

Übertragbarkeit aerodynamischer Beiwerte  
von Windkanalversuchen im Modellmaßstab  
auf reale Fahrzeuggeometrien

Zur Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktors der Ingenieurwissenschaften

der Fakultät für Maschinenbau  
der Universität Karlsruhe (TH)  
genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Wolfgang Wetzel

aus Ravensburg

Tag der mündlichen Prüfung: 17.07.2001

Hauptreferent: Professor Dr.-Ing. H. Oertel  
Koreferent: Professor Dr.-Ing. U. Müller



# Vorwort

Die Arbeit befaßt sich mit unterschiedlichen Aspekten der Übertragbarkeit von Windkanalmessungen im Modellmaßstab auf das reale Fahrzeug. Ihr Schwerpunkt liegt auf der Untersuchung der Windkanaleinflüsse und deren Korrektur, des Einflusses der Bodensimulation (Laufband im Windkanal und Raddrehung) sowie der Modelldetaillierung. Eine numerische Strömungssimulation zur Untersuchung des Einflusses einer Grenzschichtvorabsaugung rundet das hierbei gewonnene Bild ab.

Die Arbeit wurde im Sommersemester 2001 vom Institut für Strömungslehre der Universität Karlsruhe als Dissertation angenommen. Sie entstand in den Jahren 1998 bis 2000 im Rahmen einer "Industriepromotion" bei der Firma DaimlerChrysler, Entwicklung Pkw in Sindelfingen und Untertürkheim. Alle experimentellen Umfänge dieser Arbeit wurden in der Abteilung "Aerodynamik", der Teilbereich Strömungssimulation in der Entwicklungsabteilung "Berechnung, Fahrleistung und Verbrauch" durchgeführt.

Ich danke allen Vorgesetzten, Kollegen und Freunden für die Unterstützung, die ich in dieser Zeit erfahren habe und ohne die ein Gelingen der Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater, Herrn Professor Dr.-Ing. Oertel, für die nachhaltige Betreuung und Unterstützung der Arbeit. Meinem Koreferenten, Herrn Professor Dr.-Ing. Müller danke ich für die zügige Erstellung des Zweitgutachtens.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Nomenklatur</b>	<b>V</b>
<b>1 Einführung</b>	<b>1</b>
1.1 Pkw-Entwicklung im Spannungsfeld zwischen Qualität, Kosten und Zeiten . . . . .	1
1.2 Anforderungen an die Pkw-Entwicklung . . . . .	1
1.3 Entwicklungsziele in der Pkw-Aerodynamik . . . . .	2
1.4 Werkzeuge im aerodynamischen Entwicklungsprozeß der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung . . . . .	3
1.5 Entwicklungsablauf Aerodynamik . . . . .	5
1.6 Untersuchte Themengebiete . . . . .	6
<b>2 Grundlagen der Strömungsmechanik und Meßtechnik</b>	<b>9</b>
2.1 Charakterisierung der Automobil-Aerodynamik . . . . .	9
2.2 Ähnlichkeitsgesetze und dimensionslose Kennzahlen . . . . .	9
2.3 Grundgleichungen der Strömungsmechanik . . . . .	11
2.3.1 Die Bernoulli'sche Gleichung . . . . .	11
2.4 Berücksichtigung der Reibung . . . . .	12
2.5 Gesamtkräfte und Momente . . . . .	14
2.6 Druckmessungen . . . . .	15
2.6.1 Prandtl'sches Staurohr . . . . .	15
2.6.2 Fehlereinflüsse . . . . .	16
2.6.3 Druckmeßbohrungen . . . . .	16
2.6.4 Weitere Meßfehler . . . . .	16
2.7 LDA-Messungen . . . . .	17
2.7.1 Meßprinzip . . . . .	17
2.7.2 Verwendeter Meßaufbau . . . . .	19
2.7.3 Weitere Komponenten . . . . .	20
2.7.4 Fehlerbetrachtungen . . . . .	21

2.7.5	Transformation der Geschwindigkeitskomponenten . . . . .	21
2.8	Grundlagen der Windkanalversuchstechnik . . . . .	25
2.9	Aufbau und Funktion von Windkanälen . . . . .	26
2.10	Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit . . . . .	27
2.10.1	Staudruckbestimmung nach der Düsenmethode . . . . .	27
2.10.2	Staudruckbestimmung nach der Plenummethode . . . . .	28
2.11	Bestimmung der Luftkräfte- und Momente im Windkanal . . . . .	28
2.12	Der Modellwindkanal Sindelfingen . . . . .	29
2.12.1	Wichtigste Abmessungen . . . . .	29
2.12.2	Grenzschicht im Modellwindkanal Sindelfingen . . . . .	30
2.12.3	Strömungsqualität und Turbulenzgrad . . . . .	31
2.12.4	Druckgradient . . . . .	31
2.13	Modellwindkanal FKFS . . . . .	33
2.13.1	Wichtigste Abmessungen . . . . .	34
2.13.2	Experimentallaufband . . . . .	34
2.13.3	Grenzschicht in leerem Kanal . . . . .	34
2.13.4	Druckgradient . . . . .	34
2.14	Großwindkanal Untertürkheim . . . . .	35
2.14.1	Grenzschicht in leerem Kanal . . . . .	36
2.14.2	Druckgradient . . . . .	37
2.15	Großwindkanal Audi . . . . .	38
2.15.1	Laufband . . . . .	38
2.15.2	Druckgradient . . . . .	39
2.16	Das Mercedes CLK-Modell im Maßstab M1:4 . . . . .	39
2.16.1	Detaillierungsgrad des CLK-Modells . . . . .	40
2.16.2	Simulation der Raddrehung im Modellmaßstab . . . . .	41
<b>3</b>	<b>Windkanaleinflüsse und deren Korrektur</b>	<b>43</b>
3.1	Vergleichende Kraftmessungen an SAE-Körpern . . . . .	43
3.1.1	Reynoldszahlabhängigkeit der SAE-Körper . . . . .	45

3.2	Windkanalkorrektur nach Mercker-Wiedemann . . . . .	45
3.3	Anwendung der Korrektur auf Messungen an SAE-Körpern . . . . .	49
3.4	Modifikation der Druckgradientenkorrektur . . . . .	49
3.5	Korrektur der CLK-Messungen . . . . .	55
3.6	Zusammenfassung und Ausblick . . . . .	57
<b>4</b>	<b>Einfluß von Laufband und Raddrehung auf die Aerodynamik eines Pkw</b>	<b>58</b>
4.1	Grundlagen und Literatur . . . . .	58
4.2	Kraftmessungen . . . . .	60
4.2.1	Wirkung des Laufbandes alleine . . . . .	62
4.2.2	Wirkung der Raddrehung alleine . . . . .	62
4.2.3	Wirkung von Laufband und Raddrehung . . . . .	63
4.3	Korrelation der Varianten . . . . .	67
4.4	Druckmessungen am Fahrzeugheck . . . . .	72
4.5	Zusammenfassung und Ausblick . . . . .	74
<b>5</b>	<b>Einfluß der Modelldetaillierung</b>	<b>76</b>
5.1	Gestaltung der Räder . . . . .	76
5.1.1	Form der Felgen . . . . .	76
5.1.2	Reifenprofil . . . . .	77
5.2	Unterboden und Außenhaut . . . . .	79
5.3	Gestaltung von Radhaus und Radaufhängung . . . . .	80
5.4	Zusammenfassung und Ausblick . . . . .	83
<b>6</b>	<b>Rechnerische Simulation des Einflusses von Laufband und Grenzschichtvorabsaugung</b>	<b>84</b>
6.1	Das Simulationstool STARCD . . . . .	84
6.1.1	Diskretisierungsverfahren in STARCD . . . . .	84
6.1.2	Weitere Annahmen . . . . .	85
6.2	Verifikationsstrategie . . . . .	85

6.3	Das Rechennetz bei leerem Kanal . . . . .	86
6.3.1	Modellierung der Geometrie . . . . .	86
6.3.2	Modellierung der Grenzschichtvorabsaugung . . . . .	87
6.3.3	Randbedingungen . . . . .	89
6.3.4	Darstellung der Netzgeometrie bei leerem Kanal . . . . .	90
6.4	Vergleich Messung-Rechnung bei leerem Kanal . . . . .	92
6.5	Das Rechennetz mit SAE-Körper . . . . .	98
6.6	Vergleich der aerodynamischen Beiwerte aus Messung und Rechnung	99
6.7	Analyse der Strömungsfelder . . . . .	101
6.8	Schlußfolgerungen . . . . .	109
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>111</b>

# Nomenklatur

## Lateinische Buchstaben

$A_{NK}$	Fläche Nachlaufkörper
$A_C$	Kollektorquerschnittsfläche
$A_N$	Düsenquerschnittsfläche
$A_x$	Stirnfläche
$B$	Vorfaktor der Transformationsmatrix
$c_{pstat}$	Statischer Druckbeiwert
$c_A$	Auftriebsbeiwert
$c_{AH}$	Hinterachsauftriebsbeiwert
$c_{AV}$	Vorderachsauftriebsbeiwert
$c_G$	Giermomentenbeiwert
$c_N$	Nickmomentenbeiwert
$c_p$	Dimensionsloser Druckbeiwert
$c_S$	Rollmomentenbeiwert
$c_W$	Widerstandsbeiwert
$\left(\frac{dc_p}{dx}\right)_C$	Mittlerer Druckgradient Modellmitte-Kollektor
$\left(\frac{dc_p}{dx}\right)_N$	Mittlerer Druckgradient Düse-Modellmitte
$d_f$	Durchmesser des Laserstrahls in der Strahltaile
$f_{Du}$	Düsenfaktor
$f_{Pl}$	Plenumsfaktor
$F_D$	Druckkraft
$f_D$	Schwebungsfrequenz des Dopplersignals
$F_K$	Kapillarkraft
$F_R$	Reibungskraft
$F_S$	Schwerkraft
$F_T$	Trägheitskraft
$F_x/A$	Flächenbezogene Widerstandskraft
$g$	Erdbeschleunigung
$G$	Glauert-Faktor
$k$	Turbulente kinetische Energie
$k_{NK}$	Empirischer Faktor Nachlaufkörper
$K_i$	Durchlässigkeit poröses Element
$l$	Charakteristische Länge
$l_{NK}$	Länge Nachlaufkörper
$L_{TS}$	Meßstreckenlänge
$L_M$	Länge des Modells
$m$	Steigung der Ausgleichsgeraden
$\dot{m}$	Massenstrom der Vorabsaugung

$\underline{M}$	Transformationsmatrix
$\underline{\Delta M}$	Fehler der Transformationsmatrix
$Ma$	Machzahl
$p$	Druck
$p_{Du}$	Druck in der Düse
$p_{Pl}$	Druck im Plenum
$p_{stat}$	Statischer Druck
$p_{tot}$	Totaldruck
$p_{VK}$	Druck in der Vorkammer
$q$	Dynamischer Druck
$q_{korr}$	Korrigierter dynamischer Druck
$q_{mess}$	Gemessener dynamischer Druck
$\vec{q}$	Wärmeflußvektor
$R$	Korrelationskoeffizient
$R_N$	Äquivalenter Düsenradius
$Re$	Reynoldszahl
$s$	Brennweite der Laseroptik
$S_{u'}, S_{v'}, S_{w'}$	Standardabweichungen der gemessenen Strömungskomponenten
$\vec{S}_{1,2}$	Richtungsvektoren der Laserstrahlen
$S_E$	Energiequellterme
$S_i$	Impulsquellterme
$t$	Zeit
$t/l_M$	Inverser Schlankheitsgrad des Modells
$Tu$	Turbulenzgrad
$u$	Hauptströmungsgeschwindigkeit
$\vec{u}$	Geschwindigkeitsvektor in kartesischen Koordinaten
$u', v', w'$	Gemessene Geschwindigkeiten im Koordinatensystem der Laseroptik
$V_{NK}$	Volumen Nachlaufkörper
$V_M$	Volumen des Modells
$x, y, z$	Kartesische Ortskoordinaten
$x_M$	Abstand Düsenaustritt-Modell
$y^+$	Dimensionsloser Wandabstand

## Griechische Buchstaben

$\Delta c_W$	Änderung des $c_W$ -Wertes zum Ausgangszustand
$\Delta c_{W_{grad}}$	Korrekturanteil des Druckgradienten
$\Delta c_A$	Änderung des $c_A$ -Wertes gegenüber Ausgangszustand
$\Delta c_{AV}$	Änderung des $c_{AV}$ -Wertes gegenüber Ausgangszustand
$\Delta c_{AH}$	Änderung des $c_{AHW}$ -Wertes gegenüber Ausgangszustand
$\sigma$	Oberflächenspannung
$\rho$	Luftdichte
$\nu$	Kinematische Viskosität
$\delta$	Grenzschichtdicke
$\delta_1$	Verdrängungsdicke
$\tau_0$	Wandschubspannung
$\Delta f$	Frequenzverschiebung
$\theta$	Strahlschnittwinkel der LDA-Optik
$\lambda$	Wellenlänge des Lasers
$\alpha_1 \dots \gamma_3$	Winkel der Laserstrahlen im Bezugssystem
$\Delta \alpha_1 \dots \Delta \gamma_3$	Fehler bei der Bestimmung der Strahlwinkel
$\varphi_D$	Düsenversperrung
$\tau$	Kanalformfaktor
$\epsilon_i$	Störgeschwindigkeitsfaktoren der Windkanalkorrektur
$\epsilon_{QN}$	Störgeschwindigkeitsfaktor Düsenaustritt (Düsenmethode)
$\epsilon_{QP}$	Störgeschwindigkeitsfaktor Düsenaustritt (Plenummethode)
$\epsilon_S$	Störgeschwindigkeitsfaktor Strahlblockierung
$\epsilon_C$	Störgeschwindigkeitsfaktor Kollektorversperrung
$\epsilon_N$	Störgeschwindigkeitsfaktor Modellposition
$\epsilon_W$	Störgeschwindigkeitsfaktor Nachlauf
$\epsilon$	Dissipationsrate der turbulenten kinetischen Energie

## Symbole

$\nabla$	Operator Nabla
$\vec{\nabla}$	Vector Operator Nabla

## Abkürzungen

GSVA	Grenzschichtvorabsaugung
KL	Kühlluft
LB	Laufband
LDA	Laser-Doppler-Anemometrie
RMS	Gemittelte Schwankungsgeschwindigkeiten
SAE	Society of Automotive Engineering
Sifi	Modellwindkanal Sindelfingen
Ut	Großwindkanal Untertürkheim



# 1 Einführung

## 1.1 Pkw-Entwicklung im Spannungsfeld zwischen Qualität, Kosten und Zeiten

Die Entwicklung eines neuen Produktes wie eines Kraftfahrzeuges findet heute mehr denn je in einem Spannungsfeld statt, das von den Faktoren Entwicklungsqualität, Entwicklungskosten und Entwicklungszeiten dominiert wird.

Der Entwicklungsingenieur ist hierbei gefordert, unter diesen Randbedingungen ein optimales Ergebnis zu erarbeiten.

## 1.2 Anforderungen an die Pkw-Entwicklung

Die strategischen Vorgaben des DaimlerChrysler Konzerns nach Kundenzufriedenheit, Profitabilität, Portfolio, Wachstum, Integration und Globalität führen im Geschäftsbereich Pkw-Entwicklung von Mercedes-Benz zu ganz bestimmten Anforderungen, was die Entwicklungsprozesse anbelangt.

**Prozeßanforderungen** Als Prozeßanforderungen lassen sich im Wesentlichen folgende Punkte aufzählen:

- Straffung des Entwicklungsablaufes durch Stärkung der frühen Projektphasen
- Erhöhung der Entwicklungseffektivität (Entwicklungsleistung pro Kosten)
- Nutzung neuer Entwicklungswerkzeuge (CAD<sup>1</sup>, CAE<sup>2</sup>, CFD<sup>3</sup>)

Oftmals läßt sich eine Straffung des Entwicklungsablaufes dadurch erreichen, daß bereits in einer frühen Phase der Entwicklung projektrelevante Entscheidungen getroffen werden, die dann möglichst nicht mehr geändert werden sollten. Dies ist jedoch nur möglich, wenn bezüglich der erwarteten Produkteigenschaften eine ausreichende Aussagesicherheit in den frühen Projektphasen gegeben ist.

Die Effektivität der Entwicklungsabläufe sollte dadurch gesteigert werden, daß auf unnötige Entwicklungsleistungen ganz verzichtet wird und bestehende Prozesse und Methoden weitestmöglich gestrafft bzw. optimiert werden. Hierzu müssen neue Entwicklungswerkzeuge eingesetzt werden, die es erlauben, schneller und kostengünstiger zu den gewünschten Ergebnissen zu gelangen, ohne die Qualität der Entwicklungsleistung zu gefährden. Hierbei kann es jedoch zu Zielkonflikten kommen, welche der Entwicklungsingenieur in Zusammenarbeit mit dem Projektmanagement immer wieder aufs neue lösen muß.

---

<sup>1</sup>Computer Aided Design

<sup>2</sup>Computer Aided Engineering

<sup>3</sup>Computational Fluid Dynamics

### 1.3 Entwicklungsziele in der Pkw-Aerodynamik

Als Zielgrößen in der aerodynamischen Entwicklung eines modernen Pkw lassen sich im Wesentlichen folgende Punkte identifizieren [28]:

- Verbrauch und Fahrleistung
- Fahrkomfort
- Sicherheit
- Funktion

Diese Entwicklungsziele müssen in enger Zusammenarbeit mit dem Design und anderen Fachdisziplinen erarbeitet und entstehende Zielkonflikte gelöst werden.

**Verbrauch und Fahrleistung** Durch Formoptimierungen der Außenhaut eines neu zu entwickelnden Fahrzeugtyps wird versucht, dessen Luftwiderstand zu minimieren. Hierdurch läßt sich der Kraftstoffverbrauch reduzieren bzw. die Fahrleistungen des Modells verbessern. Da auch in Zukunft eine kontinuierliche Erhöhung des Kraftstoffpreises zu erwarten ist und durch die Diskussion um die  $CO_2$ -Emissionen auch mit einer sinkenden gesellschaftlichen Akzeptanz von Automobilen mit hohem Energieverbrauch zu rechnen ist, kommt diesem Aspekt eine immer größer werdende Bedeutung zu.

Den Zusammenhang zwischen Luftwiderstand und Verbrauch macht [50] deutlich: danach hat eine Senkung des Luftwiderstandes z. B. um 1% ( $\Delta c_W \approx 0,003$ ) im MVEG II-Zyklus den gleichen Einfluß auf den Kraftstoffverbrauch wie eine Gewichtsreduzierung des Fahrzeugs um 10 – 15 kg. Eine sorgfältige Formoptimierung ermöglicht, dieses Potential zugänglich zu machen.

**Fahrkomfort** Hier wird versucht, durch Detailoptimierungen z. B. am Außenspiegel oder an der A-Säule die Aeroakustik des Fahrzeuges so zu beeinflussen, daß die Fahrgeräusche in der Fahrzeugkabine für den Fahrgast als möglichst wenig störend empfunden werden. Bei Fahrten mit offenem Verdeck ist die Zugfreihaltung des Fahrgastraumes ein Aspekt, der den Fahrkomfort wesentlich beeinflußt. Als Beispiel hierfür sei das sog. Windschott, das für den Mercedes SLK entwickelt wurde, genannt. Hierbei handelt es sich um eine Art Stoffnetz, daß im hinteren Fahrzeugbereich zwischen Fondablage und der Dachlinie aufgespannt wird und aufgrund seines Durchströmwiderstandes die Strömungsgeschwindigkeiten der Rezirkulationswirbel im Fahrgastraum verringert.

**Sicherheit** Unter dem Begriff der Fahrsicherheit subsummieren sich Teilaspekte wie Fahrstabilität und Schmutzfreihaltung. Auch die Zugfreihaltung hat sicher-

heitsrelevante Aspekte, wenn man in Betracht zieht, daß es mit hohen Rezirkulationsgeschwindigkeiten im Fahrgastraum bei langhaarigen Personen zu Sichtbeeinträchtigungen durch die eigenen Haare kommen kann.

Die Fahr- bzw. Richtungsstabilität eines Fahrzeuges wird durch die an ihm angreifenden Luftkräfte und Momente beeinflusst. Dies hat je nach Fahrgeschwindigkeit Auswirkungen auf den Fahrkomfort und die Fahrsicherheit. Mit einer geeigneten Formgebung des Fahrzeuges müssen diese Kräfte und Momente so beeinflusst werden, daß z.B. auch bei schnellen Kurvenfahrten oder bei Seitenwind keine kritischen Fahrzustände auftreten. Der Begriff der Formgebung ist hierbei weiter zu fassen und erstreckt sich auch auf Teile wie Außenspiegel, Spoiler oder Reifen.

Die Schmutzfreihaltung eines Fahrzeuges und seiner Komponenten hat neben ästhetischen Gesichtspunkten auch sicherheitsrelevante Aspekte. Ein gutes Schmutzfreihaltungskonzept zeichnet sich dadurch aus, daß sich auf der Heckscheibe möglichst wenig Wasser und Schmutzpartikel ablagern, welche die Sicht nach hinten behindern. Ebenso sollte der Sichtstrahl vom Fahrer zum Außenspiegel nicht durch Tropfen und andere Ablagerungen auf der Seitenscheibe und dem Spiegelglas beeinträchtigt werden.

**Funktion** Mit der aerodynamischen Entwicklung des Gesamtfahrzeuges muß auch die Funktion einzelner Komponenten wie dem Motorkühler, dem Kondensator der Klimaanlage, der Belüftung von Bremsen, Motorlager und anderer Bauteile gewährleistet sein. Dies sollte gleichzeitig mit einem möglichst geringen zusätzlichen aerodynamischen Widerstand erreicht werden.

## 1.4 Werkzeuge im aerodynamischen Entwicklungsprozeß der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung

Um die in Kapitel 1.3 angerissenen Entwicklungsziele erreichen zu können, kommen im aerodynamischen Entwicklungsprozeß der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung je nach Aufgabenstellung, verfügbarer Zeit und dem Entwicklungsbudget unterschiedliche Werkzeuge zum Einsatz.

**Außenumströmung** Die aerodynamische Optimierung der Außenumströmung findet trotz Fortschritten in der Berechnung auch heute noch im Wesentlichen im Windkanal statt. Für die frühen Projektphasen wird an verkleinerten Modellen im Maßstab M1:4 gearbeitet. Hierfür steht hauptsächlich der Modellwindkanal Sindelfingen zur Verfügung. In den fortgeschritteneren Projektstadien, in denen bereits Modelle realer Größe oder erste Prototypen zur Verfügung stehen, wird der Großwindkanal der DaimlerChrysler AG in Untertürkheim oder der Kraftfahrzeugwindkanal des FKFS<sup>4</sup> an der Universität Stuttgart genutzt, vgl. Kapitel 2.14.

---

<sup>4</sup>Forschungsinstitut für Kraftfahrwesen und Fahrzeugmotoren Stuttgart

**Aeroakustik** Die aeroakustische Optimierung erfolgt zur Zeit ausschließlich im Maßstab M1:1 im FKFS-Windkanal. Aufgrund der besonderen Anforderungen, die hierbei an den Windkanal gestellt werden, kann diese Arbeit nur in speziellen Aeroakustik-Windkanälen durchgeführt werden, bei denen durch spezielle Dämmmaßnahmen die Geräuschkulisse des Luftstrahles und anderer Komponenten entsprechend gedämpft ist. Als Meßmittel kommen hierbei u.A. Hohlspiegel, Mikrophonarrays und Testpuppen mit Mikrofonen zum Einsatz.

**Schmutzfreihaltung** Die Untersuchungen zur Schmutzfreihaltung werden zum großen Teil im Windkanal Untertürkheim durchgeführt. Hierzu wird vor dem Fahrzeug eine spezielle Sprüheinrichtung aufgebaut, die über einen definierten Zeitraum Wasser in den Luftstrahl des Windkanals einsprüht. Dem Wasser ist ein Farbstoff beigemischt, der unter UV-Licht sichtbar wird. Auf diese Weise kann nach dem Sprühvorgang nachvollzogen werden, wo sich am Fahrzeug Schmutzpartikel abgelagert haben um dann gegebenenfalls Optimierungsmaßnahmen abzuleiten. Diese Untersuchungen werden durch Fahrversuche auf der Straße ergänzt.

**Zugfreihaltung** Der Themenkomplex Zugfreihaltung wird an M1:1-Modellen und Fahrzeugen ebenfalls in den oben genannten Großwindkanälen untersucht. Zur Bewertung der Strömungsverhältnisse im Fahrgastraum stehen verschiedene Behaglichkeitstestpuppen, die mit thermischen Geschwindigkeitssensoren ausgestattet sind, zur Verfügung. Für Grundsatzuntersuchungen im Modellmaßstab werden auch LDA-Messungen im Modellwindkanal Sindelfingen durchgeführt, vgl. Kapitel 2.7.

**Motorraumdurchströmung** Die aerodynamische Optimierung der Motorraumdurchströmung gliedert sich in zwei Teilaspekte: die Interaktion der Kühlluft mit der Außenumströmung und die Strömungsvorgänge im Motorraum. Sowohl zur Quantifizierung des Interferenzwiderstandes, der durch die Interaktion der Kühlluft mit der Außenströmung induziert wird, als auch bei der optimalen Positionierung der Auslaßöffnungen für die Kühlluft ist der Entwickler nach wie vor auf Windkanalversuche angewiesen.

Die Motorraumdurchströmung wird dagegen mit Hilfe von CFD-Berechnungsverfahren bewertet und optimiert. Hierbei wird insbesondere der Kühlluftmassenstrom durch die Öffnungen in der Kühlermaske und in der Bugschürze berechnet. Als Schnittstelle zu den Entwicklern der Kühlerkomponenten wird ebenso das Temperaturgefälle bei Durchströmung des Kühlermoduls berechnet [3].

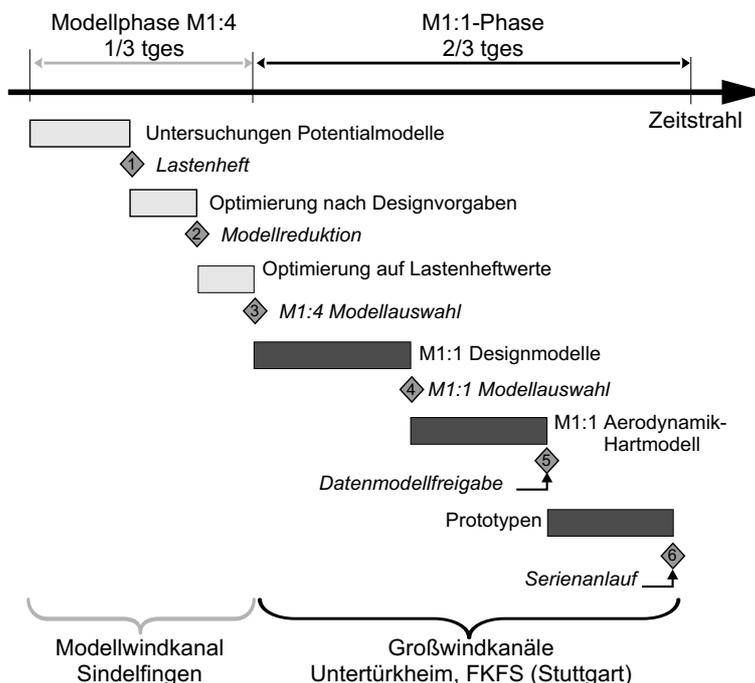
**Klimatisierung** Der Klimatisierung des Fahrgastraumes kommt unter komfort- und sicherheitstechnischen Aspekten eine wichtige Rolle zu, denkt man z.B. an die Enteisung zugefrorener Scheiben im Winter oder der Abkühlung des Innenraumes im Sommer. Die physiologische Bewertung des Klimas in der Fahrzeugkabine sowie

die Optimierung von Zu- und Abluftführungen erfolgt in der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung größtenteils mit Hilfe von CFD-Berechnungsverfahren.

## 1.5 Entwicklungsablauf Aerodynamik

Abb. 1.1 zeigt den vereinfachten Projektablaufplan Aerodynamik, wie er in der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung zur Anwendung kommt (Stand 2001). Das Gesamtprojekt ist in eine Modellphase (im Maßstab M1:4) und eine M1:1-Phase unterteilt, wobei die Modellphase etwa 1/3 der Gesamtentwicklungszeit beansprucht, die M1:1-Phase füllt entsprechend den Rest der Zeit aus. In der Modellphase werden die meisten Entwicklungsleistungen im Modellwindkanal Sindelfingen erarbeitet. Hierbei kann man von ca. 24 Tagen Windkanalbelegung ausgehen. Nach Abschluß dieser Phase erfolgt die Modellvorauswahl ("Designentscheid") ebenso wie die Festsetzung der Lastenheftwerte für die aerodynamischen Beiwerte  $c_W$ ,  $c_{AV}$ ,  $c_{AH}$  und  $c_N$ .

In der sich anschließenden M1:1-Phase wird an sog. Hartmodellen und später auch an Prototypen die endgültige Form der Außenhaut festgelegt, ebenso wird das Verschmutzungskonzept überprüft und das Unterbodenkonzept festgelegt. In dieser Phase der aerodynamischen Entwicklung fallen etwa 30 Tage Windkanalversuche an.



**Abb. 1.1:** Entwicklungsablauf Aerodynamik der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung (schematisch)

## 1.6 Untersuchte Themengebiete

Aus dem oben geschilderten Entwicklungsablauf stellt sich die zentrale Frage nach der Übertragbarkeit der im Modellmaßstab gewonnenen Ergebnisse auf das reale Fahrzeug. Die vorliegende Arbeit befaßt sich daher mit drei verschiedenen Teilaspekten dieser "Übertragbarkeitsproblematik": dem Einfluß der Windkanalgeometrie auf die Meßergebnisse, dem Einfluß der Bodensimulation und schließlich dem Einfluß der Modelldetaillierung.

Zunächst werden in Kapitel 2 anhand des Begriffes der *Reynolds'schen Ähnlichkeit* die Grundlagen erläutert, die es ermöglichen, strömungsmechanische Vorgänge im Modellmaßstab zu studieren und die hier gewonnenen Aussagen auf die Großausführung zu übertragen. Neben meßtechnischen Grundlagen und einer Beschreibung der eingesetzten Meßgeräte werden ebenso die benutzten Windkanäle und das Windkanalmodell des Mercedes CLK im Maßstab M1:4 beschrieben, mit dem die meisten der hier vorgestellten Versuche durchgeführt wurden.

In Kapitel 3 wird anhand von vergleichenden Widerstandsmessungen im Modellmaßstab (M1:4, Modellwindkanal Sindelfingen) und im natürlichen Maßstab (M1:1, Großwindkanal Untertürkheim) aufgezeigt, daß die Meßergebnisse deutlich von den jeweiligen Windkanalgeometrien beeinflußt werden. Des weiteren wird eine Korrekturmethode vorgestellt und angewendet, die es ermöglichen soll, auf der Basis von potentialtheoretischen und empirischen Ansätzen diese Windkanaleinflüsse zu korrigieren. Die Bewertung dieses Korrekturverfahrens erfolgt sowohl für einfache Fahrzeug-Grundkörper, als auch für den Mercedes CLK, einer Stufenheck-Limousine.

Der Windkanal als wichtigstes Werkzeug der Aerodynamikentwicklung kann die tatsächlichen Bedingungen der Straßenfahrt immer nur näherungsweise simulieren, das entwickelte Fahrzeug muß sich jedoch auf der Straße bewähren. Ein ganz offensichtlicher Unterschied besteht z. B. darin, daß in konventionellen Windkanalversuchen meist die Relativbewegung zwischen Fahrzeug und Boden sowie die Raddrehung vernachlässigt werden. Unter diesen "falschen" Simulationsrandbedingungen können u. U. Maßnahmen abgeleitet werden, die auf der Straße schwächer oder anders wirken als erwartet [35]. Abb. **1.2-A** veranschaulicht die Situation der Straßenfahrt. Das Fahrzeug bewegt sich mit  $u_\infty$  über die Straße, die Räder rollen auf dem Boden ab, das Fahrzeug "sieht" ein unendlich ausgedehntes Strömungsfeld. Bei Windkanalversuchen über einem breiten Laufband, das deutlich über die Fahrzeuggrundfläche hinausragt und die Räder auf dem Laufband abrollen, lassen sich die Straßenfahrt-Randbedingungen um das Fahrzeug prinzipiell richtig abbilden, vgl. Abb. **1.2-B**.

Hierbei wird das Fahrzeug mit der Windgeschwindigkeit  $u_{Wind} = u_\infty$  angeblasen, das Laufband bewegt sich mit der gleichen Geschwindigkeit  $u_{Band} = u_\infty$ . Diese Ver-

suchstechnik steht beispielsweise im Deutsch-Niederländischen Windkanal (DNW) zur Verfügung [34]. Hier wird das Versuchsobjekt an einem Stiel von hinten gehalten, was sehr aufwendige Modifikationen an dem Versuchsfahrzeug nach sich zieht. Ebenso ist ein Einfluß der Halterung auf den Nachlauf des Fahrzeuges zu erwarten. Der hohe Versuchsaufwand ist auch mit sehr hohen Kosten verbunden, weshalb sich diese Technik in der Automobilbranche nicht durchgesetzt hat. In einigen Fahrzeug-Windkanälen wird statt dessen versucht, die Straßenfahrt mit einem schmalen Laufband zu simulieren, vgl. Abb. 1.2-C.

Hierbei verläuft das Laufband nur zwischen den Rädern, der restliche Windkanalboden bewegt sich relativ zum Fahrzeug nicht. Vor dem Laufband ist eine Grenzschichtvorabsaugung angeordnet, um die aus der Windkanaldüse kommende Bodengrenzschicht zu eliminieren. Um den Einfluß der Raddrehung simulieren zu können, sind separate Antriebseinheiten für die Räder vorzusehen. Es wird klar, daß die physikalischen Randbedingungen hier nicht richtig abgebildet werden können. Der Vorteil des Systems liegt darin, daß die Halterung des Meßobjektes wesentlich einfacher und damit auch für die Serienentwicklung eines neuen Fahrzeugtyps praktikabel ist.

In Kapitel 4 wird die Wirkung dieser "erweiterten Bodensimulation" untersucht. Die Messungen in M1:4 wurden dabei im Modellwindkanal des FKFS, die M1:1-Messungen im Audi-Windkanalzentrum durchgeführt. Anhand umfangreicher Meßdaten wird zunächst die aerodynamische Wirkung des Laufbandes und der Raddrehung aufgezeigt. Meßobjekte waren hierbei ein Mercedes CLK Serienfahrzeug bzw. ein detailliertes Modell im Maßstab M1:4. In einem weiteren Schritt wird mittels statistischer Methoden die Korrelation zwischen beiden Maßstäben in Abhängigkeit der Bodensimulation untersucht. Druckmessungen am Heck geben weiteren Aufschluß über die Beeinflussung der Fahrzeugumströmung durch diese Versuchstechnik.

Aufgrund der hohen geometrischen Komplexität eines realen Kraftfahrzeuges, ist die exakte Abbildung *aller* Details in einem Modell unmöglich, denkt man z. B. an den durchströmten Motorraum mit seinen Aggregaten. Für den Entwicklungsingenieur ist es daher auch unter Kostenaspekten wichtig zu wissen, in welchem *Detaillierungsgrad* ein Modell aufgebaut werden muß, wo hydromechanisch sensitive Bereiche liegen und wo weniger detailliert gearbeitet werden kann. Daher wurden in Kapitel 5 mit dem Mercedes CLK Modell im Maßstab M1:4 durch gezielte Umbaumaßnahmen Sensitivitätsstudien zur geometrischen Detaillierung in Abhängigkeit der Bodensimulation durchgeführt.

Während der Messungen im FKFS-Modellkanal wurde deutlich, daß hier die Grenzschichtvorabsaugung, die in Verbindung mit dem Laufband meistens aktiv war, einen deutlichen Einfluß auf die gemessenen aerodynamischen Beiwerte ausübt. Eine Separierung einzelner Einflüsse wie Grenzschichtdicke, Absaugrate und Laufbandbreite ist auf experimentellem Wege sehr schwierig. Daher wurde ergänzend zu den angesprochenen Messungen eine numerische Strömungssimulation durch-

geführt, die es ermöglichen sollte, die Strömungsverhältnisse im Falle mit Absaugung und schmalen Laufband direkt mit der Situation bei komplett bewegtem Boden zu vergleichen. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Kapitel 6 dargestellt. Zunächst wurde die Wirkung der Grenzschichtvorabsaugung auf das Strömungsfeld bei leerem Windkanal untersucht. Die Verifikation dieser Berechnungsergebnisse erfolgt durch den Vergleich mit gemessenen Geschwindigkeits- und Druckverteilungen. Die Wirkung der erweiterten Bodensimulation auf ein Meßobjekt wird an einem einfachen Fahrzeuggrundkörper untersucht.

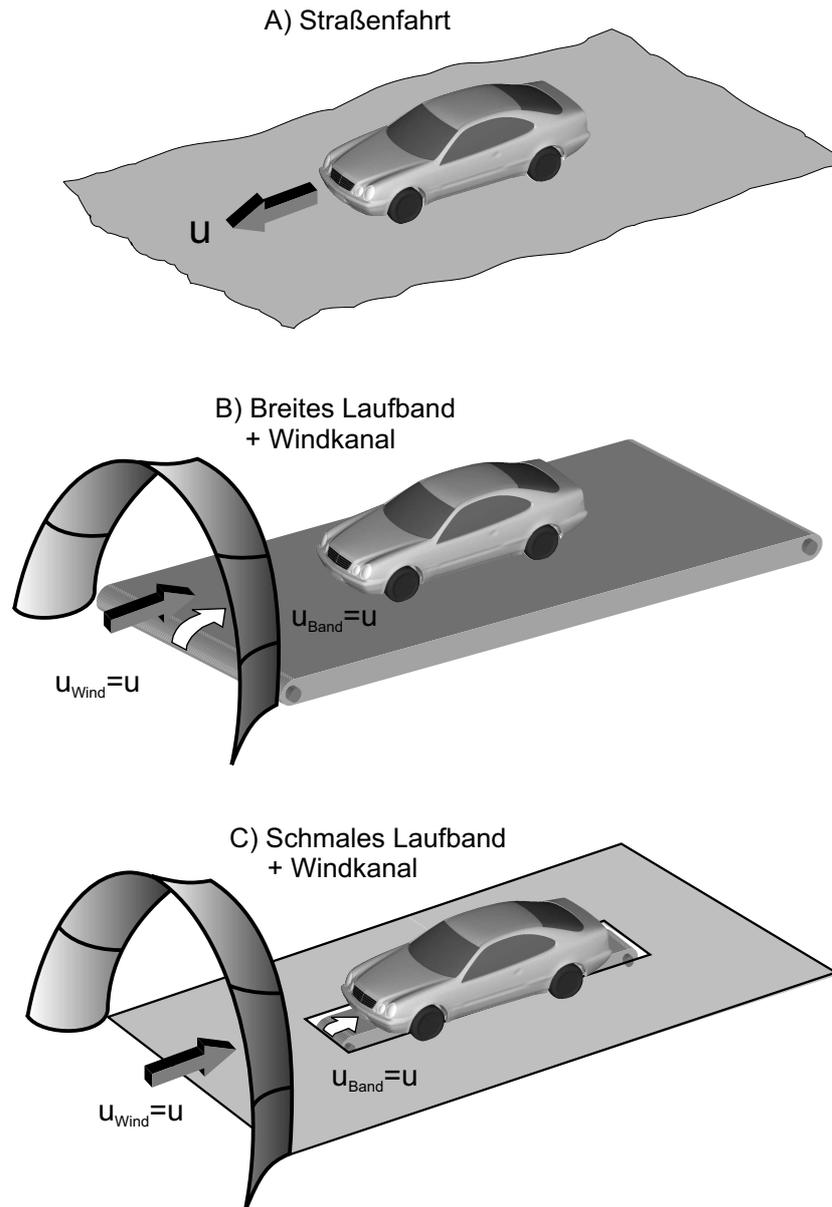


Abb. 1.2: Randbedingungen Straßenfahrt - Windkanal

## 2 Grundlagen der Strömungsmechanik und Meßtechnik

### 2.1 Charakterisierung der Automobil-Aerodynamik

Die strömungsmechanischen Vorgänge, die bei der Fahrt eines Kraftfahrzeuges auf der Straße auftreten, lassen sich in die Teilgebiete Umströmungsphänomene und Durchströmungsphänomene unterteilen.

Bei der Umströmung des Fahrzeuges sind vor allem zwei Faktoren von Bedeutung: zum einen die Tatsache, daß sich ein Fahrzeug i.d.R. wie ein aerodynamisch stumpfer Körper verhält. Dies bedeutet, daß sein aerodynamisches Verhalten durch Ablösungen im Heckbereich geprägt wird, d. h. die Strömung nicht über die ganze Fahrzeugkontur hinweg anliegend bleibt. Dementsprechend wird dessen Widerstand hauptsächlich durch Druckkräfte bestimmt, Reibungseinflüsse spielen eine untergeordnete Rolle.

Des weiteren hat die Nähe des Bodens einen deutlichen Einfluß auf das Widerstands- und Auftriebsverhalten des Fahrzeuges, was sich unter dem Begriff des "Bodeneffektes" zusammenfassen läßt.

Unter den Durchströmungsphänomenen versteht man im wesentlichen die Strömung durch den Kühler und Motorraum sowie die Be- und Entlüftung der Fahrzeuggabine. Sie sind dadurch charakterisiert, daß Wandeinflüsse das gesamte Strömungsfeld dominieren. Da die beiden Strömungsphänomene eng miteinander gekoppelt sind, können sie meist nicht getrennt voneinander betrachtet werden.

### 2.2 Ähnlichkeitsgesetze und dimensionslose Kennzahlen

Dimensionslose Kennzahlen haben in der Strömungslehre eine sehr große Bedeutung, da diese für eine Vielzahl von Problemstellungen wesentliche Vereinfachungen hinsichtlich der Zahl der relevanten Parameter ermöglichen und dadurch zu einem besseren Verständnis der physikalischen Vorgänge beitragen. Nach [53] versteht man unter der "Ähnlichkeitstheorie" die

*Ermittlung dimensionsloser Kenngrößen, die eine physikalische Ähnlichkeit zweier geometrisch ähnlicher Stromfelder sichert*

wobei bedingt durch die Vielzahl der Problemstellungen weitere Definitionen möglich sind.

Um strömungsmechanische Vorgänge im Modellmaßstab studieren und die hier gewonnenen Aussagen auf die Großausführung übertragen zu können, müssen also zwei Bedingungen erfüllt sein. Zum einen muß eine *Geometrische Ähnlichkeit* von Modell und Original vorliegen. D.h. beide Körper müssen in ihren geometrischen Abmessungen (Länge, Fläche, Volumen) proportional sein. Zum zweiten muß eine *Hydromechanische Ähnlichkeit* vorliegen. Dazu müssen Modell und Original in

ihren hydromechanischen Eigenschaften (Geschwindigkeit, Beschleunigung, Kraft, Dichte und Viskosität) proportional sein [24].

Im allgemeinen Fall können die folgenden fünf Kräfte auf ein Fluidelement wirken:

$$\begin{array}{llll}
 \text{Trägheitskraft} & F_T & \sim u \frac{\partial u}{\partial x} & \sim \frac{u^2}{l} \\
 \text{Druckkraft} & F_D & \sim \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} & \sim \frac{p}{\rho l} \\
 \text{Reibungskraft} & F_R & \sim \nu \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} & \sim \frac{\nu u}{l^2} \\
 \text{Schwerkraft} & F_S & \sim g & \\
 \text{Kapillarkraft} & F_K & \sim \frac{\sigma}{\rho l^2} & 
 \end{array} \quad (1)$$

darin ist:

$$\begin{array}{ll}
 u : & \text{Strömungsgeschwindigkeit} & l : & \text{charakteristische Länge} \\
 p : & \text{Druck des Fluids} & \rho : & \text{Dichte des Fluids} \\
 \nu : & \text{kinematische Zähigkeit} & g : & \text{Erdbeschleunigung} \\
 \sigma : & \text{Oberflächenspannung} & x : & \text{Ortskoordinate}
 \end{array}$$

Die Fahrzeugumströmung wird im wesentlichen von den Trägheits- und die Reibungskräften bestimmt. Sollen hier zwei Strömungsfelder hydromechanisch ähnlich sein, muß also an jeder Stelle des Strömungsraumes das Verhältnis aus Trägheits- und Reibungskraft gleich sein. Dies führt zu der wichtigen dimensionslosen Kennzahl, der *Reynolds'schen Zahl*  $Re$ :

$$\frac{F_T}{F_R} \sim \frac{ul}{\nu} = Re \quad (2)$$

Die Hydromechanische Ähnlichkeit ist also gegeben, wenn die *Reynoldszahl*  $Re$  bei Modell und Original übereinstimmt.

In der Praxis bereitet die exakte Einhaltung der oben angesprochenen Reynoldsähnlichkeit Schwierigkeiten. Zunächst können am Modell aufgrund der komplexen Geometrie des Originals nicht alle Formdetails abgebildet werden. Doch auch bei einfachen Körpern, die geometrisch exakt skalierbar sind, kann in Modellversuchen die Reynoldszahl des Originals häufig nicht erreicht werden, da die dafür notwendigen Strömungsgeschwindigkeiten in den Modellwindkanälen oft nicht erzeugt werden können. In der Pkw-Entwicklung werden daher unterschiedliche Reynoldszahlen in Kauf genommen. Diese praxisorientierte Vorgehensweise erfordert jedoch einen breiten Erfahrungsschatz, um dennoch eine erfolgreiche Entwicklungsarbeit leisten zu können.

## 2.3 Grundgleichungen der Strömungsmechanik

In der Strömungs- oder Fluidmechanik wird das Fluid (Flüssigkeit, Dampf oder Gas) als Medium angesehen, das kontinuierlich über den Raum verteilt ist und in Ruhe keine Schubspannungen übertragen kann [38]. Die 6 unabhängigen Variablen  $u$ ,  $v$ ,  $w$ ,  $p$ ,  $\rho$  und  $T$ , die ein Strömungsphänomen beschreiben, lassen sich mit Hilfe der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie bestimmen. Nachfolgend sind diese Erhaltungsgleichungen in vektorieller, differentieller Form dargestellt. Die Energiegleichung wurde hier mit der Totalenergie  $E$  formuliert.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{u}) = 0 \quad \text{Massenerhaltung} \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\rho \vec{u})}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{u} \vec{u} + p \mathbf{I} - \boldsymbol{\tau}) = S_i \quad \text{Impulserhaltung} \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla(\rho E \vec{u} + p \mathbf{I} \vec{u} - \boldsymbol{\tau} \vec{u} - \vec{q}) = S_E \quad \text{Energieerhaltung} \quad (5)$$

mit

- $\rho$  : Dichte des Fluids
- $t$  : Zeit
- $\vec{u}$  : Geschwindigkeitsvektor
- $p$  : Druck
- $\mathbf{I}$  : Einheitstensor
- $\boldsymbol{\tau}$  : Schubspannungstensor
- $S_i$  : Impulsquellterme
- $E$  : Totalenergie
- $\vec{q}$  : Wärmefluß
- $S_E$  : Energiequellterme

### 2.3.1 Die Bernoulli'sche Gleichung

Wendet man den Impulssatz aus Gln. 4 auf ein reibungsloses Fluid an, erhält man das Ergebnis, daß die Trägheitskräfte und Druckkräfte im Gleichgewicht stehen. Für ein inkompressibles Fluid ergibt sich längs einer Stromlinie daraus durch Integration:

$$p_{tot} = p + \frac{\rho}{2} u^2 = konst. \quad (6)$$

Gln. 6 wird als Bernoulli'sche Gleichung bezeichnet und stellt den Zusammenhang zwischen dem Druck  $p$  und der Geschwindigkeit  $w$  auf einer Stromlinie dar. Man bezeichnet darin  $p_{tot}$  als Total- oder Gesamtdruck,  $p$  als statischen Druck und  $\frac{\rho}{2}w^2$  als Stau- oder dynamischen Druck. Des weiteren läßt sich ein dimensionsloser Druckbeiwert  $c_{p_{stat}}$  nach Gln. 7 definieren.

$$c_{p_{stat}} = \frac{p - p_{\infty}}{\frac{\rho}{2}u_{\infty}^2} \quad (7)$$

Aus Gln. 7 folgt auch, daß im Staupunkt einer Strömung  $c_{p_{stat}} = 1$  ist.

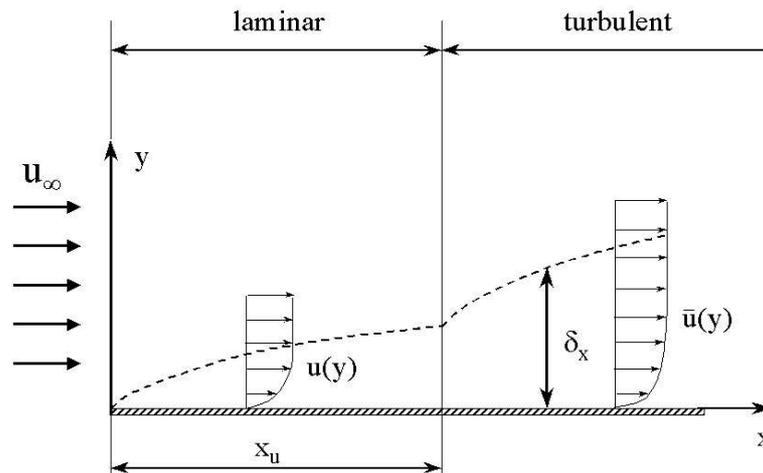
## 2.4 Berücksichtigung der Reibung

Bei Strömungen eines reibungslosen Fluids treten zwischen den sich berührenden Schichten keine Tangentialkräfte (Schubspannungen), sondern nur Normalkräfte (Drücke) auf. Dies bedeutet, daß das Fluid einer Formänderung keinen inneren Widerstand entgegensetzt. Daher kommt man zu dem Ergebnis, daß ein Körper, der sich gleichförmig durch ein unendlich ausgedehntes Fluid bewegt, keinen Widerstand erfährt. Dieser Widerspruch zu praktischen Erfahrungen wird auch als *D'ALEMBERT'sches Paradoxon* bezeichnet. In wirklichen Fluiden werden dagegen sowohl zwischen den Fluidschichten als auch zwischen dem Fluid und der benetzten Wand außer den Normalkräften auch Tangentialkräfte übertragen. Dadurch kommt es an der Wand zu einem Haften des Fluids.

