

Masterarbeit

BEURTEILUNG DER EFFEKTIVITÄT DER SCHUBEINBRINGUNG DURCH STRAHLGEBLÄSE IN TUNNELN MIT HILFE NUMERISCHER MODELLE UND MESSUNGEN

Verfasser

BSc. SAURWEIN Matthias

**Eingereicht am Institut für Verbrennungskraftmaschinen
und Thermodynamik der Technischen Universität Graz**

Vorstand: Univ.-Prof. DI Dr. EICHLSEDER Helmut

Beurteiler:

Ao.Univ.-Prof. DI Dr. STURM Peter

Betreuer:

Ao.Univ.-Prof. DI Dr. STURM Peter

DI (FH) BEYER Michael

Graz, Mai 2014



Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik
Vorstand: Univ.-Prof. DI Dr. Helmut Eichlseder



Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, am 27. Mai 2014

.....

(Unterschrift)

Statutory Declaration

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources / resources and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources.

2014-05-27

.....

date

(signature)

Kurzfassung

Diese Masterarbeit befasst sich mit der Analyse der Effektivität der Schubeinbringung mittels Strahlventilatoren in längsgelüfteten Straßentunnel. Durch die wandnahe Montage der Strahlventilatoren kommt es zu einer Verminderung des Schubeintrages im Tunnel. Da die Dimensionierung der Lüftungsanlage im Normalfall mittels eindimensionaler Auslegungsrechnung erfolgt, benötigt es einen Einbauwirkungsgrad, um die Schubminderung, hervorgerufen durch dreidimensionale Effekte, berücksichtigen zu können. Dabei wird das Verhältnis zwischen dem vom Strahlventilator abgegebenen Schub und dem im Tunnel ankommenden Schub in Form eines Druckanstieges als Einbauwirkungsgrad bezeichnet.

Im Zuge von Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit konnte, abweichend von bisherigen Erkenntnissen aus der Literatur, herausgefunden werden, dass eine Schubminderung nicht nur von der Tunnelfahrraumgeometrie, dem Wandabstand und der Ventilatorbaugröße abhängig ist, sondern auch eine starke Korrelation mit der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel besteht.

Beginnend mit einer Einführung in die Thematik der Strömungsmechanik von Tunnellüftungssystemen umfasst ein großer Teil der Arbeit die Erstellung des numerischen Modells mit einhergehender Validierung. Zum besseren Verständnis des Einflusses der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel auf den Einbauwirkungsgrad erfolgte eine Analyse des Schubverlustes und deren Abhängigkeiten. Ausgehend von den neuen Erkenntnissen wurden über Messungen im Straßentunnel und durch dreidimensionale Strömungssimulationen (CFD Simulationen) eine Vielzahl an Einbauwirkungsgraden bestimmt, wodurch die Genauigkeit für zukünftige Dimensionierungen von Lüftungsanlage verbessert wird. Dabei wurden Einfach- und Doppelanordnung von Strahlventilatoren für häufig vorkommende hufeisen- und rechteckförmige Tunnelquerschnitte betrachtet. Schlussendlich wurde das Potential der Effizienzsteigerung durch Anbringen von Strahlumlenkblechen für unterschiedliche Ausführungsfälle quantifiziert. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung aller gewonnenen Erkenntnissen ab und bereitet die Einbauwirkungsgrade anschaulich auf, damit diese präzise als Korrekturgröße für zukünftige Lüftungsdimensionierung verwendet werden können.

Abstract

This master thesis deals with the analysis of the thrust efficiency of jet fans in longitudinal ventilated road tunnels. Due to the installation of the fans close to the wall, the thrust effectiveness is significantly reduced. Usually the dimensioning of the ventilation system is done with a one dimensional approach and therefore an installation loss factor must be known in order to consider the loss of thrust due to three dimensional effects. The ratio of the thrust provided by the jet fan and the thrust eventually gained in form of an increase of static pressure in the tunnel is called installation efficiency.

Investigation has shown that departing from previous knowledge the loss of thrust is not only depending on the cross section of the tunnel, the wall clearance and the size of the jet fan, but also a strong correlation between the prevalent velocity inside the tunnel exists.

Starting with an introduction in the field of fluid mechanics in tunnel ventilation a lot of work was done in order to create a numerical model and to validate it. To get a better comprehension why the prevalent velocity in the tunnel has an influence on the installation efficiency an investigation of the loss of thrust was undertaken. Based on this new knowledge multiple scenarios of installation efficiencies were calculated utilising measurements in the road tunnels and three-dimensional computational fluid dynamics calculations. These installation efficiencies will help to increase the accuracy of future ventilation design. Plenty of installation efficiencies for common horseshoe shaped and box shaped cross-sections were calculated. Finally the positive effect of guide vanes on the thrust effectiveness was investigated. The thesis concludes with a summary of the obtained knowledge and presents all the calculated installation efficiencies in an easy way to use them as a correction factor to make future ventilation dimensioning more accurate.

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich besonders bei meinen Eltern, Silvia und Günther Saurwein, bedanken, die mir das Studium ermöglicht haben und mich immer weit über das Nötigste hinaus unterstützt haben.

Zu besonderen Dank bin ich Herrn Prof. Dr. Sturm für die Überlassung der äußerst interessanten Themenstellung verpflichtet, aber auch für die hilfreichen Anregungen und die hervorragende Betreuung während der Arbeit.

Des Weiteren möchte ich mich herzlich bei DI (FH) Michael Beyer für die Betreuung bedanken. Ohne seine fachliche Unterstützung und seine immerwährende Diskussionsbereitschaft wäre ein Ergebnis der vorliegenden Arbeit in diesem Sinne nicht möglich gewesen.

Schlussendlich gilt dem Arbeitskreis der Belüftung und Sicherheit von Tunnelanlagen am Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik Dank für die angenehme Arbeitsatmosphäre und die hilfreichen Ratschläge.

Formelzeichen, Indizes und Abkürzungen

Lateinische Formelzeichen

A	m^2	Fläche
A_S	m^2	Querschnittsfläche des Strahlgebläses
A_{SVL}	m^2	Querschnittsfläche Strahlventilator 1
A_{SVR}	m^2	Querschnittsfläche Strahlventilator 2
A_T	m^2	Querschnittsfläche des Tunnels
a_V	m	Wandabstand des Strahlventilators
B	–	Konstante für das logarithmische Wandgesetz
$C_{1\varepsilon}$	–	Konstante für Turbulenzmodell
$C_{2\varepsilon}$	–	Konstante für Turbulenzmodell
$C_{3\varepsilon}$	–	Konstante für Turbulenzmodell
C_μ	–	Konstante für Turbulenzmodell
D	m	Durchmesser
D_h	m	Hydraulischer Durchmesser
d_{va}	m	Außendurchmesser Strahlventilator
d_{vi}	m	Innendurchmesser Strahlventilator
e	J/kg	Spezifische innere Energie
F_{S0}	N	Standschubkraft
F_T	N	im Tunnel ankommende Schubkraft
F_{TD}	N	Dichtekorrigierte im Tunnel ankommende Schubkraft
F_{TE}	N	Dichtekorrigierte im Tunnel ankommende Schubkraft unter Berücksichtigung des Einbauwirkungsgrades η_E
k	m^2/s^2	Turbulente kinetische Energie
L	m	Länge des Tunnelabschnittes
l_v	m	Länge des Strahlventilators
Ma	–	Mach-Zahl
m		Mittlerer Fehler des wahrscheinlichen Wert bzw. Vertrauensbereich
n	–	Anzahl der Messungen
P	–	Druckbeiwert Schubeinbringung
P_w	W	Wellenleistung
p	Pa	Statischer Druck
p_{absT}	Pa	Absolutdruck
p_{dyn}	Pa	dynamischer Druck
p_{stat}	Pa	Statischer Druck
p_{tot}	Pa	Totaldruck
p_{DVK}	Pa	Statischer Druck Düsenvorkammer
p_u	Pa	Umgebungsdruck
Δp	Pa	Gesamtdruckerhöhung des Strahlgebläses
Δp_{dynSVL}	Pa	Dynamische Druckdifferenz Sonde SVL
Δp_{dynSVR}	Pa	Dynamische Druckdifferenz Sonde SVR
$\Delta p_{dynSVS4.1}$	Pa	Dynamische Druckdifferenz Sonde SVS4.1

$\Delta p_{dynSVS4.2}$	Pa	Dynamische Druckdifferenz Sonde SVS4.2
$\Delta p_{dynPrüfstand}$	Pa	Dynamische Druckdifferenz Prüfstand
$\Delta p_{dynSonde}$	Pa	Dynamische Druckdifferenz Sonde zur Schubmessung
Δp_{ref}	Pa	Differenzdruck DVK und Umgebungsdruck Strömungsprüfstand
Δp_{SV}	Pa	Statischer Druckerhöhung zufolge SV
Δp_{tot}	Pa	Drucksprung im Lüftungssegment
Δp_{12}	Pa	Statische Druckdifferenz zwischen Messstelle 1 und 2
R	J/kgK	Spezifische Gaskonstante
R	m	Radius des Tunnelabschnittes
Re	–	Reynold-Zahl
S_k	m^2/s^2	Quellterm für k
S_ϵ	m^2/s^2	Quellterm für ϵ
s		Standardabweichung
T	K	Temperatur
T_T	$^\circ C$	Temperatur im Tunnel
U	m	Umfang
u	m/s	Geschwindigkeit in Richtung der x-Komponente
u_0	m/s	Austrittsgeschwindigkeit des Freistrahls
u_{Strahl}	m/s	Strahlgeschwindigkeit Strömungsprüfstand
u_{Sonde}	m/s	Strömungsgeschwindigkeit Sonde zur Schubmessung
u_{VDK}	m/s	Strömungsgeschwindigkeit Düsenvorkammer
u_{max}	m/s	Maximale Strömungsgeschwindigkeit in x-Richtung
u'	m/s	Schwankungsbewegung um \bar{u}
\bar{u}	m/s	Mittlere Geschwindigkeit in x-Richtung
u^+	–	Dimensionslose Geschwindigkeit
u_S	m/s	Strömungsgeschwindigkeit im Strahlgebläse
u_{SVL}	m/s	Austrittsgeschwindigkeit Strahlventilator 1
u_{SVR}	m/s	Austrittsgeschwindigkeit Strahlventilator 2
u_τ	m/s	Schubspannungsgeschwindigkeit
u_T	m/s	Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel
u'_T	m/s	Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel nach SV
\bar{u}_T	m/s	Gemittelte Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel
\dot{V}	m^3/s	Volumenstrom durch das Strahlgebläse
v	m/s	Geschwindigkeit in Richtung der y-Komponente
v'	m/s	Schwankungsbewegung um \bar{v}
\bar{v}	m/s	Gemittelte Geschwindigkeit in Richtung der y-Komponente
w	m/s	Geschwindigkeit in Richtung der z-Komponente
w'	m/s	Schwankungsbewegung um \bar{w}
\bar{w}	m/s	Gemittelte Geschwindigkeit in Richtung der z-Komponente
x_0	m	Länge nachdem der Freistrahл entwickelt ist
x_i		Messwert bei Messung i
\bar{x}		Arithmetischer Mittelwert
Δx	m	Differenzlänge von Position 1 bis 2
Δx_1	m	Differenzlänge vom Position 1 bis SV

Δx_2	m	Differenzlänge vom SV bis Position 2
y	m	Erste Zellengröße vom numerischen Netz
y^+	–	Dimensionslose Wandabstand

Griechische Formelzeichen

α	$^\circ$	Winkelstellung in Strömungsrichtung des Strahlumlenkblechs
β	$^\circ$	Verdrehwinkel um SV-Achse des Strahlumlenkblechs
δ	–	Grenzschichtdicke
ε	m^2/s^3	Turbulente Dissipationsrate
ζ_D	–	Verlustbeiwert des Ventilators
ζ_R	–	Widerstandsbeiwert Rohr
ζ_i	–	Allgemeiner Widerstandsbeiwert
η	–	Wirkungsgrad Strahlgebläse
η_E	–	Einbauwirkungsgrad mit Ansatz von Meidinger
η'_E	–	Einbauwirkungsgrad mit Ansatz von Kempf
κ	–	Von Karmankonstante
κ	–	Isentropenexponent
λ	–	Rohrreibungszahl
μ_T	kg/sm	Turbulente Scherviskosität
μ	kg/sm	Scherviskosität
ν	m^2/s	Kinematische Viskosität
π	–	Kreiszahl
ρ	kg/m^3	Dichte
ρ_T	kg/m^3	Dichte im Tunnel
σ_k	–	Turbulente Prandtl-Zahl für k
σ_ε	–	Turbulente Prandtl-Zahl für ε
τ	N/m^2	Schubspannungen
τ_l	N/m^2	Laminare Schubspannungen
τ_t	N/m^2	Turbulente Schubspannungen
τ_w	N/m^2	Wandschubspannungen
φ	–	Flächenverhältnis Tunnel- zu Strahlgebläsequerschnitt
χ	–	Massenstromverhältnis
ψ	–	Geschwindigkeitsverhältnis

Operatoren und Bezeichnungen

d	vollständiges Differential
δ	unvollständiges Differential
∂	partiell Differential
Π	Produkt
Σ	Summe
Δ	Differenz zweier Größen; Laplace-Operator

Weitere Indizes und Abkürzungen

0	Bezugszustand
0	Standardzustand
1	Zustand (im Querschnitt, an Position) 1
2	Zustand (im Querschnitt, an Position) 2
1D	eindimensional
3D	dreidimensional
ASFING	Autobahnen- und Schnellstraßen-Finanzierungs-Aktiengesellschaft
CFD	Computational Fluid Dynamics
DNS	Direct Numerical Solution
DVK	Düsenvorkammer
FD	Finite-Differenzen
FE	Finite-Elemente
FIK	Frischlufimpulsklappe
FV	Finite-Volumen
FVT	Forschungsgesellschaft für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik mbH
ISW	Institut für Strömungslehre und Wärmeübertragung
LES	Large Eddy Simulation
NRB	Numerische Randbedingungen
PRB	Physikalische Randbedingungen
RANS	Reynold-Averaged-Navier-Stokes
RKE	Realizable $k - \varepsilon$ Modell
SKE	Standard $k - \varepsilon$ Modell
SV	Strahlventilator
SVS	Strahlventilator Südröhre im Niklasdorftunnel

Inhalt

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG	I
STATUTORY DECLARATION	I
KURZFASSUNG	II
ABSTRACT	III
DANKSAGUNG	IV
FORMELZEICHEN, INDIZES UND ABKÜRZUNGEN	V
INHALT	IX
1 EINLEITUNG	1
2 THEORETISCHE GRUNDLAGEN	5
2.1 ERHALTUNGSGLEICHUNGEN	5
2.1.1 <i>Kontinuitätsgleichung</i>	5
2.1.2 <i>Impulsgleichung</i>	6
2.2 TURBULENTE STRÖMUNGEN	7
2.2.1 <i>Turbulente Grenzschicht und logarithmisches Wandgesetz</i>	8
2.2.2 <i>Turbulente Kanalströmung</i>	11
2.2.3 <i>Freistrahlen und Wandstrahlen</i>	12
2.3 GRUNDLAGEN TUNNELLÜFTUNGSSYSTEME	13
2.3.1 <i>Erweiterter Bernoulli-Gleichung</i>	14
2.3.2 <i>Schubeinbringung im Tunnel</i>	15
2.3.3 <i>Schubeinbringung ohne Berücksichtigung von Verlusten</i>	17
2.3.4 <i>Schubeinbringung unter Berücksichtigung von Verlusten</i>	18
2.3.5 <i>Strahlgebläse (Strahlventilator)</i>	19
2.4 GRUNDLAGEN DER MESSFEHLER UND MESSSTATISTIK	21
3 NUMERISCHE SIMULATION	23
3.1 MATHEMATISCHES MODELL - RANS GLEICHUNGEN	23
3.1.1 <i>Die Reynolds-Gleichungen (RANS)</i>	24
3.2 DISKRETISIERUNG	25
3.3 NUMERISCHES GITTER (NETZ)	27
3.4 TURBULENZMODELLIERUNG	30
3.5 RAND- UND ZONENBEDINGUNGEN	32
3.6 LÖSUNGSMETHODEN	34
3.7 GENAUIGKEIT	34
4 ANWENDUNGSFÄLLE	37
4.1 TECHNISCHE DATEN DER STRAHLVENTILATOREN	37
4.2 MESSUNG BOSRUCKTUNNEL	39
4.2.1 <i>Allgemeine Daten</i>	39
4.2.2 <i>Messaufbau</i>	39
4.2.3 <i>Verwendete Messgeräte</i>	40
4.2.4 <i>Schubmessung</i>	41
4.3 MESSUNG NIKLASDORFTUNNEL	42
4.3.1 <i>Allgemeine Daten</i>	42
4.3.2 <i>Messaufbau</i>	43
4.3.3 <i>Verwendete Messgeräte</i>	44

4.3.4	Messablauf	45
4.3.5	Kalibrierung der Sonden für die Schubmessung	46
4.4	SIMULATIONEN	49
4.4.1	Ein- und Auslaufbereich	49
4.4.2	Netzverfeinerungsanalyse	50
4.4.3	Simulationsaufbau Bosrucktunnel	51
4.4.4	Simulationsaufbau zur Bestimmung der Strahlwirkung ohne Wandkontakt.....	52
4.4.5	Simulationsaufbau zur Bestimmung der Einbauwirkungsgrade für Hufeisenprofile ..	54
4.4.6	Simulationsaufbau zur Bestimmung der Einbauwirkungsgrade für Rechteckprofile..	55
5	ERGEBNISSE	57
5.1	AUSWERTEMETHODIK EINBAUWIRKUNGSGRAD	57
5.2	BOSRUCKTUNNEL	61
5.2.1	Beide Strahlventilatoren sind mit Strahlumlenkblechen in Betrieb.....	61
5.2.2	Ein Strahlventilator ist in Betrieb.....	64
5.2.3	Beide Strahlventilatoren sind ohne Strahlumlenkbleche in Betrieb.....	65
5.3	NIKLASDORFTUNNEL.....	66
5.3.1	Kalibrierung der Sonden für die Schubmessung	67
5.3.2	Auswertung der Messungen im Niklasdorftunnel	68
5.4	STRAHLWIRKUNG OHNE WANDKONTAKT	69
5.5	EINBAUWIRKUNGSGRAD FÜR HUF EISENPROF ILE.....	72
5.5.1	Doppelanordnung ohne Strahlumlenkbleche	72
5.5.2	Doppelanordnung mit Strahlumlenkblechen	77
5.5.3	Einfach anordnung mit und ohne Strahlumlenkblechen.....	78
5.5.4	Schubvariation bei der Einfach anordnung ohne Strahlumlenkbleche.....	81
5.6	EINBAUWIRKUNGSGRAD FÜR RECHTECKPROF ILE	83
5.6.1	Doppelanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche	83
6	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK.....	87
	LITERATURVERZEICHNIS.....	89
	TABELLENVERZEICHNIS	91
	ABBILDUNGSVERZEICHNIS	93
	ANHANG A – TABELLEN EINBAUWIRKUNGSGRAD.....	96
	ANHANG B – MESSERGEBNISSE BOSRUCKTUNNEL	102
	ANHANG C – MESSERGEBNISSE NIKLASDORFTUNNEL.....	104
	ANHANG D – DATENBLÄTTER MESSGERÄTE	106
	ANHANG E – AUSWERTEPROGRAMM FLUENT	112

1 Einleitung

In Industrieländern spielt die Mobilität eine immer größer werdende Rolle. Um den Anforderungen gerecht zu werden, benötigt es leistungsfähige Verkehrswege. Dies bedeutet, dass Waren und Personen in kürzest möglichen Zeiträumen, sicherst möglich zwischen zwei Orten transportieren werden können. Daher sind in Regionen mit einem hohen Gebirgsanteil Tunnels notwendig, um die Verkehrswege stets attraktiv zu halten. Auch in Ballungszentren sind Tunnels essentiell, da sie Verkehrswege effizienter gestalten und die Bevölkerung vor Lärmbelastung schützen.

In Tunnels sind Lüftungssysteme installiert, um im Normalbetrieb durch Frischluftzufuhr zu gewährleisten, dass Luftqualitätsgrenzen nicht überschritten werden. Besondere Bedeutung unterliegt ihnen aber im Falle eines Verkehrsunfalles mit Brandfolge, denn im Ernstfall müssen Abschnitte rauchfrei gehalten werden.

Die Ausführung vom Lüftungssystem ist abhängig von der Länge des Tunnels sowie dem Verkehrsaufkommen. Drei Arten von Belüftungssystemen werden grundsätzlich unterschieden:

1. Längere Tunnel werden **vollquergelüftet**. Dabei wird die Frischluft über eine abgehängte Zwischendecke quer eingebracht und die Abgase oder das Rauchgas werden im Ernstfall ebenfalls quer über die Zwischendecke aus dem Fahrtraum abgesaugt. Meist werden die Tunnel bergmännisch ausgebrochen. Durch die abgehängte Decke, durch die die Zu- und Abluft in den Tunnel einbeziehungsweise ausgebracht wird, gleicht die Querschnittsform des Tunnels einem Rechteck-Profil.
2. Mittlere bis lange Tunnel werden **halb-quergelüftet**. Dabei werden die Abgase oder das Rauchgas quer zum Fahrtraum über eine Zwischendecke abgesaugt. Die Frischluft wird über die Portale angesaugt.
3. Kurze Tunnel werden **längsgelüftet**. Dabei wird die Frischluft über ein Portal angesaugt und über ein anderes Portal ausgestoßen. Diese Art von Tunnel können ein Hufeisen-Profil aufweisen, wenn der Tunnel bergmännisch ausgebrochen wurde, oder im Falle von Unterflurtrassen ein Rechteck-Profil besitzen.

Prinzipiell sind auch jegliche Kombinationen dieser Systeme möglich. Für alle drei Arten von Belüftungssystem finden zur Beeinflussung der Längsströmung im Tunnel Axialventilatoren beziehungsweise Strahlgebläse Anwendung, welche durch Einbringung von Impuls die Strömung in Bewegung setzen. Um den Lichtraum im Tunnel

(Bewegungsfläche der Fahrzeuge) frei halten zu können, werden die Gebläse immer in Wandnähe montiert. Durch die wandnahe Aufhängung der Strahlgebläse kommt es zu einer Minderung des eingebrachten Schubes.

Bei der Dimensionierung von Lüftungsanlage müssen im Ernstfall genügend Strahlgebläse vorhanden sein, um Abschnitte rauchfrei halten zu können. Trotzdem sollte die Lüftungsanlage aus Kostengründen nicht überdimensioniert werden. Daher ist für die exakte Dimensionierung der Lüftungsanlage die Effizienz der Schubeinbringung durch Strahlgebläse abhängig von der Baugröße des Strahlgebläses, dem Deckenabstand, der Tunnelraumgeometrie und der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel von großem Interesse.

Derzeit werden Lüftungssysteme meist über eindimensionale und algebraische Berechnungsmethoden unter Berücksichtigung der topographischen und meteorologischen Einflüsse abhängig vom Verkehrsaufkommen dimensioniert. Bei dieser eindimensionalen Bemessung werden schubmindernde dreidimensionale Einflüsse über einen Einbauwirkungsgrad berücksichtigt. Die Genauigkeit der Dimensionierung ist stark von der Güte der Korrekturfaktoren abhängig.

Da die Schubminderung nur unter Berücksichtigung der dreidimensionalen Effekte erfasst werden kann, erfolgt eine Bestimmung über Messungen oder durch numerische dreidimensionale Strömungsberechnungen (CFD). Bereits in den 60iger Jahren gab es messtechnische Untersuchungen von Kempf¹ an einem Modelstand, um Korrekturfaktoren für die Schubminderung bestimmen zu können. Die Tatsache, dass die Abmessung des Modelstandes inklusive Strahlgebläse (Düse) nur geringe Ähnlichkeiten zu jenen Tunneln in Echtgröße aufwies, zeigte in der Praxis, dass diese sogenannten Strahlwirkungskoeffizienten die Schubeinbringung überschätzten. Des Weiteren beschäftigte sich Kempf nur mit Einfachaufhängungen von Strahlgebläsen und betrachtete keine Mehrfachanordnung.

Bei einer vorangegangenen Arbeit² wurden bereits Einbauwirkungsgrade für Strahlgebläse in Abhängigkeit der Einbauposition, der Baugröße des Strahlgebläses und der Tunnelraumgeometrie bestimmt. Aufbauend auf diese Erkenntnisse ist das Ziel der vorliegenden Arbeit, zusätzlich zu den genannten Abhängigkeiten den Einfluss der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel auf den Einbauwirkungsgrad zu erfassen. Dabei werden für die Praxis relevanten Geometrien des Tunnelfahrtraumes (Hufeisen und Rechteck) und der Strahlgebläse betrachtet. Zusätzlich zur Einfachanordnung werden auch Doppelanordnungen untersucht und der positive Effekt von Strahlumlenkblechen wird für mehrere Anwendungsfälle quantifiziert. Die in der Arbeit ermittelten Einbauwirkungsgrade ersetzen die Strahlwirkungskoeffizienten von Kempf

¹ KEMPF J., (1965)

² GALEHR G., (2012)

und helfen zukünftig Lüftungsanlagen mit höherer Genauigkeit dimensionieren zu können. Durch die gewonnenen Erkenntnisse kann für eine Vielzahl von Anwendungsfällen im Vorfeld abgeschätzt werden, welchen Einfluss eine bestimmte Konfiguration auf den Einbauwirkungsgrad haben kann.

Die numerische Strömungssimulation bietet eine gute Möglichkeit die in der Praxis vorkommenden Anlagen möglichst realitätsnah abzubilden. Es können Einbauwirkungsgrade unter vertretbarem Aufwand und Kosten bestimmt werden. Trotzdem ist es für die Genauigkeit der Ergebnisse unumgänglich Messungen durchzuführen, um das Simulationsmodell zu validieren. In der Arbeit wurden die Simulationen über mehrere Messungen in zwei unterschiedlichen Tunneln verifiziert.

In den ersten beiden Kapiteln dieser Arbeit werden theoretische Grundlagen der Strömungsmechanik und von Tunnellüftungssystemen erläutert, um die Zusammenhänge in dieser Arbeit besser nachvollziehen zu können. Das Hauptaugenmerk liegt in der numerischen Strömungssimulation, weshalb ein Kapitel den Grundlagen dieser Thematik gewidmet ist. In den Kapiteln 4 und 5 werden die durchgeführten Messungen sowie die Simulation beschrieben. Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick ab.

2 Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel werden die wichtigsten theoretischen Grundlagen erläutert. Beginnend mit der Strömungsmechanik, werden auch methodische Ansätze angeführt, um die Schubeinbringung mittels Strahlventilatoren in Tunneln ausreichend beschreiben zu können. Bedeutende literarische Grundlage für die Theorie von Strahlgebläsen stellen für diese Arbeit die Publikationen von Meidinger³ und Kempf¹ aus der Schweizerischen Bauzeitung dar.

2.1 Erhaltungsgleichungen

Die Strömungslehre ist jene Wissenschaft, welche das Verhalten von Fluiden beschreibt, die sich unter dem Einfluss von Scherkräften unbegrenzt verformen. Ist die Verformungsgeschwindigkeit null, dann gibt es auch keine wirkenden Scherkräfte. Die Grundlage für die mathematische Beschreibung des physikalischen Verhaltens bildet die Kontinuumsmechanik. Ein Kontinuum ist ein System aus Teilchen, die keine Ausdehnung erfahren und zwischen den Teilchen liegt kein Zwischenraum. Die Grundgleichungen der Kontinuumsmechanik basieren auf 3 Axiomen⁴.

1. Masse kann weder erzeugt noch vernichtet werden
2. Die zeitliche Änderung des Impulses eines Körpers ist gleich der Summe der am Körper angreifenden Kräfte
3. Die zeitliche Änderung der inneren Energie und der kinetischen Energie eines Körpers ist gleich der Leistung der am Körper angreifenden Kräfte und der am Körper übertragenden Wärmeleistungen

Die in der Arbeit vorkommenden Problemstellungen beinhalten keine Wärmeübertragung, weshalb auf die Energiegleichung nicht näher eingegangen wird.

2.1.1 Kontinuitätsgleichung

Basierend auf dem 1. Axiom lässt sich am differentiellen Kontrollvolumen KV folgende Gleichung herleiten⁵:

3 MEIDINGER U., (1964)

4 Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 7 ff.

5 Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 29 ff.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} + \frac{\partial \rho w}{\partial z} = 0 \quad (2-1)$$

Dabei ist ρ die Dichte des Fluids, t die Zeit, x, y, z beschreiben die Koordinatenrichtungen und u, v, w die jeweilige Geschwindigkeit in den 3 Koordinatenrichtungen. In Worte gefasst kann die Kontinuitätsgleichung folgendermaßen beschrieben werden:

$$\left(\begin{array}{c} \text{zeitliche Änderung} \\ \text{der Masse im KV} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{ausfließende} \\ \text{Masse} \end{array} \right) - \left(\begin{array}{c} \text{einfließende} \\ \text{Masse} \end{array} \right) = 0$$

2.1.2 Impulsgleichung

Ausgehend vom 2. Axiom kann die Impulsgleichung hergeleitet am differentiellen KV folgendermaßen für alle drei Koordinatenrichtungen beschrieben werden⁵:

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + (\vec{\nabla} \cdot \rho u \vec{v}) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} + \rho f_x^B \quad (2-2)$$

$$\frac{\partial \rho v}{\partial t} + (\vec{\nabla} \cdot \rho v \vec{v}) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} + \rho f_y^B \quad (2-3)$$

$$\frac{\partial \rho w}{\partial t} + (\vec{\nabla} \cdot \rho w \vec{v}) = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} + \rho f_z^B \quad (2-4)$$

Dabei entspricht p dem statischen Druck, $\partial \tau_{ij}$ ist der Spannungstensor und ρf_i^B beschreibt die volumenspezifischen Massenkräfte, wie etwa Fliehkraft oder Schwerkraft. Im dreidimensionalen Fall entsprechen die Indizes i und j den drei kartesischen Koordinatenrichtungen x, y und z .

Oder in Worten:

$$\begin{aligned} & \left(\begin{array}{c} \text{zeitliche Änderung des Impulses} \\ \text{im KV} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{ausfließender} \\ \text{Impuls} \end{array} \right) - \left(\begin{array}{c} \text{einfließender} \\ \text{Impuls} \end{array} \right) \\ & = \left(\begin{array}{c} \text{Summe aller angreifenden} \\ \text{Druckkräfte am KV} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{Spannungs} \\ \text{tensor} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{c} \text{volumenspezifischen} \\ \text{Massenkräfte} \end{array} \right) \end{aligned}$$

In den meisten praktisch relevanten Strömungsproblemen handelt es sich um Newtonsche Fluide. Für diese Fluide besteht ein proportionaler Zusammenhang zwischen dem vorherrschenden Geschwindigkeitsgradienten und den Schubspannungen. Der Spannungstensor $\partial \tau_{ij}$ kann deshalb mit Hilfe des Stokesschen Reibungsansatzes beschrieben werden.

$$\partial \tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right) \quad (2-5)$$

Hierbei stellt μ die dynamische Viskosität dar. Der Index k beschreibt den Fall, wenn $i = j$, und δ_{ij} ist das Kronecker-Delta und kann nach der Beziehung (2-6) den Wert 1 oder 0

annehmen.

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 0 & \text{wenn } i \neq j \\ 1 & \text{wenn } i = j \end{cases} \quad (2-6)$$

Der Impulssatz kann unter Voraussetzung einer inkompressiblen Strömung weiter vereinfacht werden. In der Literatur wird die Mach-Zahl Ma bei gasförmigen Strömungsmedien als Kriterium zur Klassifizierung einer inkompressiblen Strömung herangezogen⁶.

$$Ma = \frac{u}{\sqrt{\kappa RT}} \quad (2-7)$$

Wobei u die lokale Strömungsgeschwindigkeit, κ der Isentropenexponent (für Luft 1.4), R die spezifische Gaskonstante (für Luft $287 \frac{J}{kgK}$) und T die lokale Temperatur darstellt.

Bei einer Mach-Zahl kleiner als 0.3 wird die Strömung als inkompressibel angesehen und die Dichteänderung zufolge einer Druckänderung wird als unabhängig vom Druck betrachtet⁶.

Unter der Voraussetzung einer inkompressiblen Strömung und einsetzen des Spannungstensor für Newtonsche Fluide (Gleichung (2-5)) in die Impulsgleichung (Gleichung (2-2)) ergeben sich die Navier-Stokes-Gleichungen (Gleichung (2-8) bis (2-10)). Diese Gleichungen statistisch gemittelt (RANS Gleichungen siehe Kapitel 3.1) bilden zusammen mit der Kontinuitätsgleichung das mathematische Modell für die numerische Simulation, die für die meisten technischen relevanten Strömungen angewandt werden. Im Folgenden sind die Gleichungen in ihrer instationären Form dargestellt:

$$\rho \left[\frac{\partial u}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \vec{\nabla})u \right] = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right) + \rho f_x^B \quad (2-8)$$

$$\rho \left[\frac{\partial v}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \vec{\nabla})v \right] = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) + \rho f_y^B \quad (2-9)$$

$$\rho \left[\frac{\partial w}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \vec{\nabla})w \right] = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right) + \rho f_z^B \quad (2-10)$$

2.2 Turbulente Strömungen

Turbulente Strömungen zeichnen sich durch örtlich und zeitlich völlig unregelmäßige Schwankungen der Strömungsgeschwindigkeit und von Drücken aus⁷. Die Schwankungen sind auf keine Raumrichtungen begrenzt und sind als instationär anzusehen. Für die Charakterisierung einer turbulenten Strömung wird die

⁶ Vgl. FERZIGER, H.; MILOVAN P, (2010), S. 2.

⁷ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 136 f.

dimensionslose Reynolds-Zahl Re herangezogen⁸.

$$Re = \frac{u \cdot D}{\nu} \quad (2-11)$$

Bezogen auf einen Rohrquerschnitt ist u die Strömungsgeschwindigkeit, D der Durchmesser des Strömungsraums und ν die kinematische Viskosität.

Handelt es sich nicht um einen kreisförmigen Rohrquerschnitt mit dem Durchmesser D , so wird stattdessen der hydraulische Durchmesser D_h für die Berechnung der Reynolds-Zahl herangezogen.

$$D_h = \frac{4 \cdot A}{U} \quad (2-12)$$

Hierbei stellt A die Querschnittsfläche dar und durch U wird der Umfang des Strömungsraumes beschrieben.

Die meisten technisch relevanten Strömungen weisen hohe Reynolds-Zahlen auf und sind daher als turbulent anzusehen⁹.

2.2.1 Turbulente Grenzschicht und logarithmisches Wandgesetz

Bei einer reibungsbehafteten Strömung ist die Strömungsgeschwindigkeit an der Wand aufgrund der Haftbedingung gleich null, weshalb sich in Wandnähe in einem relativ schmalen Bereich die Geschwindigkeit von null auf die unbeeinflusste Anströmungsgeschwindigkeit ändert. Es entsteht dabei ein sehr hoher Geschwindigkeitsgradient, welcher auch bei geringen Zähigkeiten große Zähigkeitskräfte hervorruft. Dieser Bereich wird als Grenzschicht bezeichnet. Die Turbulenz ist in der Grenzschicht am stärksten, da dort meist die höchsten Gradienten vorliegen. Durch die Turbulenz erhöht sich der Impulsaustausch senkrecht zur Hauptströmung, weshalb es zu erhöhten Reibungswiderständen kommt¹⁰.

Ein Modell zur Beschreibung der turbulenten Schubspannung stellt der Prandtlische Mischungswegansatz dar¹¹. Dadurch lässt sich die Schubspannung τ einer ebenen Strömung aus einer laminaren (viskosen) Schubspannung τ_l und einer turbulenten Schubspannungen τ_t aus dem Mischungswegansatz zusammensetzen.

$$\tau = \tau_l + \tau_t \quad (2-13)$$

Werden für die laminar, viskose Schubspannung τ_l und für die turbulente Schubspannung τ_t für die ebene Strömung die aus der Literatur¹¹ bekannten Zusammenhänge eingesetzt, ergibt sich:

⁸ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 128 ff.

⁹ Vgl. FERZIGER, H.; MILOVAN P. (2010), S. 315ff.

¹⁰ Vgl. HERWIG H., (2006), S36

¹¹ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 140 f.

$$\tau = \mu \frac{d\bar{u}}{dy} + \rho l^2 \left| \frac{d\bar{u}}{dy} \right| \frac{d\bar{u}}{dy} = \left(\mu + \rho l^2 \left| \frac{d\bar{u}}{dy} \right| \right) \frac{d\bar{u}}{dy} \quad (2-14)$$

Dabei entspricht μ der Scherviskosität und l dem Mischungsweg. Weiters nimmt Prandtl an, dass in Wandnähe die Schubspannung τ der Wandschubspannung τ_w entspricht ($\tau = \tau_w = \text{konst.}$). Wenn Gleichung (2-14) umgeformt wird, kann das Verhältnis $\sqrt{\tau/\rho}$ als Schubspannungsgeschwindigkeit u_τ definiert werden.

$$u_\tau^2 = \frac{\tau_w}{\rho} = \left(\nu + l^2 \left| \frac{d\bar{u}}{dy} \right| \right) \frac{d\bar{u}}{dy} \quad (2-15)$$

Unter Einführung der dimensionslosen Größen u^+ für die dimensionslose Geschwindigkeit und y^+ für den dimensionslosen Wandabstand existiert ein dimensionsloser Zusammenhang zwischen den beiden Größen.

$$u^+ := \frac{\bar{u}}{u_\tau} \quad (2-16)$$

$$y^+ := \frac{y u_\tau}{\nu} \quad (2-17)$$

Da normal zur Wand die Querbewegungen stark eingeschränkt sind, werden in Wandnähe die Längsschwankungen (entlang der Wand) unterdrückt. Daher wirkt an der Wand keine Turbulenz (laminare Unterschicht) und Prandtl setzt an:

$$l^+ = \kappa y^+ \quad (2-18)$$

κ ist die sogenannte Karman-Konstante und wird aus Experimenten bestimmt.

Daraus lässt sich nun der dimensionslose Zusammenhang zwischen Geschwindigkeit und Wandabstand herleiten.

$$u^+ = 2 \int_0^{y^+} \frac{1}{1 + \sqrt{1 + (2\kappa y^+)^2}} dy^+ \quad (2-19)$$

Abhängig von dem dimensionslosen Wandabstand lässt sich die Lösung des Integrals vereinfachen. Abbildung 1 veranschaulicht den Übergang von laminarer zur turbulenter Strömung entlang einer ebenen Platte. Beginnend mit einer anfänglich geschichteten Strömung (laminare Grenzschicht) wird diese Schichtenströmung instabil und Querbewegungen treten auf. Weiter stromabwärts kommt es zum Umschlag von der laminaren Strömung zur turbulenten Strömung und die Grenzschicht wächst aufgrund des Impulsaustausches an (Grenzschichtdicke δ).

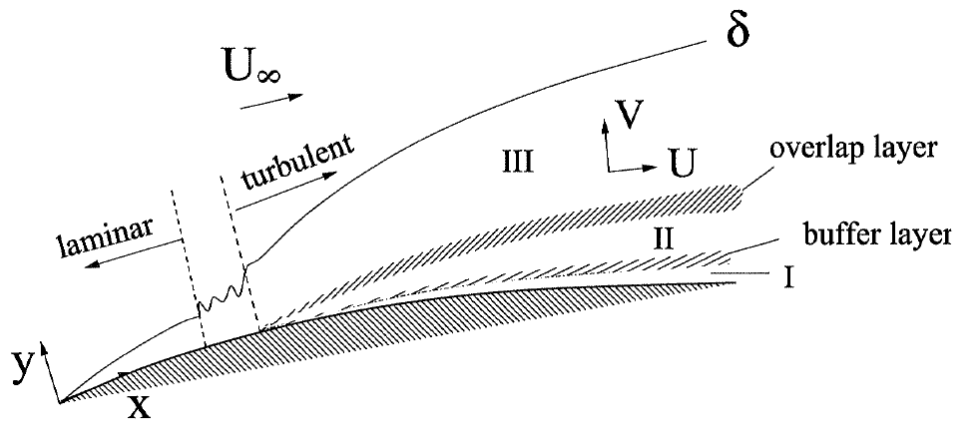


Abbildung 1: Aufbau einer turbulenten Grenzschicht entlang einer gekrümmten Wand¹²

I: laminare Unterschicht:

$$\tau_l \gg \tau_t \rightarrow \tau \approx \tau_l \qquad u^+ = y^+ \qquad 0 \leq y^+ \leq 5$$

II: turbulente Innenschicht:

$$\tau = \tau_l + \tau_t \qquad u^+ = f(y^+) \qquad 5 \leq y^+ \leq 26$$

III: turbulente Außenschicht

$$\tau_t \gg \tau_l, \tau \approx \tau_t \qquad u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln y^+ + B \qquad y^+ \geq 26$$

Im Bereich III gilt das logarithmische Wandgesetz unter der Voraussetzung, dass die Strömung voll turbulent ist.

Abbildung 2 zeigt das dimensionslose wandnahe Geschwindigkeitsprofil. Durch Auftragen des dimensionslosen Wandabstand y^+ im logarithmischen Maßstab lässt sich das logarithmische Wandgesetz als Gerade darstellen. Die Bereiche I und III sind anhand der oben dargestellten Beziehung eingezeichnet und den experimentellen Daten gegenübergestellt.

¹² STEINER H., (2011), S. 124f.

