h [m]	0,074	0,090	0,004	0,020	0,045	0,014	0,036
	v [m/s]	0,27	0,37	0,17	0,17	0,40	0,12	0,00
5,42	h [m]	0,066	0,033		0,038	0,020		0,046
	v [m/s]	0,26	0,14		0,10	0,29		0,07
5,22	h [m]	0,072		0,023			0,058	
	v [m/s]	0,53		0,42			0,32	
5,02	h [m]		0,039		0,027	0,061	0,048	
	v [m/s]		0,23		0,19	0,03	0,20	
4,82	h [m]	0,050	0,035	0,046	0,041		0,020	0,022
	v [m/s]	0,29	0,10	0,21	0,37		0,27	0,08

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.22 Versuch V07-20I/s

Position		x						
y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,041	0,068	0,047	0,060	0,050	0,040	0,035
	v [m/s]	0,32	0,30	0,36	0,52	0,57	0,53	0,57
8,62	h [m]	0,019	0,044	0,045	0,008	0,061	0,075	0,027
	v [m/s]	0,46	0,05	0,30	0,20	0,16	0,29	0,68
8,42	h [m]	0,031	0,050	0,034		0,070		0,054
	v [m/s]	0,26	0,22	0,38		0,36		0,58
8,22	h [m]	0,063	0,029		0,087	0,046	0,074	0,064
	v [m/s]	0,27	0,18		0,61	0,62	0,15	0,49
8,02	h [m]	0,022		0,035	0,077	0,034	0,084	0,035
	v [m/s]	0,20		0,32	0,48	0,43	0,12	0,52
7,82	h [m]	0,088		0,051	0,043	0,046	0,069	0,064
	v [m/s]	0,06		0,33	0,40	0,42	0,43	0,18
7,62	h [m]	0,036	0,028	0,013	0,034	0,049	0,078	0,095
	v [m/s]	0,36	0,17	0,23	0,39	0,09	0,42	0,16
7,42	h [m]	0,069		0,023	0,013		0,101	0,071
	v [m/s]	0,09		0,20	0,32		0,42	0,49
7,22	h [m]	0,015	0,072	0,062	0,068		0,078	0,062
	v [m/s]	0,28	0,14	0,31	0,40		0,32	0,53
7,02	h [m]		0,036	0,073	0,016			0,062
	v [m/s]		0,57	0,33	0,63			0,33
6,82	h [m]	0,089	0,025	0,064	0,008	0,070	0,098	0,008
	v [m/s]	0,15	0,38	0,46	0,31	0,09	0,52	0,46
6,62	h [m]	0,118	0,038	0,013	0,043	0,017	0,066	0,095
	v [m/s]	0,20	0,21	0,22	0,26	0,30	0,36	0,07
6,42	h [m]	0,113	0,070	0,056		0,072		0,075
	v [m/s]	0,27	0,15	0,02		0,31		0,27
6,22	h [m]	0,035	0,018	0,063	0,090	0,064	0,013	0,025
	v [m/s]	0,32	0,40	0,25	0,29	0,56	0,04	0,08
6,02	h [m]	0,070		0,055	0,022		0,069	0,058
	v [m/s]	0,07		0,17	0,34		0,10	0,16
5,82	h [m]	0,114	0,028	0,099	0,005	0,077	0,064	
	v [m/s]	0,08	0,34	0,20	0,35	0,42	0,16	
5,62	h [m]	0,088	0,101	0,016	0,034	0,069	0,025	0,047
	v [m/s]	0,40	0,60	0,31	0,21	0,36	0,08	0,00
5,42	h [m]	0,081	0,046	0,056	0,053	0,038		0,052
	v [m/s]	0,35	0,39	0,58	0,19	0,31		0,25
5,22	h [m]	0,086	0,012	0,043	0,063		0,062	0,020
	v [m/s]	0,47	0,53	0,44	0,24		0,24	0,45
5,02	h [m]		0,046	0,002	0,042	0,073	0,064	
	v [m/s]		0,33	0,57	0,43	0,01	0,23	
4,82	h [m]	0,063	0,042	0,063	0,052	0,033	0,035	0,030
	v [m/s]	0,22	0,28	0,34	0,46	0,36	0,47	0,08

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.23 Versuch V07-40l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,052	0,087	0,057	0,077	0,072	0,059	0,041
	v [m/s]	0,50	0,64	0,54	0,82	0,48	0,85	0,88
8,62	h [m]	0,030	0,047	0,060	0,023	0,067	0,104	0,033
	v [m/s]	0,61	0,28	0,37	0,56	0,20	0,50	0,95
8,42	h [m]	0,046	0,065	0,046	0,019	0,085	0,025	0,061
	v [m/s]	0,26	0,37	0,48	0,52	0,35	0,78	0,62
8,22	h [m]	0,075	0,048	0,031	0,095	0,055	0,089	0,087
	v [m/s]	0,33	0,20	0,62	0,76	0,71	0,22	0,68
8,02	h [m]	0,044	0,019	0,053	0,093	0,060	0,099	0,056
	v [m/s]	0,36	0,28	0,27	0,61	0,52	0,25	0,71
7,82	h [m]	0,107	0,029	0,070	0,057	0,071	0,084	0,074
	v [m/s]	0,23	0,39	0,37	0,67	0,57	0,57	0,33
7,62	h [m]	0,051	0,047	0,026	0,045	0,058	0,095	0,109
	v [m/s]	0,28	0,25	0,43	0,59	0,41	0,66	0,25
7,42	h [m]	0,092		0,034	0,032	0,031	0,125	0,088
	v [m/s]	0,22		0,42	0,60	0,19	0,67	0,62
7,22	h [m]	0,031	0,087	0,080	0,076	0,068	0,103	0,067
	v [m/s]	0,41	0,14	0,40	0,79	0,05	0,55	0,69
7,02	h [m]	0,016	0,052	0,092	0,026	0,017	0,052	0,079
	v [m/s]	0,78	0,61	0,63	0,81	0,18	0,89	0,50
6,82	h [m]	0,106	0,047	0,085	0,018	0,075	0,106	0,017
	v [m/s]	0,14	0,53	0,56	0,59	0,09	0,75	0,73
6,62	h [m]	0,131	0,062	0,036	0,055	0,028	0,089	0,113
	v [m/s]	0,24	0,52	0,29	0,48	0,34	0,46	0,26
6,42	h [m]	0,140	0,086	0,073	0,029	0,090	0,026	0,099
	v [m/s]	0,31	0,47	0,18	0,65	0,39	0,37	0,30
6,22	h [m]	0,057	0,032	0,091	0,106	0,085	0,026	0,041
	v [m/s]	0,60	0,73	0,18	0,32	0,62	0,26	0,31
6,02	h [m]	0,104	0,135	0,069	0,036	0,017	0,084	0,071
	v [m/s]	0,46	0,76	0,28	0,51	0,46	0,08	0,26
5,82	h [m]	0,136	0,054	0,112	0,015	0,096	0,069	
	v [m/s]	0,25	0,60	0,28	0,68	0,49	0,22	
5,62	h [m]	0,108	0,131	0,040	0,050	0,072	0,039	0,060
	v [m/s]	0,58	0,87	0,52	0,27	0,55	0,17	0,05
5,42	h [m]	0,106	0,075	0,071	0,076	0,047	0,036	0,066
	v [m/s]	0,46	0,67	0,75	0,34	0,39	0,51	0,37
5,22	h [m]	0,110	0,028	0,068	0,079	0,029	0,090	0,029
	v [m/s]	0,51	0,68	0,55	0,21	0,68	0,35	0,39
5,02	h [m]	0,060	0,058	0,017	0,054	0,090	0,071	
	v [m/s]	0,94	0,52	0,96	0,38	0,17	0,60	
4,82	h [m]	0,081	0,063	0,060	0,065	0,041	0,043	0,045
	v [m/s]	0,30	0,54	0,63	0,53	0,30	0,67	0,14