Die Tangentialkräfte hängen mit einer Eigenschaft des Fluids zusammen, die Zähigkeit genannt wird. Für viele technisch interessante Fluide wie Wasser oder Luft ist die Zähigkeit sehr klein. Für viele Strömungsphänomene kann deshalb der Einfluß der Reibung in guter Näherung auf eine dünne, wandnahe Schicht begrenzt betrachtet werden, in der die Geschwindigkeit von dem Wert Null an der Wand (Haften) auf den vollen Wert der reibungslosen Außenströmung anwächst. Diese Schicht wird nach L. PRANDTL als *Grenzschicht* oder *Reibungsschicht* bezeichnet. Das Verhalten der Grenzschicht ist in Abb. 2.3 für den einfachen Fall einer längs angeströmten ebenen Platte skizziert. Die Strömungsgeschwindigkeit  $u$  sinkt innerhalb der Grenzschicht der Dicke  $\delta$  vom Wert  $u_{\infty}$  der ungestörten Außenströmung auf den Wert Null an der Wand. Zunächst ist die Strömung in der Grenzschicht stabil und verläuft in erster Näherung parallel zur Wand. Dieser Strömungszustand wird als laminar bezeichnet. In diesem Bereich wächst die Grenzschichtdicke  $\delta$  in Abhängigkeit der Lauflänge  $x$  nach folgender Gesetzmäßigkeit:

$$\delta \sim \left( \frac{ux}{u_{\infty}} \right)^{1/2} \quad (8)$$

Der laminare Strömungszustand in der Grenzschicht ist nur unter bestimmten Bedingungen stabil. In der Regel ergibt sich bei größeren Lauflängen  $x > x_u$  nach einer



**Abb. 2.3:** Ausbildung der Grenzschicht an einer längs angeströmten ebenen Platte  
gewissen Transitionszone ein Umschlag in den sogenannten turbulenten Strömungs-  
zustand der Grenzschicht. Für diesen Umschlag ist wiederum die Reynoldszahl von  
Bedeutung. Nach [44] ergibt sich das Geschwindigkeitsprofil einer turbulenten Plat-  
tengrenzschicht zu:

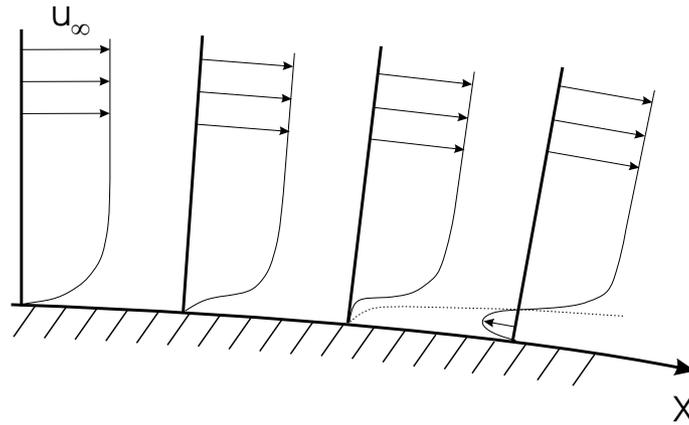
$$\frac{u}{u_\infty} = \left(\frac{y}{\delta}\right)^{1/7} \quad (9)$$

Hierbei ist  $y$  die Koordinate senkrecht zur Wand. Zu beachten ist, daß das turbu-  
lente Geschwindigkeitsprofil aufgrund von Austauschbewegungen quer zur Haupt-  
strömungsrichtung völliger ist als bei der laminaren Strömung. Durch diese tur-  
bulenten Austauschbewegungen, bei denen Impuls in die Grenzschicht eingetra-  
gen wird, kann diese stärkeren Druckanstiegen, wie sie z.B. bei Konturänderungen  
auftreten, folgen als die laminare Grenzschicht. Bei zu großen Druckanstiegen in  
Strömungsrichtung kann es jedoch zu einem Rückströmen innerhalb der Grenz-  
schicht kommen. Diese Phänomen wird Ablösung genannt (vgl. Abb. 2.4).

Eine wichtige Kenngröße für die Grenzschichtdicke ist die sog. Verdrängungsdicke  
 $\delta_1$ . Anschaulich ist die Verdrängungsdicke  $\delta_1$  diejenige Schichtdicke, um welche die  
reibungsfreie Strömung aufgrund der Geschwindigkeitsabminderung in der Grenz-  
schicht nach außen abgedrängt wird. Die infolge der Reibungswirkung verminderte  
Durchflußmenge ist:

$$\delta_1 u_\infty = \int_{y=0}^{\infty} (u_\infty - u) dy \quad (10)$$

Mit Gln. 9 und Gln. 10 errechnet sich die Verdrängungsdicke  $\delta_1$  der turbulenten  
Grenzschicht zu:



**Abb. 2.4:** Strömungsablösung in einer Grenzschicht

$$\delta_1(x) = 0,04625x \left( \frac{u_\infty x}{\nu} \right)^{-1/5} \quad (11)$$

## 2.5 Gesamtkräfte und Momente

Die Kräfte und Momente, die bei der Umströmung eines realen Fluids auf ein Fahrzeug wirken, setzen sich aus Reibungs- und Druckanteilen zusammen und lassen sich in einem Windkanal durch Kraftmessungen an einem realen Fahrzeug oder an einem verkleinerten Modell direkt ermitteln. Abb. 2.5 erläutert die Bezeichnungen, die dabei üblicherweise verwendet werden. Um von den jeweiligen Abmessungen und genauen Strömungszuständen unabhängig zu werden, werden verschiedene dimensionslose Kraft- und Momentenbeiwerte eingeführt:

$$c_W = \frac{F_W}{\frac{\rho}{2} u_\infty^2 A_x} \quad \text{Widerstandsbeiwert} \quad (12)$$

$$c_A = \frac{F_A}{\frac{\rho}{2} u_\infty^2 A_x} \quad \text{Auftriebsbeiwert} \quad (13)$$

$$c_{AV} = \frac{F_{AV}}{\frac{\rho}{2} u_\infty^2 A_x} \quad \text{Vorderachsauftriebsbeiwert} \quad (14)$$

$$c_{AH} = \frac{F_{AH}}{\frac{\rho}{2} u_\infty^2 A_x} \quad \text{Hinterachsauftriebsbeiwert} \quad (15)$$

$$c_S = \frac{M_S}{\frac{\rho}{2} u_\infty^2 A_x l} \quad \text{Rollmomentenbeiwert} \quad (16)$$

$$c_G = \frac{M_G}{\frac{\rho}{2} u_\infty^2 A_x l} \quad \text{Giermomentenbeiwert} \quad (17)$$

$$c_N = \frac{M_N}{\frac{\rho}{2} u_\infty^2 A_x l} \quad \text{Nickmomentenbeiwert} \quad (18)$$

Die Beiwerte werden im Allgemeinen auf den Staudruck der Anströmung  $\rho/2u_\infty^2$  und die Stirnfläche  $A_x$ , die Momente zusätzlich auf eine charakteristische Fahrzeugabmessung  $l$  bezogen. Bei der Quantifizierung von Beiwertsänderungen wird in der Fahrzeugoptimierung häufig von "Punkten" gesprochen. Hierbei bedeutet z. B. " $\Delta c_W = 1$  Punkt" eine Widerstandszunahme um  $c_W = 0,001$ .

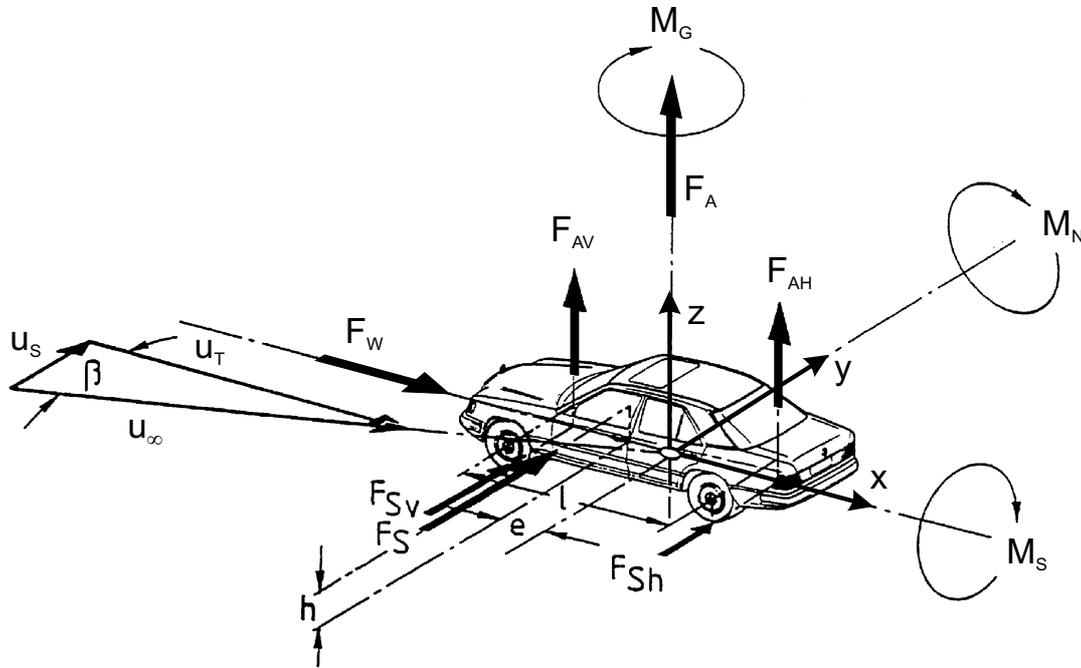


Abb. 2.5: Komponenten der auf ein Fahrzeug wirkenden aerodynamischen Kräfte

## 2.6 Druckmessungen

### 2.6.1 Prandtl'sches Staurohr

Die Messung von Stau- bzw. dynamischen Drücken erfolgte in dieser Arbeit mittels sog. Prandtl'scher Staurohre. Hierbei handelt es sich um gebogene Röhrchen, in deren zentraler Öffnung die Luft aufgestaut wird. Unter der Annahme einer adiabaten und isentropen Strömung kann man hier den Gesamtdruck  $p_{tot}$  der Strömung messen. Gleichzeitig läßt sich der statische Druck  $p_{stat}$  durch Bohrungen am Umfang des Röhrchens messen. Bei inkompressiblen Fluiden ergibt sich der dynamische Druck  $q$  nach Gln. 6 aus der Differenz beider Drücke. Der in der zentralen Öffnung des Prandtlrohres gemessene Druck kann jedoch bei niedrigen Reynoldszahlen (d.h. bei kleinen Geschwindigkeiten oder in verdünnten Gasen) um die Zähigkeitswirkung des Fluids größer als der Gesamtdruck werden.

### 2.6.2 Fehlereinflüsse

**Richtungsabhängigkeit** Der Einfluß der Schräganströmung auf den angezeigten Staudruck ist bei Prandtlsonden bis zu einer Schräganströmung von ca.  $10^\circ$  vernachlässigbar. Da die Sonden nur in leerem Windkanal eingesetzt wurden, wurde kein Einfluß der Richtungsabhängigkeit auf die Meßergebnisse angenommen.

**Machzahleinfluß** Nach [44] tritt ein deutlicher Kompressibilitätseinfluß bei diesem Sondentyp erst bei Machzahlen  $Ma > 0,9$  auf. Die maximalen Machzahlen der dieser Arbeit zugrundeliegenden Messungen betragen etwa  $Ma \cong 0,19$ . Daher wurde auch der Machzahleinfluß vernachlässigt.

**Reynoldszahleinfluß** Nach [51] ist der Re-Zahleinfluß bei Prandtlrohren vernachlässigbar, solange  $Re = vD/\nu > 300$  ist. Die mit einem Sondendurchmesser von  $3 \text{ mm}$  bei  $v = 36 \text{ m/s}$  gebildete Reynoldszahl ist  $Re > 7000$ , somit ist auch hier keine wesentliche Beeinflussung zu erwarten.

### 2.6.3 Druckmeßbohrungen

Zur Messung der statischen Drücke auf der Oberfläche der untersuchten Modelle wurden für diese Arbeit Druckmeßbohrungen verwendet. Sie wurden als in die Oberfläche eingesetzte Röhrchen ausgeführt, die tangential überströmt werden, wobei auch hier systematische Meßfehler auftreten können. Eine erste Fehlerquelle liegt in der mechanischen Ausführung der Bohrlöcher. Hier muß durch eine sorgfältige Ausführung eine zu große Rauigkeit und Gratbildung vermieden werden.

### 2.6.4 Weitere Meßfehler

**Bohrlochabmessungen** Nach [51] erhält man bei der Bestimmung des statischen Druckes mittels Druckmeßbohrungen einen positiven Fehler, d. h. der statische Druck ist im Bohrloch größer als der ungestörte statische Druck. Dabei ist die Druckabweichung  $\Delta p$  mit der Wandschubspannung  $\tau_0$  durch folgende Beziehung verknüpft:

$$\frac{\Delta p}{\tau_0} = f \left( \frac{d}{\nu} \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho}}, \frac{l}{d} \right) \quad (19)$$

Die Abschätzung der Wandschubspannung erfolgte dabei nach Gln. 20, abgeleitet für die turbulente Grenzschicht einer inkompressiblen Strömung an einer längsgeströmten ebenen Platte [44]:

$$\frac{\tau_0}{\rho u_\infty^2} = 0,0225 \left( \frac{\nu}{u_\infty \delta} \right)^{1/4} \quad (20)$$

Für die betrachteten Strömungsvorgänge erhält man mit Gln. 20 eine Wandschubspannung in der Größenordnung von  $\tau \approx 10 \text{ Pa}$ . Bei einem Längen- zu Durchmesser Verhältnis  $l/d \approx 6$  der Druckmeßbohrungen erhält man nach [51] eine Druckabweichung  $\Delta p$  von maximal  $5 \text{ Pa}$ .

Im Gegensatz zum Modell erfolgte die Messung der Oberflächendrucke am realen Fahrzeug durch aufklebbare sog. Flachdrucksonden. Diese haben den entscheidenden Vorteil, daß sie zerstörungsfrei auf den Oberflächen angebracht werden können. Nachteilig ist, daß sich dadurch die Oberflächenkontur ändert. Ebenso können bei einer unsauberen Verlegung der Druckmeßschläuche zu den Meßaufnehmern die Meßwerte von weiter stromab liegenden Flachdrucksonden verfälscht werden. Dieses Problem kann jedoch durch einen sauberen Meßstellenplan einfach behoben werden. Nach [51] beträgt der Fehler maximal  $0,1 \%$  vom Staudruck, solange die Flachdrucksonden plan auf der Oberfläche aufliegen.

Es zeigte sich, daß die größte Schwierigkeit in der Praxis darin bestand, die Druckmeßstellen von realem Fahrzeug und Modell an die gleichen relativen Positionen zu setzen. Insbesondere in Gebieten mit großen Druckgradienten können hier Schwierigkeiten in der Übertragbarkeit entstehen.

## 2.7 LDA-Messungen

### 2.7.1 Meßprinzip

Die Laser-Doppler-Anemometrie (LDA) ist ein berührungsloses, optisches Verfahren zur Messung der Strömungsgeschwindigkeit. Das Meßprinzip beruht hierbei auf dem optischen Dopplereffekt. Dazu werden der zu untersuchenden Strömung kleinste Partikel zugeführt, die der Strömung idealerweise trägheitsfrei folgen. Strahlt man diese Partikel mit einer geeigneten (Laser-)Lichtquelle der Wellenlänge  $\lambda$  an, so wird dieses Licht aufgrund der Geschwindigkeit der Partikel frequenzverschoben zurückgestreut, wobei diese Frequenzverschiebung ein Maß für die Geschwindigkeit der Partikel und damit der Strömungsgeschwindigkeit ist. Da bei den betrachteten Geschwindigkeiten die Frequenzverschiebung  $\Delta f$  zwischen eingestrahlttem und zurückgestreutem Licht im Verhältnis zum Absolutwert der verwendeten Lichtfrequenz sehr klein ist, wird die Frequenzverschiebung nicht direkt detektiert. Vielmehr wird die Schwebungsfrequenz  $f_D$  gemessen, die sich aus der Überlagerung zwischen der eingestrahltten und zurückgestreuten, frequenzverschobenen Lichtfrequenz ergibt. Ein Meßaufbau, der dies ermöglicht, ist das sog. Kreuzstrahl-Verfahren. Hierbei werden für eine Komponente der Strömungsgeschwindigkeit zwei kohärente Laserstrahlen gleicher Intensität unter dem Winkel  $\theta$  zur Kreuzung ge-

bracht, wobei ein Strahl gegenüber dem anderen mit einer bekannten sog. "Shift-Frequenz" frequenzverschoben ist.

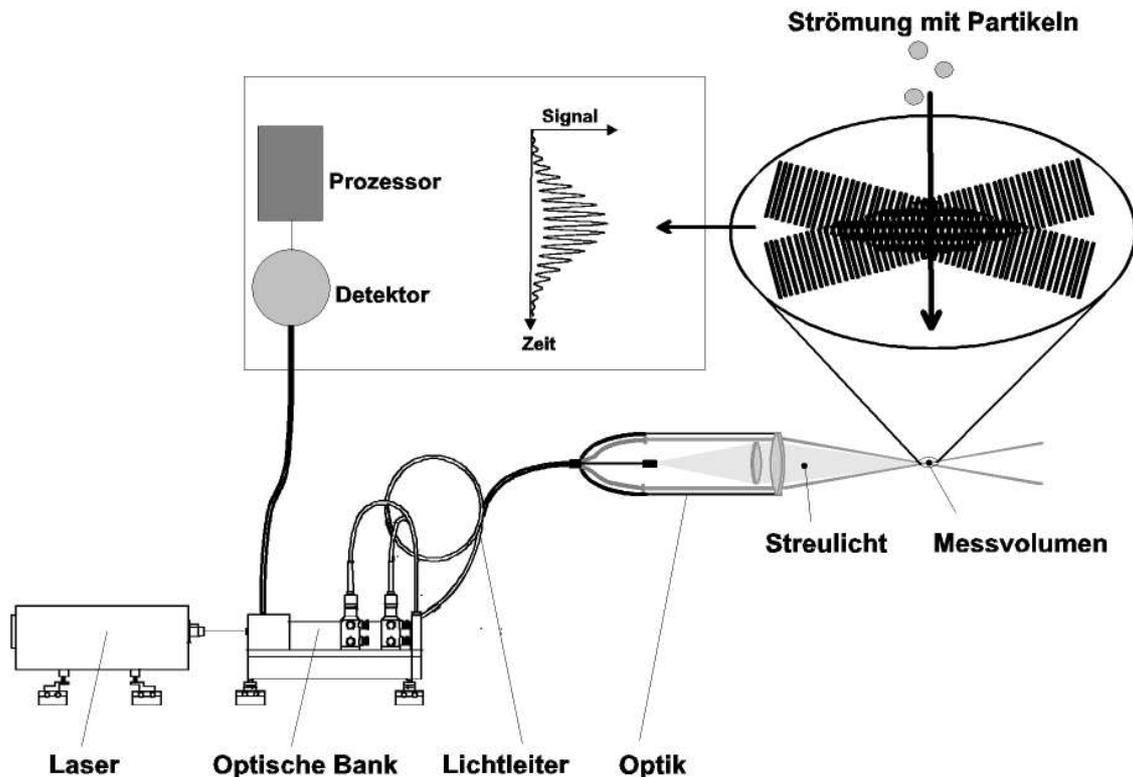


Abb. 2.6: Aufbau der LDA-Meßtechnik

Nach der Wellentheorie ergibt sich im Kreuzungsvolumen der beiden Strahlen, das die Form eines Rotationsellipsoids hat, ein mit der Shiftfrequenz bewegtes Interferenzmuster. Bewegt sich ein Teilchen mit der Geschwindigkeit  $v$  durch dieses Meßvolumen, so erzeugt dieses eine charakteristische Schwebungsfrequenz, einen sog. "Dopplerburst", der mit Hilfe von Photomultipliern detektiert werden kann. Hierbei wird jedoch nur die Strömungskomponente  $v'$  senkrecht zur Winkelhalbierenden der beiden Strahlachsen gemessen.

$$v' = f_D \frac{\lambda}{2 \sin \frac{\theta}{2}} \quad (21)$$

Die Frequenzverschiebung zwischen beiden Strahlen sorgt dafür, daß die Richtungsinformation des detektierten Bursts eindeutig wird, d. h. es kann bestimmt werden, ob das Teilchen "von oben nach unten" oder "von unten nach oben" durch das Meßvolumen hindurchgetreten ist. Damit das Spektrum der möglichen Dopplerfrequenzen im positiven Bereich liegt, muß die Geschwindigkeit der bewegten

Interferenzstreifen mindestens doppelt so hoch sein wie die maximale Geschwindigkeitskomponente des Partikels. Bei der Auswertung ist die Shift-Frequenz von der gemessenen Frequenz zu subtrahieren, um eine vorzeichenbehaftete Doppler-Frequenz zu erhalten. Für eine dreidimensionale Erfassung der Strömungsgeschwindigkeit benötigt man drei Strahlenpaare unterschiedlicher Frequenz, die in einem Schnittvolumen überlagert werden und nicht alle in einer Ebene liegen dürfen. Da die Strahlen in der Sendeoptik nicht beliebig weit aufgeweitet werden können, hat auch das Schnittvolumen der beiden Laserstrahlen einer Komponente endliche Abmessungen, man mißt also nicht "punktgenau", sondern immer über das Meßvolumen hinweg gemittelt. Je größer die Strahlaufweitung der Sendeoptik gewählt wird, desto kleiner ist der Strahldurchmesser  $d_f$  in der Strahltaile. Die Größe des Schnittvolumens berechnet sich nach folgenden geometrischen Beziehungen (vgl. Abb. 2.7):

$$l = \frac{d_f}{\sin \frac{\theta}{2}} \quad (22)$$

$$d = \frac{d_f}{\cos \frac{\theta}{2}} \quad (23)$$

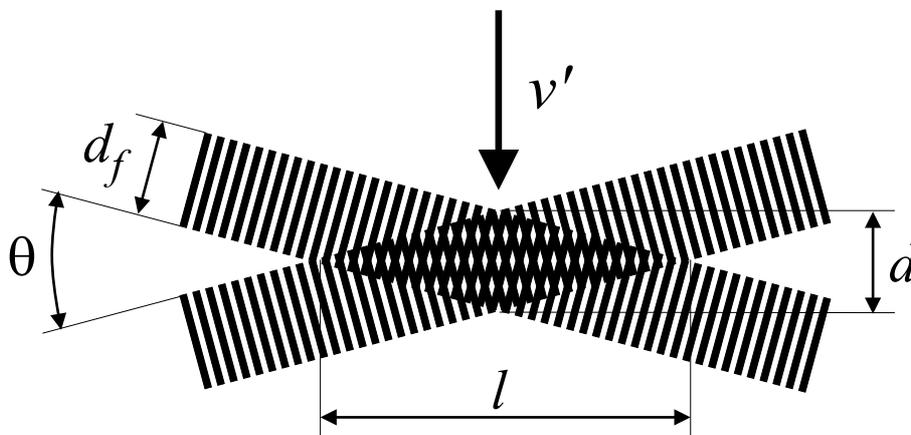


Abb. 2.7: Aufbau der LDA-Meßtechnik

### 2.7.2 Verwendeter Meßaufbau

Für die LDA-Messungen im Modellwindkanal Sindelfingen wurde die LDA-Optik senkrecht hängend an der Traversieranlage befestigt, vgl. Abb. 2.8. Dadurch läßt sich der Verfahrensweg in  $x$ -Richtung, also längs der Kanalachse maximieren. Eine

Besonderheit der Meßeinrichtung ist, daß die Sende- und Empfangsoptiken in dem Gerät integriert sind. Die drei Sendeoptiken und die zentrale Empfangsoptik sind auf einer Basisstruktur aus Kohlefaserverbundwerkstoff angeordnet. Dieser Werkstoff hat neben Gewichtsvorteilen auch einen sehr geringen Wärmeausdehnungskoeffizient, so daß eine Dejustierung der Optiken durch Wärmeeinflüsse weitgehend vermieden wird. Der Komponentenkreuzungswinkel beträgt  $36^\circ$ , die Strahlschnittwinkel jeweils etwa  $3^\circ$ . Durch die große Brennweite von  $s = 1600 \text{ mm}$  ist die Anlage insbesondere für Modellwindkanäle geeignet, da sich alle Komponenten außerhalb des Windkanalstrahls positionieren lassen. Die Optik wiegt insgesamt etwa  $40 \text{ kg}$ . Die Messung der einzelnen Strömungskomponenten erfolgt in einem schiefwinkligen Koordinatensystem und zwar für jede Komponente in der Ebene der beiden Strahlen senkrecht zur Winkelhalbierenden dieser Strahlen. Es ist daher eine Transformation der gemessenen Komponenten in ein kartesisches Koordinatensystem notwendig. Diese Transformation wird in Kapitel 2.7.5 eingehend beschrieben. Das Meßvolumen nach Abb. 2.7 hat in etwa die Abmessungen  $l \times d = 4,5 \times 0,2 \text{ mm}$ .

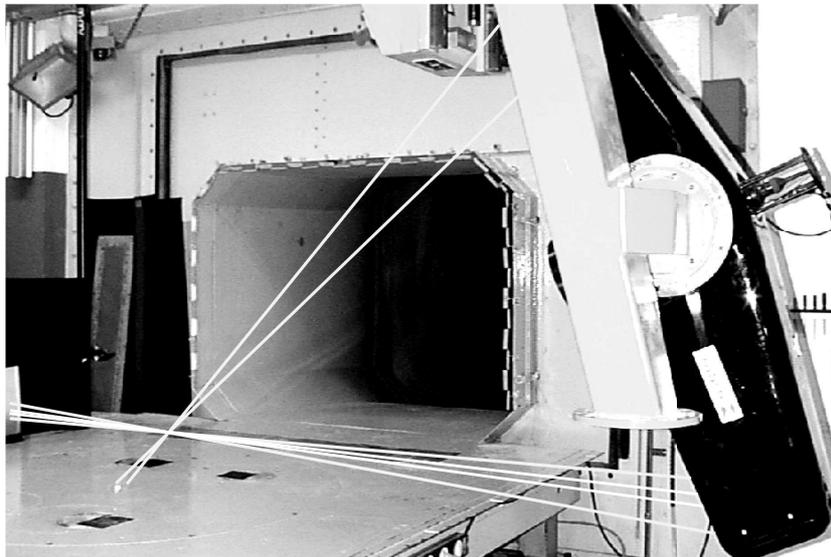


Abb. 2.8: LDA-Meßoptik mit  $1600 \text{ mm}$  Brennweite

### 2.7.3 Weitere Komponenten

**Laser** Als Lichtquelle für die LDA-Messungen wurden zwei wassergekühlte Argon-Laser der Firma *Spectra Physics* mit einer Ausgangslichtleistung von  $2 \text{ W}$  verwendet. Aus dem einen Laser wurden die Spektrallinien mit  $\lambda = 514,5 \text{ nm}$  (grün, Kanal 1) und  $\lambda = 488,0 \text{ nm}$  (cyan, Kanal 2) ausgekoppelt, aus dem zweiten Laser die Linie mit  $\lambda = 476,5 \text{ nm}$  (blau, Kanal 3). Die Shiftfrequenz betrug für alle drei Kanäle jeweils  $400 \text{ MHz}$ .

**Meßdatenerfassung** Die Meßdatenerfassung erfolgte im "Burst-Mode", also jeder verifizierte Doppler-Burst während der Integrationszeit wurde zur Mittelwertbildung herangezogen. Die Auflösung des Meßrechners beträgt 8 Bit.

#### 2.7.4 Fehlerbetrachtungen

**Tracerpartikel** Wie im vorigen Abschnitt erläutert, benötigt man in der LDA-Meßtechnik Teilchen, auch Tracerpartikel genannt, die das eingestrahlte Laserlicht streuen. Hierbei muß ein Kompromiß zwischen der Streucharakteristik und dem Vermögen der Teilchen, der Strömung auch bei großen Geschwindigkeitsgradienten zu folgen, gefunden werden. Für die vorliegenden Messungen wurden Tracerpartikel benutzt, die durch Zerstäuben einer Flüssigkeit auf Alkoholbasis in einem Zyklonen erzeugt und weit stromauf der Meßstelle in den Luftstrom eingebracht wurden. Der mittlere Tröpfchendurchmesser dieser Teilchen liegt bei  $d \cong 2 \mu m$ . Bei diesen Tröpfchengrößen kann davon ausgegangen werden, daß diese der Strömung ohne "Schlupf" folgen, d. h. die Teilchengeschwindigkeiten den lokalen Luftgeschwindigkeiten entsprechen. Kritischer als das Folgevermögen der Tröpfchen ist bei den betrachteten Strömungsphänomenen jedoch die Methode zur Einbringung der Tracerpartikel in den Luftstrom. Hier muß sehr sorgfältig vorgegangen werden, um einen Einfluß des Injektoraufbaues auf die Strömung an der Meßstelle zu minimieren.

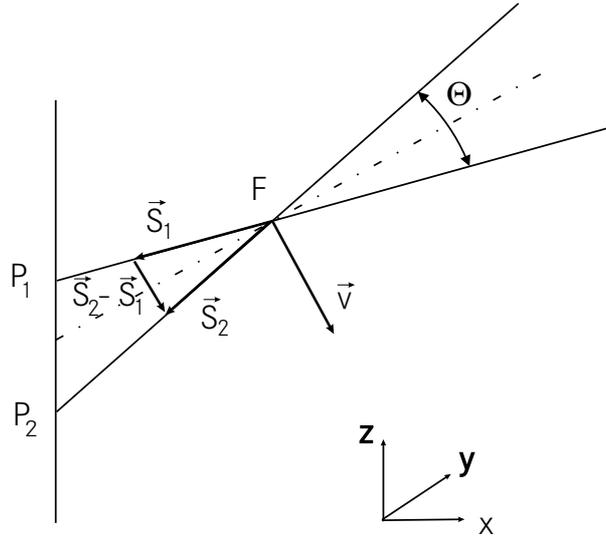
Die verwendete Flüssigkeit ist nach Herstellerangaben nicht gesundheitsschädlich und hat den weiteren Vorteil, daß sie im Laufe der Zeit rückstandsfrei verdampft und so den Windkanal nicht verschmutzt.

#### 2.7.5 Transformation der Geschwindigkeitskomponenten

Um den Vektor der Strömungsgeschwindigkeit an einem Ort angeben zu können, müssen die einzelnen Komponenten  $v'$  der LDA-Messung, die in einem schiefwinkligen Koordinatensystem gemessen wurden, in ein kartesisches Koordinatensystem transformiert werden. Die Bestimmung der Strahlschnittwinkel  $\Theta$  sowie der räumlichen Ausrichtung der Optiksyste me und damit der gemessenen Geschwindigkeitskomponenten erfolgte mit Hilfe einer Justierblende. Diese bestand aus einer Lochblende mit einem Lochdurchmesser von  $0,1 \text{ mm}$ , hinter dem ein Photowiderstand angebracht war. Mit dieser Anordnung läßt sich das Intensitätsmaximum und damit der Strahlmittelpunkt eines Laserstrahles auf ca.  $\pm 0,2 \text{ mm}$  genau bestimmen. Die Berechnung der Strahlschnittwinkel und der neun Winkel der räumlichen Ausrichtung des Systems wird in den folgenden Beziehungen erläutert (vgl. Abb. 2.9).

Der Strahlschnittwinkel  $\Theta$  berechnet sich aus dem Skalarprodukt:

$$\cos \Theta = \frac{\vec{S}_1 \cdot \vec{S}_2}{|\vec{S}_1| \cdot |\vec{S}_2|} \quad (24)$$



**Abb. 2.9:** Triangulation zur Winkelbestimmung

oder in skalarer Formulierung

$$\cos \Theta = \frac{x_{S_1} \cdot x_{S_2} + y_{S_1} \cdot y_{S_2} + z_{S_1} \cdot z_{S_2}}{\sqrt{x_{S_1}^2 + y_{S_1}^2 + z_{S_1}^2} \cdot \sqrt{x_{S_2}^2 + y_{S_2}^2 + z_{S_2}^2}} \quad (25)$$

Hierbei sind die Vektoren  $\vec{S}_1$  und  $\vec{S}_2$  die Richtungsvektoren vom Fokus  $F$  zum Punkt  $P_1$  bzw.  $P_2$ . Die durch ein Strahlenpaar am Ort des Fokus gemessene Geschwindigkeitskomponente liegt in der Ebene der beiden Strahlen, senkrecht zur Winkelhalbierenden. D.h. die Richtung der gemessenen Geschwindigkeitskomponente ist gleich der Differenz der beiden normierten Richtungsvektoren:

$$v' \parallel \vec{S}_1 - \vec{S}_2 \quad (26)$$

Die räumliche Ausrichtung der Optik ist über die neun Winkel  $\alpha_1$  bis  $\gamma_3$  definiert, wobei diese Winkel wie folgt definiert sind:

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= \angle[u, u'] & \beta_1 &= \angle[u, v'] & \gamma_1 &= \angle[u, w'] \\ \alpha_2 &= \angle[v, u'] & \beta_2 &= \angle[v, v'] & \gamma_2 &= \angle[v, w'] \\ \alpha_3 &= \angle[w, u'] & \beta_3 &= \angle[w, v'] & \gamma_3 &= \angle[w, w'] \end{aligned} \quad (27)$$

Die Transformation der im schiefwinkligen Koordinatensystem der Laseroptik gemessenen Geschwindigkeiten  $(u', v', w')^T$  in die Komponenten des Windkanalkoordinatensystems  $(u, v, w)^T$  erfolgt durch die Transformationsmatrix  $\underline{M}$ :

$$\begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} = \underline{M} \cdot \begin{pmatrix} u' \\ v' \\ w' \end{pmatrix} \quad \text{wobei} \quad \underline{M} = \begin{pmatrix} m_{uu'} & m_{uv'} & m_{uw'} \\ m_{vu'} & m_{vv'} & m_{vw'} \\ m_{wu'} & m_{wv'} & m_{ww'} \end{pmatrix} \quad (28)$$

Die Transformationsmatrix  $\underline{M}$  berechnet sich in Abhängigkeit der Winkel nach Gln. 27 wie folgt:

$$\underline{M} = \begin{pmatrix} \frac{\cos \beta_3 \cdot \cos \gamma_2 - \cos \beta_2 \cdot \cos \gamma_3}{B} & \frac{\cos \alpha_2 \cdot \cos \gamma_3 - \cos \alpha_3 \cdot \cos \gamma_2}{B} & \frac{\cos \alpha_3 \cdot \cos \beta_2 - \cos \alpha_2 \cdot \cos \beta_3}{B} \\ \frac{\cos \beta_1 \cdot \cos \gamma_3 - \cos \beta_3 \cdot \cos \gamma_1}{B} & \frac{\cos \alpha_3 \cdot \cos \gamma_1 - \cos \alpha_1 \cdot \cos \gamma_3}{B} & \frac{\cos \alpha_1 \cdot \cos \beta_3 - \cos \alpha_3 \cdot \cos \beta_1}{B} \\ \frac{\cos \beta_2 \cdot \cos \gamma_1 - \cos \beta_1 \cdot \cos \gamma_2}{B} & \frac{\cos \alpha_1 \cdot \cos \gamma_2 - \cos \alpha_2 \cdot \cos \gamma_1}{B} & \frac{\cos \alpha_2 \cdot \cos \beta_1 - \cos \alpha_1 \cdot \cos \beta_2}{B} \end{pmatrix} \quad (29)$$

wobei für den Nenner  $B$  gilt:

$$B = \begin{aligned} & \cos \beta_3 \cdot [\cos \gamma_2 \cdot \cos \alpha_1 - \cos \gamma_1 \cdot \cos \alpha_2] \\ & + \cos \beta_2 \cdot [\cos \gamma_1 \cdot \cos \alpha_3 - \cos \gamma_3 \cdot \cos \alpha_1] \\ & + \cos \beta_1 \cdot [\cos \gamma_3 \cdot \cos \alpha_2 - \cos \gamma_2 \cdot \cos \alpha_3] \end{aligned} \quad (30)$$

Wie aus Gln. 21 hervorgeht, hängt der Gesamtmeßfehler in der Bestimmung der Geschwindigkeit im Wesentlichen von den Einzelfehlern in der Bestimmung der Dopplerfrequenz  $f_D$ , der Wellenlänge  $\lambda$  und dem Strahlschnittwinkel  $\theta$  ab. Hinzu kommt noch der Fehler in der Transformation der gemessenen Geschwindigkeitskomponenten in das Windkanalkoordinatensystem aufgrund einer ungenauen Bestimmung der räumlichen Lage der LDA-Optik.

Im Folgenden wird die Annahme getroffen, daß die systematischen Meßfehler in der Bestimmung von  $f_D$  und  $\lambda$  vernachlässigbar sind und der Fehler in der Bestimmung der Geschwindigkeitskomponente  $v'$  auf einen Fehler in der Bestimmung des Strahlschnittwinkels  $\Theta$  zurückgeführt werden kann.

Nach der Theorie der Fehlerfortpflanzung berechnet sich die Standardabweichung  $S_f$  und der Größtfehler  $\Delta f$  einer physikalischen Größe  $f(x, y, z, \dots)$ , die nicht direkt gemessen werden kann, sondern indirekt aus den Messungen der Teilgrößen  $x, y, z, \dots$  bestimmt wird, wie folgt:

$$S_f = \sqrt{\left(\frac{\partial f}{\partial x}\right)^2 \cdot S_x^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial y}\right)^2 \cdot S_y^2 + \left(\frac{\partial f}{\partial z}\right)^2 \cdot S_z^2 + \dots} \quad (31)$$

$$\Delta f = \left|\frac{\partial f}{\partial x}\right| \cdot |S_x| + \left|\frac{\partial f}{\partial y}\right| \cdot |S_y| + \left|\frac{\partial f}{\partial z}\right| \cdot |S_z| + \dots \quad (32)$$

Wendet man Gln. 32 auf die Geschwindigkeitsbestimmung gemäß Gln. 21 und Gln. 25 an, so ergibt sich der absolute Größtfehler der Geschwindigkeit  $\Delta v$  in Abhängigkeit der sechs räumlichen Komponenten  $x_{S_1} \dots z_{S_2}$  zu:

$$\Delta v = \left| \frac{\partial v}{\partial x_{S_1}} \right| \cdot |S_{x_{S_1}}| + \left| \frac{\partial v}{\partial x_{S_2}} \right| \cdot |S_{x_{S_2}}| + \left| \frac{\partial v}{\partial y_{S_1}} \right| \cdot |S_{y_{S_1}}| + \left| \frac{\partial v}{\partial y_{S_2}} \right| \cdot |S_{y_{S_2}}| + \left| \frac{\partial v}{\partial z_{S_1}} \right| \cdot |S_{z_{S_1}}| + \left| \frac{\partial v}{\partial z_{S_2}} \right| \cdot |S_{z_{S_2}}| \quad (33)$$

wobei hierin die Größen  $S_{x_{S_1}} \dots S_{z_{S_2}}$  die Standardabweichungen der mit Hilfe der Justierlochblende bestimmten Komponenten sind. Für die Ableitungen der gemessenen Geschwindigkeitskomponenten  $v'_i$  nach den Komponenten  $x_{S_i}$  erhält man sehr längliche Terme, die hier nicht wiedergegeben werden sollen. Die Standardabweichungen  $S_{x_{S_1}} \dots S_{z_{S_2}}$  für alle sechs Komponenten betragen mit dem oben beschriebenen Meßsystem  $\pm 0,2 \text{ mm}$ . Wertet man diese Terme nach Gln. 31 entsprechend aus, so erhält man für die Standardabweichungen  $S_i$  der einzelnen Komponenten:

$$S_{u'} = S_{v'} = S_{w'} = 0,08 \frac{m}{s} \quad (34)$$

ebenso läßt sich der relative Fehler der gemessenen Geschwindigkeitskomponenten angeben:

$$\frac{\Delta v'}{v'} = 0,6\% \quad (35)$$

Dies gilt für alle drei, im schiefwinkligen Koordinatensystem der LDA-Optik gemessenen Geschwindigkeitskomponenten.

Um diese Komponenten in Koordinaten des Windkanalsystems ausdrücken zu können, muß eine Transformation gemäß Gln. 28 vorgenommen werden, die ihrerseits wieder mit Fehlern behaftet ist. Man kann zeigen, daß bei einer Fehlerfortpflanzungsrechnung gemäß Gln. 32 der Größtfehler  $\Delta \alpha$  in der Bestimmung der räumlichen Lage des LDA-Koordinatensystems kleiner als 0,5 Bogenminuten ist. Jedes der neun Matrixelemente nach Gln. 29 ist eine Funktion dieser neun Lagewinkel  $\alpha_1 \dots \gamma_3$ . Um die Größtfehler  $\Delta m_{ij}$  der Matrixelemente  $m_{ij}$  in Abhängigkeit der Winkel bestimmen zu können, sind für jedes dieser neun Elemente die partiellen Ableitungen nach den neun Lagewinkeln zu bestimmen. Die Lagewinkel wiederum sind eine Funktion der eigentlichen Meßgrößen  $x_{S_1} \dots z_{S_2}$ . Dies führt analog zu den vorangegangenen Überlegungen zu folgender Fehlerabschätzung für die Transformationsmatrix  $\underline{M}$ :

$$\underline{\Delta M} = \pm \begin{pmatrix} 1,6 \cdot 10^{-3} & 1,4 \cdot 10^{-4} & 1,2 \cdot 10^{-3} \\ 3,2 \cdot 10^{-3} & 2,1 \cdot 10^{-3} & 3,1 \cdot 10^{-3} \\ 1,1 \cdot 10^{-3} & 7,6 \cdot 10^{-4} & 1,3 \cdot 10^{-3} \end{pmatrix} \quad (36)$$

Zusätzlich zu diesen statistischen Meßunsicherheiten kommen noch weitere systematische Meßfehler hinzu. Dies sind im Wesentlichen Meßunsicherheiten aufgrund einer begrenzten Bitauflösung des Datenerfassungssystems. Bei einer gewählten Bandbreite von  $\pm 35 \text{ m/s}$  und einer zur Verfügung stehenden Auflösung von 8 Bit beträgt der systematische Meßfehler in der Geschwindigkeit  $\Delta v$ :

$$\Delta v = \frac{2 \cdot 35 \frac{\text{m}}{\text{s}}}{2^8 \text{ Bit}} \cong 0,3 \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad (37)$$

Faßt man alle diese Meßunsicherheiten zusammen, so berechnet sich die tatsächliche Geschwindigkeit  $\vec{v} = [u, v, w]^T$  wie folgt:

$$\begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} = (\underline{M} + \underline{\Delta M}) \cdot \begin{pmatrix} u' \\ v' \\ w' \end{pmatrix} \pm \underline{M} \cdot \begin{pmatrix} S_{u'} \\ S_{v'} \\ S_{w'} \end{pmatrix} \pm \begin{pmatrix} \Delta u_{sys} \\ \Delta v_{sys} \\ \Delta w_{sys} \end{pmatrix} \quad (38)$$

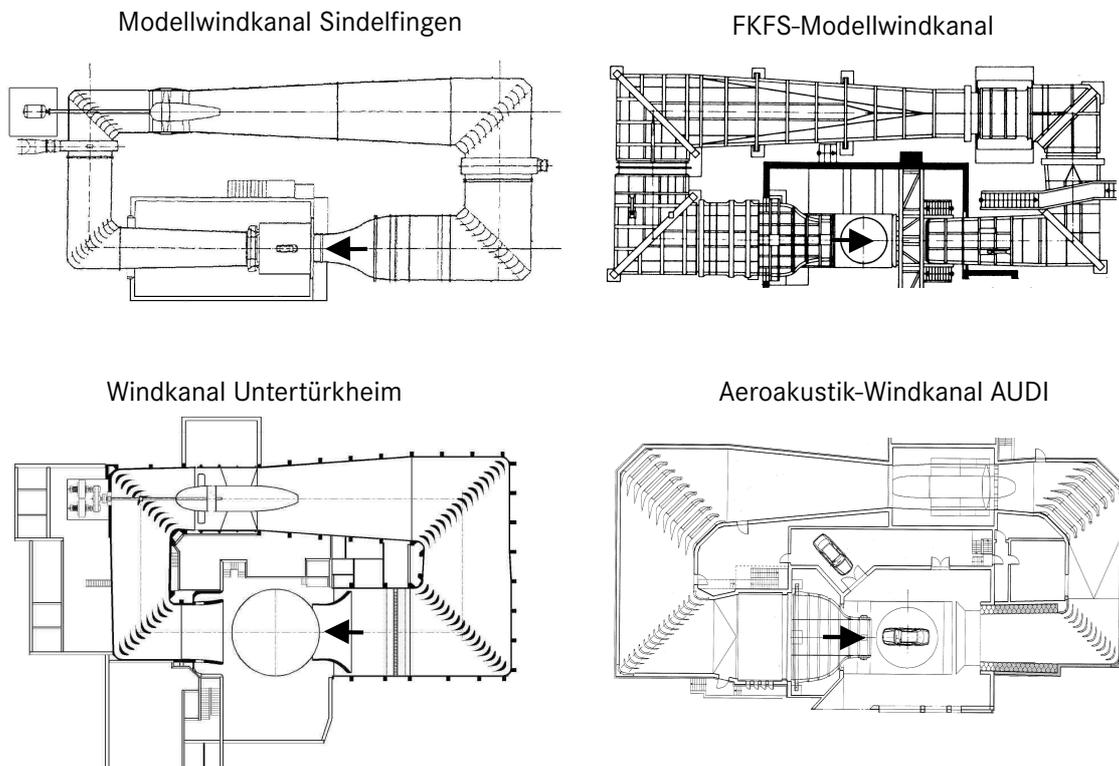
## 2.8 Grundlagen der Windkanalversuchstechnik

Da eine analytische Lösung der Navier-Stokes'schen Gleichungen nur für wenige, einfache Spezialfälle möglich ist und auch numerische Verfahren Schwächen bei der Behandlung von komplexen Strömungsphänomenen haben, ist man bei der aerodynamischen Entwicklung von Kraftfahrzeugen nach wie vor auf Versuche angewiesen. Eine Möglichkeit, die Straßenfahrt eines Kraftfahrzeuges zu simulieren, bietet der Windkanal. Hier wird die Tatsache ausgenutzt, daß es bei der Entstehung von aerodynamischen Kräften nur auf die Relativbewegung zwischen dem untersuchten Objekt und dem ihn umgebenden Fluid ankommt, indem das gegenüber dem Teststand ruhende Fahrzeug im Windkanal mit bewegter Luft beaufschlagt wird. Diese Vorgehensweise hat den entscheidenden Vorteil, daß die Zugänglichkeit zum Testobjekt und die Reproduzierbarkeit der Versuche viel besser ist, als z.B. bei Straßenversuchen. Mit Windkanalversuchen gelingt die Nachbildung der realen Verhältnisse jedoch nur näherungsweise. Unberücksichtigt bleiben z.B. Windeinflüsse, die hochgradig inhomogen und instationär sind [47]. Ein weiterer wichtiger Faktor ist, daß bei der realen Straßenfahrt eine Relativbewegung zwischen Fahrzeug und Straße stattfindet und sich daher (abgesehen von Schleppwirkungen des Fahrzeuges) keine Bodengrenzschicht ausbildet. Diese Relativbewegung wird bei konventionellen Windkanalversuchen, bei denen der Windkanalboden die Straße abbildet, nicht dargestellt. Die Ausbildung der Bodengrenzschicht kann nur mit hohem technischen Aufwand verringert werden, indem z.B. die bodennahe Luftschicht mit einer sog. Grenzschichtvorabsaugung (GSVA) abgesaugt und/oder ein Laufband in den Windkanalboden integriert wird. Die Problematik der richtigen Simulation der Relativbewegung Fahrzeug-Straße ist Gegenstand des Kapitels 4. Weitere Vernachlässigungen betreffen z.B. das Temperaturfeld um das Fahrzeug

oder andere Umwelteinflüsse wie Regen oder Schmutz. Auf diese Faktoren wird im Rahmen dieser Arbeit nicht näher eingegangen.

## 2.9 Aufbau und Funktion von Windkanälen

Üblicherweise lassen sich die Fahrzeugwindkanäle als "Niedergeschwindigkeitswindkanäle" klassifizieren. Dies bedeutet, daß sie bei Geschwindigkeiten betrieben werden, bei denen Kompressibilitätseinflüsse vernachlässigt werden können ( $Ma < 0,2$ ). Es werden im Wesentlichen zwei verschiedene Bauformen unterschieden: Windkanäle mit offener und mit geschlossener Rückführung. Kanäle mit offener Rückführung werden auch als Eiffel-Kanäle bezeichnet, diejenigen mit geschlossener Rückführung als Kanäle Göttinger Bauart. Ein Vorteil von Kanälen Göttinger Bauart ist, daß eine niedrigere Antriebsleistung notwendig ist und so Energiekosten gespart werden können [43].



**Abb. 2.10:** Übersicht der in dieser Arbeit verwendeten Windkanäle

Den meisten Windkanälen sind folgende Hauptkomponenten gemeinsam: das Gebläse mit der Luftführung (und im Falle von geschlossenen Kanälen Umlenckble-

chen), der Vorkammer mit Gleichrichtern und Sieben, welche die Strömung homogen und turbulenzarm machen sollen, der Düse, in der die Luft beschleunigt wird, der Meßstrecke, in der das Modell oder Fahrzeug aufgebaut wird und dem Diffusor, der die strömende Luft "auffangen" und mit entsprechendem Druckrückgewinn dem Gebläse zurückführen soll. Die Meßstrecke läßt sich nach Art ihrer Berandung in verschiedene Klassen einteilen. Dabei unterscheidet man zwischen offenen und geschlossenen Meßstrecken. Weitere Varianten sind Meßstrecken mit geschlitzten Wänden ("slotted walls"), "streamlined walls" und "adaptive walls". Alle vier Windkanäle, in denen Messungen für vorliegende Arbeit durchgeführt wurden, sind als Kanäle Göttinger Bauart mit 3/4 offener Meßstrecke ausgeführt, d.h. der Meßstreckenboden ist die einzige feste Begrenzung des aus der Düse kommenden Freistrahls. Dies hat insbesondere den Vorteil der einfachen Zugänglichkeit zum Meßobjekt. In Abb.2.10 sind die beiden Modellwindkanäle in Sindelfingen und am FKFS sowie die beiden Großwindkanäle Untertürkheim und Audi im Grundriß dargestellt.

## 2.10 Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit

Um den Strömungszustand im Kanal gut reproduzieren zu können und die dimensionslosen Kraftbeiwerte (Gln. 12-Gln. 18) richtig bilden zu können, ist es notwendig, die Strömungsgeschwindigkeit  $u$  bzw. den Staudruck  $q$  in der Meßstrecke möglichst genau zu kennen. Dies stellt bei leerem Kanal keine Schwierigkeit dar, da hier mit Hilfe von geeigneten Meßmitteln wie z.B. einer Prandtl-Sonde der Staudruck  $q$  direkt gemessen werden kann. Wird jedoch der Luftstrahl durch ein Objekt in der Meßstrecke umgelenkt, läßt sich der Staudruck der ungestörten Anströmung, wie sie weit vor dem Fahrzeug herrschen würde, nicht direkt messen. Daher muß der Umweg über eine indirekte Messung mit vorheriger Kalibrierung gegangen werden. In der Windkanalversuchstechnik haben sich zwei verschiedene Methoden etabliert: die Düsenmethode und die Plenummethode. Beiden Methoden ist gemeinsam, daß man den Staudruck mit einer in leerer Meßstrecke kalibrierten Druckdifferenz zwischen der Vorkammer und einem weiteren Punkt in Relation setzt.

### 2.10.1 Staudruckbestimmung nach der Düsenmethode

Bei dieser Methode wird die Druckdifferenz zwischen Vorkammer ( $p_{VK}$ ) und einer Position in der Düse ( $p_{Du}$ ) gemessen und mit dem Staudruck in leerer Meßstrecke  $q_{leer}$  ins Verhältnis gesetzt. Hierdurch erhält man den sog. Düsenfaktor  $f_{Du}$ :

$$f_{Du} = \frac{q_{leer}}{p_{VK} - p_{Du}} \quad (39)$$

damit berechnet sich der Staudruck  $q$  mit Objekt in der Meßstrecke zu:

$$q = f_{Du}(p_{VK} - p_{Du}) \quad (40)$$

### 2.10.2 Staudruckbestimmung nach der Plenummethode

Die Staudruckbestimmung nach der Plenummethode geschieht ganz ähnlich wie bei der Düsenmethode, nur daß hier die Druckdifferenz zwischen der Vorkammer  $p_{VK}$  und dem Plenum  $p_{Pl}$  (der den Strahl in der Meßstrecke umgebende Raum) gebildet wird. Dementsprechend erhält man den Plenumsfaktor  $f_{Pl}$  zu:

$$f_{Pl} = \frac{q_{leer}}{p_{VK} - p_{Pl}} \quad (41)$$

und der Staudruck  $q$  mit Objekt in der Meßstrecke:

$$q = f_{Pl}(p_{VK} - p_{Pl}) \quad (42)$$

## 2.11 Bestimmung der Luftkräfte- und Momente im Windkanal

Zur Bestimmung aller Luftkräfte- und Momente, die auf ein Fahrzeug oder Modell wirken, müssen die sechs Komponenten Auftrieb, Widerstand, Seitenkraft, Giermoment, Rollmoment und Kippmoment gemessen werden.

In Abb. 2.5 sind diese Komponenten in dem hier verwendeten Koordinatensystem skizziert. Die  $x$ -Achse liegt dabei parallel zur Hauptströmungsrichtung, d.h. entgegengesetzt der Fahrtrichtung. Die  $y$ -Achse weist in Richtung des Beifahrers, die  $z$ -Achse weg vom Boden nach oben.

Die Messung der skizzierten Komponenten erfolgt mittels sog. Sechskomponentenwaagen. Bei symmetrischer Anströmung und symmetrischem Meßobjekt verschwinden drei der oben genannten Komponenten und es verbleiben Auftrieb, Widerstand und Kippmoment, für deren Ermittlung eine Dreikomponentenwaage ausreichen würde. Bei Windkanalwaagen für Niedergeschwindigkeitswindkanäle lassen sich in zwei Anordnungsprinzipien unterscheiden: Außenwaagen und Innenwaagen.