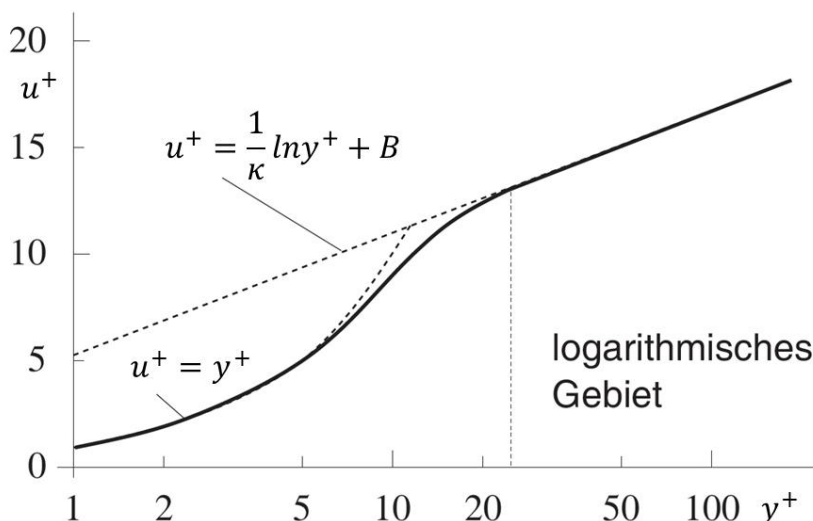


Abbildung 2: Dimensionsloses wandnahe Geschwindigkeitsprofil¹³

Für die von Karman-Konstante κ und die Konstante B haben sich aus unzähligen Experimenten die Werte $\kappa = 0.4$ und $B = 5.5$ etabliert¹⁴.

Für die numerische Berechnung ist das logarithmische Wandgesetz von größter Bedeutung. ANSYS Fluent bietet mehrere Möglichkeiten, um den nahen Wandbereich zu behandeln. Unter Annahme, dass es zu keiner Ablösung der Grenzschicht kommt, kann aber die vorhin besprochene Standard-Wandfunktion verwendet werden, ohne Genauigkeitseinbußen in Kauf nehmen zu müssen.

Damit das logarithmische Wandgesetz mit hoher Genauigkeit angewandt werden kann, bedarf es einiger Überlegung für die Gestaltung des numerischen Netzes. Dieser Aspekt wird im Kapitel 3.3 näher erläutert.

2.2.2 Turbulente Kanalströmung

Eine turbulente Strömung liegt vor, wenn die berechnete Reynolds-Zahl über der sogenannten kritischen Reynold-Zahl liegt. Die kritische Reynold-Zahl nimmt für unterschiedliche Strömungssituationen verschiedene Zahlenwerte an. Im Falle einer turbulenten Rohrströmung gilt als Grenze der Zahlenwert 2300 für die kritische Reynold-Zahl, unter dieser die Strömung laminar ist¹⁵. Der Querschnitt eines Tunnels entspricht zwar nicht exakt einem Kreis, jedoch sind die Gesetzmäßigkeiten mit guter Genauigkeit anwendbar.

Ähnlich der gekrümmten Platte bilden sich auch bei der turbulenten Rohrströmung eine laminare Unterschicht (Bereich I), eine turbulente Innenschicht (Bereich II) und eine turbulente Außenschicht aus (Bereich III). Abbildung 3 zeigt diese Bereiche für die turbulente Rohrströmung und vergleicht das Geschwindigkeitsprofil entlang der radialen Achse zwischen einer laminaren und einer turbulenten Rohrströmung.

¹³ FERZIGER, H.; MILOVAN P, (2010), S. 352., leicht modifiziert

¹⁴ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 144.

¹⁵ Vgl. HERWIG H., (2006), S. 35.

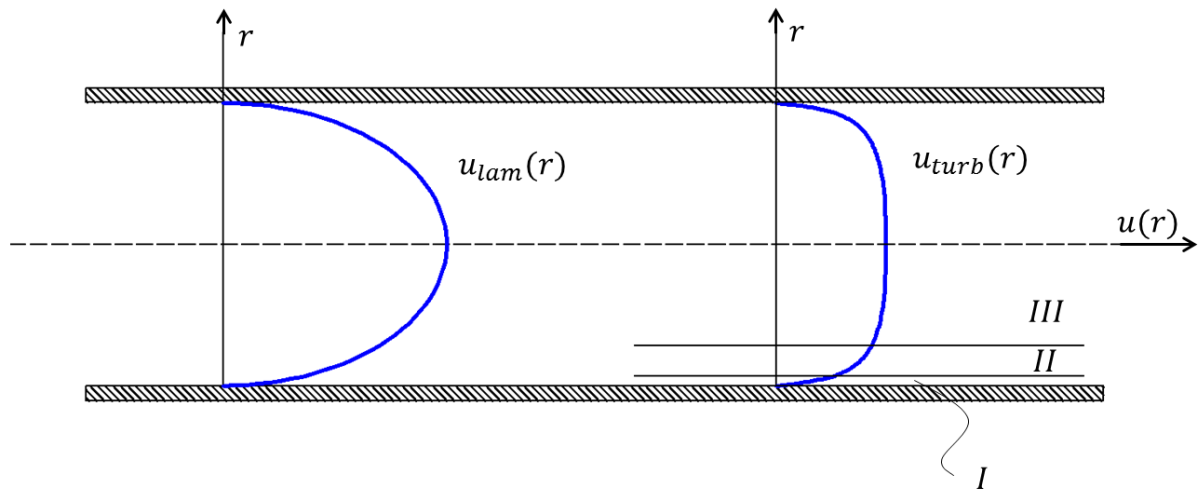


Abbildung 3: Grenzschicht einer entwickelten Rohrströmung¹⁶

Auf empirischen Weg konnte festgestellt werden, dass in turbulent durchströmten Röhren die Geschwindigkeitsprofile über einen Potenzansatz¹⁷ dargestellt werden können.

$$\frac{\bar{u}}{u_{max}} = \left(1 - \frac{r}{R}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (2-20)$$

Dabei ist der Exponent n von der Reynolds-Zahl abhängig. In der Arbeit auftretende Reynolds-Zahlen sind in der Größenordnung von $5 \cdot 10^6$ wodurch der Exponent n den Zahlenwert 10 annimmt. In Kapitel 4.4.1 wird das Potenzgesetz mit den Simulationsergebnissen gegenübergestellt. Dadurch kann überprüft werden, ob die Strömung bereits voll ausgebildet ist.

2.2.3 Freistrahlen und Wandstrahlen

Bildet sich ein Strahl ohne Wandkontakt mit einer Geschwindigkeit u_0 unter 50 m/s, wird dieser als Niederdruck-Freistrahler bezeichnet. Durch die Wirkung der Scherkräfte wird das vom Strahl umgebende Medium in Bewegung versetzt und in Strahlrichtung mitgenommen. In Abhängigkeit der Austrittsgeschwindigkeit u_0 ist eine gewisse Länge x_0 notwendig, bis der Freistrahler entwickelt ist. Aus Kontinuitätsgründen strömt das Umgebungsmedium quer zur Strahlachse nach. Herrschen an der Austrittsöffnung Reynolds-Zahlen größer 10000 wird der Strahl nach kurzer laminarer Anlaufstrecke turbulent. Abbildung 4 zeigt einen solchen turbulenten Freistrahler. Ein kegelförmiger Strahlkern bildet sich aus, in dem die Geschwindigkeit u_0 vorherrscht. Außerhalb des Kerns entsteht eine Mischzone. Der Strahl tritt mit einem Winkel α aus, für den bei einem runden Freistrahler zufolge der Literatur Werte von etwa 24° angenommen werden können. Ein Freistrahler stellt eine Grenzschicht ohne definierte Begrenzung dar^{18,19}.

¹⁶ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 182

¹⁷ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 149

¹⁸ Vgl. STEINER H., (2011), S. 69ff.

¹⁹ Vgl. KÜMMEL W.; (2007), S 253f.

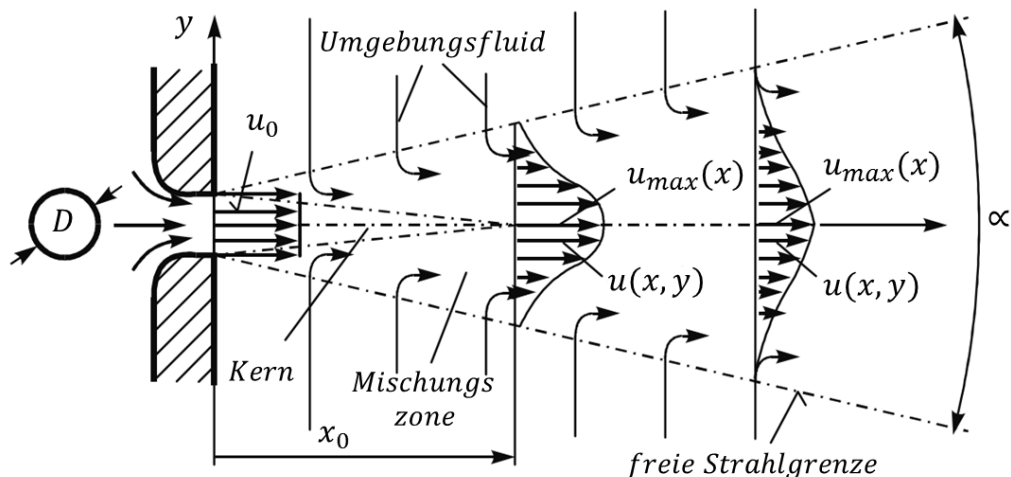


Abbildung 4: Skizze eines zylindrischer Freistrahls¹⁹

Ist die Austrittsöffnung des Strahls einseitig durch eine Wand begrenzt, wird dieser Strahl als **Wandstrahl** bezeichnet. Die Längsstreckung nimmt im Gegensatz zum Freistrahls zu und bei hohen Reynolds-Zahlen bildet sich ein symmetrischer Halbstrahl aus²⁰.

Die Impulsübertragung durch Strahlventilatoren im Tunnel wird über eine Kombination aus Freistrahls und Wandstrahl erreicht. In der Realität werden die Strahlgebläse zwar immer in Wandnähe montiert, jedoch wird angestrebt den Abstand zur Wand größtmöglich zu machen, da sich der Schubeintrag mit abnehmenden Wandabstand verschlechtert. Liegt eine Austrittsöffnung nahe aber nicht direkt an der Wand, dann neigt der Strahl dazu, sich an der Wand anzulegen (Coandă-Effekt²⁰). Unter Coandă-Effekt wird die Tendenz eines Gasstrahls oder einer Flüssigkeitsströmung verstanden, sich an einer konvexen Oberfläche anzulegen, anstatt sich abzulösen und in der ursprünglichen Strömungsrichtung weiterzubewegen.

2.3 Grundlagen Tunnellüftungssysteme

In der Arbeit wurden ausschließlich längsgelüfteten Tunnelabschnitte behandelt, weshalb sich die Erläuterungen auf diese beziehen. Dabei sind keine separaten Zu- und Abluftkanäle vorhanden. Die Strömung strömt am Eintritt des Tunnels ein und am Austritt mit konstanten Massenstrom (im stationären Zustand) wieder aus. Die sich einstellende Strömungsgeschwindigkeit kommt durch den Schubeintrag der Strahlventilatoren abzüglich aller Verluste zustande. Die zu überwindenden Verluste setzen sich zusammen aus den Rohreibungsverlusten, dem Eintrittsverlust am Eingangsportal, meteorologischen Einflüssen (druckgetriebene Strömung) und einem Staudruck aufgrund von Wind am Austrittsportal. Meteorologische Einflüsse, Windeinfluss und Kolbenwirkung der Fahrzeuge können im Umkehrschluss auch unterstützend zum Impulseintrag wirken und die Strömung in die gewünschte Richtung beschleunigen.

²⁰ Vgl. SCHLICHTING H., (2005), S678ff.

2.3.1 Erweiterter Bernoulli-Gleichung

Entlang einer Stromlinie kann die erweiterte Bernoulli-Gleichung für die Berechnung der Strömung im Tunnel herangezogen werden. Die Strömung im Tunnel gleicht im weitesten Sinne einer Rohrströmung unter Berücksichtigung des hydraulischen Durchmessers D_h . Die erweiterte Bernoulli-Gleichung wird wie folgt angeschrieben:

$$p_0 + \rho g h_0 + \frac{\rho \bar{u}_0^2}{2} + \Delta p_V = p_1 + \rho g h_1 + \frac{\rho \bar{u}_1^2}{2} + \frac{\rho \bar{u}_i^2}{2} \sum \zeta_i \quad (2-21)$$

Dabei ist ρ die Dichte des Fluids, g die Erdbeschleunigung, p ist der statische Druck, ζ_i sind die Einzelwiderstände bezogen auf \bar{u}_i und \bar{u} steht für die über den Querschnitt gemittelte Geschwindigkeit. Die Druckdifferenz Δp_V berücksichtigt die Drucksteigerung hervorgerufen durch ein Strahlgebläse. Der Indizes 0 bezeichnet den Beginn der Stromlinie und der Indizes 1 das Ende der Stromlinie. Angewandt auf die Tunnelströmung gibt es meist Vereinfachungen, wie etwa aufgrund der geringen Dichte und der meist geringen Höhenunterschiede die Vernachlässigung des Schweredruckes $\rho g h$. Des Weiteren ist im stationären Fall ohne Wärmeeintrag auch die Geschwindigkeit am Anfang und am Ende ident. Die Summe aller Einzelwiderstände wird zu einer Rohreibrungszahl λ zusammengefasst, welche alle Formwiderstände (Verkehrssysteme, Beleuchtung, Sicherheitseinrichtungen) und auch Reibungswiderstände (Tunnelwand, Fahrbahnbelag) enthält. Dabei gibt es einen bewährten Erfahrungswert, welcher lt. entsprechender Richtlinie für Straßentunnel mit 0.015-0.017 angenähert werden kann²¹. Um über die Rohreibrungszahl auf einen Widerstandbeiwert zu schließen, muss dieser wie folgt mit der Länge des Tunnels L und dem hydraulischen D_h berechnet werden.

$$\zeta_r = \frac{\lambda L}{D_h} \quad (2-22)$$

Für die drei-dimensionale numerische Strömungsberechnung wird für die Rohreibrung keine Rohreibrungszahl angegeben, sondern eine Wandrauigkeit. Die Umrechnung kann über die Reynolds-Zahl mit Hilfe des Moody Diagramms²² erfolgen. In der Bernoulli-Gleichung ist neben dem statischen Druck auch der dynamische Druck enthalten. Zusammen ergeben sie den totalen Druck wie folgt:

$$p_{tot} = p_{stat} + p_{dyn} = p + \frac{\rho u^2}{2} \quad (2-23)$$

Druckauswertung über Wandschubspannungen²³:

Die Druckdifferenz kann entweder über zwei Ebenen flächengemittelt bestimmt werden oder, wenn ausschließlich der Druckverlust zufolge der Wandreibung gefragt ist, mittels der Wandschubspannungen berechnet werden. Dazu werden die Wandschubspannungen entlang der Oberfläche summiert und durch die Tunnelfläche dividiert.

²¹ Vgl. FREIBAUER B., (1978), S. 138

²² HERWIG H., (2006), S. 265 Bild B10.2

²³ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 119

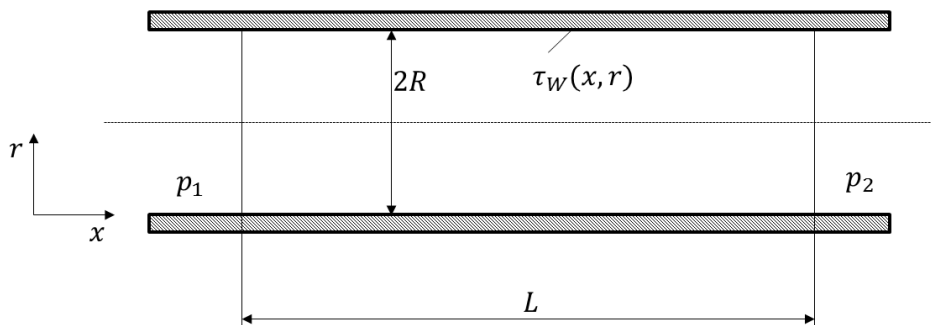


Abbildung 5: Skizze eines Tunnelabschnittes²⁴

Anhand der Skizze in Abbildung 5 kann ein Kräftegleichgewicht für die x- Richtung angeschrieben werden und ein Zusammenhang wie folgt ergibt sich:

$$(p_1 - p_2)R^2\pi = \int_0^{2\pi R} \int_0^L \tau_W(x, r) dr dx \quad (2-24)$$

$$\Delta p A_T = \tau_W 2\pi R L \quad (2-25)$$

Wobei der linke Term die resultierenden äußeren angreifenden Kräfte auf das Kontrollvolumen beschreibt und der rechte Term die integrale Summe aller Wandreibungskräfte auf der Wandoberfläche bildet.

2.3.2 Schubeinbringung im Tunnel

Aufgrund des Impulseintrags durch die Strahlgebläse wird ein statischer Druck auf die Strömung aufgeprägt. Im Strahlgebläse werden die Luftteilchen beschleunigt und mit hoher Geschwindigkeit wieder ausgestoßen. Diese beschleunigten Teilchen reißen die umliegenden Teilchen mit und eine Strömung im gesamten Tunnelquerschnitt entsteht. Die Veröffentlichungen von U. Meidinger²⁵ und J. Kempf²⁶ haben einen wesentlichen Beitrag zur mathematischen Beschreibung der Lüftungssysteme geleistet.

Abbildung 6 zeigt schematisch einen Tunnelausschnitt mit einem Strahlgebläse. Der Tunnel hat die Querschnittsfläche A_T mit der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit u_T . Das Strahlgebläse hat die Querschnittsfläche A_S und die Luft strömt beschleunigt mit der Geschwindigkeit u_S aus. Im Querschnitt 0 und 2 sei vorausgesetzt, dass die Luft ungestört strömt (ausgebildete Strömung). Im Querschnitt 2 verlässt der Strahl das Gebläse mit u_S und eine Vermischung mit der langsameren Außenströmung entsteht.

²⁴ BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 119, modifiziert

²⁵ Vgl. MEIDINGER U., (1964)

²⁶ Vgl. KEMPF J., (1965)

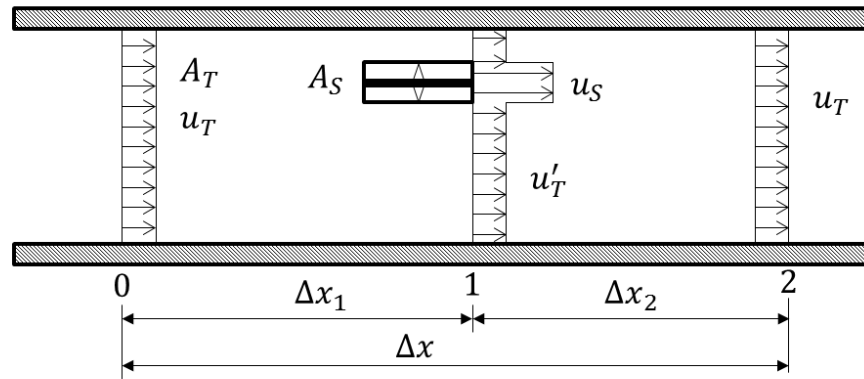


Abbildung 6: Schemazeichnung eines Tunnелеlements mit Strahlgebläse²⁷

Für die obige Situation kann die Kontinuitätsgleichung und der Impulssatz zwischen den Querschnittsflächen 1 und 2 wie folgt aufgestellt werden:

$$u'_T(A_T - A_S) = A_T u_T - A_S u_S \quad (2-26)$$

$$(p_1 - p_2)A_T = \rho(A_T u_T^2 - A_S u_S^2 - (A_T - A_S)u_T'^2 + \frac{\lambda \Delta x_2}{D_h} \frac{u_T^2}{2} A_T) \quad (2-27)$$

Dabei wird die Dichte ρ und die Tunnelquerschnittsfläche A_T als konstant angesehen. Die Drücke p , mit den jeweiligen Indizes beschreiben die statischen Drücke am jeweiligen Ort. Der gesamte letzte Term berücksichtigt die Wandreibung, wobei λ die Rohrereibungszahl darstellt.

Wird die Energiegleichung zwischen den Punkten 0 und 1 entlang einer Stromlinie die nicht durch das Strahlgebläse geht aufgestellt, ergibt sich folgendes:

$$p_1 - p_0 = \frac{\rho}{2}(u_T^2 - u_T'^2 - \frac{\lambda \Delta x_1}{D_h} u_T^2 - \zeta_D u_T^2) \quad (2-28)$$

Zusätzlich zur Wandreibung beinhaltet die Energiegleichung auch einen Widerstandbeiwert ζ_D , welcher die Verluste des Strahlventilators berücksichtigt. Spätere Untersuchungen veranschaulichen, dass es keinen eindeutig zu bestimmenden Widerstandbeiwert des Ventilators gibt (siehe Kapitel 5.4).

Anhand von Kontinuität, Impuls und Energiegleichung können alle weiteren Überlegungen zur Beschreibung von Tunnelströmungen hergeleitet werden. Meidinger berücksichtigte in seinen Überlegungen keine Wandreibung im Tunnel oder Verluste zufolge des Strahlventilators,. Kempf hingegen sehr wohl, weshalb es naturgemäß zu Abweichungen kommt auf welche im weiteren genauer eingegangen wird.

Zur besseren Veranschaulichung der Ergebnisse werden weitere Verhältnisse als Variable definiert, wie das Geschwindigkeitsverhältnis ψ , das Flächenquerschnittsverhältnis φ und das Massenstromverhältnis χ .

²⁷ Vgl. KEMPF J., (1965)

$$\psi = \frac{u_T}{u_S} \quad (2-29)$$

$$\varphi = \frac{A_T}{A_S} \quad (2-30)$$

$$\chi = \frac{A_T u_T}{A_S u_S} \quad (2-31)$$

Für die genaue Herleitung der weiteren Beziehung wird auf die Literatur von Meidinger²⁸ für die Schubeinbringung ohne Berücksichtigung von Verlusten verwiesen. Für die Schubeinbringungen unter Berücksichtigung der Verluste wird auf die Literatur von Kempf²⁹ verwiesen.

2.3.3 Schubeinbringung ohne Berücksichtigung von Verlusten

In den Energie- und Impulsgleichungen (Gleichung (2-27) und (2-28)) werden alle Verlustterme, wie Reibung oder Widerstandbeiwert vom Ventilator vernachlässigt. Wird der Drucksprung im Tunnelelement mit $\Delta p_{tot} = p_2 - p_0$ definiert, ergibt sich nach Vernachlässigung von Termen höherer Ordnung ein Ausdruck wie folgt²⁸:

$$\Delta p_{tot} = \frac{u_S^2}{2} \rho \frac{1}{\varphi} (1 - \psi) \quad (2-32)$$

Wird die erforderliche Schubkraft im Tunnel als $F_T = p_{tot} A_T$ definiert, ergibt sich aus Gleichung (2-32) folgender Zusammenhang:

$$F_T = \rho A_S u_S^2 (1 - \psi) \quad (2-33)$$

Aus Gleichung (2-33) kann der Standschub herausgehoben werden, wenn die Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T gleich null gesetzt wird:

$$F_{S0} = \rho A_S u_S^2 \quad (2-34)$$

Nach Einsetzen der Gleichung (2-34) in die Gleichung (2-33) gilt für die Berechnung der notwendigen Schubkraft im Tunnel ohne Berücksichtigung von Verlusten folgende Beziehung:

$$F_T = F_{S0} (1 - \psi) \quad (2-35)$$

Der Standschub wird bei einer Referenzdichte ρ_0 vom Hersteller vermessen. Um die dichtekorrigierte Schubkraft im Tunnel F_{TD} zu erhalten, bedarf es noch des Verhältnisses zwischen Referenzdichte und tatsächlicher Dichte³⁰:

²⁸ Vgl. MEIDINGER U., (1964)

²⁹ Vgl. KEMPF J., (1965)

³⁰ Vgl. FREIBAUER B., (1978), S. 150

$$F_{TD} = \frac{\rho}{\rho_0} F_{S0} (1 - \psi) \quad (2-36)$$

Bei der eindimensionalen Lüftungsdimensionierung wird für die Auslegungsberechnung in Gleichung (2-36) ein Einbauwirkungsgrad angesetzt, der alle Verluste berücksichtigt. Kernthema dieser Arbeit ist es Einbauwirkungsgrade für unterschiedliche Einbausituation zu bestimmen. Die Einbauwirkungsgrade berücksichtigten die ungünstige Impulseinbringung in Wandnähe außerhalb des Lichtraumprofils. Wird ein Einbauwirkungsgrad in der Herleitung von Meidinger angesetzt, wird dieser Faktor von nun an mit η_E bezeichnet. Bei dieser Vorgehensweise wurden die Wandreibungsverluste in den Ansätzen nicht berücksichtigt und die ankommende dichtekorrigierte Schubkraft F_{TE} im Tunnel wird aus Messungen oder Simulationen bestimmt. Die genaue Vorgehensweise zur Bestimmung der Schubkraft F_{TE} wird in Kapitel 5.1 beschrieben (Gleichung (5-1)).

$$F_{TE} = \frac{\rho}{\rho_0} F_{S0} (1 - \psi) \eta_E \quad (2-37)$$

Nach einiger Umformung kann der Einbauwirkungsgrad auch wie folgt umgeschrieben werden:

$$\frac{1}{\eta_E} = \frac{2(\varphi - \chi)}{P\chi^2} \quad (2-38)$$

Wobei P als Druckbeiwert definiert wird.

$$P = \frac{\Delta p_{12}}{\frac{\rho u_T^2}{2}} + \frac{\lambda L}{D_h} \quad (2-39)$$

Das Druckglied enthält nun einen Reibungsterm, welcher notwendig ist um eine Messstreckenkorrektur durchführen zu können. Die statische Druckdifferenz Δp_{12} wird aus Simulationen oder Experimenten herangezogen. Die Auswertemethodik zur Bestimmung der Einbauwirkungsgrade wird im Kapitel 5.1 erläutert.

2.3.4 Schubeinbringung unter Berücksichtigung von Verlusten

Werden in der Energie und Impulsgleichung die Wandreibungsverluste im Ansatz berücksichtigt, ergibt sich für die Herleitung nach Kempf³¹ eine der Gleichung (2-38) leicht geänderte Definition des Einbauwirkungsgrades η'_E .

$$\frac{1}{\eta'_E} = \frac{2(\varphi - \chi) + 1}{P\chi^2} \quad (2-40)$$

Kempf berücksichtige zusätzlichen zu den Wandreibungsverlusten auch einen

³¹ Vgl. KEMPF J., (1965)

Widerstandbeiwert ζ_D für die Düse, wodurch sich der Druckbeiwert P etwas unterscheidet.

$$P = \frac{\Delta p_{12}}{\frac{\rho u_T^2}{2}} + \frac{\lambda L}{D_h} + \zeta_D \quad (2-41)$$

In der Herleitung von Kempf wird der Kehrwert des Einbauwirkungsgrades η'_E als Strahlwirkungskoeffizient bezeichnet. Der Widerstandbeiwert der Düse ζ_D wurde messtechnisch bei einer Konfiguration mit unbeeinflusster Ausströmung (ohne Wandkontakt) bestimmt und dabei wurde der Strahlwirkungskoeffizient für diese Konfiguration als 1 definiert. Dabei wird der Widerstandbeiwert ζ_D variiert bis die Definition erfüllt ist. Damit werden nur die Verluste berücksichtigt, die zu Folge der Einbausituation zustande kommen und die Geometrie der Düse spielt keine Rolle. Aus späteren Untersuchungen (siehe Kapitel 5.4) geht hervor, dass der Widerstandsbeiwert der Düse nicht geschwindigkeitsproportional ist und dieser daher für unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel unterschiedliche Werte annimmt. Des Weiteren ist der Einbauwirkungsgrad aufgrund drei-dimensionaler Effekte stark geschwindigkeitsabhängig, wodurch dieser ohne Angabe der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel nur bedingt sinnvoll ist.

2.3.5 Strahlgebläse (Strahlventilator)

Für einen längsgelüfteten Tunnel wird der erforderliche Schub über Strahlgebläse/Strahlventilatoren eingebracht. Dabei wird nur ein Teil des Strahlgebläses von der bewegten Luftmasse durchströmt. Die Impulseintragung vom Strahl auf die Strömung im Tunnel bewirkt die Einbringungen des Schubes in den Tunnel. Die vorherigen Kapitel befassten sich mit der Schubeinbringung im Tunnel aufgrund des Strahlgebläses. Dieses Kapitel beschreibt die Energieumsetzung innerhalb der Maschine.

Über die Welle und den Laufradkörper wird dem Fluid mechanische Leistung zugeführt. Es erfolgt eine Zunahme der kinetischen Energie und auch eine Zunahme der Druckenergie. Die kinetische Energie wird in einer nachgeschalteten Leitvorrichtung (feststehend) durch Verzögerung ebenfalls in Druckenergie umgesetzt. Das Laufrad prägt dem Fluid unweigerlich einen Drall auf, welcher über die Leitvorrichtung unter Druckgewinn wieder rückgängig gemacht wird. Abbildung 7 veranschaulicht die Energieumsetzung innerhalb eines Strahlgebläses³². Der dynamische Druck vor dem Laufrad und nach dem Leitrad muss ident sein, da aufgrund der Kontinuität bei inkompressibler Strömung die gleiche Strömungsgeschwindigkeit vorherrscht. Ideal betrachtet (ohne Verluste) ändert die Leiteinrichtung den Totaldruck nicht. Der statische Druckverlauf und somit auch der Totaldruckverlauf nehmen im Gebläseeintritts- und Gebläseaustrittsbereich aufgrund der Wandreibung und der kontinuierlich ab.

³² Vgl. BOESWIRTH L., (2012), S67f

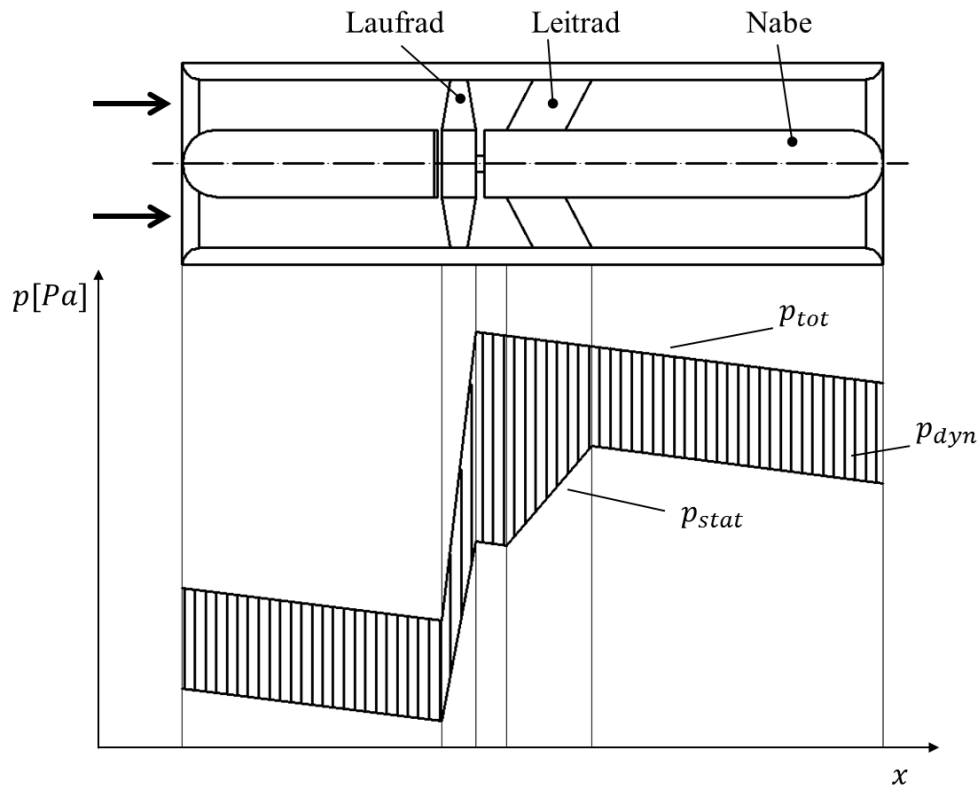


Abbildung 7: Energieumsetzung innerhalb eines Strahlgebläses³²

Oft werden die Strahlventilatoren umkehrbar (reversibel) ausgeführt und es wird vor und selten auch nach dem Laufrad ein Leitrad angebracht (nicht in der Skizze enthalten). Meist bleibt aber durch nicht asymmetrische Anordnung des Laufrades und durch eine Unterbringung der Laufradlagerung eine bevorzugte Strömungsrichtung erhalten.

Der sich einstellende Betriebspunkt des Strahlgebläses ergibt sich über den Schnittpunkt der Anlagenkennlinie mit der Ventilator-kennlinie. Die Ventilator-kennlinie stellt der Hersteller zur Verfügung. Nächste Abbildung zeigt eine Anlagen- und Ventilator-kennlinie für einen stationären Betriebspunkt. Dabei ist zu beachten, dass der Ventilator nur im stabilen Bereich betrieben wird, da es sonst zu unzulässigen mechanischen Beanspruchungen und Lärm kommt. Im schlimmsten Fall kann es auch zur Beschädigung der Maschinen kommen. Der Betriebspunkt sollte so nahe wie möglich an dem Punkt des höchsten Wirkungsgrades der Ventilator-Kennlinie gelegt werden.

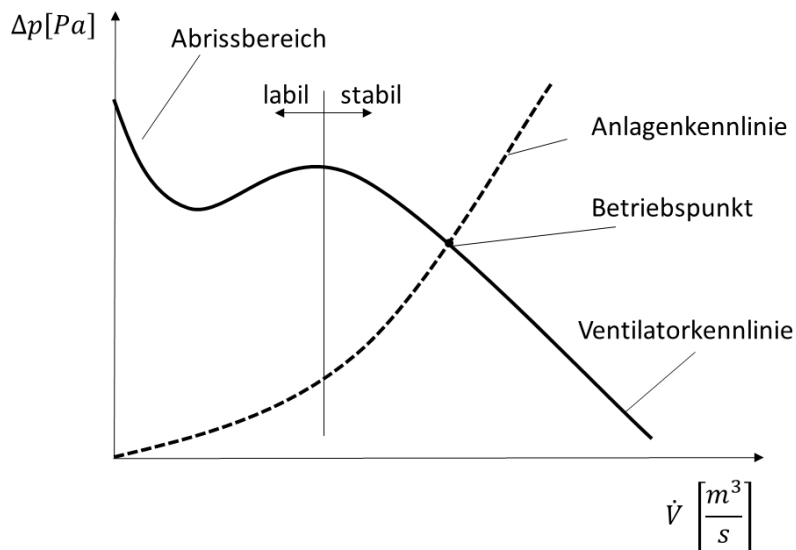


Abbildung 8: Anlagen- und Ventilatorcharakteristiken³³

Die Wellenleistung P_W des Ventilators berechnet aus dem Volumenstrom \dot{V} , der Gesamtdrucksteigerung Δp und dem Wirkungsgrad ist wie folgt definiert:

$$P_W [W] = \frac{\Delta p [Pa] \cdot \dot{V} \left[\frac{m^3}{s} \right]}{\eta [-]} \quad (2-42)$$

2.4 Grundlagen der Messfehler und Messstatistik³⁴

Eine Messung ist unweigerlich mit Fehlern verbunden und daher ist es nie möglich den tatsächlichen Wert einer Messgröße zu bestimmen. Daher wird die zu messende Größe angegeben durch einen wahrscheinlichen Wert und einen Wert für den Fehler. Die Aufgabe lässt sich nur lösen, wenn die zu messende Größe mehrmals gemessen wird, so dass eine Reihe mehr oder weniger voneinander abweichende Messwerte vorliegen. Es wird zwischen drei Fehlerarten unterschieden:

- **Grobe Fehler** können vermieden werden und werden aus Versehen oder Unachtsamkeit verursacht.
- **Systematische Fehler** entstehen durch die Unvollkommenheit des Messgerätes oder des Messverfahrens sowie durch Umwelteinflüsse. Eine Kalibrierung der Messgeräte schafft Abhilfe.
- **Zufällige Fehler** sind unvermeidbar und entstehen durch unbeeinflussbare Veränderungen während der Messung. Sie sind gekennzeichnet durch völlige Regellosigkeit.

Durch Aufzeichnung einer Messreihe mit mehr oder minder voneinander abweichenden

³³ Vgl. www.wittfan.de (04.03.2014)

³⁴ Vgl. WIMMER A., (2013), S. 39 ff

Messwerten wird der wahrscheinlichste Wert über das arithmetische Mittel \bar{x} gewonnen.

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \quad (2-43)$$

Wobei n die Anzahl der Messungen beschreibt und x_i dem Messwert an der Stelle i entspricht. Der daraus ermittelte Wert kommt dem tatsächlichen Wert umso näher, je weniger die Messwerte streuen und je mehr Werte aufgezeichnet werden.

Die Standardabweichung s berechnet die Abweichung zwischen dem wahrscheinlichen Wert und dem wahren Wert. Sie wird auch als mittlerer Fehler der Einzelmesswerte bezeichnet und gibt an wieviel der Einzelmesswert im Mittel vom wahren Wert abweicht.

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (2-44)$$

Der mittlere Fehler des wahrscheinlichen Wertes, auch bekannt als Vertrauensbereich m , berechnet sich aus:

$$m = \mp \frac{s \cdot t}{\sqrt{n}} \quad (2-45)$$

Er gibt an, wieviel der wahrscheinliche Wert vom wahren Wert abweicht beziehungsweise in welchem Bereich bezogen auf den wahrscheinlichsten Wert, der wahre Wert liegt. Der wahrscheinliche Wert besitzt die gleiche Einheit wie der Vertrauensbereich. Die Größe des Vertrauensbereich ist neben der Anzahl der Messungen und der Standardabweichung abhängig vom Faktor t . Dieser Faktor t ist eine Funktion der geforderten Wahrscheinlichkeit und kann aus einer Tabelle entnommen werden.

Häufig ist das Messergebnis eine Funktion mehrerer verschiedener Messgrößen. Über die Gauß'sche Fehlerfortpflanzungsrechnung, oder die lineare Fehlerfortpflanzungsrechnung kann auf die Schranke des zusammengesetzten Messwert geschlossen werden. In der Arbeit wurde der Fehler über eine lineare Fehlerfortpflanzung abgeschätzt, um die Minimal- beziehungsweise Maximalwerte der Zielgröße zu erhalten und nicht statistisch gemittelte Werte.

3 Numerische Simulation

Die numerische Strömungsmechanik ist allgemein bekannt als CFD (Computational Fluid Dynamics). Wie unter Kapitel 2 beschrieben, können Strömungen mittels partieller Differentialgleichungen berechnet werden, die nur im Ausnahmefall analytisch gelöst werden können. Um numerisch eine Näherungslösung erhalten zu können, muss eine Diskretisierung durchgeführt werden (Kapitel 3.2). Ziel einer numerischen Simulation ist es unter vertretbarem Aufwand und Kosten technische Problemlösungen hinreichend genau behandeln zu können. Prinzipiell kann eine Strömung mittels der Navier-Stokes-Gleichungen für inkompressible Newtonsche Fluide beschrieben werden. Jedoch ist das direkte Lösen für eine turbulente Strömung, wie sie etwa in den meisten technischen Anwendungen vorkommt, ohne Einführung von Modellen nicht oder nur mittels enormer Zeit und Rechenaufwand möglich. Abhilfe wird geschaffen, durch Annäherung der Turbulenzwirbel mittels Turbulenzmodelle und durch Mittelung der Navier-Stokes-Gleichungen (siehe Kapitel 3.1 und 3.4)³⁵.

Dieser Abschnitt beschreibt die wichtigsten Komponenten um eine numerische Strömungsberechnung durchführen zu können. Alle Simulationen wurde mit ANSYS Workbench V15 durchgeführt. Die Geometrien wurden mit dem Design Modeler erstellt und dem ANSYS Meshing übergeben. Zur Berechnung der Strömung wurde ANSYS Fluent verwendet und die Ergebnisse wurden mit CFD Post ausgewertet.

3.1 Mathematisches Modell - RANS Gleichungen

Um die Physik einer Strömung berechnen zu können, benötigt es ein mathematisches Modell. Da es sich bei den auftretenden Problemstellungen um Newtonsche und inkompressible Fluide ohne Wärmezufuhr handelt, besteht das mathematische Modelle aus den bereits erwähnten Kontinuitätsgleichung und den Navier-Stokes-Gleichung (siehe Gleichung (2-8) bis (2-10)). Die Navier-Stokes-Gleichungen beschreiben auch die Schwankungsbewegung einer turbulenten Strömung.

Bei der DNS (Direct Numerical Solution) werden die Navier-Stokes-Gleichung direkt gelöst und es benötigt eine feine Auflösung von Raum und Zeit, um die Schwankungen zu erfassen. Daraus resultiert ein hoher Rechenaufwand, weshalb diese Art der Berechnung

³⁵ Vgl. FERZIGER, H.; MILOVAN P, (2010), S. 30 ff.

hauptsächlich als Forschungswerkzeug dient³⁶.

Für technisch relevante hohe Reynolds-Zahlen ist meist die Berechnung von Mittelwerten ausreichend. Dabei kann die Mittelwertbildung statistisch (RANS) oder örtlich erfolgen (LES).

Auf dem Grundkonzept der örtlichen Mittelung aufgebaut gibt es die Möglichkeit eine LES (Large Eddy Simulation) durchzuführen³⁷. Dabei werden die Gleichungen für großskalige Strömungsbewegung gelöst, während Approximation oder Modelle nur auf kleinskalige Bewegungen angewendet werden³⁶.

Abbildung 9 veranschaulicht grafisch den Unterschied zwischen einer DNS und LES. Die linke Seite visualisiert die erfassten Wirbelgrößen, die rechte Seite einen zeitlichen Verlauf einer Geschwindigkeitskomponente in einem Punkt im Strömungsgebiet.