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.3.24 Versuch V07-60l/s

Position		x						
Y		100	300	500	700	900	1100	1300
8,82	h [m]	0,068	0,081	0,059	0,073	0,067	0,070	0,058
	v [m/s]	0,70	0,89	0,82	1,04	0,88	0,88	0,84
8,62	h [m]	0,033	0,068	0,075	0,029	0,080	0,096	0,046
	v [m/s]	0,70	0,47	0,61	0,66	0,26	0,67	1,08
8,42	h [m]	0,045	0,086	0,065	0,027	0,096	0,042	0,068
	v [m/s]	0,57	0,65	0,80	0,75	0,42	0,86	0,68
8,22	h [m]	0,081	0,063	0,050	0,105	0,065	0,111	0,109
	v [m/s]	0,47	0,42	0,90	0,90	0,83	0,33	0,68
8,02	h [m]	0,060	0,032	0,064	0,108	0,059	0,117	0,074
	v [m/s]	0,51	0,86	0,41	0,58	0,76	0,49	0,78
7,82	h [m]	0,106	0,037	0,083	0,063	0,065	0,099	0,084
	v [m/s]	0,51	0,91	0,46	0,83	0,73	0,80	0,49
7,62	h [m]	0,048	0,062	0,032	0,053	0,083	0,112	0,118
	v [m/s]	0,36	0,67	0,65	0,71	0,53	0,78	0,30
7,42	h [m]	0,085	0,044	0,045	0,044	0,054	0,133	0,098
	v [m/s]	0,35	0,66	0,48	0,75	0,78	0,69	0,70
7,22	h [m]	0,032	0,096	0,075	0,083	0,066	0,101	0,077
	v [m/s]	0,62	0,29	0,64	0,82	0,37	0,80	0,75
7,02	h [m]	0,017	0,059	0,115	0,056	0,029	0,072	0,093
	v [m/s]	0,90	0,67	0,73	1,03	0,31	0,99	0,44
6,82	h [m]	0,121	0,040	0,103	0,026	0,076	0,111	0,032
	v [m/s]	0,30	0,73	0,57	1,09	0,17	1,09	0,74
6,62	h [m]	0,126	0,052	0,030	0,063	0,042	0,089	0,110
	v [m/s]	0,43	0,59	0,38	0,92	0,36	0,54	0,48
6,42	h [m]	0,140	0,115	0,070	0,049	0,099	0,039	0,107
	v [m/s]	0,42	0,49	0,51	0,85	0,41	0,69	0,37
6,22	h [m]	0,066	0,041	0,101	0,129	0,092	0,022	0,053
	v [m/s]	0,65	0,87	0,43	0,58	0,65	0,47	0,32
6,02	h [m]	0,101	0,139	0,066	0,041	0,030	0,101	0,074
	v [m/s]	0,63	0,87	0,55	0,79	0,79	0,28	0,35
5,82	h [m]	0,149	0,072	0,127	0,026	0,104	0,072	0,117
	v [m/s]	0,32	0,68	0,39	0,81	0,47	0,36	0,75
5,62	h [m]	0,121	0,145	0,056	0,058	0,084	0,051	0,078
	v [m/s]	0,75	0,90	0,55	0,38	0,68	0,34	0,21
5,42	h [m]	0,118	0,066	0,080	0,077	0,067	0,055	0,072
	v [m/s]	0,51	0,67	0,86	0,44	0,56	0,54	0,46
5,22	h [m]	0,115	0,034	0,096	0,088	0,041	0,127	0,033
	v [m/s]	0,59	0,97	0,55	0,39	0,91	0,45	0,31
5,02	h [m]	0,066	0,078	0,032	0,061	0,092	0,081	
	v [m/s]	1,06	0,61	1,00	0,67	0,57	0,75	
4,82	h [m]	0,080	0,069	0,075	0,086	0,062	0,075	0,057
	v [m/s]	0,54	0,62	0,86	0,58	0,42	0,67	0,12

Anm.: keine Messung an trockengefallenen Messstellen (Leerfelder)

1.4 Analyse des Sohlmaterials

1.4.1 Modellversuch V02 ($I_s = 0.04$)

<i>Kornfraktion</i>	<i>Linienanalyse Der Deckschicht</i>	<i>Umgerechnete Linienzahl- Analyse $p_i^{V^{**}}$</i>	<i>Volumen- Gewichts- Analyse $p_i^{V^*}$</i>	<i>Gesamt – analyse p_i^V</i>
	mm	mm	Mm	mm
d ₁₆	9,0	16,9	1,52	2,12
d ₅₀	21,3	55,4	24,69	39,76
d ₆₀	33,0	66,5	35,3	53,27
d ₆₅	38,0	73,4	39,7	58,2
d ₈₄	67,5	118,9	61,9	99,2
d ₉₀	85,0	132,71	71,2	125,3
d _{max}	160,0	160,0	160,0	160,0
d _m	33,5	62,6	29,9	49,2
VAR (d ₈₄ /d ₅₀) ^{1/2}	17,8	14,65	15,8	15,8
STDEV (d ₈₄ /d ₁₆) ^{1/2}	36,7	26,56	63,8	68,4

1.4.2 Modellversuch V03 ($I_s = 0.02$)

<i>Kornfraktion</i>	<i>Linienanalyse Der Deckschicht</i>	<i>Umgerechnete Linienzahl- Analyse $p_i^{V^{**}}$</i>	<i>Volumen- Gewichts- Analyse $p_i^{V^*}$</i>	<i>Gesamt – analyse p_i^V</i>
	mm	mm	mm	mm
d ₁₆	9,2	13,9	01,5	1,4
d ₅₀	19,3	35,2	24,7	21,7
d ₆₀	24,7	45,1	35,2	32,9
d ₆₅	27,6	53,5	39,7	37,4
d ₈₄	48,5	86,6	61,9	74,6
d ₉₀	65,0	98,7	71,2	92,1
d _{max}	140,0	140,0	140,0	140,0
d _m	26,3	46,2	29,9	34,5
VAR (d ₈₄ /d ₅₀) ^{1/2}	15,9	15,7	15,8	18,5
STDEV (d ₈₄ /d ₁₆) ^{1/2}	22,9	24,9	63,8	72,3

1.4.3 Modellversuch V04 ($I_s = 0.02$)

Kornfraktion	Linienanalyse Der Deckschicht	Umgerechnete Linienzahl- Analyse $p_i^{V^{**}}$	Volumen- Gewichts- Analyse $p_i^{V^*}$	Gesamt – Analyse p_i^V
	mm	mm	mm	mm
d ₁₆	9,00	11,9	1,52	1,50
d ₅₀	18,40	31,9	24,7	22,80
d ₆₀	23,40	42,5	35,3	33,60
d ₆₅	26,00	46,1	39,7	38,00
d ₈₄	46,50	62,6	61,7	58,50
d ₉₀	56,30	66,6	71,2	64,40
d _{max}	140,00	140,0	140,0	140,00
d _m	22,20	36,2	29,9	28,20
VAR (d ₈₄ /d ₅₀) ^{1/2}	15,90	14,0	15,8	16,00
STDEV (d ₈₄ /d ₁₆) ^{1/2}	22,80	22,9	63,8	63,30

1.4.4 Modellversuch V05 ($I_s = 0.04$)

Kornfraktion	Linienanalyse Der Deckschicht	Umgerechnete Linienzahl- Analyse $p_i^{V^{**}}$	Volumen- Gewichts- Analyse $p_i^{V^*}$	Gesamt – analyse p_i^V
	mm	mm	mm	mm
d ₁₆	8,9	11,7	1,5	1,5
d ₅₀	17,4	37,5	24,7	25,2
d ₆₀	24,4	47,8	35,3	35,4
d ₆₅	29,0	52,2	39,7	39,6
d ₈₄	51,7	70,6	61,9	62,9
d ₉₀	59,3	78,3	71,2	74,0
d _{max}	100,0	100,0	100,0	100,0
d _m	23,5	39,9	29,9	30,8
VAR (d ₈₄ /d ₅₀) ^{1/2}	17,2	13,7	15,8	15,8
STDEV (d ₈₄ /d ₁₆) ^{1/2}	24,1	24,6	63,8	64,0

1.4.5 Modellversuch V06 ($I_s = 0.06$)

Kornfraktion	Linienanalyse Der Deckschicht	Umgerechnete Linienzahl- Analyse $p_i^{V^{**}}$	Volumen- Gewichts- Analyse $p_i^{V^*}$	Gesamt – analyse p_i^V
	mm	mm	mm	mm
d ₁₆	9,20	15,7	1,5	1,70
d ₅₀	22,10	44,7	24,7	30,70
d ₆₀	29,20	52,9	35,3	40,60
d ₆₅	34,70	58,9	39,7	46,40
d ₈₄	59,40	77,7	61,9	70,20
d ₉₀	68,60	84,5	71,2	81,00
d _{max}	120,00	120,0	100,0	120,00
d _m	28,70	45,9	29,9	35,00
VAR (d ₈₄ /d ₅₀) ^{1/2}	16,40	13,2	15,8	15,10
STDEV (d ₈₄ /d ₁₆) ^{1/2}	34,50	22,2	63,8	63,90