**Außenwaagen** Hierbei wird die gesamte Meßanordnung außerhalb des Luftstrahles angebracht. Die einzelnen Waagen unterscheiden sich durch die Zahl der meßbaren Kraftkomponenten, der Art der Verbindung zwischen Meßobjekt und Waage sowie durch das Meßprinzip (Gewichts-, Laufgewichts-, Feder- oder Elektrodynamische Waagen). Der Kraftfluß vom Meßobjekt zu den Kraftaufnehmern erfolgt parallel für die einzelnen Komponenten über Drähte oder starre Verbindungen. Da Kraftfahrzeuge immer in Bodennähe gemessen werden, haben sich hier starre Verbindungen und sog. Bodenwaagen durchgesetzt, die unter dem Windkanalboden angeordnet sind. Hierbei unterscheidet man nach Art der Anordnung noch zwischen Plattform-, Joch-, und Pyramidenwaagen.

**Innenwaagen** Im Gegensatz zu den Außenwaagen, bei denen die am Meßobjekt auftretenden Kräfte durch Gegenkräfte kompensiert werden, arbeiten die Einbauwaagen nach dem Ausschlagprinzip. Die unter Belastung auftretenden Dehnungen

der Meßaufnehmer werden meist mittels Dehnmeßstreifen ermittelt, wobei die Meßglieder der einzelnen Komponenten bezüglich des Kraftflusses in Reihe geschaltet sind. Ein Beispiel für solche Waagen ist in [34] zu finden.

In den folgenden Abschnitten 2.12-2.15 wird auf die charakteristischen Abmessungen und Eigenschaften der Windkanäle eingegangen, in denen im Rahmen dieser Arbeit Messungen durchgeführt wurden. Wie in Kapitel 3 noch gezeigt werden wird, haben die Abmessungen des Windkanals wie Meßstreckenlänge oder Düsen- und Kollektorquerschnittsfläche einen direkten Einfluß auf den Verlauf des statischen Druckes im Luftstrahl, was wiederum eine Rückwirkung auf die gemessenen Luftkraftbeiwerte hat. Soweit bekannt, werden auch weitere Kenngrößen, wie die Grenzschichtdicke oder der Turbulenzgrad angegeben.

## 2.12 Der Modellwindkanal Sindelfingen

Der Windkanal der DaimlerChrysler AG in Sindelfingen wird in der Regel für Messungen an Pkw-Modellen im Maßstab M1:4 benutzt. Für Verschmutzungsuntersuchungen und andere Detailuntersuchungen an realen Fahrzeugen läßt sich der Kanal in einen Blaskanal (Eiffel-Bauart) umbauen. Das Gebläse kann in zwei Leistungsstufen (37 kW bis 100 km/h bzw. 210 kW bis 230 km/h) betrieben werden, wobei durch eine hydraulische Schaufelverstellung die Geschwindigkeit stufenlos einstellbar ist. Zur Reduzierung der Grenzschichtdicke ist am Ausgang der Düse eine Grenzschichtvorabsaugung installiert. Kräfte und Momente am Modell werden durch eine Waage, die sich unter dem Meßstreckenboden befindet, gemessen. Hierbei handelt es sich um eine Sechskomponentenwaage in Pyramidbauweise. Die Waagaufnahmen bieten für den Radstand einen Verstellbereich von 370 mm bis 800 mm für die Spurweite einen Bereich von 200 mm bis 460 mm. Über die hydrostatische Lagerung des Schwimmrahmens werden die auftretenden Kräfte und Momente mittels Dehnmeßstreifen gemessen.

### 2.12.1 Wichtigste Abmessungen

Nachfolgend sind die geometrischen Abmessungen wesentlicher Komponenten des Modellwindkanals Sindelfingen aufgeführt:

Die Düsenversperrung  $\varphi_D$  dient zur Beurteilung der Größe des Meßobjekt im Vergleich zur Größe der Düse:

$$\varphi_D = \frac{A_x}{A_N} \quad (43)$$

worin  $A_{F_x}$  die Stirnfläche des Meßobjektes und  $A_N$  die Düsenquerschnittsfläche ist. Der in Tabelle 1 angegebene Versperrungsgrad gilt für typische M1:4-Modelle.

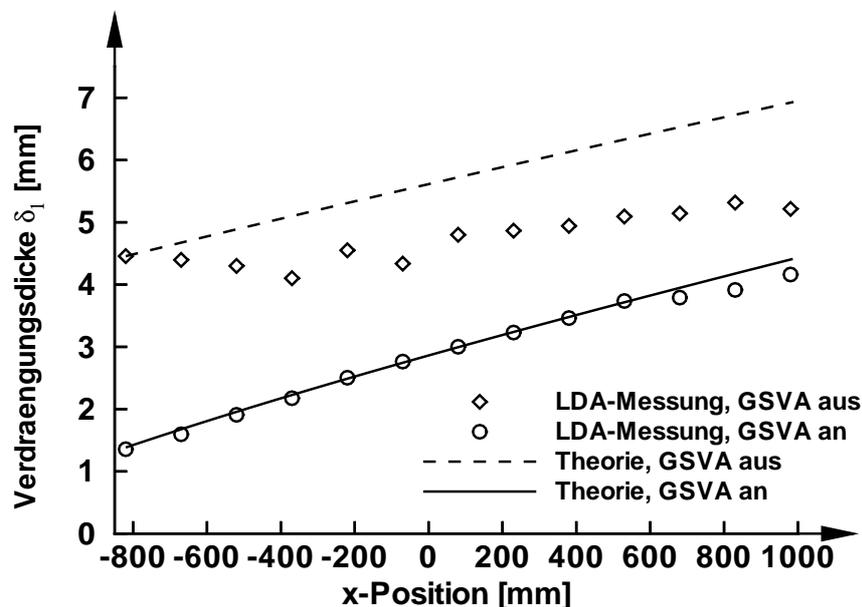
Meßstreckenlänge [m]	2,85
Düsenquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]	1,60
Kollektorquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]	2,17
Düsenversperrung (M1:4)	7,5 %
Kanalformfaktor $\tau$	-0,3182
max. Windgeschwindigkeit [km/h]	230

Tabelle 1: Wichtige Kenngrößen des Modellwindkanals Sindelfingen

### 2.12.2 Grenzschicht im Modellwindkanal Sindelfingen

Wie bereits angesprochen, hat der Modellwindkanal Sindelfingen eine Absaugeinrichtung zur Reduktion der aus der Düse kommenden Bodengrenzschicht. Das Absauggitter mit den Maßen  $800 \times 200 \text{ mm}$  ist direkt hinter dem Düsenaustritt angebracht. Über ein Kammersystem wird mit Hilfe eines Radialgebläses ein Teil der bodennahen Luftschicht abgesaugt. Nach [16] wird die Absaugrate über die Drehzahl des Gebläses eingestellt, so daß sich das gewünschte Grenzschichtprofil ergibt. Der abgesaugte Volumenstrom wurde dabei nicht näher quantifiziert.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden umfangreiche LDA-Messungen zur Strömungsqualität des Windkanals durchgeführt. Aus zwei Meßebenen in der Mitte des Kanals ( $y = 0$ ) wurde die Verdrängungsdicke  $\delta_1$  der Grenzschicht des Kanals gemäß Gln. 10 mit und ohne Vorabsaugung für eine Strömungsgeschwindigkeit von  $u_\infty = 61.1 \text{ m/s}$  bestimmt (vgl. Abb. 2.11).

Abb. 2.11: Verdrängungsdicke  $\delta_1$  im Modellwindkanal Sindelfingen

Wie in Abb. 2.11 zu erkennen ist, baut die Vorabsaugung (Hinterkante des Absauggitters bei  $x = -820 \text{ mm}$ ) die Grenzschicht nicht vollständig ab, die Verdrängungsdicke an dieser Stelle wird aber von  $4,5 \text{ mm}$  auf  $1,5 \text{ mm}$  reduziert. Stromab der Vorabsaugung wächst jedoch die beeinflusste Grenzschicht in einem stärkeren Maße wieder an. Zusätzlich zu den Meßwerten sind auch die theoretischen Verläufe der Verdrängungsdicke einer turbulenten Plattengrenzschicht nach Gln. 11 in dem Diagramm dargestellt. Hierbei wurde der virtuelle Startpunkt der Grenzschicht so weit nach vorne verlagert, daß bei  $x = -820 \text{ mm}$  die theoretisch berechneten Verdrängungsdicken mit den Meßwerten identisch sind. Im Falle der eingeschalteten Vorabsaugung stimmt der gemessene Verlauf gut mit der Theorie überein. Lediglich am Ende der Meßstrecke, ab  $x = 700 \text{ mm}$  wächst die Grenzschicht langsamer an. Möglicherweise macht sich hier bereits der Einfluß des Kollektors bemerkbar, der eine Beschleunigung der Strömung zur Folge hat. Ohne Absaugung dagegen wächst die Grenzschicht des Kanals langsamer an als die Theorie voraussagt.

### 2.12.3 Strömungsqualität und Turbulenzgrad

Aus weiteren LDA-Messungen parallel zum Windkanalboden  $z = \textit{konst.}$  wurde der Turbulenzgrad der Strömung nach folgender Gleichung bestimmt:

$$Tu = \frac{\sqrt{\frac{1}{3} \cdot (u_{RMS}^2 + v_{RMS}^2 + w_{RMS}^2)}}{u_\infty} \quad (44)$$

Hierin sind die Größen  $u_{RMS} \dots w_{RMS}$  die gemittelten Schwankungsgeschwindigkeiten der turbulenten Strömung. Aus Abb. 2.12 ist zu sehen, daß der Turbulenzgrad des Strahls unter  $0,8 \%$  liegt. Die "Hot Spots", also die Meßpunkte mit stark erhöhtem Turbulenzgrad in beiden Meßebenen sind sehr wahrscheinlich Meßfehler, die durch unzureichende Integrationszeit bei der Detektierung der Doppler-Bursts entstanden sind. Tatsächlich dürfte der Turbulenzgrad der Strömung bei ca.  $0,5 \%$  liegen, da durch die begrenzte Auflösung des 8-Bit Prozessors noch eine zusätzliche, künstliche Turbulenz erzeugt wird.

### 2.12.4 Druckgradient

Wie in Kapitel 3 noch gezeigt werden wird, hat der Verlauf des statischen Druckes in der Meßstrecke einen entscheidenden Einfluß auf die gemessenen Luftkräfte. Eine wichtige Kenngröße eines Windkanals ist der Verlauf des statischen Druckbeiwertes  $c_{p,stat}$  in der Meßstrecke, da er einen direkten Einfluß auf die gemessenen Luftkräfte hat. Wie aus Abb. 2.13 hervorgeht, fällt der Druckbeiwert im Modellwindkanal Sindelfingen in Richtung des Kollektors ab, was einen negativen Gradienten zur Folge hat. Offenbar sind die Düsengröße, die Meßstreckenlänge und die Größe des Kollektors nicht optimal aufeinander abgestimmt, so daß am Ende der Meßstrecke

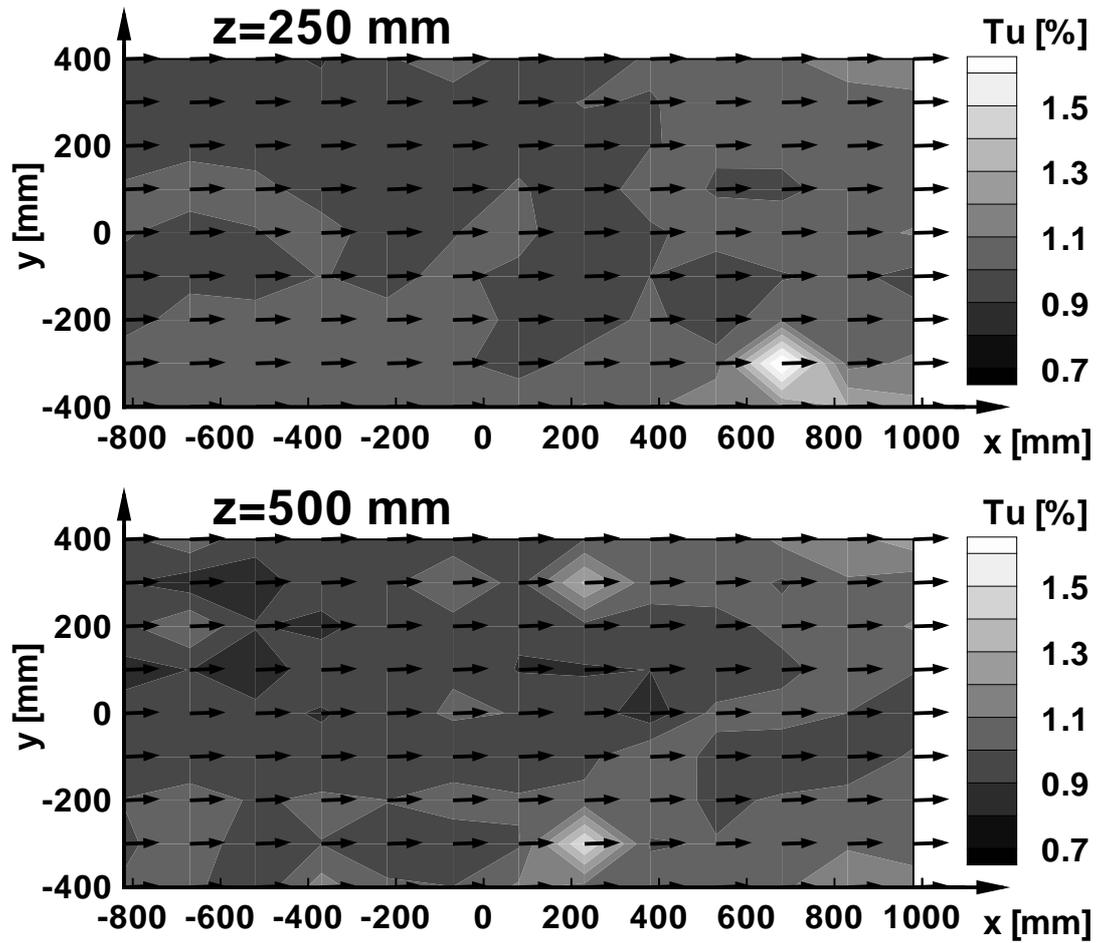
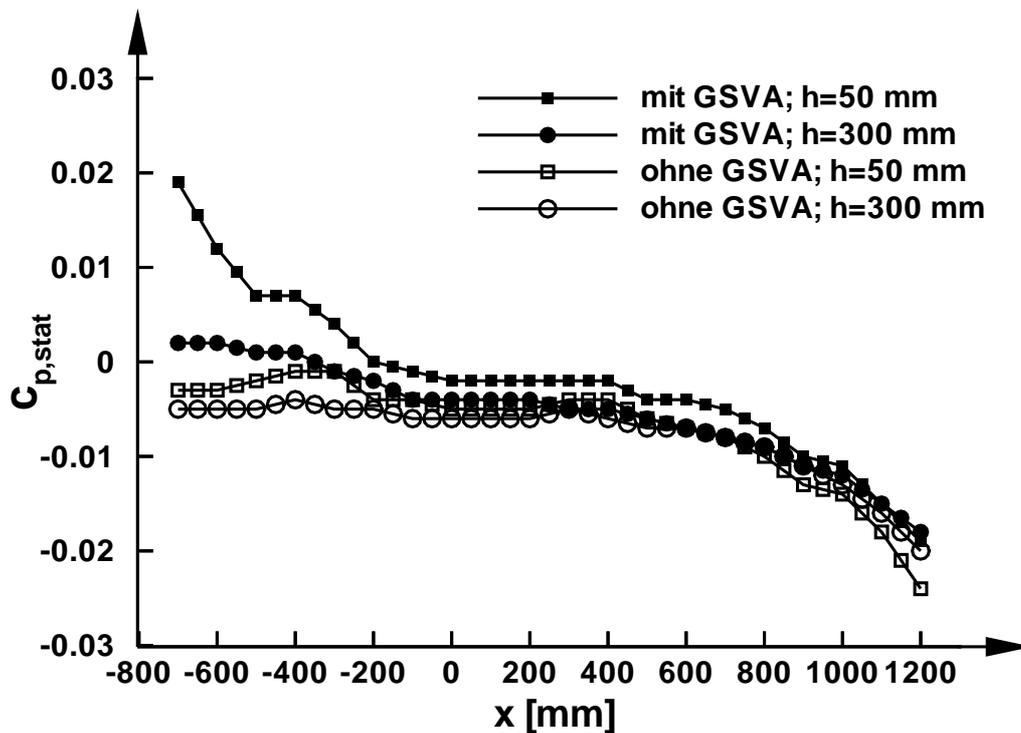


Abb. 2.12: Turbulenzgrad  $Tu$  [%] Modellwindkanal Sindelfingen (mit Grenzschichtvorabsaugung) in zwei verschiedenen Höhen  $z$ .

die Strömung noch eine Beschleunigung erfährt, wodurch dieser Druckabfall entsteht. Zur Düse hin steigt bei zugeschalteter Grenzschichtvorabsaugung der Druck an. Dies ist auf die Senkenwirkung der Vorabsaugung zurückzuführen. Der Windkanalstrahl divergiert, was sich in einem ansteigenden Druck bemerkbar macht. Die Senkenwirkung der Vorabsaugung klingt nach oben hin ab, wodurch auch ein Gradient in  $z$ -Richtung induziert wird. Dieser vertikale Gradient kann sich auf die gemessenen Auftriebsbeiwerte auswirken.



**Abb. 2.13:** Druckverlauf im Modellwindkanal Sindelfingen (mit und ohne Grenzschichtvorabsaugung) längs der Meßstrecke bei  $y = 0$ .

## 2.13 Modellwindkanal FKFS

Der Modellwindkanal des FKFS (Institut für Kraftfahrwesen und Fahrzeugmotoren Stuttgart) besitzt eine Luftführung nach Göttinger Bauart mit Freistrahlmessstrecke. Die maximale Gebläseleistung beträgt  $315$  kW.

Meßstreckenlänge [m]	2,581
Düsenquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]	1,65
Kollektorquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]	1,92
Düsenversperrung (M1:4)	7,2 %
Kanalformfaktor $\tau$	-0,275
max. Windgeschwindigkeit [km/h]	275

Tabelle 2: Wichtige Kenngrößen des FKFS-Modellwindkanals

### 2.13.1 Wichtigste Abmessungen

### 2.13.2 Experimentallaufband

Im Jahre 1996 wurde am FKFS das sog. "Experimentallaufband" in Betrieb genommen. Mit diesem experimentellen Aufbau sollten grundlegende Untersuchungen zur Simulation der Straßenfahrt mittels eines schmalen Laufbandes, das zwischen den Rädern verläuft, durchgeführt werden [42]. Aufgrund der begrenzten Abmessungen ( $L \times B = 1,07 \times 0,24 \text{ m}$ ) war dieses Laufband zunächst für Untersuchungen mit M1:5-Modellen gedacht. Die maximale Geschwindigkeit des Laufbandes beträgt  $55 \text{ m/s}$ . Vor dem Laufband ist eine zweistufige Grenzschichtvorabsaugung angeordnet. Für die hier präsentierten Messungen kam die verteilte Absaugung um das Modell nicht zum Einsatz. Der Windkanalaufbau des Modells für Messungen mit stehenden als auch mit drehenden Rädern ist in Kapitel 2.16.2 genauer erläutert.

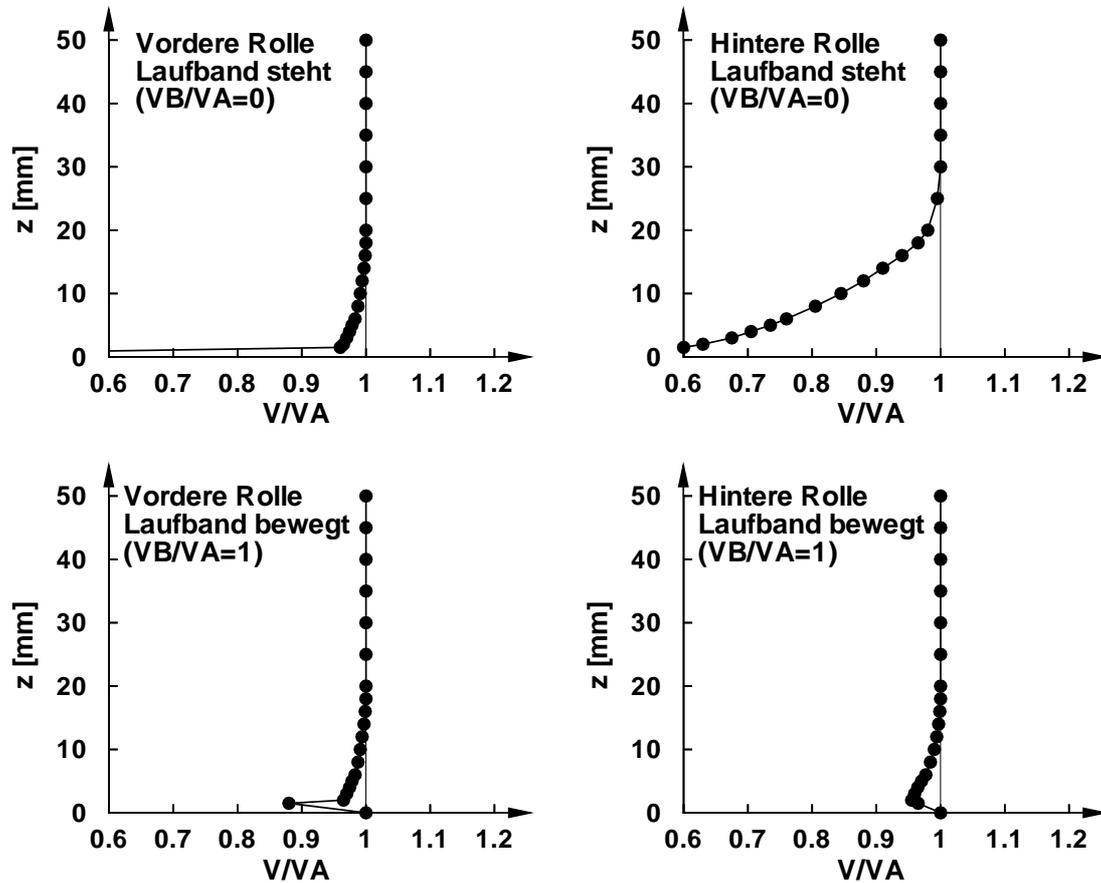
### 2.13.3 Grenzschicht in leerem Kanal

Abb. 2.14 zeigt die normierten Geschwindigkeitsprofile nach [42] bei eingeschalteter Grenzschichtvorabsaugung über der vorderen bzw. hinteren Rolle des Experimentallaufbandes. Die Anströmgeschwindigkeit beträgt  $u_\infty = 50 \text{ m/s}$ . Die oberen beiden Diagramme zeigen die Geschwindigkeitsverteilung bei stehendem, die unteren Diagramme bei bewegtem Laufband in leerer Meßstrecke. Man erkennt, daß durch die Grenzschichtvorabsaugung das Geschwindigkeitsdefizit der Grenzschicht zunächst weitgehend abgebaut wird, jedoch ohne weitere Beeinflussung wieder anwächst. Das zugeschaltete Laufband kann dieses Wiederauwachsen der Grenzschicht verhindern.

### 2.13.4 Druckgradient

Abb. 2.15 zeigt den Verlauf des statischen Druckbeiwertes  $c_{p,stat}$  im Modellwindkanal des FKFS. Dargestellt sind die Meßwerte in zwei verschiedenen Höhen  $z$  über dem Meßstreckenboden mit bzw. ohne Grenzschichtvorabsaugung (GSVA). Wie im Modellwindkanal Sindelfingen kommt es zu dem charakteristischen Druckver-

lauf eines Windkanals mit Vorabsaugung. Zunächst steigt der Druck in der Nähe des Absauggitters deutlich an, baut sich jedoch in Strömungsrichtung und normal dazu wieder ab. Im Gegensatz zum Modellkanal Sindelfingen fällt der Druck in Richtung des Kollektors nicht weiter ab, da die Windkanalgeometrie offenbar anders abgestimmt ist.



**Abb. 2.14:** Geschwindigkeitsprofile im FKFS-Modellwindkanal mit Grenzschichtvorabsaugung bei  $u_\infty = 50 \text{ m/s}$  nach [42]

## 2.14 Großwindkanal Untertürkheim

Der Windkanal Untertürkheim ist ein Kanal nach Göttinger Bauart und wurde 1940 von der Universität Stuttgart in Betrieb genommen. 1974 wurde der Kanal durch die damalige Daimler-Benz AG übernommen und wird nach einigen Modernisierungsmaßnahmen bis heute als wichtiges Werkzeug in der aerodynamischen Fahrzeugentwicklung genutzt. Mit beiden Antriebsmotoren des Gebläses wird eine Antriebsleistung von ca.  $5 \text{ MW}$  erzeugt. Der Windkanal besitzt keine Grenzschicht-

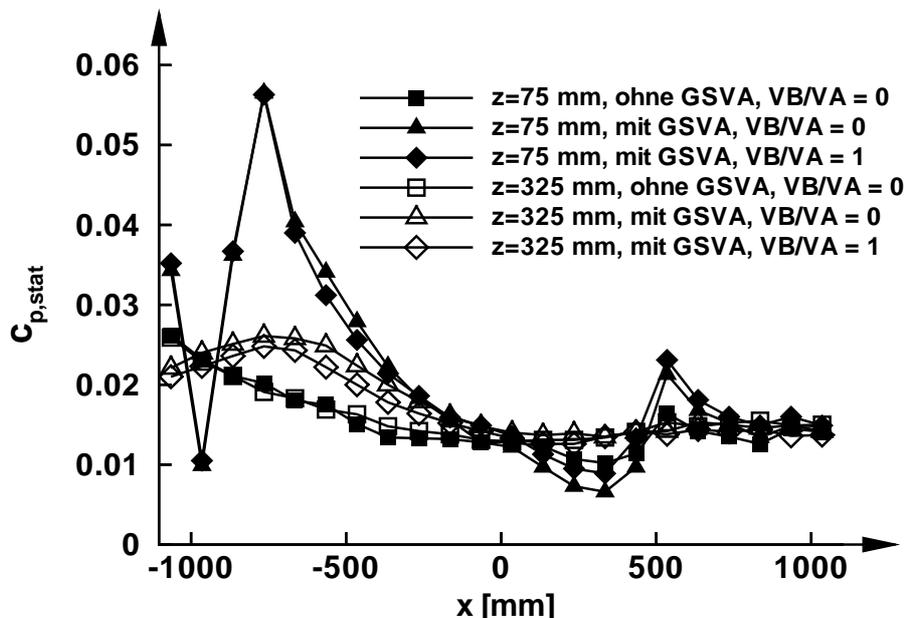


Abb. 2.15: Verlauf Druckbeiwert  $c_{p,stat}$  im FKFS-Modellkanal (leerer Meßstrecke)

vorabsaugung. Aus Tabelle 3 können weitere Daten entnommen werden.

Meßstreckenlänge [m]	12,2
Düsenquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]	32
Kollektorquerschnittsfläche [m <sup>2</sup> ]	53,5
Düsenversperrung (Pkw)	6 %
Kanalformfaktor $\tau$	-0,27
max. Windgeschwindigkeit [km/h]	250

Tabelle 3: Wichtige Kenngrößen des Großwindkanals Untertürkheim

### 2.14.1 Grenzschicht in leerem Kanal

Im Rahmen dieser Arbeit und einer weiteren Dissertation [30] wurde die Grenzschicht im Windkanal Untertürkheim mittels LDA untersucht. Abb. 2.16 zeigt die normierten Geschwindigkeitsprofile in der Mitte der leeren Meßstrecke ( $y = 0$ ), an drei verschiedenen Positionen:  $x = -2720 \text{ mm}$  (Fahrzeugbug),  $x = 100 \text{ mm}$  (Fahrzeugmitte) und  $x = 2470 \text{ mm}$  (Fahrzeugheck). Daraus ergeben sich Verdrängungsdicken von  $18 \text{ mm}$ ,  $24 \text{ mm}$  und  $28 \text{ mm}$  für die jeweiligen Lauflängen.

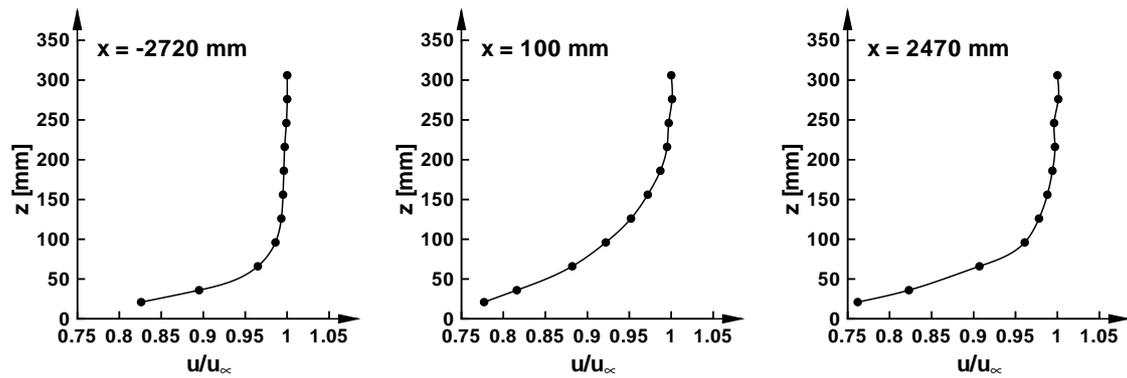


Abb. 2.16: Grenzschichtprofile Windkanal Untertürkheim bei  $y = 0$ .

### 2.14.2 Druckgradient

Der statische Druckbeiwert  $c_{p,stat}$  im Windkanal Untertürkheim hat einen "wan-  
 nenförmigen" Verlauf in  $x$ -Richtung. Hinter der Düse findet zunächst noch eine  
 Art "Nachexpansion" des Strahles statt, nach hinten hin macht sich der Vorstau  
 des Diffusors in einem Druckanstieg bemerkbar. Dargestellt sind in Abb. 2.17 die  
 Meßwerte in der Höhe  $h = 1/m$  bei  $y = 0$ .

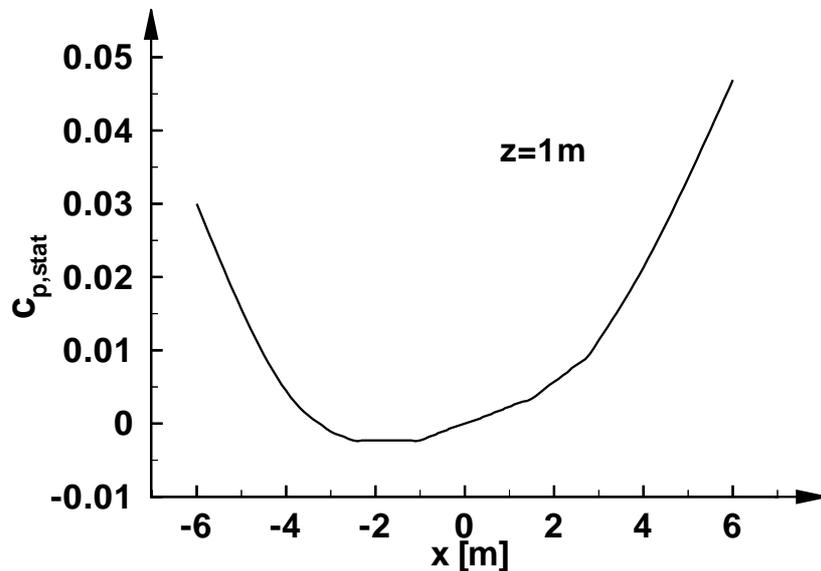


Abb. 2.17: Verlauf des Druckbeiwertes  $c_{p,stat}$  im Windkanal Untertürkheim

## 2.15 Großwindkanal Audi

Das Windkanalzentrum der AUDI AG besteht seit 1999 und umfaßt einen Aeroakustik-Windkanal und einen Thermo-Blaskanal. Bei der Auslegung des Aeroakustik-Windkanals wurde großen Wert auf eine möglichst geringe Schallabstrahlung im Betrieb gelegt, um so aerodynamische wie aeroakustische Formoptimierungen in einem Prüfstand zu ermöglichen. Aus den aeroakustischen und aerodynamischen Anforderungen ergab sich ein besonderes Design des Windkanals mit einer vergleichsweise kleinen Düse, einer langen Meßstrecke und einem ungewöhnlich weit dimensionierten, verfahrbaren Auffangtrichter [45]. Die wichtigsten Abmessungen sind in Tabelle 4 wiedergegeben.

Meßstreckenlänge [ $m$ ]	9-10
Düsenquerschnittsfläche [ $m^2$ ]	11
Kollektorquerschnittsfläche [ $m^2$ ]	ca. 36,2
Düsenversperrung (Pkw)	17,4 %
Kanalformfaktor $\tau$	-0,27
max. Windgeschwindigkeit [ $km/h$ ]	300

Tabelle 4: Wichtige Kenngrößen des Aeroakustik-Windkanals der AUDI AG

### 2.15.1 Laufband

Das Laufband zur Simulation der Bodeneffekte hat eine Länge von 5,5  $m$  und eine Breite von 1  $m$ , verläuft also zwischen den Rädern der zu messenden Fahrzeuge. Stromauf vor dem Laufband und am Düsenaustritt ist ein Absaugsystem mit getrennt regelbaren Kammern installiert, um die Dicke der Bodengrenzschicht zu reduzieren. Abb. 2.18 zeigt den Aufbau des Laufbandsystems.

Der Antrieb der Räder erfolgt über vier sog. "Minilaufbänder". Die Radlast wird dabei von einer zentralen Rolle aufgenommen, durch das Minilaufband ist der Rad-aufstandsbereich jedoch mit dem Boden eben. So kann eine Unterströmung des Rades verhindert werden und in einem lokalen Bereich um das Rad wird eine bewegte Fahrbahn simuliert. Die Abmessungen des offenen Teils der Minilaufbänder beträgt  $L \times B = 340 \times 280 \text{ mm}$ . Da diese Fläche Teil des gewogenen Systems ist, werden die sich darauf absetzende Drücke als Auftriebskräfte mitgemessen. Durch die zentrale Rolle ist die Reifenaufstandsfläche ("Latsch") gegenüber der Aufstandsfläche bei ebenem Boden etwas verringert. Für den Meßaufbau mit dem Mercedes CLK deckte der Latsch etwa 14% der Laufbandfläche ab.

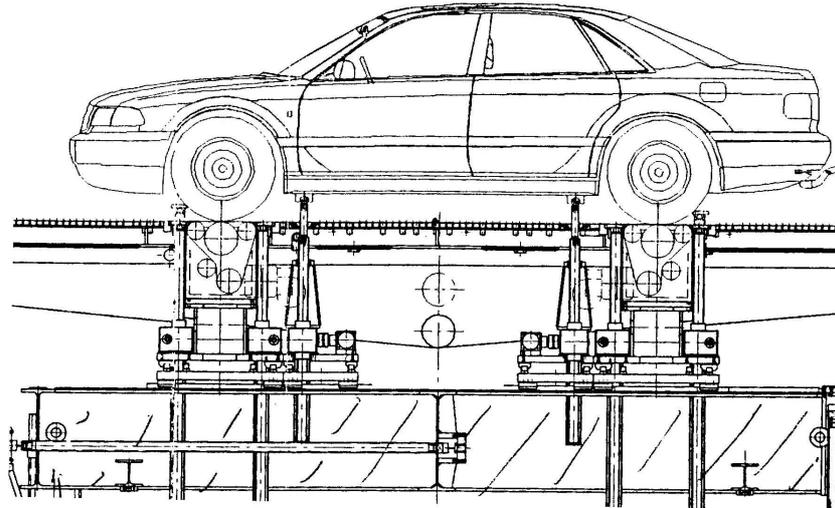


Abb. 2.18: Laufbandsystem des Aeroakustik-Windkanals der AUDI AG

### 2.15.2 Druckgradient

In Abb. 2.19 ist der Verlauf des statischen Druckes längs der Meßstrecke bei  $y = 0$  in der Höhe  $z = 0,6 \text{ m}$  dargestellt. Ohne GSVA ist in weiten Bereichen ein sehr flacher Verlauf festzustellen, der nach hinten jedoch aufgrund der Größe des Kollektors ungewöhnlich steil ansteigt.

## 2.16 Das Mercedes CLK-Modell im Maßstab M1:4

In der aerodynamischen Entwicklung eines neuen Fahrzeugtyps stellt sich immer wieder die Frage nach der Aussagesicherheit, die durch Windkanalmessungen an verkleinerten Fahrzeugmodellen gewonnen werden.

Um die dabei aufgeworfenen Probleme der Modellversuchstechnik und der Übertragbarkeit auf reale Maßstäbe untersuchen zu können, wurde ein verkleinertes Modell des Mercedes CLK im Maßstab M1:4 aufgebaut. Aufgrund seines hohen Detaillierungsgrades ermöglicht es in geometrischer Hinsicht einen direkten Vergleich mit dem realen Fahrzeug. Die Untersuchungen wurden trotz des hohen Aufwands bewußt an einer sehr fahrzeugnahen Geometrie und nicht an einer vereinfachten Grundkörperform durchgeführt, um möglichst realistische, d. h. fahrzeugnahe Strömungsphänomene untersuchen zu können. Im einzelnen wurden die folgenden Teilaspekte untersucht:

- Einfluß von Raddrehung und Laufband
- Notwendiger Detaillierungsgrad am Modell

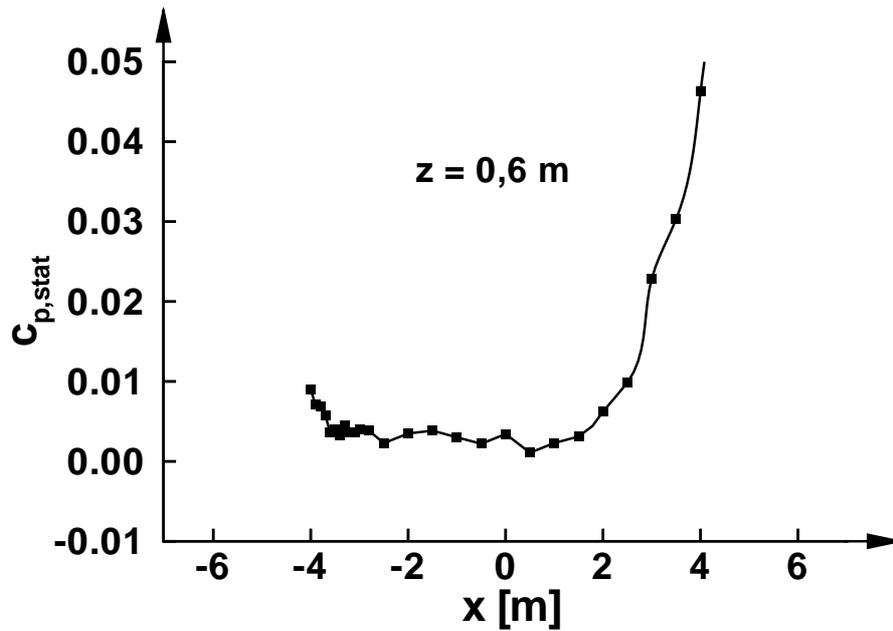


Abb. 2.19: Verlauf des Druckbeiwertes  $c_{p,stat}$  im Windkanal der AUDI AG

### 2.16.1 Detaillierungsgrad des CLK-Modells

Der große Fertigungsaufwand, der zur Herstellung eines sehr detaillierten Windkanalmodells notwendig ist, kann aus Zeit- und Kostengründen nicht für jeden neu zu entwickelnden Fahrzeugtyp geleistet werden. Daher ist es wichtig, den notwendigen Detaillierungsgrad eines Modells zu kennen, der es ermöglicht, alle wesentlichen Strömungsphänomene des realen Fahrzeugs bereits im Modellversuch untersuchen zu können.

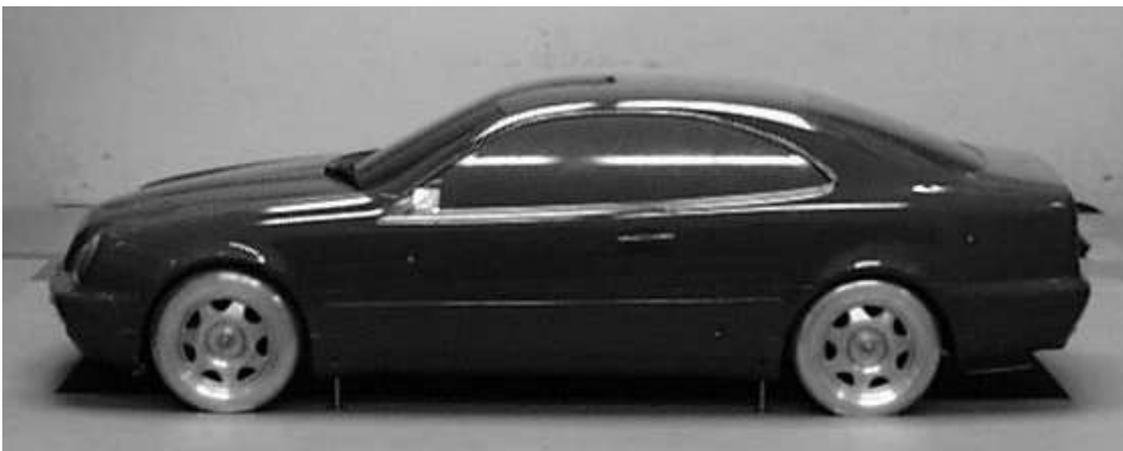


Abb. 2.20: Detailliertes M1:4-Modell des Mercedes CLK

Aufgrund seiner hohen Ausgangsdetaillierung ermöglicht das CLK-Modell, durch einfache Rückbaumaßnahmen den Detaillierungsgrad zu verringern und dadurch das in diesem geometrischen Detail enthaltenen aerodynamischen "Potential" zu quantifizieren. Diese Umbaumaßnahmen wurden zum Teil auch am realen Fahrzeug untersucht, um auf die Übertragbarkeit der Maßnahmen schließen zu können. Am Modell wurde auch ein detaillierter Motorraum nachgebildet, so daß auch in M1:4 Messungen mit "Kühlluft" durchgeführt werden konnten.

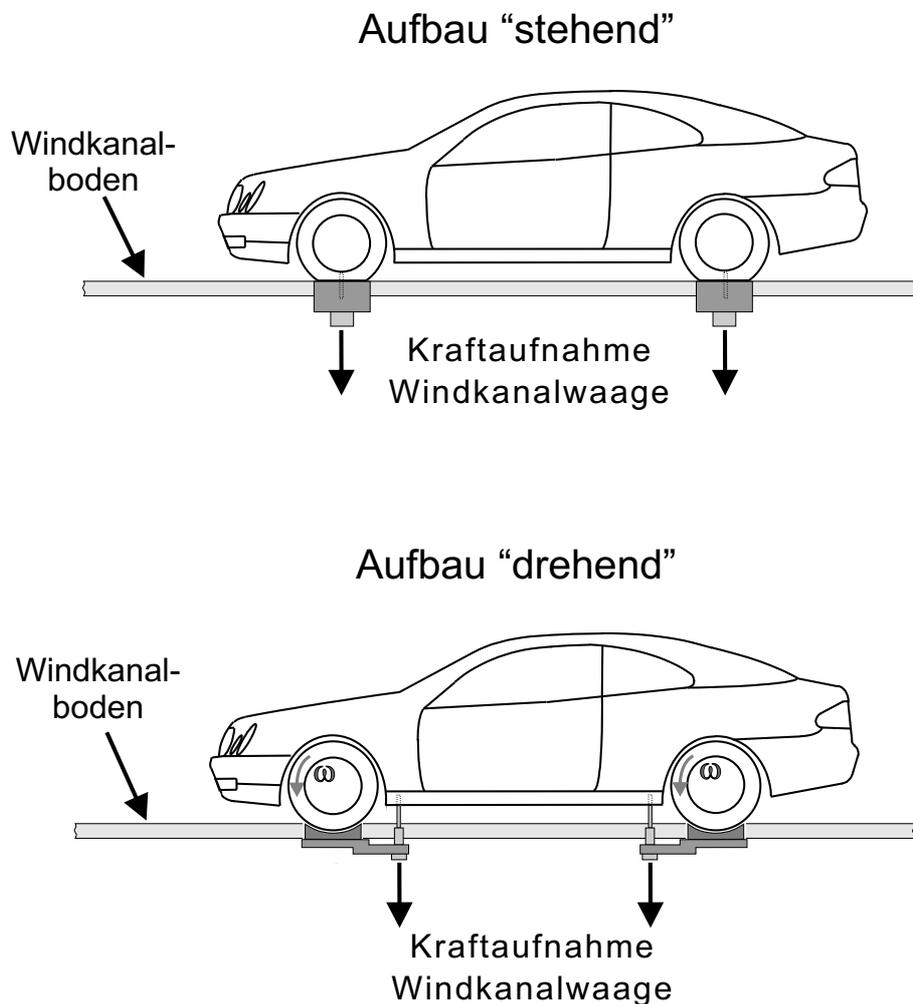


**Abb. 2.21:** Detaillierter Unterboden des M1:4-Modells

### 2.16.2 Simulation der Raddrehung im Modellmaßstab

Für die Untersuchung des Einflusses der Raddrehung im Modellmaßstab standen in diese Arbeit die Modellwindkanäle FKFS und Sindelfingen zur Verfügung. Der Laufbandeinfluß konnte einzig im FKFS-Modellwindkanal an einem M1:5-Experimentallaufband untersucht werden. Wie bereits in Kapitel 2.13 beschrieben, handelt es sich dabei um ein schmales Laufband, das zwischen den Rädern verläuft und daher nicht zum Antrieb der Räder benutzt werden kann. Der Radantrieb wurde deshalb in das Windkanalmodell integriert. In dem CLK-Modell ist ein Gleichstromelektromotor mit 800 W Nennleistung zentral zwischen Vorder- und Hinterachse angeordnet. Die Übertragung der Antriebsleistung erfolgte über zwei Keilrippenriemen. Das Modell ruhte auf vier zylindrischen Stiften mit 6 mm Durchmesser, wobei zwei dieser Stifte gleichzeitig zur Stromversorgung genutzt wurden. Mit dieser Anordnung konnten Raddrehgeschwindigkeiten bis zu 220 km/h erzielt werden, was einer Drehzahl von  $n = 7400 \text{ 1/min}$  an den Rädern entspricht. Die Radkontaktzone am Boden muß in diesem Aufbau modelliert werden, da die Räder starr sind und den Boden nicht berühren dürfen. Hier wurde dieses Problem

so gelöst, daß die Räder entsprechend ihrer theoretischen Abplattung ("Latsch") in vorgeformte Wannen in den Boden eintauchen, wobei ein gewisser Minimalspalt zwischen Boden und Rad in Kauf genommen werden mußte. Abb. 2.22 zeigt unten den Aufbau "drehend" mit den beschriebenen Wannen. Diese sind fest mit der Windkanalwaage verbunden, so daß Kräfte, die im Spalt zwischen Rad und Wanne entstehen, zu inneren Kräften werden. Im oberen Bild ist der Aufbau für stehende Räder zu sehen. Bei ihm ruht das gesamte Modellgewicht ohne zusätzliche Stifte auf den Rädern. Um den Reifenlatsch in diesem Aufbau darzustellen, sind die Räder entsprechend unten plan abgefräst und fest mit den Stempeln der Waagenaufnahmen verbunden. Der Durchmesser dieser zylindrischen Stempel ist etwas größer als die Latschfläche und hat mit  $d = 50 \text{ mm}$  die auf M1:4 skalierten Abmessungen der Waagenaufnahmestempel des Großwindkanals Untertürkheim.



**Abb. 2.22:** Versuchsaufbau im Modellmaßstab für stehende und drehende Räder

### 3 Windkanaleinflüsse und deren Korrektur

Die Übertragbarkeit von Luftkraftmessungen unterschiedlicher Maßstäbe und Windkanäle hängt von verschiedenen Faktoren ab. Neben der geometrischen Ähnlichkeit von Modell und Fahrzeug sowie der Reynoldszahl, bei der die jeweiligen Messungen durchgeführt wurden, sind es vor allem die Windkanaleinflüsse, die den Grad der Übertragbarkeit bestimmen.

Diese Windkanaleinflüsse können unterschiedliche Ursachen haben. In jedem Fahrzeugwindkanal, in dem die Straße durch einen ruhenden Boden dargestellt wird, entsteht eine Bodengrenzschicht, deren Dicke variieren und auf verschiedene Modellgrößen anders wirken kann. Wie später noch gezeigt werden wird, hat auch der Verlauf des statischen Druckes in der Meßstrecke einen entscheidenden Einfluß auf die ermittelten Kräfte am Meßobjekt. Die begrenzten Abmessungen von Düse, Freistrahls und Kollektor beeinflussen das Strömungsfeld um ein Meßobjekt im Windkanal, so daß sich dieses von dem Strömungsfeld der "unendlichen Anströmung", wie es bei der Straßenfahrt auftreten würde, unterscheidet. Diese Einflüsse werden Blockierungseffekte genannt. Weitere windkanalspezifischen Einflußfaktoren sind z. B. die Größe des Plenums, d.h. die Größe des Raumes, der die Freistrahlsmeßstrecke umgibt, oder die Art der Staudruckbestimmung (vgl. Kapitel 2.10).

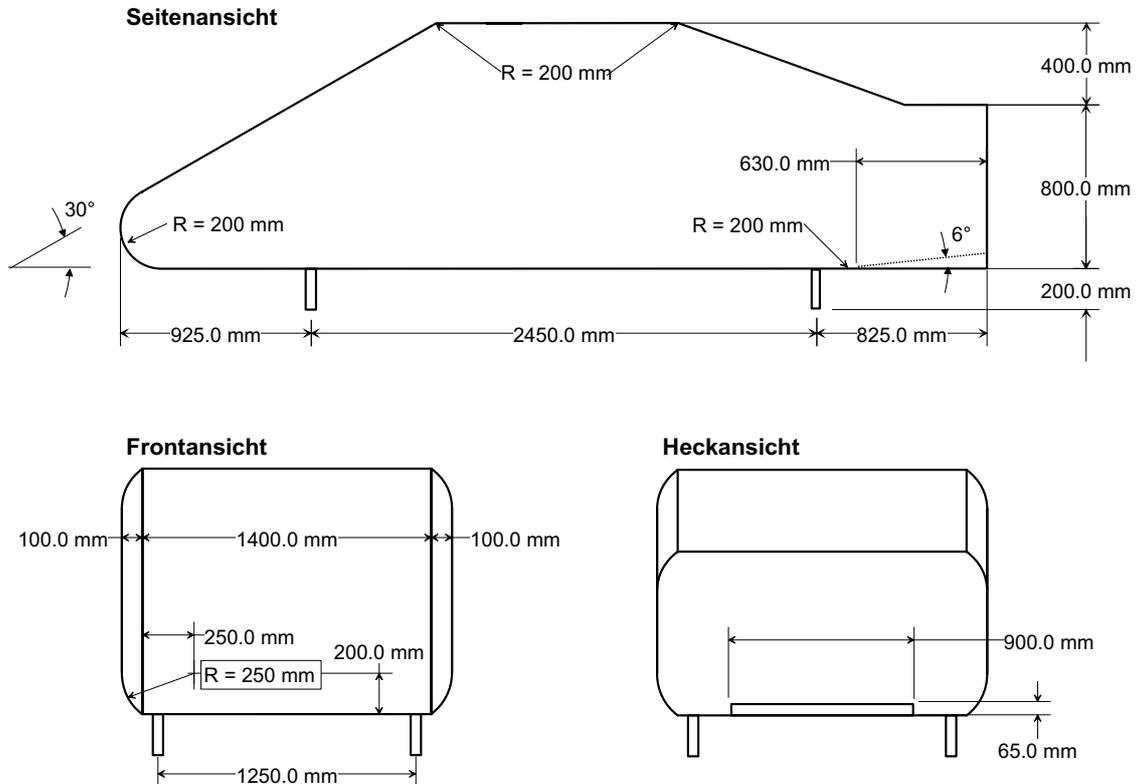
Die beschriebenen Windkanaleinflüsse können die ermittelten Kraftbeiwerte in einer Größenordnung beeinflussen, die nicht mehr vernachlässigbar ist, wie die folgenden Messungen zeigen.