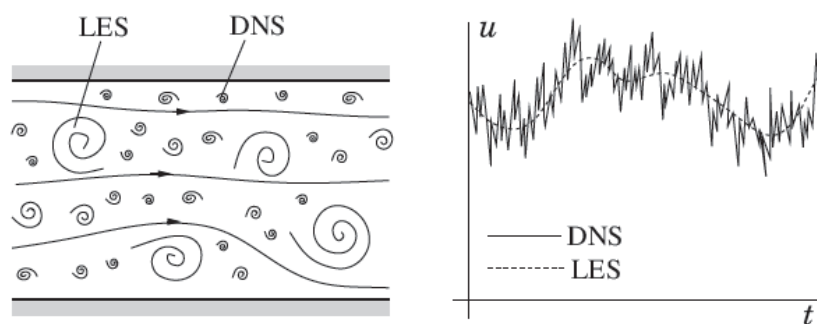


Abbildung 9: Vergleich DNS und LES³⁸

In den meisten in der Praxis vorkommenden Anwendungsfällen der numerischen Strömungsberechnung sind die zeitlichen Schwankungen nicht von Interesse sondern nur deren Mittelwert über die Zeit, weshalb die Navier-Stokes-Gleichungen mittels dem Mittelungsansatz zu den RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations) erweitert werden können (siehe Kapitel 3.1.1).

Zusätzlich zu den RANS wird noch die thermische Zustandsgleichung verwendet, um den Druck p mit der Dichte ρ und der Temperatur T zu koppeln. Für ein ideales Gas ergibt sich damit folgende Beziehung³⁹:

$$p = \rho RT \quad (3-1)$$

3.1.1 Die Reynolds-Gleichungen (RANS)⁴⁰

Grundsätzlich berücksichtigen die Navier-Stokes-Gleichungen die turbulenten Schwankungen und sind direkt numerisch unter hohem Rechenaufwand lösbar. Meist

³⁶ Vgl. FERZIGER, H.; MILOVAN P, (2010), S. 317 ff.

³⁷ Vgl. STEINER H., (2011), S. 114ff.

³⁸ FERZIGER, H.; MILOVAN P, (2010), S. 330.

³⁹ Vgl. LECHER S., (2009), S. 22.

⁴⁰ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 136 ff.

sind aber für technische Anwendungen nur die mittleren Größen von Strömungen von Bedeutung. Dabei wird die turbulente Bewegung in eine mittlere Bewegung und deren Schwankungsbewegung eingeteilt. Die Strömungsgrößen u, v, w und p werden als Summen der mittleren Bewegung und aus der Schwankung angesetzt.

$$u = \bar{u} + u' \quad (3-2)$$

Am Beispiel der Strömungsgeschwindigkeit u setzt sich diese aus der mittleren Bewegung \bar{u} und deren Schwankung u' zusammen. Der Mittelwert \bar{u} ist wie folgt definiert:

$$\bar{u} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T u dt \quad (3-3)$$

Der Mittelwert der Größe u' ergibt 0, da die Voraussetzung gilt, dass die Größen um einen zeitlich konstanten Mittelwert schwanken.

Werden nun für die Größen u, v, w und p die zusammengesetzten Größen in die Kontinuitätsgleichung und in die Navier-Stokes-Gleichungen (siehe Kapitel 2.1) eingesetzt ergeben sich daraus die RANS Gleichungen:

$$\text{Kontinuität} \quad \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{w}}{\partial z} = 0 \quad (3-4)$$

$$\text{x-Impuls} \quad \bar{u} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \bar{w} \frac{\partial \bar{u}}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x} + \nu \Delta \bar{u} - \frac{\partial \overline{u'u'}}{\partial x} - \frac{\partial \overline{v'u'}}{\partial y} - \frac{\partial \overline{w'u'}}{\partial z} \quad (3-5)$$

$$\text{y-Impuls} \quad \bar{u} \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} + \bar{w} \frac{\partial \bar{v}}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial y} + \nu \Delta \bar{v} - \frac{\partial \overline{u'v'}}{\partial x} - \frac{\partial \overline{v'v'}}{\partial y} - \frac{\partial \overline{w'v'}}{\partial z} \quad (3-6)$$

$$\text{z-Impuls} \quad \bar{u} \frac{\partial \bar{w}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{w}}{\partial y} + \bar{w} \frac{\partial \bar{w}}{\partial z} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial z} + \nu \Delta \bar{w} - \frac{\partial \overline{u'w'}}{\partial x} - \frac{\partial \overline{v'w'}}{\partial y} - \frac{\partial \overline{w'w'}}{\partial z} \quad (3-7)$$

Neben den unbekanntenen Größen $\bar{u}, \bar{v}, \bar{w}$ und \bar{p} treten auch sechs Reynolds-Spannungen ($\overline{u'u'}, \overline{v'v'}, \overline{w'w'}, \overline{u'v'}, \overline{u'w'}, \overline{v'w'}$) auf. Das Lösen dieser Gleichungen wird als **Schließungsproblem** der Reynolds-Gleichungen bezeichnet. Die Reynolds-Spannung werden über Turbulenzmodelle berechnet (siehe Kapitel 3.4).

3.2 Diskretisierung⁴¹

Eine Diskretisierung ist notwendig, um die vorhin gezeigten Erhaltungsgleichungen in eine Form zu bringen, sodass diese ein Computerprogramm (Solver) numerisch lösen kann. Die partiellen Ableitungen des Differentialgleichungssystems muss in endliche Differenzen umgewandelt werden. Diese Umwandlung wird Diskretisierung genannt und die diskretisierten Differentialgleichungen werden als Differenzgleichungen bezeichnet.

⁴¹ Vgl. LECHLER S., (2009), S. 40. ff

Diese Differenzgleichungen werden auf dem Rechnernetz gelöst. Die numerische Lösung gibt Zahlenwerte für die Strömungsgrößen $\rho, u, v, w, (e)$ an den Netzpunkten aus.

Es werden drei Methoden der Diskretisierung unterschieden, wobei alle gleichwertig sind und ineinander übergeführt werden können. Jede Methode hat ihre Vor- und Nachteile und ist für ein spezielles Problem von Relevanz. In der CFD ist die Finite-Volumen-Diskretisierung (FV) das übliche Verfahren.

Finite-Volumen-Diskretisierung (FV)^{42,43}:

Das Rechengebiet wird in eine finite Anzahl nicht überlappender Kontrollvolumina (KVs) unterteilt, auf denen die Erhaltungsgleichungen angewendet werden. Im Schwerpunkt eines jeden KV liegt der Rechenknoten, für den die Variablenwerte berechnet werden. Die Erhaltungsgleichungen werden in der Integralform verwendet und die Integrale werden durch Summen ersetzt. Die Methode ist konservativ, was bedeutet, dass die Summation der einzelnen Bilanzgleichungen alle KVs gleich der globalen Bilanzgleichung des gesamten Strömungsgebietes entspricht. Die Methode kann gleichermaßen für strukturierte und auch unstrukturierte Rechnernetze angewandt werden.

Finite-Differenzen-Diskretisierung (FD)^{42,43}:

Sie ist die älteste Methode und kann bei nicht zu komplizierten Gittern (strukturierte Gitter) angewandt werden. Die Erhaltungsgleichungen werden in Differentialform angeschrieben und die Stützstellen liegen an den Ecken.

Finite-Elemente-Methode (FE)^{42,43}:

Ähnlich zur FV wird das Rechengebiet in finite Volumen unterteilt. Der entscheidende Unterschied der FE-Methode gegenüber der FV-Methode ist, dass die Gleichungen bei der FE-Methode mit einer Gewichtsfunktion multipliziert werden, bevor sie über das gesamte Rechengebiet integriert werden. Sie ist gut für unstrukturierte Netze anwendbar und wird häufig für Festigkeitsberechnungen verwendet.

Abbildung 10 teilt die Methoden sehr anschaulich bezüglich ihrer Flexibilität bei der Netzerstellung und der Genauigkeit der Lösung ein.

⁴² Vgl. LECHER S., (2009), S. 41 f.

⁴³ Vgl. FERZIGER, H.; MILOVAN P, (2010), S. 43 f.

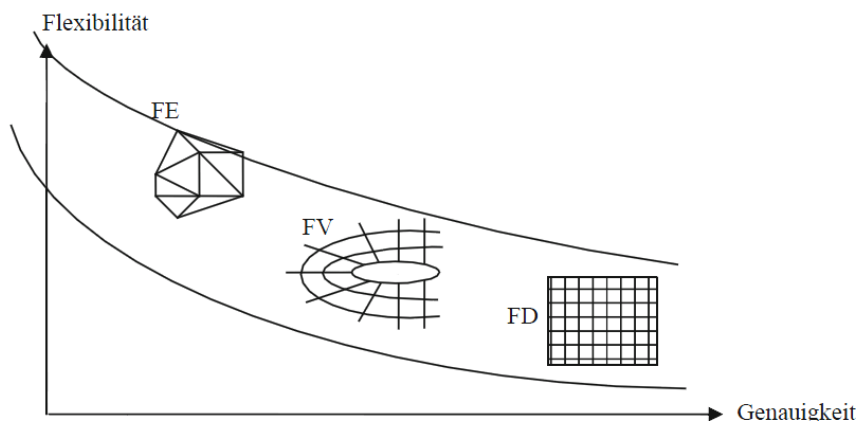


Abbildung 10: Einteilung der Diskretisierungsmethoden⁴⁴

3.3 Numerisches Gitter (Netz)

Die zu simulierende Geometrie muss in ein Gitter umgewandelt werden. Dadurch können die diskreten Punkte, in denen die Variablen berechnet werden, durch ein numerisches Gitter definiert werden. Das Lösungsgebiet wird in eine finite Anzahl kleiner Teilgebiete unterteilt.

Ein Gitter kann strukturiert oder unstrukturiert erstellt werden. Das Konvergenzverhalten ist meist für ein strukturiertes Gitter besser, jedoch ist die Erstellung des Gitters für komplexe Geometrien nur mit sehr hohem Aufwand möglich. Eine Mischung beider Arten wird als Hybrid Netz bezeichnet und bringt die Vorteile zur Geltung, dass Elemente eingespart werden können und sich das Konvergenzverhalten verbessert.

Strukturierte Gitter:

In der vorliegenden Arbeit wurde der Ein- und Auslaufbereich des Tunnels mittels eines strukturierten Gitters vernetzt. Dadurch wird das Konvergenzverhalten verbessert und die Anzahl der Elemente kann verringert werden, was sich positiv auf die Rechenzeit auswirkt. In Abbildung 11 ist der vernetzte Querschnitt eines rechteckigen Tunnels zu sehen (Anwendungsfall Bosrucktunnel, siehe Kapitel 4.2 und 5.2). Es handelt sich hierbei um ein strukturiertes Gitter, welches aus Hexaeder-Elemente aufgebaut ist. Die Randschicht wurde mittels Prismen-Elemente erstellt und zur Grenzschicht hin stark verfeinert, um das für die Turbulenzmodellierung wichtige Kriterium des dimensionslosen Wandabstandes y^+ einhalten zu können.

⁴⁴ LECHER S., (2009), S. 41., Bild 3-2

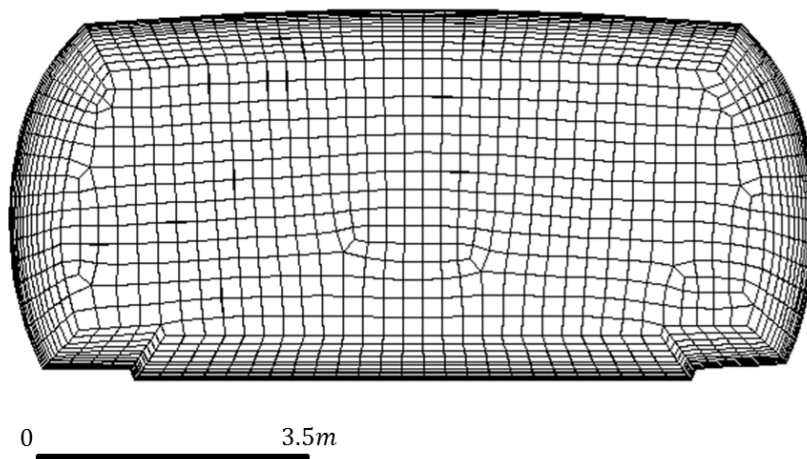


Abbildung 11: Numerisches Netz - Bosrucktunnel – Ein- und Auslaufbereich

Unstrukturierte Gitter:

Die etwas komplexere Geometrie des Strahlgebläses wurde mittels unstrukturierter Tetraeder-Elementen vernetzt. Die Grenzschicht wurde erneut mittels Prismen-Elementen unter Einhaltung des korrekten dimensionslosen Wandabstandes fein aufgelöst. Abbildung 12 zeigt einen Ausschnitt eines unstrukturierten Gitters entlang des Strahlgebläses.

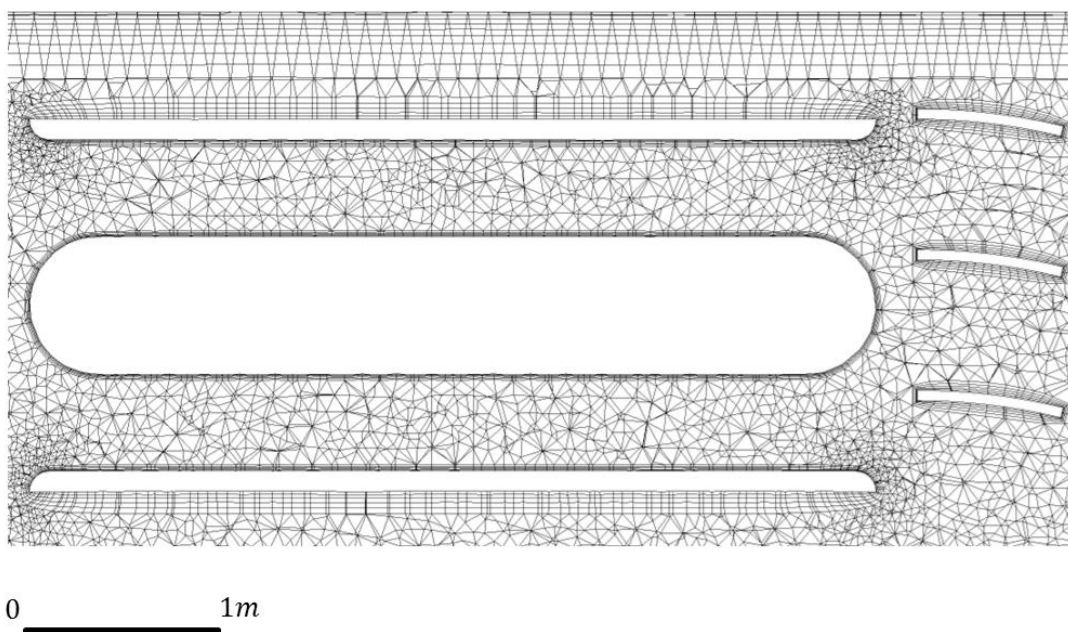


Abbildung 12: Numerisches Netz – Bosrucktunnel – Strahlgebläse mit Umlenklechen

Um den mit Hexaeder-Elementen vernetzten Teil mit dem Tetraeder-Elementen vernetzten Teil verbinden zu können, benötigt es Pyramiden-Elemente. Der Übergang muss sehr kritisch betrachtet werden, da schnell eine schlechte Netzqualität entsteht.

Die Qualität des Netzes ist einerseits entscheidend für die Genauigkeit der numerischen Lösung und andererseits für das Konvergenzverhalten. Ersteres wird im Kapitel 3.7 genauer

behandelt. Generell sind folgende Regeln beim Erstellen eines Netzes zu beachten⁴⁵.

- Die Netzzellen sollen möglichst rechtwinkelig (Orthogonality) und quadratisch aufgebaut werden mit einer Wachstumsrate zur nächsten Zelle von etwa 1.2 (Growth-Rate). Dadurch wird der Abbruchfehler klein und die Genauigkeit ist am größten.
- Gebiete mit starken Gradienten sollten verdichtet werden. Etwaige Gebiete sind die Wandgrenzschicht oder Krümmungen und Knicke. Wird an einer Stelle ein Impuls eingebracht, muss auch dieser Bereich verfeinert werden, da hohe Gradienten zu erwarten sind.
- Das Seitenverhältnis (Aspect Ratio) einer Zelle sollte möglichst nicht den Wert 100 überschreiten⁴⁶.

Netzverdichtung:

Eine Netzverdichtung ist aus mehreren Gründen notwendig. Am Festkörperwand ist bei reibungsbehafteter Strömung die Geschwindigkeit gleich null (siehe Kapitel 2.2.1). Damit sich das Grenzschichtprofil einstellen kann, braucht es eine feine Auflösung. Es bedarf aber auch einer Netzverdichtung in Gebieten, in denen die Geometrie stark gekrümmt ist, um diese möglichst genau widerzugeben. Diese Gebiete sind etwa an Knicken oder Kanten anzutreffen. Generell sollte das Netz an Stellen hoher Strömungsgradienten verfeinert werden. Beispielsweise ist es sinnvoll, bei einem Impulseintrag örtlich das Netz zu verfeinern, um diesen Impulseintrag physikalisch richtig wiedergeben zu können⁴⁷.

Eine sehr entscheidende Netzverdichtung ist jene an der Wand. Für eine gute Genauigkeit sollte die Grenzschicht mit mindestens zehn Netzpunkten normal zum Rand aufgelöst werden. Bei der Verwendung von High Reynolds Turbulenzmodellen wird für den dimensionslosen Wandabstand y^+ ein Wertebereich von 30 bis 300 am Rand vorgegeben, um den Druckverlust möglichst genau wiedergeben zu können. Über folgende Zusammenhang kann die erste Zellgröße abgeschätzt werden, um den geforderten Wertebereich y^+ einhalten zu können.

Der dimensionslose Wandabstand y^+ ist über die Schubspannungsgeschwindigkeit u_τ , der kinematischen Viskosität ν und von der ersten Zellengröße y definiert. Unter Vorgabe des gewünschten dimensionslosen Wandabstand y^+ lässt sich aus diesem Zusammenhang die erste Zellengröße bestimmen⁴⁸:

$$y^+ = \frac{u_\tau \cdot y}{\nu} \quad (3-8)$$

Die Schubspannungsgeschwindigkeit erhält ihren Namen aufgrund der Dimension einer Geschwindigkeit, ist jedoch wie folgt definiert:

⁴⁵ Vgl. LECHER S., (2009), S. 106 f.

⁴⁶ Vgl. FLUENT USER GUIDE, (2014)

⁴⁷ Vgl. LECHER S., (2009), S. 72 ff.

⁴⁸ Vgl. BRENN, G.; MEILE W. (2010), S. 152 ff.

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (3-9)$$

Wobei τ_w die Wandschubspannung und ρ die Dichte ist. Für ein hydraulisch glattes Rohr kann nach Blasius folgender Zusammenhang für die Rohrreibungszahl λ angegeben:

$$\lambda = Re^{-0.25} * 0.3164 \quad (3-10)$$

Da die Reynolds-Zahl (siehe Gleichung (2-11)) von dem hydraulischen Durchmesser D_h und der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit u_T abhängig ist, ergibt sich für die erste Zellengröße der folgende Zusammenhang:

$$y = f(y^+, u_\tau, D_h, \nu) \quad (3-11)$$

$$\vartheta = f(T, \rho) \quad (3-12)$$

Somit muss für die Auslegung der ersten Zellengröße y an der Wand, die Strömungsgeschwindigkeit u_T , der hydraulische Durchmesser D_h , die Temperatur T und die Dichte ρ bekannt sein.

Netzunabhängigkeitsstudie:

Bei einer neuen Anwendung sollte eine Netzunabhängigkeitsstudie durchgeführt werden, um sicherzustellen, dass die numerische Lösung unabhängig vom Netz ist. Dabei wird das Netz kontinuierlich verfeinert und die berechneten Lösungen werden miteinander verglichen. Wenn eine weitere Verfeinerung des Netzes die Lösung nicht mehr gravierend ändert, liegt eine Netzunabhängigkeit der Lösung vor. Im Kapitel 4.4.2 wird am Beispiel der Simulationen vom Bosrucktunnel eine einführende Studie durchgeführt.

3.4 Turbulenzmodellierung

Durch die vorhin beschriebene Reynolds-Mittelung der Navier-Stokes-Gleichungen (Kapitel 3.1) entstehen zusätzliche sogenannte Reynolds-Spannungen, welche über ein Turbulenzmodell geschlossen werden. Die Genauigkeit der gesamten Lösung hängt nun vom gewählten Turbulenzmodell ab. Die von kommerziellen Strömungsprogrammen angebotenen Modelle reichen von einfachen algebraischen Gleichungen bis zu Differentialgleichungen zweiter Ordnung. Jedes Modell weist seine Stärken und Schwächen auf und bildet für einen gewissen Anwendungsfall die Physik der Strömung sehr gut ab, weshalb das passendste Modell zu Beginn gefunden werden muss. Die Auswahl des Turbulenzmodells ist abhängig von der Physik der Strömung, der gewünschten Genauigkeit, der verfügbaren Rechnerleistungen und der zur Verfügung stehenden Zeit. Aus diverser Literatur⁴⁹ werden die Modelle bereits hinsichtlich ihrer Anwendung gut eingegrenzt. Trotzdem ist es sinnvoll eine Validierung mit dem gewählten

⁴⁹ Vgl. FLUENT USER GUIDE, (2014), S697ff.

Turbulenzmodell und den angesetzten Randbedingungen durchzuführen, um für die Genauigkeit der Simulationsergebnisse garantieren zu können.

In dieser Arbeit wurden Wirbelviskositätsmodelle verwendet. Dabei werden die Reynolds-Spannungen durch ein turbulente Zähigkeit oder Wirbelviskosität ersetzt. Im speziellen wurde das Standard- und das Realizable $k - \varepsilon$ Modell angewandt. Beide Modelle gehören zur Klasse der Zwei-Gleichungsmodelle. Es werden zwei zusätzliche Transportgleichungen, eine für die turbulente kinetische Energie k und eine für die turbulente Dissipation ε gelöst. Sie sind gut geeignet für Strömungen im Inneren des Strömungsfeldes haben aber Schwächen, wenn es zufolge von Druckgradienten zur Ablösungen an der Wand kommt. Da in der Tunnelströmung keine relevanten Ablösungen der Strömung zu erwarten sind und bei einem Impulseintrag das Innere des Strömungsfeldes von Interesse ist, erwiesen sich die Modelle als die geeignetsten⁵⁰.

Standard k- ε Modell [SKE]⁵¹

Dieses Modell ist eines der meistverwendetsten Turbulenzmodelle für technische Anwendungsfälle, unter anderem da es einfach anwendbar und robust ist sowie eine akzeptable Genauigkeit für eine große Anzahl von turbulenten Strömungen mit sich bringt.

Die Transportgleichung für die kinetische Energie k wird dabei exakt aus Gleichungen hergeleitet, hingegen hat die Transportgleichung für die Dissipation ε einen physikalischen Ansatz, der nur wenig Ähnlichkeit mit der mathematisch exakten Gleichung aufweist. Die Transportgleichung ist mit einigen Konstanten versehen, welche aus unzähligen Experimenten bestimmt werden. Das Standard Modell ist nur für voll turbulente Strömung geeignet.

Die turbulente kinetischen Energie k und die Dissipation ε werden über die folgenden Transportgleichungen erhalten:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial y}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (3-13)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3\varepsilon} G_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon \quad (3-14)$$

Wobei G_k und G_b die Produktionsterme für die turbulente kinetische Energie zufolge mittlerer Geschwindigkeitsgradienten und Auftrieb darstellen. Y_M berücksichtigt den Beitrag fluktuierender Dilatation in kompressibler Turbulenz (bei inkompressibler Strömung nicht berücksichtigt). Die turbulenten Prantl-Zahlen für k und ε werden als σ_k und σ_ε bezeichnet. Durch die Variablen S_k und S_ε können zusätzlichen Quellesterme eingefügt werden. $C_{1\varepsilon}$, $C_{2\varepsilon}$ und $C_{3\varepsilon}$ sind empirisch ermittelte Konstanten. Die turbulente Viskosität wird aus folgender Gleichung berechnet:

⁵⁰ Vgl. LECHER S., (2009), S. 32.

⁵¹ Vgl. FLUENT THEORY GUIDE, (2013), S48ff.

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3-15)$$

C_μ stellt eine Konstante dar. Der Fluent-CFD Solver schlägt bewährte Konstanten-Werte vor, die aus zahlreichen Messungen gewonnen worden sind und für eine Vielzahl von Strömungen die beste Genauigkeit liefern.

Realizable k- ε Modell [RKE]⁵¹

Bekannte Schwächen des Standard Modells, wie etwa die unnatürliche Aufweitung zylindrischer Freistrahlen führte zur Weiterentwicklung dieses Modells. Dabei wurde die Transportgleichung für die kinetische Energie aus Gleichung (3-13) beibehalten und die Transportgleichung für die Dissipation erweitert. Des Weiteren wurde die Konstante C_μ aus Gleichung (3-15) nicht mehr als konstant angenommen, sondern sie wird über eine zusätzliche Gleichung ermittelt. Dadurch wird die Physik realitätsnäher abgebildet und es kommt zu keiner Strahlanomalie wie etwa beim SKE Modell. Für das bessere Verständnis wird auf diverse Literaturen⁵¹ verwiesen.

Bei der Validierungsrechnung Bosrucktunnel (siehe Kapitel 5.2) wurde mit dem SKE- und RKE-Modell gerechnet und die Vorzüge des RKE-Modells wurden bestätigt. Eine genauere Untersuchung wurde in einer vorangegangenen Arbeit⁵² durchgeführt

3.5 Rand- und Zonenbedingungen

Neben der vorgegeben Geometrie sind auch Randbedingungen an den Strömungsränder notwendig, um das konkrete Strömungsproblem lösen zu können. An den Rändern müssen im 3D Falle in den fünf Erhaltungsgleichungen die fünf Unbekannten ρ, u, v, w, e bekannt sein. Abhängig von der Art des Randes und der Strömung dürfen nicht alle fünf Größen vorgegeben werden, sondern sie werden berechnet.

Die vorgegebenen Größen am Rand werden als **physikalische Randbedingungen (PRB)** und die berechenbaren Größen als **numerische Randbedingungen (NRB)** bezeichnet.

Es gibt eine Vielzahl unterschiedlicher Rand- und Zonenbedingungen, weshalb nur jene erläutert werden, welche in der Arbeit verwendet worden sind.

Für die Tunnelströmung muss ein Einlass, Auslass, Strahlgebläse und die Begrenzungsänder definiert werden. Bei den Strahlgebläsen wird der Impulseintrag über ein Fan Modell als Zonenbedingung berücksichtigt. Das strömende Fluid muss in seinen Eigenschaftenauch definiert werden, beispielsweise ob das Fluid kompressibel oder inkompressibel ist, seine Dichte, Temperatur und seine dynamische Viskosität sind von Interesse. In der Arbeit wurde inkompressible ohne Wärmeeintrag gerechnet, weshalb die Dichte konstant ist. Für genauere Informationen sei an dieser Stelle an den Fluent-User

⁵² Vgl. GALEHR G., (2012)

Guide⁵³ verwiesen, welcher für unterschiedlichste Strömungsfälle Tutorials anbietet.

Einlass:

In der Arbeit wurde der Einlass über folgende zwei Möglichkeiten definiert. Einerseits wird eine konstante Strömungsgeschwindigkeit normal zur Fläche vorgegeben. Da das Medium inkompressible ist und ohne Wärmeeintrag gerechnet wurde, resultiert ein Massenstrom, der durch das ganze Strömungsgebiet konstant bleibt. Andererseits kann ein Totaldruck vorgegeben werden und der Massenstrom entsteht aufgrund der Reibungswiderstände und dem eingebrachten Impuls über das Strahlgebläse. In beiden Fällen ist für eine bessere Konvergenz eine Vorabschätzung für die kinetische Energie k und die Dissipation ϵ zielführend. Für eine Rohrströmung können diese Werte über den hydraulischen Durchmesser D_h und eine Turbulenzintensität I abgeschätzt werden.

Auslass:

Am Auslass wurde der statische Druck vorgegeben. Wird keine Umkehrung der Strömung erwartet, brauchen keine Werte für die kinetische Energie und Dissipation abgeschätzt werden.

Wand:

An der Wand ist die Strömungsgeschwindigkeit gleich null. Für den Reibwiderstand wird eine Wandrauigkeit vorgegeben, welche sich über das Moody Diagramm abschätzen lässt (siehe Kapitel 2.3.1).

Symmetrie:

Speziell bei symmetrischer oder mittiger Anordnung der Strahlgebläse lässt sich über die Symmetrie RB die Hälfte an Elemente sparen, und somit Rechenleistung. An der Symmetrieebene sind die Normalgeschwindigkeiten gleich null und auch die Gradienten der Strömungsgrößen in Normalenrichtung sind null.

Fan-Modell:

Diese Zonenbedingung wird an einer Ebene angewandt. Dabei kann sich die Ebene auch innerhalb des Strömungsraumes befinden. Durch Vorgabe einer Ventilator Kennlinie wird der Impulseintrag reguliert. Damit lässt sich die Austrittsgeschwindigkeit als Funktion der Druckdifferenz definieren. Sie bietet auch die Möglichkeit die Strömung mit einem Swirl zu belegen.

Im Falle von Tunnelströmung gibt es vom Hersteller meist keine Ventilator Kennlinie, sondern einen Standschub. In der Simulation wird eine sehr steile Kennlinie definiert, um sicherzustellen, dass der vom Hersteller angegebene Standschub eingebracht wird.

⁵³ Vgl. FLUENT USER GUIDE, (2014)

3.6 Lösungsmethoden

Das Strömungsproblem wird durch die Navier-Stokes-Gleichungen beschrieben. Dabei handelt es sich um ein nichtlineares Gleichungssystem und dieses kann nur iterativ gelöst werden. Ziel ist es das Gleichungssystem unter Einhaltung der Rand- und Zonenbedingungen möglichst exakt näherungsweise zu lösen. ANSYS Fluent bietet zwei unterschiedliche Lösungsmethoden an.

Der **druckbasierte Löser** ist besser geeignet für inkompressible Strömungen und leicht kompressible Strömungen. Abhängig davon, ob die Transportgleichungen hintereinander (segregated) oder simultan (coupled) gelöst werden, unterscheidet Fluent eine SIMPLE und eine COUPLED Methode. Der SIMPLE Algorithmus ist sehr stabil, konvergiert aber verhältnismäßig langsam und er braucht aber wenig Arbeitsspeicher. Dabei wird eine aus Kontinuitäts- und Impulsgleichung abgeleitete Druckkorrekturgleichung verwendet. Dadurch lassen sich die eigentlich miteinander verknüpften Transportgleichungen unabhängig voneinander und sequentiell lösen. Das resultierende Geschwindigkeitsfeld wird mittels der Druckkorrekturgleichung vereinigt und korrigiert, sodass die Kontinuität jederzeit erfüllt bleibt.

Der COUPLED Algorithmus ist nicht so stabil, konvergiert aber erheblich schneller durch das zeitgleiche berechnen der Gleichungen. Es besteht eine direkte Verbindung zwischen Kontinuitäts- und Impulsgleichung. Der Arbeitsspeicher verdoppelt sich und bei großen Netzen ist die Leistungskapazität des Rechners schnell erreicht.

Für hohe Geschwindigkeiten und kompressible Strömung wurde ein **dichtebasierter Löser** entwickelt. Er wird angewandt bei Übergangs- bzw. Überschallströmungen mit großen lokalen Dichtegradienten. Die Transportgleichungen werden simultan gelöst.

In der Arbeit wurde das Medium als inkompressibel angenommen, weshalb die Verwendung eines dichtebasierten Löser ausschied und der druckbasierte Löser zur Anwendung gekommen ist. Dabei wurden die meisten vorkommenden Fälle mit dem SIMPLE Algorithmus gelöst, da es beim COUPLED zu Konvergenzproblemen kam.

3.7 Genauigkeit

Eine numerische Lösung von Strömungsproblemen liefert immer nur eine Näherungslösung. Selbst unter Annahme einer konvergierten Lösung bei Verwendung der korrekten Randbedingungen treten drei Arten von systematischem Fehler auf.

Modellfehler⁵⁴:

Darunter wird die Differenz zwischen der tatsächlichen Strömung und der genauen Lösung des mathematischen Modells definiert. Bei einer laminaren Strömung beschreiben die Navier-Stokes-Gleichungen die Physik ausreichend genau und der Modellfehler ist nicht vorhanden. Bei turbulenten Strömungen können Modellfehler groß werden. Selbst

⁵⁴ Vgl. FERZIGER, H.; MILOVAN P, (2010), S. 41 ff.

eine genaue Lösung der Modellgleichungen kann qualitativ falsch sein. Eine große Rolle spielt dabei das verwendete Turbulenzmodell. Es obliegt dem Anwender, das für den jeweiligen Fall passende Modell zu finden. Durch Vereinfachungen der Geometrie des Lösungsgebietes oder durch Setzen von Randbedingungen können Modellfehler entstehen.

Meist sind diese Fehler im Voraus unbekannt und können nur durch Vergleich mit genauen experimentellen Daten abgeschätzt werden. Dieser Validierungsprozess ist wichtig und erhöht die Genauigkeit und Qualität der Berechnungen. Deshalb wurde in dieser Arbeit sehr viel Wert auf die Validierung gelegt und diese umfasst einen großen Teil der Arbeit.

Diskretisierungsfehler:

Dieser Fehler ist definiert als die Differenz der genauen Lösung der Erhaltungsgleichungen und der genauen Lösung der durch die Diskretisierung dieser Gleichungen entstandenen algebraischen Gleichungssystemen. Der Fehler kann mit Verfeinerung des Gitters kleiner werden, und die Ordnung der Approximation ist ein Maß für die Genauigkeit.

Iterationsfehler:

Darunter wird die Differenz zwischen der iterativen und der genauen Lösung des algebraischen Gleichungssystems verstanden und auch den Rundungsfehler welcher intern im Rechner verursacht wird.

Ein wichtiges Kriterium, welches die Genauigkeit einer Simulation beeinflusst, ist die **Konvergenz**. Ist eine Lösung nicht konvergiert, ändern sich deren Ergebnisse mit voranschreitender Iteration. Um die Konvergenz zu überprüfen bietet es sich an charakteristische Größen der Strömung plotten zu lassen. Ändern sich die Größen nur mehr minimal bei vorschreitender Iteration, kann davon ausgegangen werden, dass die Lösung konvergiert ist. Zusätzlich werden die Residien betrachtet. Das Residuum gibt an in wie weit die stationäre Erhaltungsgleichungen erfüllt sind. Theoretisch muss dieser Zahlenwert null werden, in der Praxis wird die Rechnung abgebrochen, wenn für die einzelnen Residien Werte um 10^{-6} erreicht sind⁵⁵.

⁵⁵ Vgl. LECHLER S., (2009), S. 151

4 Anwendungsfälle

In diesem Kapitel werden die verwendeten numerischen Modelle und auch die zur Validierung herangezogenen Messungen beschrieben. Es wurden Messungen im Bosrucktunnel und im Niklasdorftunnel durchgeführt. Mit Hilfe der Messdaten des Bosrucktunnels werden Randbedingungen, Turbulenzmodelle und Solvereinstellungen optimiert. Die Geometrie des Bosrucktunnels inklusiver aller Buchten, Notausgänge und Versperrungen wurden exakt dem numerischen Modell übergeben. Die Simulationsergebnisse des Bosrucktunnels gaben Anstoß für eine Untersuchung der Abhängigkeit des Einbauwirkungsgrades von der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel. Dazu wurden Messungen im Niklasdorftunnel unternommen und Simulation durchgeführt. Die Messergebnisse im Niklasdorftunnel wurde anhand eines ähnlichen Modells im Zuge der Parameterstudie verifiziert. Zur Analyse des Schubverlustes wurden numerische Modelle erstellt, um den Einbauwirkungsgrad mit und ohne Wandkontakt des Austrittsstrahls bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel untersuchen zu können. Modelle ohne Wandkontakt des Austrittsstrahls, dienen der Bestimmung des Widerstandsbeiwertes ζ_D des Strahlgebläses nach Kempf⁵⁶ (siehe Gleichung (2-41)). Aufbauend auf den gewonnenen Erkenntnissen aus der Validierung wurde eine Parameterstudie erstellt. Dabei wurden Einbauwirkungsgrade für unterschiedliche Strahlventilatorbaugruppen, Tunnelraumgeometrien und Einbausituationen bei unterschiedlichen vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel simuliert.

4.1 Technische Daten der Strahlventilatoren

Es gibt eine Vielzahl von Strahlventilatorherstellern und demzufolge unterschiedliche Strahlventilatorausführungen. Um die Ventilatorausführungen für Schnellstraßen und Autobahnen in Österreich aus Wartungs- und Wirtschaftlichkeitsgründen zu vereinfachen, hat die ASFINAG (Betreiber der Autobahnen und Schnellstraßen in Österreich) Strahlventilatorbaugruppen definiert. Die Baugruppen werden aus den ASFINAG Entwurfsrichtlinien⁵⁷ zur Auslegung von Tunnellüftungen entnommen. Bezogen auf den maximalen Außendurchmesser werden sechs Baugruppen definiert. Nach Häufigkeit der Anwendung wurden die bevorzugten Baugruppen für die Simulationen verwendet, um für eine Vielzahl von zukünftigen Planungstätigkeiten Einbauwirkungsgrade bereitstellen zu

⁵⁶ Vgl. KEMPF J., (1965)

⁵⁷ Vgl. ASFINAG, (2013), S.39

können. Tabelle 1 listet alle in der Arbeit verwendeten Strahlventilatoren auf und beschreibt die Geometrie und deren angegebenen Standschübe vom Hersteller. Strahlventilatoren ohne Herstellerangaben wurden aus den Entwurfsrichtlinien entnommen. Die Angaben der Austrittsgeschwindigkeit aus dem Strahlventilator u_S und des Standschubes F_{S0} beziehen sich auf eine Dichte von 1.2 kg/m^3 . In Abbildung 13 ist eine vereinfachte allgemeine Geometrie eines Strahlventilators abgebildet, welche die Grundmaße beinhaltet. Ob der Strahlventilator über die gesamte Länge eine Nabe hat oder nur im Mittelbereich, ist abhängig vom Hersteller.

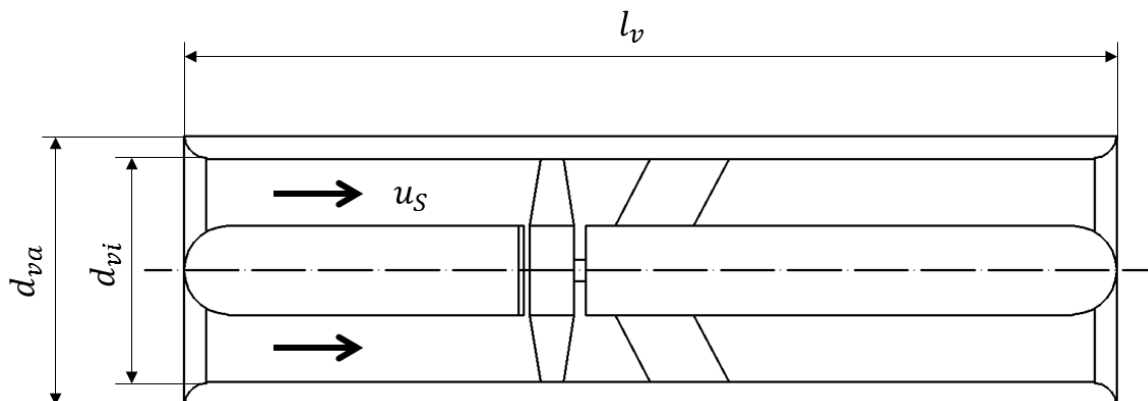


Abbildung 13: Bemaßung der Strahlventilatoren

Hersteller/Typ	Bau- gruppe	Bez.	d_{va} [m]	d_{vi} [m]	l_v [m]	u_S [m/s]	F_{S0} [N]
Zitron JZR ⁵⁸	6	SV 1	1.8	1.6	3.45	34.9	2810
Howden APR 1400 ⁵⁹	6	SV 2	1.66	1.4	6.14	32.9	1905
Witt&Sohn GT 1120 ⁶⁰	4	SV 3	1.41	1.12	4.4	29.1	950
Entwurfsrichtlinie ⁵⁷	4	SV 4	1.4	1.2	3.5	24.8	835
Howden APR 710 ⁵⁹	3	SV 5	0.88	0.71	2.75	40.7	750

Tabelle 1: Technische Daten der verwendeten Strahlventilatoren

⁵⁸ Vgl. www.zitron.nl (18.03.2014)

⁵⁹ Vgl. www.howden.com (10.05.2014)

⁶⁰ Vgl. www.wittfan.de (10.05.2014)

4.2 Messung Bosrucktunnel

4.2.1 Allgemeine Daten

Der Bosrucktunnel ist ein 5500 m langer Tunnel auf der Pyhrn Autobahn zwischen Arding und Spital am Pyhrn. Im Juli 2013 wurde eine zweite Röhre eröffnet. Diese Röhre ist mit einer Ablufthalbquerlüftung mit Strahlventilatoren zur Beeinflussung der Längsströmung ausgerüstet. Die Strahlventilatoren sind in seitliche Strahlventilatornischen untergebracht. Zur besseren Schubeinbringung wurden Strahlumlenkbleche unmittelbar nach den Strahlgebläsen montiert. Im Tunnel sind fünf Strahlventilatornischen mit anschließender Pannennische mit je zwei Strahlventilatoren SVL und SVR untergebracht.

Vor den Strahlventilatornischen und nach der Pannennische hat das Regelprofil einen Querschnitt von 51.2 m² mit einem hydraulischen Durchmesser von 7.03 m. Es wurden Strahlventilatoren der Fa. Zitron der Modellreihe JZR 16-90/4 verbaut (SV 1 in Tabelle 1).