1.4.6 Modellversuch V07 ($I_s = 0.06$)

Kornfraktion	Linienanalyse Der Deckschicht	Umgerechnete Linienzahl- Analyse $p_i^{V^{**}}$	Volumen- Gewichts- Analyse $p_i^{V^*}$	Gesamt – Analyse p_i^V
	mm	mm	mm	mm
d ₁₆	9,80	22,4	1,5	2,20
d ₅₀	30,40	57,1	24,7	38,50
d ₆₀	38,70	72,0	35,3	52,20
d ₆₅	43,70	77,7	39,7	62,20
d ₈₄	78,30	98,7	61,9	93,70
d ₉₀	92,20	107,8	71,2	102,20
d _{max}	140,00	140,0	100,0	140,00
d _m	38,60	60,1	29,9	45,80
VAR (d ₈₄ /d ₅₀) ^{1/2}	16,00	13,2	15,8	15,60
STDEV (d ₈₄ /d ₁₆) ^{1/2}	39,60	21,0	63,8	65,60

2 Auswertungen

2.1 Anwendung statistischer Methoden zur Oberflächenbeschreibung

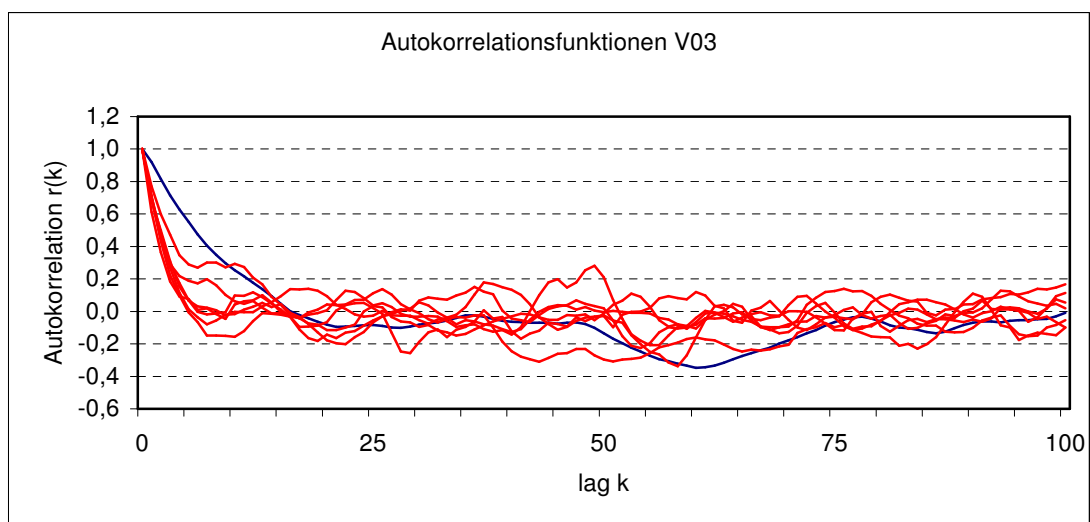
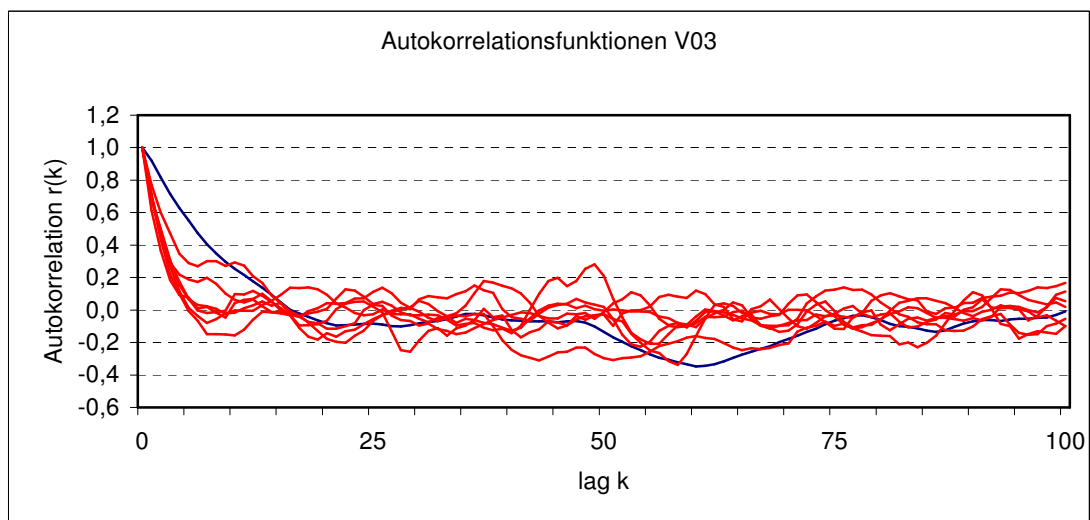
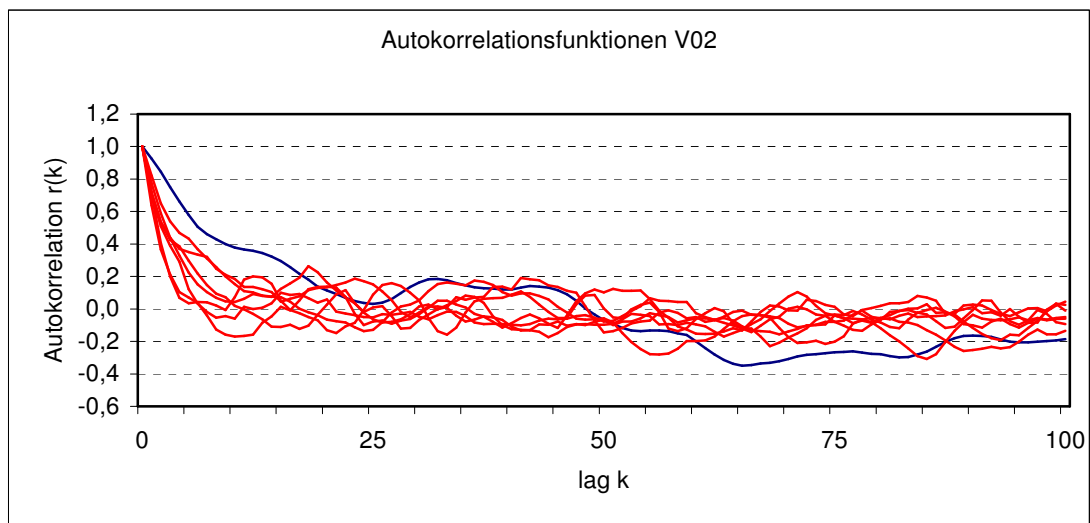
2.1.1 Standardabweichung