#### 3.1 Vergleichende Kraftmessungen an SAE-Körpern

Um die Windkanaleffekte der beiden Kanäle in Sindelfingen und Untertürkheim quantifizieren zu können, wurden in [21] vergleichende Druck- und Kraftmessungen an einfachen SAE-Grundkörpern (SAE: Society of Automotive Engineering) durchgeführt.

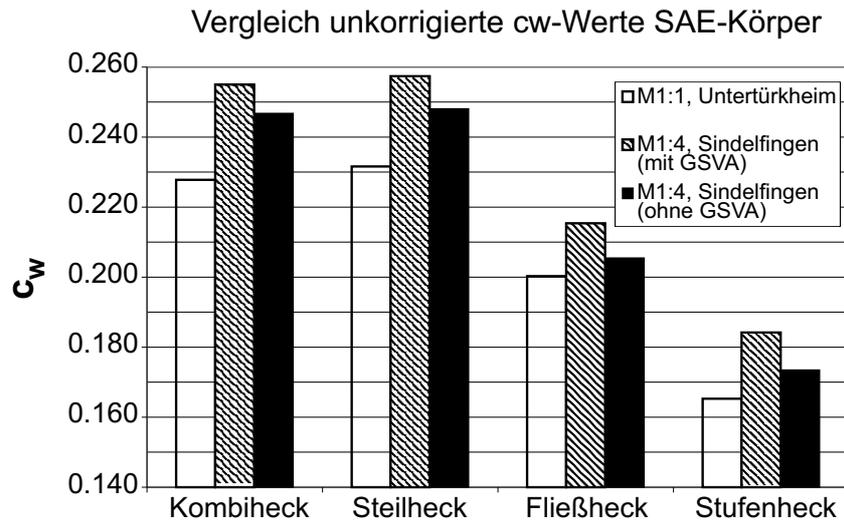
Bei dem SAE-Körper handelt es sich um ein einfaches fahrzeugähnliches Vergleichsmodell, das es ermöglicht, reproduzierbar strömungsmechanische Effekte in unterschiedlichen Windkanälen zu untersuchen. Idealerweise sollte dieses Modell keinen Einfluß der Reynoldszahl, des Turbulenzgrades und der Bodengrenzschichtdicke auf die gemessenen aerodynamischen Beiwerte aufweisen. Die Form des Modells ist so gewählt, daß das Produkt  $c_W \cdot A_x$  sowie die Bodenfreiheit in der Größenordnung von modernen Straßenfahrzeugen liegt. Durch unterschiedliche, austauschbare Heckaufsätze können verschiedene Heckformen und damit verbundene charakteristische Nachlaufstrukturen erzeugt werden. Um eine Empfindlichkeit gegenüber Grenzschichteinflüssen zu minimieren, stehen die Grundkörper statt auf Rädern auf dünnen, zylindrischen Stelzen. Der Unterboden ist glatt ausgeführt und hat im mittleren Bereich einen Heckdiffusor. Die Kanten des Modells sind so gestaltet, daß reynoldszahlbedingte Ablösungen möglichst vermieden werden. Abb. 3.23 zeigt die Abmessungen des SAE-Referenzmodells im Maßstab M1:1 mit Stufenheck.

Die einfache Form der beschriebenen SAE-Grundkörper ermöglicht, exakt skalierte Modelle verschiedener Maßstäbe mit begrenztem Aufwand zu fertigen und diese für Vergleichsmessungen mit anderen Maßstäben und in anderen Windkanälen heranzuziehen. Die Unsicherheit in der geometrischen Übertragbarkeit verschiedener Modellgrößen kann somit ausgeschlossen werden.



**Abb. 3.23:** SAE-Referenzmodell "Stufenheck": Hauptabmessungen in M1:1

Abb. 3.24 zeigt die gemessenen  $c_W$ -Rohwerte" aus dem Modellwindkanal Sindelfingen (M1:4) und Großwindkanal Untertürkheim (M1:1) in Abhängigkeit von der Heckform der SAE-Körper. Im Modellmaßstab wurde mit und ohne Grenzschichtvorabsaugung (GSVA) gearbeitet. Die Meßwerte in M1:4 sind durchgängig größer als in M1:1, wobei mit GSVA die höchsten  $c_W$ -Werte gemessen wurden. Obwohl die SAE-Körper auf dünnen Stelzen stehen, zeigen sie einen deutlichen Einfluß der Absaugung. Dies ist zum großen Teil auf die Beeinflussung des statischen Druckes durch die GSVA zurückzuführen, wie später noch gezeigt werden wird. Die Unterschiede zwischen den einzelnen Maßstäben sind erheblich: über die verschiedenen Heckformen gemittelt beträgt die Differenz der  $c_W$ -Werte zwischen M1:4 (mit GSVA) und M1:1 22 Punkte, ohne GSVA 12 Punkte.



**Abb. 3.24:** Gemessene  $c_w$ -Werte der SAE-Körper in M1:4 und M1:1 nach [21]

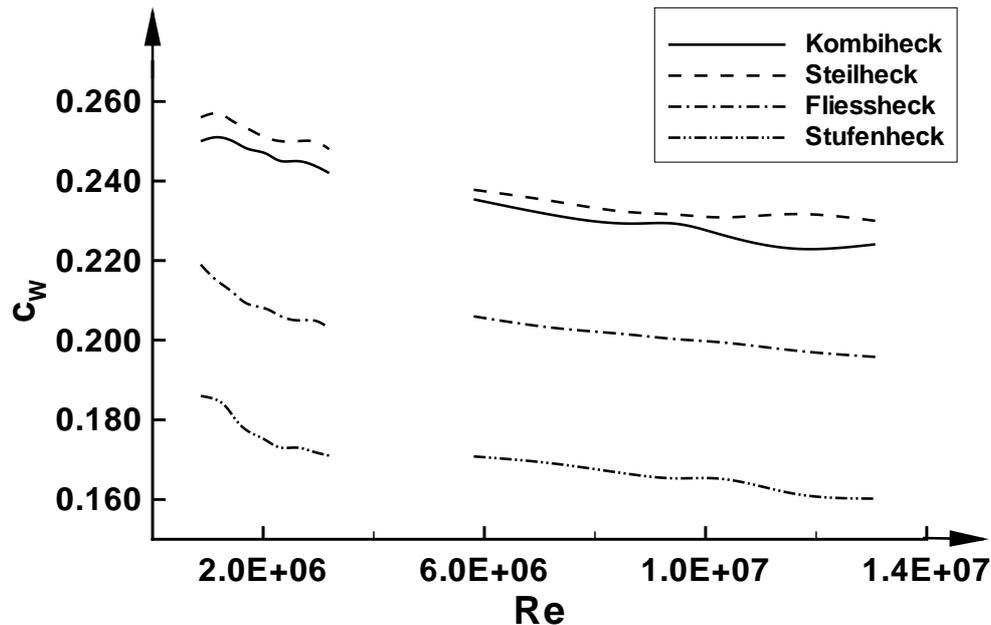
### 3.1.1 Reynoldszahlabhängigkeit der SAE-Körper

Abb. 3.25 zeigt die Abhängigkeit des  $c_w$ -Wertes von der Reynoldszahl für die verschiedenen Heckformen des SAE-Körpers nach [21]. Die linke Kurvengruppe zwischen  $8,7 \cdot 10^5 \leq Re \leq 3,2 \cdot 10^6$  stellt dabei die Meßergebnisse aus dem Modellwindkanal Sindelfingen dar, die Kurven rechts von  $5,8 \cdot 10^6 \leq Re \leq 1,3 \cdot 10^7$  stammen von den M1:1-Messungen im Windkanal Untertürkheim.

Die Reynoldszahl läßt sich bei gegebenen Maßstäben in beiden Windkanälen nur über die Änderung der Anströmgeschwindigkeit variieren. Doch auch bei maximaler Windgeschwindigkeit von  $220 \text{ km/h}$  kann im Modellwindkanal nicht die gleiche  $Re$ -Zahl erreicht werden, wie im Kanal Untertürkheim bei der kleinsten Meßgeschwindigkeit von  $80 \text{ km/h}$ . Daher ist bei allen Vergleichen von Messungen in M1:4 und M1:1 immer auch eine Reynoldszahldifferenz vorhanden. Eine genaue Korrektur des  $Re$ -Zahl-Einflusses ist aus den vorliegenden Messungen jedoch nicht möglich, da die Kurven aus beiden Kanälen nicht stetig ineinander übergehen. Offenbar spielen auch noch Windkanaleffekte eine Rolle, die weiter untersucht werden müssen [46].

## 3.2 Windkanalkorrektur nach Mercker-Wiedemann

Das Phänomen der Windkanaleinflüsse ist schon seit langem bekannt. Von Anfang an war man bemüht, die Windkanaleinflüsse physikalisch zu beschreiben und zu korrigieren [20]. Historisch bedingt waren dies zunächst Korrekturen, die sich auf Kanäle mit geschlossenen Kreisläufen konzentrierten, in denen Blockierungseffekte dominieren.



**Abb. 3.25:** Abhängigkeit des  $c_w$ -Wertes von der Reynoldszahl  $Re$  für SAE-Körper verschiedener Heckformen nach [21]

In [36] wurde von E. Mercker und J. Wiedemann ein Korrekturverfahren beschrieben, das neben der "klassischen" Versperrungskorrektur vier weitere Korrekturanteile erfaßt und auf Windkanäle mit offener Meßstrecke – wie die meisten Kraftfahrzeugwindkanäle – erweitert ist. All diesen Korrekturansätzen liegt die Annahme "kleiner Störungen" zugrunde, das heißt, daß von einer linearen Superpositionierbarkeit der einzelnen Effekte ausgegangen wird. Die Strömungsphänomene werden mit Hilfe potentialtheoretischer und empirischer Ansätze beschrieben. Ebenso wird auf eine genauere Beschreibung der Strömungsverhältnisse um das Fahrzeug zugunsten einer "Fernfeld-Betrachtungsweise" verzichtet. Im einzelnen werden folgende Korrekturanteile berücksichtigt:

- Korrektur der Düsenversperrung
- Korrektur der Kollektorversperrung
- Korrektur der Strahlblockierung
- Korrektur des Volumenstroms
- Korrektur von Gradienteneinflüssen des statischen Druckes

Zusätzlich kann noch eine Korrektur des Grenzschichtinflusses vorgenommen werden, die auf empirischen Ansätzen beruht.

Die Blockierungseinflüsse haben den Effekt, daß sie die Strömungsgeschwindigkeit bzw. den Staudruck am Ort des Meßobjektes und damit die Luftkräfte beeinflussen, ohne daß die Staudruckanzeige des Windkanals diese Änderung erfassen kann. Diese werden mit Hilfe der Störgeschwindigkeitsfaktoren  $\epsilon_i$  beschrieben. Aus der Summe der Blockierungseinflüsse  $\epsilon_i$  und dem gemessenen Staudruck  $q_{mess}$  bestimmt sich der korrigierte Staudruck  $q_{korr}$  zu:

$$\frac{q_{korr}}{q_{mess}} = (1 - \epsilon_{QN} + \epsilon_{QP} + \epsilon_S + \epsilon_C + \epsilon_N)^2 \quad (45)$$

Die einzelnen Störeinflüsse sind nachfolgend aufgelistet

### Strahlblockierung

$$\epsilon_S = \tau \cdot \left( \frac{V_M}{L_M} \right)^{\frac{2}{3}} \cdot \frac{A_x}{A^{*\frac{3}{2}}} \quad (46)$$

$$A^* = \frac{A_N}{1 + \epsilon_{QN}} \quad (47)$$

$\epsilon_{QN}$  siehe unten

### Düsenblockierung

$$\epsilon_N = \frac{\epsilon_{QN} \cdot R_N^3}{(x_M^2 + R_N^2)^{\frac{3}{2}}} \quad (48)$$

$$\epsilon_{QN} = \frac{A_x}{2A_N} \cdot \left( 1 - \frac{x_S}{(x_S^2 + R_N^2)^{\frac{1}{2}}} \right) \quad (49)$$

$$\epsilon_{QP} = \frac{A_x}{2\pi} \cdot \frac{x_S}{(x_S^2 + R_N^2)^{\frac{3}{2}}} \quad (50)$$

$$R_N = \sqrt{\frac{2A_N}{\pi}} \quad (51)$$

$$x_S = x_M - \frac{L_M}{2} + \sqrt{\frac{A_x}{2\pi}} \quad (52)$$

**Kollektorblockierung**

$$\epsilon_C = \frac{\epsilon_W \cdot R_C^3}{((L_{TS} - x_M)^2 + R_C^2)^{\frac{3}{2}}} \quad (53)$$

$$\epsilon_W = \frac{A_x}{A_C} \cdot \left( \frac{c_W}{4} + 0,41 \right) \quad (54)$$

$$R_C = \sqrt{\frac{2A_C}{\pi}} \quad (55)$$

**Druckgradient** Besteht in der leeren Meßstrecke auch ein Gradient des statischen Druckes, so kann dessen Kraftwirkung näherungsweise nach folgender Korrekturformel erfaßt werden:

$$\Delta c_{W,grad} = \frac{1,75}{A_x} \cdot \frac{V_M}{2} \cdot \left[ \left( \frac{dc_p}{dx} \right)_N + \left( \frac{dc_p}{dx} \right)_C \right] \quad (56)$$

Somit erhält man für den korrigierten Widerstandsbeiwert  $c_{W,korr}$ :

$$c_{W,korr} = \frac{c_{W,mess} + \Delta c_{W,grad}}{\frac{q_{korr}}{q_{mess}}} \quad (57)$$

wobei:

- $A_x$  : Stirnfläche des Modells
- $V_M$  : Volumen des Modells
- $L_M$  : Länge des Modells
- $\tau$  : Kanalformfaktor
- $A_N$  : Düsenquerschnittsfläche
- $A_C$  : Kollektorquerschnittsfläche
- $L_{TS}$  : Länge der Meßstrecke
- $x_M$  : Abstand Düsenaustritt-Modellmitte
- $\left( \frac{dc_p}{dx} \right)_N$  : mittlerer Druckgradient Düse-Modellmitte
- $\left( \frac{dc_p}{dx} \right)_C$  : mittlerer Druckgradient Modellmitte-Kollektor

### 3.3 Anwendung der Korrektur auf Messungen an SAE-Körpern

Die oben beschriebenen Vergleichsmessungen an SAE-Körpern wurden in [21] dazu benutzt, das Korrekturverfahren nach Mercker-Wiedemann zu verifizieren, d.h. die Leistungsfähigkeit und den Vertrauensbereich der Korrektur näher zu untersuchen.

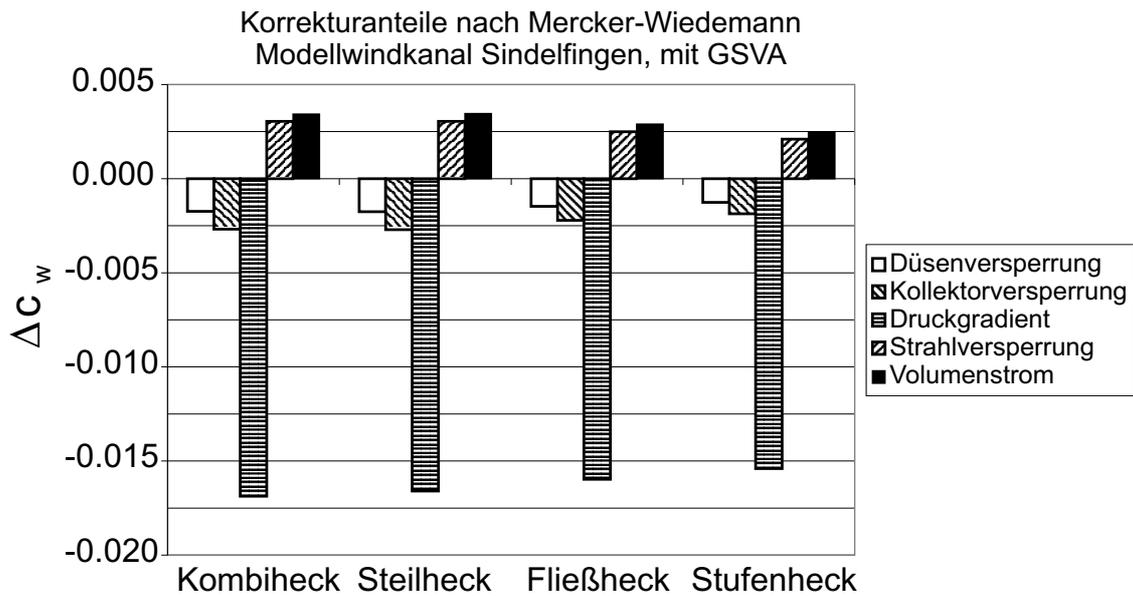
In Abb. 3.26 bis Abb. 3.28 sind die einzelnen Korrekturanteile des Verfahrens für die beiden Windkanäle dargestellt. In beiden Kanälen ist der Anteil zur Korrektur des Druckgradienten nach Gln. 56 am größten, diese haben jedoch unterschiedliche Vorzeichen. Dies wird verständlich, wenn man die Druckverläufe in beiden Windkanälen betrachtet. Im Modellwindkanal Sindelfingen fällt der Druck in Richtung Kollektor ab, was einen negativen Gradienten  $dc_p/dx$  zur Folge hat, vgl. Abb. 2.13. Mit Vorabsaugung steigt die Druck in Düsennähe durch die Senkenwirkung der GSVA deutlich an, wodurch der Gradient einen noch größeren negativen Wert annimmt. Der Windkanal Untertürkheim weist dagegen einen wannenförmigen Verlauf des statischen Druckes auf, vgl. Abb. 2.17. Im Bereich des Meßobjektes herrscht bereits ein positiver Druckgradient vor, der Druck "schiebt" gleichsam das Modell entgegen der Strömungsrichtung, wodurch sich der gemessene Widerstand verringert. Die übrigen Korrekturanteile haben zum Teil unterschiedliche Vorzeichen, wodurch sich einzelne Einflüsse gegenseitig aufheben können. Ebenso sind sie wesentlich kleiner als die der Druckgradienten. Eine Korrektur des Grenzschichteneinflusses nach [36], die auf rein empirischen Ansätzen beruht, wurde nicht angewendet.

In Abb. 3.29 sind schließlich die korrigierten Messungen der SAE-Körper dargestellt. Der Korrektur gelingt es, die Streubreite zwischen den einzelnen Messungen deutlich zu verringern. Die mittlere Differenz zwischen M1:4 (mit GSVA) und M1:1 beträgt 9 Punkte, wobei nun die Meßwerte im Modellmaßstab zumeist geringer sind als in M1:1. Die Differenz in M1:4 zwischen ein- und ausgeschalteter GSVA beträgt im Mittel 3 Punkte.

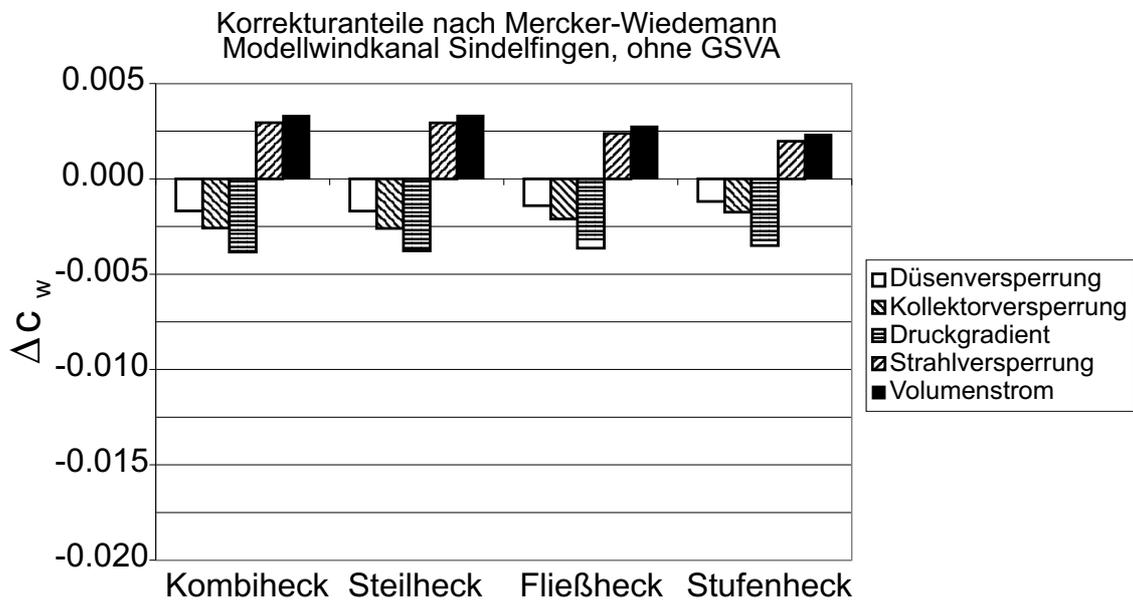
Zwar kann die Korrektur die Streubreite der  $c_W$ -Werte verringern, eine Angleichung aller Meßwerte einer Heckform auf ein Niveau wird aber nicht erreicht. Bedingt durch die Höhe des Korrekturanteils und die stark vereinfachte Beschreibung des Druckverlaufes stellt in diesem Falle die Druckgradientenkorrektur wahrscheinlich den größten Unsicherheitsfaktor dar. Zudem darf nicht vergessen werden, daß die Messungen in M1:4 und M1:1 bei unterschiedlichen  $Re$ -Zahlen durchgeführt wurden.

### 3.4 Modifikation der Druckgradientenkorrektur

In der Korrektur des Druckgradienteneinflusses nach [36] wird der tatsächliche Druckverlauf durch zwei mittlere Gradienten – von der Modellvorderkante zur Mitte und von der Mitte zur Hinterkante des Modells – angenähert (vgl. Gln. 56).



**Abb. 3.26:** Korrekturanteile SAE-Körper nach [36], Windkanal Sindelfingen, mit GSVA



**Abb. 3.27:** Korrekturanteile SAE-Körper nach [36], Windkanal Sindelfingen, ohne GSVA

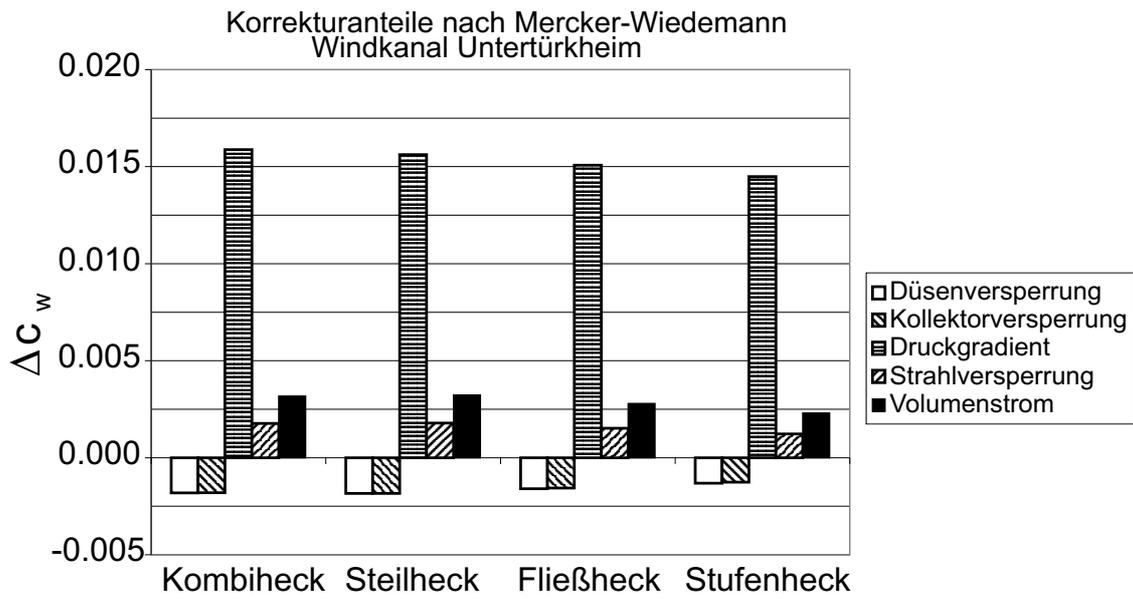


Abb. 3.28: Korrekturanteile SAE-Körper nach [36], Windkanal Untertürkheim

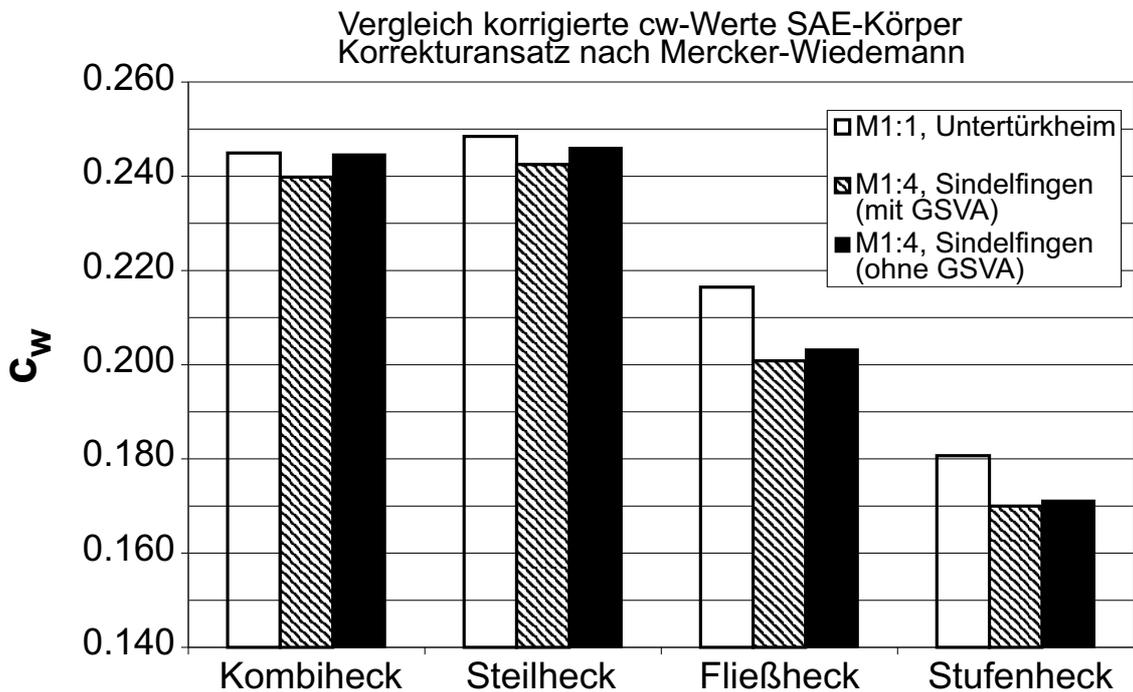


Abb. 3.29: Korrigierte  $c_w$ -Werte der SAE-Referenzmodelle in M1:4 und M1:1

Bei den tatsächlichen Druckverläufen (vgl. Abb. **2.13**) kann dies jedoch Schwierigkeiten bereiten, da der Verlauf keineswegs linear ist. Insbesondere bei aktiver Grenzschichtvorabsaugung ist der Druckgradient auch stark von der Höhe abhängig, was die Bestimmung eines "mittleren" Druckgradienten weiter erschwert. Auch mußte in Gln. 56 der empirische Faktor 1,75 für ein "effektives" oder "virtuelles" Volumen eingeführt werden.

Man kann sich die Kraft, die aufgrund eines horizontalen Druckgradienten auf einen Körper wirkt, als "horizontalen Auftrieb" vorstellen, da vergleichbare Mechanismen wirken wie z. B. bei einem im Wasserglas schwimmenden Korken. Es wurde jedoch bereits in [19] gezeigt, daß die Druckgradientenkraft auf einen Körper in einem Strömungsfeld, das einen solchen Gradienten aufweist, um einen bestimmten Faktor höher ist, als der entsprechende Auftrieb im statischen Fall ("Wasserglas"). Dieser Faktor wird durch das "virtuelle Volumen" bzw. die "virtuelle Masse" beschrieben und wird auch "Glauert-Faktor"  $G$  genannt. Mit potentialtheoretischen Ansätzen konnte der Glauert-Faktor  $G$  einer (dreidimensionalen) Kugel in einer divergierenden Strömung bestimmt werden zu  $G = 1,5$ . Für Kraftfahrzeugformen wurde in [36] ein Glauert-Faktor von  $G = 1,75$  angenommen (siehe oben).

Die meisten Fahrzeuggrundformen können als "aerodynamisch stumpfe Körper" angesehen werden, d. h. sie weisen ein deutlich ausgeprägtes Nachlaufgebiet auf. Messungen haben gezeigt, daß ein Körper auch dann eine Gradientenkraft erfährt, wenn dieser Gradient erst weit hinter dem Modell entsteht. Es besteht also eine Rückwirkung des (beeinflussten) Nachlaufs auf den Körper. Die Gradientenkorrektur nach Mercker-Wiedemann kann diesen Effekt nicht erfassen. In [49] wird ein modifizierter Korrekturansatz zur Erfassung der Druckgradientenwirkung beschrieben. Darin wird zusätzlich zu dem eigentlichen Körper ein geometrischer Ersatzkörper modelliert, der die Wirkung des Nachlaufgebietes unter Einfluß eines Druckgradienten beschreiben soll (vgl. Abb. **3.30**). Darin wird die Annahme getroffen, daß das Rückströmgebiet durch den Druckgradienten leicht verformt wird. Entsprechend ändert sich der Druck innerhalb des Rückströmgebietes. Diese Druckänderung wird wiederum auf das Modell übertragen und macht sich in einem geänderten Heckdruck und damit einem anderen Widerstand bemerkbar. Das Ergebnis ist eine Widerstandsbeeinflussung der selben Größe, wie sie sich aus der Aufintegration der Gradientenkraft über den Nachlaufkörper ergibt.

Nach [49] ist die exakte Form des Nachlaufkörpers von untergeordneter Wichtigkeit. Zwischen der "Stirnfläche" des Ablösegebietes am Heck  $A_{NK}$  und der Länge  $l_{NK}$  des Nachlaufkörpers besteht folgender Zusammenhang:

$$l_{NK} = k_{NK} \cdot \sqrt{A_{NK}} \quad (58)$$

Darin ist  $k_{NK}$  ein empirischer Faktor, der es ermöglicht, die Ausdehnung des Nachlaufkörpers an die jeweiligen Versuchsbedingungen anzupassen. Er nimmt typischerweise Werte zwischen 2,  $0 \leq k_{NK} \leq 4$ , an.

Das Volumen  $V_{NK}$  des Nachlaufkörpers wird dabei wie folgt berechnet:

$$V_{NK} = \frac{1}{2} \cdot l_{NK} \cdot A_{NK} = \frac{1}{2} \cdot k_{NK} \cdot A_{NK}^{\frac{3}{2}} \quad (59)$$

Damit berechnet sich die Wirkung des Druckgradienten wie folgt:

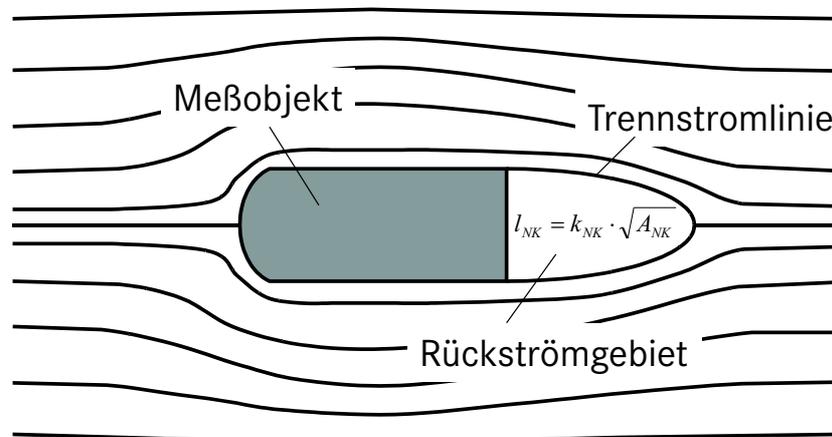
$$\Delta c_{W_{Grad}} = G \cdot \frac{V_M + V_{NK}}{A_M} \cdot \frac{dc_p}{dx} \quad (60)$$

Der Glauert-Faktor  $G$  wird aus folgender Näherungsformel bestimmt:

$$G = 1 + 0,4 \cdot \frac{t}{l_M} \quad (61)$$

Darin ist  $t/l_M$  der inverse Schlankheitsgrad des Modells mit  $t$  als äquivalentem Modelldurchmesser:

$$t = 2 \cdot \sqrt{A_M/\pi} \quad (62)$$



**Abb. 3.30:** Modellierung des Rückströmgebietes hinter stumpfem Körper [49]

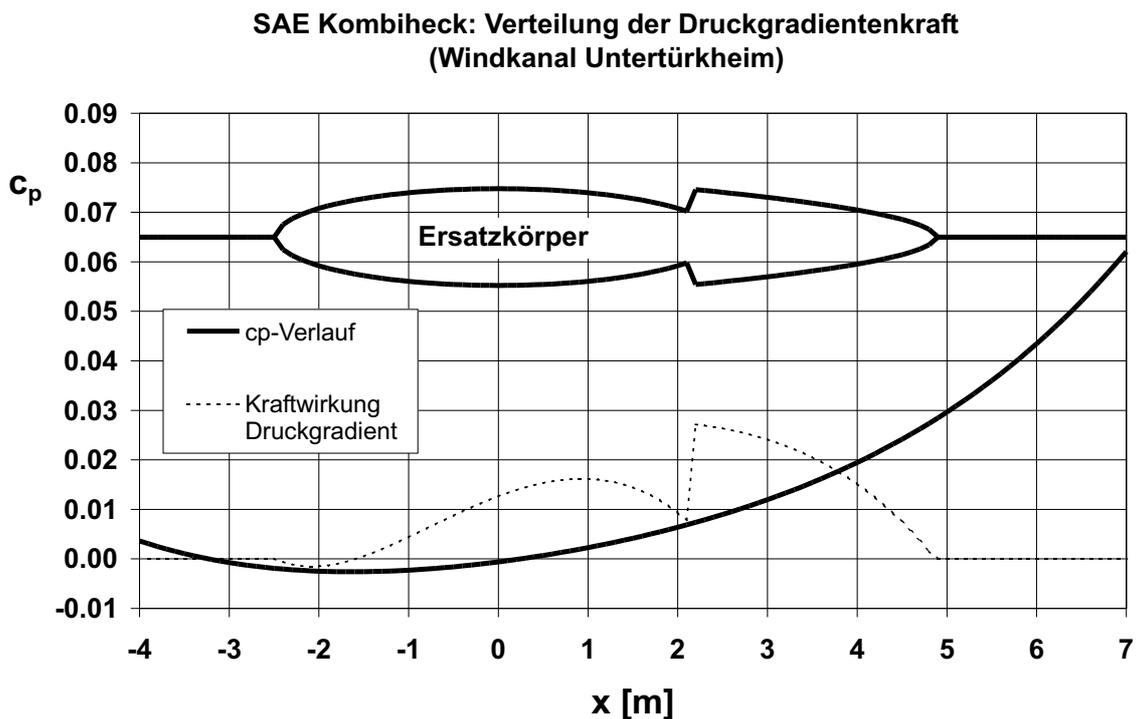
Der wesentliche Unterschied zu [36] ist also, daß ein wesentlich kleinerer Glauert-Faktor  $G$  angesetzt wird, das Modellvolumen  $V_M$  aber um das Volumen des Nachlaufkörpers  $V_{NK}$  erweitert wird.

Mit dem Korrekturansatz nach Gln. 60 wurden die Korrekturanteile für den Druckgradienten erneut bestimmt. Der kritische Punkt ist dabei die Wahl des Faktors

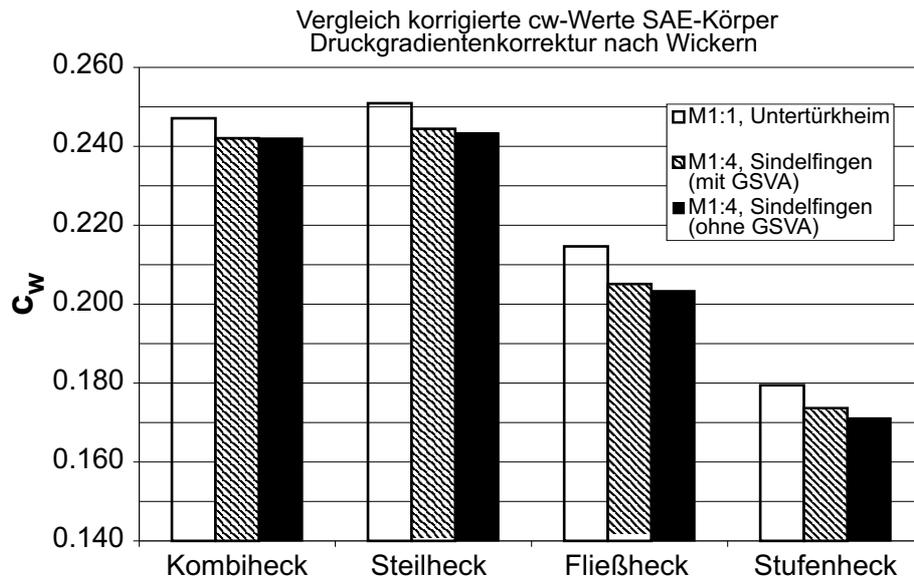
$k_{NK}$ , der hier zu  $k_{NK} = 2$  gesetzt wurde. Da die Druckverläufe in beiden Kanälen nicht linear sind, wurden die Kraftwirkungen über den entsprechenden Volumen aufintegriert. Hierbei ist es hilfreich, sowohl den Körper, als auch das Rückströmgebiet durch eine vereinfachte Geometrie zu ersetzen. Nach [49] kann das Fahrzeug durch ein Ellipsoid gleicher Stirnfläche und gleichen Volumens ersetzt werden, das Rückströmgebiet wird durch die Wurzelfunktion nach Gln. 58 beschrieben.

In Abb. 3.31 ist beispielhaft die Verteilung der Druckgradientenkraft für den Windkanal Untertürkheim dargestellt. Der Ersatzkörper im oberen Teil des Diagramms beschreibt die Volumenverteilung des SAE-Kombihecks. Es wird deutlich, daß der Nachlaufkörper einen nicht zu vernachlässigenden Anteil an der Gesamtkraft hat, der bei der einfachen Beschreibung mit gemittelten Druckgradienten nach [36] nicht erfaßt werden kann.

Werden die Ausgangs-Meßwerte nach Abb. 3.24 mit diesen neuen Korrekturanteilen korrigiert, so gleichen sich die Widerstandsbeiwert der drei Meßreihen weiter an, wie Abb.3.32 verdeutlicht. Der Unterschied zwischen ein- und ausgeschalteter Vorabsaugung beträgt für die jeweiligen Heckvarianten in M1:4 im Mittel 1 Punkt. Auch der Unterschied zwischen M1:1 und M1:4 (mit GSVA) verringert sich im Durchschnitt auf 7 Punkte. Die bereits oben angesprochene, mögliche Reynoldszahlabhängigkeit bleibt jedoch bestehen.



**Abb. 3.31:** Verteilung der Druckgradientenkraft in Hauptströmungsrichtung am SAE-Kombiheck im Windkanal Untertürkheim nach [49]



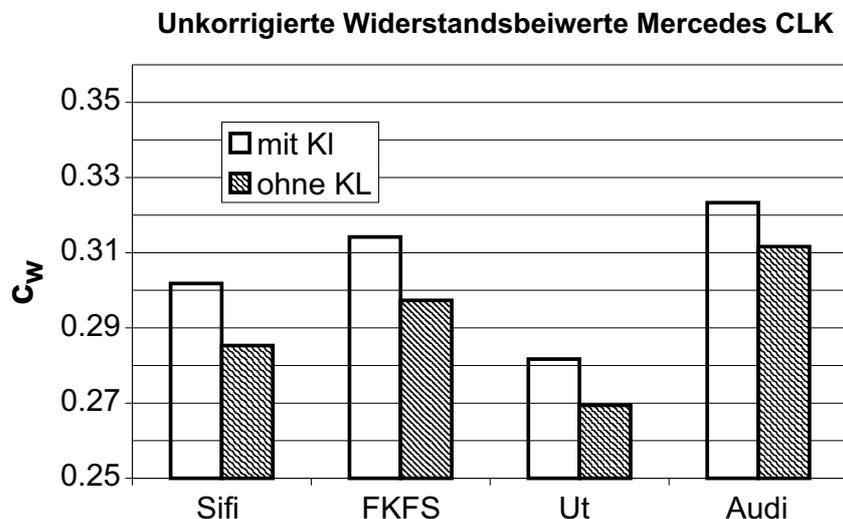
**Abb. 3.32:** Korrigierte  $c_w$ -Werte der SAE-Referenzmodelle in M1:4 und M1:1, Druckgradientenkorrektur nach [49]

### 3.5 Korrektur der CLK-Messungen

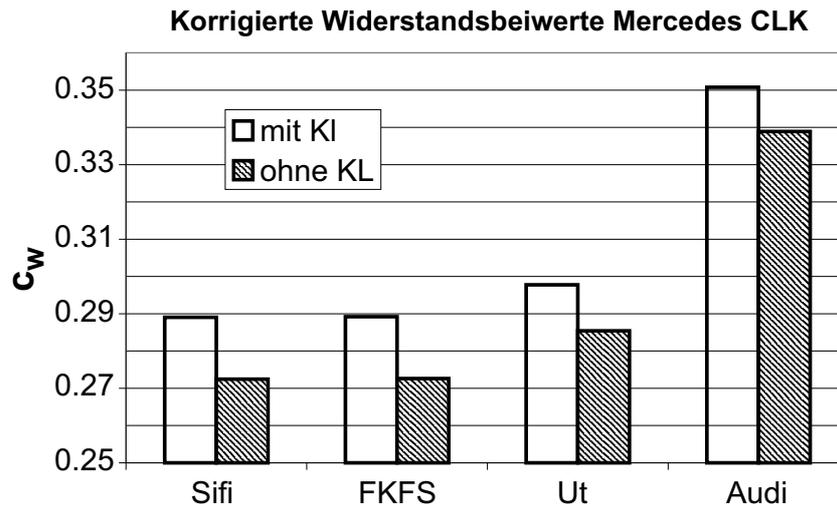
Nachdem in den vorangegangenen Kapiteln die Korrektur der Windkanaleinflüsse an den geometrisch sehr einfachen SAE-Grundkörpern diskutiert wurde, wird im folgenden das beschriebene Korrekturverfahren (Blockierungseinflüsse nach [36], Druckgradientenkorrektur nach [49]) auf die Messungen am Mercedes CLK angewendet. Es werden dabei die Messungen aus den Modellkanälen Sindelfingen ("Sif") und FKFS sowie aus den Großkanälen Untertürkheim ("Ut") und Audi untersucht. Berücksichtigt wurden zwei Fahrzeugvarianten mit Kühlluft ("mit KL") und ohne Kühlluft ("ohne KL"). Diese Messungen wurden alle in konventionellem Windkanalaufbau, also mit stehenden Rädern und ohne Laufband durchgeführt. In Abb. 3.33 sind die unkorrigierten Widerstandsbeiwerte für beide Aufbauvarianten dargestellt. Die höchsten Beiwerte werden danach in M1:1 im Audi-Windkanal gemessen. Hierbei war die Grenzschichtvorabsaugung aktiv. Die maximalen Abweichungen ergeben sich zwischen den Messungen der Kanäle Untertürkheim und Audi und betragen sowohl mit als auch ohne Kühlluft ca. 42 Punkte. Abb. 3.34 zeigt die Ergebnisse nach der Korrektur. Die Messungen im Modellmaßstab aus den Windkanälen Sindelfingen und FKFS gleichen sich nahezu perfekt an, die Messungen Untertürkheim weisen etwas höhere Beiwerte aus, insgesamt verringert sich die Streubreite dennoch deutlich. Die Messungen aus dem Audi-Windkanal weichen jedoch stark ab. Möglicherweise wird der Einfluß der Grenzschichtvorabsaugung von der Korrektur nicht richtig erfaßt, zumal in der Druckgradientenkorrektur mangels anderer Daten der Druckverlauf ohne Grenzschichtvorabsaugung herangezogen wurde. Vergleichsmessungen am Mercedes CLK mit und ohne Vorabsaugung

wurden nicht durchgeführt.

Abgesehen von den Audi-Messungen scheint die Korrektur der  $c_W$ -Werte sehr gut zu funktionieren. Die verbleibenden Abweichungen könnten verschiedene Ursachen haben. Zunächst ist zu erwarten, daß bei einem realen Fahrzeug mit Rädern der Einfluß der Grenzschicht ausgeprägter ist, was die Übertragbarkeit bei unterschiedlichen Grenzschichtdicken erschwert. Die Messungen in beiden Windkanälen der DaimlerChrysler AG sind nach der Plenummethode durchgeführt worden, wohingegen in den beiden anderen Kanälen die Staudruckbestimmung nach der Düsenmethode erfolgte. Damit ergeben sich je nach Methoden der Staudruckbestimmung unterschiedliche Volumenströme der Windkanalströmung. Die damit verbundenen Effekte sollen durch eine Volumenstromkorrektur erfaßt werden, wodurch die Komplexität des Korrekturansatzes erhöht wird. Wie der Vergleich der korrigierten Messungen Sindelfingen und FKFS zeigt, werden diese Effekte offenbar gut beschrieben. Die Ansätze zur Korrektur der Blockierungseffekte beruhen auf einer "Fernfeld-Betrachtungsweise", d. h. lokale Änderungen der Körperumströmung, wie sie z. B. mit Kühlluftströmung auftreten, können nicht erfaßt werden. Diese Effekte scheinen jedoch keine besondere Rolle zu spielen, wie der Vergleich der korrigierten Meßwerte mit und ohne Kühlluft zeigt. Bei der Modellierung des Rückströmgebietes hinter dem Fahrzeug zur Korrektur des Druckgradienteneinflusses nach [49] wurde für den Faktor  $k_{NK}$  der Wert 2,0 angenommen (vgl. Gl. 58). Wie sich ein dem Strömungsproblem schlecht angepaßter "Nachlaufkörper" auswirkt, muß in einer Parameterstudie noch gezeigt werden. Die Problematik der Reynoldszahlabhängigkeit bleibt auch bei den gezeigten Messungen am Mercedes CLK bestehen.



**Abb. 3.33:** Unkorrigierte  $c_W$ -Werte am Mercedes CLK, gemessen in unterschiedlichen Windkanälen



**Abb. 3.34:** Korrigierte  $c_w$ -Werte am Mercedes CLK, gemessen in unterschiedlichen Windkanälen, Druckgradientenkorrektur nach [49]

### 3.6 Zusammenfassung und Ausblick

Vergleichende Messungen an einfachen SAE-Grundkörpern und an einer realen Fahrzeuggeometrie, dem Mercedes CLK, in unterschiedlichen Windkanälen haben gezeigt, daß die Windkanaleinflüsse die Meßergebnisse in erheblichem Maße beeinflussen. Das Windkanalkorrekturverfahren nach Mercker-Wiedemann [36] konnte die Übertragbarkeit der Meßwerte verbessern. Hierbei zeigte sich, daß für die verwendeten Windkanäle der Korrekturanteil des Druckgradienten am größten ist, der vorgeschlagene Korrekturansatz birgt jedoch gewisse Unsicherheiten in der Beschreibung des tatsächlichen Druckverlaufes. Mit dem erweiterten Korrekturansatz nach Wickern [49] wird versucht, diese Schwierigkeit zu überwinden, was für die Meßwerte der Windkanäle Sindelfingen, FKFS und Untertürkheim gut gelingt. Die Meßwerte aus dem Audi-Windkanal weichen dagegen deutlich ab, so daß hier weitere Untersuchungen, insbesondere zum Verlauf des statischen Druckes bei eingeschalteter Grenzschichtvorabsaugung geboten sind.

Die Korrektur der Gradienteneinflüsse beziehen sich bislang nur auf horizontale Gradienten. Bei Messungen mit Grenzschichtvorabsaugung ist jedoch auch mit deutlichen Gradienten in vertikaler Richtung zu rechnen, wodurch die Auftriebsbeiwerte beeinflußt werden. Eine Erweiterung des Korrekturansatzes auf diese Fälle, insbesondere für komplexere Fahrzeuggeometrien ist daher wünschenswert.

## 4 Einfluß von Laufband und Raddrehung auf die Aerodynamik eines Pkw

### 4.1 Grundlagen und Literatur

Herkömmliche Windkanalversuche mit Straßenfahrzeugen über ruhendem Meßstreckenboden haben den prinzipiellen Nachteil, daß die Simulation einer Straßenfahrt nur näherungsweise gelingt, da hierbei die Bewegungen im Relativsystem Fahrzeug/Straße nicht richtig wiedergegeben werden können. Die Problematik einer sich auf dem stehenden Windkanalboden entwickelnden Grenzschicht und die aerodynamische Bedeutung der (drehenden) Räder wurde schon in der Frühphase der Automobil-Aerodynamik erkannt [48]. Durch die Vernachlässigung dieser unterschiedlichen Randbedingungen besteht die Gefahr, daß im Windkanal entwickelte Optimierungsmaßnahmen auf der Straße nicht oder anders wirken [29], [50]. Um dieses Problem zu lösen, wurde bereits von Gustave Eiffel vorgeschlagen, statt des stehenden Windkanalbodens ein Laufband einzusetzen, was jedoch an technischen Schwierigkeiten scheiterte. Die wahrscheinlich erste Veröffentlichung einer funktionsfähigen Laufbandanlage stammt aus dem Jahre 1934 [31]. Neben der Simulation der Straßenfahrt im Windkanal mittels eines Laufbandes wurden auch noch andere Techniken, wie tangenciales Ausblasen, Grenzschichtvorabsaugung [11], verteiltes Absaugen [17] oder Grenzschichtabspaltung [35] (engl. "Scoop") diskutiert. Weitere experimentelle Arbeiten dazu finden sich z. B. in [27, 7, 10, 8]. In der Mehrzahl der Veröffentlichungen zum Thema "verbesserte Bodensimulation" wird jedoch die Bodensimulation mittels eines Laufbandes und einer vorgeschalteten Grenzschichtvorabsaugung meist mit Raddrehung diskutiert, da so augenscheinlich eine höhere Simulationsgüte zu erwarten ist.

Unstrittig ist, daß die Art der Bodensimulation im Windkanal einen Einfluß auf die gemessenen aerodynamischen Kräfte hat. Über die Größenordnung dieser Beeinflussungen und die sich daraus für die Fahrzeugentwicklung ergebenden Konsequenzen gehen die Meinungen in der Literatur jedoch auseinander. Nach [25] ist für die meisten aerodynamischen Entwicklungsarbeiten ein konventioneller Windkanalboden ausreichend, lediglich für Aussagen zu Absolutwerten und für Optimierungen im Bereich um die Räder ist eine genauere Bodensimulation erforderlich. In [4] wird die Verwendung der Laufbandtechnik in der Entwicklung von Pkws normaler Standhöhen als "optional" angesehen. Ebenso ist nach [26] für vergleichende Untersuchungen in einer frühen Entwicklungsphase der stehende Boden eine geeignete Simulationsgrundlage, um Unterbodenformen zu optimieren.

Dagegen sind nach [50] die Effekte einer verbesserten Bodensimulation keineswegs nur lokal begrenzt, sondern induzieren stets auch globale Effekte. Nach [32] und [23] wird die Nachlaufstruktur eines Fahrzeuges durch die Bodensimulation entscheidend beeinflußt, daher ist z.B. für die richtige Beurteilung der Verschmutzungscharakteristik eines Fahrzeuges im Windkanal die Laufbandtechnik notwendig. Auch

nach [29] wird die Aussagesicherheit in der Bewertung von Optimierungsmaßnahmen am Fahrzeug durch die erweiterte Bodensimulation verbessert, wodurch sich der höhere Simulationsaufwand rechtfertigt.

Im Rennsportbereich, in dem sehr geringe Bodenfreiheiten und aerodynamisch sehr kritische Bauteile wie Flügel und freistehende, rotierende Räder untersucht werden müssen, wird i.A. immer mit Laufband und Raddrehung gearbeitet [5].