Kurz vor Fertigstellung der Röhre im Juli 2013 wurden von der FVT (Forschungsgesellschaft für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik) Messungen zur Beurteilung der Schubeinbringung durchgeführt. Diese Messungen wurden herangezogen, um das numerische Modell hinsichtlich Turbulenzmodellierung und Randbedingungen zu verifizieren. Aus einer Reihe von Messungen wurden drei Messungen für die Validierung ausgewählt. Für eine detaillierte Beschreibung aller Messungen wird auf den erstellten Messbericht der FVT⁶¹ verwiesen.

4.2.2 Messaufbau

Es wurden alle fünf Strahlventilatorbuchten mit je zwei Strahlventilatoren in unterschiedlichsten Konfigurationen vermessen. Abbildung 14 zeigt eine Skizze des Messaufbaus inklusive der Messgrößen. Vor der Strahlventilatorbucht und nach der Pannenbucht wird der statische Differenzdruck Δp_{12} im ungestörten Bereich gemessen (Position 1 und Position 2). Bei Position 3 wurde eine streckengemittelte Ultraschalllaufzeitdifferenzmessung zur Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T durchgeführt. Um in späterer Folge über die Idealgasgleichung auf die Dichte zu schließen, wurden die Lufttemperatur T_T und der Absolutdruck p_{absT} bestimmt. Für die Schubmessung wurden die dynamischen Drücke p_{dynSVL} und p_{dynSVR} über Sonden gemessen. Daraus kann die Austrittsgeschwindigkeit der Strahlventilatoren bestimmt und auf den Schub rückgeschlossen werden.

⁶¹ FVT GmbH, (2013)

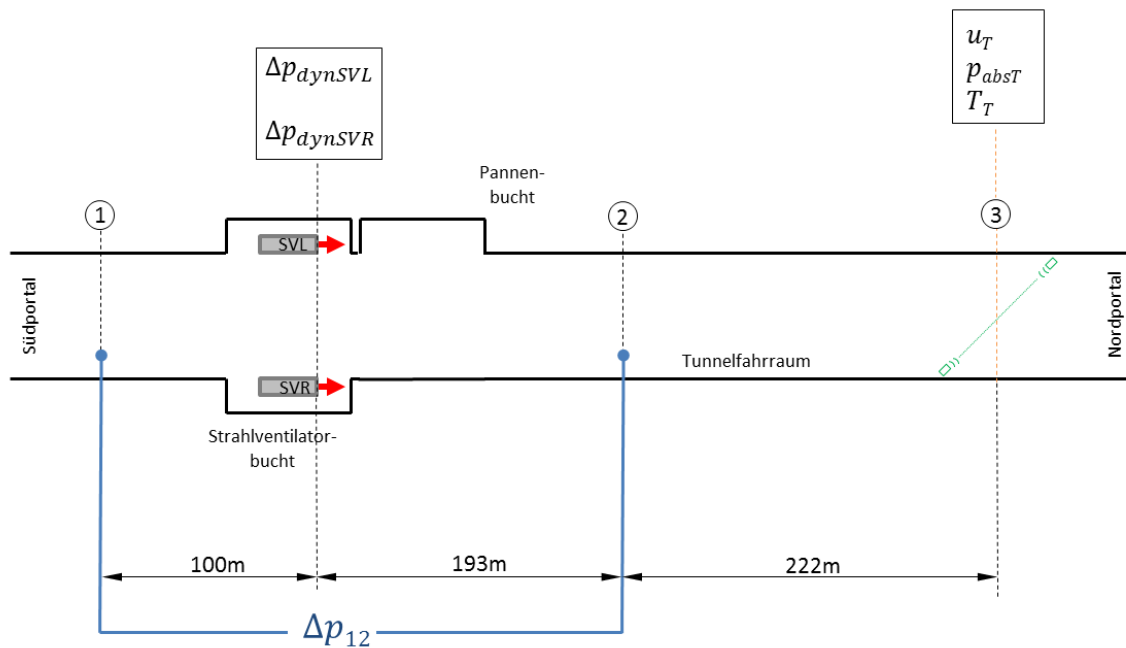


Abbildung 14: Messaufbau im Bosrucktunnel⁶¹

Die Auswertemethodik zur Bestimmung des Einbauwirkungsgrades wird im Kapitel 5.1 erklärt, weshalb an dieser Stelle nur kurz der Messablauf aufgezählt wird:

1. Bestimmung des Widerstandbeiwertes der Tunnelwand von dem Messstreckenabschnitt
2. Druckdifferenzmessung und Schubmessung bei laufenden Strahlventilatoren
3. Messstreckenkorrektur des Druckanstieges (rechnerisch)

4.2.3 Verwendete Messgeräte

Die für die Messung verwendeten Messgeräte sind in Tabelle 2 aufgelistet. Die Tabelle beinhaltet den Messbereich und auch deren Messunsicherheiten. Die Datenblätter der einzelnen Messgeräte können dem Anhang D entnommen werden.

Messwert	Messgerät	Messbereich	Messunsicherheit
u_T	SICK (FLOWSIC 200)	-20 bis + 20 m/s	± 0.1 m/s
Δp_{12}	HALSTRUP & WALCHER (P26)	+500 bis -500 Pa	$\pm (0.5 \%^* + 0.3 \text{ Pa})$
Δp_{dynSVL}	HALSTRUP & WALCHER (P92)	0 bis 5000 Pa	$\pm (0.5 \%^* + 0.3 \text{ Pa})$
Δp_{dynSVR}	JUMO 4304	0 bis 5000 Pa	Keine Angaben
T_T	TESTO (177-T2)	-40 bis +70° C	$\pm 0.4 \%^*$
p_{absT}	KRONEIS (Barogeber Type 15 K)	850 bis 1050 hPa	$\pm 0.5 \text{ hPa}^*$

Tabelle 2: Verwendete Messgeräte im Bosrucktunnel

* auf gemessenen Wert

4.2.4 Schubmessung

Zur Bestimmung des Schubes ($F_{S0} = A\rho u_S^2$) (siehe auch Gleichung (2-34)) benötigt es zusätzlich zur Dichte und zum Austrittsquerschnitt die Austrittsgeschwindigkeit der Strahlventilatoren. Dazu wurden eigens Sonden angefertigt, welche bei der Messung vor Ort in die Strahlgebläse an der Saugseite eingebaut wurden. Abbildung 15 zeigt am Bild links den Einbau der Sonde in einem der Strahlventilatoren und auf der rechten Seite die Prinzipskizze der Sonde.

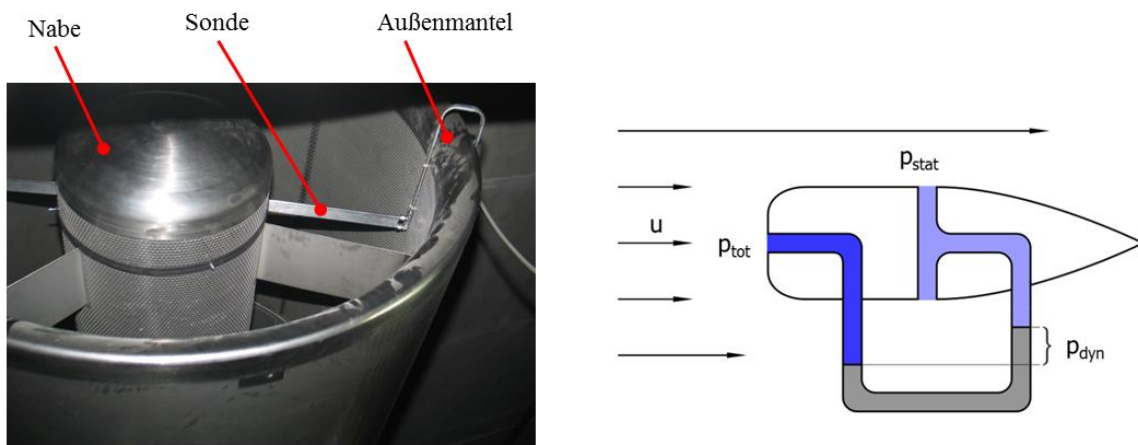


Abbildung 15: Sonde zur Schubmessung (links) und Messprinzip (rechts)

In Strömungsrichtung wird der Totaldruck p_{tot} abgegriffen und normal zur Strömungsrichtung annähernd der statische Druck p_{stat} . Der dynamische Druck p_{dyn} ergibt sich aus der Differenz Totaldruck und statischen Druck. Über den kalibrierten dynamischen Druck (siehe Kapitel 4.3.5) kann wie folgt auf die vorherrschende Austrittsgeschwindigkeit des Strahlgebläses umgerechnet werden.

$$u_S = \sqrt{\frac{2p_{dyn}}{\rho}} \quad (4-1)$$

Um eine über den Querschnitt gemittelte Austrittsgeschwindigkeit zu erhalten, wurden entlang der Sonde, zur Messung der statischen- und der Total-Drücke, Öffnungen im Abstand von 15 mm gebohrt (insgesamt 25 Öffnungen pro Messarm). Das Niveau der Austrittsgeschwindigkeit wurde durch eine Kalibrierung der Sonde ermittelt. Die Vorgehensweise bei der Kalibrierung wird im Kapitel 4.3.5 anhand der Messungen im Niklasdorftunnel erläutert.

Die Ergebnisse und der Vergleich mit der Simulation werden im Kapitel 5.2 diskutiert. Der Simulationsaufbau ist im Kapitel 4.4.3 beschrieben.

4.3 Messung Niklasdorftunnel

4.3.1 Allgemeine Daten

Der Niklasdorftunnel ist ein doppelröhriger Autobahntunnel auf der Semmering Schnellstraße bei Niklasdorf in der Obersteiermark mit einer Länge von 1334 m. Die Süd- und Nordröhre sind zweispurig und werden in Richtungsverkehr befahren. Der Ausbruch des Tunnels erfolgte bergmännisch (Hufeisenprofil) und er besitzt eine Längslüftung. Im Zuge von Sanierungsarbeiten wurden 2013 neue Strahlgebläse der Baugröße 4 (SV 3 in Tabelle 1) verbaut. Abbildung 16 zeigt einen Übersichtsplan des Niklasdorftunnels inklusive der Anzahl und Anordnung der Strahlventilatoren. Die Strahlventilatoren wurden mit einem Deckenabstand a_v von 0.2 m und mit einem Achsabstand zueinander von $2 \cdot d_{va}$ (doppelter Außendurchmesser) montiert.

Durch starke Bewegungen im Berg entstanden in der Nordröhre Risse in der Innenschale, die über eine Verstärkung durch Spritzbeton saniert wurden. In diesem Bereich ist der Regelquerschnitt etwas kleiner im Querschnitt. Ansonsten hat das Regelprofil einen Querschnitt von 51.0 m² mit einem hydraulischen Durchmesser von 7.5 m.

Im Zuge der Sanierungsarbeiten konnten im März 2013 Messungen in der bereits sanierten Südröhre durchgeführt werden. Ziel der Messung war es, Einbauwirkungsgrade abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnelfahrraum für die Strahlventilatorpakete zu bestimmen. Dabei wurden die Strahlventilatorpakete SVS4.1/4.2 und SVS5.1/5.2 am Ostportal im Südtunnel vermessen. Anstoß zur Messung gaben die Untersuchungen der Strahlwirkung im Hufeisenprofil (Kapitel 5.5.1). Bei diesen Simulationen wurde ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Einbauwirkungsgrad und der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel nachgewiesen. Es wurde ein Messablauf ausgearbeitet, um die Aussage der Simulation zu überprüfen.

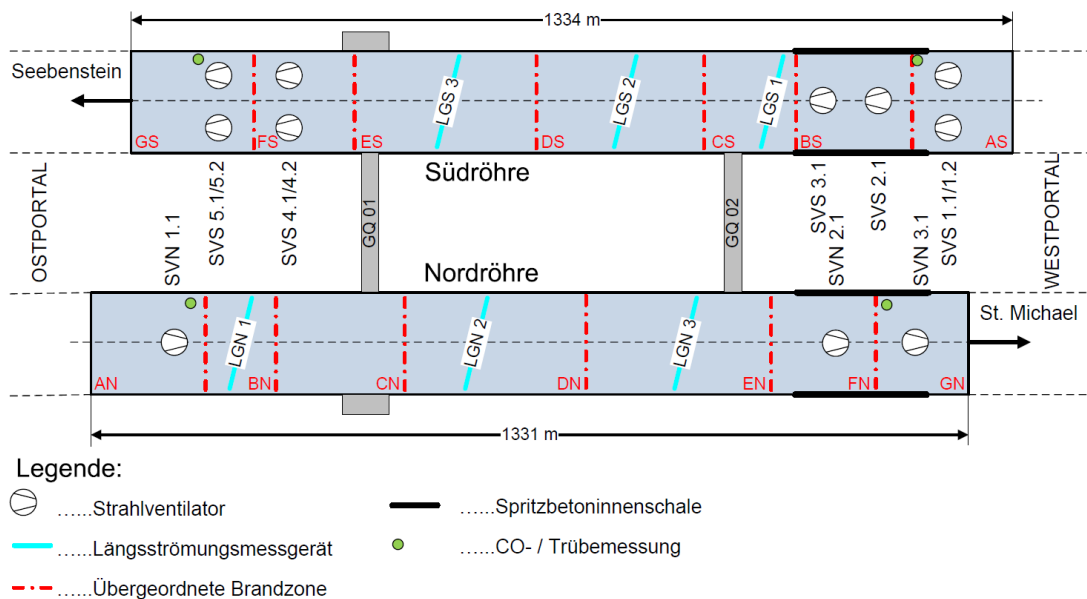


Abbildung 16: Übersichtsplan des Niklasdorftunnels⁶²

4.3.2 Messaufbau

Der Messaufbau ist jenem vom Bosrucktunnel (Kapitel 4.2.2) sehr ähnlich. Die Messungen wurden in der Südröhre durchgeführt. Abbildung 17 zeigt den Messaufbau mit den zu messenden Größen.

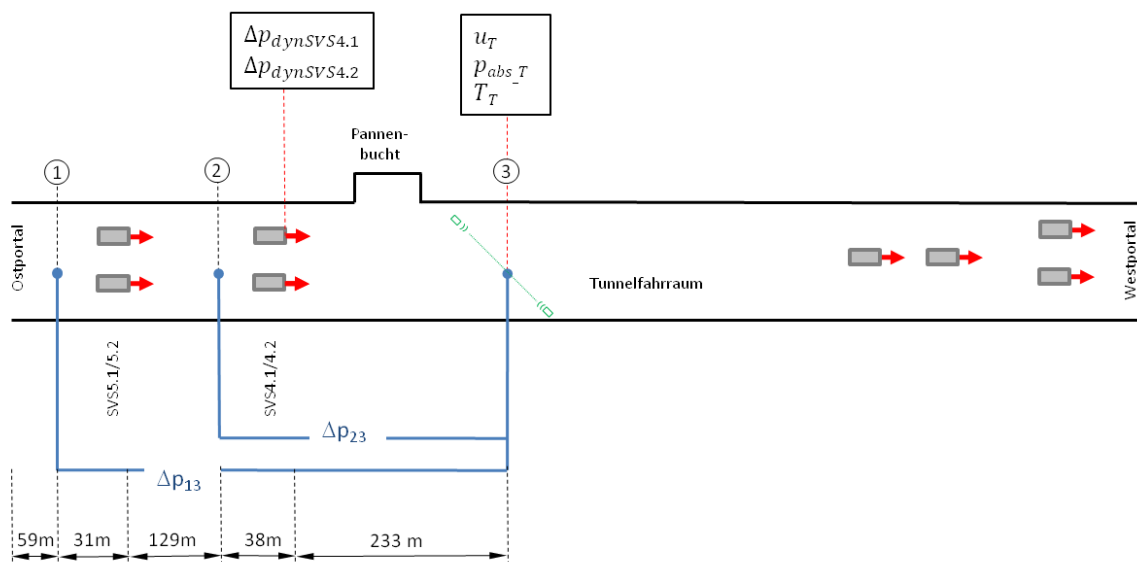


Abbildung 17: Messaufbau im Niklasdorftunnel

Vor dem ersten Strahlventilatorpaket SVS5.1/5.2 und nach der Pannenbucht wurde der statische Differenzdruck Δp_{13} gemessen (Position 1 und Position 3). Zusätzlich wurde der Differenzdruck Δp_{23} zwischen dem Strahlventilatorpaket SVS4.1/4.2 und nach der Pannenbucht gemessen. Dadurch konnte die Schubeinbringung von nur einem

⁶² FVT GmbH, (2010)

Strahlventilatorpaket berücksichtigt werden. Für die Messung der Strömungsgeschwindigkeit u_T und der statischen Druckmessung bei der Position 3 wurde ein ausreichend großer Abstand zur Pannenbucht eingehalten ($90m \sim 12D_H$), um Einflüsse von der Pannenbucht ausschließen zu können. Die Lufttemperatur T_t und der Absolutdruck p_{absT} wurden bestimmt, damit auf die Dichte der Luft geschlossen werden kann. Die Sonden zur Messung des Schubes sind im Strahlventilatorpaket SVS4.1/4.2 eingebaut worden. Die Geometrien der Strahlventilatoren wurden vorab vermessen, auf dieser Basis entsprechende Sonden konstruiert und von der Institutswerkstatt gefertigt. Das Prinzip der Messung zur Schubbestimmung ist gleich wie bereits anhand der Validierung im Bosrucktunnel im Kapitel 4.2.4 erklärt. Abbildung 18 zeigt den Einbau der Sonde in einem Strahlventilator. Bei diesem Strahlventilortyp gab es keine Nabe, weshalb die Sonde in Sternform ausgeführt wurde, um die Steifigkeit der Konstruktion bei eingeschaltetem Strahlgebläse gewährleisten zu können. Die gemessenen Drücke wurden über alle drei Schenkeln gemittelt und an einer Stelle über Schläuche abgenommen. Dafür wurden je Messarm 30 Öffnungen im Abstand von 15 mm gebohrt.

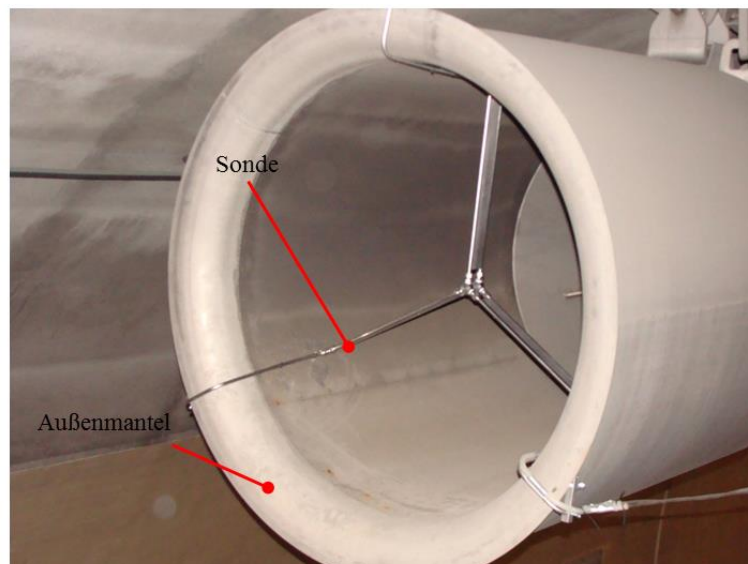


Abbildung 18: Eingebaute Sonde im Niklasdorftunnel

Die verbauten Strahlventilatoren haben eine Vorzugsrichtung. Laut Hersteller ist der Standschub im reversiblen Betrieb um 5% geringer als bei der Vorzugsrichtung. In diesem Tunnel sind bei den Strahlventilatorpaketen SVS4.1/4.2 und SVS5.1/5.2 je ein Strahlgebläse in Vorzugsrichtung und das andere in Reversierrichtung montiert worden.

4.3.3 Verwendete Messgeräte

Tabelle 3 zeigt die verwendeten Messgeräte mit ihren Messunsicherheiten. Für die Druckdifferenzmessung Δp_{13} wurde darauf geachtet, dass die zu messende Druckdifferenz stets positive Werte annimmt, um im Wertebereich des Messgeräts zu bleiben. Aus diesem Grund wurde nach den ersten beiden Messreihen (Bestimmung des Widerstandbeiwertes der Tunnelwand) die Schläuche zur Druckmessung umgesteckt. Die Datenblätter der einzelnen Messgeräte können dem Anhang entnommen werden.

Messwert	Messgerät	Messbereich	Messunsicherheit
u_T	SICK (FLAWSIC 200)	-20 bis + 20 m/s	± 0.1 m/s
Δp_{23}	HALSTRUP & WALCHER (P26)	+500 bis -500 Pa	$\pm (0.5 \%^* + 0.3 \text{ Pa})$
Δp_{13}	HALSTRUP & WALCHER	0 bis 500 Pa	$\pm (0.5 \%^* + 0.3 \text{ Pa})$
Δp_{dynSV1}	HALSTRUP & WALCHER (P92)	0 bis 5000 Pa	$\pm (0.5 \%^* + 0.3 \text{ Pa})$
Δp_{dynSV2}	JUMO 4304	0 bis 5000 Pa	Keine Angaben
T_t	TESTO (177-T2)	-40 bis +70° C	$\pm 0.4 \%^*$
p_{abs_T}	KRONEIS (Barogebir Type 315K)	850 bis 1050 hPa	$\pm 0.5 \text{ hPa}^*$

Tabelle 3: Verwendete Messgeräte im Niklasdorftunnel

* auf gemessenen Wert

4.3.4 Messablauf

Die Messung hat das Ziel die Einbauwirkungsgrade abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T zu bestimmen. Im Vorfeld wurden Simulation durchgeführt, bei denen die Einbauwirkungsgrade für die gleiche Baugruppe bei Strömungsgeschwindigkeiten u_T von 1,2 und 3.0 m/s bestimmt worden sind. Da die verbauten Strahlgebläse im Niklasdorftunnel keinen Frequenzumrichter besitzen, konnten die Geschwindigkeit nur durch ein- und ausschalten der Strahlgebläse im Westen geregelt werden. Geregelt wurde ausschließlich mit den Strahlventilatoren am Westportal (siehe Abbildung 17), welche sich nicht im Messbereich befanden. Die Messungen sind in 3 Blöcke eingeteilt. Tabelle 4 zeigt die Messblöcke und die geregelte Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel. Der erste Block dient der Bestimmung des Widerstandsbeiwerts der Tunnelwand für die Messstreckenkorrektur (Zeta-Bestimmung). Dabei wurde gezielt der Druckverlust über die Pannenbucht ausgewertet, da dieser auch bei allen weiteren Messungen inkludiert ist.

		Zeta-Bestimmung	Messreihe 1			Messreihe 2		
Messzyklus	(-)	1	2	3	4	5	6	7
SVS4.1	(-)	aus	ein	ein	ein	ein	ein	ein
SVS4.2	(-)	aus	ein	ein	ein	ein	ein	ein
SVS5.1	(-)	aus	aus	aus	aus	ein	ein	ein
SVS5.2	(-)	aus	aus	aus	aus	ein	ein	ein
u_T	(m/s)	3.89	3.82	2.32	1.35	3.08	1.92	1.00

Tabelle 4: Messablauf im Niklasdorftunnel

Zur Auswertung der Einbauwirkungsgrade der Messreihe 1 (zweiter Block in) wurde die Druckdifferenz Δp_{23} herangezogen und das Strahlventilatorpaket SVS 4.1/4.2 war aktiv. Für die Auswertung der Einbauwirkungsgrade der Messreihe 2 (dritter Block in Tabelle 4)

wurde die Druckdifferenz Δp_{13} für die Auswertung herangezogen und beide Strahlventilatorpakete SVS4.1/4.2 und SVS5.1/5.2 im Osten waren in Betrieb. Eine Schubmessung mittels Sonde erfolgte ausschließlich im Strahlventilatorpaket SVS4.1/4.2, da keine weiteren Sonden zur Verfügung standen. Diese Werte wurden für das zweite Strahlventilatorpaket SVS5.1/5.2 als ident angenommen. Für die Bestimmung des Widerstandbeiwertes der Tunnelwand wurden beide Druckdifferenz ausgewertet, damit für beide Abschnitte eine Messstreckenkorrektur durchgeführt werden konnten.

Bei der Messung im Niklasdorftunnel wurden alle Messgrößen etwa zehn Minuten lang mit einer Frequenz von 1 Hz aufgezeichnet. Diese Größen wurden arithmetisch gemittelt und deren minimalen und maximalen Größen anhand der Messunsicherheit (Tabelle 3) bestimmt. Im Anhang C – Messergebnisse Niklasdorftunnel befindet sich das ausgewertete Messprotokoll inklusive deren Extremwerten (Fehlerfortpflanzungsrechnung). Für die Länge des Messpfades wurde eine Abweichung von ± 0.2 m, für den hydraulischen Durchmesser eine Abweichung von ± 0.1 m und für die Querschnittsfläche eine Abweichung von ± 0.5 m² angenommen. Die sich ergebenden Toleranzen für alle Messgrößen sind dem Anhang zu entnehmen.

Die Ergebnisse werden im Kapitel 5.3.2 diskutiert.

4.3.5 Kalibrierung der Sonden für die Schubmessung

Das Prinzip der Sonden ist jener der Prandtlsonde ähnlich und wurde im Kapitel 4.2.4 erläutert. Bei den verbauten Sonden handelt es sich um einen Verdrängungskörper. Die Strömung beschleunigt und der Druck fällt ab. Dadurch wird eine höhere Druckdifferenz als tatsächlich vorliegt gemessen. Um den korrekten statische Druck normal zur Strömung messen zu können, müsste der Sondenkörper mindestens 3-4 mal breiter ausfallen, als momentan ausgeführt, um weit genug von der Störung der Strömung entfernt zu sein. Eine größere Sondenkonstruktion ist hinsichtlich der Montagefreundlichkeit sowie der Schubbeeinflussung aufgrund einer höheren Versperrung unvorteilhaft. Werden die Sonden kalibriert, muss der Sondenkörper nicht unnötig groß gebaut werden und die Ergebnisse haben die gleiche Genauigkeit.

Für die Kalibrierung wurden beide Sonden am Strömungsprüfstand vom Institut für Strömungslehre und Wärmeübertragung der TU Graz (ISW) aufgebaut und vermessen. Der Strömungsprüfstand bietet die Möglichkeit die Sonden mit einer bekannten Strömungsgeschwindigkeit u_{Strahl} anzublasen. Durch gegenüberstellen der gemessenen Geschwindigkeit an der Sonde u_{Sonde} mit der vorgegeben Geschwindigkeit am Strömungsprüfstand u_{Strahl} kann ein Kalibrierfaktor bestimmt werden. Eine Bestimmung des Kalibrierwertes aus den gemessenen dynamischen Drücken vom Prüfstand und der Sonden ist äquivalent, da die Geschwindigkeiten aus den dynamischen Drücken, mit der gleichen Dichte, berechnet werden.

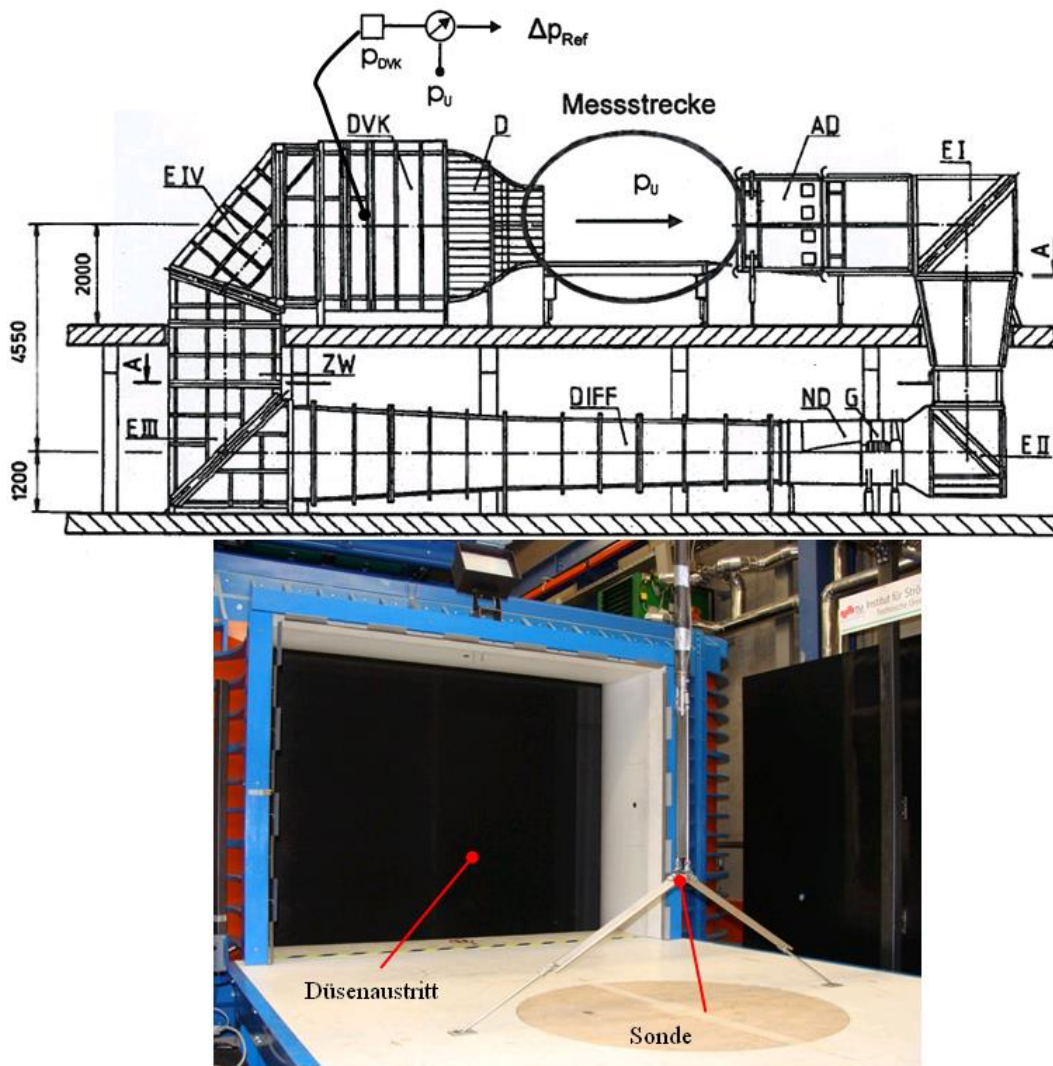


Abbildung 19: Skizze und Bild des Strömungsprüfstands am ISW an TU Graz⁶³

In Abbildung 19 ist oben eine Skizze des Prüfstandes zu sehen und unten ein Foto vom Prüfstand mit der montierten Sonde. Dieser Windkanal nach Göttinger-Bauart verfügt über eine geschlossene Rückführung. Das zu vermessende Objekt wird mittig in der Messstrecke platziert. Die Strahlgeschwindigkeit wird am Strömungsprüfstand über den Differenzdruck Δp_{ref} aus dem statischen Druck Δp_{DVK} in der Düsenvorkammer (DVK) und dem Umgebungsdruck Δp_u berechnet. Der statische Druck in der DVK wird an vier gleichmäßig über den Umfang verteilten Messstellen abgenommen. Als erste Näherung wird die Geschwindigkeit in der DVK u_{DVK} gegenüber der Austrittsgeschwindigkeit u_{Strahl} vernachlässigt (siehe Gleichung (4-2)). Es erfolgt eine Kalibrierung der Messung durch Bestimmung des dynamischen Druckes $\Delta p_{dynPrüfstand}$ in der Messstrecke nach konstanter Einstellung von Δp_{ref} ⁶⁴.

$$\Delta p_{ref} := \frac{\rho}{2} u_{Strahl}^2 \quad (4-2)$$

⁶³ MEILE W.; (SS2013) S. 4.

⁶⁴ MEILE W.; (SS2013) S. 11.

Die Sonden wurden mit einem Abstand von etwa 17 cm entfernt vom Boden montiert, damit ausgeschlossen werden kann, dass sich ein Messarm in der Grenzschicht des Strömungsprüfstandes befindet.

Der Kalibrierwert wurde über die Messungen der dynamischen Drücke vom Prüfstand beziehungsweise der Sonde bestimmt. Die durchgeführten Messungen und deren Ergebnisse sind im Kapitel 5.3.1 dargestellt.

4.4 Simulationen

Dieser Abschnitt beschreibt den prinzipiellen Aufbau der Simulationen. Anhand der Messergebnisse vom Bosrucktunnel wurden der prinzipielle Simulationsaufbau validiert und die Länge des Ein- und Auslaufbereiches festgelegt, sowie die Netzgröße abgeschätzt. Des Weiteren wurden Randbedingungen, Turbulenzmodelle und Solvereinstellungen optimiert. Beginnend mit dem Simulationsaufbau des Bosrucktunnels werden die numerischen Modelle zur Analyse des Schubverlustes (Strahlwirkung ohne Wandkontakt) und der Parameterstudie (Einbauwirkungsgrade für Hufeisen- und Rechteckprofile) beschrieben.

4.4.1 Ein- und Auslaufbereich

Für den Ein- und Auslaufbereich wird das Regelprofil extrudiert. Der Ein- und Auslaufbereich ist notwendig, um eine ausgebildete Strömung sowie reproduzierbare und vergleichbare Bedingungen sicherstellen zu können. Der Einlaufbereich kann über Werte aus der Literatur abgeschätzt werden und sollte in etwa eine Länge von 10 mal dem hydraulischen Durchmesser besitzen. Zur Überprüfung, ob die Strömung ausgebildet ist, wird der Potenzansatz heran gezogen. Die theoretischen Grundlagen wurden bereits im Kapitel 2.2.2 erläutert.

In Abbildung 20 wird der Potenzansatz mit den erhaltenen Geschwindigkeitsprofilen aus den Simulationen vom Bosrucktunnel gegenüber gestellt. Dabei wurde in der Mitte des Fahrraums an der Position $x = 300 \text{ m}$ ($\sim 40 D_h$ - Messstelle p_1) und an der Position $x = 1400 \text{ m}$ ($\sim 100 D_h$ Messstelle p_2) entlang einer horizontalen Linie ein Geschwindigkeitsprofile erstellt. Für die Messstelle p_2 wurde ein größerer Abstand nach dem Strahlventilator eingehalten als für die Messstelle p_1 vor dem Strahlventilator, damit das Geschwindigkeitsprofil nicht vom austretenden Strahl beeinflusst wird. Die Profile sind an der Messstelle 1 und 2 deckungsgleich und obwohl es sich nicht um einen kreisförmigen Querschnitt handelt, zeigen sie im Vergleich mit dem Potenzansatz eine sehr gute Übereinstimmung.

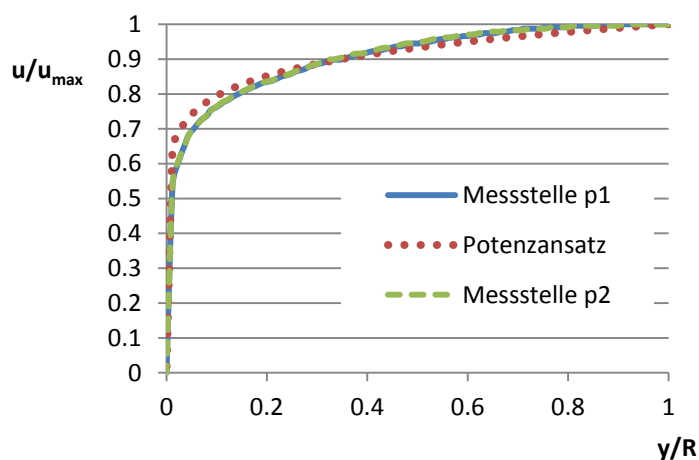


Abbildung 20: Vergleich der Tunnelströmung mit dem Potenzansatz von der Simulation Bosrucktunnel

4.4.2 Netzverfeinerungsanalyse

Um eine netzunabhängige Lösung zu erhalten und gleichzeitig in der Simulation mit einer vernünftigen Anzahl an Netzelementen zu rechnen, ist eine **Netzverfeinerungsanalyse** für den Ein- und Auslaufbereich bei der Simulation für den Bosrucktunnel durchgeführt worden. Die dadurch ermittelte Netzgröße wurde für alle weiteren Simulationen für den Ein- und Auslaufbereich verwendet. Abbildung 21 zeigt auf der linken Seite das größte Netz und auf der rechten Seite das feinste Netz der Netzstudie vom Bosrucktunnel. Beide Netze sind dabei unter Berücksichtigung der Auslegungskriterien für y^+ (siehe Kapitel 3.3) erstellt worden. Lediglich die Wachstumsrate und die Zellgröße im Strömungsinnenraum wurden sukzessive verfeinert.

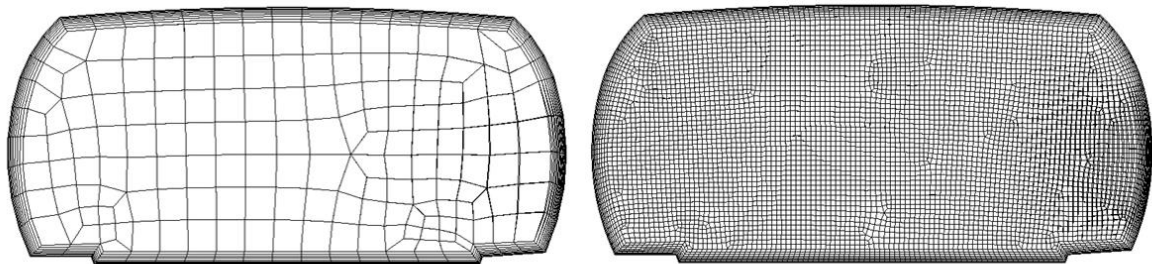


Abbildung 21: Netzverfeinerungsanalyse für den Ein- und Auslaufbereich des Bosrucktunnels für das größte Netz (links) und das feinste Netz (rechts)

Der simulierte Tunnel hat die Querschnittsfläche des Regelprofils und wurde 500 m extrudiert. Am Einlass wurde eine Geschwindigkeit von 5 m/s definiert. Da der statische Druckverlust für die weiteren Simulationen von großer Bedeutung ist, wird dieser als Vergleichskriterium herangezogen und an den Positionen $x = 300$ m und $x = 500$ m ausgewertet. In Abbildung 22 sind die Ergebnisse abhängig von der Netzanzahl aufgetragen. Es wurden sieben unterschiedliche Netze erstellt und jeder Punkt auf der Linie im Graph entspricht einer Netzgröße. Dabei ist nur ein sehr geringer Unterschied in der simulierten Druckdifferenz ersichtlich ($< 0.9\%$), wenn die Anzahl an Elementen zwischen $0.8 \cdot 10^6$ und $3.8 \cdot 10^6$ ist. Die Lösung ist netzunabhängig und daher wird das gröbere Netz mit ungefähr $0.8 \cdot 10^6$ Netzelementen für alle weiteren Simulationen verwendet, um die Rechenzeit nicht unnötig zu erhöhen. Das durchschnittliche Element für den Ein- und Auslaufbereich hat eine Höhe und Breite von 0.3 m bei einer Tiefe von 0.85 m.

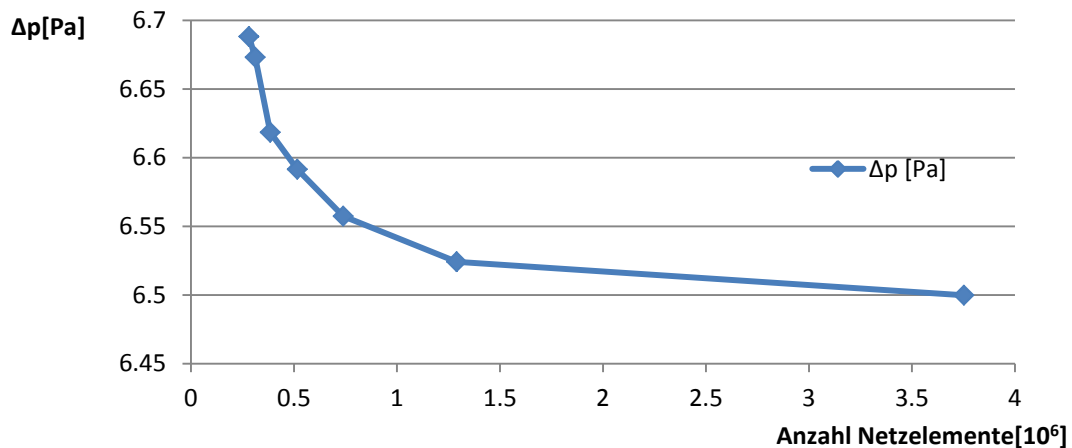


Abbildung 22: Simulationsergebnisse der Tunnelströmung bei unterschiedlichen Netzgrößen

4.4.3 Simulationsaufbau Bosrucktunnel

Bei einem numerischen Modell sind gegenüber der Realität Abstriche in Kauf zu nehmen. Im Kapitel 3 wurden alle Teilbereiche der numerischen Simulation beschrieben, weshalb hier nur auf die Vereinfachungen eingegangen wird.

Beginnend mit der Geometrie wird nur eine Strahlventilatorbucht mit anschließender Pannenbucht mit geeigneten Ein- und Auslaufbereich simuliert. Aus einem AutoCAD Plan wurden die Geometriedaten der Querschnittsfläche übernommen und zu einem dreidimensionalen Modell extrudiert.