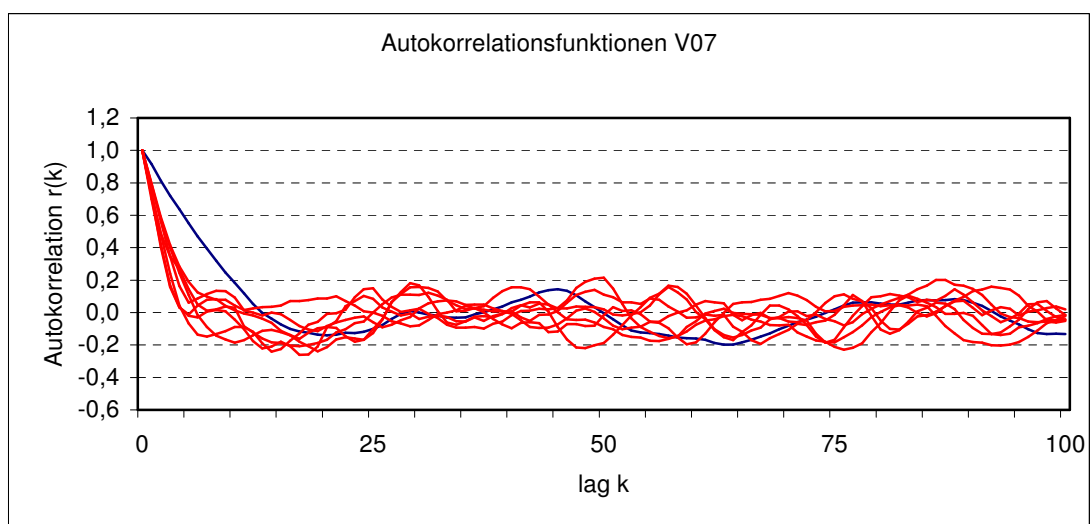
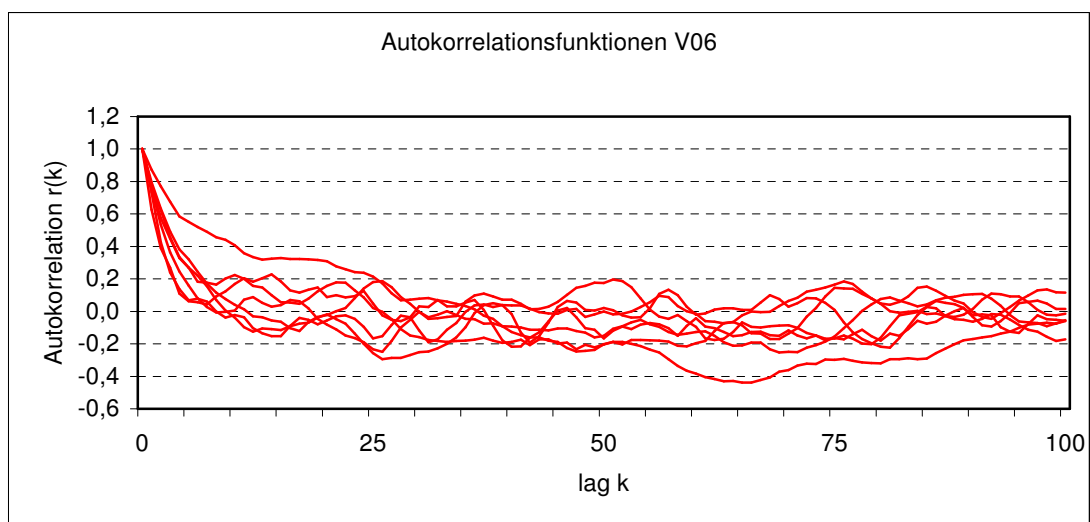
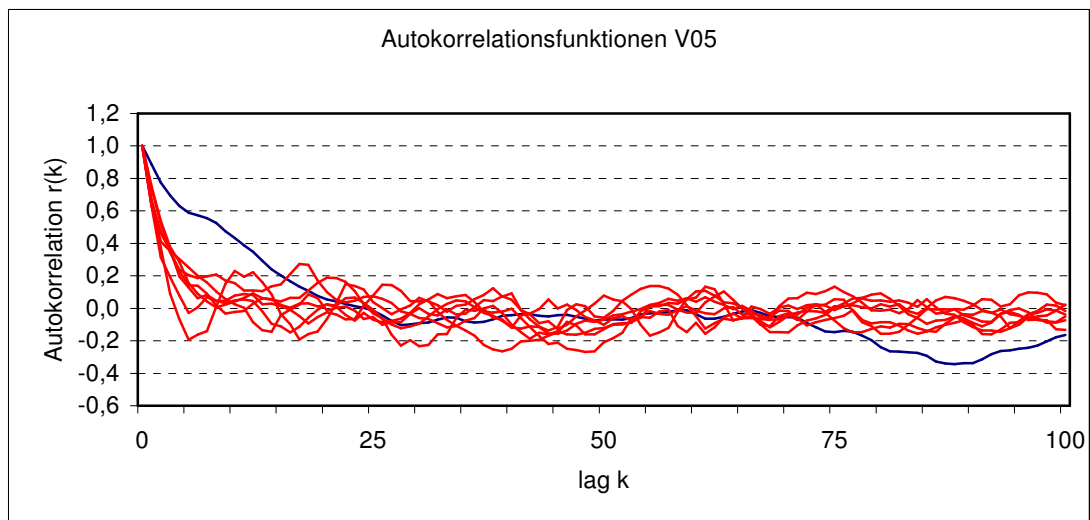
<i>Versuchs-Nr.</i>	<i>V02</i>	<i>V03</i>	<i>V04</i>	<i>V05</i>	<i>V06</i>	<i>V07</i>
<i>Pos.</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>
100	0,0266	0,0241	0,0166	0,0187	0,0215	0,0323
300	0,0239	0,0275	0,0180	0,0168	0,0287	0,0327
500	0,0234	0,0200	0,0184	0,0169	0,0306	0,0266
700	0,0256	0,0260	0,0155	0,0158	0,0261	0,0289
900	0,0241	0,0208	0,0191	0,0199	0,0266	0,0305
1100	0,0259	0,0230	0,0218	0,0159	0,0272	0,0317
1300	0,0304	0,0261	0,0209	0,0186	0,0238	0,0289
Mittl. Sohle	0,0116	0,0095	0,0045	0,0055	0,0107	0,0107

2.1.2 Rauheitswert $K_{3,20}$

<i>Versuchs-Nr.</i>	<i>V02</i>	<i>V03</i>	<i>V04</i>	<i>V05</i>	<i>V06</i>	<i>V07</i>
<i>Pos.</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>	<i>m</i>
100	0,0539	0,0495	0,0407	0,0435	0,0642	0,0683
300	0,0501	0,0501	0,0444	0,0376	0,0652	0,0738
500	0,0496	0,0420	0,0355	0,0453	0,0649	0,0712
700	0,0552	0,0439	0,0300	0,0421	0,0702	0,0671
900	0,0494	0,0371	0,0330	0,0440	0,0688	0,0689
1100	0,0532	0,0503	0,0330	0,0437	0,0688	0,0766
1300	0,0578	0,0474	0,0309	0,0465	0,0628	0,0758

2.1.3 Autokorrelationsfunktionen





2.1.4 Partielle Autokorrelationsfunktionen

V02		$r(k)$					
lag k	Pos. 100	Pos. 300	Pos. 500	Pos. 700	Pos. 900	Pos. 1100	Pos. 1300
1	0,7007	0,7086	0,7105	0,8212	0,6381	0,7190	0,7737
2	0,0380	-0,1941	0,0573	-0,0780	-0,0679	0,0379	-0,0222
3	0,0360	-0,0111	0,0554	0,0870	0,0092	0,0862	-0,0272
4	-0,0048	-0,0379	0,1044	0,0512	-0,0320	0,0368	0,0092
5	-0,1920	0,0707	-0,0652	0,0860	0,0404	0,0957	-0,0547
6	0,0019	0,0180	-0,0282	-0,0851	-0,0227	0,0516	0,0016
7	-0,0154	-0,0123	-0,0370	0,0221	-0,0959	0,0489	0,0128
8	-0,0069	-0,0298	-0,0307	-0,0265	-0,0999	-0,0854	-0,0070
9	0,0778	-0,0138	0,0267	-0,0415	-0,0180	0,0283	0,0064
10	-0,0664	0,2033	-0,0684	-0,0208	-0,0467	-0,0020	0,0299

V03		$r(k)$					
lag k	Pos. 100	Pos. 300	Pos. 500	Pos. 700	Pos. 900	Pos. 1100	Pos. 1300
1	0,6119	0,7697	0,7039	0,6823	0,6964	0,7104	0,6977
2	-0,0152	0,0176	-0,0231	0,0597	-0,0991	-0,1059	-0,0691
3	-0,0538	0,0117	-0,0676	-0,0960	-0,0792	-0,0232	0,0063
4	0,0079	-0,0585	-0,0072	-0,0769	0,0050	-0,0806	0,0591
5	0,0501	0,0827	-0,0614	0,0047	-0,0817	-0,0229	0,0418
6	-0,0803	0,0770	-0,0224	0,0384	-0,0180	-0,0032	0,0313
7	0,0534	0,1485	0,0378	0,0198	-0,1241	-0,0533	0,1037
8	-0,0494	-0,0125	0,0170	-0,0298	0,0480	0,0740	-0,0666
9	-0,0380	-0,0315	0,0021	-0,0546	-0,0490	0,0136	-0,0366
10	0,1531	0,1246	0,1922	0,0658	-0,0683	-0,0393	0,0129

V04		$r(k)$					
lag k	Pos. 100	Pos. 300	Pos. 500	Pos. 700	Pos. 900	Pos. 1100	Pos. 1300
1	0,5462	0,4376	0,6063	0,6347	0,5958	0,7294	0,6456
2	-0,1518	-0,0817	-0,1269	-0,0922	-0,0798	-0,0492	-0,1399
3	0,0289	-0,1077	0,0450	-0,0390	-0,0154	-0,0626	0,0534
4	-0,0184	-0,0183	0,0123	-0,0610	0,0451	-0,0895	-0,0145
5	0,0673	-0,0965	0,0199	-0,0525	0,0555	-0,0337	-0,0532
6	-0,0532	0,0102	-0,0054	0,0066	0,0374	-0,0221	0,0266
7	-0,0447	-0,0089	0,0184	-0,0275	0,0908	0,0497	0,0104
8	-0,0810	-0,0456	-0,0314	0,0108	0,0472	0,0867	-0,0103
9	0,0168	-0,0201	0,0012	0,0813	0,0647	-0,0227	-0,1139
10	-0,0812	-0,0183	-0,0235	0,0497	0,2403	-0,0257	-0,0426