Oftmals wird die Notwendigkeit einer verbesserten Bodensimulation daran geknüpft, wo am Fahrzeug die Optimierung stattfinden soll. Danach kann für Maßnahmen an der Außenhaut auf die Laufbandtechnik verzichtet werden, wohingegen im Unterbodenbereich mit dieser Technik gearbeitet werden sollte [37, 52]. Die Wertung dieser Aussagen muß jedoch auch unter dem Aspekt des Publizierungsdatums der Literaturstellen gesehen werden. Neuere Veröffentlichungen, die auch Fahrzeugentwicklungen bei niedrigeren Standhöhen berücksichtigen, scheinen eine verbesserte Bodensimulation stärker zu favorisieren, als ältere.

Bei der Gestaltung des Laufbandes zur Simulation der Straßenfahrt gibt es verschiedene Ansätze. Im Modellmaßstab ist häufig eine Anordnung mit einem Laufband, das deutlich länger und breiter als das Modell ist, anzutreffen. Die Halterung des Modells erfolgt über einen Zentralstiel, die Räder rollen meist auf dem Band ab und werden so von diesem angetrieben. Beispiele für solche Windkanäle sind in [15] oder [52] gegeben. In dieser Konfiguration kann der Auftrieb der Räder allerdings nicht ohne weiteres gemessen werden. In [34] wurde statt eines verkleinerten Modells ein Straßenfahrzeug über einem breiten Laufband mit vorgeschaltetem "Scoop" untersucht. Das Fahrzeug wurde von hinten über einen Auslegerarm gehalten, die Waage wurde in der Modellhalterung angebracht. Durch eine modifizierte Radaufhängung und eine spezielle Tarierungsprozedur konnte auch der Auftrieb der Räder bestimmt werden. Der Aufwand zur Durchführung einer solchen Meßkampagne ist natürlich enorm, da erhebliche Modifikationen an dem zu messenden Fahrzeug vorzunehmen sind.

Um die Methodik des Laufbandes "serientauglich" zu machen, wurden bereits Windkanäle mit schmalen Laufbändern ausgestattet, die nur zwischen den Spuren der Räder verlaufen [12], [45]. Dies vereinfacht die Halterung des Fahrzeugs und die Integration des Systems in den Windkanalboden und die Anbindung an die Unterflurwaage erheblich. Die Kompromisse in der Simulationsgüte sollen dabei durch die Vorteile einer einfacheren Handhabung ausgeglichen werden. Untersuchungen zum Einfluß der Breite des Laufbandes finden sich z. B. in [15]. Danach waren die Ergebnisse, die mit dem schmalen Laufband ( $b_{\text{Laufband}} \simeq 1 \times b_{\text{Modell}}$ ) erzielt wurden, vergleichbar mit denen eines breiten Bandes ( $b_{\text{Laufband}} \simeq 3 \times b_{\text{Modell}}$ ), beide unterschieden sich jedoch von den Messungen bei stehendem Boden. Nach [9] hat sowohl das Verkürzen als auch das Verschmälern des Laufbandes eine Verringerung der Widerstandskräfte und eine Erhöhung der Auftriebskräfte zur Folge. Die Höhe der Änderungen war deutlich, insbesondere wenn die Abmessungen des Laufbandes an die des Modells herankommen. Ebenso konnte eine gewisse Abhängigkeit von

der Modellkonfiguration festgestellt werden.

Für den Bereich der Mercedes-Benz Fahrzeugentwicklung ist geplant, Windkanaloptimierungen zumindest im Maßstab M1:1 zukünftig über einem Laufband unter Berücksichtigung der Raddrehung durchzuführen. Angestrebt wird eine bessere Abbildung der Straßenfahrt-Randbedingungen, wodurch die Aussagesicherheit über die tatsächliche Wirksamkeit von Optimierungsmaßnahmen erhöht werden soll. Dadurch lassen sich aerodynamische Optimierungspotentiale im Unterbodenbereich eines Fahrzeuges stärker als bisher ausschöpfen.

Um den dadurch entstehenden experimentellen Mehraufwand in der Serienentwicklung bewältigen zu können, kommt allerdings nur ein Versuchsaufbau mit einem schmalen Laufband und separaten Antriebseinheiten der Räder in Frage. Die Fahrzeugwindkanäle des FKFS werden zukünftig mit dieser Technologie ausgerüstet sein und für solche Messungen zur Verfügung stehen.

In den folgenden Abschnitten wird die aerodynamische Wirkung des schmalen Laufbandes und der Raddrehung dargestellt. Das Mercedes CLK Serienfahrzeug wurde im Aeroakustik-Windkanal der AUDI AG gemessen, die M1:4-Messungen fanden im FKFS-Modellkanal statt (vgl. Kapitel 2.13 und 2.15).

## 4.2 Kraftmessungen

Obwohl für beide Maßstäbe der Windkanalaufbau mit "schmalem" Laufband gewählt wurde, unterscheiden sie sich im Detail. Da für diese Arbeit keine anderen Versuchseinrichtungen zur Verfügung standen, mußten die Abweichungen jedoch in Kauf genommen werden.

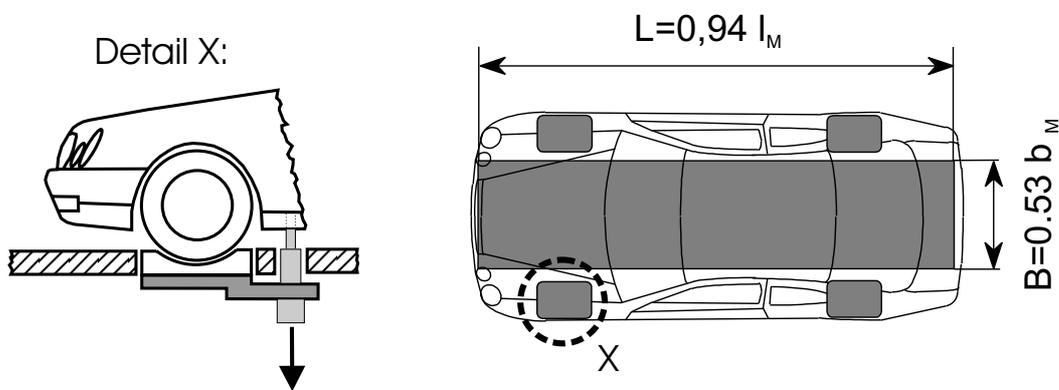
**Laufbandabmessungen** Wie Abb. 4.35 verdeutlicht, ist das Audi-Laufband mit einer Laufbandlänge  $L = 1,20 \times l_M$  um 20 % länger als das Fahrzeug. Das Experimentallaufband des FKFS ist dagegen mit  $L = 0,94 \times l_M$  sogar etwas kürzer als das Modell. An dieser Stelle sei nochmals darauf hingewiesen, daß dieses Band ursprünglich für Versuche in M1:5 konstruiert wurde.

**Kontaktzone Boden-Rad** Ebenso ist in Abb. 4.35 zu erkennen, daß sich die Kontaktzonen von Boden und Rad zwischen M1:1 und M1:4 deutlich unterscheiden. In M1:1 wird durch den Einsatz von Minilaufbändern zumindest in einem eng abgegrenzten Bereich die Relativbewegung Rad-Straße richtig simuliert und eine Unterströmung der Räder verhindert. Die Gegebenheiten am FKFS machten dagegen in M1:4 einen -wenn auch kleinen- Spalt zwischen dem drehendem Rad und der stehenden Waagenaufnahme notwendig.

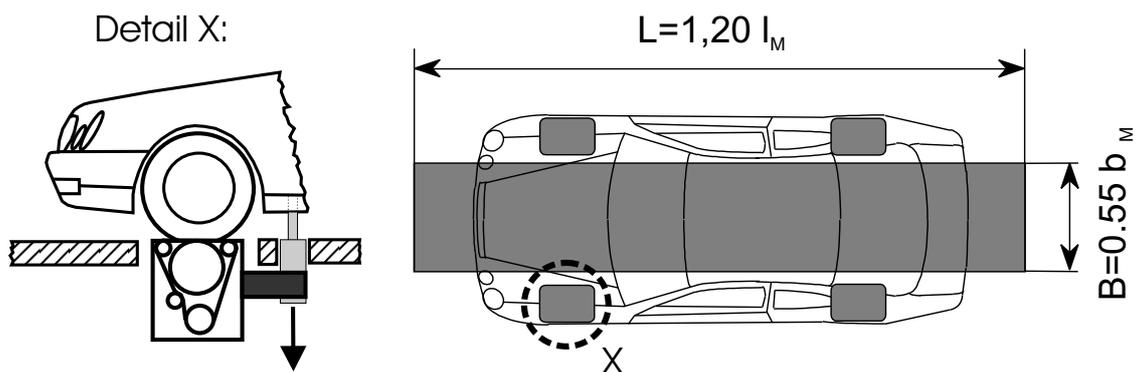
**Windkanalgeometrie** Da sich die Geometrien der Windkanäle von AUDI und FKFS deutlich unterscheiden, ist auch mit unterschiedlichen Windkanaleinflüssen zu rechnen, wodurch sich die unterschiedlichen Niveaus der Meßwerte von M1:1 und M1:4 erklären. Die "Delta-Werte", also Beiwertsänderungen aufgrund einer Maßnahme, sind dagegen näherungsweise windkanalunabhängig. Die Staudruckbestimmung erfolgte in beiden Maßstäben nach der Düsenmethode, ebenso waren in

beiden Windkanälen die Grenzschichtvorabsaugungen aktiv. Die folgenden Diagramme zeigen den Einfluß des schmalen Laufbandes und der drehenden Räder auf die aerodynamischen Beiwerte in M1:1 und M1:4 für verschiedene Fahrzeugvarianten. Dargestellt sind die unkorrigierten Meßwerte der "verbesserten" bzw. "erweiterten" Bodensimulation mit eingeschaltetem Laufband ("LB an") bzw. Raddrehung ("Rad an ") als Funktion der entsprechenden Meßwerte ohne weitere Beeinflussung. Hätte das Laufband bzw. die Raddrehung keinen Einfluß auf die Beiwerte, so würden alle Meßpunkte in den Diagrammen auf der Winkelhalbierenden liegen. Die gestrichelten Linien sollen als Orientierung über die Größenordnung der Änderungen dienen.

Meßaufbau M1:4 (FKFS)



Meßaufbau M1:1 (Audi)



**Abb. 4.35:** Versuchsaufbau "erweiterte Bodensimulation" AUDI und FKFS

### 4.2.1 Wirkung des Laufbandes alleine

In Abb. 4.36 ist die Wirkung des Laufbandes ohne Raddrehung dargestellt. Für beide Maßstäbe steigt durch das Laufband der Widerstandsbeiwert  $c_W$  an. In M1:1 im Mittel um 3 Punkte, in M1:4 um 2 Punkte. Man geht davon aus, daß durch die verringerte Grenzsichtdicke bei eingeschaltetem Laufband die bodennahen Partien des Fahrzeugs mit einer höheren Strömungsgeschwindigkeit beaufschlagt werden und dadurch höhere Verluste entstehen [12].

Durch das Laufband verringern sich in beiden Maßstäben sowohl die Vorder- als auch die Hinterachsauftriebe. An der Vorderachse beträgt die Absenkung am Modell durchschnittlich 12 Punkte, am Serienfahrzeug 7 Punkte. An der Hinterachse fällt die Auftriebsabsenkung mit 11 Punkten in M1:1 und mit 12 Punkten in M1:4 in etwa gleich aus. Offenbar wird durch das Laufband eine erhöhte Strömungsgeschwindigkeit im Unterbodenbereich induziert, was zu niedrigeren statischen Drücken und damit zu verringerten Auftrieben führt.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß die Wirkung des Laufbandes, Widerstandserhöhung und Auftriebsverringerung in beiden Maßstäben sehr ähnlich ist. Die Übertragbarkeit bereitet trotz unterschiedlicher Laufbandgeometrien keine größeren Schwierigkeiten. Über die Laufbandwirkung ist schon häufig berichtet worden (z. B. in [10], [32]), ein direkter Vergleich mit den vorliegenden Messungen ist aufgrund unterschiedlicher Randbedingungen jedoch immer schwierig.

### 4.2.2 Wirkung der Raddrehung alleine

Abb. 4.37 macht deutlich, daß sich durch die Raddrehung der Widerstand verringert. In M1:1 sinkt der  $c_W$ -Wert durchschnittlich um 8 Punkte, im Modellmaßstab ist die Absenkung stärker und beträgt im Mittel 13 Punkte. Für die Auftriebsbeiwerte erhält man dagegen in beiden Maßstäben unterschiedliche Trends. Der Vorderachsauftrieb senkt sich durch die Raddrehung in M1:1 um durchschnittlich 15 Punkte ab, in M1:4 steigt er dagegen um 12 Punkte an. An der Hinterachse kehren sich diese Verhältnisse um. In M1:1 mißt man eine Zunahme um 12 Punkte, in M1:4 verringert sich  $c_{AH}$  im Mittel um 14 Punkte.

Der Mechanismus der Widerstandsreduktion durch die Raddrehung wurde detailliert [33] an Fahrzeugen in M1:1 untersucht. Danach läßt sich die gemessene Widerstandsreduzierung auf das im folgenden beschriebene "Jetting" zurückführen.

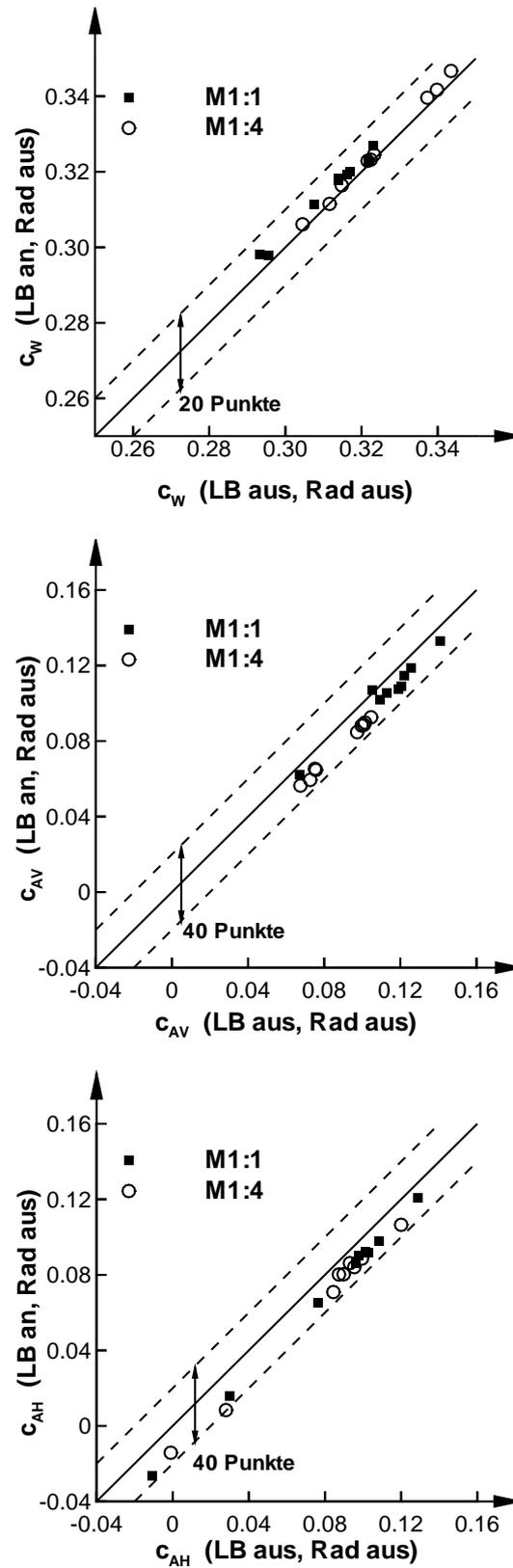
Die Umströmung der Räder und damit ein nicht unerheblicher Teil des aerodynamischen Gesamtwiderstandes stehen in enger Wechselwirkung sowohl mit der Raddrehung als auch mit der Kühlluftströmung [28, 50, 34, 33]. Durch die Transportwirkung von Reifen und bewegtem Boden (bzw. Laufband) wird in die Kontaktzone zwischen Boden und Rad vermehrt Luft gefördert, wodurch hier ein lokal begrenztes Gebiet mit stark erhöhtem Gesamtdruck ( $c_p > 1,0$ ) entsteht. Als Folge dieses Überdruckes entsteht in Bodennähe ein Luftstrahl mit hohem Impuls ("Jetting")

an jeder Seite des Rades. Obwohl die Eckenströmung nur in einem sehr kleinen Gebiet vor dem Reifen auftritt, ist ihr Einfluß auf die Umströmung des Rades von großer Bedeutung. Durch den seitlich gerichteten Impulsstrahl wird Strömungsmaterial im unteren Bereich des Reifens mitgerissen. Es entsteht ein Unterdruck an der Seite des Rades, wodurch die Strömung anliegend bleibt. Weiter stromab rollt sich der Impulsstrahl in einem Wirbel auf und legt sich um den Reifen. Durch den Drehsinn des Wirbels wird Strömungsmaterial in den nahen Nachlauf des Rades gefördert, damit erhöht sich der Basisdruck und der Widerstand des Rades wird verringert.

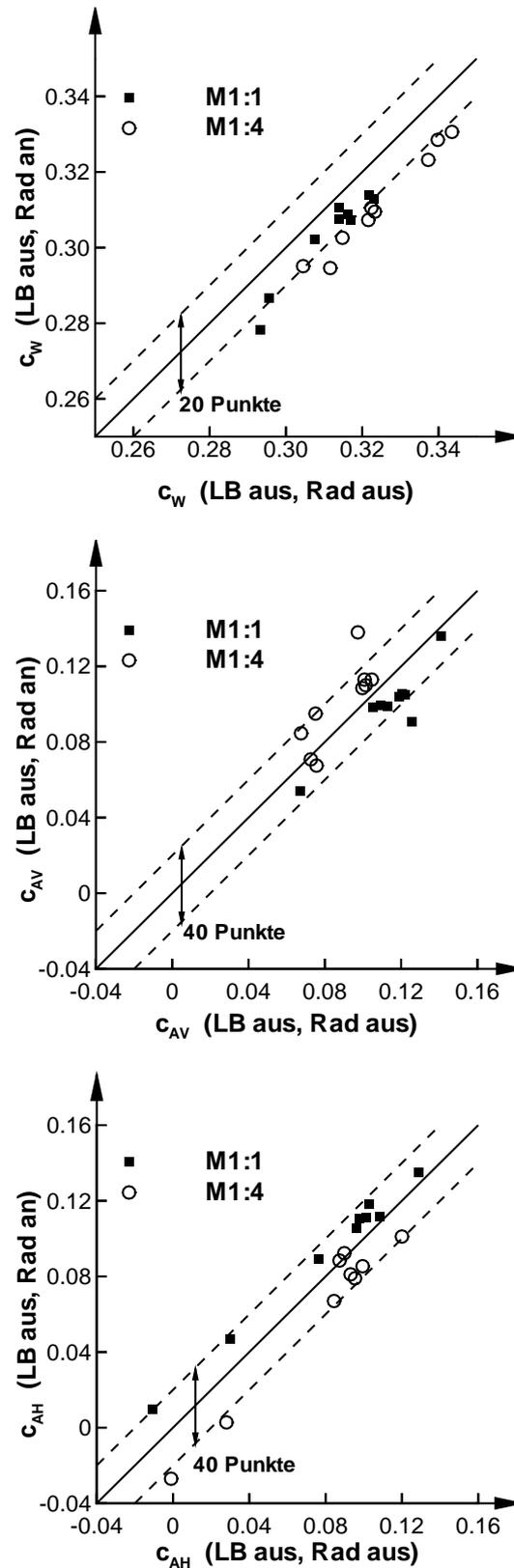
Warum sich bei den Auftriebsbeiwerten in beiden Maßstäben unterschiedliche Tendenzen ergeben, ist nicht ganz geklärt. Möglicherweise spielt der Spalt, der in M1:4 zwischen Rad und Waagenpads vorhanden ist, eine Rolle.

### 4.2.3 Wirkung von Laufband und Raddrehung

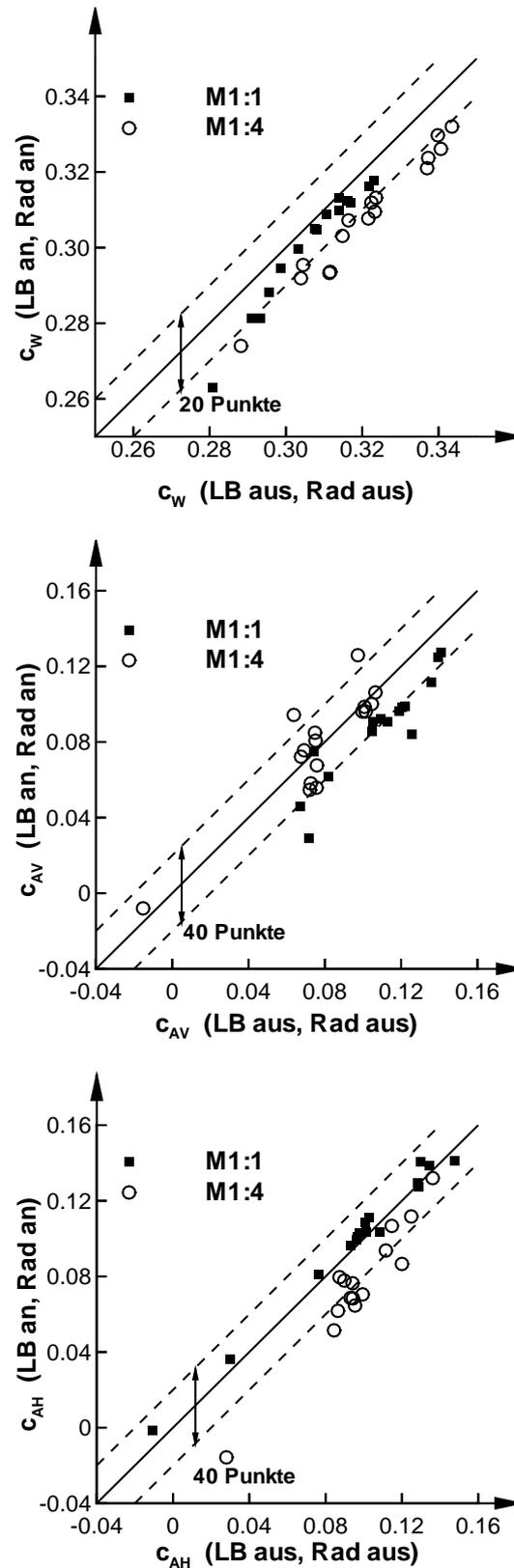
In Abb. 4.38 ist die Wirkung des Laufbandes kombiniert mit der Raddrehung dargestellt. Die Widerstandsabnahme durch die Raddrehung bleibt in beiden Maßstäben erhalten. In M1:1 beträgt sie im Mittel 6 Punkte, in M1:4 13 Punkte. Auch die unterschiedlichen Trends beider Maßstäbe, was die Auftriebsbeiwerte anbelangt, ändern sich nicht. Bedingt durch das Laufband senkt sich das Niveau gegenüber den Meßwerten "nur mit Raddrehung" ab. An der Vorderachse beträgt die mittlere Absenkung 22 Punkte in M1:1, in M1:4 ist dagegen eine minimale Zunahme um durchschnittlich 1 Punkt gegenüber den Messungen ohne erweiterte Bodensimulation festzustellen. Der Auftriebsbeiwert an der Hinterachse steigt in M1:1 um 4 Punkte, in M1:4 sinkt er dagegen um 23 Punkte gegenüber dem Fall mit stehendem Boden und Rädern.



**Abb. 4.36:** Kraftbeiwerte bei bewegtem Laufband und stehenden Rädern als Funktion der Meßwerte bei konventioneller Bodensimulation



**Abb. 4.37:** Kraftbeiwerte bei stehendem Laufband und drehenden Rädern als Funktion der Meßwerte bei konventioneller Bodensimulation



**Abb. 4.38:** Kraftbeiwerte bei bewegtem Laufband und drehenden Rädern als Funktion der Meßwerte bei konventioneller Bodensimulation

### 4.3 Korrelation der Varianten

Die Abb. 4.36 bis 4.38 haben deutlich gemacht, wie sich Laufband und Raddrehung im Modellmaßstab und am realen Fahrzeug auswirken. Im folgenden wird untersucht, wie sich die Übertragbarkeit M1:4 - M1:1 beim schrittweisen Übergang von der konventionellen auf die komplexere, erweiterbare Bodensimulation verhält. Dazu wurden in beiden Maßstäben die in Tabelle 5 erläuterten 15 Fahrzeugvarianten in Abhängigkeit der Bodensimulation gemessen. Für diese Aufbauvarianten (vgl. Abb. 4.39 und Abb. 4.40) wurden dann die Differenzen (Deltawerte) zum zugehörigen Ausgangszustand ermittelt.

Variante	Beschreibung
1	Felgen mit Scheiben plan abgedeckt, ohne Kühlluft
2	Felgen mit Scheiben plan abgedeckt, mit Kühlluft
3	Felgen profiliert abgeklebt, mit Kühlluft
4	Felgen profiliert abgeklebt, ohne Kühlluft
5	Ausgangszustand, ohne Kühlluft
6	Ausgangszustand, mit Kühlluft
7	ohne Motorraumverkleidung, mit Kühlluft
8	ohne Radspoiler, mit Kühlluft
9	ohne Radspoiler, ohne Kühlluft
10	mit Außenspiegel, mit Kühlluft
11	Bugspoiler, mit Kühlluft
12	Heckverlängerung, mit Kühlluft
13	Heckverlängerung und Spoilerkante, mit Kühlluft
14	A-Säule bündig, mit Kühlluft
15	Heckspoiler dreiecksförmig, mit Kühlluft

Tabelle 5: In M1:4 und M1:1 untersuchte Fahrzeugvarianten

In Abb. 4.41 links sind die  $\Delta c_W$ -Werte in M1:4 als Funktion der jeweiligen Deltawerte in M1:1 in Abhängigkeit der Bodensimulation aufgetragen. Um die Meßpunkte den einzelnen Varianten zuordnen zu können, sind diese in den Diagrammen rechts mit den jeweiligen Variantenbezeichnungen nach Tabelle 5 beschriftet.

Unter "stehend" ist hier der konventionelle Versuchsaufbau mit stehendem Laufband, ohne Raddrehung zu verstehen, "drehend" bezeichnet die erweiterte Bodensimulation mit Laufband *und* Raddrehung. Die gestrichelte Linie in den Diagrammen stellt die Winkelhalbierende dar. Liegt ein Meßpunkt auf dieser Linie, so bedeutet dies, daß für diese Variante in beiden Maßstäben der gleiche  $\Delta c_W$ -Wert gemessen wurde. Mit der Methode der Regressionsgeraden wurde eine Ausgleichsgerade der Steigung  $m$  sowie deren Korrelationskoeffizient  $R$  durch das Ensemble der Meßpunkte bestimmt [24]. Der Korrelationskoeffizient  $R$  ist ein Maß dafür, wie wahrscheinlich ein linearer Zusammenhang zwischen den Meßwerten in M1:1 und M1:4

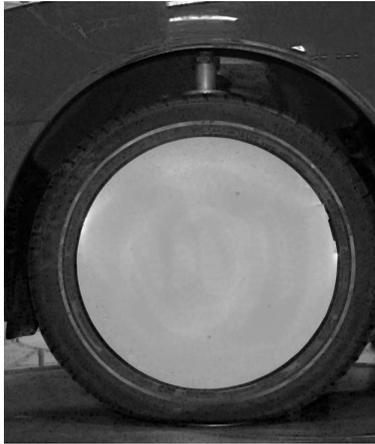
ist. Liegt der Korrelationskoeffizient nahe bei  $R = 1$ , (also  $0,8 < R \leq 1,0$ ), so ist ein linearer Zusammenhang wahrscheinlich, und die Konstruktion einer Ausgleichsgeraden sinnvoll. Je näher die Steigung  $m$  der Ausgleichsgeraden am Wert  $m = 1,0$  liegt, desto besser ist die direkte Übertragbarkeit der in M1:4 gefundenen  $\Delta c_w$ -Werte auf M1:1.

Der Korrelationskoeffizient  $R$  liegt für alle drei untersuchten Korrelationen bei  $R > 0,9$ . Wie man anhand der Ausgleichsgeraden sieht, ist die Korrelation der Meßwerte zwischen M1:1 und M1:4 für den Fall "stehend-stehend" (in beiden Maßstäben ohne Laufband und Raddrehung) am besten ( $m = 1,023$ ). Maßnahmen in M1:4 werden gegenüber denen in M1:1 im Mittel leicht überbewertet. Werden in M1:1 die Messungen mit erweiterter Bodensimulation durchgeführt (mittlere Diagramme, "drehend-stehend"), verschlechtert sich die Korrelation zwischen beiden Maßstäben ( $m = 0,785$ ). Die Varianten im Modellmaßstab werden nun tendenziell unterbewertet. Wird auch in M1:4 mit der erweiterten Bodensimulation gearbeitet (untere Diagramme, "drehend-drehend") verschlechtert sich die Korrelation M1:1-M1:4 weiter. Die Steigung der Ausgleichsgeraden wird noch flacher ( $m = 0,691$ ), d.h. die Varianten wirken sich in M1:1 deutlich stärker aus als in M1:4. Der erhöhte Aufwand, der in der Meßtechnik und im Modellaufbau für Messungen mit Laufband und Raddrehung in M1:4 getrieben werden muß, schlägt sich also nicht in einer verbesserten Korrelation mit den entsprechenden Messungen in M1:1 nieder.

Bisher wurde nur der gleichzeitige Einfluß von Laufband *und* Raddrehung dargestellt. Werden in den vorhandenen Datensätzen diese beiden Faktoren voneinander separiert, so stellt man fest, daß die wesentlich kritischere Größe die Korrelation der Meßwerte bei drehenden Rädern ist. Das Laufband hat dagegen nur einen schwachen Einfluß. (Auf eine detaillierte Darstellung dieser Ergebnisse wurde hier verzichtet).

Abb. 4.41 macht zudem deutlich, daß die Trends ("Verbesserung" oder "Verslechterung" aufgrund einer Modifikation) bei keiner der untersuchten Varianten aufgrund der Bodensimulation signifikant anders bewertet wurden. Es differiert lediglich der Betrag der Änderungen. Diese Unterschiede liegen in der gleichen Größenordnung wie die Differenzen zwischen den Maßstäben (im Durchschnitt 1-4 Punkte). Dieses Ergebnis ist jedoch sicherlich varianten- und fahrzeugspezifisch.

Varianten 1, 2



Felgen mit Scheiben  
abgedeckt

Varianten 3, 4

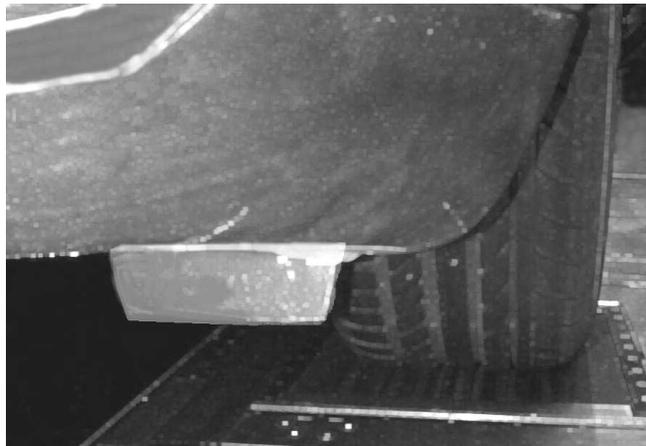


Felgen profiliert  
abgeklebt

Varianten 5,6



Felgen offen  
(Ausgangszustand)

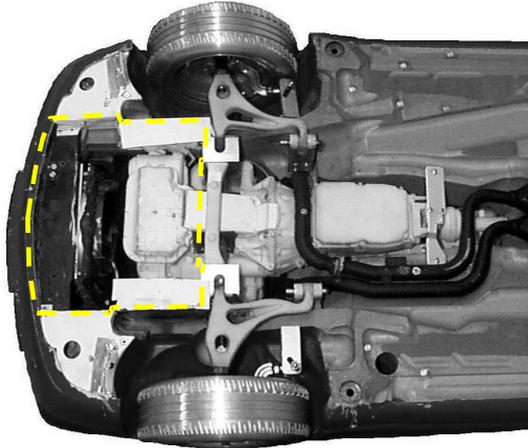


ohne Radspoiler  
Varianten 8, 9

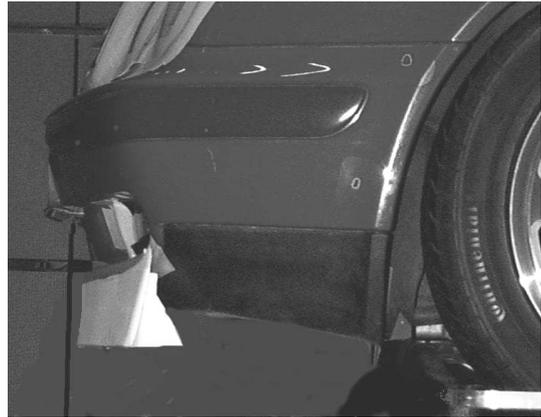


mit Außenspiegel  
Variante 10

Abb. 4.39: Darstellung der untersuchten Fahrzeugvarianten (I)



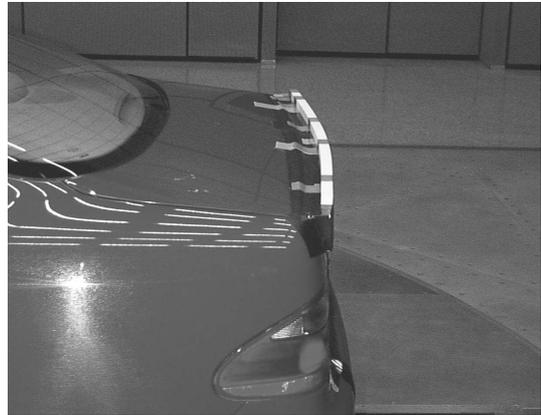
ohne Motorraum-  
verkleidung (Variante 7)



Bugspoiler  
(Variante 11)



Heckverlängerung  
(Variante 12)



Heckverlängerung und  
Spoilerkante (Variante 13)



Übergang A-Säule bündig  
(Variante 14)



Heckspoiler in Dreiecksform  
(Variante 15)

Abb. 4.40: Darstellung der untersuchten Fahrzeugvarianten (II)

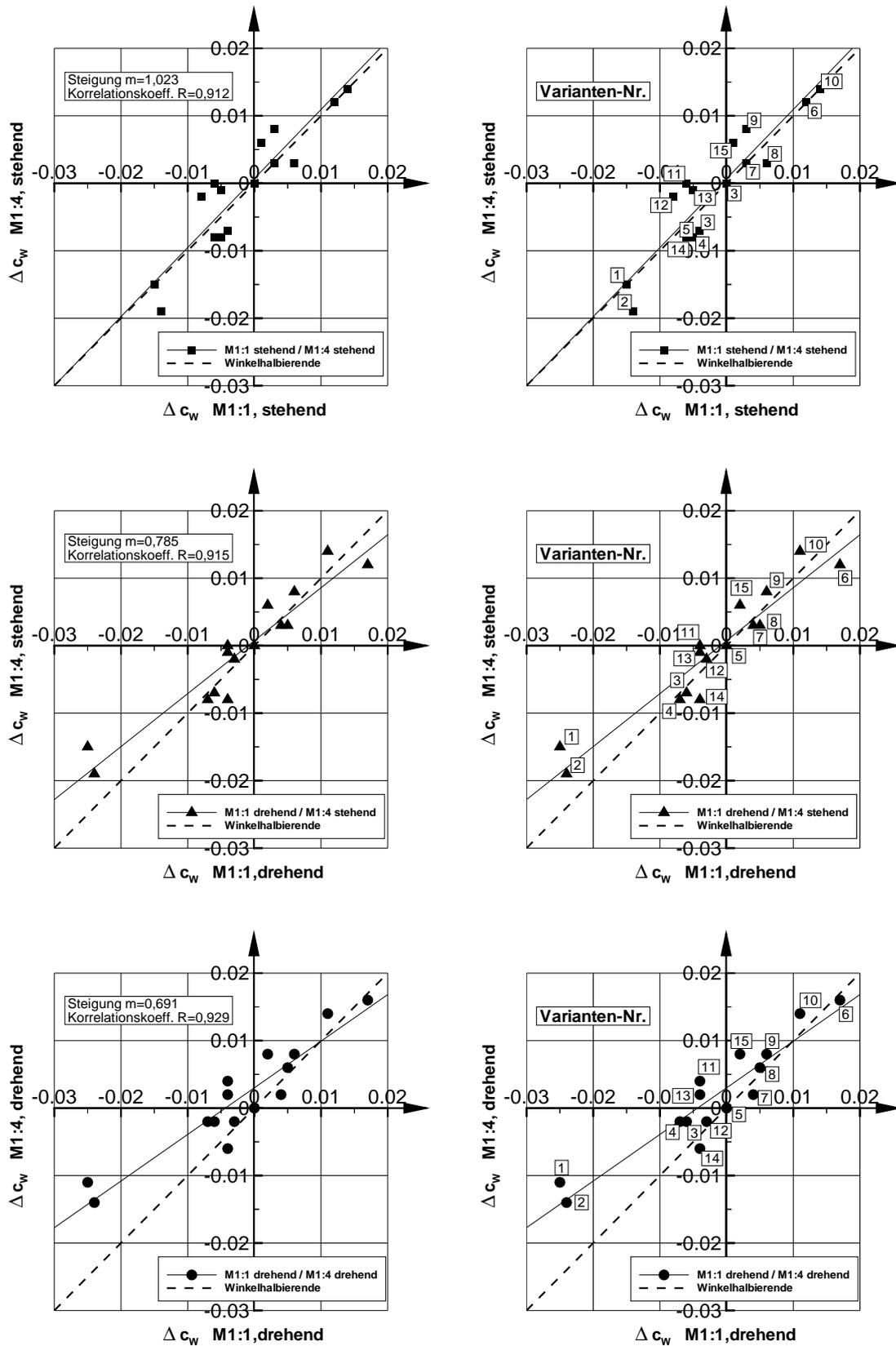


Abb. 4.41: Korrelation der Kraftbeiwerte  $\Delta c_w$  von Modell und Serienfahrzeug in Abhängigkeit der Bodensimulation

#### 4.4 Druckmessungen am Fahrzeugheck

Ergänzend zu den Kraftmessungen wurden auch Druckmessungen am Heck des Mercedes CLK in Abhängigkeit der Bodensimulation durchgeführt. In M1:1 wurden dazu insgesamt 15 Flachdrucksonden über der Heckfläche verteilt aufgeklebt, vgl. Abb. 4.42. Am M1:4-Modell wurden an den entsprechenden Stellen Druckmeßbohrungen angebracht. Gemessen wurden zwei Fahrzeugvarianten, mit und ohne Kühlluft, wobei die Felgen mit Scheiben plan abgedeckt waren. Abb. 4.43 zeigt die Verteilung des Druckbeiwertes  $c_p$  von Serienfahrzeug und Modell mit Kühlluft in Abhängigkeit der Bodensimulation. Auffällig ist, das weder am Fahrzeug noch am Modell die Druckverteilung am Heck symmetrisch ist. Offenbar genügen bereits kleine Unsymmetrien im Unterbodenbereich (z. B. Abgasanlage) oder minimale, windkanalbedingte Schräganströmungen, daß sich die Nachlaufstruktur und damit der Heckdruck unsymmetrisch ausbildet [30]. Durch die Raddrehung steigt das Niveau im Heckdruck insgesamt an, was sich in einem niedrigeren  $c_W$ -Wert bemerkbar macht. Offenbar bewirkt die Raddrehung eine Art Einspülen von Strömungsmaterial in den nahen Nachlauf des Fahrzeugs, wodurch der Totwasserdruck angehoben wird und sich der Widerstand verringert. Dieser Effekt wurde auch in [33] beobachtet.

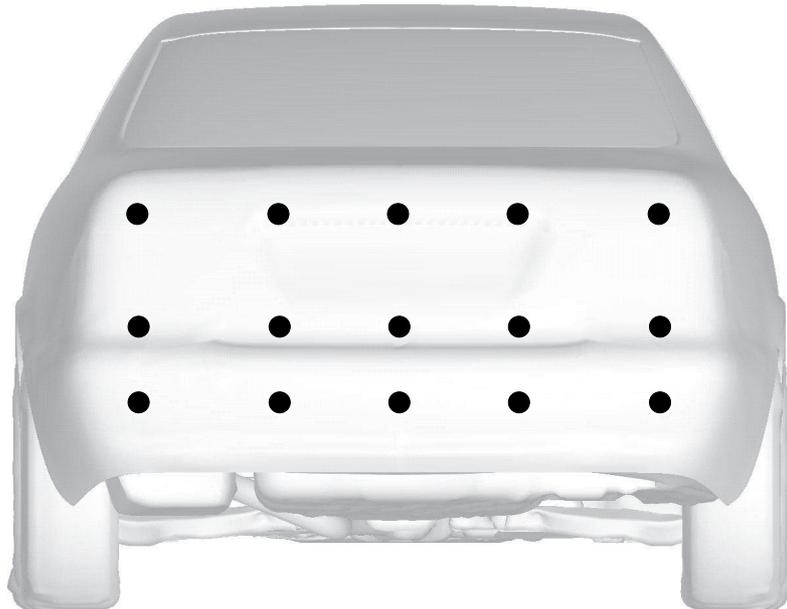
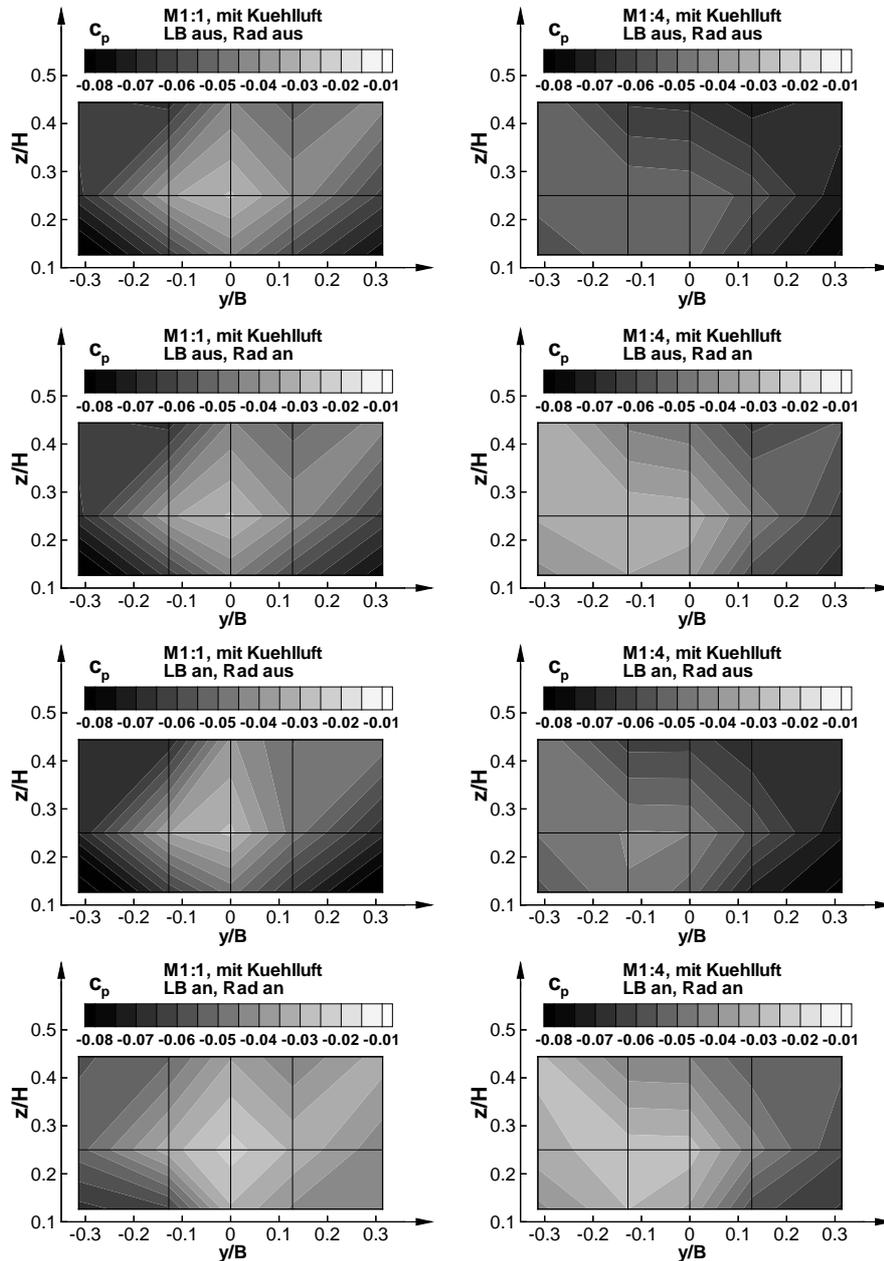


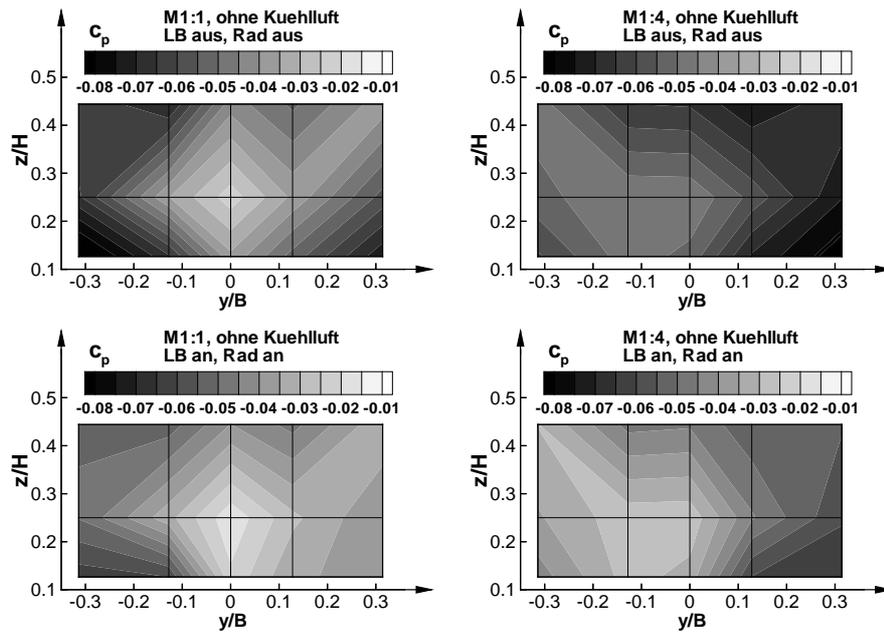
Abb. 4.42: Position der Druckmeßstellen am Heck

Im Aufbauzustand ohne Kühlluft standen keine Messungen der Varianten "nur Laufband" oder "nur Raddrehung" zur Verfügung. Dennoch macht Abb. 4.44 (wieder mit plan abgedeckten Felgen) deutlich, daß der oben beschriebene Effekt der

Heckdruckanhebung ohne Kühlluft noch effektiver ist, was sich ebenfalls im  $c_W$ -Wert widerspiegelt. In M1:1 beträgt die Differenz  $\Delta c_W$  zwischen "Rad an" und "Rad aus" mit Kühlluft 12 Punkte, ohne Kühlluft dagegen 18 Punkte. In M1:4 steigt diese Differenz von 9 Punkten mit Kühlluft auf 14 Punkte ohne Kühlluft. Offenbar ändert sich durch die Kühlluft die Anströmrichtung der Räder, wodurch die aerodynamische Wirkung der Raddrehung beeinflusst wird [50]. Das Laufband hat keinen spürbaren Einfluß auf diese Wirkzusammenhänge.



**Abb. 4.43:** Druckbeiwerte  $c_p$  am Heck in Abh. der Bodensimulation, Vergleich M1:1-M1:4, mit Kühlluft



**Abb. 4.44:** Druckbeiwerte  $c_p$  am Heck in Abh. der Bodensimulation, Vergleich M1:1-M1:4, ohne Kühlluft

Zudem weisen die Druckmessungen zum Teil deutliche Abweichungen der Absolutwerte zwischen beiden Maßstäben auf. Hierfür kommen mehrere Einflußfaktoren in Betracht. Zum einen können die Nachlaufstrukturen reynoldsabhängig sein, wodurch auch der Heckdruck unmittelbar beeinflusst wird. Bedingt durch den Radantrieb im M1:4-Modell weicht die geometrische Detaillierung im Bereich der Hinterachse deutlich vom realen Fahrzeug ab. Dadurch könnte die Unterbodenströmung und damit die Ausbildung des Nachlaufgebietes gestört werden. Ebenso müssen die Windkanaleinflüsse mit berücksichtigt werden. Da die Gradienten des statischen Druckes in beiden Kanälen unterschiedlich sind, macht sich dies auch in unterschiedlichen Niveaus des Heckdruckes bemerkbar.

## 4.5 Zusammenfassung und Ausblick

Der Vergleich von Kraft- und Druckmessungen in M1:4 und M1:1 hat gezeigt, daß die wesentlichen Einflüsse der Raddrehung und des Laufbandes im Modellmaßstab zumindest qualitativ richtig wiedergegeben werden konnten. In allen Messungen bewirkte die Raddrehung eine Reduzierung des Widerstandes, das Laufband senkte den Auftrieb ab. Es wurde zudem deutlich, daß diese Einflüsse konfigurationsabhängig sind. Der Laufband- und Radeinfluß kann also nicht ohne weiteres durch eine Art "Expertenfaktor" beschrieben und den Meßwerten bei konventioneller Bodensimulation hinzuaddiert werden.

Die Korrelationsanalyse der Messungen in M1:4 und M1:1 machten jedoch auch die Schwierigkeiten in der Übertragbarkeit zwischen den Maßstäben deutlich. Die Ausagesicherheit in der Beurteilung von Varianten wird nicht erhöht, wenn auch im Modellmaßstab mit drehenden Rädern und Laufband gemessen wird, der erhöhte Aufwand für diese Messungen in M1:4 scheint also nicht gerechtfertigt zu sein. Es ist jedoch zu bedenken, daß die Versuchsbedingungen bei der "erweiterten Bodensimulation" nicht in beiden Maßstäben identisch waren. Vor einer endgültigen Aussage über die Notwendigkeit dieser Technik im Modellmaßstab sollte das Versuchsprogramm nochmals im Aufbau mit "Minilaufbändern" wiederholt werden. Durch eine Umstellung des FKFS-Modellkanals auf diese Versuchstechnik im Jahre 2001 wird dies prinzipiell ermöglicht.

Bei den hier gezeigten Messungen wurde in beiden Maßstäben immer mit eingeschalteter Grenzschichtvorabsaugung gemessen, da dies das von den Windkanalbetreibern empfohlene "Standardmeßprogramm" darstellt. Wie im folgenden Kapitel noch gezeigt werden wird, kann die Vorabsaugung in Abhängigkeit der Absaugrate jedoch deutliche Auswirkungen auf das Strömungsfeld und damit auf die gemessenen Beiwerte haben. Da diese Absaugraten in der Regel von Windkanal zu Windkanal unterschiedlich sind, muß damit gerechnet werden, daß die Grenzschichtvorabsaugungen in M1:4 und M1:1 unterschiedlich wirken. Da für die Audi-Messungen leider keine Meßergebnisse zur Verfügung standen, konnte dieser Effekt hier nicht evaluiert werden.

Im Rahmen dieser Arbeit konnte nur die Übertragbarkeit von Windkanalmessungen im Modellmaßstab auf Windkanalmessungen in M1:1 untersucht werden. Nicht vergessen werden darf, daß die Simulation der Straßenfahrt in einem Windkanal mit der beschriebenen Technik (Grenzschichtvorabsaugung, schmalem Laufband und "Minilaufbändern") selbst nur eine Annäherung an die tatsächliche Situation darstellt, da die physikalischen Randbedingungen falsch abgebildet werden. Daher stellt sich ebenso die Frage nach der Übertragbarkeit M1:1-Windkanal - Straße. Um die vorgestellten Messungen verifizieren zu können, sollten diese in einem Versuchsaufbau mit breitem Laufband nach Abb. **1.2-B** wiederholt werden, wofür beispielsweise der DNW-Windkanal in Frage kommt.