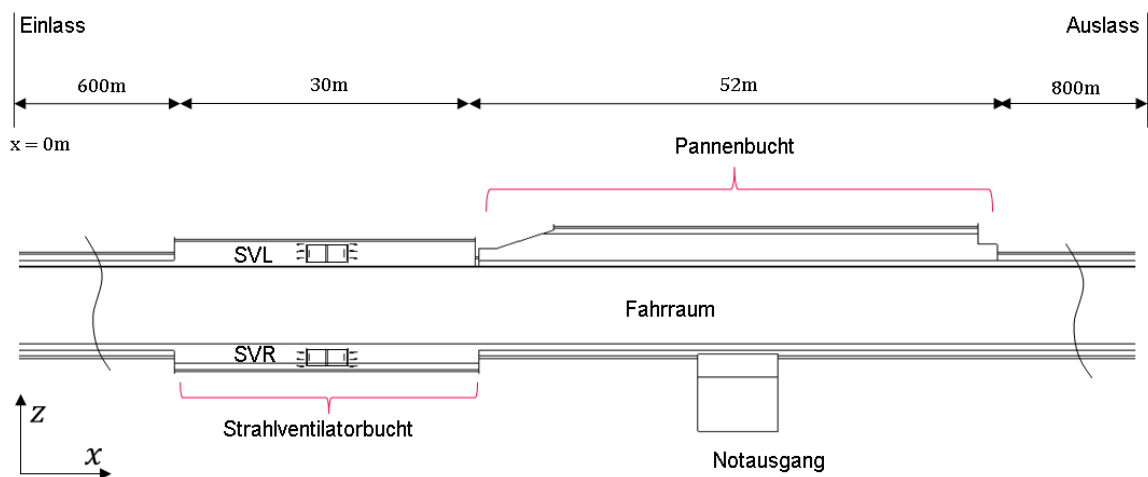


Abbildung 23: Geometriemodell des Bosrucktunnels

Abbildung 23 zeigt eine Draufsicht auf das Geometriemodell. Es werden geringe Vereinfachungen getroffen, wie etwa das Weglassen von Verkehrstafeln, Signallampen und Aufhängung der Strahlventilatoren.

4.4.3.1 Rand- und Zonenbedingungen

Im Zuge der Validierung werden unterschiedliche Turbulenzmodelle verwendet. Dabei

kommen das $k - \varepsilon$ Standard-Modell und das $k - \varepsilon$ Realizable-Modell (siehe Kapitel 3.4) zur Anwendung.

Tabelle 5 gibt einen Überblick über die verwendeten **Randbedingungen**.

Position	RB	Einheit
Einlass	Geschwindigkeit	[m/s]
	Totaldruck	[Pa]
Auslass	Statischer Druck	[Pa]
SVL	Fan Model	[m/s]
SVR	Fan Model	[m/s]
Wand	Wandrauigkeit	[m]

Tabelle 5: Randbedingungen der Simulation des Bosrucktunnels

Für den Einlass erschienen vorerst zwei Möglichkeiten als sinnvoll eine Randbedingung (RB) zu wählen, um die Physik der Strömung möglichst genau wiedergeben zu können.

Einerseits wird durch Vorgabe einer Geschwindigkeit am Einlass ein Massenfluss festgelegt (**Massenfluss-RB**). Andererseits kann ein Totaldruck am Einlass definiert werden und abhängig vom angesetzten Schub beider Strahlventilatoren und der Wandrauigkeit stellt sich ein Massenfluss ein (**Druck-RB**). Bei der Druck-RB kann nur indirekt Einfluss auf den Massenfluss im Tunnel genommen werden. Da der Tunnel mit einer simulierten Länge von 1500 m kleiner ist, als der reale Tunnel mit 5500 m ergibt sich durch die Vorgabe des real gemessenen Schubes in der Simulation, ein viel höherer Massendurchfluss. Alle Ergebnisse und die daraus gewonnenen Erkenntnisse werden in Kapitel 5.2 diskutiert.

4.4.4 Simulationsaufbau zur Bestimmung der Strahlwirkung ohne Wandkontakt

Bei diesem numerischen Modell wurde der SV mittig mit großem Abstand zur Wand verbaut, sodass keine erhöhten Wandschubspannungen aufgrund des Strahles entstehen. Kempf⁶⁵ bestimmte den Widerstandsbeiwert für die Düse ζ_D mit einem vergleichbaren Aufbau. Ziel dieser Untersuchungen ist es, den Einbauwirkungsgrad analysieren zu können, ohne die durch die Einbausituation (Coandă Effekt usw.) verursachten Verluste. Des Weiteren wurde nachgewiesen, dass eine Bestimmung des Widerstandsbeiwertes der Düse ζ_D ohne Angabe der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel nicht zulässig ist, da dieser stark abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit ist. Der Aufbau der Geometrie ist in Abbildung 24 zu sehen. Die Ebenen zur Auswertung des Einbauwirkungsgrades sind an den Positionen $x = 450$ m und $x = 1000$ m. Ausgehend von den Erkenntnissen aus der Validierungsrechnung für den Bosrucktunnel wurde das Netz in drei Teile unterteilt. Einem Einlaufbereich, einem Mittelteil welcher den Strahlventilator enthält und einem Auslaufbereich. Ein- und

⁶⁵ KEMPF J., (1965)

Auslaufbereich sind großzügig gewählt ($22 \times D_h$ bzw. $30 \times D_h$), um sicherzustellen, dass die Strömung vor den SV ausgebildet ist. In Abbildung 24 ist schematisch der Aufbau des Netzes skizziert. Der Einlaufbereich, Mittelteil und Auslaufbereich sind über eine gestrichelte Linie abgetrennt und bemaßt. Der Ein- und Auslaufbereich wird strukturiert vernetzt. Im Strömungsinnen kommen Hexaeder-Elemente zum Einsatz und für die Randschicht Prismen-Elemente. Der Mittelteil wird aufgrund seiner etwas komplexeren Geometrie (beinhaltet das Strahlgebläse) mit Tetraeder-Elemente vernetzt. Die Elementgrößen konnten anhand der Validierungsrechnung abgeschätzt werden.

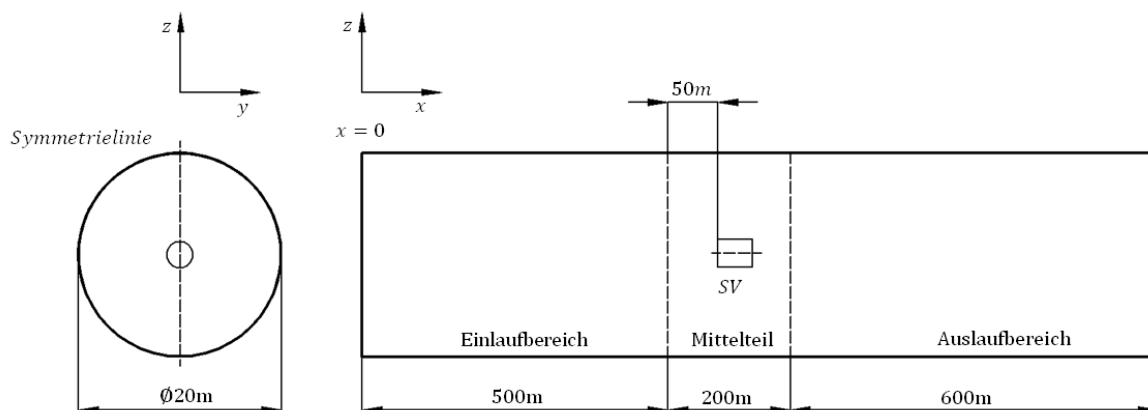


Abbildung 24: Aufbau des numerischen Modells – Strahlwirkung ohne Wandkontakt

Es wurden zwei Simulationsreihen durchgeführt mit Strahlventilatoren der Baugruppe 4 (SV 4) und Baugruppe 6 (SV 2) (siehe Tabelle 1). Dabei wurde der Einbauwirkungsgrad und der Widerstandsbeiwert der Düse ζ_D für Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel von 1,2 und 3 m/s bestimmt. Die Simulationsergebnisse werden im Kapitel 5.4 diskutiert.

4.4.5 Simulationsaufbau zur Bestimmung der Einbauwirkungsgrade für Hufeisenprofile

Ein Tunnel weist ein Hufeisenprofil auf, wenn er bergmännisch ausgebrochen wird. Für die Simulationen wurde ein Querschnitt verwendet, der in Österreich häufig für zweispurige Straßen zur Anwendung kommt. Abbildung 25 zeigt die Abmessungen des Tunnelquerschnittes inklusive des Lichtraumprofils (gestrichelte Linie). Als Lichtraumprofil wird jener Raum bezeichnet, welcher am Fahrweg von Gegenständen freizuhalten ist, sodass die vorgesehenen Fahrzeuge den Tunnel passieren können. Dadurch können Strahlventilatoren nicht beliebig von der Wand entfernt montiert werden, um diese Grenzlinie nicht zu überschreiten. Strahlventilatoren mit großen Außendurchmessern werden meist mit einem Abstand von nur 10 cm Entfernung zur Wand montiert. Der Tunnel hat eine Querschnittsfläche von 57.5 m^2 bei einem hydraulischen Durchmesser D_h von 7.92 m.

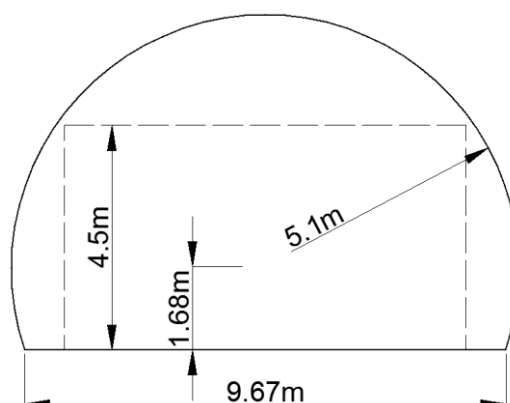


Abbildung 25: Abmessungen - Regelprofil Hufeisenprofil

Die Vorgehensweise beim Netzaufbau ist mit jenem aus Kapitel 4.4.4 ident. In Abbildung 26 ist der Aufbau des numerischen Modells skizziert mit den Bemaßungen für den Ein- und Auslaufbereich.

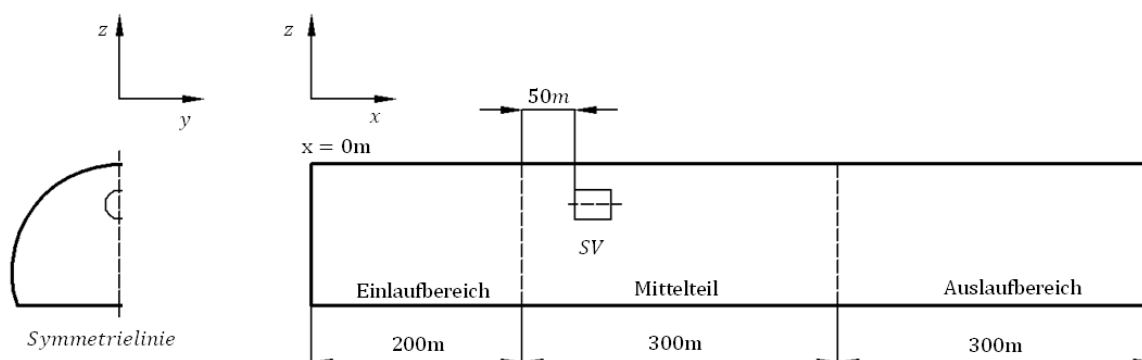


Abbildung 26: Aufbau des numerischen Modells - Hufeisenprofil

Der prinzipielle Aufbau ist für alle Varianten (Einfachanordnung, Doppelanordnung und Doppelanordnung mit Strahlumlenkbleche) ident. Je nach Variante verändert sich die Geometrie im Mittelbereich. Bei allen Anwendungen ist ein symmetrischer Aufbau des Netzes möglich und die Hälfte an Elementen wurde eingespart. Die Ebenen zur

Auswertung des Einbauwirkungsgrades sind an den Positionen $x = 180 \text{ m}$ und $x = 600 \text{ m}$. Es wurden Einbauwirkungsgrade für die Baugruppe 4 (SV 4) und Baugruppe 6 (SV 2) (siehe Tabelle 1) bei variabler Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel und veränderlichen Deckenabstand berechnet. Für beiden Strahlventilatorbaugruppen wurden Strahlumlenkbleche angebracht und deren Auswirkung auf den Einbauwirkungsgrad, abhängig von der Winkelstellung, quantifiziert. Die Ergebnisse der durchgeführten Parameterstudie werden im Kapitel 5.5 diskutiert. Alle berechneten Einbauwirkungsgrade sind übersichtlich in Tabelle 20, Tabelle 21, Tabelle 22 und Tabelle 23 im Anhang A in Tabellenform zusammengefasst.

4.4.6 Simulationsaufbau zur Bestimmung der Einbauwirkungsgrade für Rechteckprofile

Unterflurtrassen aber auch halb- und vollquergelüftete Tunnels weisen meist ein Rechteckprofil auf. Für die Simulationen wurde ein Querschnitt verwendet, der in Österreich für zweisepurige Straßentunnels häufig zur Anwendung kommt. Abbildung 27 zeigt die Abmessungen des Tunnelquerschnitts und beinhaltet strichliert das Lichtraumprofil. Damit die Grenzlinien des Lichtraumprofils nicht überschritten wird, können nur kleinere Baugruppen verbaut werden. Der Tunnel hat eine Querschnittsfläche von 58.2 m^2 bei einem hydraulischen Durchmesser D_h von 7.41 m .

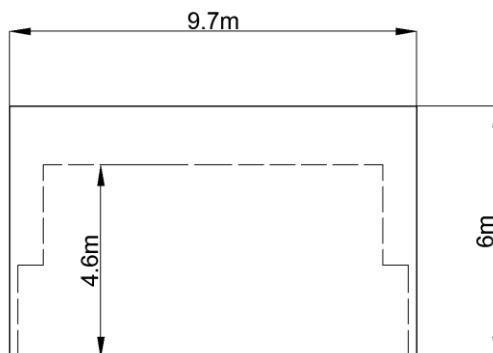


Abbildung 27: Abmessungen - Regelprofil Rechteckprofil

Abbildung 28 zeigt den schematischen Aufbau des numerischen Modells. Das Modell wurde für alle berechneten Varianten mit und ohne Strömungsumlenkbleche verwendet. Der Ein- und Auslaufbereich wurde strukturiert und der veränderliche Mittelteil unstrukturiert vernetzt. Der Vorgehensweise beim Netzaufbau ist jenem numerischen Modell aus Kapitel 4.4.4 ident.

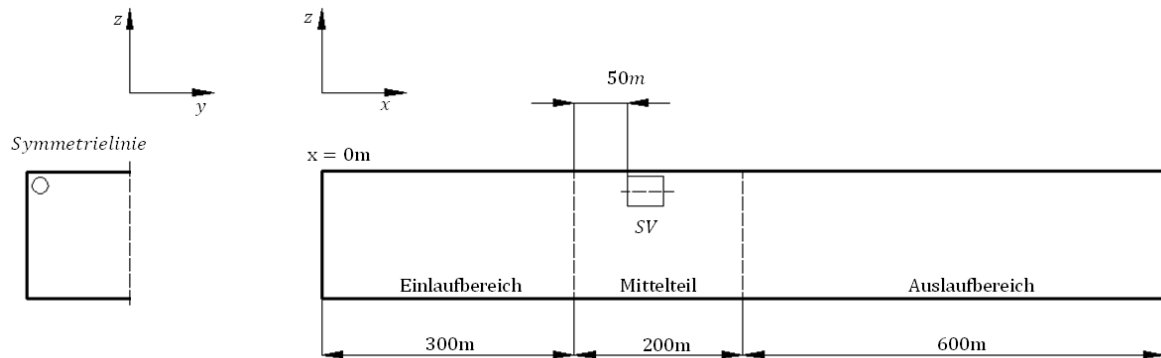


Abbildung 28: Aufbau des numerischen Modells – Rechteckprofil

Die Ebenen zur Auswertung des Einbauwirkungsgrades sind an den Positionen $x = 180\text{ m}$ und $x = 600\text{ m}$. Es wurden Einbauwirkungsgrade abhängig vom Deckenabstand und dem seitlichen Abstand zur Wand für die Baugruppe 3 (SV 5 in Tabelle 1) bestimmt. Zusätzlich wurden die Auswirkungen auf den Einbauwirkungsrad, durch Anbringen von Strahlumlenkblechen, abhängig von der Winkelstellung der Bleche quantifiziert. Die Ergebnisse werden in Kapitel 5.6 diskutiert und alle berechneten Einbauwirkungsgrade sind in Tabelle 24 und Tabelle 25 im Anhang A in Tabellenform dargestellt.

5 Ergebnisse

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse aus Simulationen und Messungen präsentiert und diskutiert. Zu Beginn wird die Auswertemethodik zur Bestimmung des Einbauwirkungsgrad η_E erläutert. Einführend werden die Ergebnisse der Validierung des numerischen Modells erörtert. Dazu werden die Simulationsergebnisse vom Bosrucktunnel mit den Messerergebnissen verglichen, und Auswirkungen von Randbedingungen und Turbulenzmodelle diskutiert. Es wurde eine eindeutige Korrelation des Einbauwirkungsgrad mit der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel über Simulationen und Messungen nachgewiesen. Mit Hilfe der Simulationen erfolgt eine genaue Analyse, weshalb der Einbauwirkungsgrad stark abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel ist. Aufbauend auf diesen Erkenntnissen werden abschließend die Resultate der Parameterstudie präsentiert. Dabei werden eine Vielzahl an Einbauwirkungsgraden abhängig von der Einbauposition, der Ventilatorbaugröße, vom Tunnelquerschnitt und der vorherrschender Strömungsgeschwindigkeit bestimmt. Alle Einbauwirkungsgrade werden in % angeben, wobei 100 % einem verlustfreien Schubeintrag entspricht.

5.1 Auswertemethodik Einbauwirkungsgrad

Aufbauend auf den theoretischen Grundlagen wird die Vorgehensweise für die Berechnung des Einbauwirkungsgrades beschrieben. Dabei ist die Auswertung für eine Messung und eine Simulation ident und wird allgemein für beide Fälle erläutert.

Abbildung 29 zeigt schematisch den Aufbau der Simulationen beziehungsweise der Messungen. Die Skizze zeigt im Schnitt den Tunnelfahrraum und den darin angebrachten Strahlventilator. Zur Auswertung wird der statische Differenzdruck Δp_{12} zwischen den Positionen 1 und 2 herangezogen. Des Weiteren müssen die Dichte ρ , die Querschnittsflächen A_t und A_s und die Strömungsgeschwindigkeiten u_s und u_T bekannt sein.

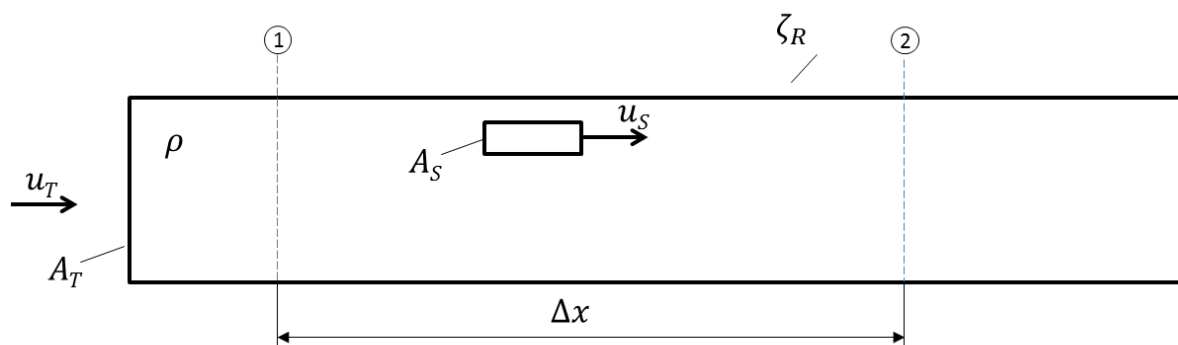


Abbildung 29: Skizze für die Auswertemethodik

Ein gewisser Abstand vor und nach dem Strahlventilator zur Bestimmung der statischen Drücke ist einzuhalten, damit eine Beeinflussung durch das Strahlgebläse in der Strömung ausgeschlossen werden kann. Im idealen Fall würden die Strahlventilatoren sprunghaft den statischen Druck in der Tunnelröhre erhöhen. Real betrachtet gibt es aber einen Beeinflussungsbereich vor und nach dem Ventilator. In diesem Bereich ist der statische Druck über die Fläche nicht konstant und eine Messung innerhalb dieses Bereiches würde zu Fehlern führen. Abbildung 30 stellt den idealen statischen Druckverlauf (durchgehende Linie) einem idealisierten realen Verlauf gegenüber (strichpunktierte Linie). Im Diagramm sind auch die einzuhaltenden Mindestabstände für die Messung dargestellt, um eine Beeinflussung durch das Strahlgebläse ausschließen zu können. Δp_{SV} ist der statische Drucksprung zufolge der Strahlventilatoren.

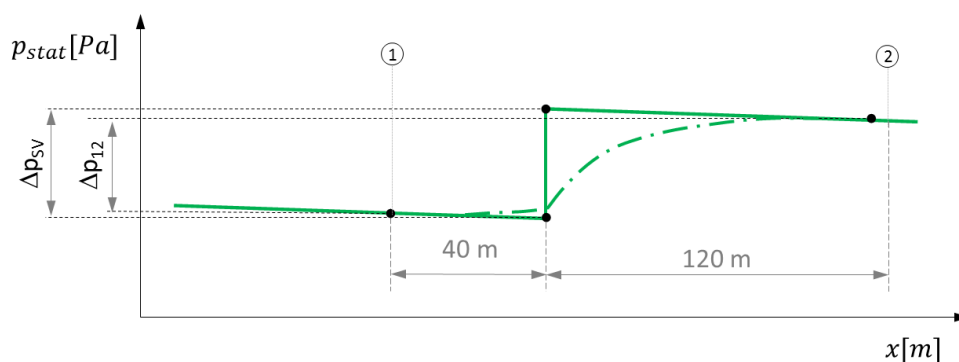


Abbildung 30: ideale und reale statische Druckerhöhung durch ein Strahlgebläse⁶⁶

Im Vergleich zu Abbildung 30 zeigt die Abbildung 31 einen simulierten statischen Druckverlauf durch den Tunnel. Dabei sind im Abstand von einem Meter die flächengemittelten statischen Drücke über die Tunnellängsachse aufgetragen. Bei einer Tunnellänge von 800 m benötigt es dazu 800 Ebenen. Um diesen Auswertevorgang zu automatisieren, wurde ein kleines Scheme-Programm geschrieben, welches im Anhang E – Auswerteprogramm Fluent zu finden ist.

Beim dargestellten Verlauf befindet sich ein Strahlventilatorpaket (2 Strahlventilatoren der Baugruppe 4, SV 4 in Tabelle 1) an der Stelle $x = 295$ m mit einem Deckenabstand von

⁶⁶ Vgl. MEIDINGER U., (1964)

0.4 m. Die vorherrschende Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel beträgt 3 m/s. In den hier dargestellten Simulationsverlauf wird etwa die Hälfte des zuströmenden Massenstroms durch die SV hindurch gesaugt. Dadurch steht für die übrige vorbeiströmende Luftmasse mehr Platz zur Verfügung, wodurch ein kurzfristiger Unterdruck entsteht. Unmittelbar nach den Strahlventilatoren erhöht sich der statische Druck aufgrund des eingebrachten Impulses durch die Strahlventilatoren. Nach dem Austreten der Luft aus dem Strahlventilator erfolgt der Abbau der erhöhten Geschwindigkeit. Sobald die Strömung wieder ihren Ausgangszustand erreicht hat (entwickeltes Geschwindigkeitsprofil), wird der eingebrachte Impuls vollständig in eine statische Druckerhöhung umgewandelt.

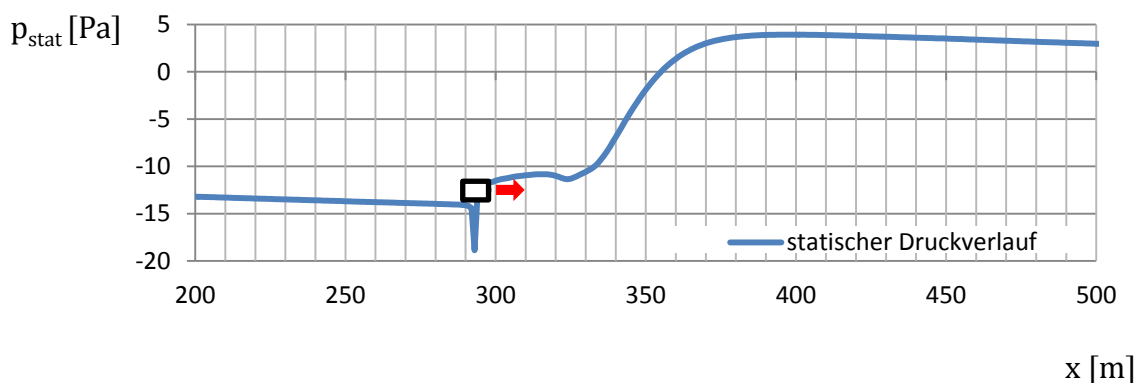


Abbildung 31: simulierter statischer Druckverlauf durch einen Tunnel

Die Auswertemethodik lässt sich in drei Zwischenschritte unterteilen

1. Bestimmung des Widerstandsbeiwertes der Tunnelwand von dem Messstreckenabschnitt
2. Druckdifferenz- und Schubmessung bei laufenden Strahlventilatoren
3. Messstreckenkorrektur des Druckanstieges (rechnerisch)

Zu 1): Für die Messstrecken zwischen den Positionen 1 und 2 in Abbildung 29 wird bei ausgeschalteten Strahlventilatoren (in der Messstrecke) bei relativ hoher Tunnelströmungsgeschwindigkeit (etwa 4 m/s) eine Druckdifferenzmessung durchgeführt. Bei den Messungen wird die Tunnelströmung von anderen Strahlventilatoren außerhalb der Messstrecke erzeugt. Bei den Simulationen wird eine Eintrittsgeschwindigkeit am Einlass von 4 m/s vorgegeben. Durch Messung der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T und der Druckdifferenz Δp_{12} kann über $\Delta p_{12} = \zeta_R \rho u_T^2 / 2$ auf den Widerstandsbeiwert ζ_R des betrachteten Abschnittes geschlossen werden.

Zu 2): Die Strahlventilatoren innerhalb der Messstrecke werden eingeschaltet. Bei der Messung wird mit den übrigen Strahlventilatoren, außerhalb der Messstrecke, auf die gewünschte Tunnelströmung u_T geregelt. Bei den Simulationen hingegen wird die gewünschte Tunnelgeschwindigkeit am Einlass vorgegeben. Zur Bestimmung des Einbauwirkungsgrades ist neben der Strömungsgeschwindigkeit u_T auch der Schub an den Strahlventilatoren erforderlich. Bei der Simulation wird der Schub über Vorgabe der Austrittsgeschwindigkeit aus den Strahlventilatoren mit dem Fan Modell (siehe Kapitel 3.5) festgelegt und ist somit eindeutig bestimmt. Bei der Messung wird der Schub über

eigens angefertigte Sonden gemessen (siehe Kapitel 4.2.4 und 4.3.5).

Die Druckdifferenzmessung Δp_{12} beinhaltet die Reibungsverluste der Messstrecke. Da aber nur die Schubminderung zur Folge der Einbausituation (Coandă-Effekt, Umströmung des Strahlgebläses usw.) von Interesse ist, wird der Druckverlust zufolge der Wandrauigkeit im Schritt **3**) rausgerechnet.

Zur 3): Aus dem unter Punkt **1)** bestimmten Widerstandsbeiwert kann die Messstrecke mit der unter Punkt **2)** vorherrschenden Tunnelströmung korrigiert werden und die Druckdifferenz im Tunnel Δp_{SV} zufolge der Strahlventilatoren wird wie folgt ausgewertet:

$$\Delta p_{SV} = \Delta p_{Reib} + \Delta p_{12} \quad (5-1)$$

$$\Delta p_{Reib} = \frac{\rho u_T^2}{2} \zeta_R \quad (5-2)$$

Der Einbauwirkungsgrad kann über die in Kapitel 2.3.2 bis 2.3.4 erklärten Gleichungen berechnet werden. Die häufigste Methode ist dabei die Auswertung über die Ansätze von Meidinger wobei keine Verluste im Ansatz berücksichtigt werden.

Der im Tunnel eingebrachte Schub ergibt sich aus $F_{TE} = \Delta p_{SV} A_T$ und der im Tunnel abgegebene Schub wird über $F_{S0} = \rho A u_S^2$ berechnet. Daraus lässt sich der Einbauwirkungsgrad η_E wie folgt bestimmen (Vgl. Gleichung (2-37)):

$$\eta_E = \frac{\rho}{\rho_0} \frac{F_{TE}}{F_{S0}(1 - \psi)} \quad (5-3)$$

Diese Auswertung ist ident mit der folgenden Schreibweise aus Gleichung (2-38) und (2-39).

Analog dazu gibt es die Auswertung nach Kempf, wobei die Verluste im Ansatz berücksichtigt worden sind (siehe Gleichungen (2-40) und (2-41)). Kempf hatte in den Untersuchungen keine realistischen Abmessungen der Strahldüse verwendet, weshalb die Verluste der Strahldüse durch den Widerstandsbeiwert ζ_D rausgerechnet wurden, um nur den Einfluss aufgrund der Einbausituation zu erfassen. In den Kapiteln 5.4 wird nachgewiesen, dass der Widerstandsbeiwert der Düse (Strahlventilator) bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel unterschiedliche Werte annimmt und dadurch die Auswertemethodik von Kempf für reale Geometrien nur für eine Geschwindigkeit im Tunnel gültig ist. In dieser Arbeit wurden die realen Geometrien der Strahlgebläse simuliert, weshalb ein Rausrechnen des Widerstandsbeiwertes der Düse irrelevant ist. Durch das Eliminieren des Verlustbeiwertes $\zeta_D := 0$ ergibt sich ein identes Druckglied wie unter Gleichung (2-39). Der Einbauwirkungsgrad η'_E gemäß Kempf ist geringfügig niedriger aufgrund des veränderten Ansatzes.

Alle weiteren Ergebnisse werden als Einbauwirkungsgrad η_E in % angegeben ohne Berücksichtigung der Verluste im Ansatz.

5.2 Bosrucktunnel

Beim Bosrucktunnel wurden die Schubeinbringung aller fünf Strahlventilatorbuchten mit anschließender Pannenbucht in unterschiedlichsten Konfigurationen vermessen. Ein genaue Auflistung aller Messungen ist im Anhang B – Messergebnisse Bosrucktunnel zu finden.

Es wurden folgende drei Messungen herangezogen, um die Simulation zu validieren.

1. Beide Strahlventilatoren SVL und SVR sind in Betrieb (Nische 5 Nachmessung – Messzyklus 2)
2. Strahlventilator SVL ist in Betrieb (Nische 5 – Messzyklus 11)
3. Beide Strahlventilatoren SVL und SVR sind ohne Strahlumlenkbleche in Betrieb (Nische 5 ohne Strahlumlenkbleche– Messzyklus 14)

Zur Validierung werden die statische Druckdifferenz im Tunnel Δp_{SV} als Folge der Strahlventilatoren, sowie die ausgewerteten Einbauwirkungsgrade η_E , gewonnen aus der Messung, mit jenen Werten aus der Simulation verglichen. Unter Beachtung der Messunsicherheiten der Messgeräte und der angenommen geometrischen Unsicherheiten wurde eine Gesamtmesstoleranz von $\pm 5.5 \%$ ermittelt. Für die genaue Auswertung der Messung und deren Toleranzen wird auf den Messbericht⁶⁷ verwiesen.

5.2.1 Beide Strahlventilatoren sind mit Strahlumlenkblechen in Betrieb

Beide Strahlventilatoren SVL und SVR sind in Betrieb und erzeugen einen gemessen Schub von 2522N bzw. 2627 N. Die Schübe aus der Messung wurden über die Fan-RB der Simulation übergeben. Es wurden drei Simulationsblöcke durchgeführt, um das Modell abgleichen zu können.

1. Druck-RB
2. Massenfluss RB mit u_t gleich 2.0 m/s
3. Massenfluss RB mit u_t gleich 1.5 m/s

Der Einbau der Strahlumlenkbleche unterliegt einer Toleranz. Daher wurden zwei Simulationsblöcke mit jeweils 13.5 beziehungsweise 16.5° Winkelstellung gerechnet. Zur Berechnung der Einbauwirkungsgrade wurde nur der längs eingebrachte Schub berücksichtigt, weshalb bei der Messung bei einer Winkelstellung von 13.5° ein Einbauwirkungsgrad von 76.9 % und bei einer Winkelstellung von 16.5° ein Einbauwirkungsgrad von 78.7 % berechnet wurde. Für die Auswertung wird vom eingebrachten Schub der Cosinusanteil berücksichtigt. Die nächste Tabelle listet die Ergebnisse auf und stellt diese der Messung gegenüber. Alle verwendeten Bezeichnungen sind im Kapitel 4.2 erläutert mit Ausnahme von u_{SV1} und u_{SV2} , welche die Austrittsgeschwindigkeit von den Strahlventilatoren SVL und SVR bezeichnen. Die Tabelle ist in vier Blöcke eingeteilt. Der erste Spalte beinhaltet die Messergebnisse, die

⁶⁷ FVT GmbH, (2013)

weiteren drei Doppelspalten die Simulationsergebnisse mit den jeweiligen verwendeten Randbedingungen.

		Messung		Druck-RB		Massenfluss-RB $u_t = 2 \text{ m/s}$		Massenfluss-RB $u_t = 1.5 \text{ m/s}$	
Turbulenzmodell		-	-	RKE	RKE	RKE	RKE	RKE	SKE
Winkelstellung	[°]	13.5	16.5	13.5°	16.5°	13.5°	16.5°	16.5°	16.5°
u_{SVL}	[m/s]	36.8	36.8	36.8	36.8	36.8	36.9	37.0	36.8
u_{SVR}	[m/s]	37.5	37.5	37.5	37.5	37.4	37.6	37.6	37.4
u_T	[m/s]	1.46	1.46	5.04	5.08	2.00	2.00	1.50	1.50
ζ_R	[-]	-	-	2.02	2.02	2.02	2.02	2.02	2.10
Δp_{12}	[Pa]	-	-	25	26	61	65	69	60
Δp_{Reib}	[Pa]	-	-	29	29	5	5	3	3
Δp_{SV}	[Pa]	74	74	54	55	66	69	71	62
Abweichung	[%]	-	-	26.8	25.3	10.9	6.5	3.5	15.7
η_E	[%]	76.9	78.7	59.9	60.9	64.9	73.6	75.1	65.8
Abweichung	[%]	-	-	28.8	29.0	18.7	6.8	5.1	19.4

Tabelle 6: Mess- und Simulationsergebnisse vom Bosrucktunnel, beide SV sind in Betrieb

Die Simulationsreihen wurde mit einer Druck-RB am Einlass begonnen. Die sich einstellende Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T ist grundsätzlich abhängig von der Tunnellänge, dem eingebrachten Schub und der Wandrauigkeit. Da der simulierte Tunnel kürzer als der reale Tunnel ist, ergibt sich eine höhere Geschwindigkeit im Tunnel bei Vorgabe der Schübe der Strahlventilatoren aus der Messung. Im vorliegenden Fall war die Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel von der Simulation mehr als das dreifache höher als die der Messwerte.

Die Drucksteigerung Δp_{SV} zufolge der Strahlventilatoren ist geringer als bei der Messung (Vgl. Tabelle 6 Spalte 1 und 2). Selbst bei einer Winkelverstellung der Strahlumlenkbleche ist das Simulationsergebnis nur geringfügig näher am Messergebnis. Eine der möglichen Abweichungen ist, dass durch die hohe Strömungsgeschwindigkeit in der Simulation der berechnete Druckverlust Δp_{Reib} von der Genauigkeit des Widerstandbeiwertes der Tunnelwand ζ_R abhängig ist. Eine Abweichung des Widerstandsbeiwertes ζ_R von ± 0.2 verändert die Druckdifferenz um $\pm 3 \text{ Pa}$. Da die Drucksteigerung im Tunnel Δp_{SV} , ausgewertet aus der Simulation, um etwa 20 Pa niedriger ist als der Messwert, ist diese große Abweichung nicht allein der Unsicherheit des Widerstandbeiwertes zuzuschreiben.

Eine weitere Möglichkeit für die Abweichung zwischen Simulation und Messung könnte durch die unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel begründet sein. Dazu wurde von der Druck-RB abgewichen und diese durch eine Massenstrom-RB ersetzt, um die Strömungsgeschwindigkeit der Simulation näher an den Messwert anzugleichen. Im zweiten Simulationsblock (Spalte 4 und 5) wird eine Strömungsgeschwindigkeit u_T von 2 m/s gewählt. Dadurch weicht die Drucksteigerung Δp_{SV} der Simulation bei einer

Winkelstellung der Strahlumlenkbleche von 16.5° nur mehr um etwa 5 Pa vom Messergebnis ab.

Eine weitere Reduktion der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel auf 1.5 m/s mit einer Winkelstellung der Strahlumlenkbleche von 16.5° rückt das Simulationsergebnis mit einer Abweichung von nur 3 Pa sehr nah an den Messwert heran (Spalte 6). Die Abweichung ist unter 4% und liegt im Toleranzbereich der Messung mit $\pm 5.5\%$.

Im letzten Simulationsblock (Spalte 6 und 7) wurden die Vorzüge des Turbulenzmodells $k-\epsilon$ Realizable-Modells (RKE) gegenüber dem $k-\epsilon$ - Standard-Modelles (SKE) bestätigt. Das RKE-Modell verbesserte die unnatürlich große Aufplattung des Freistrahles. Die Drucksteigerung fällt bei Verwendung des RKE-Modells mit 71 zu 62 Pa deutlich höher aus und begründet die Verwendung des RKE-Modells.

Als Fehlerquelle ist die Einbautoleranz der Strahlumlenkbleche genannt worden. Der Hersteller gibt an, dass die Umlenkbleche im Bereich von 13.5° bis 20° einstellbar sind. Für die Sensitivitätsanalyse wurde eine Winkelstellung von 13.5° beziehungsweise 16.5° gewählt, um dessen Auswirkungen quantifizieren zu können. Dies entspricht einer Strömungsumlenkung von 10 beziehungsweise 13° laut Hersteller. Es ist auch nicht auszuschließen, dass sich im Betrieb, durch die wirkenden Kräfte auf die Bleche, die Winkelstellung geringfügig verändert. Die Strahlumlenkbleche wurden beidseitig angebracht, da der Strahlventilator revisibel ausgeführt ist.

Abbildung 32 zeigt eine visuelle Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse aus Tabelle 6 (Spalte 2 bis 5) und den Betrag der Geschwindigkeiten in der Strahlventilatorebene (Draufsicht). Beide Fälle wurden mit einer Winkelstellung der Strahlumlenkbleche von 13.5° beziehungsweise 16.5° gerechnet. In beiden Fällen kommt es bei einer Winkelstellung von 13.5° mit der Kernströmung zu einem Wandkontakt mit dem Nischenende, wodurch der Einbauwirkungsgrad schlechter wird. Bei Vergleich der Strahlbilder ist unschwer zu erkennen, dass sich bei der Druck-RB durch die höhere Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel der Strahl durch den Coandă-Effekt ausgeprägter an die Tunnelwand anlegt. Dadurch wird der Bereich mit erhöhter Strömungsgeschwindigkeit in Wandnähe größer. Die Einbauwirkungsgrade zeigen eine starke Korrelation mit der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel. Dieser Effekt wurde anhand der Validierung erstmals beobachtet und wird in spätere Folge noch ausführlich in Kapitel 5.5.1 diskutiert.

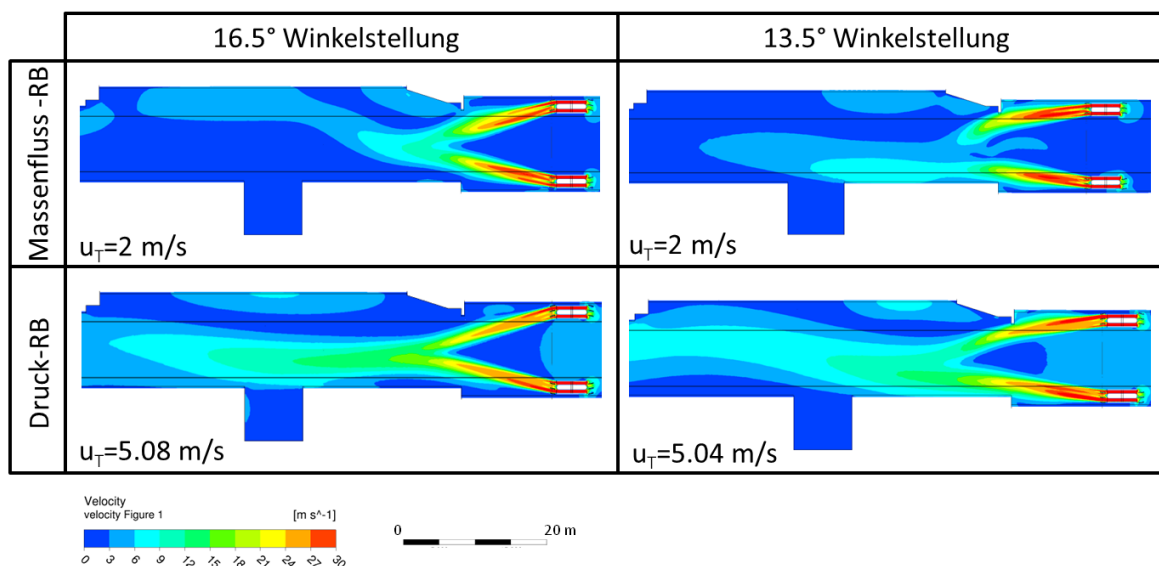


Abbildung 32: Vergleich der Simulationsergebnisse vom Bosrucktunnel mit beiden SV in Betrieb

5.2.2 Ein Strahlventilator ist in Betrieb

Durch die Sensitivitätsanalyse bei der unter anderem die vorherrschende Strömungsgeschwindigkeit u_T im Tunnel und das verwendete Turbulenzmodell variiert wurden, konnte die Anzahl an Simulation für die nächste Validierung reduziert werden.