<i>V05</i>		<i>r(k)</i>					
<i>lag k</i>	<i>Pos. 100</i>	<i>Pos. 300</i>	<i>Pos. 500</i>	<i>Pos. 700</i>	<i>Pos. 900</i>	<i>Pos. 1100</i>	<i>Pos. 1300</i>
1	0,7507	0,6696	0,6519	0,6318	0,6348	0,6306	0,7383
2	-0,0586	0,0290	-0,0872	0,1194	0,0147	-0,1400	-0,0516
3	-0,0107	0,0613	-0,2076	0,0415	0,1446	0,0947	-0,0498
4	0,0449	0,0655	-0,0303	-0,1269	-0,0904	-0,0979	0,0339
5	-0,1430	0,0140	-0,1175	0,0107	-0,0005	-0,0551	0,0872
6	0,0534	-0,0015	0,0876	-0,0239	0,0592	0,1132	0,0197
7	-0,0177	0,0016	-0,0507	0,1076	-0,0382	0,0452	0,0662
8	-0,0315	-0,0426	0,1588	-0,0458	-0,0586	-0,0458	0,0546
9	0,1155	-0,0302	0,1280	-0,0029	-0,0576	0,0445	-0,0648
10	-0,0064	-0,0131	-0,0030	0,0215	0,0454	0,0284	0,0535

<i>V06</i>		<i>r(k)</i>					
<i>lag k</i>	<i>Pos. 100</i>	<i>Pos. 300</i>	<i>Pos. 500</i>	<i>Pos. 700</i>	<i>Pos. 900</i>	<i>Pos. 1100</i>	<i>Pos. 1300</i>
1	0,6266	0,7624	0,8730	0,7966	0,7584	0,7768	0,7332
2	-0,0042	-0,0167	0,0354	-0,0072	-0,0985	0,0491	-0,2429
3	0,0448	0,0409	-0,0177	-0,0239	-0,0137	-0,1059	0,0707
4	-0,1246	-0,0586	-0,0310	-0,0065	0,0005	-0,0069	-0,0147
5	0,0538	0,0793	0,1867	0,0724	-0,0167	0,0812	-0,0232
6	0,0264	-0,0082	0,0275	-0,0719	-0,0471	-0,0864	0,1243
7	0,0134	-0,0510	0,0001	-0,0379	-0,0029	0,1214	-0,1042
8	0,0847	-0,0958	-0,0262	-0,0029	-0,0112	0,0262	-0,0497
9	0,0407	-0,0240	0,1122	0,0050	0,0486	0,1149	0,0168
10	0,0944	-0,0149	-0,0603	-0,0290	0,0023	0,0212	0,0395

<i>V07</i>		<i>r(k)</i>					
<i>lag k</i>	<i>Pos. 100</i>	<i>Pos. 300</i>	<i>Pos. 500</i>	<i>Pos. 700</i>	<i>Pos. 900</i>	<i>Pos. 1100</i>	<i>Pos. 1300</i>
1	0,7319	0,6981	0,7201	0,7253	0,7955	0,7909	0,7774
2	-0,1071	-0,1279	-0,2388	-0,0795	-0,1233	-0,1685	-0,0640
3	-0,1640	-0,1504	-0,0664	0,0486	-0,0286	-0,1097	-0,0714
4	-0,0881	0,0284	0,0304	0,0365	-0,0170	-0,0688	-0,0675
5	0,0071	0,0173	0,0059	-0,1353	-0,0013	0,0558	-0,0709
6	-0,0498	-0,0054	0,1320	-0,0153	0,0020	0,2266	-0,0937
7	0,0019	0,0520	-0,0358	0,0187	0,0455	-0,0435	0,0099
8	-0,0094	-0,0276	-0,0079	0,0441	-0,0117	-0,0209	-0,0425
9	-0,0351	-0,0264	-0,0395	0,0454	0,0420	-0,0273	-0,0149
10	-0,0059	-0,0758	0,0295	-0,0263	-0,0923	-0,0369	-0,0452

2.1.5 Modellprüfung nach PORTMONTEAU

Versuchs- Nr.	Q_{AR}						
	Pos. 100	Pos. 300	Pos. 500	Pos. 700	Pos. 900	Pos. 1100	Pos. 1300
V02	30,015	51,552	43,656	32,729	25,307	27,143	34,633
V03	37,176	37,359	36,989	28,769	37,152	32,761	30,875
V04	44,999	44,791	34,618	35,294	43,378	34,885	41,554
V05	31,386	37,522	50,657	35,792	33,970	35,135	35,521
V06	36,223	25,304	38,517	27,986	39,940	41,213	54,368
V07	33,591	36,045	41,129	36,600	26,829	38,379	33,967

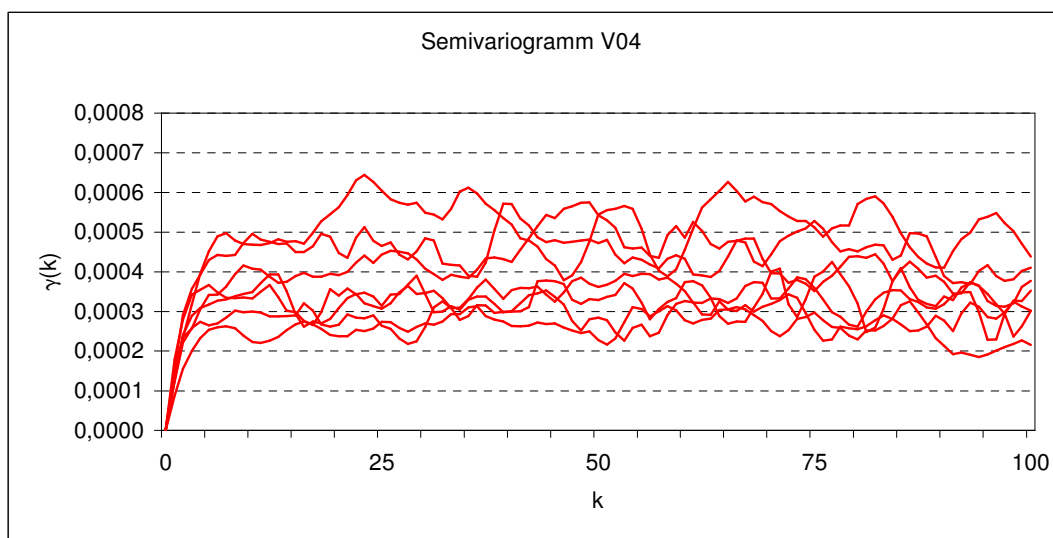
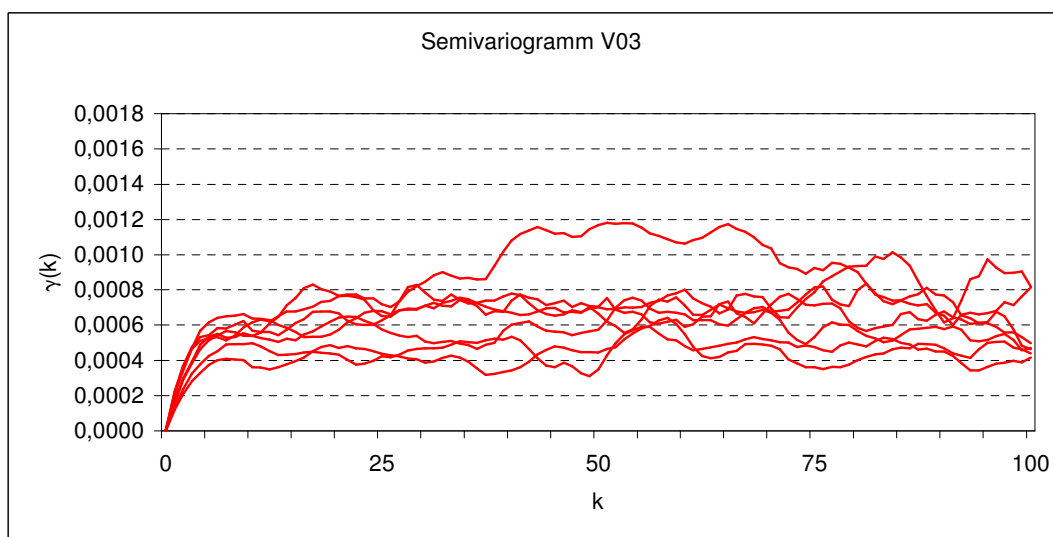
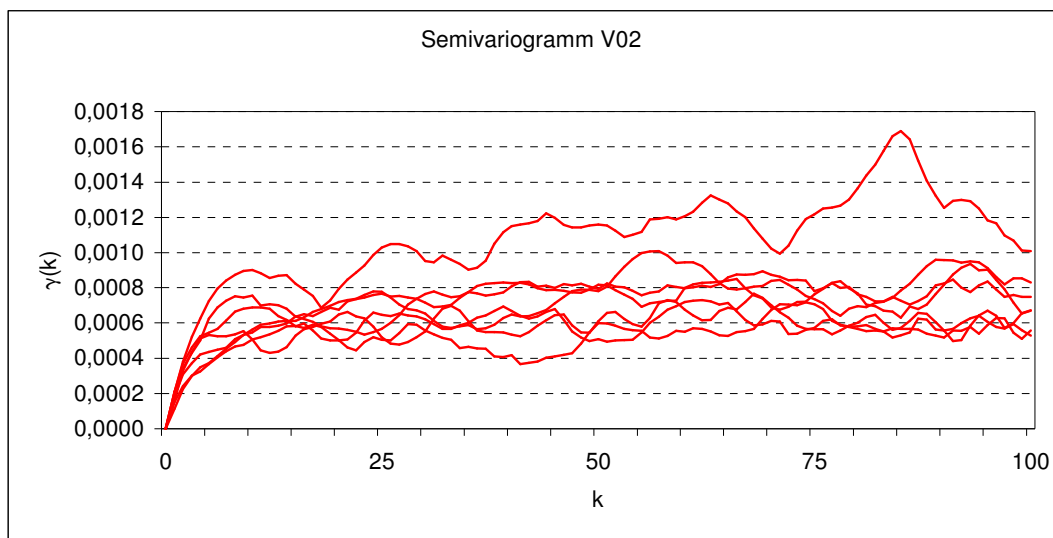
$$\chi^2_{0,5;0,95} = 139,01; \chi^2_{0,1;0,99} = 134,63$$