## 5 Einfluß der Modelldetaillierung

Wie Abb. 2.21 zeigt, wurde das hier untersuchte M1:4-Modell sehr detailliert gefertigt, um eine möglichst hohe geometrische Übereinstimmung mit dem Referenzmeßobjekt in M1:1, dem Mercedes CLK Serienfahrzeug zu erhalten. Dieser hohe Detaillierungsgrad bedeutet jedoch hohe Kosten in der Herstellung dieses Modells. Gleichzeitig ist damit jedoch nicht automatisch auch eine gute Übertragbarkeit der gemessenen aerodynamischen Beiwerte vom Modell auf die Großausführung gewährleistet. Im Sinne eines effektiven, kostenoptimierten Entwicklungsablaufes ist es wünschenswert, ein Windkanalmodell nur in dem unbedingt notwendigen Detaillierungsgrad zu fertigen. Dazu ist es notwendig, am Modell aerodynamisch sensitive Bereiche von Gebieten, in denen weniger detailliert gearbeitet werden kann, zu unterscheiden. Um den Aufwand beherrschbar zu halten, konnte jedoch nur ein Teil der Messungen in beiden Maßstäben durchgeführt werden. Ein direkter Vergleich der Wirkung einer Variante in M1:4 und M1:1 war also oft nicht möglich. Als Bewertungskriterium zur Beurteilung des "notwendigen" Detaillierungsgrades blieb daher häufig nur, die Größe der Beiwertsänderungen gegenüber dem Ausgangszustand ("Delta") aufgrund einer Maßnahme in M1:4 zu betrachten. Zunächst sind diese Ergebnisse natürlich sehr fahrzeug- bzw. modellspezifisch. Es besteht jedoch die Hoffnung, daß sich diese zum Teil verallgemeinern oder zumindest auf die Geometrieklasse der "Fließheck-Limousinen" erweitern lassen.

### 5.1 Gestaltung der Räder

#### 5.1.1 Form der Felgen

Abb. 5.45 zeigt den Einfluß der Felgengestaltung auf den  $c_W$ -Wert in M1:4 und M1:1. Untersucht wurden die in Abb. 5.46 dargestellten Felgenvarianten, jeweils mit und ohne Kühlluft, zusätzlich noch in M1:4 die Variante "Felge mit Lochscheibe abgedeckt". Hierbei handelt es sich um eine vereinfachte Felgenform mit ebenem Felgengrund, jedoch mit zylindrischen Bohrungen um eine Durchströmung der Felgen zu ermöglichen. Die Herstellung eines solchen Modell-Rades ist sehr viel weniger aufwendig. Im linken Diagramm von Abb. 5.45 ist die Situation bei konventioneller - im rechten bei erweiterter Bodensimulation dargestellt. Die verschiedenen Niveaus der Messungen lassen sich durch die unterschiedlichen Windkanaleinflüsse in M1:4 und M1:1 erklären. Der Verlauf der Meßwerte in M1:4 folgt in beiden Fällen denen in M1:1, die Trends aufgrund der einzelnen Maßnahmen werden also in beiden Maßstäben gleich wiedergegeben. Allerdings werden bei konventioneller Bodensimulation die Änderungen in M1:4 stärker bewertet als in M1:1, bei erweiterter Bodensimulation dagegen in M1:1, vgl. Kapitel 4.2. Mit der vereinfachten Felgenform mit Lochscheibe wurde im Modellmaßstab in beiden Fällen das gleiche Widerstandsniveau erreicht, wie mit den voll detaillierten Felgen. Es scheint daher ausreichend zu sein, die Räder am Modell in dieser Weise darzustellen.

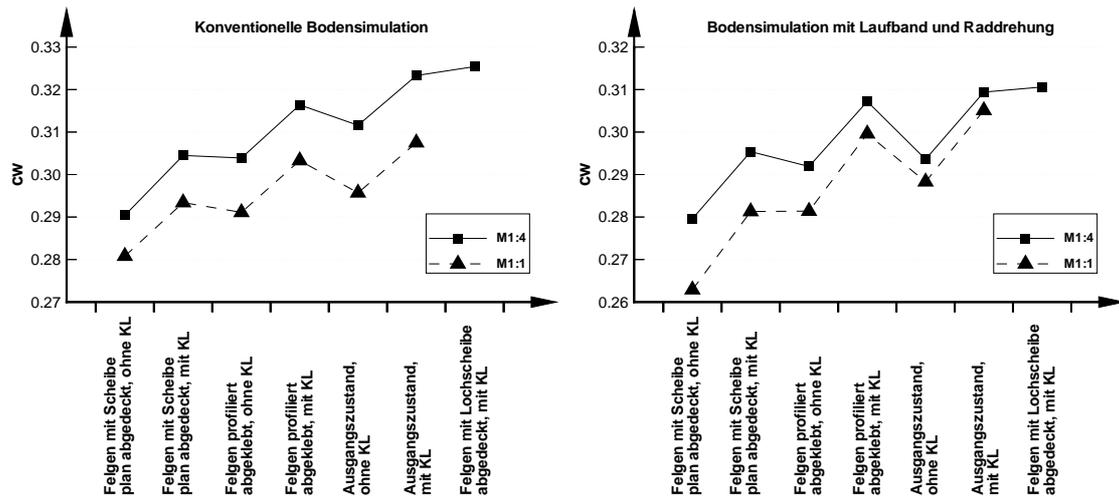


Abb. 5.45: Einfluß der Felgengestaltung auf den  $c_W$ -Wert in M1:4 und M1:1

### 5.1.2 Reifenprofil

Analog zu den Meßreifen in M1:1 (Continental Conti Sport, Größe: 205/55R16) wurden auch die Räder in M1:4 mit einem *ähnlichen* Reifenprofil ausgestattet. In Radumfangsrichtung besitzt dieser Reifentyp vier Längsrillen, die in M1:4 geometrisch exakt skaliert dargestellt werden konnten. Die Querrillen konnten fertigungsbedingt dagegen nur näherungsweise dargestellt werden. Um den Einfluß dieses Reifenprofils am Modell evaluieren zu können, wurden auch Varianten mit ausgefülltem Profil untersucht, vgl. Abb. 5.47. Tabelle 6 zeigt die dabei gemessenen Beiwertsänderungen zum Ausgangszustand mit Reifenprofil.

Laufband	Raddrehung	$\Delta c_W$	$\Delta c_{AV}$	$\Delta c_{AH}$
ein	ein	-0,010	0,007	0,003
aus	ein	-0,010	0,005	0,003
ein	aus	0,004	0,005	0,002
aus	aus	0,004	0,006	0,003

Tabelle 6: Einfluß des Reifenprofils in M1:4 in Abhängigkeit der Bodensimulation

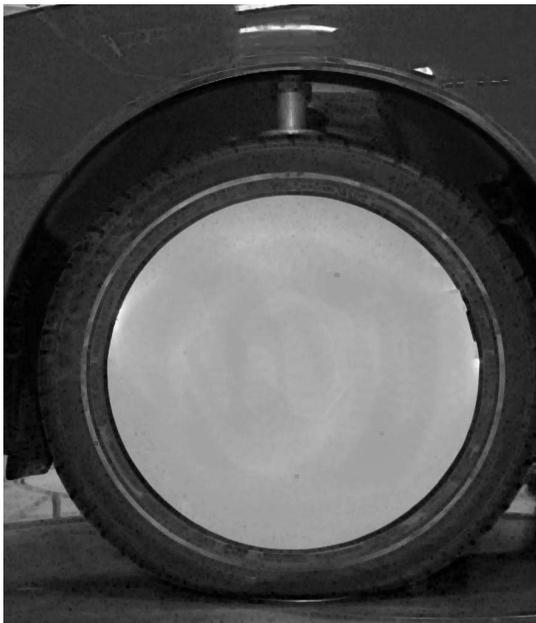
Je nach Art der Bodensimulation wird der Trend anders bewertet. Mit drehenden Rädern verbessert sich der  $c_W$ -Wert der Variante "ohne Reifenprofil" um 10 Punkte, mit stehenden Rädern ergibt sich eine Verschlechterung um 4 Punkte. Der Gestaltung des Reifenprofils in M1:4 kommt also ein nicht zu vernachlässigendes Potential zu. Welche Darstellung am Modell den Messungen in M1:1 am nächsten kommt,



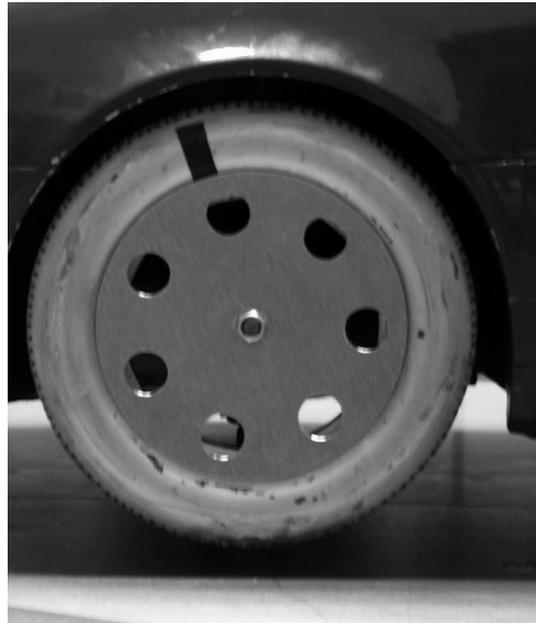
Felge offen  
(Ausgangszustand)



Felge profiliert  
abgeklebt



Felge mit Scheiben  
abgedeckt



Felge mit  
Lochscheibe (M1:4)

**Abb. 5.46:** Untersuchte Felgenvarianten in M1:4 und M1:1

läßt sich jedoch ohne weitere Messungen nicht eindeutig beantworten. Zunächst sollten diese Messungen im Versuchsaufbau mit "Minilaufbändern" in M1:4 wiederholt werden (vgl. Abb. 4.35). Ebenso sollte die Variante ohne Reifenprofil auch in M1:1 untersucht werden. In [35] wurden solche Untersuchungen bereits durchgeführt. Danach sinkt der  $c_W$ -Wert *mit* Reifenprofil um 9 Punkte bei drehenden Rädern, bei stehenden Rädern steigt er um 1 Punkt an. Allerdings waren bei diesen Messungen die Felgen mit einer Scheibe plan abgedeckt. Aus dieser Untersuchung wurde weiter geschlossen, daß die Felgenform nicht getrennt von der Reifengestaltung betrachtet werden kann. Dies haben auch die Messungen am CLK-Modell mit unterschiedlich gestalteten Felgen deutlich gemacht.



Abb. 5.47: Rad des M1:4-Modells mit aufgefülltem Reifenprofil

## 5.2 Unterboden und Außenhaut

Ausgehend von dem komplexen Unterboden nach Abb. 2.21 wurden einige vereinfachende Varianten untersucht, die Aufschluß über die Sensitivität von Maßnahmen im Unterbodenbereich geben sollen. Diese Ergebnisse sind in Tabelle 7 dargestellt.

Werden die sog. Unterbodensicken (Unebenheiten im Unterbodenbereich) ausgefüllt, so daß ein weitestgehend ebener Boden entsteht, so verringert sich der Widerstand um 3-4 Punkte. Der Vorderachsauftrieb bleibt nahezu konstant, der Hinterachsauftrieb senkt sich um 19-21 Punkte ab. Eine Abhängigkeit von der Bodensimulation ist offenbar nicht gegeben.

Hinter der Reserveradmulde ist die sog. Heckschürze angebracht und schließt damit das Heck des Fahrzeugs ab. Dadurch, daß die Heckschürze etwas tiefer liegt, als der Unterboden in diesem Bereich, entsteht am Heckdiffusor ein kleiner Hinterschnitt. Wird dieser Hinterschnitt am Modell aufgefüllt, so steigt der Widerstand sowohl mit als auch ohne erweiterte Bodensimulation geringfügig um 1 Punkt an. Ebenso steigt der Vorderachsauftrieb um 3 bzw. 6 Punkte, der Hinterachsauftrieb sinkt um 11 bzw. 9 Punkte. Diese Änderungen scheinen also durchaus vernachlässigbar zu sein.

Ebenso wurde untersucht, wie sich die Unterbodenströmung bei Änderung des Heckdiffusorwinkels in Abhängigkeit der Bodensimulation verhält. In dieser Variante wurde am Modell der gesamte Diffusorbereich von der Vorderkante der Reserveradmulde bis zur Heckschürze eben aufgefüllt, so daß der Diffusorwinkel  $0^\circ$  betrug. Eine Auswirkung auf den Widerstand konnte nur für die Fälle mit Raddrehung festgestellt werden. Der  $c_W$ -Wert stieg um 3 bzw. 2 Punkte, der Vorderachsauftrieb nahm um 1 bzw. 3 Punkte ab. Der Hinterachsauftrieb stieg dagegen merklich um 35 bzw. 31 Punkte an. Ohne Raddrehung hat die Maßnahme keinen Einfluß auf den Widerstand, der Vorderachsauftrieb senkt sich etwas stärker um 5 -6 Punkte ab, die Auftriebszunahme an der Hinterachse fällt mit 21 bzw. 18 Punkten schwächer aus. Die Art der Bodensimulation hat also einen Einfluß auf die Höhe der Beiwertsänderungen, eine Trendänderung ergab sich für diese Variante jedoch nicht.

Eine weitere Vereinfachung des Modellaufbaus ergibt sich, wenn die Abgasanlage weggelassen und der Kardantunnel ausgefüllt wird. Gemessen wurde in dieser Variante mit Kühlluft. Mit Raddrehung resultiert das in einer Widerstandsabnahme von 4-5 Punkten, der Vorderachsauftrieb sinkt um 8 Punkte, an der Hinterachse steigt er um 12 bzw. 9 Punkte. Ohne Raddrehung ist diese Maßnahme näherungsweise widerstandsneutral, der Auftrieb an der Vorderachse sinkt um 10-12 Punkte, an der Hinterachse steigt er um 13 bzw. 10 Punkte. Bezüglich der Widerstandsbeiwerte ergab sich in dieser Variante also ein gewisser Unterschied in Abhängigkeit der Bodensimulation.

Ein typisches "aerodynamisches" Anbauteil im vorderen Unterbodenbereich stellt die Motorraumverkleidung dar. Für dieses Teil stehen sowohl in M1:4 als auch in M1:1 Meßdaten zur Verfügung. In der Bewertung dieses Teils ist weder in M1:1 noch in M1:4 eine signifikante Abhängigkeit von der Bodensimulation erkennbar. Sowohl was den Widerstandsbeiwert als auch was die Auftriebsbeiwerte anbelangt, scheint die Unterbodenverkleidung am realen Fahrzeug wirksamer zu sein.

### 5.3 Gestaltung von Radhaus und Radaufhängung

Das Hinzufügen von Radhäusern und Rädern an einen Fahrzeuggrundkörper hat meist eine deutliche Erhöhung von Widerstand und Auftrieb zur Folge [18]. Danach steigt der Widerstand des Modells im wesentlichen in Abhängigkeit des Radhaus-

<i>Variante</i>	<i>LB</i>	<i>Rad</i>	$\Delta c_W$	$\Delta c_{AV}$	$\Delta c_{AH}$
Unterbodensicken ausgefüllt	1	1	-0,003	0,000	-0,021
	0	0	-0,004	0,001	-0,019
Hinterschnitt Reserveradmulde ausgefüllt	1	1	0,001	0,003	-0,011
	0	0	0,001	0,003	-0,009
Heckdiffusorwinkel 0°	1	1	0,003	-0,001	-0,035
	0	1	0,002	-0,002	-0,031
	1	0	0,000	-0,005	-0,021
	0	0	0,000	-0,006	-0,018
ohne Abgasanlage, Kardantunnel zu	1	1	-0,005	-0,008	0,012
	0	1	-0,004	-0,008	0,009
	1	0	0,000	-0,010	0,013
	0	0	-0,001	-0,012	0,010
ohne Motorraumverkleidung, M1:4	1	1	0,002	0,007	0,000
	0	0	0,002	0,000	0,002
ohne Motorraumverkleidung, M1:1	1	1	0,004	0,013	-0,003
	0	0	0,003	0,014	-0,005

Tabelle 7: Einfluß der Unterbodengestaltung am M1:4-Modell auf die gemessenen Beiwerte

Durchmessers an. Der Auftrieb sinkt zunächst mit zunehmender Radhaustiefe auf ein Minimum um dann bei einer weiteren Zunahme wieder anzusteigen. Es muß damit gerechnet werden, daß neben der Form des Radhauses auch die Art der Bodensimulation einen deutlichen Einfluß auf Auftrieb und Widerstand hat.

Um diese Einflüsse am CLK-Modell zu quantifizieren, wurden neben dem Ausgangszustand mit sehr realistisch dargestellten Radhäusern einige vereinfachte Varianten untersucht. Die Ergebnisse sind in Tabelle 8 in Abhängigkeit der Bodensimulation dargestellt. Zunächst wurde der Hinterschnitt hinter den äußeren Radhausbogen aufgefüllt, so daß eine annähernd zylindrische Form der Radhäuser entstand. Mit Raddrehung sank der Widerstand nur unwesentlich um 1-2 Punkte. Ohne Raddrehung war diese Absenkung mit 5-6 Punkten deutlicher. Auch die Zunahme des Vorderachsauftriebes fiel bei stehenden Rädern deutlich stärker aus als bei drehenden Rädern. Beim Hinterachsauftrieb kehrte sich dieser Trend um. Mit Raddrehung war die Zunahme deutlich größer als ohne. Die Varianten mit abgedeckten Felgen und ohne Kühlluft (hier nicht dargestellt) bestätigten die beschriebenen Trends, die Beträge waren jedoch unterschiedlich. Dies bedeutet, daß auch die Radhausform nicht getrennt von der Form der Felgen und der Art der Kühlluftdarstellung untersucht werden kann.

Wenn die vorderen Radhäuser zum Motorraum hin abgedichtet werden, sinkt der Widerstand ohne Raddrehung um 4, mit Raddrehung um 6 Punkte. Interessanterweise hat dabei die Kühlluft keinen Einfluß, wie die entsprechenden Varianten gezeigt haben. Die Auftriebsbeiwerte werden kaum beeinflußt.

<i>Variante</i>	<i>LB</i>	<i>Rad</i>	$\Delta c_W$	$\Delta c_{AV}$	$\Delta c_{AH}$
Hinterschnitt Radhaus ausgefüllt	1	1	-0,001	0,010	0,019
	0	1	-0,002	0,012	0,018
	1	0	-0,006	0,025	0,012
	0	0	-0,005	0,025	0,011
Vorderes Radhaus zum Motor hin dicht	1	1	-0,006	-0,002	0,007
	0	0	-0,004	0,000	0,001
Hinteres Radhaus zum Kardan hin dicht	1	1	-0,008	0,001	0,017
	0	0	-0,002	-0,003	-0,001
Radhaustiefe Vorderräder verringert	1	1	-0,008	-0,016	0,012
	0	1	-0,008	-0,016	0,011
	1	0	-0,004	-0,038	0,001
	0	0	-0,006	-0,035	-0,001
Radaufhängung Vorderräder vereinfacht	1	1	-0,003	-0,004	0,007
	0	1	-0,004	-0,004	0,007
	1	0	0,000	-0,007	0,007
	0	0	-0,001	-0,006	0,006
Hinterräder ohne Sturz	1	1	-0,007	-0,008	-0,013
	0	1	-0,007	-0,005	-0,012
	1	0	0,000	-0,005	-0,012
	0	0	0,000	0,007	-0,013

Tabelle 8: Einfluß der Radhausgestaltung am M1:4-Modell

Werden die hinteren Radhäuser zum Differentialgetriebe hin abgeschlossen, so macht sich diese Änderung mit Raddrehung wieder stärker bemerkbar als ohne. Der Widerstandsbeiwert sinkt um 8 Punkte, der Vorderachsauftrieb bleibt etwa gleich, der Hinterachsauftrieb steigt um 17 Punkte an. Ohne Raddrehung und Laufband liegt die Widerstandsabnahme bei 2 Punkten, der Auftrieb an der Vorderachse senkt sich um 3 Punkte, an der Hinterachse um 1 Punkt.

Wird die Radhaustiefe an den Vorderrädern verringert, so sinkt der Widerstand in Abhängigkeit der Raddrehung um 8 bzw. 4 Punkte. Die Auftriebe sinken an der Vorderachse stehend stärker als drehend. An der Hinterachse wird drehend eine Zunahme um 11-12 Punkte gemessen, mit stehenden Rädern ist die Änderung vernachlässigbar.

In einer weiteren Variante wurde die sehr detailgetreue Radaufhängung an den Vorderrädern des CLK-Modells stark vereinfacht und "voluminöser" dargestellt, wodurch auch das effektive Radhausvolumen leicht verringert wurde. Diese Modifikation bewirkte mit drehenden Rädern eine leichte Verringerung des  $c_W$ -Wertes um 3-4 Punkte, mit stehenden Rädern sind diese Änderungen vernachlässigbar, ebenso die Wirkung auf die Auftriebsbeiwerte.

Die Räder des M1:4-Modells besitzen eine vergleichsweise komplexe Einzelradaufhängung. Dies ermöglichte es, den Sturz an den Hinterrädern, der beim Serien-

fahrzeug ca.  $3^\circ$  beträgt, auch am Modell darzustellen. Wenn der Sturz am Modell auf  $0^\circ$  zurückgenommen wird, wie das bei den wesentlich einfacher zu handhabenden Starrachsen der Fall wäre, so hat dies nur bei drehenden Rädern einen Einfluß auf den Widerstand des Modells. Der  $c_W$ -Wert steigt dann um 7 Punkte. Die Auftriebe bleiben von der Art der Bodensimulation unbeeinflusst. An der Vorderachse steigt der Auftrieb um 5-8 Punkte, an der Hinterachse sinkt er um 12-13 Punkte.

## 5.4 Zusammenfassung und Ausblick

Die Auswertung einer Vielzahl von Varianten hat gezeigt, wie sensitiv das Modell auf Modifikationen im Bereich der Räder und Felgen reagiert. Zwar wurde in den meisten Fällen in Abhängigkeit der Bodensimulation keine Umkehr der Trends einer Maßnahme festgestellt, die Beträge der Änderungen unterschieden sich jedoch meist. Zudem wurde deutlich, daß sich die Maßnahmen an Felge, Rad, Radhaus und Kühlluft häufig gegenseitig beeinflussen, was eine getrennte Untersuchung einzelner Maßnahmen in diesem Bereich wesentlich erschwert. Der Unterbodenbereich ist im Vergleich dazu weniger kritisch.

Die "richtige" Simulation der Raddrehung im Modellmaßstab gestaltet sich durch die große Sensitivität gegenüber den Randbedingungen sehr schwierig. Wie bereits angesprochen, scheint es daher sinnvoll zu sein, zumindest einen Teil der Messungen im Versuchsaufbau mit "Minilaufbändern" zu wiederholen.

## 6 Rechnerische Simulation des Einflusses von Laufband und Grenzschichtvorabsaugung

Windkanalmessungen mit dem in Kapitel 4 beschriebenen Aufbau mit Grenzschichtvorabsaugung und schmalen Laufband haben zum Ziel, die Strömungsbedingungen der realen Straßenfahrt im Windkanal besser zu simulieren.

Die Messungen mit dem CLK-Modell am FKFS-Modellwindkanal haben gezeigt, daß hier die Grenzschichtvorabsaugung in seiner Wirkung gegenüber dem Laufband deutlich dominiert: bei Zuschaltung der Vorabsaugung erhöhte sich der  $c_W$ -Wert des Modells durchschnittlich um 18 Punkte, wenn nur das Laufband aktiviert wurde, stieg dieser im Mittel lediglich um 0,2 Punkte. Dies wurde als Hinweis darauf interpretiert, daß hier möglicherweise Nebeneffekte eine Rolle spielen, die nicht alleine auf den Parameter "Grenzschichtdicke" zurückzuführen sind. Es stellt sich also die Frage, welche Wirkzusammenhänge hier aktiv sind, wie sich die beiden angesprochenen Komponenten "Absaugung" und "Laufband" auf das Strömungsfeld und damit das Meßobjekt auswirken und schließlich wie gut unter diesen Randbedingungen die Simulation der Straßenfahrt gelingt.

Um diese Fragen beantworten zu können, wurde zum Ende dieser Arbeit mit dem kommerziellen CFD-Programm STARCD [14] eine Strömungssimulation durchgeführt, welche die Wirkung der Vorabsaugung und des schmalen Laufbandes, wie sie am FKFS-Modellwindkanal eingesetzt wurden, untersucht. Der Vorteil einer solchen numerischen Untersuchung gegenüber experimentellen Methoden ist, daß hier sämtliche Strömungsgrößen im (diskretisierten) Strömungsfeld zur Verfügung stehen. Ebenso lassen sich andere Randbedingungen, wie z.B. ein komplett bewegter Boden sehr viel einfacher darstellen.

### 6.1 Das Simulationstool STARCD

STARCD ist ein Finite Volumen Programm zur Strömungsanalyse, das von der Firma **Computational Dynamics Limited (CD)** in London/GB entwickelt wird. Details zu den verwendeten numerischen Verfahren sind in [13] aufgeführt und werden hier nur kurz angerissen.

#### 6.1.1 Diskretisierungsverfahren in STARCD

In STARCD wird das Diskretisierungsverfahren nach der Methode der Finiten Volumen angewendet. Dazu wird der Rechenraum in Kontrollvolumina aufgeteilt. In einem ersten Schritt erfolgt eine Integration über das jeweilige Kontrollvolumen (Zelle) und dessen Oberfläche. Dann wird eine Approximation der unabhängigen Variablen im Mittelpunkt der Zelle durchgeführt. Die Diskretisierungsmethode formt die reynoldsgemittelten Navier-Stokes-Gleichungen (Erhaltungsgleichungen

für Masse und Impuls und Energie für turbulente Strömungen) so um, daß für jede unabhängige Variable in jeder Zelle des Rechnernetzes eine diskrete, approximierte Gleichung zu lösen ist. Das sich ergebende Gleichungssystem mit der entsprechenden Anzahl der Unbekannten wird in STARCD mit einem iterativen Verfahren, basierend auf dem SIMPLE-Algorithmus gelöst.

### 6.1.2 Weitere Annahmen

**Turbulenz** Die Fahrzeugumströmung kann als voll turbulent angesehen werden. Laminar-turbulente Übergänge können vernachlässigt werden. Die Erfassung der Wirkung der turbulenten Strömungsgrößen in einem numerischen Verfahren erfordert in der Regel den Einsatz eines sog. Turbulenzmodells. Für die hier behandelten Fälle wurde das lineare  $k-\epsilon$ -Modell mit einem logarithmischen Wandgesetz verwendet [40].

**Fluideigenschaften** Da die Machzahl der untersuchten Strömungen bei  $Ma < 0,2$  liegt, wird die Luft als inkompressibel angesehen. Sie wird als ideales Gas behandelt und besitzt die Eigenschaften eines Newton'sches Mediums.

**Stationarität** Die Fahrzeugumströmung besitzt neben stationären Anteilen auch hochgradig instationäre Anteile [28]. Um den hohen Aufwand einer instationären Berechnung zu vermeiden, werden in dieser Arbeit rechnerisch nur stationäre Anteile berücksichtigt, d.h. die zeitliche Abhängigkeit der Variablen verschwindet ( $\frac{\partial}{\partial t} = 0$ ). Da für den Vergleich mit dem Experiment ohnehin zeitlich gemittelte Meßergebnisse herangezogen werden, scheint dieses Vorgehen gerechtfertigt.

## 6.2 Verifikationsstrategie

Die Verwendung des CFD-Tools STARCD zur Untersuchung des vorliegenden Strömungsproblems erfordert auch, eine Aussage über die auftretenden Fehler in den numerischen Lösungsalgorithmen und Unzulänglichkeiten der verwendeten physikalischen Modelle zu treffen, d.h. eine geeignete Verifikationsstrategie für dieses Problem zu finden. Unter dem Begriff der Verifikation versteht man in diesem Zusammenhang die *Auswahl und Anpassung der Rechnernetze und Lösungsalgorithmen sowie die Parameteranpassung der unzulänglichen physikalischen Modelle* [39]. Die klassischen Verifikationsbeispiele "Turbulente Plattengrenzschicht", "turbulente Rohrströmung" und "Rückwärtsgeneigte Stufe" u. a., die für die Verifikation von Umströmungs- und Innenströmungsproblemen relevant sind, wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht nachgerechnet. Eine umfangreiche Verifikation hierzu findet sich in [30].

Zunächst erfolgte eine Simulation der Strömung des leeren Kanals, um so den Übereinstimmungsgrad der Simulationsergebnisse durch einen Vergleich mit Druck- und

LDA-Messungen aus dem FKFS-Modellwindkanal zu ermitteln. Interessante Meßgrößen waren hier der Verlauf des statischen Druckes im Freistrahle in Abhängigkeit der Grenzschichtvorabsaugung sowie Geschwindigkeitsprofile insbesondere in den Randzonen des Laufbandes. In einem weiteren Schritt erfolgte die Simulation der Umströmung um den SAE-Körper mit Stufenheck. Die Wahl fiel auf diese relativ simple Geometrie, um die numerische Simulation des bewegten Laufbandes und der Grenzschichtvorabsaugung zunächst an einem einfachen Fahrzeuggrundkörper mit glattem Unterboden zu verifizieren. Bei realen Fahrzeugformen wie dem Mercedes CLK ist die geometrische Auflösung des Unterbodens im Rechenmodell problematisch und hat bisher zu keiner befriedigenden Übereinstimmung mit Meßergebnissen geführt.

Ebenso unberücksichtigt blieb auch der Einfluß der Raddrehung, da die Simulation dieser Effekte sehr komplex ist und auch hierfür noch keine verifizierten Ergebnisse vorliegen. Der ausgewählte SAE-Körper ruht statt auf (stehenden) Rädern nur auf dünnen zylindrischen Stiften (vgl. Abb. 3.23), so daß in diesem Bereich keine realistische, d.h. fahrzeugähnliche Verblockung vorliegt. Für die untersuchten Problemstellungen wurde diese Geometrie dennoch als geeignet angesehen, zumal auf dem Gebiet der Simulation von Grenzschicht- und Laufbadeinflüssen bei DaimlerChrysler bis dahin noch keine Erfahrungen vorlagen. Die Verifikation der Rechnungen mit SAE-Körper konnte nur im Vergleich mit gemessenen Kraftbeiwerten erfolgen. Druckmessungen o.ä. standen nicht zur Verfügung.

## 6.3 Das Rechnetz bei leerem Kanal

### 6.3.1 Modellierung der Geometrie

Der Bereich unterhalb des Meßstreckenbodens ist im FKFS-Modellwindkanal konstruktiv so gestaltet, daß die Absaugkästen der Grenzschichtvorabsaugung und der Laufbandbereich in einer abgeschlossenen, untergliederten Kammer eingelassen sind, die unter Unterdruck gesetzt wird. Der Unterdruck wird durch zwei Radialgebläse erzeugt, die an der kollektorseitigen Kammerwand angeschlossen sind und den Volumenstrom der Vorabsaugung wegfördern. Die Absaugrate der Grenzschichtbeeinflussung wird so eingestellt, daß eine bestimmte Druckdifferenz  $\Delta p_{GSVA}$  zwischen dem Plenum und der Kammer erreicht wird. Messungen der Grenzschichtprofile in Abhängigkeit von verschiedenen Absaugraten finden sich in [42]. Die Vorabsaugung wird nach oben hin durch eine in den Boden eingelassene, perforierte Abdeckplatte ("Absauggitter") mit einem Lochdurchmesser von 1,2 mm abgeschlossen. Der Drehscheibenring des Meßtisches teilt konstruktionsbedingt den Absaugbereich wiederum in zwei Teilbereiche, eine "erste" und "zweite" Vorabsaugung auf. Das Laufband mit seiner Spann- und Antriebseinheit ist so in die Absaugkammer eingelassen, daß die Oberseite des Bandes mit dem übrigen Meßstreckenboden plan ist. Ebenfalls konstruktionsbedingt befinden sich rings um das Laufband Spaltbereiche unterschiedlicher Breite (von 1,2 mm bis 0,2 mm), die eine Verbindung zur Absaugkammer haben. Durch diese Spaltzonen wird ebenso

Luft abgesaugt, wodurch ein Einfluß der Spaltgeometrien auf die lokale Grenzschichtausbildung um das Laufband herum erwartet wurde (vgl. Abb. 6.48).

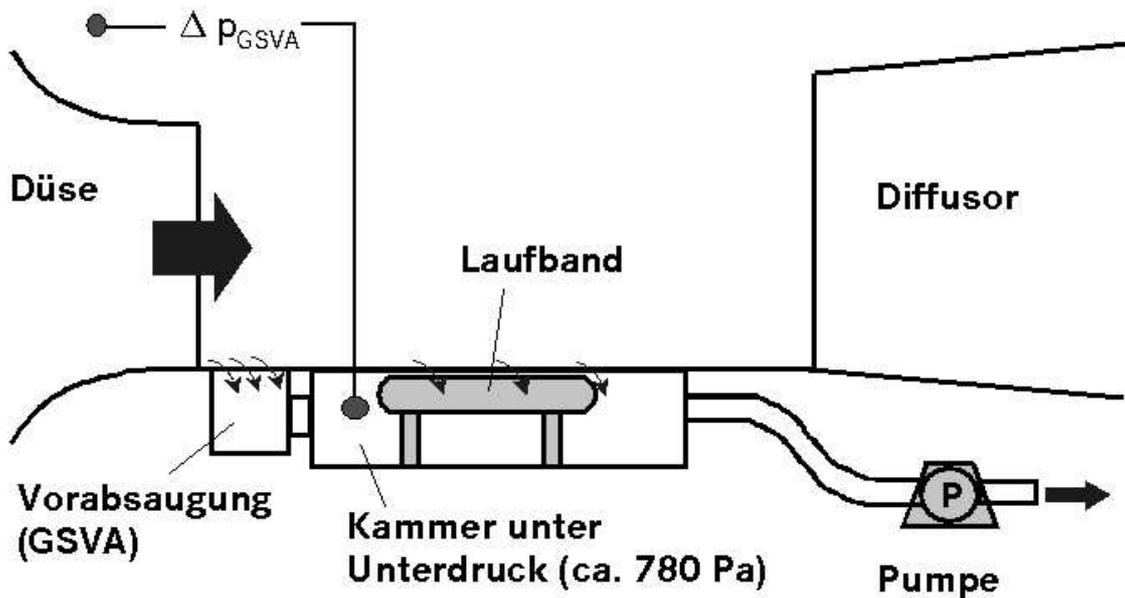


Abb. 6.48: Prinzipskizze des FKFS-Modellwindkanals mit Grenzschichtvorabsaugung und Laufband

Wie in [30] gezeigt wurde, hat die Geometrie des Windkanals einen Einfluß auf die berechneten aerodynamischen Beiwerte. Der immense Aufwand zur Modellierung der Windkanalgeometrie von der Vorkammer bis zum Kollektor wurde im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht geleistet, da der Fokus auf der Wirkung des Laufbandes und der Grenzschichtvorabsaugung liegt. Hierbei wurde angenommen, daß alle wesentlichen Effekte hinreichend genau beschrieben werden, wenn der Bereich oberhalb des Meßstreckenbodens durch eine genügend große, einfache "Box" mit Einström- und Ausströmrand beschrieben werden. Diese Box hat die Abmessungen  $l \times b \times h = 7,5 \times 2,6 \times 1,3 \text{ m}$ , was mit dem SAE-Modell in M1:4 zu einer Versperrung von  $\varphi = 3,5 \%$  führt. Die komplexen baulichen Gegebenheiten um die Grenzschichtvorabsaugung und das Laufband herum schienen jedoch eine komplette Modellierung des Meßstreckenunterbaus notwendig zu machen. Dies wurde durch die Verifikationsmessungen, die im Abschnitt 6.4 beschrieben werden, bestätigt.

### 6.3.2 Modellierung der Grenzschichtvorabsaugung

Das gesamte Rechnernetz wurde aus zwei Teilnetzen aufgebaut. Der Teilbereich unterhalb des Meßstreckenbodens wurde basierend auf einer CAD-Geometrie mit dem halbautomatischen Vernetzungstool SAMM (Semi Automatic Meshing Methodology) [1] erstellt, der quaderförmige Teil oberhalb des Bodens (im folgenden

”Windkanalbox” genannt) wurde in PROSTAR [14] vernetzt, wobei im Bereich der Grenzschichtvorabsaugung und um die Laufbandspalte herum die Netzauflösung stark erhöht wurde. Da die Löcher in der Abdeckplatte der Grenzschichtvorabsaugung ( $d = 1,2 \text{ mm}$ ) im Rechnetz geometrisch nicht aufgelöst werden können, erfolgte deren Modellierung durch ”poröse Elemente”. Dies sind in der STARCD-Terminologie spezielle Zelltypen, denen ein verteilter, richtungsabhängiger Durchströmwiderstand zugewiesen wurde [13]. Dabei wird angenommen, daß in dem Volumen, das den verteilten Widerstand enthält, überall ein lokales Gleichgewicht zwischen Druck und Widerstandskraft herrscht, so daß gilt:

$$-K_i u_i = \frac{\partial p}{\partial \xi_i} \quad (63)$$

darin sind  $\xi_i$  ( $i = 1, 2, 3$ ) die drei (orthogonalen) ortotropen Raumrichtungen und  $K_i$ ,  $u_i$  die Durchlässigkeit bzw. die künstliche Geschwindigkeit in der Richtung  $\xi_i$ . Die Durchlässigkeit  $K_i$  wird als quasilineare Funktion des Betrags der künstlichen Geschwindigkeit  $|\vec{v}|$  betrachtet:

$$K_i = \alpha_i |\vec{v}| + \beta_i \quad (64)$$

Die Konstanten  $\alpha_i$  und  $\beta_i$  wurden aus Messungen des abgesaugten Volumenstroms über der Druckdifferenz  $\Delta p_{GSVA}$  ermittelt, wobei nur ein Durchströmen in Richtung normal zum Absauggitter zugelassen wurde. Die Messung der Massenströme erfolgte mittels eines vorkalibrierten, kommerziellen Durchflußmeßsystems für Rohrströmungen, das nach dem Prinzip der Heißfilmsonde arbeitet und hinter die Absaugpumpe geschaltet wurde. Um die Meßergebnisse nicht zu verfälschen, mußte vor der Heißfilmsonde eine gewisse Einlaufstrecke mit Gleichrichtern und Sieben vorgeschaltet werden. Dadurch erhöhte sich der Gesamtdruckverlust des Systems so stark, daß die Pumpe den Betriebspunkt von  $\Delta p_{GSVA} = 785 \text{ Pa}$  nicht mehr erreichen konnte. Daher wurde der Massenstrom im Betriebspunkt aus den vorhandenen Messungen extrapoliert. Mit den oben angegebenen Gleichungen 63 und 64 ergeben sich aus diesen Messungen die Konstanten  $\alpha_i$  und  $\beta_i$  zu:

$i$ – Richtung	$x$	$y$	$z$
$\alpha_i$	0	0	2500
$\beta_i$	$1 \cdot 10^6$	$1 \cdot 10^6$	4130

In Abb. 6.49 ist die Durchströmcharakteristik des Absauggitterbereiches von Messung und Rechnung dargestellt. Zunächst wurden aus den Messungen die Druckverlustbeiwerte  $\zeta_i$  bestimmt. Im Rechenmodell wurde dann eine bestimmte Absaugrate  $\dot{m}$  vorgegeben und die sich dabei einstellende Druckdifferenz  $\Delta p_{GSVA}$  ausgewertet. Vergleicht man die berechneten Betriebspunkte mit den extrapolierten Meßwerten, so ist eine gute Übereinstimmung zu erkennen.

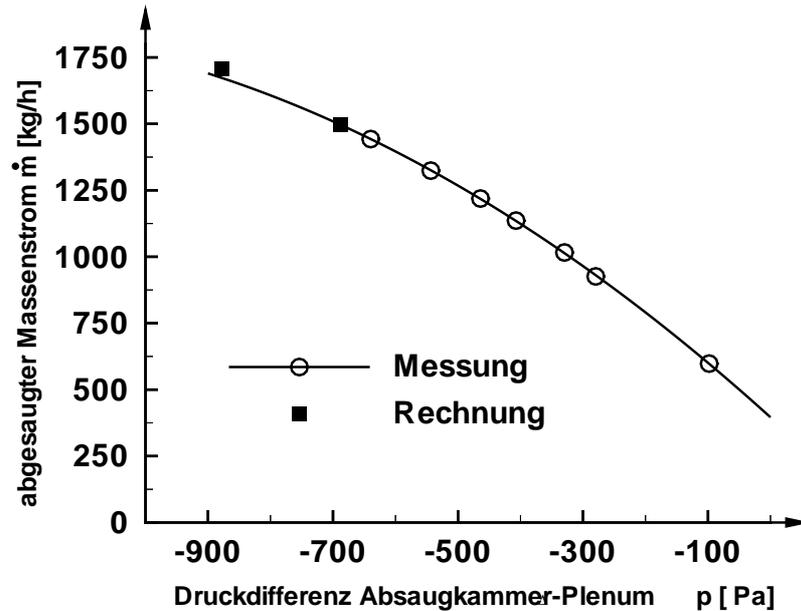


Abb. 6.49: Abgesaugter Massenstrom  $\dot{m}$  über der Druckdifferenz  $\Delta p_{GSVA}$  zwischen Plenum und Absaugkammer

### 6.3.3 Randbedingungen

**Einströmrand** Die gesamte Stirnfläche der Windkanalbox wurde als Einströmrand definiert, so daß ein homogenes Einströmen mit  $u_\infty = 50 \text{ m/s}$  dargestellt wurde. Die mit der Laufbandlänge  $L$  gebildete  $Re$ -Zahl beträgt  $Re_L = 3,6 \cdot 10^6$ . Die Turbulenzgrößen am Eintritt wurden mit  $K = 0,01$  und  $\epsilon = 0,01$  vorgegeben.

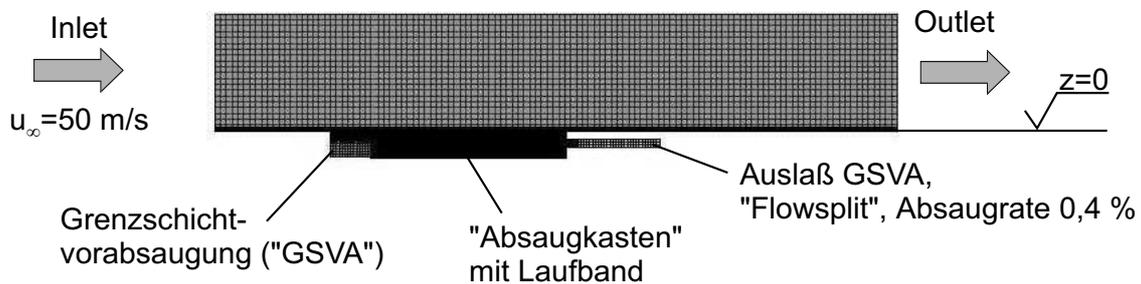
**Ausströmrand** Der Ausströmrand wurde mit der Option "Flow-Split" auf die hintere Stirnseite gelegt, so daß der Volumenstrom oberhalb des Bodens hier das Rechengelände verläßt. Der abgesaugte Volumenstrom wurde analog zum realen Kanal über zwei Auslässe am hinteren Ende der Absaugkammer abgeleitet und hatte einen Anteil von 0,4 % am Gesamtvolumenstrom.

**Sonstige Randbedingungen** Der Windkanalboden um das Laufband wurde als glatte Wand mit Haftbedingung ("Wall, noslip") dargestellt, so daß sich eine natürliche Grenzschicht aufbauen kann. Die übrigen Seiten der Windkanalbox wurden als Wände ohne Haftbedingung dargestellt. Die Bewegung des Laufbandes wurde durch noslip-Walls simuliert, denen die Geschwindigkeit  $v_{Band} = 50 \text{ m/s}$  vorgegeben wurde. In den beiden Ringspalten an der Bandvorder- und Hinterkante wurde diese Translationsbewegung in einem entsprechenden Zylinderkoordinatensystem in eine Rotationsbewegung umgerechnet. Die Turbulenz wurde mit einem

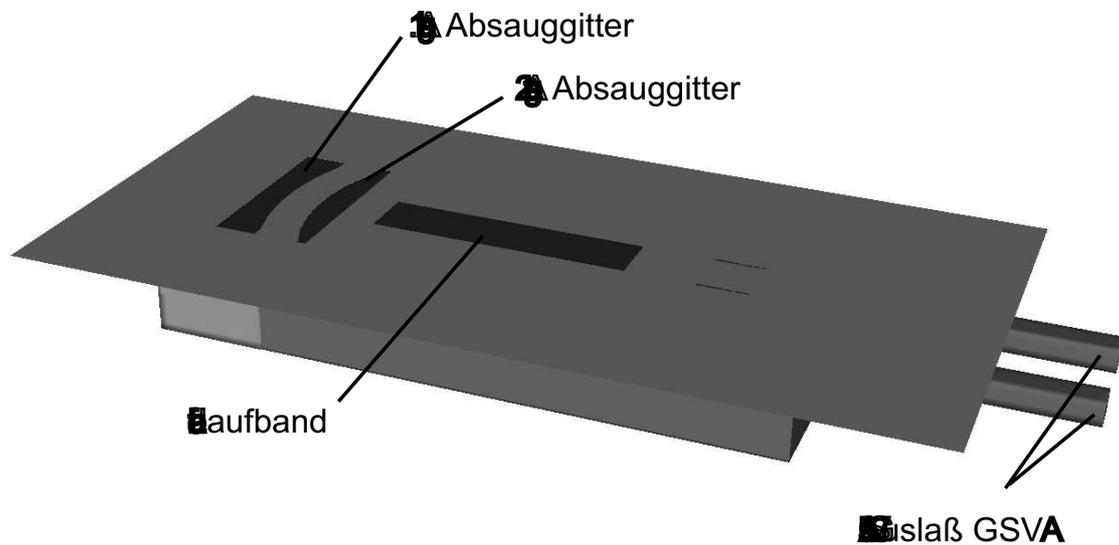
linearen  $K - \epsilon$ -Turbulenzmodell mit logarithmischem Wandgesetz modelliert. Die  $y^+$ -Werte lagen zwischen  $20 \leq y^+ \leq 150$ .

### 6.3.4 Darstellung der Netzgeometrie bei leerem Kanal

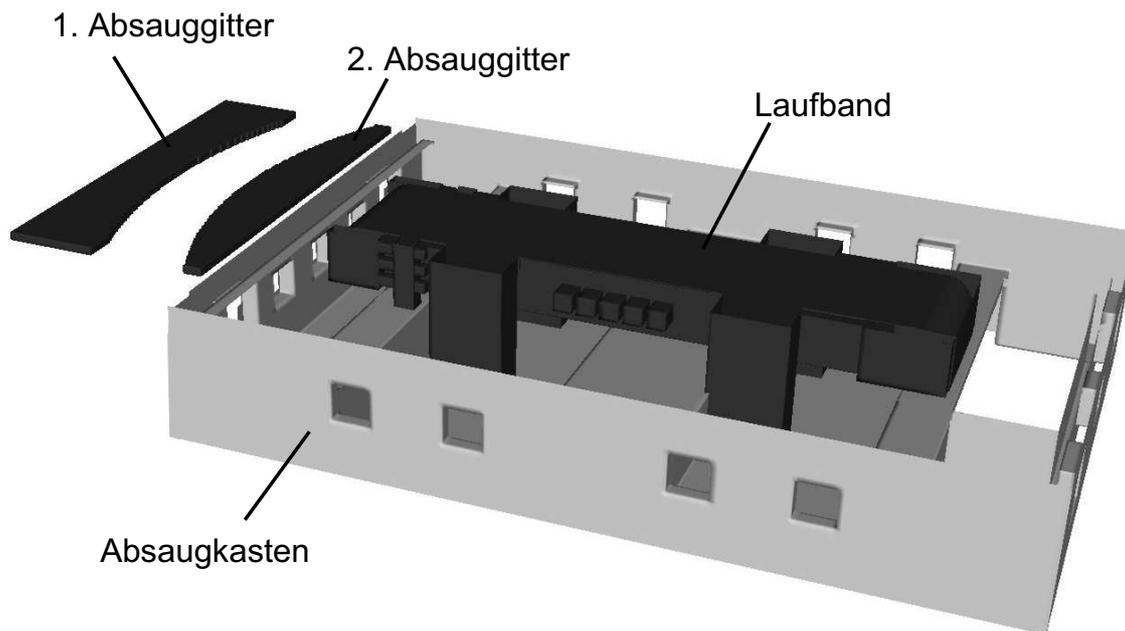
In den Abb. 6.50-6.53 ist die beschriebene Netzgeometrie für den leeren Windkanal dargestellt. Dieses Rechenetz wurde als Ausgangsnetz für die Simulation mit SAE-Körper verwendet.



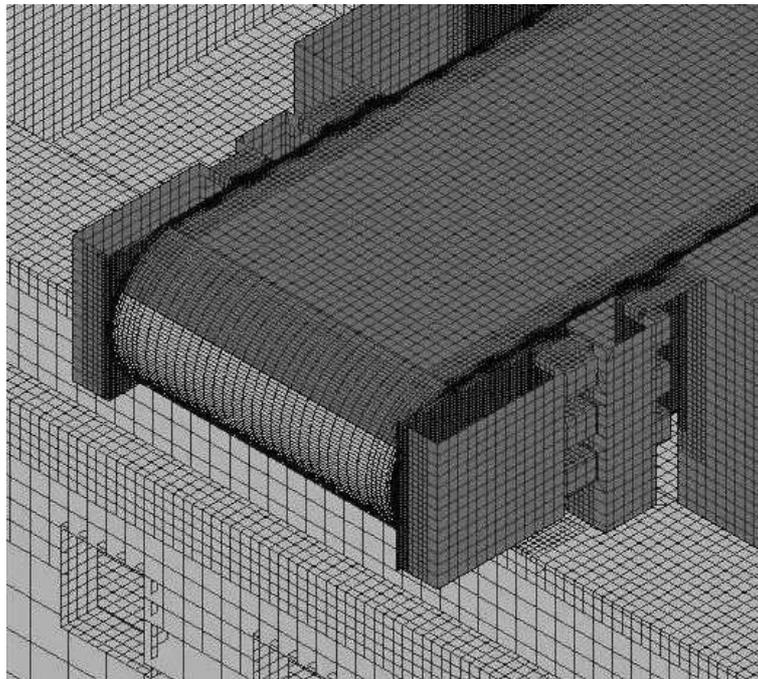
**Abb. 6.50:** Netzgeometrie "leerer Kanal", Seitenansicht mit Vorabsaugung, Laufband und aufgeprägten Randbedingungen



**Abb. 6.51:** Geometrie des Rechenmodells im Bodenbereich mit Absauggittern, Laufband und Auslässen



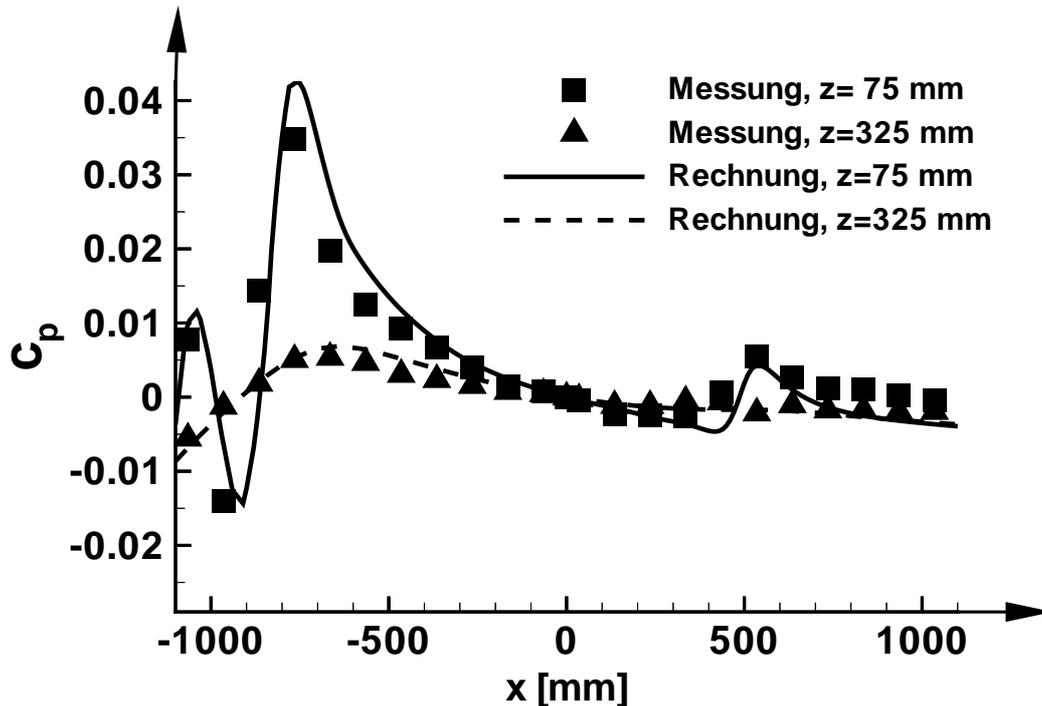
**Abb. 6.52:** Geometrie des Rechenmodells im Unterbodenbereich mit Laufband und "Absaugkasten"



**Abb. 6.53:** Netzgeometrie Detail Laufbandvorderkante

## 6.4 Vergleich Messung-Rechnung bei leerem Kanal

Um bei der Simulation der Umströmung des SAE-Körpers verwertbare Ergebnisse erzielen zu können, ist es notwendig, bestimmte Effekte im leeren Kanal zumindest qualitativ richtig berechnen zu können. Zu diesen sensitiven Größen zählt die Druckverteilung längs der Meßstrecke. In Abb. 6.54 ist der Verlauf des statischen Druckbeiwertes  $c_p$  von Messung und Rechnung bei eingeschalteter Vorabsaugung zu sehen. Dargestellt sind die Werte in den beiden Höhen  $z = 75 \text{ mm}$  und  $z = 325 \text{ mm}$  in der Mitte des Kanals, also bei  $y = 0 \text{ mm}$ .