Die Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel wurde sehr nahe an die gemessene von 1.5 m/s der Simulation vorgegeben. Die Winkelstellungen der Strahlumlenkbleche wurden mit jeweils 13.5° und 16.5° simuliert. Tabelle 7 stellt die Simulationsergebnisse den Messergebnissen gegenüber. Die Auswertung zeigt, dass beide Simulationsergebnisse nahe an den Messwerten liegen. Verglichen zur Messung wurde abhängig von der Winkelstellung eine geringfügig höhere bzw. niedrigere Drucksteigerung Δp_{SV} ausgewertet. Beide Simulationsergebnisse haben verglichen mit den Messergebnissen, eine Abweichung von etwa 3% und liegen innerhalb der Messtoleranz von $\pm 5.5\%$. Abbildung 33 visualisiert die Simulationsergebnisse und zeigt den Betrag der Geschwindigkeiten in der Strahlventilatorebene (Draufsicht). Bei einer Winkelstellung von 16.5° kommt es mit der Kernströmung des Strahles zu keinem Wandkontakt mit dem Nischenende, jedoch legt sich der Strahl durch die stärkere Umlenkung an der gegenüberliegenden Tunnelwand nach der Nische durch den Coandă-Effekt etwas an, wodurch es zu einer schlechteren Schubeinbringung kommt.

		Messung		Massenfluss-RB	
Turbulenzmodell		-	-	RKE	RKE
Winkelstellung	[°]	13.5	16.5	13.5°	16.5°
u_{SVL}	[m/s]	36.0	36.0	36.1	36.0
u_{SVR}	[m/s]	-	-	-	-
u_T	[m/s]	1.43	1.43	1.5	1.5
ζ_R	[-]	-	-	2.02	2.02
Δp_{12}	[Pa]	-	-	24	23
Δp_{Reib}	[Pa]	-	-	5	5
Δp_{SV}	[Pa]	28	28	29	27
Abweichung	[%]	-	-	3.6	1.2
η_E	[%]	62.8	64.6	64.9	62.5
Abweichung	[%]	-	-	3.4	-3.0

Tabelle 7: Mess- und Simulationsergebnisse vom Bosrucktunnel, ein SV ist mit Strahlumlenkblechen in Betrieb

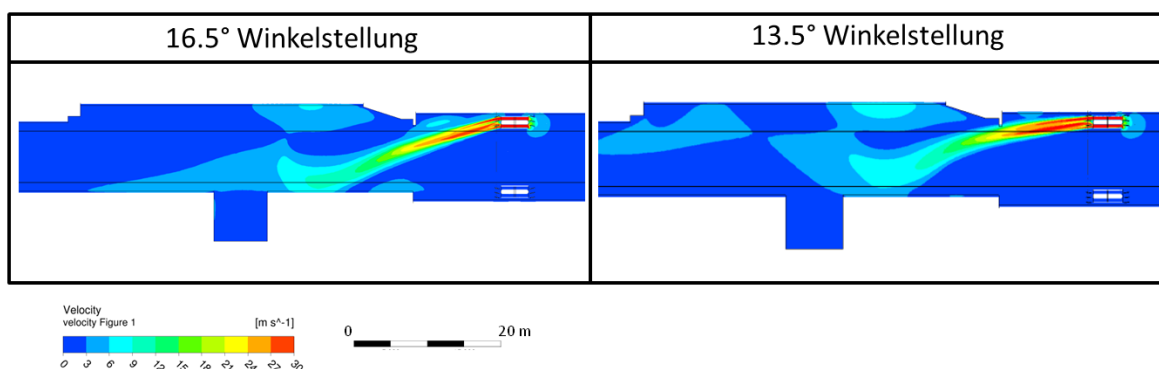


Abbildung 33: Vergleich der Simulationsergebnisse des Bosrucktunnels, ein SV ist mit Strahlumlenkblechen in Betrieb

5.2.3 Beide Strahlventilatoren sind ohne Strahlumlenkbleche in Betrieb

Um die Simulationsmodellierung noch weiter validieren zu können, wurde eine weitere Simulation ohne Strahlumlenkbleche aufgesetzt und die Ergebnisse mit denen aus der Messung verglichen. Erwartungsgemäß verschlechtert sich die Schubeibeinbringung massiv und die Drucksteigerung Δp_{SV} verringert sich. Die Strömungsgeschwindigkeit u_T wird der Simulation über die Massenfluss-RB genau auf den Messwert von 1.36 m/s vorgegeben. Tabelle 8 zeigt den Vergleich der Ergebnisse aus der Simulation und der Messung. Die Abweichung ist mit etwa 2 % sehr gering und bestätigt die Genauigkeit des Simulationsmodells.

		Messung	Simulation
Turbulenzmodell		-	k- ϵ , r
Winkelstellung	[°]	-	-
u_{SVL}	[m/s]	37.0	36.8
u_{SVR}	[m/s]	37.0	37.4
u_T	[m/s]	1.36	1.36
ζ_R	[-]	-	2.02
Δp_{12}	[Pa]	-	45
Δp_{Reib}	[Pa]	-	2
Δp_{SV}	[Pa]	48	47
Abweichung	[%]	-	1.7
η_E	[-]	47.5	46.1
Abweichung	[%]	-	3.1

Tabelle 8: Mess- und Simulationsergebnisse des Bosrucktunnels, beide SV sind ohne Strahlumlenkbleche in Betrieb

Abbildung 34 veranschaulicht den massiven Wandkontakt des Austrittsstrahls mit der Strahlventilatornische durch einen Geschwindigkeitsplot (Betrag der Geschwindigkeiten) in der Strahlventilatorebene (Draufsicht).

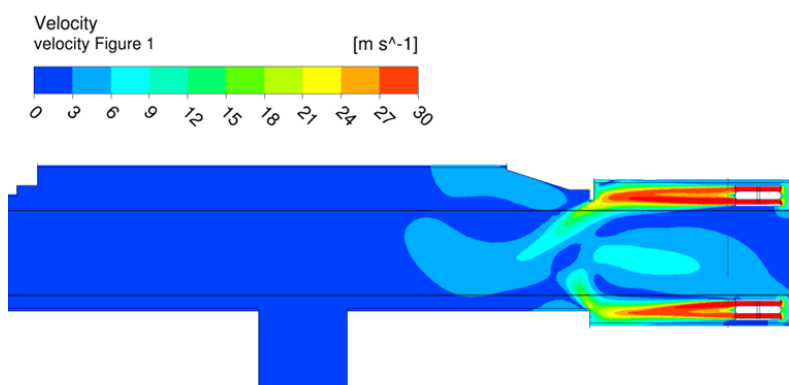


Abbildung 34: Simulationsergebnis Bosrucktunnel, beide SV sind ohne Strahlumlenkbleche in Betrieb

5.3 Niklasdorftunnel

In diesem Abschnitt werden die Messergebnisse von der Messung im Niklasdorftunnel inklusive der Kalibrierung der Sonden zur Schubbestimmung, welche am ISW an der TU Graz durchgeführt wurden, diskutiert. Die aus der Messung erhaltenen Einbauwirkungsgrade wurden mit jenen aus der Parameterstudie (siehe Kapitel 5.5.1) verglichen. Bei den Simulationsergebnissen wurden die Einbauwirkungsgrade allgemein für einen Strahlventilator der Baugruppe 4 (SV 4 in Tabelle 1) ausgewertet. Der Tunnelquerschnitt der Simulation ist um 8 % größer, als jener vom Niklasdorftunnel, da

bei der Parameterstudie mit einem aktuell häufig verwendeten Regelprofil (in Österreich) gerechnet wurde. Die Einbauwirkungsgrade für Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel u_T , abweichend von 1,2 und 3 m/s, sind auf die gemessenen Messwerte interpoliert worden. Für den Ablauf der Messungen wird auf Kapitel 4.3 verwiesen.

5.3.1 Kalibrierung der Sonden für die Schubmessung

Tabelle 9 beinhaltet die Messergebnisse der Kalibrierung für die Sonden zur Schubmessung. Die am Prüfstand gemessenen Werte sind Soll-Werte und die gemessenen Werte der Sonde sind Ist-Werte. Die Messkette am Strömungsprüfstand zur Messung der dynamischen Drücke $\Delta p_{dynSonde}$ an den Sonden war ident zur Messkette der Messungen direkt im Tunnel. Durch die Verhältnisbildung des Soll-Wertes $\Delta p_{dynPrüfstand}$ mit dem Ist-Wert $\Delta p_{dynSonde}$ an den Sonden ergibt sich der Kalibrierwert.

Kalibrierung Sonde SVS4.1				
Messung	u_{Strahl}	$\Delta p_{dynPrüfstand}$	$\Delta p_{dynSonde}$	Kalibrierfaktor
[-]	[m/s]	[Pa]	[Pa]	[-]
1	22.01	273.48	326.10	0.839
2	26.08	383.69	460.06	0.834
3	28.06	443.60	533.28	0.832
4	30.05	508.13	613.29	0.829
5	32.03	576.41	697.83	0.826
6	34.02	649.10	787.54	0.824
Mittelwert				0.831
Kalibrierung Sonde SVS4.2				
Messung	u_{Strahl}	$\Delta p_{dynPrüfstand}$	$\Delta p_{dynSonde}$	Kalibrierfaktor
[-]	[m/s]	[Pa]	[Pa]	[-]
1	22.05	276.07	328.74	0.840
2	26.03	380.95	454.98	0.837
3	28.00	444.31	534.50	0.831
4	30.06	510.86	616.60	0.829
5	32.05	579.67	700.97	0.827
6	33.99	650.80	788.14	0.826
7	36.02	729.39	883.28	0.826
Mittelwert				0.832

Tabelle 9: Messergebnisse der Kalibrierung der Sonden im Niklasdorftunnel

Der Kalibrierwert ist konstant über den gesamten Geschwindigkeitsbereich und ergibt im Mittel für beide gebauten Sonden einen Wert von 0.83. Dieser Kalibrierwert wird für die

Auswertung der Einbaufaktoren mit den gemessenen Drücke $\Delta p_{dynSonde}$ multipliziert.

5.3.2 Auswertung der Messungen im Niklasdorftunnel

Der Aufbau der Messung ist im Kapitel 4.3 erläutert. Im Anhang C – Messergebnisse Niklasdorftunnel befindet sich eine Auflistung aller Messungen und die daraus berechneten Werte inklusive deren Zwischenschritte. Die Vorgehensweise zur Bestimmung des Einbauwirkungsgrades wurde im Kapitel 5.1 beschrieben. Tabelle 10 zeigt die Messergebnisse eigeteilt in 3 Blöcke. Der erste Block wurde durchgeführt, um einen Widerstandbeiwert für die Tunnelwand bestimmen zu können. Beim zweiten Block war bei der Messung nur ein Strahlventilatorpaket in Betrieb und zur Auswertung wird die Druckdifferenz Δp_{23} herangezogen. Im letzten Block waren beide Strahlventilatorpakete im Osten aktiv und zur Auswertung wird die Druckdifferenz Δp_{13} verwendet. Der Einbauwirkungsgrad berechnet aus den Messdaten wird als η_E^{Mess} bezeichnet. Die Vorgehensweise zur Bestimmung des Einbauwirkungsgrades wird im Kapitel 5.1 beschrieben.

Als Vergleich werden die Einbauwirkungsgrade η_E^{Sim} der Parameterstudie aus dem Kapitel 5.5.1 übernommen. Die Strahlventilatoren in der Simulation haben einen Deckenabstand a_v von 0.2 m und gehören der Baugruppe 4 (SV 4 in Tabelle 1) an. Damit ist der Deckenabstand und die Baugruppe ident mit jenen in der Messung. Die Ergebnisse der Simulation können auch dem Anhang A aus Tabelle 20 entnommen werden. In Tabelle 10 wird die relative Abweichung zwischen Simulation und Messungen angegeben. Bei Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel u_T von etwa 2 und 3 m/s zeigen die Ergebnisse eine sehr gute Übereinstimmung und die Abweichung liegt bei 4% oder darunter. Lediglich bei einer Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel von etwa 1 m/s sind höhere Abweichung von 8.3 beziehungsweise 8.87% zu sehen. Bei der Parametstudie wurden die Standschübe der Strahlventilatoren aus den Entwurfsrichtlinien entnommen und die angesetzten Schübe waren beide für die Vorzugsrichtung. Des Weiteren ist das Regelprofil der Parameterstudie etwas größer als im Niklasdorftunnel. Pannenbucht wurde keine simuliert. Diese Umstände führen zu einer Abweichung zwischen den Simulationsergebnissen und den Messergebnissen.

Beide Messreihen veranschaulichen sehr deutlich, dass der Einbauwirkungsgrad stark abhängig von der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel ist. Bei einer Steigerung der Strömungsgeschwindigkeit u_T von 0.88 auf 3.82 m/s sinkt der Einbauwirkungsgrad um 21% von 89 auf 68% (siehe Messergebnisse in Tabelle 10).

Des Weiteren zeigten die Messungen, dass sich der abgegebene Schub ($F_{SVS4.1}$ und $F_{SVS4.2}$) bezogen auf die Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel ändert. Die abgegebenen Schübe $F_{SVS4.1}$ und $F_{SVS4.2}$ verringern sich mit sinkender Strömungsgeschwindigkeit u_T . Abhängig vom Druckniveau ändert sich der Betriebspunkt des Strahlventilators entsprechend seiner Ventilator Kennlinie.

Damit lässt sich erklären, weshalb der gemessene Schub etwas über dem Standschub vom Hersteller liegt. Dieser gibt für die Vorzugsrichtungen beziehungsweise für die Reversierrichtungen einen Standschub von 899 N beziehungsweise 884 N. Zusätzlich

unterliegen die Strahlventilatoren Fertigungstoleranzen, weshalb die Standschübe von den angegebenen Werten abweichen können. Im Niklasdorftunnel wurde je ein Strahlgebläse in Vorzugsrichtung montiert und das Andere in Reversierrichtung. Deshalb wurde ein höherer Schub $F_{SVS4.2}$ gemessen, als für den in Reversierrichtung montierten Strahlventilator, mit einem Schub $F_{SVS4.1}$.

		Block 1	Block 2			Block 3			
Messbereich	(-)	Zeta-Bestimmung	Messreihe 1			Messreihe 2			
Messzyklus	(-)	1	2	3	4	5	6	7	
SVS4.1	(-)	aus	ein	ein	ein	ein	ein	ein	
SVS4.2	(-)	aus	ein	ein	ein	ein	ein	ein	
SVS5.1	(-)	aus	aus	aus	aus	ein	ein	ein	
SVS5.2	(-)	aus	aus	aus	aus	ein	ein	ein	
Messwerte	u_T	(m/s)	3.89	3.82	2.32	1.35	3.08	1.91	0.88
	ρ_T	(kg/m ³)	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20
	Δp_{13}	(Pa)	7.11	19.27	23.57	28.48	44.69	54.89	62.49
	Δp_{23}	(Pa)	4.21	19.63	24.79	30.88	17.06	23.69	33.48
	$\Delta p_{dynSVS4.1}$	(Pa)	X	576.01	579.79	575.51	574.21	573.54	544.31
	$\Delta p_{dynSVS4.2}$	(Pa)	X	663.33	634.70	604.49	621.04	628.87	591.14
	Δp_{SV13}	(Pa)	X	26.14	26.10	29.34	49.15	56.61	62.85
	Δp_{SV23}	(Pa)	X	23.69	26.29	31.39	19.70	24.71	33.69
	$F_{SVS4.1}$	(N)	X	944	950	943	941	940	892
	$F_{SVS4.2}$	(N)	X	1088	1041	991	1019	1031	970
	$F_{SVS5.1}$	(N)	X	x	x	x	941	940	892
	$F_{SVS5.2}$	(N)	X	x	x	x	1019	1031	970
Messung vs. Simulation	η_E^{Mess}	(%)	X	68	73	87	72	78	89
	min	(%)	X	76	85	99	83	89	100
	max	(%)	X	64	69	83	68	74	84
	η_E^{Sim}	(%)	X	68	76	80	73	78	82
	Diff	(%)	X	0.10	4.23	8.30	1.42	0.37	8.87

Tabelle 10: Messergebnisse vom Niklasdorftunnel

5.4 Strahlwirkung ohne Wandkontakt

Der Aufbau des numerischen Modells ist in Kapitel 4.4 erläutert. Es wurden zwei unterschiedliche Strahlventilatoren der Baugruppe 4 und der Baugruppe 6 (SV 2 und SV 4 in Tabelle 1) betrachtet. Dabei wurde für unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten

u_T im Tunnel die Änderung des Einbauwirkungsgrades untersucht. Tabelle 11 zeigt den Einbauwirkungsgrad in Abhängigkeit der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel. Üblicherweise nimmt die Effektivität bei höherer Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel aufgrund der erhöhten Wandschubspannungen ab (siehe Kapitel 5.3.2 und 5.5.1). Bei den Berechnungen ohne Wandkontakt des Austrittsstrahls steigt der Einbauwirkungsgrad mit höherer Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel an.

		Baugruppe 4			Baugruppe 6		
u_T	[m/s]	1	2	3	1	2	3
η_E	[%]	87.3	87.5	91.8	87.4	86.4	89.0
ζ_D	[-]	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0

Tabelle 11: Simulationsergebnisse – Einbauwirkungsgrad ohne Wandkontakt

Bei einer idealen Schubumsetzung würde der Wirkungsgrad einen Wert von 100 % annehmen. Da jedoch die Schubumsetzung (vom Strahlventilator eingebrachter Schub zu der im Tunnel wirkenden Druckdifferenz) im realen Fall mit Verlusten behaftet ist, ergibt sich ein Wirkungsgrad, der immer kleiner als 100 % ist. Die Verluste entstehen hauptsächlich durch die turbulente Dissipation. Die turbulente Dissipation ist die Umwandlung von turbulenter kinetischer Energie in innere Energie mittels innerer (viskoser) Reibung und stellt somit ein Maß für die Verluste dar. In Abbildung 35 ist die turbulente Dissipation für die Baugruppe 4 für alle drei Strömungsgeschwindigkeiten u_T mit der gleichen Skalierung aufgetragen. Der Geschwindigkeitsgradient zwischen dem Strahl und der Grundströmung im Tunnel ist bei geringeren Strömungsgeschwindigkeiten höher, wodurch die Dissipationsrate steigt. Das Maximum der turbulenten Dissipation nimmt mit steigender Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel ab, da ein Aufplatzen des Freistrahls verhindert wird. Dadurch kann die Verbesserung des Einbauwirkungsgrades erklärt werden. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass durch das verwendete Turbulenzmodell Fehler entstehen, die Auswirkungen auf das Aufplatzen des Strahls haben.

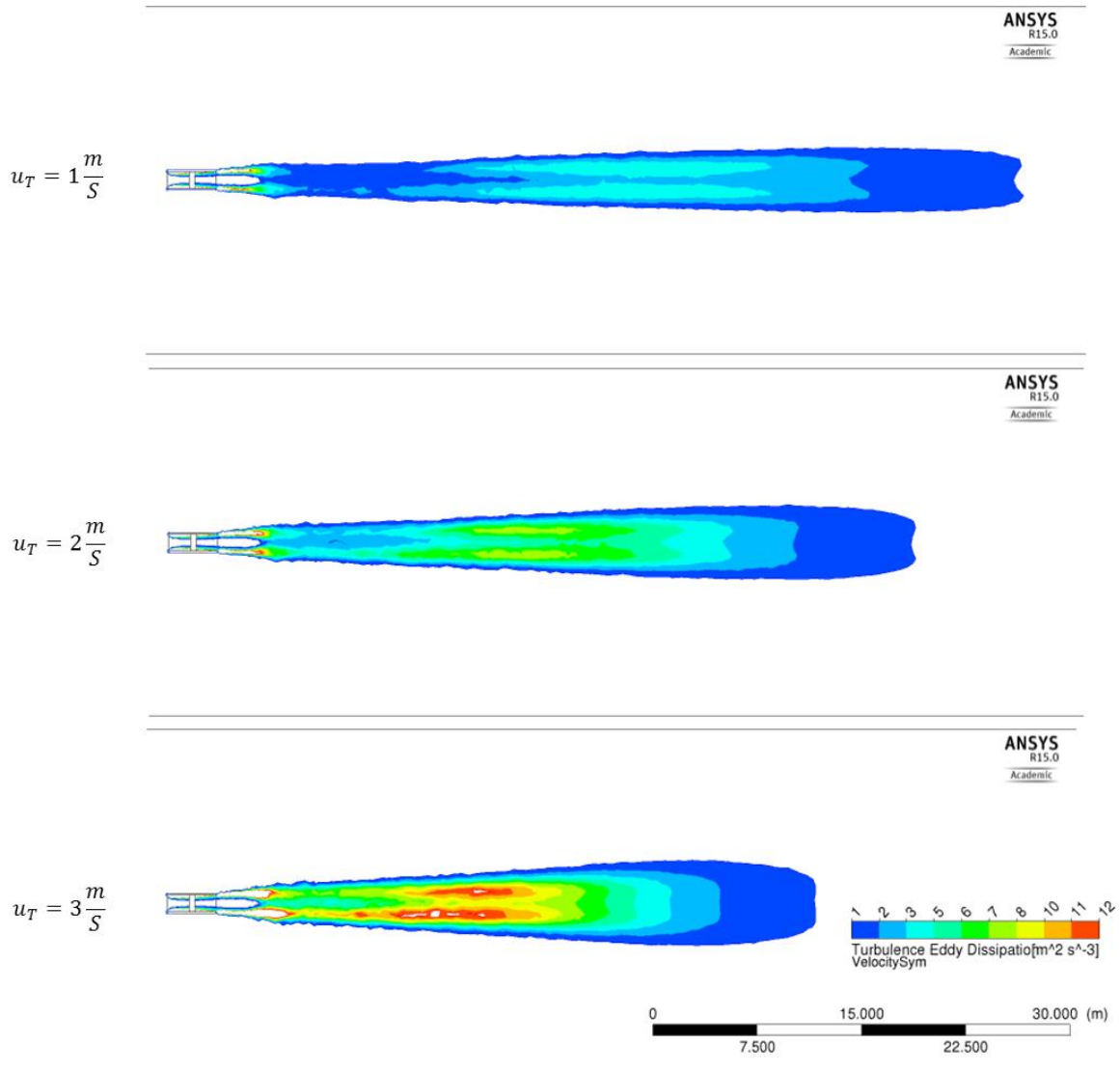


Abbildung 35: Turbulente Dissipation für die Baugruppe 4 bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel

Es wird angenommen, dass in den Veröffentlichungen von Kempf im Druckbeiwert P der Widerstandsbeiwert ζ_D (siehe Gleichung (2-41)) bei einer vergleichbaren Anordnung mit unbeeinflusster Ausströmung bestimmt wurde. Tabelle 12 beinhaltet den berechneten Widerstandsbeiwert ζ_D unter Berücksichtigung der Annahme von Kempf, dass bei unbeeinflusster Ausströmung vom Strahlgebläse, bei dem der Strahl keinen Wandkontakt hat, der Einbauwirkungsgrad einen Wert von 100% annimmt. Um diese Annahme erfüllen zu können, braucht es für unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T unterschiedliche Widerstandsbeiwerte ζ_D für die Düse. Da Kempf bei seinen Auswertungen keine Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel angibt, ist der Gültigkeitsbereich des Strahlwirkungskoeffizienten unklar. Generell zeigten die Untersuchungen, dass der Einbauwirkungsgrad stark von der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T abhängig ist und daher auch angegeben werden muss.

		Baugruppe 4			Baugruppe 6		
u_T	[m/s]	1	2	3	1	2	3
η'_E	[%]	100	100	100	100	100	100
ζ_D	[-]	0.34	0.08	0.02	0.57	0.15	0.05

Tabelle 12: Einbauwirkungsgrad ohne Wandkontakt – Auswertung Widerstandbeiwert der Düse ζ_D nach Kempf

5.5 Einbauwirkungsgrade für Hufeisenprofile

In diesem Kapitel werden Einbauwirkungsgrade für Einfach- und Doppelanordnungen bei Variation der Ventilatorbaugröße, dem Abstand zur Decke und unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel ermittelt. Für Doppelanordnungen wurde zusätzlich der Abstand der Strahlventilatoren zueinander variiert. Im Zuge der Simulationen erfolgte eine Analyse des Schubverlustes, um den Einfluss der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit auf den Einbauwirkungsgrad zu verstehen. Ausgehend von der Erkenntnis, dass die Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel einen Einfluss auf den Einbauwirkungsgrad hat, wurde die Austrittsgeschwindigkeit aus dem Strahlventilator (dadurch auch der abgegebene Schub) schrittweise erhöht, um auch diese Auswirkungen auf den Einbauwirkungsgrad untersuchen zu können. Abschließend wurden Simulationen mit Strahlumlenkblechen durchgeführt, um die Auswirkung auf den Einbauwirkungsgrad zu quantifizieren.

5.5.1 Doppelanordnung ohne Strahlumlenkbleche

Zusätzlich zum Deckenabstand a_v und der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T , kommt als Freiheitsgrad der Achsabstand der Strahlventilator hinzu. Dieser Abstand wird als x -faches des Außendurchmessers d_{va} der Strahlventilatoren angegeben. In Abbildung 36 sind die Freiheitsgrade durch Variable definiert, um die Position der Strahlventilatoren eindeutig festlegen zu können.

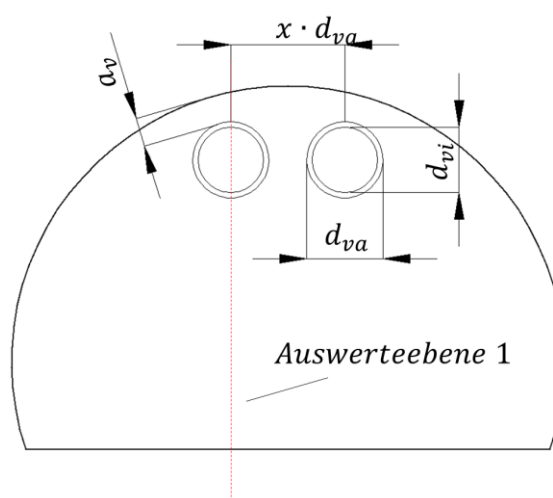


Abbildung 36: Abmessung Doppelaufhängung - Hufeisenprofil

Einführend wurde die Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T zwischen 1 und 3 m/s und der Deckenabstand a_v zwischen 0.1 und 0.7 m variiert, wobei der Achsabstand der Strahlventilatoren $2 \cdot d_{va}$ beträgt. Anhand dieser Ergebnisse wird der Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel diskutiert. Für alle weiteren berechneten Einbauwirkungsgrade für die Baugruppe 4 (SV 2) und die Baugruppe 6 (SV 4 in Tabelle 1) wird auf Tabelle 20 im Anhang A verwiesen.

u_t	[m/s]	1	2	3
η_E	[-]	81	76	72

Tabelle 13: Simulationsergebnisse – Doppelanordnung mit Wandabstand $a_v = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot d_{va}$, Baugruppe 4

Die aus der Messung gewonnene Erkenntnis, dass der Einbauwirkungsgrad stark von der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel abhängig ist, bestätigten somit auch die Simulationen. Abbildung 37 visualisiert die Ergebnisse aus Tabelle 13. Ein Schnitt durch den Strahlventilator (Auswerteebene 1 in Abbildung 36) gibt die Möglichkeit, den Betrag der Geschwindigkeiten entlang der Strömungsrichtung im Tunnel zu plotten. Die Plots sind für unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel abgebildet. Bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel legt sich der Strahl aufgrund des Coandă-Effektes länger an der Wand an. Eine höhere Geschwindigkeit im Tunnel bedeutet, dass ein höherer Massenstrom unterhalb des Strahles vorliegt. Dadurch hat der Strahl weniger Platz und wird eher an die Tunnelwand gedrückt. Der Bereich mit erhöhten Geschwindigkeiten in Wandnähe vergrößert.

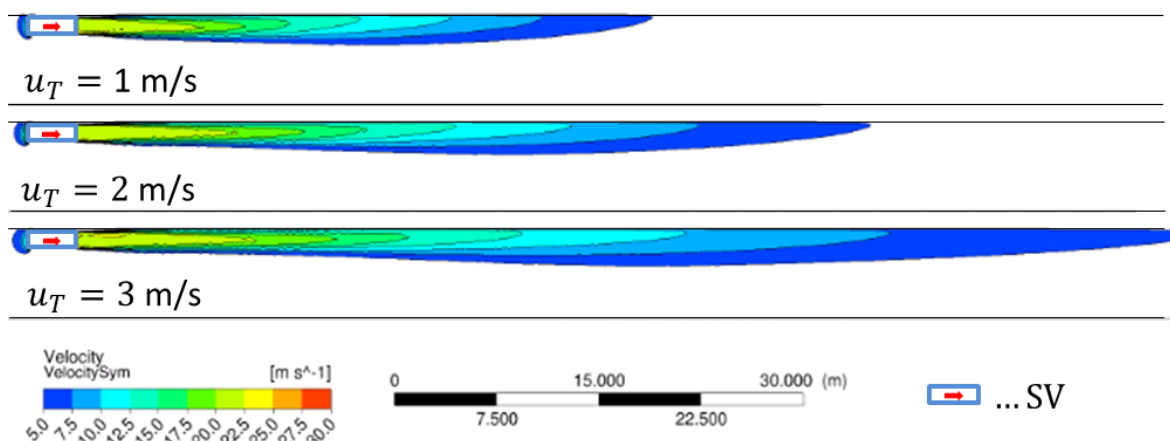


Abbildung 37: Geschwindigkeitsplot - Doppelanordnung mit Wandabstand $a_v = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot d_{va}$, Baugruppe 4, unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten u_T im Tunnel

Aus den Wandschubspannungen kann direkt auf die Verluste geschlossen werden. Abbildung 38 zeigt die Wandschubspannungen in Tunnellängsachse für einen Bereich von 0.1 bis 1.0 Pa an der Wand. Durch Betrachtung der Wandschubspannungen ist erkenntlich, dass sich der Bereich mit erhöhten Wandschubspannungen als Folge des angelegten Strahls mit steigender Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel vergrößert.

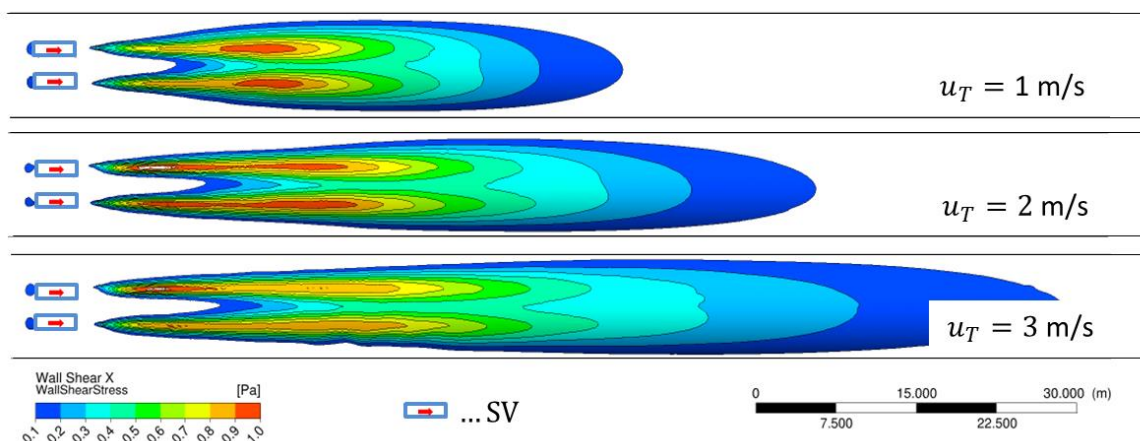


Abbildung 38: Wandschubspannung in Tunnellängsachse - Doppelanordnung mit Wandabstand $a_v = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot d_{va}$, Baugruppe 4, unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten u_T im Tunnel

Werden die Wandschubspannungen über die Oberfläche eines Teilabschnittes aufintegriert und dieses durch den Tunnelquerschnitt dividiert, ergibt sich daraus der Druckverlust als Folge der Wandreibung für dieses Tunnelelement (siehe Gleichung (2-24)). Der Druckverlust Δp_g wurde so für ein Tunnelelement aus den Wandschubspannungen berechnet. Die Druckdifferenz Δp_R beinhaltet nur den statischen Druckverlust als Folge der Wandreibung bei der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel. Diese kann auch konventionell aus dem Widerstandsbeiwert der Tunnelwand und der erweiterten Bernoulli Gleichung gewonnen werden. Durch Bildung der Differenz $\Delta p_g - \Delta p_R$, ergibt sich ausschließlich der Druckverlust zufolge des Strahls, welcher sich mit der Austrittsgeschwindigkeit aus dem Strahlgebläse, aufgrund des Coandă-Effekts, an der Wand anlegt und für einen erhöhten Druckverlust verantwortlich ist. Dieser Druckverlust wird als Δp_{WS} bezeichnet und ist Hauptverantwortlich für die Verschlechterung des Einbauwirkungsgrades mit steigender Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel. Die Druckdifferenz Δp_{WS} in der Tabelle 14 steigt mit der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel an. Dadurch erhöhen sich die Verluste und der Einbauwirkungsgrad η_E sinkt. In der Literatur werden die Einbauwirkungsgrade unabhängig von der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel angegeben. Aus diesen Untersuchungen (messtechnisch und auch über Simulation) geht hervor, dass eine Angabe des Einbauwirkungsgrades ohne der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel unzulässig ist.

u_t	[m/s]	1	2	3
η_E	[-]	81	76	72
Δp_g	[Pa]	3.974	5.288	7.196
Δp_R	[Pa]	0.311	1.282	2.984
Δp_{WS}	[Pa]	3.663	4.006	4.212

Tabelle 14: Druckverlust berechnet aus den Wandschubspannungen – Doppelanordnung mit $a_v = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot d_{va}$, Baugruppe 4

In weitere Folge wurde der Achsabstand der Strahlventilatoren zueinander variiert.

Tabelle 26 im Anhang A beinhaltet die Einbauwirkungsgrade für Achsabstände von 1,2 und $3 \cdot d_{va}$. Die ermittelten Einbauwirkungsgrade sind für alle Achsabstände mit einem Wandabstand a_V größer als 0.1 m in etwa gleich, lediglich bei einem Deckenabstand a_V von 0.1 m mit einem Achsabstand von $1 \cdot d_{va}$ ist eine Verschlechterung des Einbauwirkungsgrades wahrnehmbar.

Daher wurden für einen Deckenabstand a_V von 0.1 m weitere Simulationen durchgeführt, um zu untersuchen ab wann es keine Beeinflussung auf den Einbauwirkungsgrad mehr gibt. Eine Verringerung des Achsabstandes bis auf $1.3 \cdot d_{va}$ hat keinen Einfluss auf den Einbauwirkungsgrad. Bei einer weiteren Verringerung des Achsabstandes kam es zu einer Verschlechterung des Einbauwirkungsgrades. In der Simulation wurde keine reale Ventilator Kennlinie angegeben und eventuelle Beeinflussungen durch Pumpeffekte der Strahlventilatoren wurden nicht berücksichtigt. In der Praxis muss dieser Effekt auch berücksichtigt werden und daher ist generell ein Achsabstand der Strahlventilatoren zueinander unter $1.5 \cdot d_{va}$ zu vermeiden. Tabelle 15 zeigt die Auswirkungen auf den Einbauwirkungsgrad bei schrittweiser Verringerung des Achsabstandes der Strahlventilatoren zueinander mit einem Deckenabstand von 0.1 m. Bei etwa $1.3 \cdot d_{va}$ tritt in der Simulation keine nennenswerte Verschlechterung des Einbauwirkungsgrades auf.

$x d_{va}$	η_E
[-]	[%]
1.0	68.0
1.2	71.9
1.3	72.0
1.4	72.4
1.5	72.5

Tabelle 15: Variation des Achsabstandes der Strahlventilatoren – Baugruppe 4, Doppelanordnung mit Wandabstand $a_V = 0.1$ m

Die Verschlechterung des Einbauwirkungsgrades kann wiederum durch die erhöhten Wandschubspannungen erklärt werden. In Abbildung 39 sind die Wandschubspannung in Tunnellängsachse und die Geometrien für unterschiedliche Achsabstände der Strahlventilatoren abgebildet. Bei berührenden Strahlventilatoren (Achsabstand $1 \cdot d_{va}$) ist die Fläche zwischen den Strahlventilatoren (rot eingefärbter Bereich in Abbildung 39) am geringsten. Die Wandschubspannungen haben dabei ein Maximum. Für die Länge des beeinflussten Bereichs mit erhöhten Wandschubspannungen ist die Strömungsgeschwindigkeit u_T im Tunnel bestimmend, welche in allen Fälle 3 m/s beträgt. Erhöhte Wandschubspannungen bedeuteten erhöhte Verluste und somit eine Verschlechterung des Einbauwirkungsgrades.

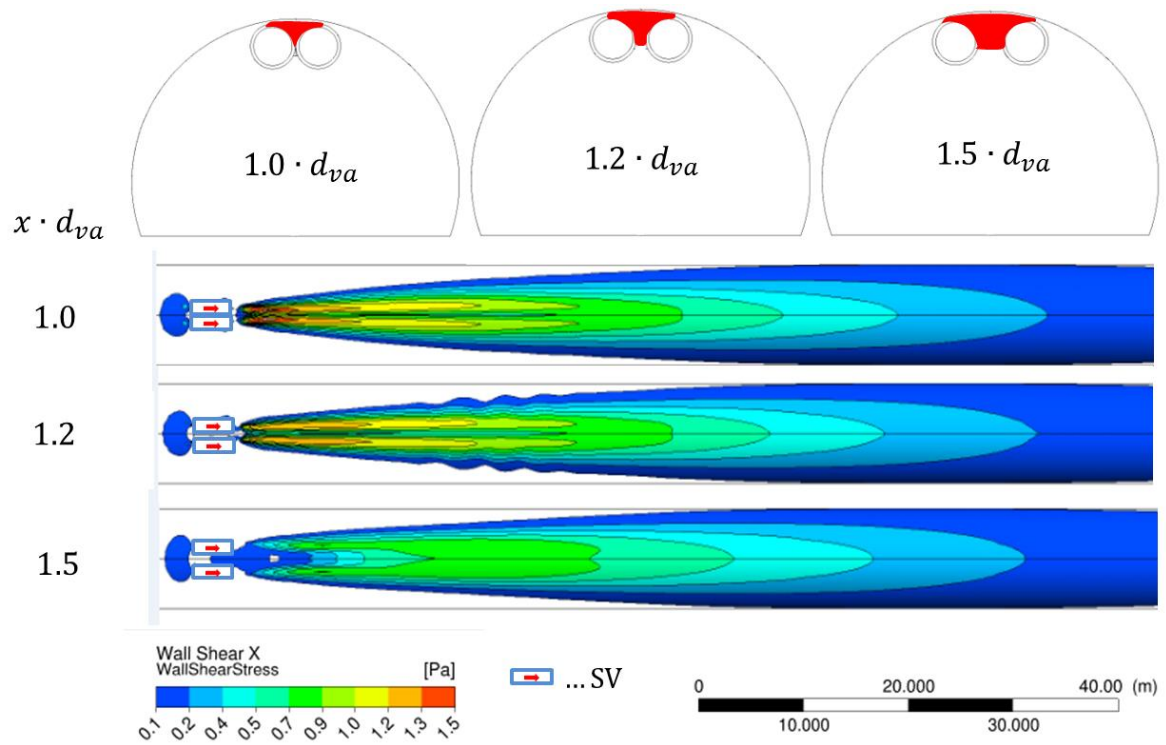


Abbildung 39: Wandschubspannung in Tunnellängsachse - Doppelanordnung mit Wandabstand $a_v = 0.1$ m, Achsabstand $x \cdot d_{va} =$ variabel, Baugruppe 4, $u_T = 3.0$ m/s

5.5.2 Doppelanordnung mit Strahlumlenkblechen

Der Einbauwirkungsgrad kann durch Anbringen von Strahlumlenkblechen erhöht werden. Ausgehend von der gleichen Tunnelgeometrie und Ventilatorbaugruppe wurden Strahlumlenkbleche simuliert. Dabei ist es möglich die Strahlumlenkbleche um die Strahlventilatorachse zu drehen beziehungsweise den Winkel der Schaufeln zu verstellen. Der Winkel β verdreht die Strahlumlenkbleche um die Rotationsachse der Strahlventilatoren (siehe Abbildung 40). Der Winkel α ist als Ablenkung in Strömungsrichtung definiert und beträgt je nach Anwendungsfall zwischen 0 und 16°. Ein Winkel α von 0° entspricht keiner Umlenkung in Strömungsrichtung. Üblicherweise werden die Bleche mit einem Winkel β zwischen 0° bis 90° montiert, um bei reversibler Montage eine Ansaugung von der gleichen Stelle zu verhindern (Pumpeffekte). Trotzdem wurden Winkel β über 90° simuliert, um bei nicht reversibler Ausführung eventuelle Vorteile in Bezug auf den Einbauwirkungsgrad aufzeigen zu können.