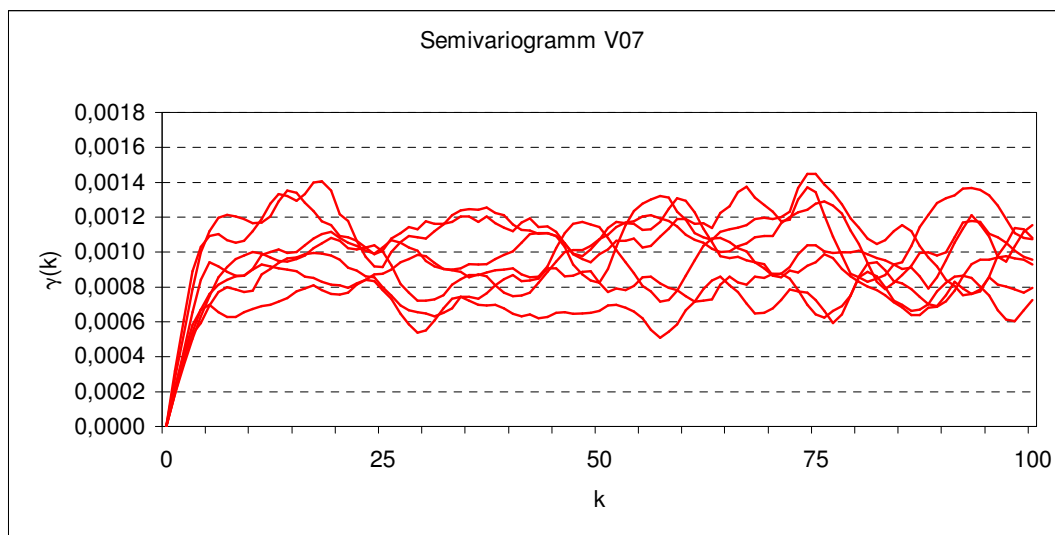
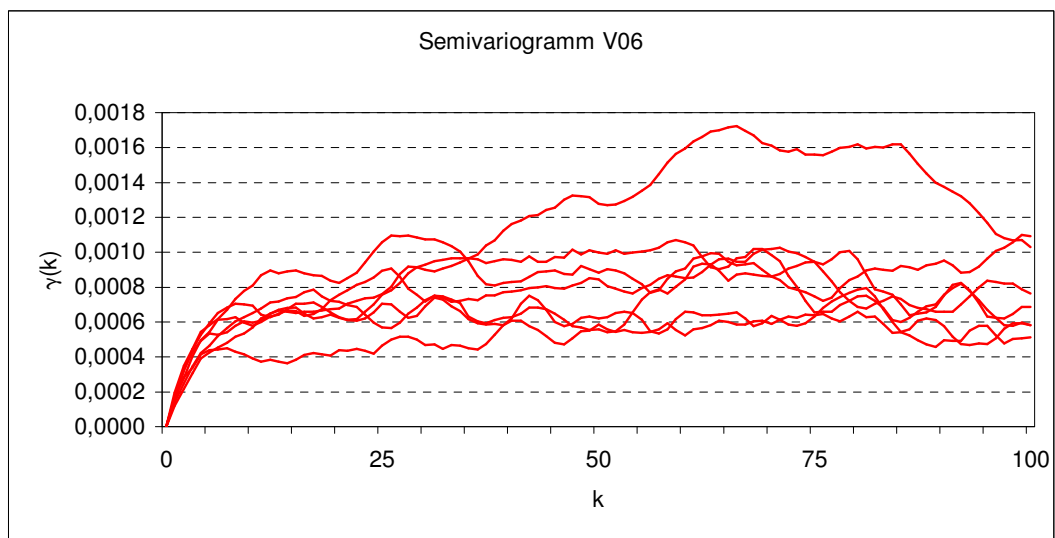
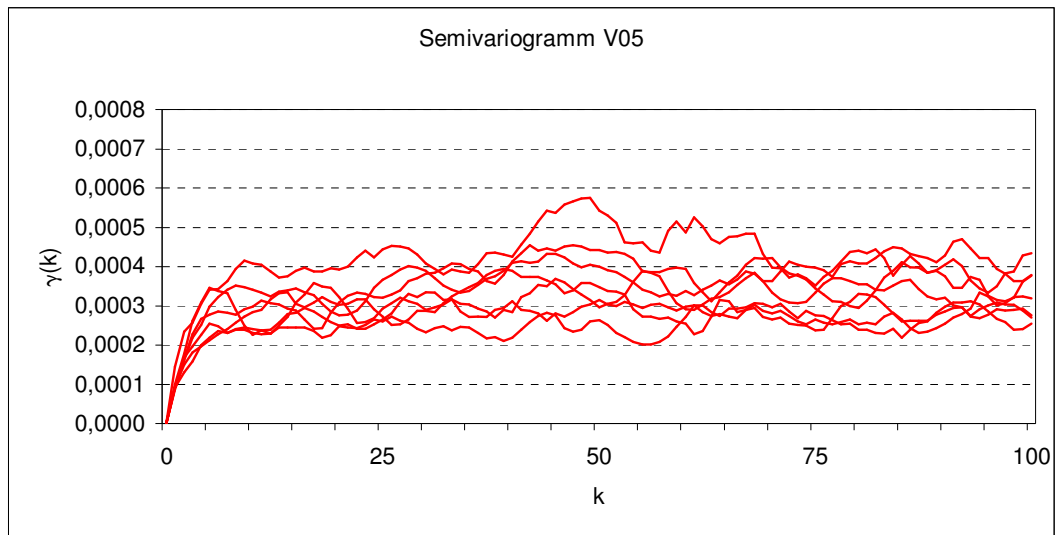
2.1.6 Modellprüfung nach BOX ET LJUNG

Versuchs- Nr.	Q_{AR}^*						
	Pos. 100	Pos. 300	Pos. 500	Pos. 700	Pos. 900	Pos. 1100	Pos. 1300
V02	187,690	267,053	319,610	215,004	93,968	106,897	144,634
V03	179,660	118,683	155,219	253,943	171,262	288,288	134,925
V04	172,337	239,894	189,595	119,476	190,052	106,971	116,223
V05	149,022	151,602	110,386	128,236	136,805	134,343	246,144
V06	142,045	157,826	226,809	125,170	186,038	156,187	157,142
V07	185,762	146,861	157,747	146,789	119,221	110,671	112,722