**Abb. 6.54:** Verlauf des statischen Druckbeiwertes  $c_p$  im leeren Kanal mit eingeschalteter Grenzschichtvorabsaugung, Quelle Messung: FKFS

Zu beachten ist, daß sich in der Messung die Effekte der Grenzschichtvorabsaugung mit dem Druckgradienten des leeren Kanals ohne Grenzschichtbeeinflussung überlagern. Für eine bessere Vergleichbarkeit mit der Rechnung wurden daher die Meßwerte korrigiert, indem der Gradient der leeren Meßstrecke subtrahiert und eine Tarierung (Nullpunktgleich) auf den  $c_p$ -Wert bei  $x = 0 \text{ mm}$  vorgenommen wurde. Der qualitative Verlauf wird von der Simulation gut wiedergegeben, jedoch ist bei genauerer Betrachtung der Gradient in der Simulation durchgängig etwas größer als in der Messung. Die Senkenwirkung der beiden Absauggitter (bei  $-1100 \text{ mm} < x < -900 \text{ mm}$  und  $-850 \text{ mm} < x < -750 \text{ mm}$ ) erzeugt jeweils einen starken Druckanstieg, der in Richtung des Kollektors wieder abgebaut wird. Das

Laufband erstreckt sich von  $-620 \text{ mm} < x < 490 \text{ mm}$ . Über dem Spalt am Ende des Laufbandes kommt es wieder zu einem Druckanstieg, der auch in der Simulation wiedergegeben wird. Diese Druckspitze wird zum einen durch die Unstetigkeit in der Bodengeometrie verursacht, zum anderen wird durch den Spalt zwischen Laufband und Boden auch Luft abgesaugt, wodurch ähnlich wie bei der Vorabsaugung eine Senkenwirkung entsteht. Mit zunehmender Höhe wird die Abweichung zwischen Messung und Rechnung kleiner, wie sich in der besseren Übereinstimmung der Kurven für  $z = 325 \text{ mm}$  zeigt.

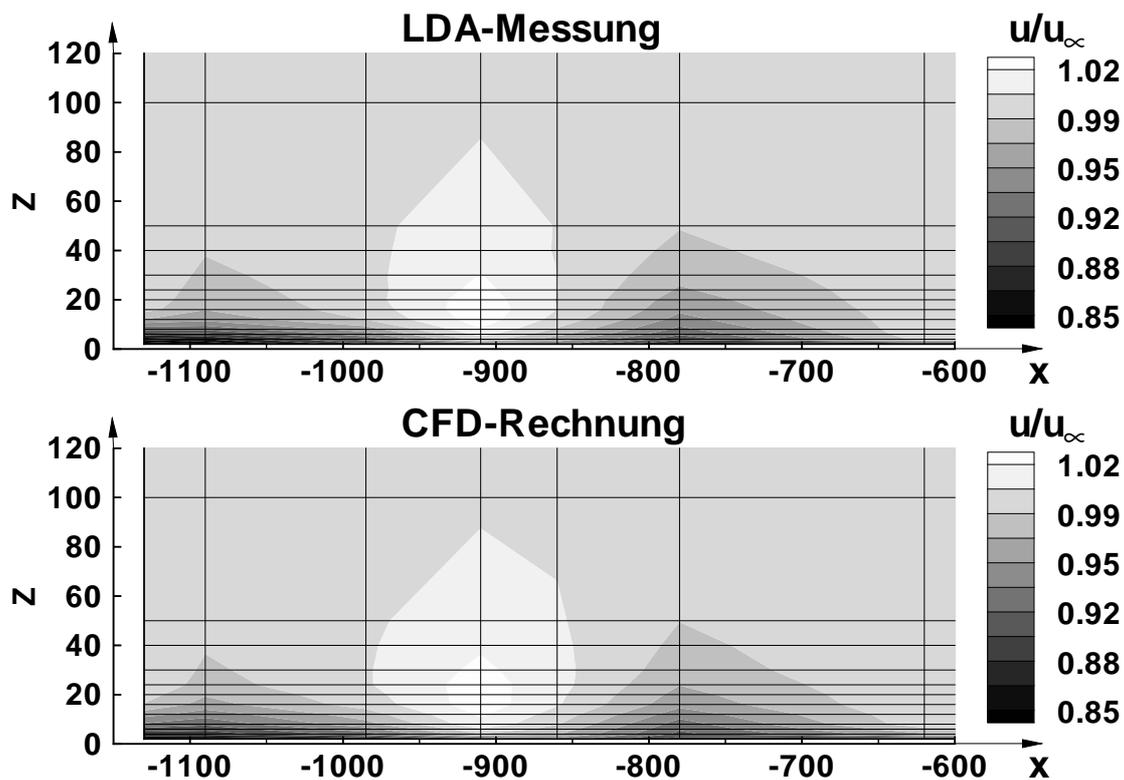


Abb. 6.55: Dimensionslose Hauptströmungskomponente  $u/u_\infty$  über der Vorabsaugung, Vergleich LDA-Messung – Rechnung

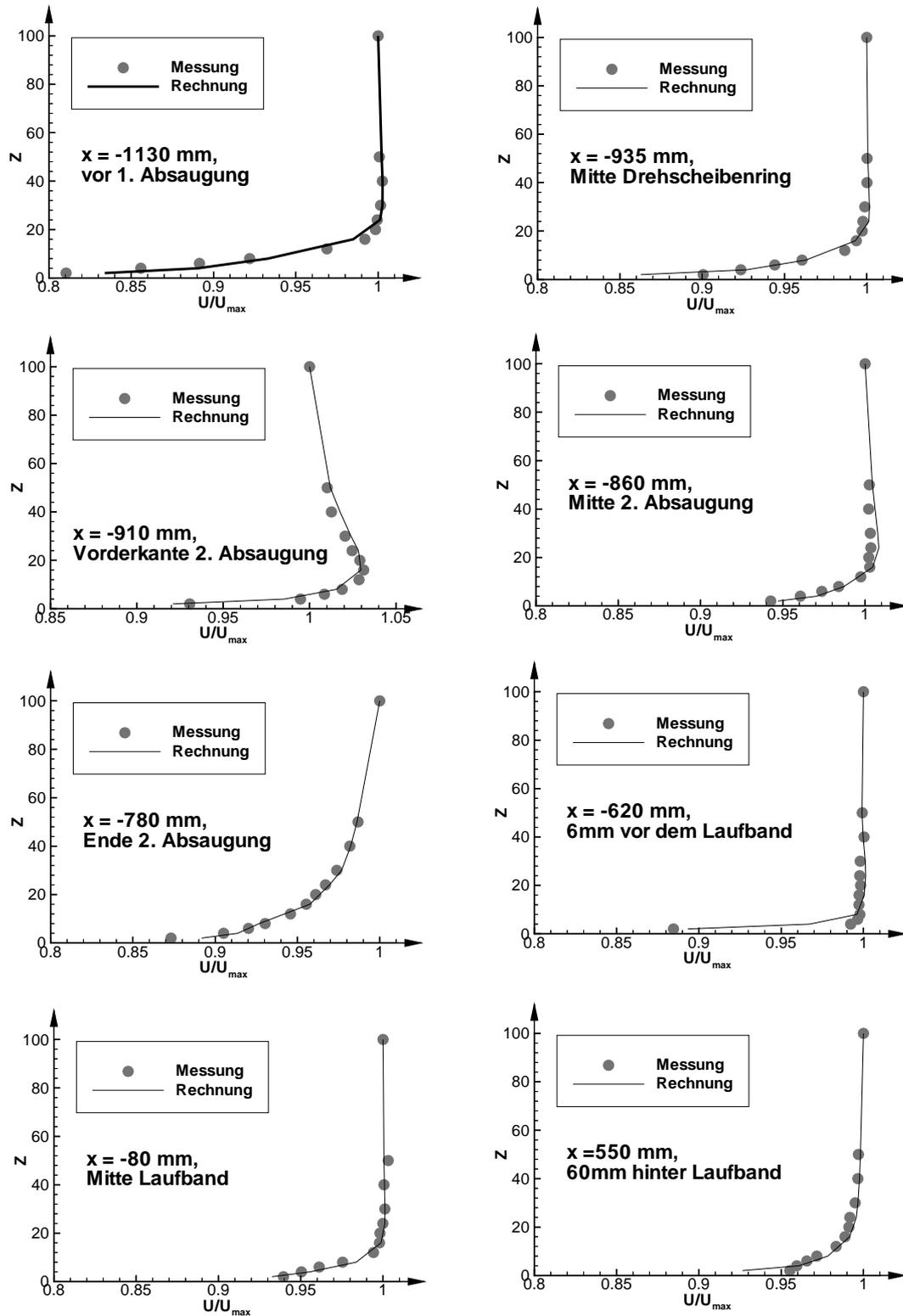
Der beschriebene Senkeneffekt der Grenzschichtvorabsaugung wurde mittels LDA noch einmal detaillierter vermessen. Abb. 6.55 zeigt den Vergleich zwischen gemessenem und berechnetem Strömungsfeld über den beiden Absauggittern in der Mitte des Kanals. Aufgetragen ist die Hauptströmungskomponente  $u$ , die mit der größten auftretenden Geschwindigkeit  $u_{max}$  dimensionslos gemacht wurde. Analog zu den Druckmessungen in Abb. 6.54 ist auch hier eine qualitativ gute Übereinstimmung vorhanden. Aus diesen und weiteren Messungen wurden die in Abb. 6.56 dargestellten Grenzschichtprofile extrahiert, die eine einfachere quantitative Einschätzung des Übereinstimmungsgrades ermöglichen. Abgebildet sind von links oben bis rechts unten die normierten Grenzschichtprofile längs des Kanalbodens. Der unterste (wandnächste) Meßpunkt wurde bei  $z = 2 \text{ mm}$  gemessen. Hier ergeben sich im

Vergleich Messung – Rechnung mit max. 4 % die größten Abweichungen.

Ein weiterer wichtiger Punkt in der Verifikation der Rechnung des leeren Kanals war die Analyse des Einflusses der Randspalte um das Laufband. In Abb. 6.57 sind fünf Ebenen bei  $x = konst.$  dargestellt (das Laufband erstreckt sich von  $-620\text{ mm} < x < 490\text{ mm}$ ). Der seitliche Rand des Laufbandes liegt bei  $y = -120\text{ mm}$ , links davon ( $y < -120\text{ mm}$ ) ist der unbewegte Kanalboden. Zusätzlich zur Auftragung der Hauptströmungskomponente  $u$ , die mit der Geschwindigkeit  $u_\infty$  dimensionslos gemacht wurde, ist in Abb. 6.57 die Sekundärströmung mit den Komponenten  $v$  und  $w$  als Vektoren aufgetragen. Wie die LDA-Messungen zeigten, wird tatsächlich Strömungsmaterial abgesaugt, wodurch lokal die Grenzschicht beeinflusst wird. Diese Effekte konnten qualitativ auch in der Simulation wiedergegeben werden, wie Abb. 6.57 rechts zeigt.

Auch die Messungen über dem Spalt am Laufbandende weisen einen lokalen Einfluß auf das Grenzschichtprofil auf. Wie schon weiter oben geschildert, wird durch den bogenförmigen Spalt zwischen Laufband und Boden Luft abgesaugt und es kommt zu einer Verzögerung der Strömung hinter dem Spalt. Da im Rechenmodell auch dieser Spalt geometrisch aufgelöst wurde (vgl. Abb. 6.58), konnte dieser Effekt zumindest qualitativ auch in der Simulation beobachtet werden, wie in Abb. 6.59 zu sehen ist.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß die Effekte der Grenzschichtvorabsaugung und des Laufbandes mit seinen Randspalten in der Simulation hinreichend genau wiedergegeben werden konnten. Der Detaillierungsgrad des Rechenmodells scheint, insbesondere was die komplexen Spaltgeometrien variabler Breite betrifft, ausreichend zu sein. Die verbleibenden Abweichungen zwischen Messung und Simulation sind möglicherweise zum Teil darauf zurückzuführen, daß in der Simulation die Windkanalgeometrie nicht berücksichtigt wurde. Es ist denkbar, daß eine Grenzschichtvorabsaugung in einem Windkanalfreistrahle etwas anders wirkt, als in der gerechneten "Windkanalbox". Zum einen wird ein prozentual anderer Volumenstrom abgesaugt, zum anderen sind die Randbedingungen unterschiedlich. Der Freistrahle eines realen Windkanals kann sich ausdehnen, bis an der Strahlgrenze der Umgebungsdruck des Plenums  $p_{Pl}$  herrscht, die Ränder der "Rechenbox" prägen dagegen die Randbedingungen einer Innenströmung auf. Da die Messungen im leeren Kanal jedoch keine weiteren signifikanten Windkanaleffekte wie z. B. einen Düsenwirbel erkennen lassen, scheint die vereinfachte Darstellung des Windkanals als rechteckige Box (vgl. Abb. 6.50) in einem ersten Schritt gerechtfertigt zu sein.



**Abb. 6.56:** Normierte Grenzschichtprofile längs der Meßstrecke, Vergleich LDA-Messung – Rechnung

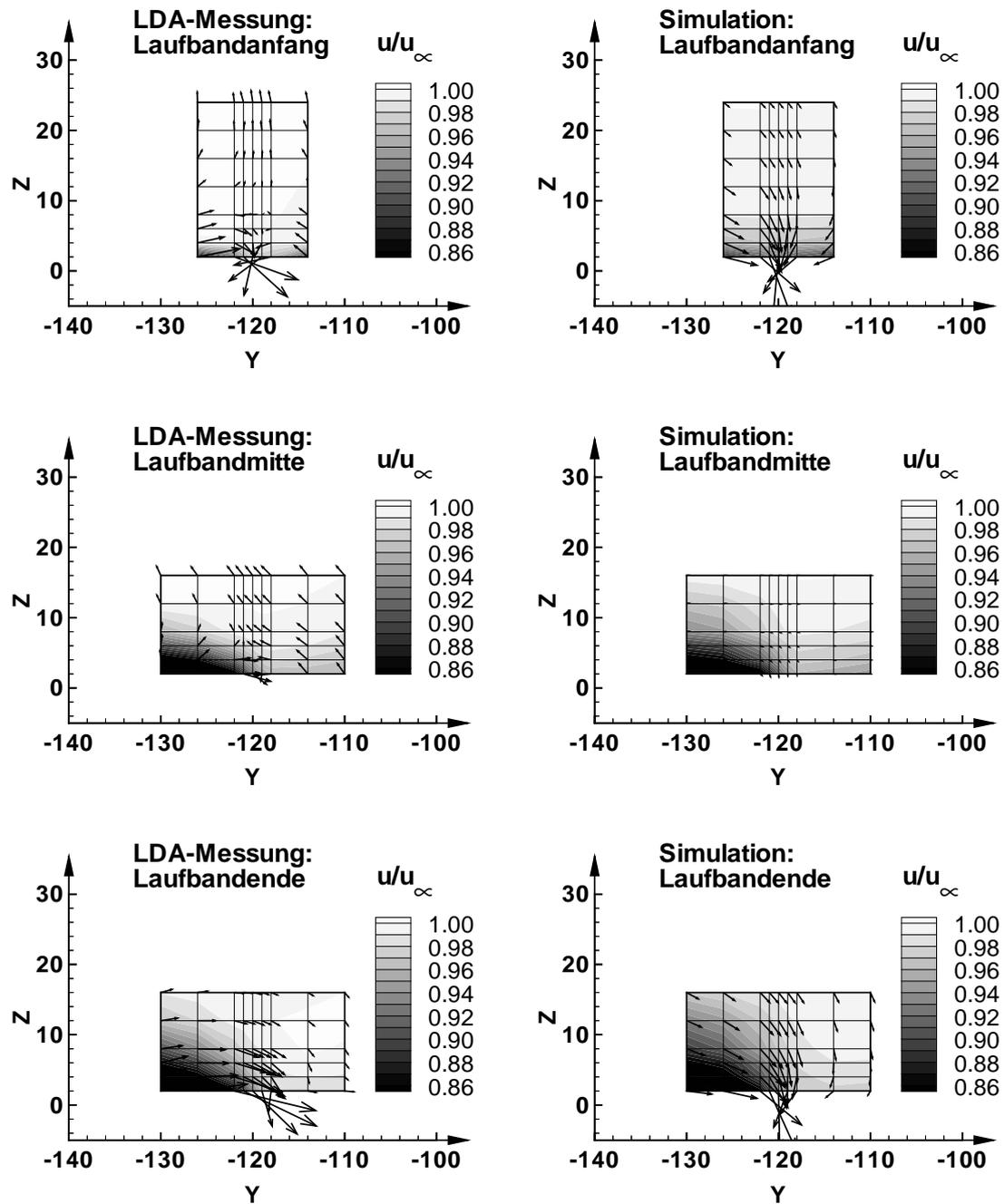


Abb. 6.57: Normierte Hauptströmungskomponente  $u/u_\infty$  im Bereich seitlich neben dem Laufband, Vergleich LDA-Messung – Rechnung

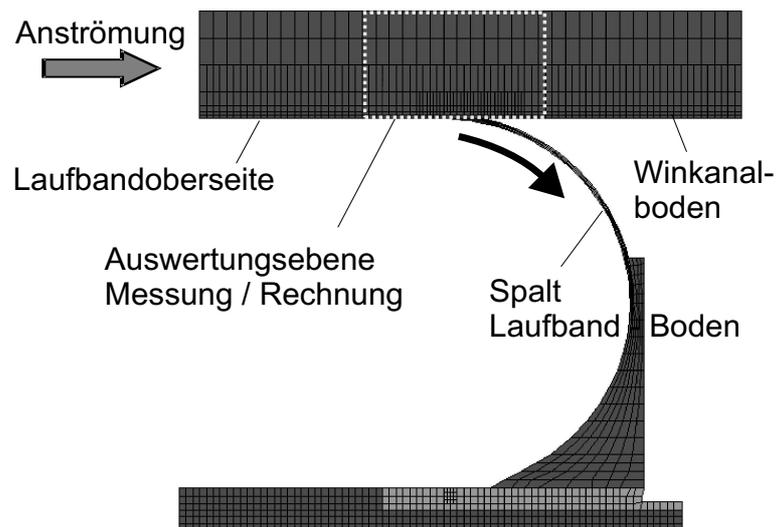


Abb. 6.58: Netzgeometrie im Bereich der Hinterkante des Laufbandes

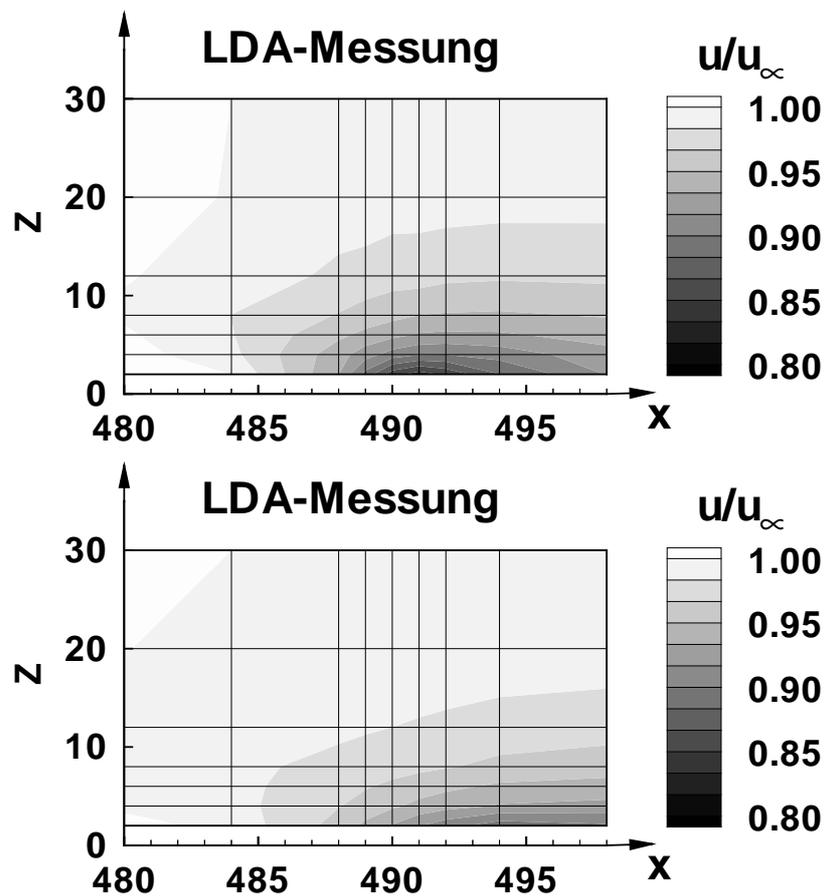
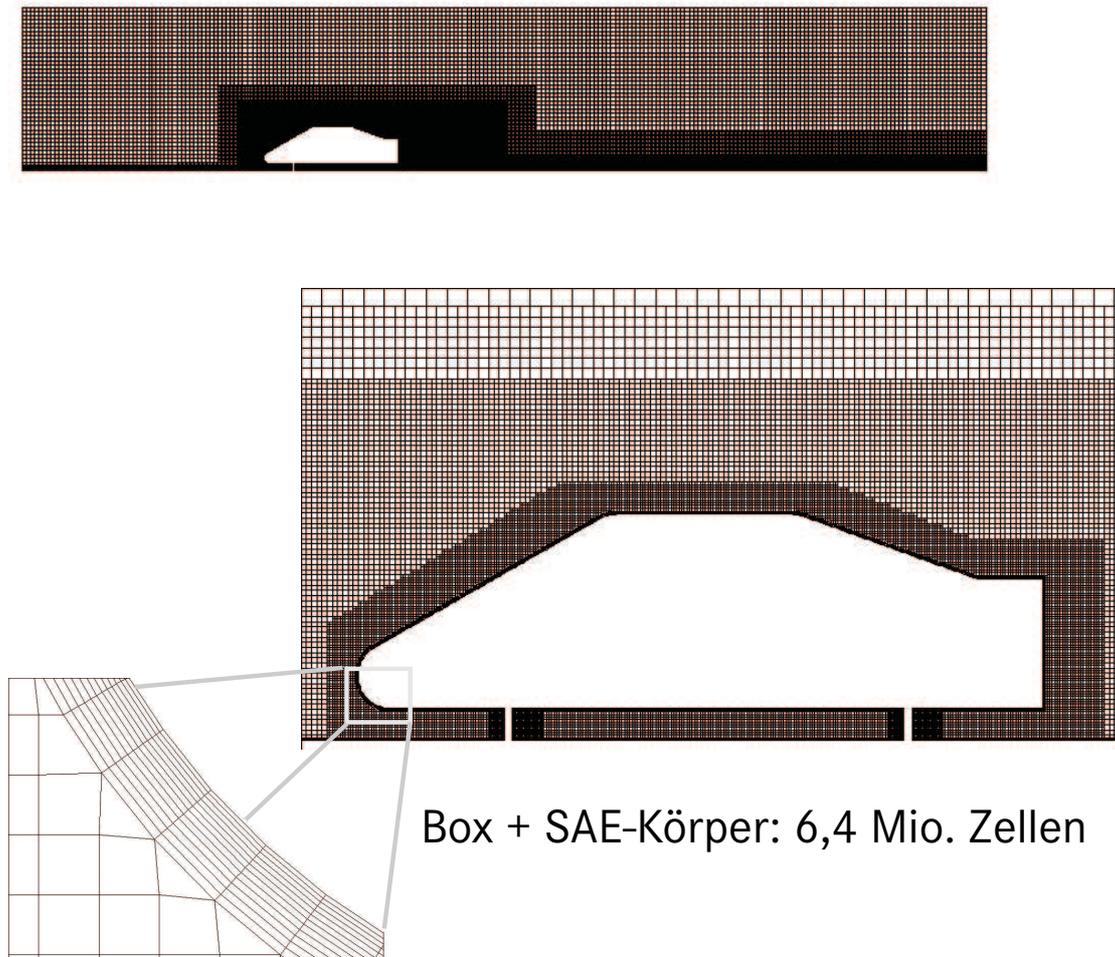


Abb. 6.59: Normierte Hauptströmungskomponente  $u/u_\infty$  über der Hinterkante des Laufbandes, Vergleich LDA-Messung – Rechnung

## 6.5 Das Rechnetz mit SAE-Körper

Für die Rechnungen mit SAE-Körper wurde das Modell mit Stufenheck gewählt, da dieses einer typischen Stufenheck-Fahrzeugform am nächsten kommt. Ebenso lagen hier die meisten Erfahrungen vor, was die Vernetzung und Berechnung der Außenumströmung von Grundkörpern betrifft.



**Abb. 6.60:** Netzgeometrie SAE-Stufenheck

In [30] finden sich umfangreiche Untersuchungen zur Netzabhängigkeit des Rechenergebnisses, die in diese Arbeit eingeflossen sind. Das Rechnetz wurde ebenso wie der Windkanalunterbau mit dem halbautomatischen Vernetzungsprogramm SAMM erstellt. SAMM-Netze haben den Vorteil, daß sie einen hohen Anteil an äquidistanten Zellen und in Körpernähe wandparallele Schichten vorwählbarer Größe besitzen. Zunächst wurde das PROSTAR-Ausgangsnetz, das die gleichen geometrischen Abmessungen wie die "Windkanalbox" in Abb. 6.50 hat, mit der Oberflächegeometrie des SAE-Körpers verschnitten. Im Bereich der Grenzschicht, der

Körperkontur und der Stützen wurde das Netz lokal verfeinert. Das resultierende Netz hat ca. 6,4 Mio. Zellen (vgl. Abb.6.60). Hieran wurde das Rechnernetz des Unterbaus, bestehend aus Vorabsaugung und Laufband, angefügt, was zu einer Gesamtmodellgröße von 7,6 Mio. Zellen führte.

## 6.6 Vergleich der aerodynamischen Beiwerte aus Messung und Rechnung

Zur Verifikation der Rechnung standen für den SAE-Körper mit Stufenheck im FKFS-Modellwindkanal nur Luftkraftmessungen in Abhängigkeit der Bodensimulationsvarianten zur Verfügung [22]. Tabelle 9 zeigt den Vergleich der Beiwerte von Simulation und der Messungen. Sowohl der reale Windkanal als auch die Windkanalbox der Simulation weisen durch die aufgeprägten Randbedingungen unterschiedliche Blockierungseinflüsse und Druckgradienten auf. Um die ermittelten Beiwerte von Messung und Rechnung sinnvoll miteinander vergleichen zu können, müssen diese Einflüsse herauskorrigiert werden. Hierzu wurden die in Kapitel 3 vorgestellten Ansätze verwendet.

Variante		$c_W$	$c_A$	$c_{AV}$	$c_{AH}$
ohne GSVA, ohne LB	Messung	0,180	-0,074	-0,137	0,062
	Rechnung	0,174	-0,123	-0,172	0,049
mit GSVA, mit LB	Messung	0,194	-0,116	-0,149	0,033
	Rechnung	0,203	-0,139	-0,171	0,032

Tabelle 9: Korrigierte Widerstandsbeiwerte SAE-Stufenheck, Blockierungskorrektur nach [36], Druckgradientenkorrektur nach [49], (Auftriebsbeiwerte unkorrigiert)

Wie aus Tabelle 9 hervorgeht, liegt für den Fall "ohne GSVA, ohne Laufband" der  $c_W$ -Wert der Rechnung 6 Punkte unter dem der Messung, mit Vorabsaugung und eingeschaltetem Laufband dagegen weist die Rechnung einen 9 Punkte höheren Widerstandsbeiwert auf. Daraus ergibt sich für die Rechnung eine Widerstandszunahme durch Laufband und GSVA von  $\Delta c_W = 29$  Punkte, wohingegen die Messung nur eine Widerstandszunahme von 14 Punkten aufweist.

Die Auftriebsbeiwerte von Messung und Rechnung weichen zwar absolut betrachtet stärker voneinander ab als die Widerstandsbeiwerte, die sich durch die Bodensimulation ergebenden Trends werden jedoch richtig wiedergegeben. Da die auftriebs-sensitive Fläche viel größer als die für den Widerstand maßgebliche Stirnfläche ist und bisher auch keine etablierte Methode zur Korrektur der Auftriebsbeiwerte zur Verfügung steht, muß man hier den Anspruch an die Genauigkeit und Vergleichbarkeit von Messung und Rechnung etwas zurücknehmen.

Als Grund für die Abweichung der berechneten Beiwerte von den Messungen kommen mehrere Punkte in Betracht. Wie bereits eingangs erwähnt, sind die Berandungen der Strömung in Experiment und Simulation unterschiedlich. Es wird also die

tatsächliche Freistrahldströmung mit einer berechneten Innenströmung verglichen. Ebenso wurde die genaue Geometrie des Windkanals im Rechenmodell nicht abgebildet, die Wechselwirkung von Düse und Kollektor auf die Strömung bleibt daher unberücksichtigt. Dies würde auch die Abweichungen im Druckverlauf des leeren Kanals erklären, vgl. Abb. 6.54. Man kann feststellen, daß in der Simulation der negative Druckgradient, insbesondere im Bereich des Modells durchgängig steiler verläuft als in der Messung. Daher ist zu erwarten, daß mit Grenzschichtbeeinflussung in der Simulation ein höherer  $c_W$ -Wert ermittelt wird als in der Messung.

Ebenso bestehen lokale Unterschiede zwischen Messung und Rechnung, was den Verlauf der Grenzschicht angeht. Dies könnte zum einen auf Diskretisierungsfehler, zum anderen auf das verwendete Turbulenzmodell zurückzuführen sein. Zudem muß auch die Festlegung der Randbedingung am Einströmrand kritisch betrachtet werden. Aus Gründen der numerischen Stabilität wurde am "Inlet" ein homogenes Geschwindigkeitsprofil mit  $u_\infty$  vorgegeben. Physikalisch richtig wäre jedoch, den Gesamtdruck  $p_{tot}$  vorzugeben, da aufgrund des elliptischen Charakters des Strömungsproblems sich der Vorstau des Fahrzeugs theoretisch unendlich weit nach vorne ausbreitet und dadurch am Ort des Eintrittsrandes keine homogene Anströmung vorliegt. Im Rechenmodell wird dieser Tatsache Rechnung getragen, indem das Inlet "weit genug stromauf entfernt" vom Körper gesetzt wird. Wertet man z.B. für den Fall mit bewegtem Boden den Totaldruck im Inlet aus, so sieht man eine Inhomogenität von etwa 0,5% des Totaldrucks. Dieser Fehler durch die Wahl der Einströmrandbedingungen wird jedoch in Kauf genommen.

Auch die Ansätze zur Korrektur der Windkanaleinflüsse sind mit gewissen Unsicherheiten behaftet. So wird z. B. bei der Korrektur der Druckgradientenwirkung die räumliche Verteilung des Druckes auf einen eindimensionalen Ansatz reduziert.

Mit Hilfe der Simulation wird nun auch der Fall des komplett bewegten Bodens, also der "Straßenfahrt" zugänglich. Tabelle 10 zeigt die Beiwerte für alle berechneten Bodensimulationsvarianten. Offensichtlich ist die starke Widerstandszunahme von 29 Punkten beim Übergang von einer unbeeinflussten Grenzschicht zu der Konfiguration mit Vorabsaugung auf den starken Anstieg des statischen Druckgradienten durch die Senkenwirkung der Absaugung zurückzuführen (vgl. Abb. 6.54). Das (schmale) Laufband hat nur einen sehr geringen Einfluß: 1 Punkt Widerstandsabnahme und 7 bzw. 2 Punkte Auftriebsabnahme für die Vorder- und Hinterachse gegenüber der Konfiguration ohne Laufband und Grenzschichtbeeinflussung. Ist der Boden komplett bewegt, so hat man gegenüber der Ausgangskonfiguration sogar eine Widerstandsabnahme von 4 Punkten. Die Auftriebsbeiwerte senken sich hier deutlicher ab: 24 Punkte an der Vorderachse und 9 Punkte an der Hinterachse. Das Ergebnis, daß der  $c_W$ -Wert ohne jegliche Grenzschicht am geringsten ist, überrascht zunächst. Die übliche Annahme ist, daß die Grenzschicht eine Art abschirmende Wirkung besitzt und im Unterbodenbereich für reduzierte Strömungsgeschwindigkeiten und damit für geringere Kräfte sorgt. Dies soll auch für einfache Grundkörper wie den SAE-Grundkörper gelten, die einen glatten Unterboden und eine geringe Verblockung im Radbereich aufweisen. Tatsächlich finden sich in der Literatur einige Untersuchungen, die diese Aussage stützen. In [6, 41, 52, 26]

z.B. zeichnet sich durchgängig der Trend ab, daß sich durch das Laufband die im Windkanal gemessenen Widerstandsbeiwerte erhöhen und die Auftriebe abnehmen bzw. stärkere Abtriebe erzielt werden. In [8] wurden jedoch -abhängig von der Diffusorkonfiguration- auch Widerstandsabnahmen gemessen. Dies läßt sich durch eine effektivere Diffusorströmung und damit einen besseren Druckrückgewinn erklären, wenn die Grenzschicht im Unterbodenbereich vollständig eliminiert ist (vgl. [2]).

<i>Variante</i>	$c_W$	$c_{AV}$	$c_{AH}$
ohne GSVA, ohne LB	0,174	-0,172	0,049
mit GSVA, ohne LB	0,204	-0,165	0,033
mit GSVA, mit LB	0,203	-0,171	0,032
nur Laufband bewegt	0,173	-0,179	0,047
Boden komplett bewegt	0,170	-0,196	0,038

Tabelle 10: berechnete Beiwerte SAE-Stufenheck, Blockierungseinflüsse korrigiert

## 6.7 Analyse der Strömungsfelder

Für ein besseres Verständnis der in Tabelle 10 aufgezeigten Ergebnisse wird im folgenden das Strömungsfeld um das Modell in Abhängigkeit der Randbedingungen näher untersucht. Aufgrund der geringen Änderungen gegenüber dem Ausgangszustand wird der Fall "nur Laufband bewegt" hierbei nicht berücksichtigt. Abb. 6.61 zeigt den Druckbeiwert  $c_p$  im Mittelschnitt, Blickrichtung von schräg unten auf den Diffusorbereich des SAE-Körpers. Je nach Art der Bodensimulation ändert sich das Druckfeld sowohl im Diffusorbereich als auch im Nachlauf. Die Grenzschicht scheint also die Diffusorströmung und die Druckverteilung im gesamten Heckbereich zu beeinflussen. Besonders interessant ist die Druckverteilung für den Fall "mit GSVA, mit LB". Hier erkennt man, wie die Störung, die durch die Absaugung am Spalt der Laufbandhinterkante (direkt über dem Diffusorende) induziert wird, die Unterbodenströmung und die Nachlaufstruktur "deformiert".

In Abb. 6.62 ist der Druckverlauf für den Einlaufbereich unter dem Bug des SAE-Körpers vergrößert dargestellt. Die Druckverteilung spiegelt auch die Auftriebskräfte wider: für die Variante "Boden komplett bewegt" erstreckt sich das Gebiet mit  $c_p < -0,4$  am weitesten stromab in Richtung der vorderen Stützen, was zu dem größten Vorderachsabtrieb von  $c_{AV} = -0,196$  führt. Auch die Form des Einlaufprofils in Richtung normal zum Boden differiert in Abhängigkeit der Bodensimulation. Eine Störzone durch den Spalt am Laufbandanfang ähnlich wie in Abb. 6.61 ist jedoch für die Variante "mit GSVA, mit LB" nicht zu erkennen.

Abb. 6.63 macht durch einen geänderten Verlauf der Iso-Linien der Geschwindig-

keit deutlich, daß die Art der Bodensimulation die gesamte Umströmung des SAE-Körpers, auch im Bereich oberhalb der Staustromlinie, beeinflusst. In Abhängigkeit der Transportwirkung der bodennahen Strömung ändert sich das Volumenstromverhältnis von "Unter-" bzw. "Überströmung" des Körpers. Wenn nun unmittelbar vor dem Fahrzeug Luft abgesaugt wird, so kommt eine weitere Einflußgröße hinzu, die nicht der Verdrängungswirkung der Grenzschicht zugeordnet werden kann. Eine Betrachtung der Volumenströme im Unterbodenbereich macht dies deutlich. Für eine quantitative Auswertung wurde unter dem Modell ein Kontrollvolumen mit einer Eintrittsebene im Bugbereich, den beiden seitlichen Berandungen und einem Austrittsbereich am Ende des Heckdiffusors definiert. Tabelle 11 zeigt die auf die Variante "ohne GSVA, ohne Laufband" bezogenen Werte für die einzelnen Teilbereiche. Für die beiden Varianten mit Vorabsaugung war die Summe der ein- und austretenden Volumenströme nicht gleich Null. Dies ist auf die Spalte seitlich des Laufbandes zurückzuführen, durch die ca. 2,5 % des eintretenden Volumenstroms abgesaugt wird. Die Volumenströme über die seitlichen Berandungsflächen (in % des eintretenden Volumenstroms) sind ein Maß für die Verdrängungswirkung zur Seite. Diese ist, wie zu erwarten, für den Fall "mit GSVA, mit LB" mit 6,8 % am größten. Tabelle 11 macht deutlich, daß durch die Vorabsaugung alleine kein zusätzlicher, "realistischerer" Volumenstrom unter dem Modell hindurchgefördert wird. Die Transportwirkung ist dem Laufband zuzuschreiben, aufgrund der limitierten Größe kann jedoch nicht der Volumenstrom wie bei einem komplett bewegten Boden erreicht werden.

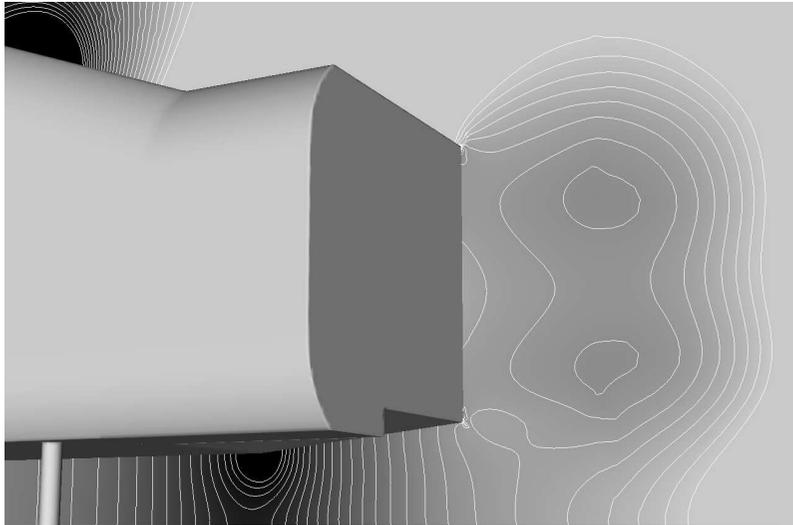
Volumenstrom über Kontrollfläche	mit GSVA, mit LB	mit GSVA, ohne LB	ohne GSVA, mit LB	Boden komplett bewegt
Vorne	+0,5%	$\pm 0$	+0,5%	+3%
Seite ( $\% \dot{V}_{Eintritt}$ )	4,5%	6,8%	4,3%	3,5%

Tabelle 11: Volumenströme über Kontrollflächen im Unterbodenbereich in Abhängigkeit der Bodensimulation

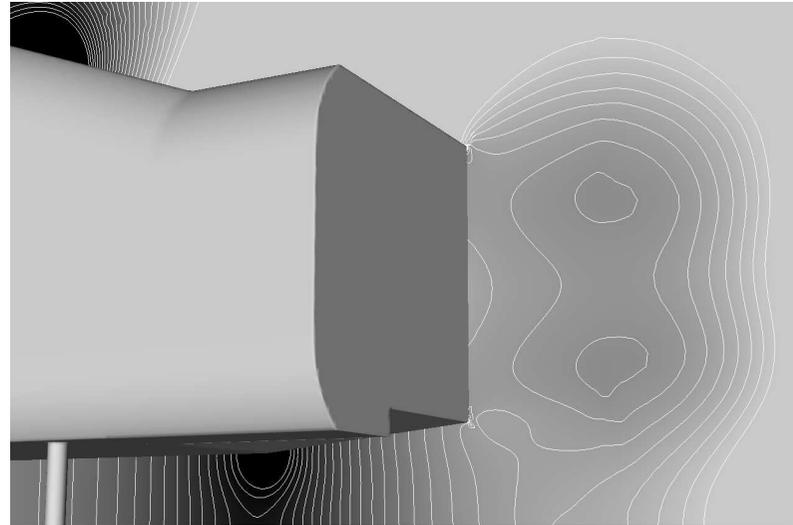
Betrachtet man die Heckdrücke in Abb. 6.64, so kann man erkennen, daß für die Variante "mit GSVA, mit Laufband" der Heckdruck am größten ist, obwohl der Widerstandsbeiwert mit  $c_W = 0,203$  deutlich höher liegt als bei den übrigen Varianten. Offenbar greifen die Widerstandskräfte für diesen Fall an einer anderen Stelle umso stärker an.

Diese Vermutung wird durch Abb. 6.65 bestätigt. Hier ist die flächenbezogene Widerstandskraft  $F_x/A$  auf der Körperoberfläche als Farbwert dargestellt. Die Regionen mit "positivem", d.h. widerstandserhöhendem Anteil  $F_x/A$  sind für den Fall mit Vorabsaugung und Laufband auf der Vorderseite des Körpers deutlich stärker ausgebildet. Offenbar setzt sich der durch die Absaugung erhöhte Druck auf der Modellfront ab.

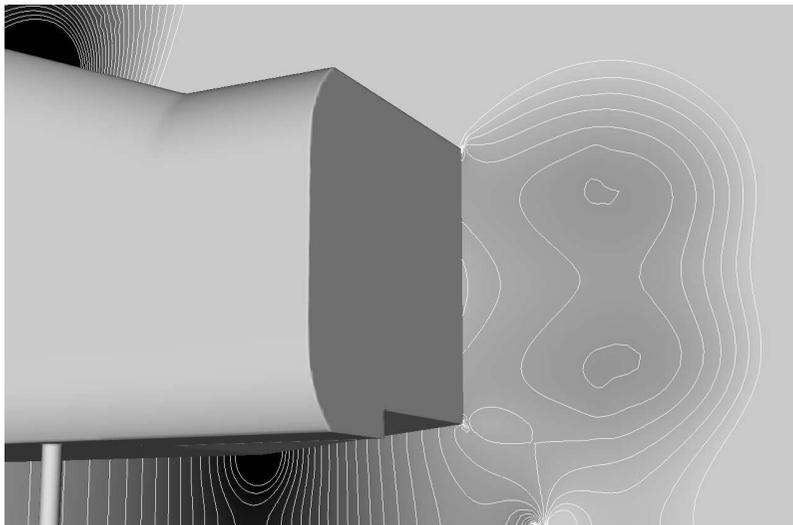
ohne GSVA, ohne Laufband



ohne GSVA, mit Laufband



mit GSVA mit Laufband



Boden komplett bewegt

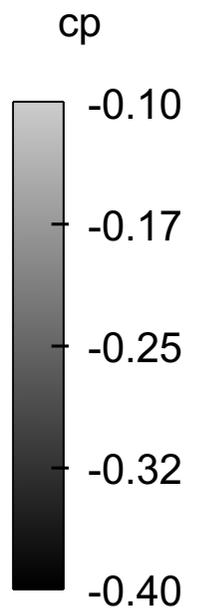
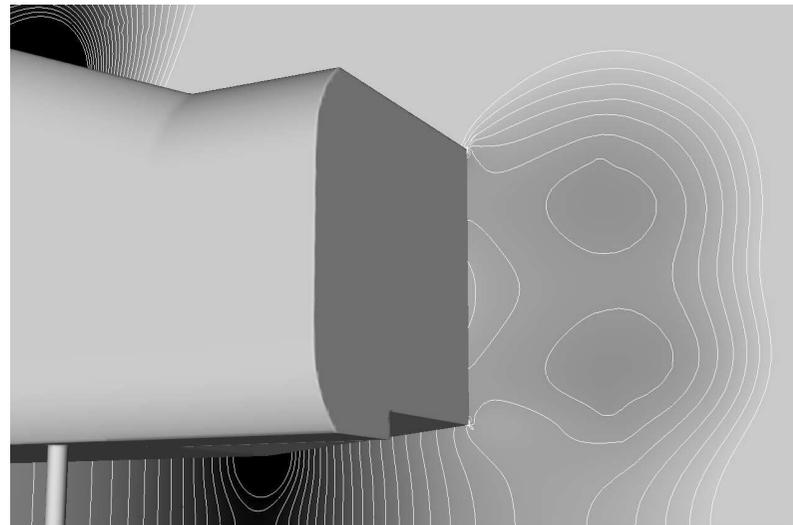
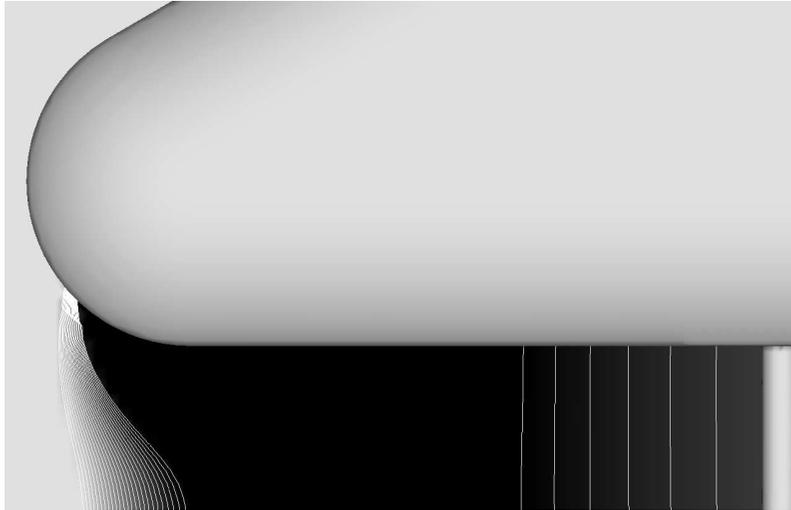
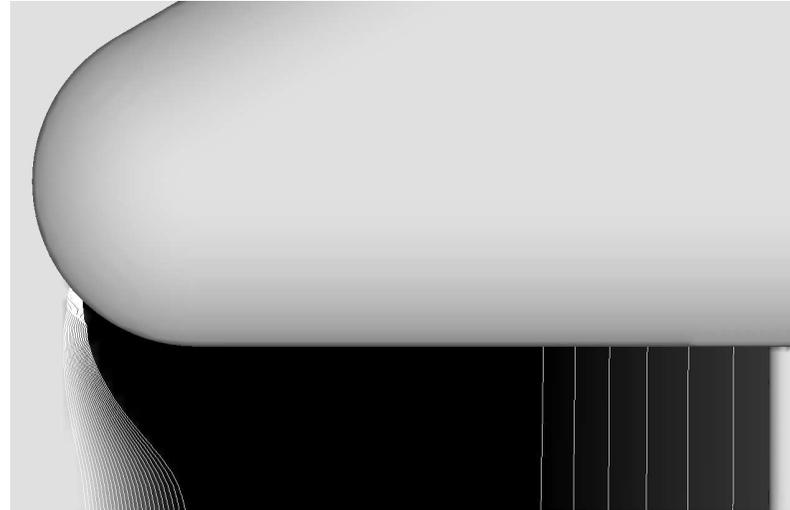


Abb. 6.61: Druckbeiwert  $c_p$  im Mittelschnitt, Diffusorbereich und Heck

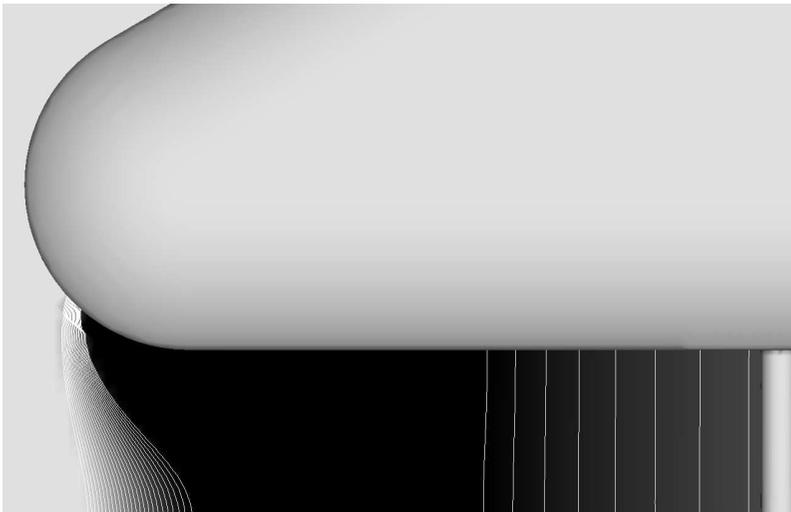
ohne GSVA, ohne Laufband



ohne GSVA, mit Laufband



mit GSVA mit Laufband



Boden komplett bewegt

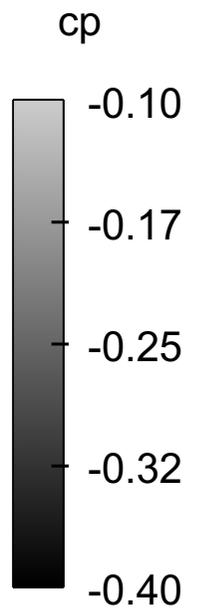
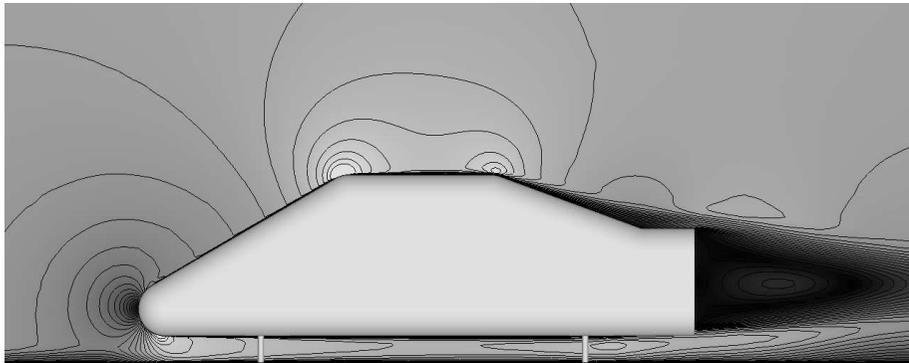
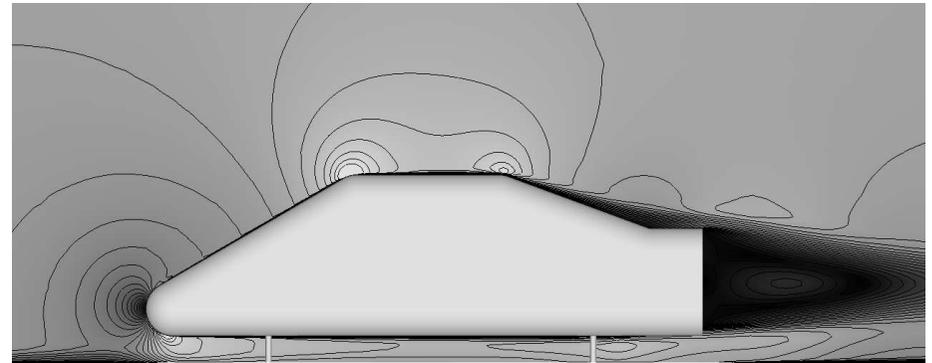