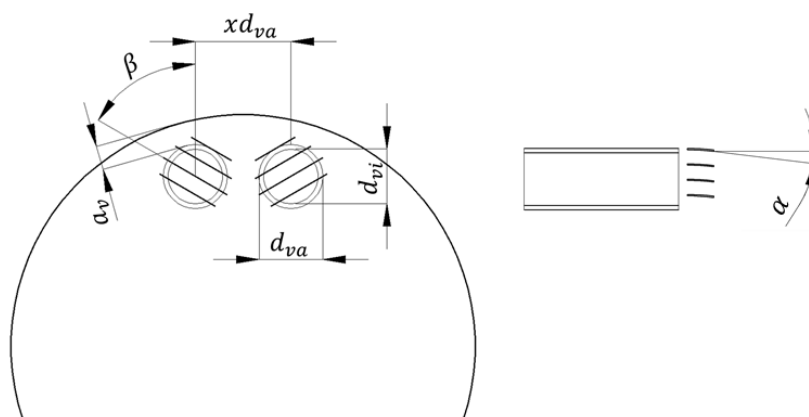


Abbildung 40: Abmessungen - Doppelaufhängung mit Strahlumlenkblechen – Hufeisenprofil

Tabelle 16 beinhaltet ein Ausschnitt der Simulationsergebnisse mit und ohne Strahlumlenkblechen für die Baugruppe 6 und Baugruppe 4 (SV 2 und SV 4 in Tabelle 1). Die Einbauwirkungsgrade ohne Strahlumlenkbleche stehen jeweils in der ersten Ergebniszeile der Tabelle. Für alle weiteren berechneten Ergebnisse sei an dieser Stelle auf die Tabelle 22 im Anhang A verwiesen. Anhand der Ergebnisse von Baugruppe 6 ist ersichtlich, dass eine Variation des Winkels α große Auswirkungen auf den Einbauwirkungsgrad hat. Bei ungünstiger Stellung, können die Strahlumlenkbleche eine Verschlechterung des Einbauwirkungsgrades bewirken (siehe Tabelle 16 Einbauwirkungsgrade bei einem Winkel $\alpha = 16^\circ$, $\alpha = 7^\circ$). Werden die Strahlventilatoren für den reversiblen Betrieb ausgeführt, ist es sinnvoll die Luft nicht zentriert am gleichen Platz abzusaugen, sondern den Winkel β zwischen 60° und 90° zu wählen. Für beide Baugruppen tritt, bei einer Winkelstellung α von 10° mit einer Winkelstellung β von 60°, eine Verbesserung des Einbauwirkungsgrades von etwa 5% ein. Der Vorteil der Strahlumlenkbleche, kann auf die verminderten Wandschubspannungen zurückgeführt werden. Eine Analyse dazu wird im Kapitel 5.5.3 durchgeführt.

Baugruppe 4				Baugruppe 6			
α	β	u_T [m/s]		α	β	u_T [m/s]	
[°]	[°]	2	3	[°]	[°]	2	3
X	X	77.14	72.77	X	X	80.65	78.13
16	90	X	71.68	16	90	X	77.79
10	90	80.91	78.91	10	90	81.88	80.65
10	60	81.18	77.62	10	60	80.84	82.89
10	120	81.61	77.71	10	120	83.66	82.96
				7	90	80.97	81.63
				7	60	76.72	78.49
				7	120	82.20	80.39

Tabelle 16: Simulationsergebnisse – Doppelanordnung mit Strahlumlenkblechen – Wandabstand $a_v = 0.1$ m, Achsabstand = $1.5 \cdot d_{va}$, Baugruppe 4 und Baugruppe 6

5.5.3 Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkblechen

Bei der Einfachanordnung wurden für die Baugruppe 6 und Baugruppe 4 (SV 2 und SV 4 in Tabelle 1), abhängig von dem Deckenabstand und der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel Einbauwirkungsgrad berechnet. Der Aufbau des numerischen Modelles wird im Kapitel 4.4.5 erläutert. In Abbildung 41 werden Variablen definiert, damit die Position des Strahlventilators eindeutig festgelegt werden kann. Für eine Auflistung aller berechneten Einbauwirkungsgrade sei an dieser Stelle auf Tabelle 21 im Anhang A verwiesen.

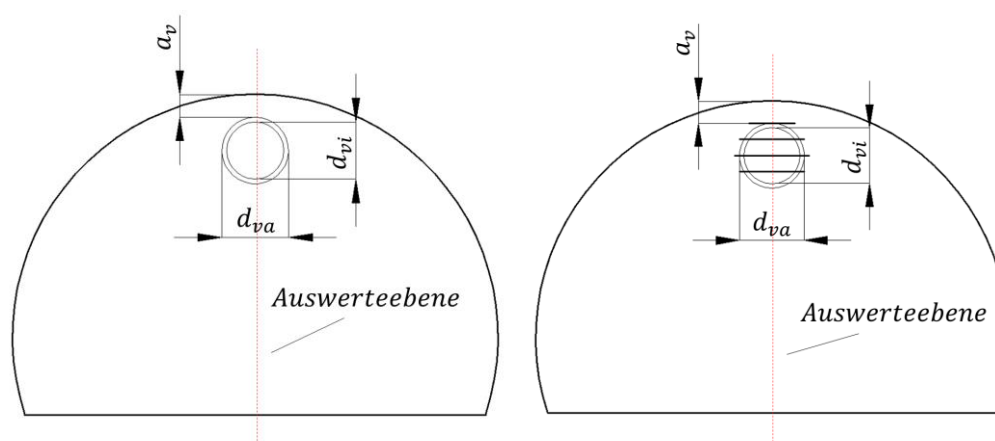


Abbildung 41: Abmessungen - Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche-Hufeisenprofil

Erwartungsgemäß ist bei den betrachteten Fällen der schlechteste Einbauwirkungsgrad bei einer Strömungsgeschwindigkeit u_T von 3.0 m/s mit dem geringsten Deckenabstand von 0.1 m zu erwarten. Die größere Baugruppe 6 zeigt einen besseren Einbauwirkungsgrad gegenüber der kleineren Baugruppe 4. Des Weiteren wurde

beobachtet, dass bei gleicher Baugröße des Ventilators, Doppelanordnungen einen besseren Einbauwirkungsgrad gegenüber der Einfachanordnung aufweisen. In beiden Fällen wird das Verhältnis zwischen der Schubeinbringung und des Schubverlustes positiv begünstigt, wenn die Fläche der Strahlventilatoren vergrößert wird. Tabelle 17 zeigt für den minimalen Deckenabstand von 0.1 m das Potential der Strahlumlenkbleche auf. Im Mittel wird der Einbauwirkungsgrad um etwa 8% erhöht.

Baugruppe 4			Baugruppe 6		
α	$u_T [m/s]$		α	$u_T [m/s]$	
[°]	2	3	[°]	2	3
0	71.94	68.03	0	78.13	74.63
10	79.60	73.60	7	82.76	80.65
7	80.89	79.15			

Tabelle 17: Simulationsergebnisse – Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Wandabstand $a_V = 0.1$ m, Baugruppe 4 und Baugruppe 6

In Abbildung 42 werden für die Baugruppe 4 bei gleicher Skalierung der Betrag der Geschwindigkeit, in Schnittebene durch den Strahlventilator gegenübergestellt (Auswerteebene in Abbildung 41). Bei Betrachtung der Strahlausbreitung der Strahlventilatoren mit und ohne Strahlumlenkbleche ist ersichtlich, dass mit Strahlumlenkbleche kein Anliegen des Strahls an der Wand erfolgt (Coandă-Effekt). Dadurch vermindern sich die Verluste und der Einbauwirkungsgrad verbessert sich.

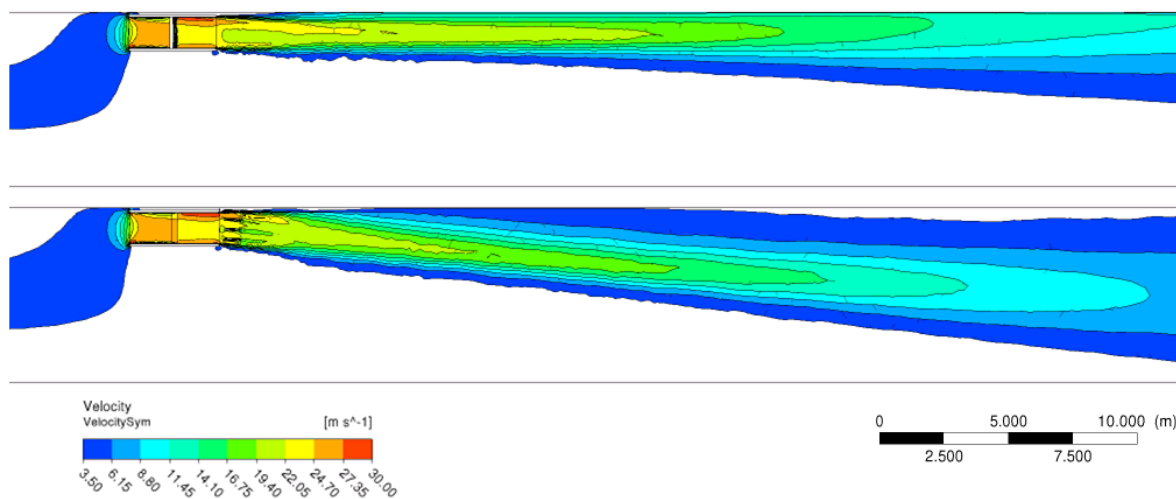


Abbildung 42: Betrag der Geschwindigkeiten - Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Hufeisenquerschnitt, Wandabstand $a_V = 0.1$ m, $\alpha = 7^\circ$, Baugruppe 4

Wie bereits erwähnt, stellen die Wandschubspannungen ein direktes Maß für die Verluste dar. In Abbildung 43 sind oben die Wandschubspannung ohne Strahlumlenkbleche und unten die Wandschubspannungen mit Strahlumlenkblechen bei gleicher Skalierung gegenübergestellt. Mit Strahlumlenkblechen ist nur ein kleiner Bereich vom Strahl durch die Wand beeinflusst und die Wandschubspannungen bleiben auf niedrigem Niveau. Die

Größenordnung der Wandschubspannung ohne Strahlumlenkbleche liegt im Maximum bei etwa 1 Pa und ist um das 10-fache höher als im Fall mit Strahlumlenkblechen.

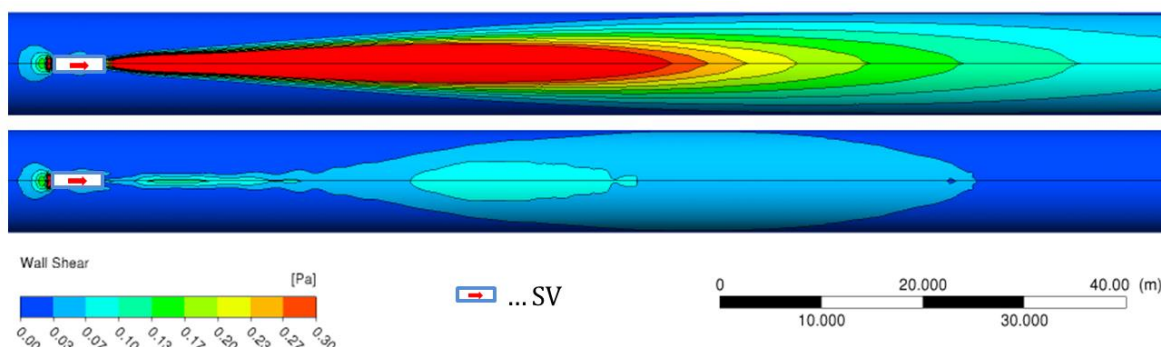


Abbildung 43: Wandschubspannung - Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Hufeisenquerschnitt, $a_v = 0.1 \text{ m}$, $\alpha = 7^\circ$, Baugruppe 4

In der Praxis wird der Schubverlust, hervorgerufen durch die Einbausituation, meist durch die Strahlwirkungskoeffizient gemäß Kempf⁶⁸ berücksichtigt. Es wurde bereits in Kapitel 5.4 und 5.5.1 erläutert, dass die ermittelten Einbauwirkungsgrade nach Kempf für reale Einbausituationen der Strahlventilatoren teilweise stark von den in dieser Arbeit berechneten Einbauwirkungsgraden abweichen. Laut Kempf ist der Einbauwirkungsgrad (Kehrwert des Strahlwirkungskoeffizienten), bei mittlerer Anordnung des Strahlgebläses, abhängig vom Innendurchmesser des Strahlgebläses d_{vi} und vom Deckenabstand a_v und ist für Einfachanordnungen ohne Strahlumlenkbleche folgendermaßen definiert („Kempf Formel“)⁶⁹:

$$\frac{1}{\eta'_E} = 0.0192 \left(\frac{a_v + \frac{d_{va}}{2}}{d_{vi}} \right)^2 - 0.144 \left(\frac{a_v + \frac{d_{va}}{2}}{d_{vi}} \right) + 1.27 \quad (5-4)$$

In Abbildung 44 und Abbildung 45 ist ein Vergleich der Einbauwirkungsgrade, für die Baugruppe 4 und Baugruppe 6 bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel, berechnet aus der Simulation und der „Kempf Formel“ zu sehen. Dabei wurde bei den Simulationen der Einbauwirkungsgrad η'_E für Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel u_T von 1, 2 und 3 m/s abhängig vom Deckenabstand ausgewertet. Die „Kempf Formel“ berücksichtigt den Einfluss der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel nicht.

Der Vergleich zeigt sehr anschaulich, dass der Einbauwirkungsgrad, berechnet aus der „Kempf Formel“, für beide Baugruppen zu optimistisch ist. Die Einbauwirkungsgrade, gewonnen aus der Simulation für die Baugruppe 4, weichen bei einer Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel von 3 m/s um bis zu 18% ab. Des Weiteren ist in der „Kempf Formel“ der Einfluss der Ventilatorbaugröße praktisch nicht vorhanden. Der Einfluss des Deckenabstandes wird für alle Fälle ähnlich wieder gegeben (parallele Linien), jedoch bewirkt die Ventilatorbaugröße und die vorherrschende Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel eine Verschiebung des Niveaus, welche gemäß

⁶⁸ Vgl. KEMPF J., (1965)

⁶⁹ Vgl. www.wittfan.de (16.05.2014)

Kempf nicht berücksichtigt werden.

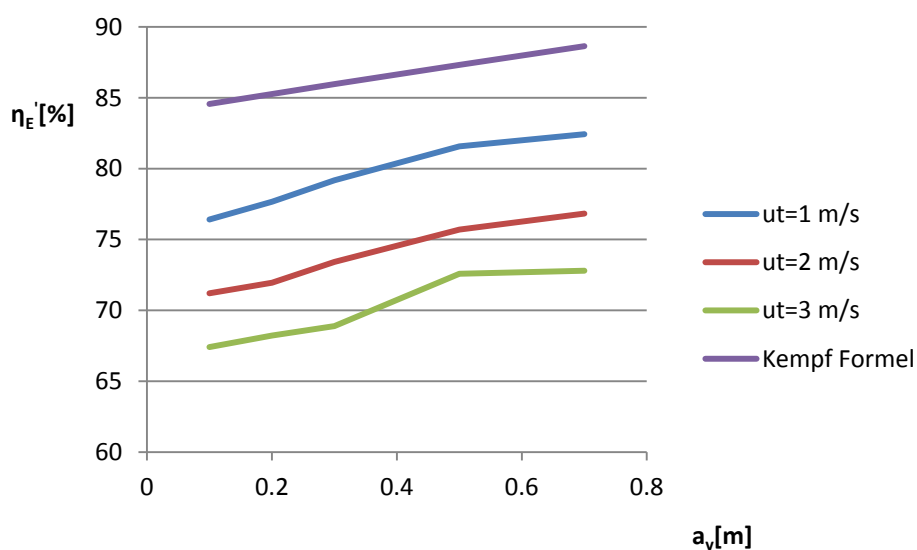


Abbildung 44: Vergleich der Einbauwirkungsgrade η'_E aus der Simulationen mit den Kempf-faktoren⁶⁹ für die Baugruppe 4 ohne Strahlumlenkbleche

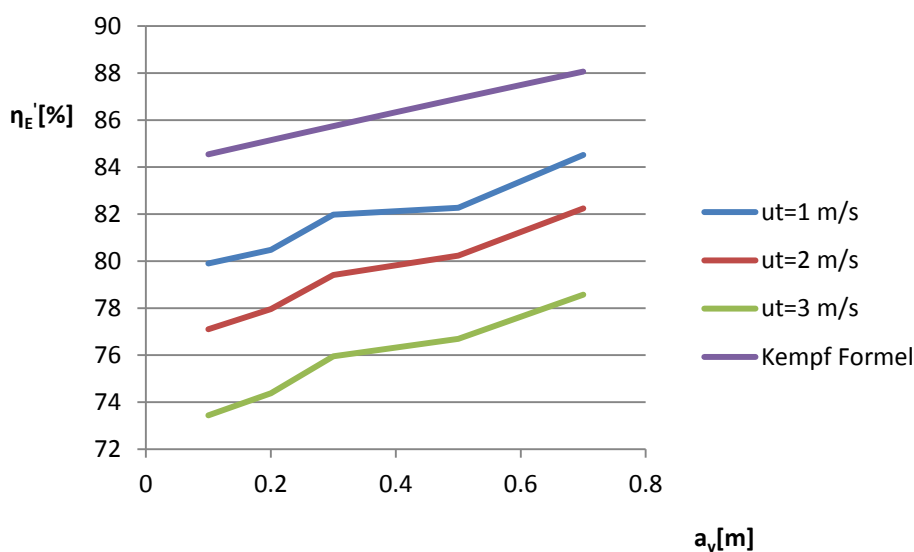


Abbildung 45: Vergleich der Einbauwirkungsgrade η'_E aus der Simulationen mit den Kempf-faktoren⁶⁹ für die Baugruppe 6 ohne Strahlumlenkbleche

5.5.4 Schubvariation bei der Einfachanordnung ohne Strahlumlenkbleche

Für die Baugruppen 4 und Baugruppe 6 (SV 2 bzw. SV 4) wurde für die Einfachanordnung bei mittlerer Aufhängung mit einem Deckabstand von 0.2 m schrittweise die Austrittsgeschwindigkeit aus dem Strahlgebläse u_s erhöht. Da unterschiedliche Hersteller bei gleichen Außenabmessungen und Leistungen von Strahlgebläse geringe Schwankungen im Standschub haben, war das Ziel dieser Untersuchungen die Auswirkung auf den Einbauwirkungsgrad festzustellen, wenn bei gleicher Geometrie der Schub gesteigert wird. Dabei ist die Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel für alle Simulation gleich 2 m/s. Die Simulationsergebnisse werden für beide Baugruppen in der

Tabelle 18 zusammengefasst. Bei einer Variation des Schubes von $\pm 10\%$ zeigen die Ergebnisse, dass sich der Einbauwirkungsgrad nur gering ändert. Somit verliert der berechnete Einbauwirkungsgrad für eine bestimmte Baugruppe bei einer geringen herstellereinspezifischen Schwankung des Standschubes nicht die Gültigkeit. Tendenziell steigt aber bei einem höheren abgegebenen Schub der Einbauwirkungsgrad leicht an.

Baugruppe 4			Baugruppe 6		
u_S	F_{S0}	η_E	u_S	F_{S0}	η_E
[m/s]	[N]	[-]	[m/s]	[N]	[-]
24.8	835	71.9	32.1	1902	78.5
26.2	928	72.3	34.9	2253	79.0
27.7	1043	72.4	37.9	2656	79.5
34.8	1653	75.3			

Tabelle 18: Simulationsergebnisse – Schubvariation Einfachanordnung

Abbildung 46 zeigt die Wandschubspannungen für die Baugruppe 4 bei unterschiedlichen Austrittsgeschwindigkeiten aus dem Strahlventilator. Die Form und Größe des Bereiches, in dem es aufgrund des Strahles zu erhöhten Wandschubspannungen kommt, ist maßgeblich von der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T bestimmt. Das Maximum der Wandschubspannung ist abhängig von der Austrittsgeschwindigkeit u_S . Obwohl es zu erhöhten Wandschubspannungen durch eine höhere Austrittsgeschwindigkeit kommt, verbessert sich der Einbauwirkungsgrad über den höheren abgegebenen Schub minimal. Daraus kann abgeleitet werden, dass die Verluste nicht proportional mit der Austrittsgeschwindigkeit ansteigen und das Verhältnis zwischen dem eingebrachten Schub und dem Verlust wird besser.

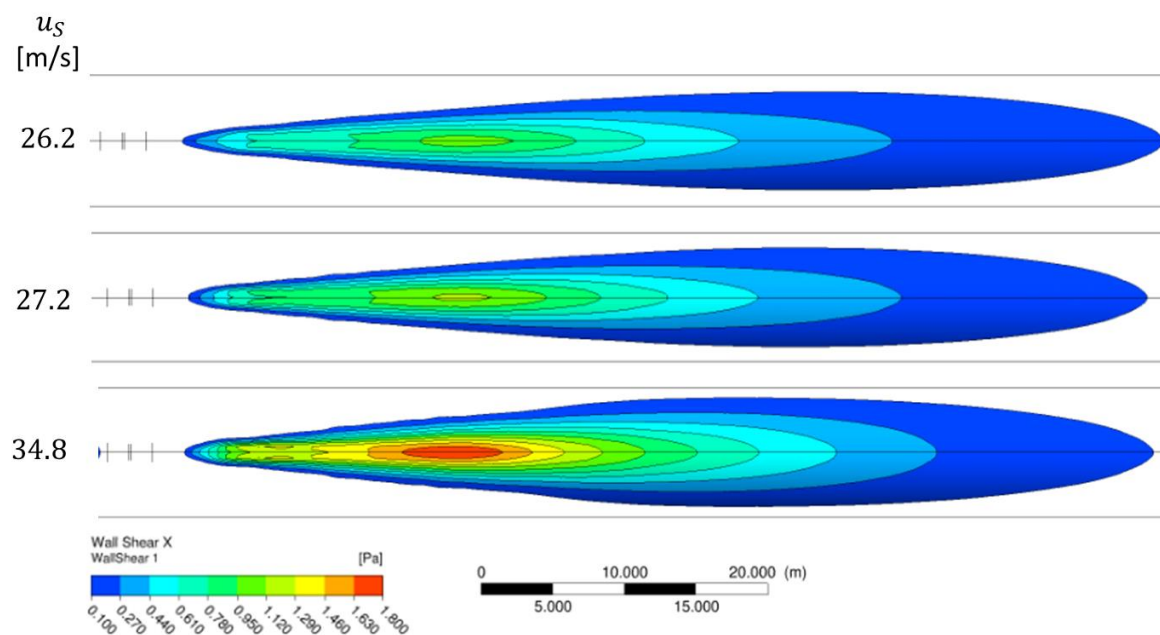


Abbildung 46: Wandschubspannung bei Variation des Schubes bei $u_T = 2$ m/s, $a_V = 0.2$ m, Baugruppe 4

5.6 Einbauwirkungsgrade für Rechteckprofile

5.6.1 Doppelanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche

Durch den erhöhten Wandkontakt des Austrittsstrahls bei Einbau der Strahlventilatoren in den Ecken, verschlechtert sich der Einbauwirkungsgrad erheblich gegenüber der mittigen Anordnung in Hufeisenprofilen. Zusätzlich zum vertikalen Deckenabstand hat der seitliche Abstand einen entscheidenden Einfluss auf die Schubumsetzung. Durch Anbringung von Strahlumlenkblechen verbesserte sich der Einbauwirkungsgrad erheblich. Die Einbauwirkungsgrade wurden für einen Strahlventilator der Baugruppe 3 berechnet (SV 5 in Tabelle 1).

Abbildung 47 zeigt die definierten Variablen, um die Position der Strahlventilatoren und der Strahlumlenkbleche eindeutig festlegen zu können.

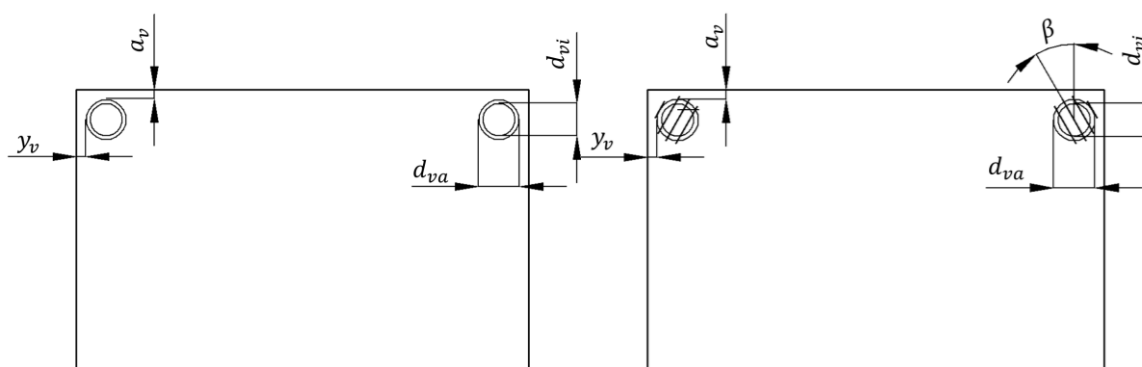


Abbildung 47: Abmessung Doppelanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche – Rechteckprofil

In der Praxis werden die Strahlventilatoren in den Ecken verbaut, um den Lichtraum frei zuhalten. Daher wurden Einbauwirkungsgrade für ein y_v von 0.1, 0.2, 0.3, 0.5 und 2 bei einem a_v von 0.1, 0.2, 0.3 und 0.5 berechnet. Alle Ergebnisse sind in Tabelle 25 im Anhang A zusammen gefasst. Abbildung 48 stellt die Einbauwirkungsgrade für eine Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel von 2 m/s in Abhängigkeit des Decken- und des seitlichen Abstandes grafisch dar. Bei konstant gehaltenem Abstand y_v steigt der Einbaufaktor linear bei Vergrößerung des Deckenabstandes a_v . Eine Steigerung der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel auf 3 m/s verschlechtert den Einbauwirkungsgrad um einen nahezu konstanten Faktor (siehe Abbildung 49).

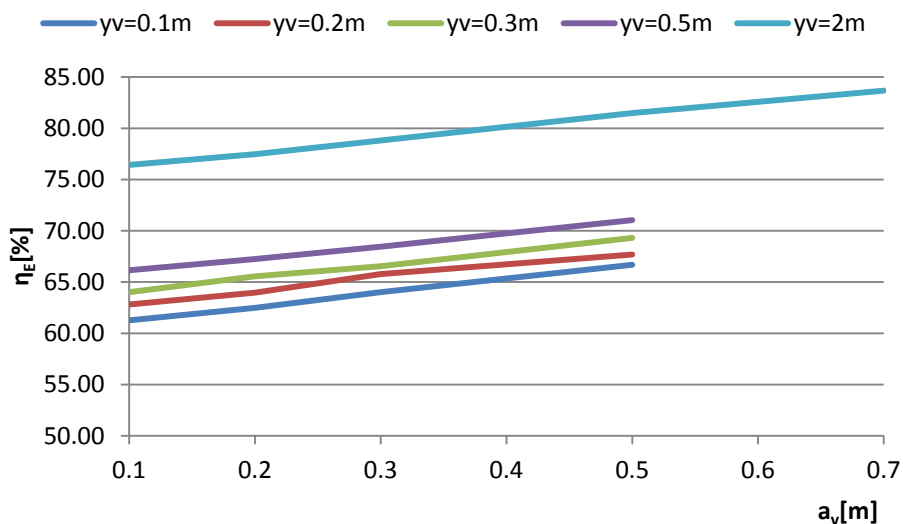


Abbildung 48: Einbauwirkungsgrade für Rechteckprofile bei Variation von a_v bei konstanten y_v , $u_T = 2$ m/s

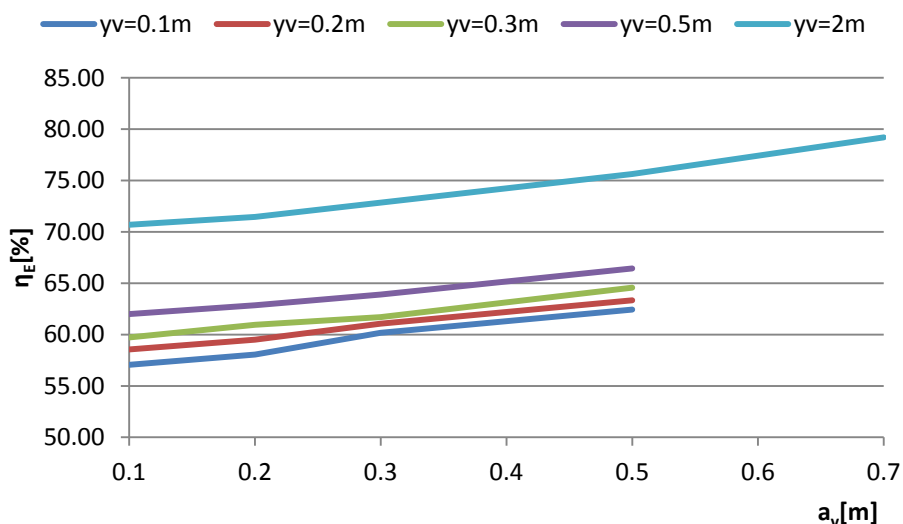


Abbildung 49: Einbauwirkungsgrade für Rechteckprofile bei Variation von a_v bei konstanten y_v , $u_T = 3$ m/s

Generell sind die Einbauwirkungsgrade schlechter, verglichen zum Hufeisenprofilen, da der Einbau in den Ecken sehr hohe Wandschubspannungen und somit Verluste zufolge hat. Das Anbringen von Strahlumlenkblechen lenkt die Strömung von den Wänden weg und reduziert das Anlegen des Strahls an der Wand. Bei einer optimalen Winkelstellung können durch Strahlumlenkbleche die Einbauwirkungsgrade um bis zu 20 % verbessert werden. Tabelle 19 beinhaltet die Einbauwirkungsgrade für das Rechteckprofil mit Strahlumlenkbleche für unterschiedliche Winkelstellungen und stellt diese den Ergebnissen ohne Strahlumlenkbleche gegenüber. Ein Winkel β zwischen 45° und 60° mit einem Winkel α von 19° erzielt die höchste Steigerung des Einbauwirkungsgrades.

y_v	a_v	β	α	u_T	
[m/s]	[m/s]	[°]	[°]	[m/s]	
				2	3
0.1	0.1	X	X	61.3	57.1
0.1	0.1	0.0	19.0	74.8	72.2
0.1	0.1	0.0	14.0	74.3	71.8
0.1	0.1	45.0	19.0	80.2	78.1
0.1	0.1	60.0	19.0	80.7	78.6
0.1	0.1	30.0	19.0	67.7	64.5

Tabelle 19: Simulationsergebnisse – Doppelanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Baugruppe 3, Rechteckprofil

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit war Einbauwirkungsgrade für Einfach- und Doppelanordnung für Hufeisen- und Rechteprofile zu berechnen, um zukünftig die Genauigkeit der 1D Lüftungsdimensionierung verbessern zu können. Alle Einbauwirkungsgrade sind in Tabellenform übersichtlich aufgearbeitet im Anhang A – Tabellen Einbauwirkungsgrade aufgelistet.

Über Simulationen und Messungen wurde ein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Einbauwirkungsgrad η_E und der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel u_T nachgewiesen. Aufgrund des ausgeprägteren Anlegens des Strahls an die Wand bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel, wird der Bereich mit erhöhten Wandschubspannungen vergrößert und die Verluste steigen. Dieser Sachverhalt wird in Kapitel 5.4 und 5.5.1 erläutert. Der Einfluss ist teils erheblich und darf für zukünftige Bestimmungen von Einbauwirkungsgrade nicht vernachlässigt werden. Ein Vergleich mit den oft in der Praxis angewandten Strahlwirkungskoeffizienten von Kempf⁷⁰ zeigt, dass ohne Berücksichtigung der Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel, Abweichung vom Einbauwirkungsgrad von bis zu 18 % möglich sind (siehe Kapitel 5.5.3). Des Weiteren wurde auch eine leichte Verbesserung der Effektivität mit steigender Austrittsgeschwindigkeit u_S aus dem Strahlgebläse festgestellt (siehe Kapitel 5.5.4). Dieser Einfluss ist sehr gering und bei einem angegeben Einbauwirkungsgrad für eine bestimmte Baugruppe muss dieser Effekt nicht berücksichtigt werden, solange der vorhandene Schub nicht mehr als 10% vom angegebenen Schub abweicht. Zusammenfassend ist der Einbauwirkungsgrad abhängig von der Ventilatorbaugröße, dem Wandabstand, dem Tunnelquerschnitt, der Austrittsgeschwindigkeit des Strahlgebläses und von der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel. Der Einfluss der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel auf den Einbauwirkungsgrad ist wiederum abhängig von der Ventilatorbaugröße und der Tunnelquerschnittsfläche, womit keine Analogie bei den betrachteten Fällen gefunden werden konnte.

Unabhängig vom Tunnelprofil haben größere Ventilatorbaugruppen eine bessere Schubumsetzung. Bei gleicher Ventilatorbaugröße ist die Schubumsetzung bei Doppelanordnung besser, verglichen mit der Einfachanordnung. Dieser Zusammenhang konnte verdeutlicht werden mit dem Vergleich der Einbauwirkungsgrade für

⁷⁰ KEMPF J., (1965)

unterschiedliche Baugruppen bei Einfach- und Doppelanordnung in Tabelle 20 und Tabelle 21. Aus den Ergebnissen vorangegangener Untersuchungen⁷¹ wurde festgestellt, dass bei gleicher Ventilatorbaugröße in Einfachanordnungen die Schubumsetzung verglichen zum Hufeisenprofil im Rechteckprofil um etwa 1.5% höher ist (nur bei mittlerer Aufhängung der Strahlventilatoren).

Bei einer Doppelanordnung im Hufeisenprofil ist bei einer Variation der Achsabstände der Strahlventilatoren zwischen 1.3 und $4 \cdot d_{va}$ (Außendurchmesser Strahlventilator) keine Beeinflussung auf den Einbauwirkungsgrad feststellbar (siehe Tabelle 15 und Tabelle 26). Dass eine Variation des Achsabstandes zwischen 2 und $4 \cdot d_{va}$ keine Auswirkung auf den Einbauwirkungsgrad hat, wurde bereits bei vorangegangenen Untersuchungen⁷¹ festgestellt. Eine Verringerung des Abstandes unter $1.3 \cdot d_{va}$ ist nicht nur hinsichtlich der Schubumsetzung zu vermeiden, sondern kann das Betriebsverhalten der Strahlventilatoren durch saugseitigen Luftmangel verschlechtern.

Die Montage von Strahlumlenkblechen kann den Einbauwirkungsgrad in Rechteckprofilen um bis zu 20 % verbessern. Entscheidend für die maximale Steigerung des Einbauwirkungsgrad ist eine optimale Winkelstellung der Strahlumlenkbleche. Bei Einfachanordnungen mit mittlerer Aufhängung in Hufeisenprofilen ist eine Verbesserung von etwa 8 % bei optimaler Winkelstellung möglich, bei Doppelanordnungen hingegen verbessern Strahlumlenkbleche die Schubumsetzung um etwa 5 %.

Die berechneten Einbauwirkungsgrade bieten für viele zukünftige Lüftungsdimensionierungen ein gutes Nachschlagewerk, dennoch konnten nicht alle relevanten Fälle behandeln werden. Die Unterbringung der Strahlventilatoren in Nischen und deren ideale Formgebung würde eine interessante Erweiterung der Arbeit darstellen. Des Weiteren wurden keine Strahlventilatorpakete mit mehr als zwei Strahlventilatoren betrachtet und die Auswirkungen versetzt montierter Strahlventilatoren wurden nicht untersucht. In dieser Arbeit wurde die Schubumsetzung ausschließlich in längsgelüftete Straßentunnel betrachtet. Bei quergelüfteten Tunnelanlagen kommen Frischluftimpulsklappen (FIK) für die Schubeinbringung zum Einsatz. Abhängig vom Tunnelquerschnitt kommen unterschiedliche Größen der FIK zum Einsatz. Eine Abhängigkeit der Schubumsetzung bei FIK von der Querschnittsfläche, dem Stellungswinkel der Klappen und der vorherrschenden Strömungsgeschwindigkeit im Tunnel ist denkbar. Untersuchungen in diesem Bereich könnten ebenfalls weitere interessante Erkenntnisse bringen und die Genauigkeit der Auslegung für Lüftungsanlagen erhöhen.

⁷¹ GALEHR G., (2012)

Literaturverzeichnis

ANSYS FLUENT: Theory Guide, Ansys Inc, Release 15.0, USA 2013

ANSYS FLUENT: User's Guide, Ansys Inc, Release 15.0, USA 2014

ASFINAG: Entwurfsrichtlinien, Tunnel – Lüftung(TLü) – Technische Richtlinie, Technisches Planungshandbuch der ASFINAG, Dokument-Nr.: 800.542.1000, 01.01.2013

BOESWIRTH L, BSCHORER S.: Technische Strömungslehre, 9. Auflage, Vieweg + Teubner, ISBN-978-3-8348-1718-1, 2012

BRENN, G.; MEILE W.: Strömungslehre und Wärmeübertragung I, Vorlesungsskript, Technische Universität Graz, 2010

FERZIGER Joel H.; MILOVAN P: Numerische Strömungsmechanik, 3 Auflage, Springer Verlag, ISBN978-3-540-67586-0, 2008

FREIBAUER B.; MILOVAN P: Bemessungsgrundlage für die Lüftung von Straßentunneln, Heft 87, Bundesministerium für Bauten und Technik - Straßenforschung, 1978

FVT GmbH: Vermessung der Schubeinbringung der Strahlventilatoren im Bosrucktunnel - Neubauröhre, Dokument-Nr.: FVT-47/13/BE V&U 2008/33/6400 V3.0 , 18.10.2013

FVT GmbH: Bemessung der Längslüftung für die Nord- und Südröhre des Niklasdorftunnels, Dokument-Nr.: FVT-28/10/FB V&U 06/25/6400 V10 , 30.03.2010

GALEHR G.: Effektivität der Schubeinbringung durch Strahlventilatoren, Diplomarbeit Technische Universität Graz, Institut für Verbrennungskraftmaschinen und Thermodynamik, Oktober 2012

HERWIG H.: Strömungsmechanik (Eine Einführung in die Physik und die mathematische Modellierung von Strömungen), 2. Auflage, Springer Verlag, ISBN-10 3-540-32441-0, 2006

HOWDEN : www.howden.com, URL:

<http://www.howden.com/Resources/Industry%20Brochures/IND05%20Tunnel%20ventilation.pdf> , Zugriff am 10.05.2014

KEMPF J.: Einfluss der Wandeffekte auf die Treibstrahlwirkung eines Strahlgebläses, Jg. 83 Heft 4 , Seite 47-52, Schweizer Bauzeitung, Zürich 1965

KÜMMEL W.: Technische Strömungsmechanik, 3 Auflage, Teubner Verlag, ISBN 978-3-8351-0141-8, 2007

LECHELER S.: Numerische Strömungsberechnung, 2. Auflage, Vieweg+Teubner, ISBN978-3-8348-1568-2, 2011

MEIDINGER U.: Längslüftung von Autotunneln mit Strahlgebläsen, Jg. 28 Heft28, Seite 498-501, Schweizerische Bauzeitung, Zürich 1964

MEILE W.: Unterlagen aus Laborübung Strömungslehre und Wärmeübertragung 321.105, Abschnitt Windkanäle-Kraftmessung, Technische Universität Graz, SS 2013

SCHLICHTING H.; GERSTEN K.: Grenzschichttheorie, 10 Auflage, Springer Verlag, ISBN 10 3-540-23004-1, 2005

STEINER H.: Höhere Strömungslehre und Wärmeübertragung Vorlesungsskript, Technische Universität Graz, 2011

WIMMER A.: Motorenmesstechnik Vorlesungsskript, Technische Universität Graz, WS2013/2014

WITT&SOHN AG: www.wittfan.de, URL:

http://www.wittfan.de/download/presentation/Tunnel_Seminar_for_Operators.pdf, 2011, Zugriff am 04.03.2014

WITT&SOHN AG: www.wittfan.de, URL:

http://www.wittfan.de/download/brochure/tunnel_brochure_en.pdf, Zugriff am 10.05.2014

WITT&SOHN AG: www.wittfan.de, URL:

http://www.wittfan.de/download/bananajet_deutsch.pdf, Zugriff am 16.05.2014

ZITORN AG: www.zitron.nl, URL:

http://www.zitron.nl/pdf/Strahlventilatoren_Rev03.pdf, 2011, Zugriff am 18.03.2014

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Technische Daten der verwendeten Strahlventilatoren	38
Tabelle 2: Verwendete Messgeräte im Bosrucktunnel	40
Tabelle 3: Verwendete Messgeräte im Niklasdorftunnel	45
Tabelle 4: Messablauf im Niklasdorftunnel	45
Tabelle 5: Randbedingungen der Simulation des Bosrucktunnels	52
Tabelle 6: Mess- und Simulationsergebnisse vom Bosrucktunnel, beide SV sind in Betrieb	62
Tabelle 7: Mess- und Simulationsergebnisse vom Bosrucktunnel, ein SV ist mit Strahlumlenkblechen in Betrieb	65
Tabelle 8: Mess- und Simulationsergebnisse des Bosrucktunnels, beide SV sind ohne Strahlumlenkbleche in Betrieb	66
Tabelle 9: Messergebnisse der Kalibrierung der Sonden im Niklasdorftunnel	67
Tabelle 10: Messergebnisse vom Niklasdorftunnel	69
Tabelle 11: Simulationsergebnisse – Einbauwirkungsgrad ohne Wandkontakt	70
Tabelle 12: Einbauwirkungsgrad ohne Wandkontakt – Auswertung Widerstandbeiwert der Düse ζ_D nach Kempf	72
Tabelle 13: Simulationsergebnisse – Doppelanordnung mit Wandabstand $aV = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot dva$, Baugruppe 4	73
Tabelle 14: Druckverlust berechnet aus den Wandschubspannungen – Doppelanordnung mit $aV = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot dva$, Baugruppe 4	74
Tabelle 15: Variation des Achsabstandes der Strahlventilatoren – Baugruppe 4, Doppelanordnung mit Wandabstand $aV = 0.1$ m	75
Tabelle 16: Simulationsergebnisse – Doppelanordnung mit Strahlumlenkblechen – Wandabstand $aV = 0.1$ m, Achsabstand = $1.5 \cdot dva$, Baugruppe 4 und Baugruppe 6	78
Tabelle 17: Simulationsergebnisse – Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Wandabstand $aV = 0.1$ m, Baugruppe 4 und Baugruppe 6	79
Tabelle 18: Simulationsergebnisse – Schubvariation Einfachanordnung	82
Tabelle 19: Simulationsergebnisse – Doppelanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Baugruppe 3, Rechteckprofil	85
Tabelle 20: Einbauwirkungsgrade - Doppelanordnung – Hufeisenprofil	96
Tabelle 21: Einbauwirkungsgrade - Einfachanordnung – Hufeisenprofil	97
Tabelle 22: Einbauwirkungsgrade – Doppelanordnung mit Strahlumlenkbleche – Hufeisenprofil	98