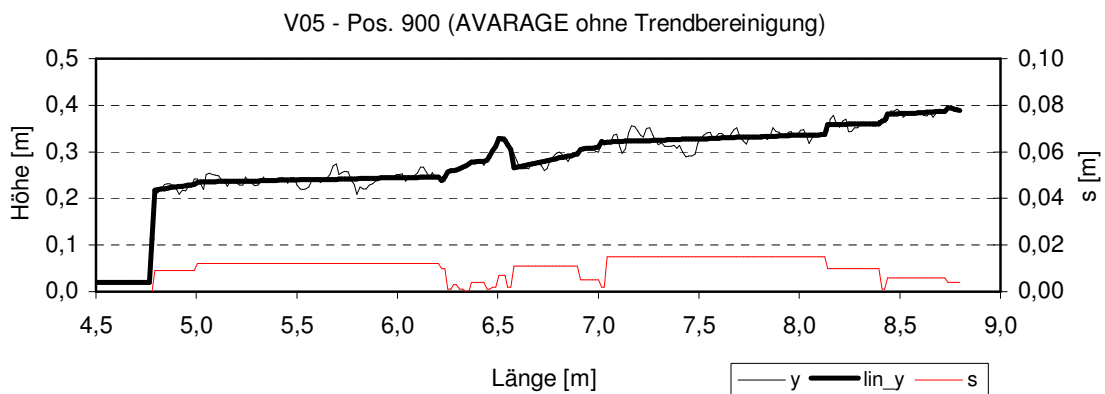
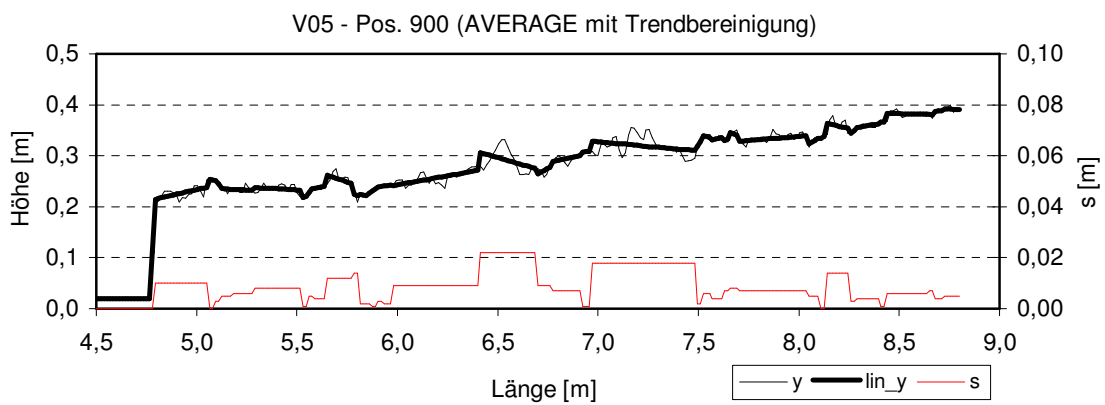
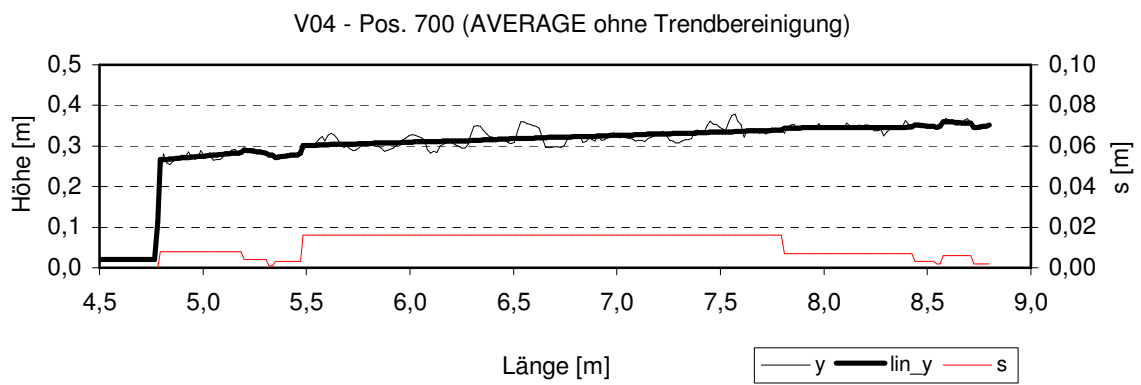
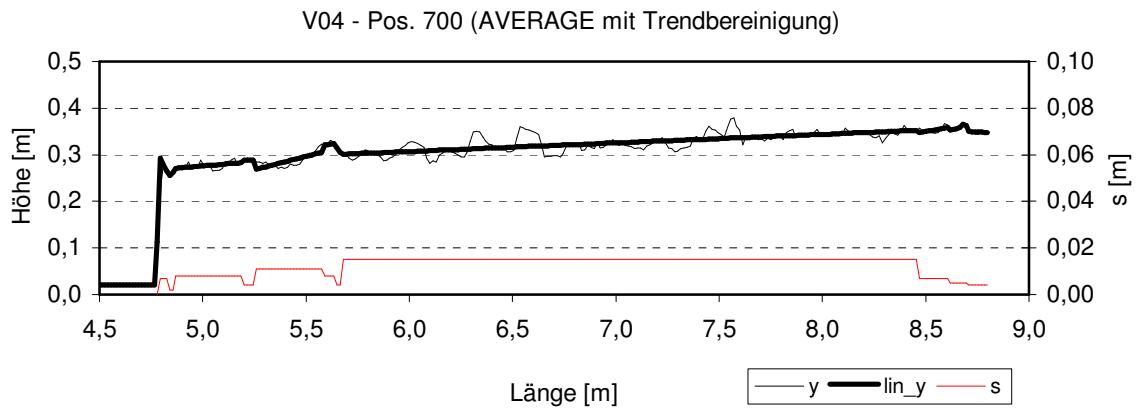
$$\chi^2_{0,5;0,95} = 139,01; \chi^2_{0,1;0,99} = 134,63$$

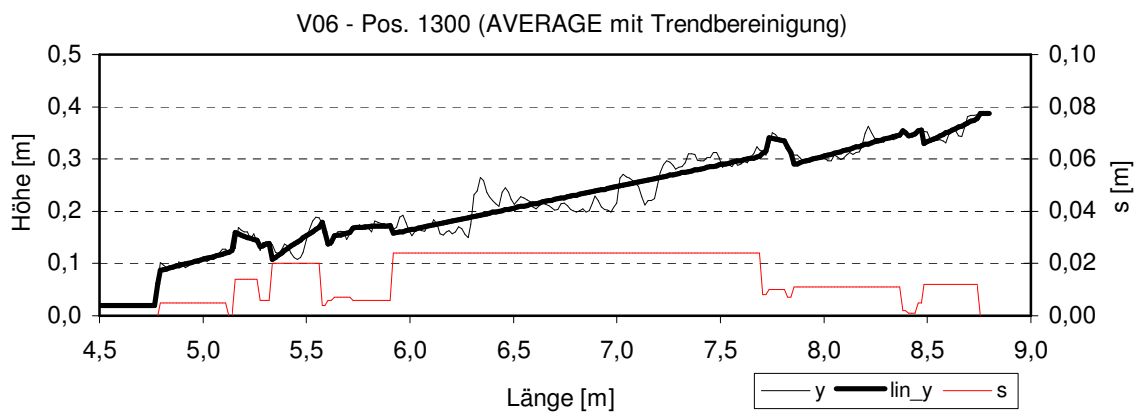
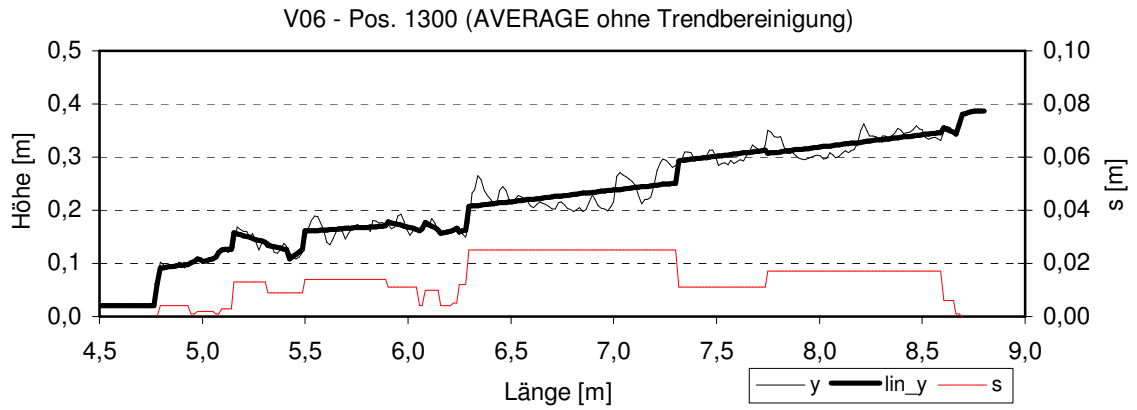
2.1.7 Semivariogrammanalyse