Abb. 6.62: Druckbeiwert  $c_p$  im Mittelschnitt, Frontpartie SAE-Körper

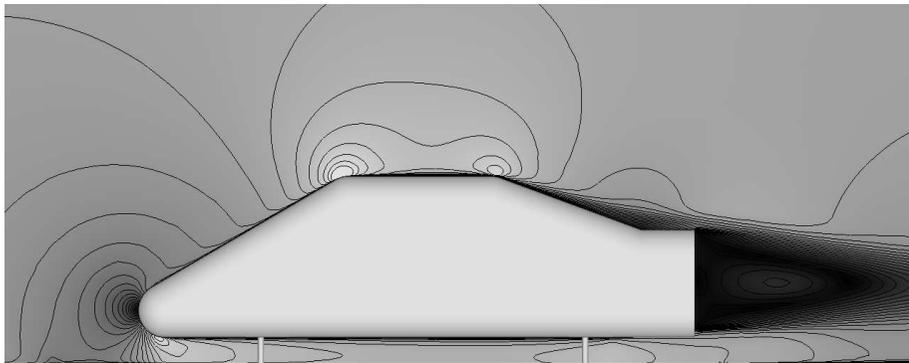
ohne GSVA, ohne Laufband



ohne GSVA, mit Laufband



mit GSVA mit Laufband



Boden komplett bewegt

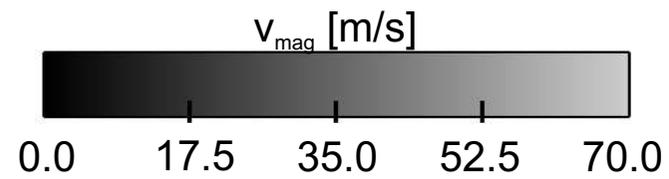
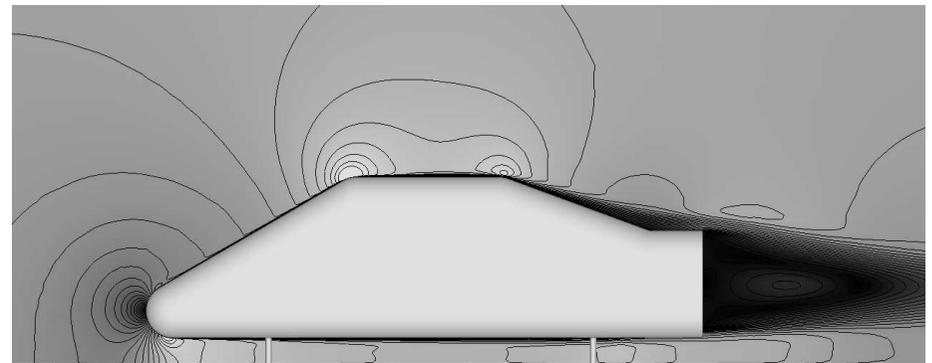
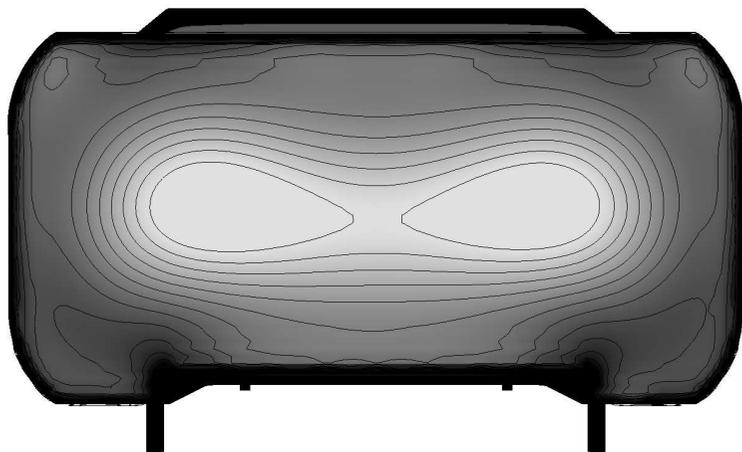
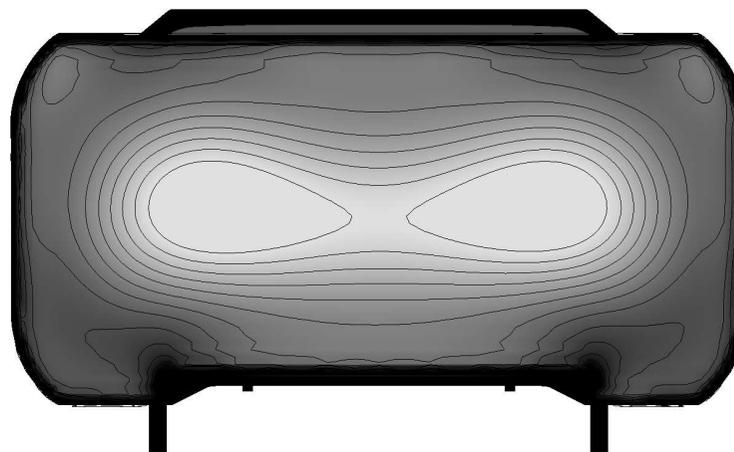


Abb. 6.63: Geschwindigkeitsverteilung im Mittelschnitt

ohne GSVA, ohne Laufband



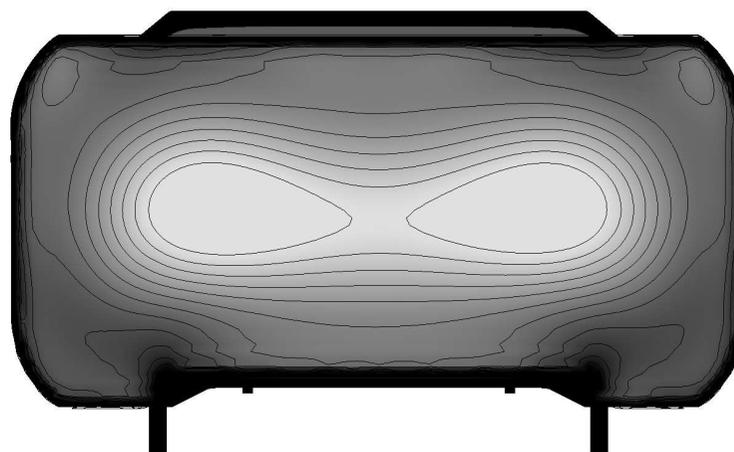
ohne GSVA, mit Laufband



mit GSVA mit Laufband



Boden komplett bewegt



cp

-0.15

-0.16

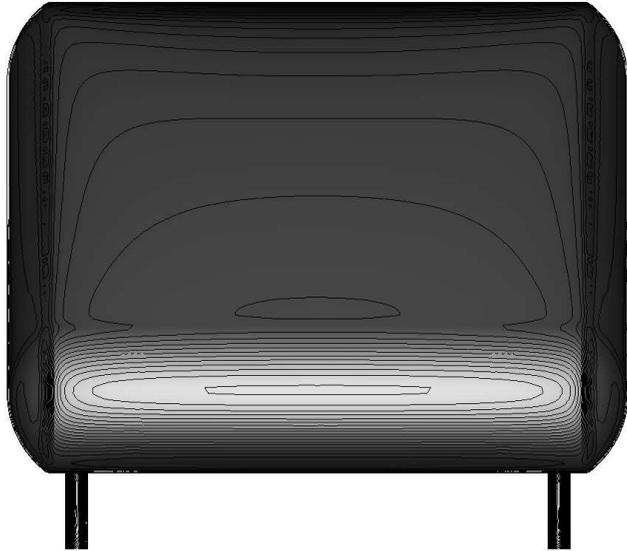
-0.17

-0.19

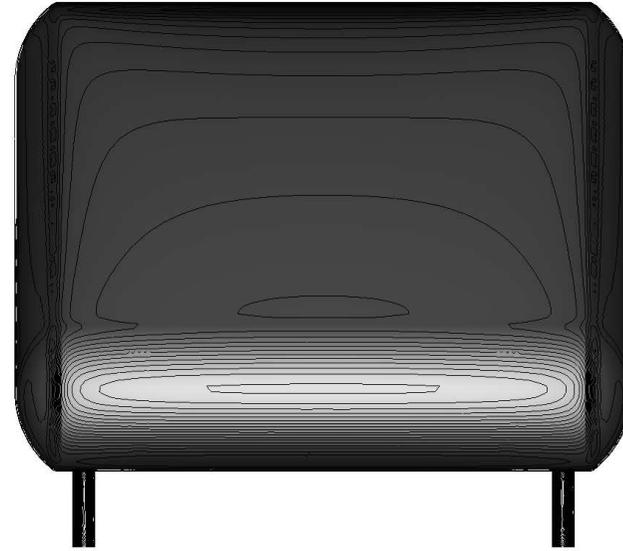
-0.20

Abb. 6.64: Druckverteilung auf dem Heck des SAE-Körpers

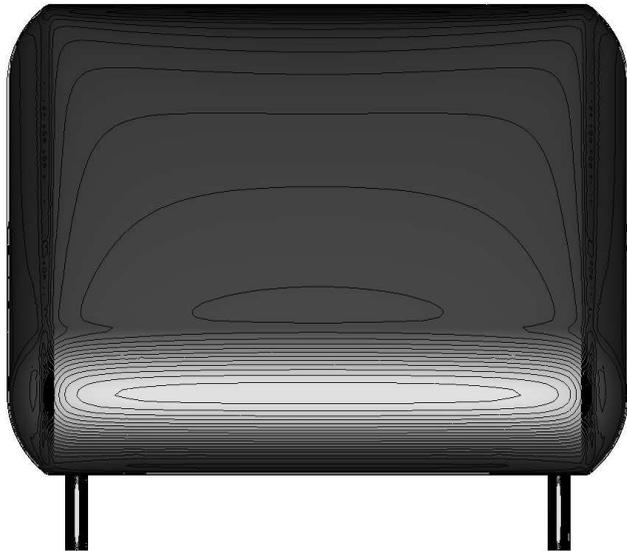
ohne GSVA, ohne Laufband



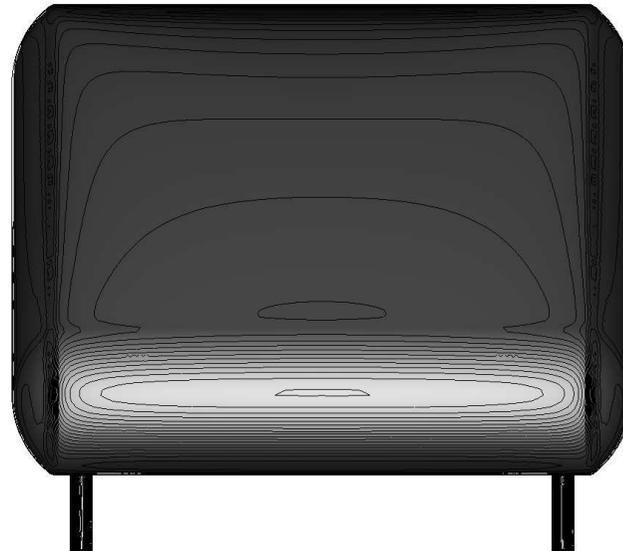
ohne GSVA, mit Laufband



mit GSVA mit Laufband



Boden komplett bewegt



$F_x/A$

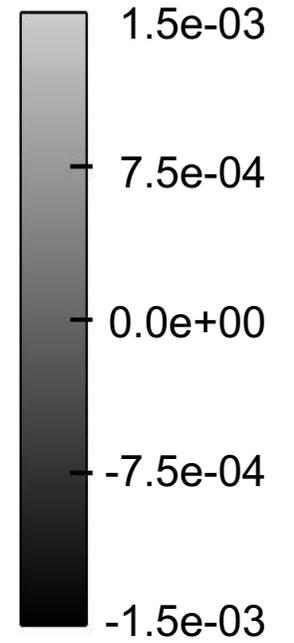
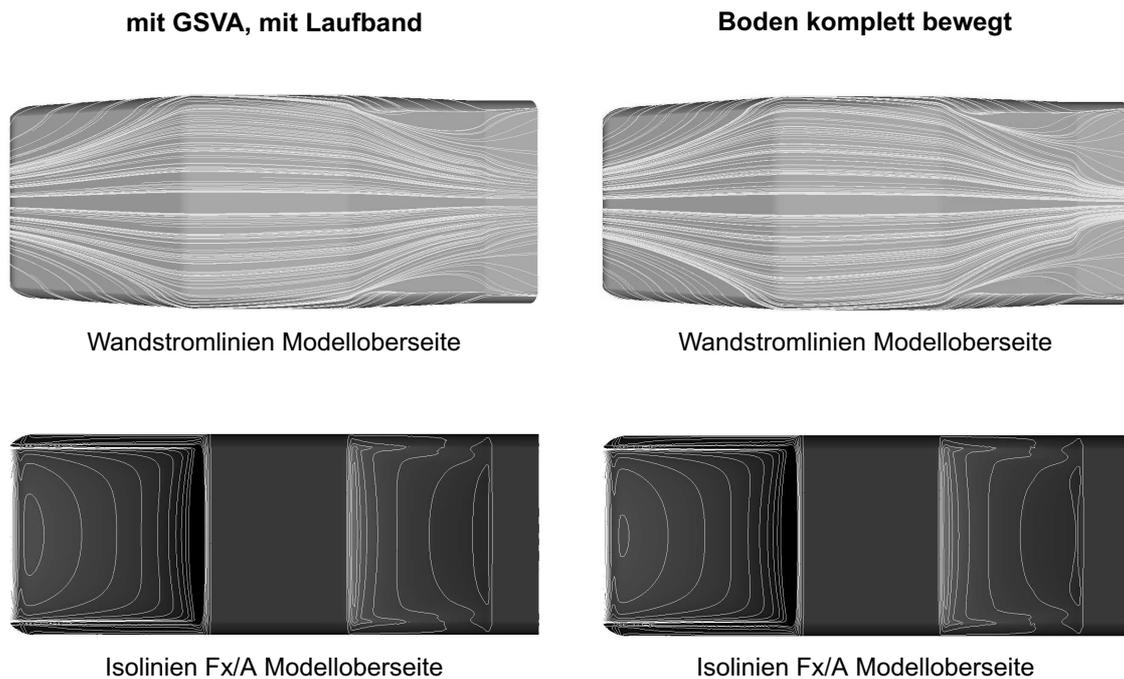


Abb. 6.65: Flächenbezogener Widerstand  $F_x/A$  auf der Modellfront

Im Folgenden wird noch einmal ein direkter Vergleich zwischen den Varianten "mit GSVA, mit LB" und "Boden komplett bewegt" gezogen. In Abb. 6.66 oben ist der Verlauf der Wandstromlinien auf der Oberseite des SAE-Körpers dargestellt. Im Bereich der "Heckscheibe" und dem "Kofferdeckel" zeigen sich Unterschiede im Verlauf der Wandstromlinien, was auf eine geänderte Wirbelstruktur über dem Modellheck schließen läßt. In den unteren beiden Bildern von Abb. 6.66 sind die Isolinien der flächennormierten Widerstandskraft  $F_x/A$  auf der Modelloberseite abgebildet. Die verschiedenen Strömungsstrukturen am Heck machen sich am Übergang Heckscheibe-Kofferdeckel in unterschiedlichen Kraftverläufen bemerkbar.



**Abb. 6.66:** Strömungsgrößen auf der Modelloberseite des SAE-Körpers

Eine Analyse des Hecknachlaufes ergab auch unterschiedliche Nachlaufstrukturen für die beiden untersuchten Randbedingungen, wie die Kritischen Punkte in Abb. 6.67 zeigen. Als "Kritische Punkte" werden dabei Punkte im freien Strömungsfeld bezeichnet, an denen die Geschwindigkeit verschwindet. Mit Hilfe eines speziellen Programms (siehe [30]) wurde das gesamte Rechengebiet nach solchen Punkten abgesucht. Die Struktur einer komplexen Strömung läßt sich danach gut visualisieren, indem von einer definierten " $\epsilon$ -Umgebung" um die gefundenen Kritischen Punkte herum Stromlinien stromauf und stromab integriert werden. Das angesprochene Suchprogramm zeigte, daß der Nachlauf für die Variante "mit GSVA, mit LB" einen Kritischen Punkt weniger als die Variante "Boden komplett bewegt" aufweist (vgl. Abb. 6.67).

## Kritische Punkte im Nachlauf

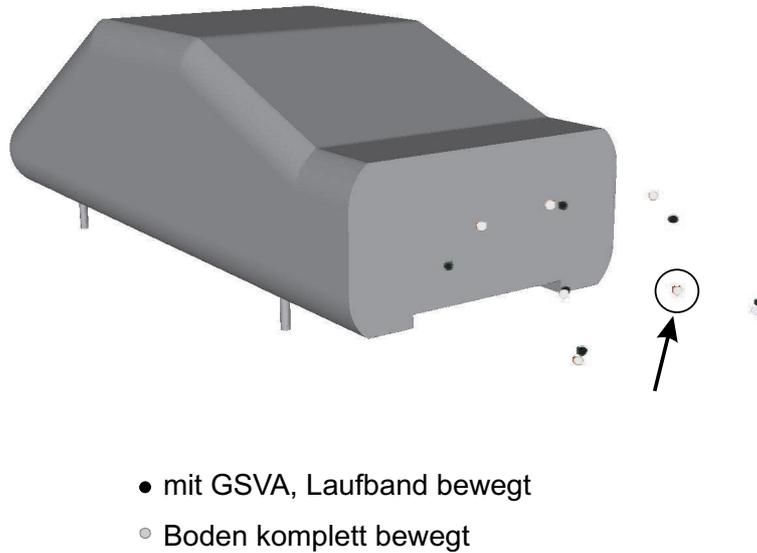


Abb. 6.67: Vergleich Kritischer Punkte im Heckbereich

## 6.8 Schlußfolgerungen

Die Simulation des leeren Windkanals (vgl. Kapitel 6.4) konnte die wesentlichen Effekte der Grenzschichtvorabsaugung und des Laufbandes qualitativ richtig wiedergeben. Dennoch sind gewisse quantitative Abweichungen vorhanden. Hierfür kommen, wie bereits angesprochen, mehrere Gründe in Betracht. Seitens der Simulation sind dies neben dem Diskretisierungsfehler die Fehler durch die Verwendung des  $k-\epsilon$ -Turbulenzmodells sowie die Annahme einer homogenen Anströmung im Inlet. Ebenso sind die Messungen mit gewissen Fehlern behaftet. Der statische Druck in der Meßstrecke wurde z.B. mit einer Prandtl-Sonde gemessen, die an einem Traversierarm befestigt war. Dabei ist zu erwarten, daß der Traversierarm durch seine Blockierung einen Einfluß auf den gemessenen Druck ausübt. Eine ausführliche Diskussion der Fehler der LDA-Messungen findet sich in Kapitel 2.7.4.

In einer Folgearbeit soll auch die Geometrie des Windkanals mit Düse und Kollektor in dem Rechenmodell mit berücksichtigt werden, da die Vermutung besteht, daß die Grenzschichtvorabsaugung hier anders wirken könnte. Ebenso läßt sich der Korrekturansatz der Windkanaleinflüsse kritisch überprüfen. Der hohe Detaillierungsgrad des Rechnetzes zur Simulation der komplexen Spaltgeometrien scheint gerechtfertigt zu sein, da die lokalen Effekte nur so rechnerisch zugänglich werden (vgl. Abb 6.59).

Die Simulation eines einfachen Grundkörpers mit Laufband und Grenzschichtvorabsaugung hat durch eine Analyse der Strömungsfelder Hinweise geliefert, daß diese

Methode der Bodensimulation die Verhältnisse der Straßenfahrt nur bedingt wiedergeben kann. Dadurch, daß Versuche mit einem M1:4-Modell über dem für M1:5-Modelle konzipierten Experimentallaufband durchgeführt wurden, rückte das Ende des Diffusors bis an die Hinterkante des Laufbandes heran. Die lokale Störung, die durch den Spalt zwischen Laufbandende und Boden induziert wird, ragt daher in die Diffusorströmung des Modells und beeinflusst diese.

Bei komplett bewegtem Boden wird gegenüber dem stehenden Boden ein um 3 % erhöhter Volumenstrom im Unterbodenbereich induziert. Das Experimentallaufband kann diesen Wert nur um 0,5 % steigern. Die Vorabsaugung hat hierauf praktisch keinen Einfluß. Die Laufbandabmessungen sind für die Förderwirkung offenbar die entscheidende Größe. Bei einem "Zielwert" von 3 % scheint die Größe des Experimentallaufbandes für Messungen mit M1:4-Körpern nicht ausreichend zu sein.

Die Absaugrate der Grenzschichtvorabsaugung wurde lediglich auf die Optimierung der Grenzschichtprofile hin eingestellt. Nach [42] gelingt dies auch sehr gut, offenbar jedoch zum Preis von signifikanten Absaugraten. Der damit verbundene Einfluß auf den statischen Druck im Freistrahler wurde hierbei vernachlässigt. Die Simulation legt den Schluß nahe, daß durch diese Senkenwirkung das globale Strömungsfeld um das Meßobjekt verändert wird und dadurch Strömungsverhältnisse induziert werden, die nicht unbedingt näher an denen der Straßenfahrt liegen. Möglicherweise werden in Abhängigkeit der Absaugrate der Grenzschichtvorabsaugung unterschiedliche Formoptima von Heckdeckel und Diffusor gefunden.

Um die unerwünschten Effekte, die durch die Grenzschichtvorabsaugung induziert werden, zu vermeiden oder zumindest zu verringern, scheint es ratsam, über alternative Konzepte der Grenzschichtbeeinflussung nachzudenken. Denkbar wäre z.B. ein "Scoop", also eine erhöhte Plattform, an deren Vorderkante die ankommende Grenzschicht abgeschält wird. Auch sollten die Laufbandabmessungen vergrößert werden.

Die präsentierten Untersuchungen können noch nicht als abgeschlossen betrachtet werden. Von großem Interesse ist sicherlich der Einfluß der Windkanalgeometrie (Düse, Plenum, Kollektor) auf die Strömungssimulation mit und ohne Körper in der Meßstrecke. Erste Arbeiten dazu wurden im Rahmen einer weiteren Promotion bereits in Angriff genommen. Ein weiterer wichtiger Punkt ist die Analyse der Strömungsverhältnisse bei Fahrzeuggeometrien mit komplexeren Unterbodengeometrien und Rädern. Die Untersuchung der strömungsmechanischen Effekte, die durch die Raddrehung induziert werden, eröffnet ein weiteres interessantes Themengebiet.

## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Nach dem derzeitigen Entwicklungsablauf "Aerodynamik" der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung werden bereits in der frühen Projektphase Voroptimierungen der Außenform an verkleinerten Modellen im Maßstab M1:4 durchgeführt. Damit stellt sich dem Entwicklungsingenieur jedoch das Problem der Übertragbarkeit der im Modellmaßstab gefundenen aerodynamischen Beiwerte auf das reale Fahrzeug. In der vorliegenden Arbeit wurden einige Aspekte der Übertragbarkeitsproblematik mit experimentellen und numerischen Methoden näher untersucht. Wie gezeigt werden konnte, sind diese eng mit den Eigenschaften der benutzten Windkanäle und der untersuchten Modelle verbunden.

Durch vergleichende Luftkraftmessungen an einfachen Fahrzeuggrundkörpern, den sog. "SAE-Körpern" sowie einer realen Fahrzeuggeometrie (Mercedes CLK) wurde gezeigt, daß die Meßergebnisse deutlich von den Windkanälen beeinflußt werden. Das Windkanalkorrekturverfahren nach Mercker-Wiedemann konnte die Übertragbarkeit der Meßwerte verbessern. Bei Fahrzeugwindkanälen stellt der Druckgradienteneinfluß häufig den größten Korrekturanteil dar. Da es mit dem vorgeschlagenen Korrekturansatz schwierig ist, den tatsächlichen Druckverlauf hinreichend genau zu beschreiben, wurde ein erweiterter, eindimensionaler Korrekturansatz nach Wickern angewendet, wodurch sich die Übertragbarkeit zwischen den Modellwindkanälen Sindelfingen und FKFS sowie dem Großwindkanal Untertürkheim weiter verbessern lies. Die Messungen aus dem Audi-Windkanal weichen dagegen auch nach der Korrektur noch deutlich von den übrigen Messungen ab. Eine mögliche Ursache liegt in der ungenauen Kenntnis des Druckverlaufes in der Meßstrecke bei eingeschalteter Vorabsaugung, für eine abschließende Klärung sind jedoch weitere Untersuchungen notwendig.

Bislang beschränken sich diese Korrekturansätze auf horizontale Druckgradienten. Eine Erweiterung der Druckgradientenkorrektur auf vertikale Druckgradienten ist daher wünschenswert.

Um den Aufbau eines neuen Windkanalmodells effektiv gestalten zu können, ist es wichtig, den notwendigen Detaillierungsgrad des Modells zu kennen. Um diesen Themenkomplex näher untersuchen zu können, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein sehr detailliertes Windkanalmodell des Mercedes CLK im Maßstab M1:4 aufgebaut. Durch einen schrittweisen Rückbau einzelner Zonen hin zu einer vereinfachten Geometrie wurde die aerodynamische Sensitivität dieser Bereiche in Abhängigkeit der Bodensimulation untersucht. Für einige Varianten standen auch Vergleichsmessungen am realen Fahrzeug zur Verfügung.

Im Bereich der Räder und Radhäuser zeigte das Modell eine hohe Sensitivität, diese wird durch die Berücksichtigung der Raddrehung noch verstärkt. Es wurde deutlich, daß sich die Faktoren Radhaus-, Rad- und Felgengestaltung sowie Kühlluft gegenseitig beeinflussen und nicht getrennt voneinander untersucht werden können. Die Gestaltung des Unterbodens scheint dagegen vergleichsweise unkritisch zu sein.

Der Windkanal stellt nach wie vor eines der wichtigsten Entwicklungswerkzeuge der Aerodynamik-Entwicklung dar. Die Relativbewegung zwischen Fahrzeug und Straße wird jedoch in konventionellen Windkanälen, bei denen der Meßstreckenboden die Straße darstellt, nicht richtig wiedergegeben. Daher besteht die Gefahr, daß durch diese falschen Randbedingungen Maßnahmen abgeleitet werden, die auf der Straße nicht oder anders wirken als im Windkanal.

In einigen Fahrzeugwindkanälen wird daher mit einem schmalen Laufband, das sich nur zwischen den Rädern des Meßfahrzeuges erstreckt, gearbeitet. So läßt sich der versuchstechnische Aufwand gering halten. Offensichtlich bildet ein solches schmales Laufband die physikalischen Randbedingungen jedoch nicht richtig ab. Eine Verifikation dieses Meßaufbaus im Windkanal ist nur mit einem breiten Laufband, das deutlich über die Fahrzeuggrundfläche hinausragt möglich. Hierzu wäre beispielsweise der DNW-Kanal geeignet. Aus Zeit- und Kostengründen konnten solche Verifikationsmessungen im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht durchgeführt werden. Der experimentelle Teil der Arbeit beschränkt sich daher auf den Vergleich M1:4-M1:1 bei erweiterter Bodensimulation mit einem schmalen Laufband.

In der vorliegenden Arbeit wurde die Wirkung dieser Simulationstechnik in M1:4 und M1:1 untersucht. Obwohl das Laufband in beiden Maßstäben nur zwischen den Rädern verlief, unterschieden sich beide Versuchsaufbauten im Detail. Ein Vergleich von Kraft- und Druckmessungen in beiden Maßstäben hat gezeigt, daß die wesentlichen Einflüsse der Raddrehung und des Laufbandes im Modellmaßstab richtig wiedergegeben werden konnten. In allen Messungen bewirkte die Raddrehung eine Reduzierung des Widerstandes, das Laufband senkte den Auftrieb ab. Zudem wurde deutlich, daß die Größe dieser Einflüsse stark konfigurationsabhängig ist und dadurch nicht ohne weiteres mittels einfacher Faktoren vorhersagbar sind. Zudem wurde eine Korrelationsanalyse von Variantenmessungen in M1:4 und M1:1 in Abhängigkeit der Bodensimulation durchgeführt. Hierbei zeigte sich, daß sich die Übertragbarkeit der Meßwerte vom Modell auf das reale Fahrzeug verschlechtert, wenn auch bei Modellmessungen von der vereinfachten auf die erweiterte Bodensimulation übergegangen wird. Dies würde jedoch bedeuten, daß der damit verbundene experimentelle Mehraufwand in M1:4 im Hinblick auf eine abgesicherte Meßwertermittlung nicht gerechtfertigt ist. Es kann jedoch nicht ausgeschlossen werden, daß dieses Ergebnis von dem Meßaufbau im Modellmaßstab abhängig ist. Im Gegensatz zu den Messungen in M1:1, bei denen die Räder von schmalen Laufbändern angetrieben wurden, mußte im Modellmaßstab ein Spalt zwischen Rad und Boden in Kauf genommen werden. Ebenso muß mit einem Einfluß der Grenzschichtvorabsaugung gerechnet werden. Für eine endgültige Aussage über die Notwendigkeit der erweiterten Bodensimulation auch im Modellmaßstab sollten daher die Modellmessungen mit einem dem M1:1-System vergleichbaren Radantrieb wiederholt werden. Dies gilt in gleichem Maße für die Ergebnisse, die bei den Untersuchungen zum Detaillierungsgrad gefunden wurden. Die geplante Umrüstung des FKFS-Modellwindkanals auf das angesprochene System im Jahre 2001 wird dies prinzipiell ermöglichen.

Die Verifikation des Versuchsaufbaus mit einem schmalen Laufband gegenüber der Situation der Straßenfahrt ist auf experimentellem Wege nur mit sehr großem Aufwand möglich. Um dennoch die hierbei erreichte Simulationsgüte beurteilen und einzelne Einflußgrößen separieren zu können, wurde eine numerische Strömungssimulation des in M1:4 verwendeten Versuchsaufbaus durchgeführt und mit den Verhältnissen verglichen, die sich bei komplett bewegtem Boden aus der Simulation ergeben. Um den Aufwand zu begrenzen, wurde zunächst nur die Geometrie des Laufbandes und der Grenzschichtvorabsaugung modelliert, der Einfluß von Düse und Kollektor blieb unberücksichtigt.

Die Verifikation der Berechnungsergebnisse bei leerem Windkanal erfolgte durch den Vergleich mit gemessenen Geschwindigkeits- und Druckverteilungen. Dabei zeigte sich eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung. Die Wirkung der erweiterten Bodensimulation auf ein Meßobjekt wurde an einem einfachen Fahrzeuggrundkörper untersucht. Die Verifikation dieser Rechnungen erfolgte über den Vergleich zwischen gemessenen und gerechneten Luftkraftbeiwerten. Die maximale Differenz der  $c_W$ -Werte zwischen Messung und Rechnung betrug hierbei ca. 4 %. Eine Analyse der Strömungsfelder hat gezeigt, daß es mit diesem Versuchsaufbau nur bedingt gelingt, die Güte der Bodensimulation zu verbessern. Die Auswertung des in den Unterbodenbereich transportierten Volumenstroms wies darauf hin, daß die Abmessungen des für M1:5-Modelle konzipierten Experimentallaufbandes für das untersuchte M1:4-Modell nicht ausreichend zu sein scheint. Um eine quantitative Aussage über die "notwendigen" Laufbandabmessungen treffen zu können, wäre jedoch eine weiterführende Parameterstudie notwendig. Zudem wurde deutlich, daß die Senkenwirkung der Grenzschichtvorabsaugung das globale Strömungsfeld um das Meßobjekt dominiert. Aufgrund der hohen Absaugraten wird der statische Druck im Strömungsfeld deutlich beeinflusst, so daß in Abhängigkeit der Absaugrate unterschiedliche Formoptima am Modell denkbar scheinen.

Bereits mit dem stark vereinfachten Rechenmodell, in dem die Windkanalgeometrie komplett vernachlässigt wurde, wurden deutliche Hinweise geliefert, wie die Versuchstechnik der erweiterten Bodensimulation die Meßwerte beeinflussen. Dennoch muß für eine vollständige Verifikation der Rechnung die Windkanalgeometrie mit berücksichtigt werden.

In einer Folgearbeit wird daher die Windkanalgeometrie (Düse, Plenum, Kollektor) in das Rechenmodell integriert werden, da bei diesen Komponenten ein Einfluß auf die Wirkung der Vorabsaugung vermutet wird. In einem weiteren Schritt könnten dann auch die Strömungsverhältnisse bei komplexeren Unterbodengeometrien sowie die Effekte der Raddrehung rechnerisch näher untersucht werden.



## Literatur

- [1] ADAPCO Software Limited, USA. *Training Manual for SAMM V2.0+*, 2000.
- [2] D. Aronson, Brahim S. B., and S. Perzon. On the Underbody Flow of a Simplified Estate. *SAE-Paper*, (2000-01-0485), 2000.
- [3] T. Binner. Experimentelle und rechnerische Methoden bei der Entwicklung von Kraftfahrzeugkühlssystemen. *Dissertation*, Technische Hochschule Aachen. 2000.
- [4] B. V. Bonis, F. B. Quagliotti, and G. P. Dallara. Is the Moving Belt Ground Plane Really Necessary for Automobile Testing in the Wind Tunnel? *SAE-Paper*, (870719), 1987.
- [5] G. Borello and S. Beccio. The Role of the Moving Ground for Automotive Wind Tunnel Testing on Race Cars. *SAE-Paper*, (1999-01-0647), 1999.
- [6] K. Burgin, P. C. Adey, and J. P. Beatham. Wind Tunnel Tests on Road Vehicle Models using a Moving Belt Simulation of Ground Effect. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 22(910311):227–236, 1986.
- [7] G. W. Carr. A Comparison of the Ground Plane Suction and Moving Belt Ground Representation Techniques. *SAE-Paper*, (880249), 1988.
- [8] G. W. Carr. A Comparison of the Ground Plane Suction and Moving Belt Ground Representation Techniques. *SAE-Paper*, (880249), 1988.
- [9] G. W. Carr. Influence of Moving Belt Dimensions on Vehicle Aerodynamic Forces. *MIRA Conference on Vehicle Aerodynamics*, 1996.
- [10] G. W. Carr and W. Eckert. A Further Evaluation of the Ground Plane Suction Method for Ground Simulation in Automotive Wind Tunnels. *SAE-Paper*, (940418), 1994.
- [11] A. Cogotti. La Galleria del Vento Pininfarina. *EADA Status Report, V Meeting, Paris*, October 1987.
- [12] A. Cogotti. Ground Effect Simulation for Full-Scale Cars in the Pininfarina Wind Tunnel. *SAE-Paper*, (950996), 1995.
- [13] Computational Dynamics Limited, London. *StarCD Methodology, Version 3.05*, 1998.
- [14] Computational Dynamics Limited, London. *StarCD User Guide, Version 3.05*, 1998.
- [15] K. Cooper and A. Fediw. Development of a Moving Ground System for the Study of Vehicle Aerodynamics. *RAE Conference on Vehicle Aerodynamics*, 1994.

- [16] H. Deyhle. Untersuchungen zur Erfassung, Beurteilung und Verbesserung der Strömungsqualität des MERCEDES-BENZ-Modellwindkanals in Sindelfingen, 1994. Industriepatenschaft der DLR Göttingen.
- [17] W. Eckert, N. Singer, and J. D. Vagt. The Porsche Wind Tunnel Floor Boundary Layer Control - A Comparison with Road Data and Results from Moving Belt. *SAE-Paper*, (920346), 1992.
- [18] J. Fabijanic. An Experimental Investigation of Wheel-Well Flows. *SAE-Paper*, (960901), 1996.
- [19] H. Glauert. The Effect of the Static Pressure Gradient on the Drag of a Body Tested in a Wind Tunnel. *Reports and Memoranda, Ministry of Aircraft Production, UK*, (1158), March 1928.
- [20] H. Glauert. Wind Tunnel Interference on Wings, Bodies and Airscrews. *Reports and Memoranda, Ministry of Aircraft Production, UK*, (1566), September 1933.
- [21] T. Gürtler. Ermittlung des Windkanaleinflusses bei der vergleichenden Messung von unterschiedlichen Grundkörpern in verschiedenen Windkanälen, 1999. Diplomarbeit, Institut für Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen der Universität Stuttgart.
- [22] T. Gürtler. Messung der aerodynamischen Beiwerte des SAE-Körpers mit Stufenheck (M1:4) in Abhängigkeit der Bodensimulation, 2000. Mit freundlicher Genehmigung von T. Gürtler.
- [23] J. E. Hackett, J. B. Baker, J. E. Williams, and S. B. Wallis. On the Influence of the Ground Movement and Wheel Rotation in Tests on Modern Car Shapes. *SAE-Paper*, (870245), 1987.
- [24] E. Hering, R. Martin, and M. Stohrer. *Physik für Ingenieure*. VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1989.
- [25] J. Howell and D. Hickmann. The Influence of Ground Simulation on the Aerodynamics of a Simple Car Model. *SAE-Paper*, (970134), 1997.
- [26] J. P. Howell. The Influence of Ground Simulation on the Aerodynamics of Simple Car Shapes with an Underfloor Diffuser. *The Royal Aeronautical Society Conference, Vehicle Aerodynamics*, 1994.
- [27] W. H. Hucho, L. J. Janssen, and G. Schwartz. The Wind Tunnel's Boundary Layer - Its Interference with the Flow Underneath Cars. *SAE-Paper*, (750066), 1975.
- [28] W.H. Hucho (Hrsg.). *Aerodynamik des Automobils*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1994.

- [29] IVK, Universität Stuttgart. *Aerodynamische Untersuchungen an 1:5-Fahrzeugmodellen über dem FKFS-Experimental-Laufband des IVK-Modellwindkanals*. Potthoff, J. IVK, 1998.
- [30] E. Jehle. Strömungsstrukturerkennung auf der Basis von numerischen 3D Navier-Stokes-Simulationen zur Einbindung in die Fahrzeugentwicklung. *Dissertation*, Universität Karlsruhe (TH). 2001.
- [31] A. Klemin. A Belt Method of Representing the Ground. *J. Aero. Sciences*, 1:198–199, October 1934.
- [32] T. Lajos and I. Hegel. Some Experiences of Ground Simulation with Moving Belt. *RAE Conference on Vehicle Aerodynamics*, 1994.
- [33] E. Mercker and H. Berneburg. Über die Simulation der Straßenfahrt eines PKW in einem Windkanal durch bewegten Boden und drehende Räder. *Vortrag Fahrzeugaerodynamik, Haus der Technik, Essen*, (T-30-341-056-2), 1992.
- [34] E. Mercker, N. Breuer, H. Berneburg, and H. J. Emmelmann. On the Aerodynamic Interference Due to the Rolling Wheels of Passenger Cars. *SAE-Paper*, (910311), 1991.
- [35] E. Mercker, H. Soja, and J. Wiedemann. Experimental Investigation on the Influence of various Ground Simulation Techniques on a Passenger Car. *RAE Conference on Vehicle Aerodynamics*, 1994.
- [36] E. Mercker and J. Wiedemann. On the Correction of Interference Effects in Open Wind Tunnels. *SAE-Paper*, (960671), 1996.
- [37] R. Müller, N. Singer, and W. Eckert. Moving Belt with Distributed Suction in the Porsche Wind Tunnel. *SAE-Paper*, (1999-01-0650), 1999.
- [38] H. Oertel Jr. *Strömungsmechanik*. Vieweg, Braunschweig, 1999.
- [39] H. Oertel Jr., U. Dohrmann, and K. Debatin. Softwarebewertung, Strömungssimulationen mit kommerziellen und Hochschulprogrammen, 3 1998. Bericht, Institut für Strömungslehre der Universität Karlsruhe.
- [40] H. Oertel Jr. and E. Laurien. *Numerische Strömungsmechanik*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1995.
- [41] E. Olsen, E. Olsson, and G. Johansson. Vehicle Aerodynamics- Force and Moment Measurements on Scaled Car Models using Stationary and Moving Belt Ground Plane. *J. of Vehicle Design*, 9(2), 1988.
- [42] J. Potthoff. Aerodynamische Untersuchungen an einem 1:5 Fahrzeugmodell über dem FKFS-Experimentallaufband des IVK-Modellwindkanals. *Haus der Technik, Essen*, 1998. Tagung Fahrzeugaerodynamik.

- [43] W. H. Rae and A. Pope. *Low Speed Wind Tunnel Testing*. Wiley-Interscience, John Wiley & Sons, New York, 1984.
- [44] H. Schlichting and E. Truckenbrodt. *Aerodynamik des Flugzeuges*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1967.
- [45] S. Schneider, J. Wiedemann, and G. Wickern. Das Audi Windkanalzentrum. *Vortrag Fahrzeugaerodynamik, Haus der Technik, Essen*, 1998.
- [46] B. Schwartekopp and T. Gürtler. Ermittlung und Korrektur des Windkanaleinflusses bei vergleichenden Luftkraftmessungen an Fahrzeuggrundkörpern. *Haus der Technik, Essen*, 1998. Tagung Fahrzeugaerodynamik.
- [47] E. Szechenyi. Crosswind and its Simulation. *Progress in Vehicle Aerodynamics - Advanced Experimental Techniques*, ISBN 3-8169-1843-3:83-96, 2000. Tagungsband Euromotor.
- [48] R. v. Koenig-Fachsenfeld. *Aerodynamik des Kraftfahrzeugs*. Umschau-Verlag, Frankfurt, 1951.
- [49] G. Wickern. On the Application of Classical Wind Tunnel Corrections for Automotive Bodies. *SAE-Paper*, (2001-01-0633), 2001.
- [50] J. Wiedemann and W. Settgest. Einfluß der Bodensimulation auf die Optimierung des Luftwiderstandes Vergleich von Windkanal und Straße, Potentiale für Verbrauchsreduzierungen. *Stuttgarter Symposium*, 1995.
- [51] W. Wuest. *Strömungsmesstechnik*. Vieweg, Braunschweig, 1969.
- [52] I. Yamaguchi, K. Nakatsuru, M. Tagaki, and Y. Shimp. The Effect of the Moving Belt on Automotive Underbody Airflow in Model Wind Tunnel Tests. *JSAE Review*, 12(3), 1991.
- [53] J. Zierep and K. Bühler. *Strömungsmechanik*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1991.

# Abbildungsverzeichnis

1.1	Entwicklungsablauf Aerodynamik der Mercedes-Benz Pkw-Entwicklung (schematisch) . . . . .	5
1.2	Randbedingungen Straßenfahrt - Windkanal . . . . .	8
2.3	Ausbildung der Grenzschicht an einer längs angeströmten ebenen Platte . . . . .	13
2.4	Strömungsablösung in einer Grenzschicht . . . . .	14
2.5	Komponenten der auf ein Fahrzeug wirkenden aerodynamischen Kräfte	15
2.6	Aufbau der LDA-Meßtechnik . . . . .	18
2.7	Aufbau der LDA-Meßtechnik . . . . .	19
2.8	LDA-Meßoptik mit 1600 mm Brennweite . . . . .	20
2.9	Triangulation zur Winkelbestimmung . . . . .	22
2.10	Übersicht der in dieser Arbeit verwendeten Windkanäle . . . . .	26
2.11	Verdrängungsdicke $\delta_1$ im Modellwindkanal Sindelfingen . . . . .	30
2.12	Turbulenzgrad $Tu$ [%] Modellwindkanal Sindelfingen (mit Grenzschichtvorabsaugung) in zwei verschiedenen Höhen $z$ . . . . .	32
2.13	Druckverlauf im Modellwindkanal Sindelfingen (mit und ohne Grenzschichtvorabsaugung) längs der Meßstrecke bei $y = 0$ . . . . .	33
2.14	Geschwindigkeitsprofile im FKFS-Modellwindkanal mit Grenzschichtvorabsaugung bei $u_\infty = 50 m/s$ nach [42] . . . . .	35
2.15	Verlauf Druckbeiwert $c_{p,stat}$ im FKFS-Modellkanal (leerer Meßstrecke)	36
2.16	Grenzschichtprofile Windkanal Untertürkheim bei $y = 0$ . . . . .	37
2.17	Verlauf des Druckbeiwertes $c_{p,stat}$ im Windkanal Untertürkheim . .	37
2.18	Laufbandsystem des Aeroakustik-Windkanals der AUDI AG . . . . .	39
2.19	Verlauf des Druckbeiwertes $c_{p,stat}$ im Windkanal der AUDI AG . . .	40
2.20	Detailliertes M1:4-Modell des Mercedes CLK . . . . .	40
2.21	Detaillierter Unterboden des M1:4-Modells . . . . .	41
2.22	Versuchsaufbau im Modellmaßstab für stehende und drehende Räder	42
3.23	SAE-Referenzmodell "Stufenheck": Hauptabmessungen in M1:1 . .	44
3.24	Gemessene $c_W$ -Werte der SAE-Körper in M1:4 und M1:1 nach [21] .	45

<b>3.25</b>	Abhängigkeit des $c_W$ -Wertes von der Reynoldszahl $Re$ für SAE-Körper verschiedener Heckformen nach [21] . . . . .	46
<b>3.26</b>	Korrekturanteile SAE-Körper nach [36], Windkanal Sindelfingen, mit GSVA . . . . .	50
<b>3.27</b>	Korrekturanteile SAE-Körper nach [36], Windkanal Sindelfingen, ohne GSVA . . . . .	50
<b>3.28</b>	Korrekturanteile SAE-Körper nach [36], Windkanal Untertürkheim	51
<b>3.29</b>	Korrigierte $c_W$ -Werte der SAE-Referenzmodelle in M1:4 und M1:1 .	51
<b>3.30</b>	Modellierung des Rückströmgebietes hinter stumpfem Körper [49] .	53
<b>3.31</b>	Verteilung der Druckgradientenkraft in Hauptströmungsrichtung am SAE-Kombiheck im Windkanal Untertürkheim nach [49] . . . . .	54
<b>3.32</b>	Korrigierte $c_W$ -Werte der SAE-Referenzmodelle in M1:4 und M1:1, Druckgradientenkorrektur nach [49] . . . . .	55
<b>3.33</b>	Unkorrigierte $c_W$ -Werte am Mercedes CLK, gemessen in unterschiedlichen Windkanälen . . . . .	56
<b>3.34</b>	Korrigierte $c_W$ -Werte am Mercedes CLK, gemessen in unterschiedlichen Windkanälen, Druckgradientenkorrektur nach [49] . . . . .	57
<b>4.35</b>	Versuchsaufbau "erweiterte Bodensimulation" AUDI und FKFS . .	61
<b>4.36</b>	Kraftbeiwerte bei bewegtem Laufband und stehenden Rädern als Funktion der Meßwerte bei konventioneller Bodensimulation . . . . .	64
<b>4.37</b>	Kraftbeiwerte bei stehendem Laufband und drehenden Rädern als Funktion der Meßwerte bei konventioneller Bodensimulation . . . . .	65
<b>4.38</b>	Kraftbeiwerte bei bewegtem Laufband und drehenden Rädern als Funktion der Meßwerte bei konventioneller Bodensimulation . . . . .	66
<b>4.39</b>	Darstellung der untersuchten Fahrzeugvarianten (I) . . . . .	69
<b>4.40</b>	Darstellung der untersuchten Fahrzeugvarianten (II) . . . . .	70
<b>4.41</b>	Korrelation der Kraftbeiwerte $\Delta c_W$ von Modell und Serienfahrzeug in Abhängigkeit der Bodensimulation . . . . .	71
<b>4.42</b>	Position der Druckmeßstellen am Heck . . . . .	72
<b>4.43</b>	Druckbeiwerte $c_p$ am Heck in Abh. der Bodensimulation, Vergleich M1:1-M1:4, mit Kühlluft . . . . .	73
<b>4.44</b>	Druckbeiwerte $c_p$ am Heck in Abh. der Bodensimulation, Vergleich M1:1-M1:4, ohne Kühlluft . . . . .	74
<b>5.45</b>	Einfluß der Felgengestaltung auf den $c_W$ -Wert in M1:4 und M1:1 . .	77

<b>5.46</b>	Untersuchte Felgenvarianten in M1:4 und M1:1 . . . . .	78
<b>5.47</b>	Rad des M1:4-Modells mit aufgefülltem Reifenprofil . . . . .	79
<b>6.48</b>	Prinzipskizze des FKFS-Modellwindkanals mit Grenzschichtvorabsaugung und Laufband . . . . .	87
<b>6.49</b>	Abgesaugter Massenstrom $\dot{m}$ über der Druckdifferenz $\Delta p_{GSVA}$ zwischen Plenum und Absaugkammer . . . . .	89
<b>6.50</b>	Netzgeometrie "leerer Kanal", Seitenansicht mit Vorabsaugung, Laufband und aufgeprägten Randbedingungen . . . . .	90
<b>6.51</b>	Geometrie des Rechenmodells im Bodenbereich mit Absauggittern, Laufband und Auslässen . . . . .	90
<b>6.52</b>	Geometrie des Rechenmodells im Unterbodenbereich mit Laufband und "Absaugkasten" . . . . .	91
<b>6.53</b>	Netzgeometrie Detail Laufbandvorderkante . . . . .	91
<b>6.54</b>	Verlauf des statischen Druckbeiwertes $c_p$ im leeren Kanal mit eingeschalteter Grenzschichtvorabsaugung, Quelle Messung: FKFS . . . . .	92
<b>6.55</b>	Dimensionslose Hauptströmungskomponente $u/u_\infty$ über der Vorabsaugung, Vergleich LDA-Messung – Rechnung . . . . .	93
<b>6.56</b>	Normierte Grenzschichtprofile längs der Meßstrecke, Vergleich LDA-Messung – Rechnung . . . . .	95
<b>6.57</b>	Normierte Hauptströmungskomponente $u/u_\infty$ im Bereich seitlich neben dem Laufband, Vergleich LDA-Messung – Rechnung . . . . .	96
<b>6.58</b>	Netzgeometrie im Bereich der Hinterkante des Laufbandes . . . . .	97
<b>6.59</b>	Normierte Hauptströmungskomponente $u/u_\infty$ über der Hinterkante des Laufbandes, Vergleich LDA-Messung – Rechnung . . . . .	97
<b>6.60</b>	Netzgeometrie SAE-Stufenheck . . . . .	98
<b>6.61</b>	angle=90 . . . . .	103
<b>6.62</b>	Druckbeiwert $c_p$ im Mittelschnitt, Frontpartie SAE-Körper . . . . .	104
<b>6.63</b>	Geschwindigkeitsverteilung im Mittelschnitt . . . . .	105
<b>6.64</b>	Druckverteilung auf dem Heck des SAE-Körpers . . . . .	106
<b>6.65</b>	Flächenbezogener Widerstand $F_x/A$ auf der Modellfront . . . . .	107
<b>6.66</b>	Strömungsgrößen auf der Modelloberseite des SAE-Körpers . . . . .	108
<b>6.67</b>	Vergleich Kritischer Punkte im Heckbereich . . . . .	109



Wolfgang Wetzel  
Albert-Schweitzer-Straße 33  
88213 Ravensburg

## Lebenslauf

### *Persönliche Daten*

Geburtsdatum: 28.11.1970  
Geburtsort: Friedrichshafen  
Familienstand: ledig  
Staatsangehörigkeit: deutsch

### *Ausbildung*

1987–1990: Technisches Gymnasium, Ravensburg  
1990–1991: Grundwehrdienst Internationale Fernspähschule Weingarten  
1991–1996: Studium der Luft- und Raumfahrttechnik  
an der Universität Stuttgart  
05/1996–10/1996: Studienarbeit an der ENSAE (Ecole Nationale Supérieure  
de l'Aéronautique et de l'Espace), Toulouse/Frankreich  
05/1997–12/1997: Diplomarbeit bei der Dornier Deutsche Aerospace AG,  
Friedrichshafen  
01/1998–12/2000: Promotion am Institut für Strömungslehre, Universität Karlsruhe  
mit Unterstützung der DaimlerChrysler AG, Sindelfingen  
seit 03/2001: Entwicklungsingenieur bei Siemens Krauss-Maffei  
Lokomotiven GmbH, München