2.1.8 Segmentierung





2.1.9 Mindestsegmentlänge

T-Funktion Bereich Parameter		AVERAGE					
		V03 (2%)		V02 (4%)		V07 (6%)	
		n.tb.	tb.	n.tb.	tb.	n.tb.	tb.
Position	Profil Nr.	Anzahl der Segmente					
100	9	15	18	19	15	29	31
300	21	5	23	16	6	20	24
500	34	11	14	21	19	27	16
700	46	7	28	24	20	23	19
900	59	19	26	24	3	15	22
1100	71	20	23	8	13	20	5
1300	83	18	12	15	20	22	35
mittl. Anz. Segm. je Profil		17,3	20,1	19,8	15,9	23,6	20,1
Bestimmtheitsmaß		0,424	0,448	0,418	0,442	0,415	0,488

n.tb. = nicht trendbereinigt

tb. = trendbereinigt

2.2 Datenanalyse hinsichtlich eindimensionaler Strömungsberechnungen

2.2.1 Eindimensionaler Fließwiderstand

Vers.-Nr.	V02						V03					
	20 l/s		40 l/s		60 l/s		20 l/s		40 l/s		60 l/s	
<i>Q</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>
8,82	0,20	2,45	0,33	3,67	0,42	4,29	0,19	3,12	0,29	2,88	0,34	3,88
8,62	0,22	7,33	0,31	8,57	0,43	4,30	0,24	4,87	0,33	3,60	0,37	9,30
8,42	0,22	4,47	0,36	9,43	0,43	2,93	0,24	6,02	0,31	3,91	0,38	4,82
8,22	0,33	4,27	0,44	6,79	0,52	3,46	0,32	2,86	0,47	3,26	0,48	4,75
8,02	0,34	2,38	0,45	2,25	0,58	2,60	0,28	1,59	0,40	1,95	0,49	2,01
7,82	0,25	1,86	0,42	1,82	0,52	2,33	0,27	2,46	0,40	3,51	0,46	4,00
7,62	0,31	2,71	0,42	6,46	0,51	6,91	0,27	3,58	0,37	3,81	0,43	4,95
7,42	0,33	2,92	0,44	4,34	0,59	3,36	0,41	4,60	0,51	3,08	0,57	3,94
7,22	0,28		0,56		0,70	2,77	0,27	1,22	0,38	1,67	0,53	1,87
7,02	0,25		0,50		0,59	9,99	0,25	2,27	0,35	3,42	0,43	3,97
6,82	0,31	4,43	0,48	2,77	0,54	2,81	0,33	9,84	0,41	3,40	0,52	4,16
6,62	0,28	2,07	0,49	2,66	0,58	2,65	0,28	2,33	0,39	2,01	0,49	2,43
6,42	0,29	1,79	0,45	3,24	0,49	3,22	0,28	2,43	0,41	3,09	0,52	3,40
6,22	0,37	3,72	0,53	4,12	0,70	3,65	0,22	1,97	0,30	3,28	0,40	4,07
6,02	0,24		0,46	2,24	0,54		0,18		0,29	3,83	0,40	3,80
5,82	0,24		0,37		0,46		0,21	2,47	0,30	2,69	0,42	3,56
5,62	0,31	2,53	0,48	3,49	0,64	5,90	0,22	2,86	0,28	3,62	0,41	3,92
5,42	0,29	1,47	0,45	2,19	0,58	2,42	0,24	2,38	0,31	2,42	0,44	3,95
5,22	0,30	1,96	0,53	2,83	0,55	2,43	0,21	2,03	0,28	2,36	0,43	2,40
5,02	0,25	1,64	0,33	11,52	0,44	3,96	0,20	8,16	0,29	7,27	0,40	4,27
4,82	0,28		0,35	3,86	0,54	2,96	0,16	1,97	0,23	3,15	0,33	1,89

Vers.-Nr.	V04						V05					
	20 l/s		40 l/s		60 l/s		20 l/s		40 l/s		60 l/s	
<i>Q</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>	<i>um</i>	<i>u/u*</i>
8,82	0,28	2,92	0,41	3,64	0,53	4,52	0,26	2,11	0,43	2,95	0,63	4,09
8,62	0,28	4,96	0,43	3,84	0,49	4,78	0,37	3,94	0,57	13,24	0,56	4,15
8,42	0,25	3,70	0,39	4,18	0,50	4,20	0,29	2,33	0,49	2,93	0,65	3,54
8,22	0,27	3,18	0,41	3,06	0,56	4,46	0,34	2,71	0,51	3,40	0,67	4,15
8,02	0,28	3,23	0,42	4,97	0,49	4,83	0,35	2,26	0,50	3,14	0,66	3,66
7,82	0,30	2,21	0,46	3,02	0,57	3,86	0,34	3,63	0,49		0,67	3,77
7,62	0,24	3,50	0,39	10,07	0,49	4,25	0,31	1,90	0,46		0,67	2,89
7,42	0,30	2,49	0,47	3,62	0,58	4,03	0,28	2,49	0,47	3,87	0,58	3,59
7,22	0,26	2,99	0,40	3,61	0,54	4,19	0,32	2,26	0,50	4,86	0,58	4,06
7,02	0,27	2,65	0,40	3,73	0,53	4,33	0,30	3,54	0,49	3,55	0,59	3,59
6,82	0,24	2,75	0,39	3,22	0,56	3,84	0,30	1,99	0,48	2,83	0,68	3,68
6,62	0,23	2,57	0,34	3,21	0,43	4,34	0,35	3,71	0,48	4,92	0,60	4,74
6,42	0,27	2,55	0,40	2,56	0,54	4,37	0,32	2,59	0,50	3,07	0,61	3,44
6,22	0,28	4,55	0,40	48,77	0,51	7,56	0,34	2,55	0,58		0,66	3,73
6,02	0,25	2,89	0,37	3,98	0,44	4,48	0,32	2,68	0,52	2,62	0,68	3,45
5,82	0,29	5,37	0,41	8,34	0,48	4,63	0,29	2,90	0,46	5,76	0,55	5,07
5,62	0,25	3,22	0,39	3,78	0,47	4,91	0,31	4,53	0,44	3,91	0,49	2,97
5,42	0,29	2,30	0,42	3,06	0,51	4,38	0,31	2,46	0,48	3,56	0,61	5,80
5,22	0,33	5,32	0,40	5,15	0,49	4,78	0,33	2,79	0,48	3,72	0,58	4,01
5,02	0,30		0,40	2,20	0,46	2,65	0,31	11,41	0,46	4,78	0,53	4,75
4,82	0,30		0,43		0,47	4,68	0,24	1,83	0,38	3,11	0,54	2,25

Vers.-Nr.	V06				V07			
	40 l/s		60 l/s		40 l/s		60 l/s	
Q	um	u/u^*	um	u/u^*	um	u/u^*	um	u/u^*
8,8	0,46	2,38	0,68	3,36	0,58	3,66	0,87	4,06
8,62	0,52	2,70	0,66	4,35	0,47	2,65	0,63	2,32
8,42	0,42	2,83	0,67	3,34	0,45	2,88	0,57	3,11
8,22	0,45	2,38	0,55	2,47	0,43	2,12	0,53	2,46
8,02	0,43	2,49	0,64	2,94	0,46	3,55	0,60	3,22
7,82	0,44	2,11	0,58	2,53	0,40	1,67	0,54	1,96
7,62	0,43	3,25	0,59	5,55	0,42	2,34	0,56	3,12
7,42	0,46	2,26	0,56	2,16	0,38	3,19	0,54	3,28
7,22	0,41	2,25	0,57	4,92	0,43	2,20	0,60	2,38
7,02	0,40	1,54	0,51	1,60	0,55	4,27	0,55	
6,82	0,42	2,79	0,51	2,17	0,45	1,71	0,62	2,62
6,62	0,45	2,40	0,54	2,83	0,38	1,56	0,58	1,94
6,42	0,40	3,28	0,55	2,94	0,38	2,66	0,50	3,24
6,22	0,44	1,92	0,56	2,00	0,44	3,03	0,58	3,09
6,02	0,39	4,54	0,50	5,50	0,37	1,64	0,52	1,80
5,82	0,46	3,22	0,54	3,50	0,34	1,35	0,47	2,02
5,62	0,41	2,06	0,57	2,99	0,38	2,33	0,47	2,14
5,42	0,41	3,04	0,55	2,66	0,41	1,78	0,55	2,09
5,22	0,44	1,82	0,59	2,23	0,44	1,69	0,55	2,23
5,02	0,49	2,12	0,60	2,33	0,48	2,13	0,63	1,90
4,82	0,43	2,31	0,53	2,53	0,42	2,55	0,52	2,98

2.2.2 Einflussfaktoren logarithmischer Widerstandsfunktionen

Potenzgleichung: $y = a \cdot x^b$

Parameter	V02-20	V02-40	V02-60	V03-20	V03-40	V03-60	V04-20	V04-40
a	632,35	2496,16	3832,44	2875,27	545,94	33583,25	6194,05	74018,48
b	-0,47	-0,58	-0,62	-0,66	-0,51	-0,9	-0,76	-0,99
Parameter	V04-60	V05-20	V05-40	V05-60	V06-40	V06-60	V07-60	
a	25679,47	5733,51	29363,81	4357,8	823,92	36664,21	7740,26	
b	-0,88	-0,71	-0,86	-0,67	-0,52	-0,87	-0,7	