Tabelle 23: Einbauwirkungsgrade - Einfachanordnung mit Strahlableitblech-Hufeisenprofil.....	99
Tabelle 24: Einbauwirkungsgrade - Doppelanordnung mit Strahlableitblech-Rechteckprofil.....	99
Tabelle 25: Einbauwirkungsgrade – Doppelanordnung – Rechteckprofil	100
Tabelle 26: Einbauwirkungsgrade - Doppelanordnung – Hufeisenprofil Baugruppe 4 – Variation des Achsabstandes des SV	101

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Aufbau einer turbulenten Grenzschicht entlang einer gekrümmten Wand ...	10
Abbildung 2: Dimensionsloses wandnahes Geschwindigkeitsprofil	11
Abbildung 3: Grenzschicht einer entwickelten Rohrströmung	12
Abbildung 4: Skizze eines zylindrischer Freistrahls ¹⁸	13
Abbildung 5: Skizze eines Tunnelabschnittes	15
Abbildung 6: Schemazeichnung eines Tunnelelements mit Strahlgebläse	16
Abbildung 7: Energieumsetzung innerhalb eines Strahlgebläses ³¹	20
Abbildung 8: Anlagen- und Ventilator Kennlinie	21
Abbildung 9: Vergleich DNS und LES	24
Abbildung 10: Einteilung der Diskretisierungsmethoden	27
Abbildung 11: Numerisches Netz - Bosrucktunnel – Ein- und Auslaufbereich	28
Abbildung 12: Numerisches Netz – Bosrucktunnel – Strahlgebläse mit Umlenklechen ..	28
Abbildung 13: Bemaßung der Strahlventilatoren	38
Abbildung 14: Messaufbau im Bosrucktunnel ⁶⁰	40
Abbildung 15: Sonde zur Schubmessung (links) und Messprinzip (rechts).....	41
Abbildung 16: Übersichtsplan des Niklasdorftunnels.....	43
Abbildung 17: Messaufbau im Niklasdorftunnel.....	43
Abbildung 18: Eingebaute Sonde im Niklasdorftunnel.....	44
Abbildung 19: Skizze und Bild des Strömungsprüfstands am ISW an TU Graz	47
Abbildung 20: Vergleich der Tunnelströmung mit dem Potenzansatz von der Simulation Bosrucktunnel	49
Abbildung 21: Netzverfeinerungsanalyse für den Ein- und Auslaufbereich des Bosrucktunnels für das gröbste Netz (links) und das feinste Netz (rechts) ..	50
Abbildung 22: Simulationsergebnisse der Tunnelströmung bei unterschiedlichen Netzgrößen	51
Abbildung 23: Geometriemodell des Bosrucktunnels	51
Abbildung 24: Aufbau des numerischen Modells – Strahlwirkung ohne Wandkontakt	53
Abbildung 25: Abmessungen - Regelprofil Hufeisenprofil	54
Abbildung 26: Aufbau des numerischen Modells - Hufeisenprofil	54
Abbildung 27: Abmessungen - Regelprofil Rechteckprofil.....	55
Abbildung 28: Aufbau des numerischen Modells – Rechteckprofil.....	56
Abbildung 29: Skizze für die Auswertemethodik.....	58

Abbildung 30: ideale und reale statische Druckerhöhung durch ein Strahlgebläse.....	58
Abbildung 31: simulierter statischer Druckverlauf durch einen Tunnel.....	59
Abbildung 32: Vergleich der Simulationsergebnisse vom Bosrucktunnel mit beiden SV in Betrieb	64
Abbildung 33: Vergleich der Simulationsergebnisse des Bosrucktunnels, ein SV ist mit Strahlumlenkblechen in Betrieb	65
Abbildung 34: Simulationsergebnis Bosrucktunnel, beide SV sind ohne Strahlumlenkbleche in Betrieb	66
Abbildung 35: Turbulente Dissipation für die Baugruppe 4 bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten im Tunnel	71
Abbildung 36: Abmessung Doppelaufhängung - Hufeisenprofil	72
Abbildung 37: Geschwindigkeitsplot - Doppelanordnung mit Wandabstand $aV = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot dva$, Baugruppe 4, unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten uT im Tunnel.....	73
Abbildung 38: Wandschubspannung in Tunnellängsachse - Doppelanordnung mit Wandabstand $aV = 0.1$ m, Achsabstand = $2 \cdot dva$, Baugruppe 4, unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten uT im Tunnel.....	74
Abbildung 39: Wandschubspannung in Tunnellängsachse - Doppelanordnung mit Wandabstand $aV = 0.1$ m, Achsabstand $x \cdot dva =$ variabel, Baugruppe 4, $uT = 3.0$ m/s	76
Abbildung 40: Abmessungen - Doppelaufhängung mit Strahlumlenkblechen – Hufeisenprofil.....	77
Abbildung 41: Abmessungen - Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche- Hufeisenprofil.....	78
Abbildung 42: Betrag der Geschwindigkeiten - Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Hufeisenquerschnitt, Wandabstand $aV = 0.1$ m, $\alpha = 7^\circ$, Baugruppe 4	79
Abbildung 43: Wandschubspannung - Einfachanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche, Hufeisenquerschnitt, $aV = 0.1$ m, $\alpha = 7^\circ$, Baugruppe 4	80
Abbildung 44: Vergleich der Einbauwirkungsgrade $\eta E'$ aus der Simulationen mit den Kempf-faktoren ⁶⁸ für die Baugruppe 4 ohne Strahlumlenkbleche.....	81
Abbildung 45: Vergleich der Einbauwirkungsgrade $\eta E'$ aus der Simulationen mit den Kempf-faktoren ⁶⁸ für die Baugruppe 6 ohne Strahlumlenkbleche.....	81
Abbildung 46: Wandschubspannung bei Variation des Schubes bei $uT = 2$ m/s, $aV = 0.2$ m, Baugruppe 4.....	82
Abbildung 47: Abmessung Doppelanordnung mit und ohne Strahlumlenkbleche – Rechteckprofil	83

-
- Abbildung 48: Einbauwirkungsgrade für Rechteckprofile bei Variation von αV bei konstanten γv , $uT = 2$ m/s.....84
- Abbildung 49: Einbauwirkungsgrade für Rechteckprofile bei Variation von αV bei konstanten γv , $uT = 3$ m/s.....84

Anhang A – Tabellen Einbauwirkungsgrade

u_s [m/s] 24.8 F_{s0} [N] 835	Baugruppe 4 (SV4)			
	d_{va} [m]	1.4	l_v [m]	3.5
	d_{vi} [m]	1.2		
	1.3 $x d_{va}$ - 4 $x d_{va}$			
	u_T [m/s]			
		1	2	3
a_v [m]	0.1	81.0	77.1	72.8
	0.2	81.3	77.8	73.1
	0.4	82.6	80.1	75.7
	0.7	83.6	81.1	76.2
u_s [m/s] 32.9 F_{s0} [N] 2000	Baugruppe 6 (SV2)			
	d_{va} [m]	1.7	l_v [m]	6.1
	d_{vi} [m]	1.4		
	1.3 $x d_{va}$ - 4 $x d_{va}$			
	u_T [m/s]			
		1	2	3
a_v [m]	0.1	81.5	80.7	77.8
	0.2	81.9	81.4	78.7
	0.4	83.1	82.2	80.5
	0.7	84.9	83.8	81.1

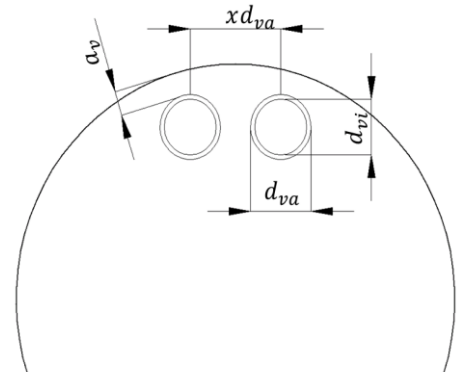


Tabelle 20: Einbauwirkungsgrade - Doppelanordnung – Hufeisenprofil

u_s [m/s]	24.8	Baugruppe 4 (SV4)		
	F_{s0} [N]	835	d_{va} [m] 1.4	l_v [m] 3.5
			d_{vi} [m] 1.2	
		Mitte		
		u_T [m/s]		
		1	2	3
a_v [m]	0.1	77.2	72.0	68.2
	0.2	78.5	72.7	69.0
	0.3	80.0	74.2	69.7
	0.5	82.4	76.5	73.4
	0.7	83.3	77.6	73.6
u_s [m/s]	32.9	Baugruppe 6 (SV2)		
	F_{s0} [N]	2000	d_{va} [m] 1.66	l_v [m] 6.14
			d_{vi} [m] 1.4	
		Mitte		
		u_T [m/s]		
		1	2	3
a_v [m]	0.1	81.0	78.2	74.5
	0.2	81.6	78.8	75.5
	0.3	83.1	80.5	76.9
	0.5	83.2	81.4	77.8
	0.7	85.7	83.4	79.7

alle Werte +1.5%

Tabelle 21: Einbauwirkungsgrade - Einfachanordnung – Hufeisenprofil

u_s [m/s]		Baugruppe 4 (SV4)					
24.8		d_{va} [m]		1.4	l_v [m]		3.5
F [N]		d_{vi} [m]		1.2			
x_D	a_v	α	β	u_T [m/s]			
[-]	[m]	[°]	[°]	2	3		
1.5	0.1	X	X	77.14	72.77		
1.5	0.1	15.80	90	X	71.68		
1.5	0.1	10.00	90	80.91	78.91		
1.5	0.1	10.00	60	81.18	77.62		
1.5	0.1	10.00	120	81.61	77.71		
1.5	0.2	X	X	81.61	78.70		
1.5	0.2	10.00	90	81.14	73.09		
1.5	0.2	10.00	60	77.95	78.99		
1.5	0.2	10.00	120	81.83	78.98		
u_s [m/s]		Baugruppe 6 (SV2)					
32.9		d_{va} [m]		1.66	l_v [m]		6.14
F [N]		d_{vi} [m]		1.4			
x_D	a_v	α	β	u_T [m/s]			
[-]	[m]	[°]	[°]	2	3		
1.5	0.1	X	X	80.65	78.13		
1.5	0.1	15.80	90	X	77.79		
1.5	0.1	10.00	90	81.88	80.65		
1.5	0.1	10.00	60	80.84	82.89		
1.5	0.1	10.00	120	83.66	82.96		
1.5	0.2	X	X	81.45	78.74		
1.5	0.2	10.00	90	82.63	80.61		
1.5	0.2	10.00	60	81.57	80.15		
1.5	0.2	10.00	120	84.10	80.96		
1.5	0.1	7.00	90	80.97	81.63		
1.5	0.1	7.00	60	76.72	78.49		
1.5	0.1	7.00	120	82.20	80.39		

Tabelle 22: Einbauwirkungsgrade – Doppelanordnung mit Strahlablenkbleche – Hufeisenprofil

u_s [m/s]	24.8	Baugruppe 4 (SV4)			
		F_{s0} [N]	835	d_{va} [m]	1.4
d_{vi} [m]	1.2				
a_v	α	u_T [m/s]			
[m]	[°]	2	3		
0.1	X	71.94	68.03		
0.1	10.00	79.60	73.60		
0.1	7.00	80.89	79.15		
u_s [m/s]	32.9	Baugruppe 6 (SV2)			
		F_{s0} [N]	2000	d_{va} [m]	1.66
d_{vi} [m]	1.4				
a_v	α	u_T [m/s]			
[m]	[°]	2	3		
0.1	X	78.13	74.63		
0.1	7.00	82.76	80.65		

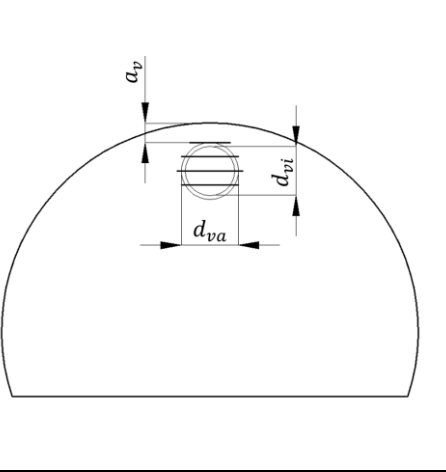


Tabelle 23: Einbauwirkungsgrade - Einfachanordnung mit Strahlablenblech– Hufeisenprofil

u_s [m/s]	F_{s0} [N]	Baugruppe 3 (SV 5)			
		d_{va} [m]	0.88	l_v [m]	2.75
40.07	763	d_{vi} [m]	0.71		
y_v	a_v	β	α	u_T	
[m/s]	[m/s]	[°]	[°]	[m/s]	
				2	3
0.1	0.1	0	0	61.3	57.1
0.1	0.1	0.0	19.0	74.8	72.2
0.1	0.1	0.0	14.0	74.3	71.8
0.1	0.1	45.0	19.0	80.2	78.1
0.1	0.1	60.0	19.0	80.7	78.6
0.1	0.1	30.0	19.0	67.7	64.5

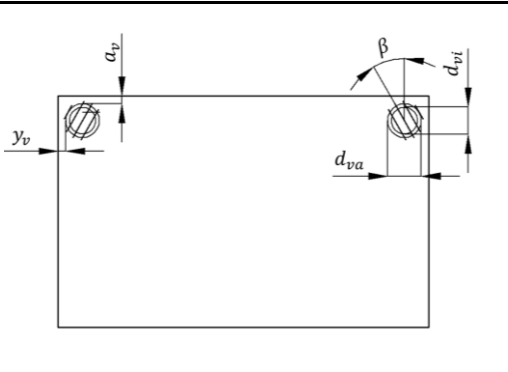
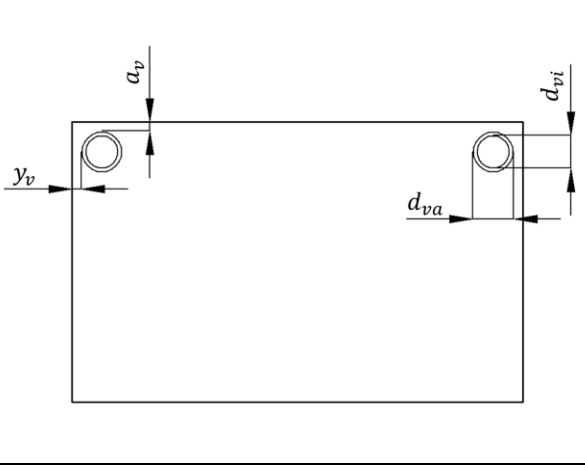


Tabelle 24: Einbauwirkungsgrade - Doppelanordnung mit Strahlablenbleche– Rechteckprofil

Baugruppe 3 (SV5)			
d_{va}	[m]	0.88	l_v [m] 2.75
d_{vi}	[m]	0.71	
y_v	a_v	u_T	
[m/s]	[m/s]	[m/s]	
		2	3
0.1	0.1	61.27	57.05
0.1	0.2	62.49	58.06
0.1	0.3	64.02	60.18
0.1	0.5	66.68	62.44
0.2	0.1	62.82	58.55
0.2	0.2	63.97	59.51
0.2	0.3	65.78	61.07
0.2	0.5	67.69	63.33
0.3	0.1	64.02	59.72
0.3	0.2	65.57	60.96
0.3	0.3	66.55	61.70
0.3	0.5	69.31	64.57
0.5	0.1	66.16	61.99
0.5	0.2	67.25	62.85
0.5	0.3	68.46	63.89
0.5	0.5	71.05	66.44
1	0.1	70.88	66.67
2	0.1	76.43	70.69
3	0.1	76.98	71.64
2	0.2	77.48	71.46
2	0.5	81.48	75.64
2	0.7	83.67	79.21



The diagram shows a rectangular profile with two circular openings. The left opening has a diameter d_{va} and a distance y_v from the left edge. The right opening has a diameter d_{vi} and a distance d_{va} from the right edge. The vertical distance between the centers of the two openings is a_v . The total length of the profile is l_v .

Tabelle 25: Einbauwirkungsgrade – Doppelanordnung – Rechteckprofil

u_s [m/s]		24.8		Baugruppe 4 (SV4)			
F_{s0} [N]		835		d_{va} [m]	1.4	l_v [m]	3.5
				d_{vi} [m]	1.2		
				1x d_{va}			
				u_T [m/s]			
				1	2	3	
a_v [m]	0.1	76.2	72.3	68.0			
	0.4	82.3	79.1	76.0			
	0.7	84.7	80.9	76.3			
				1.5x d_{va}			
				u_T [m/s]			
				1	2	3	
a_v [m]	0.1	81.0	77.1	72.8			
	0.2	81.3	77.8	73.1			
	0.4	82.6	80.1	75.7			
	0.7	83.6	81.1	76.2			
				2x d_{va}			
				u_T [m/s]			
				1	2	3	
a_v [m]	0.1	80.8	77.2	72.4			
	0.4	82.5	81.0	75.6			
	0.7	83.9	80.7	76.7			

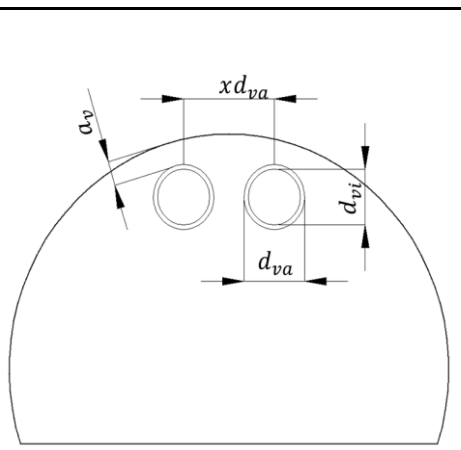


Tabelle 26: Einbauwirkungsgrade - Doppelanordnung – Hufeisenprofil Baugruppe 4 – Variation des Achsabstandes des SV

Anhang B – Messergebnisse Bosrucktunnel⁷²

allg. Parameter					
A_T	(m ²)	51.21			
A_S	(m ²)	1.66			
Kal. Sonde 1	(-)	0.7575			
Kal. Sonde 2	(-)	0.7567			
Messbereich	(-)	Nische 5		Nische 5 Nachmessung	
Messzyklus	(-)	1	2	11	12
SVL	(-)	aktiv	aktiv	aktiv	aktiv
SVR	(-)	deaktiv	aktiv	deaktiv	aktiv
u_T	(m/s)	1.43	1.46	1.49	1.49
min	(m/s)	1.23	1.26	1.29	1.29
max	(m/s)	1.63	1.66	1.69	1.69
ρ_T	(kg/m ³)	1.12	1.12	1.14	1.14
Δp_{12}	(Pa)	32.46	74.00	27.92	75.28
min	(Pa)	31.78	73.10	27.06	74.18
max	(Pa)	33.24	75.00	28.65	76.51
Δp_{dynSVL}	(Pa)	961.09	1004.05	1124.23	1104.32
Δp_{dynSVR}	(Pa)	X	1046.90	keine Messung	keine Messung
Schub Tunnel	(N)	1777	4046	1502	4055
Gesch. SVL	(m/s)	36.02	36.79	38.6	38.3
Gesch. SVR	(m/s)	X	37.5	X	X
Schub SVL	(N)	2414	2522	2824	2774
Schub SVR	(N)	X	2627	X	X
Messbereich	(-)	Nische 5 ohne Umlenkleche		Nische 4	
Messzyklus	(-)	13	14	3	4
SVL	(-)	aktiv	aktiv	aktiv	aktiv
SVR	(-)	deaktiv	aktiv	deaktiv	aktiv
u_T	(m/s)	1.28	1.36	1.71	1.61
min	(m/s)	1.08	1.16	1.51	1.41
max	(m/s)	1.48	1.56	1.91	1.81
ρ_T	(kg/m ³)	1.14	1.14	1.13	1.13
Δp_{12}	(Pa)	18.39	47.86	31.70	74.94
min	(Pa)	17.68	46.98	30.79	73.84
max	(Pa)	19.05	48.87	32.76	76.17
Δp_{dynSVL}	(Pa)	1145.23	1030.20	949.35	961.80
Δp_{dynSVR}	(Pa)	keine Messung	keine Messung	X	991.02

⁷² FVT GmbH, (2013)

Schub Tunnel	(N)	991	2580	1726	4082
Gesch. SVL	(m/s)	39.0	37.0	35.7	35.9
Gesch. SVR	(m/s)	X	X	X	36.5
Schub SVL	(N)	2877	2588	2385	2416
Schub SVR	(N)	X	X	X	2487
Messbereich	(-)	Nische 3		Nische 2	
Messzyklus	(-)	5	6	7	8
SVL	(-)	aktiv	aktiv	aktiv	aktiv
SVR	(-)	deaktiv	aktiv	deaktiv	aktiv
u_T	(m/s)	1.35	1.49	1.36	1.31
min	(m/s)	1.15	1.29	1.16	1.11
max	(m/s)	1.55	1.69	1.56	1.51
ρ_T	(kg/m ³)	1.13	1.13	1.13	1.13
Δp₁₂	(Pa)	34.35	79.92	31.99	75.47
min	(Pa)	33.62	78.93	31.26	74.54
max	(Pa)	35.18	81.03	32.83	76.51
Δp_{dynSVL}	(Pa)	1014.71	993.03	967.18	982.24
Δp_{dynSVR}	(Pa)	X	keine Messung	X	1006.31
Schub Tunnel	(N)	1865	4343	1733	4093
Gesch. SVL	(m/s)	36.8	36.5	35.9	36.2
Gesch. SVR	(m/s)	X	X	X	36.7
Schub SVL	(N)	2549	2494	2429	2467
Schub SVR	(N)	X	X	X	2525
Messbereich	(-)	Nische 1			
Messzyklus	(-)	9	10		
SVL	(-)	aktiv	aktiv		
SVR	(-)	deaktiv	aktiv		
u_T	(m/s)	1.39	1.33		
min	(m/s)	1.19	1.13		
max	(m/s)	1.59	1.53		
ρ_T	(kg/m ³)	1.14	1.14		
Δp₁₂	(Pa)	32.09	76.00		
min	(Pa)	31.17	74.89		
max	(Pa)	32.88	77.28		
Δp_{dynSVL}	(Pa)	944.51	961.16		
Δp_{dynSVR}	(Pa)	X	1034.46		
Schub Tunnel	(N)	1734	4107		
Gesch. SVL	(m/s)	35.5	35.8		
Gesch. SVR	(m/s)	X	37.1		
Schub SVL	(N)	2372	2414		
Schub SVR	(N)	X	2596		

Anhang C – Messergebnisse Niklasdorftunnel

allg. Parameter								
$A_{\text{tunnel}} (A_3)$	(m ²)	51.00						
D_h	(m)	7.50						
A_{SV}	(m ²)	0.99						
Kal. 4.1	(-)	0.831						
Kal. 4.2	(-)	0.832						
Messbereich	(-)	Zeta	Messreihe 1			Messreihe 2		
Messzyklus	(-)	2	3	4	5	6	7	8
SVS4.1	(-)	aus	ein	ein	ein	ein	ein	ein
SVS4.2	(-)	aus	ein	ein	ein	ein	ein	ein
SVS5.1	(-)	aus	aus	aus	aus	ein	ein	ein
SVS5.2	(-)	aus	aus	aus	aus	ein	ein	ein
u_T	(m/s)	3.89	3.82	2.32	1.35	3.08	1.91	0.88
min	(m/s)	3.79	3.72	2.22	1.25	2.98	1.81	0.78
max	(m/s)	3.69	3.92	2.42	1.45	3.18	2.01	0.98
ρ_T	(kg/m ³)	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20
min		1.19	1.19	1.19	1.19	1.19	1.19	1.19
max		1.22	1.22	1.22	1.22	1.22	1.22	1.22
Δp_{13}	(Pa)	7.11	19.27	23.57	28.48	44.69	54.89	62.49
min	(Pa)	6.46	18.88	23.15	28.04	44.17	54.32	61.88
max	(Pa)	7.77	19.67	23.99	28.92	45.22	55.46	63.10
Δp_{23}	(Pa)	4.21	19.63	24.79	30.88	17.06	23.69	33.48
min	(Pa)	3.70	19.23	24.37	30.43	16.68	23.27	33.01
max	(Pa)	4.72	20.03	25.21	31.34	17.45	24.11	33.94
$\Delta p_{\text{dyn}} \text{ SV4.1}$	(Pa)	X	576.01	579.79	575.51	574.21	573.54	544.31
min	(Pa)	0.00	572.83	576.59	572.33	571.04	570.37	541.28
max	(Pa)	0.00	576.60	580.38	576.10	574.80	574.13	544.88
$\Delta p_{\text{dyn}} \text{ SV4.2}$	(Pa)	X	663.33	634.70	604.49	621.04	628.87	591.14
min	(Pa)	0.00	659.71	631.23	601.17	617.63	625.42	587.88
max	(Pa)	0.00	666.95	638.17	607.81	624.45	632.31	594.39
ζ_{13}	-	0.78	0.78	0.78	0.78	0.78	0.78	0.78
min		0.76	0.76	0.76	0.76	0.76	0.76	0.76
max		0.94	0.94	0.94	0.94	0.94	0.94	0.94
ζ_{23}	-	0.46	0.46	0.46	0.46	0.46	0.46	0.46
min		0.43	0.43	0.43	0.43	0.43	0.43	0.43
max		0.57	0.57	0.57	0.57	0.57	0.57	0.57
Δp_{Reib13}	(Pa)	7.11	6.87	2.53	0.86	4.46	1.72	0.36
min			6.23	2.21	0.70	3.99	1.48	0.27
max			8.78	3.34	1.20	5.77	2.31	0.54
Δp_{Reib23}	(Pa)	4.21	4.06	1.50	0.51	2.64	1.02	0.21

min			3.57	1.27	0.40	2.28	0.85	0.16
max			5.33	2.03	0.73	3.50	1.40	0.33
Δp_{SV13}	(Pa)	X	26.14	26.10	29.34	49.15	56.61	62.85
min			25.11	25.37	28.74	48.16	55.79	62.15
max			28.45	27.33	30.12	50.98	57.78	63.65
Δp_{SV23}	(Pa)	X	23.69	26.29	31.39	19.70	24.71	33.69
min			22.80	25.63	30.83	18.96	24.12	33.16
max			25.36	27.24	32.07	20.95	25.51	34.27
Δp_{Fs0}	(Pa)	X	40	39	38	38	39	36
min			38	35	34	34	35	33
max			41	41	39	40	40	38
Gesch. SV4.1	(m/s)	X	28.2	28.3	28.2	28.2	28.2	27.4
min			28.0	25.9	25.8	25.8	25.8	25.1
max			28.4	28.5	28.4	28.4	28.3	27.6
Gesch. SV4.2	(m/s)	X	30.3	29.6	28.9	29.3	29.5	28.6
min			30.0	29.4	28.7	29.1	29.2	28.4
max			30.6	29.9	29.2	29.6	29.8	28.9
Schub SV4.1	(N)	X	944	950	943	941	940	892
min			916	785	780	778	777	737
max			968	975	967	965	964	915
Schub SV4.2	(N)	X	1088	1041	991	1019	1031	970
min			1056	1010	962	988	1001	941
max			1121	1073	1022	1050	1063	999
Schub SV5.1	(N)	X	x	x	x	941	940	892
Schub SV5.2	(N)	X	x	x	x	1019	1031	970
ke 13	(-)	X	1.32	1.38	1.23	1.40	1.27	1.12
min			1.18	1.18	1.07	1.21	1.12	1.00
max			1.44	1.47	1.31	1.48	1.34	1.18
ke 23	(-)	X	1.46	1.37	1.15	1.74	1.46	1.05
min			1.32	1.18	1.01	1.47	1.27	0.92
max			1.57	1.44	1.21	1.86	1.54	1.10
η_{Mess}	(%)	X	68	73	87	72	78	89
max	(%)	X	76	85	99	83	89	100
min	(%)	X	64	69	83	68	74	84
η_{Sim}	(%)	X	68	76	80	73	78	82
Diff	(%)	X	0.10	4.23	8.30	1.42	0.37	8.87

Anhang D – Datenblätter Messgeräte

SICK (FLAWSIC 200)

FLAWSIC 200

Produktbeschreibung

Betriebsanleitung

Strömungsmesssystem

2.6 Technische Daten

Messwertaufzeichnung	
Messgrößen	Strömungsgeschwindigkeit, Temperatur
Messbereich	-20 ... +20 m/s; stufenlos einstellbar; höhere auf Anfrage
Typische Genauigkeit *	± 0,1 m/s
t ₉₀ -Zeit	1 ... 300 s; frei wählbar
Anzeigen	
2-zelliges LC-Display	Für Messgrößen, Warnungs- und Störungsmeldungen
LED	Für Betrieb, Störung, Wartung, Kontrollzyklus
Installation	
Messstrecke	FLSE200-M, FLSE200-M im Edelstahlgehäuse 5 ... 25 m
Wandler-Wandler	FLSE200-H 5 ... 40 m
Einbauwinkel	bis 10 m Messstrecke 45 °, für größere Messstrecken 60 °
Lufttemperatur	-20 ... +50 °C
Feuchte	< 100 %
Kabellänge zwischen FLSE200 und FLA200	max. 1000 m (mit Option Datenrepeater)
Ausgangssignale	
Analogausgang	Analogausgang 0/2/4 ... 20 mA, max. Bürde 750 Ω Optional max. 2 Analogmodule 0/2/4 ... 20 mA; als Ein- oder Ausgang parametrierbar
Relaisausgänge	Für Statussignale Betrieb/Störung, Warnung, Wartung/Kontrollzyklus; Strömungsrichtung; Belastbarkeit 48 V, 1 A; potenzialfrei (Störungsrelais im Fehlerfall stromlos)
Schnittstellen	
RS 232	Für Parametrierung via PC/Laptop mittels Programm MEPAFLOW
Option Interfacemodul	Für Kommunikation mit Host-PC, wahlweise für RS 232, RS 422, RS 485
Option Modul Profibus DP	Für Datenübertragung an Host-PC über Profibus
Stromversorgung	
Betriebsspannung	90...140 V AC; 50/60 Hz oder 190...260V AC; 50/60 Hz, umschaltbar
Leistungsaufnahme	ca. 20 W
Umgebungsbedingungen	
Temperaturbereich	-20 ... +50 °C
Lagertemperatur	-20 ... +70 °C
Schutzart	IP 65
Abmessungen (B x H x T, in mm), Massen	
FLSE200-M	Elektronikeinheit: 80 x 80 x 120 ; Gehäuse aus Alu-Druckguss Gesamtmasse ca. 1 kg
FLSE200-M im Edelstahlgehäuse FLSE200-H	Elektronikeinheit: 80 x 150 x 150 ; Gehäuse aus V4A Gesamtmasse ca. 2 kg
Auswerteeinheit FLA200	im Wandgehäuse (Polycarbonat) 240 x 200 x 120 ; Masse 1,5 kg
	im 19"-Gehäuse 483 x 133 x 239 ; Masse 2,6 kg
Anschlussbox, Option Datenrepeater, Option Koax-Repeater	im Alu-Gehäuse 140 x 57 x 125 ; Masse 0,5 kg
	im Edelstahlgehäuse 210 x 840 x 200 ; Masse 1,0 kg

*: Die Genauigkeit ist abhängig von Kalibrierung, Einbauerhältnissen, Strömungsprofil, Temperatur und Länge der Messstrecke

HALSTRUP&WALCHER (P26)



Differenzdruckmessumformer

P 26

Intelligenter Differenzdruckmessumformer mit skalierbarem Messbereich

Besondere Eigenschaften

- Messbereich und Display skalierbar
- Schaltkontakte mit einstellbaren Schaltschwellen (Option)
- Konfigurierbare Zeitkonstanten und Ausgangskennlinien (radiziert / linear)
- Keine Nullpunktdrift durch automatischen Nullpunktgleich
- Einheitenumschaltung (z. B. mmH₂O, mmHg, usw.)
- Hohe Überlastsicherheit durch eingebautes Ventil
- RS232 Schnittstelle (Option)
- Auch für Hutschiene montage geeignet
- Mehrsprachiges Menü (dt./engl./ital./franz.)
- ± Messbereiche

Technische Daten

Messbereiche (andere auf Anfrage)	10/50/100/250/500 Pa 1/2,5/5/10/20/50/100 kPa frei skalierbar von 10...100% innerhalb eines Messbereiches
Messunsicherheit (0,3 Pa Messunsicherheit der Referenz)	0,5 % + 0,3 Pa vom skalierten Bereich (40... 100% v.E.)
Ausschlag-Drift / Temperatur	0,03 % /K (+10 °C...+50 °C)
Nullpunkt-Drift / Temperatur	± 0 % (zyklische Nullpunktkorrektur)
Überlastbarkeit	600 kPa bei Messbereichen ≥ 2,5 kPa 200-fach bei Messbereichen < 2,5 kPa
Medium	Luft, alle nichtaggressiven Gase
max. Systemdruck (andere auf Anfrage)	10 kPa bei Messbereichen ≤ 10 kPa Bei Messbereichen über 10 kPa max. Nenndruck des Sensors
Ansprechzeit des Sensors	25 ms
Zeitkonstanten	25 ms ... 60 s (einstellbar)
Arbeitstemperatur	+10°C...+50 °C
Lagertemperatur	-10°C...+70 °C
Leistungsaufnahme	ca. 6 VA
Gewicht	ca. 0,75 kg
Kabelverschraubungen	3 x M 16
Druckanschlüsse	für Schlauch NW 6 mm, andere auf Anfrage
Schutzart	IP 65
Prüfungen	CE, CSA, GOST

Ausgang*	A	Versorgung	B
0...10 V (R _L ≥ 2 kΩ)	1	24 V AC/DC	24ACDC
0...20 mA (R _L ≤ 500 Ω)	0	24 VAC mit galvanischer Trennung	24AC
4...20 mA (R _L ≤ 500 Ω)	4	230/115 VAC	230/115
± 5 V (R _L ≥ 2 kΩ)	5		

* Ausgangssignale frei konfigurierbar

Messbereich	C	Messunsicherheit	D
Messbereich z. B.: 0 – 10 Pa, mbar, mmHg usw.		Standard ±0,2 % v.E. jedoch min. 0,3 Pa	S 2

LC-Anzeige	E	Schaltkontakte	F
ohne	0	ohne	0
LC-Anzeige und Tastatur	LT	2 Umschaltrelais max. 230 VAC, 6A	2

Datenschnittstelle	G
ohne	0
RS 232, Datenkabel im Lieferumfang	RS

Bestellschlüssel

	A	B	C	D	E	F	G
P 26	-	-	-	-	-	-	-

Zubehör	
<input type="checkbox"/> RS 232 Datenkabel	9601.-0085
<input type="checkbox"/> DKD-Kalibrierzertifikat deutsch	9601.-0003
<input type="checkbox"/> DKD-Kalibrierzertifikat englisch	9601.-0004
<input type="checkbox"/> Werkskalibrierzertifikat	9601.-0002

HALSTRUP&WALCHER (P92)



Differenzdruckmessumformer

P 92

Intelligenter
Differenzdruckmessumformer



Besondere Eigenschaften

- Für positive und negative Differenzdrücke
- Konfigurierbare Zeitkonstanten und Ausgangskennlinien (radiziert/ linear)
- keine Nullpunktdrift durch automatischen Nullpunktgleich
- Hohe Genauigkeit und Langzeitstabilität
- Geringe Hysterese und Temperaturabhängigkeit
- Hohe Überlastungssicherheit durch eingebautes Ventil
- Optional mit Profibus DP-Schnittstelle oder RS232

Messbereiche (andere auf Anfrage)	
Messbereiche	10/50/100/250/500 Pa 1/2,5/ 5/10/20/50/100 kPa
Messunsicherheit (0,3 Pa Messunsicherheit der Referenz)	0,5 % v.E. + 0,3 Pa
Ausschlag-Drift / Temperatur	0,03 %/ K (+10 °C...+50 °C)
Nullpunkt-Drift / Temperatur	± 0 % (zyklische Nullpunktkorrektur)
Überlastbarkeit	
	600 kPa bei Messbereichen ≥ 2,5 kPa 200-fach bei Messbereichen < 2,5 kPa
Medium	
	Luft, alle nichtaggressiven Gase
max. Systemdruck andere auf Anfrage	
	10 kPa bei Messbereichen ≤ 10 kPa Bei Messbereichen über 10 kPa max. Nenndruck des Sensors
Ansprechzeit des Sensors	
	20 ms bei Messbereich ≥ 250 Pa 50 ms bei Messbereich < 250Pa
Zeitkonstante	
	1/2,5/10/20/30/40 s (einstellbar)
Arbeitstemperatur	
	+10 °C... +60 °C
Lagertemperatur	
	- 10 °C... +70 °C
Leistungsaufnahme	
	ca. 5 VA
Kabelverschraubungen	
	2 x M 16
Prüfungen	
	CE, CSA

Ausgang				A	Versorgung				B
0...10 V (R _L ≥ 5 kΩ)	1	24 VDC	24D						
0...20 mA (R _L ≤ 500 Ω)	0	24 VAC	24A						
4...20 mA (R _L ≤ 500 Ω)	4	115 VAC	115						
		230 VAC	230						
Messbereich		C	Messunsicherheit		D				
Messbereich z.B.: 0 - 10 Pa, mbar, mmHg usw.			Standard	S					
			± 0,2 % v.E. nur ≥ 250 Pa	2					
LC-Anzeige		E	Datenschnittstelle		F				
ohne	1	ohne	0						
3 1/2 stellig	3	RS 232 (Option)	RS						
4 1/2 stellig	4	Profibus DP (Option)	DP						
Gehäuseausführung				G					
Kunststoff, IP 65, 0,8 kg				K					
Metall, IP 65, 1,4 kg				M					
Metall, Schneidringverschraubung NW6				MS					

Bestellschlüssel

	A	B	C	D	E	F	G
P 92	-	-	-	-	-	-	-

Zubehör	
<input type="checkbox"/> DKD-Kalibrierzertifikat deutsch	9601.-0003
<input type="checkbox"/> DKD-Kalibrierzertifikat englisch	9601.-0004
<input type="checkbox"/> Werkskalibrierzertifikat	9601.-0002
<input type="checkbox"/> Gegenstecker Profibus (Spannungsversorgung)	9601.-0034

JUMO 4304

JUMO GmbH & Co. KG

Hausadresse: Moltkestraße 13 - 31, 36039 Fulda, Germany
 Lieferadresse: Mackenrodtstraße 14, 36039 Fulda, Germany
 Postadresse: 36035 Fulda, Germany

Telefon: 0661 6003-715
 Telefax: 0661 6003-606
 E-Mail: mail@jumo.net
 Internet: www.jumo.net



Typenblatt 40.4304

Seite 1/4

Druck- und Differenzdruck-Messumformer

Typ 4304

Allgemeine Anwendung

Druck- und Differenzdruck-Messumformer des Typs 4304 eignen sich zur Erfassung von Über-, Unter- und Differenzdruck nichtaggressiver Gase. Anwendungsgebiete sind vorzugsweise Heizung - Lüftung - Klima, Füllstandsmessung (Einperlmethode), Strömungsmessung und -überwachung, sowie Filtertechnik. Das Gerät ist auf Wunsch mit LC-Anzeige oder mit LC-Anzeige und Grenzkontakt(en) lieferbar.



Technische Daten

Referenzbedingungen

gemäß DIN 16 086 und DIN IEC 770/5.3

Messbereiche

siehe Bestellangaben

Überlastungsgrenze

Messbereiche

0...400 mbar 5facher Messendwert

Messbereiche

> 400 mbar 2facher Messendwert

maximaler Systemdruck

(bei Δp -Messungen)

1 bar (beidseitig)

Berstdruck

Für alle Messbereiche > 2 bar

Druckmittelberührte Teile

Ni, Al, CuBe, PU

Ausgang

0...10 V Bürde $\geq 2 \text{ k}\Omega$ 0/4...20 mA Bürde $\leq 500\Omega$ 4...20 mA Bürde $\leq (U_B - 12 \text{ V}) / 0,02\text{A}$

Zweileiter

Bürdeneinfluss

 $\leq 0,2\%$

Nullsignalabweichung

 $\leq 0,5\%$ v. EW

Umgebungstemperatureinfluss

Im Bereich +10...+50°C

(kompensierter Temperaturbereich)

Nullpunkt: $\leq 0,02\%/K$ typisch, $\leq 0,05\%/K$ max.Messspanne: $\leq 0,02\%/K$ typisch, $\leq 0,05\%/K$ max.

Kennlinie

serienmäßig: linear

auf Wunsch: radiziert

Kennlinienabweichung

 $\leq 1\%$ v. EW

(Grenzpunkteinstellung, incl. Hysterese und Wiederholbarkeit)

Einstellzeit

 $\leq 20 \text{ ms}$

Stabilität pro Jahr

 $\leq 0,5\%$ v. EW

Spannungsversorgung

siehe Bestellangaben

Restwelligkeit

max. 1 V_{SS}

max. Stromaufnahme

ca. 25 mA

Spannungsversorgungseinfluss

 $\leq 0,02\%/V$

(Nennspannungsversorgung DC 24 V)

zul. Umgebungstemperatur

-10...+50°C

Lagertemperatur

-10...+70°C

zul. Mediumtemperatur

-10...+50°C

Elektromagnetische Verträglichkeit

nach Fachgrundnorm EN 50 081-1 und

EN 50 082-1

Mechanischer Schock

10 g/0,1 ms

Mechanische Schwingungen

max. 5 g bei 15-2000 Hz

Schutzart

IP 65 nach EN 60 529

(Anschlussleitungs-Durchmesser

min. 5 mm, max. 7 mm)

Gehäuse

ABS

Prozessanschluss

siehe Bestellangaben

Elektrischer Anschluss

Kabelverschraubung M12 x 1,9;

Schraubklemmen innenliegend,

für Leitungsquerschnitte bis 1,5 mm²

Grenzkontakt

- Schaltleistung: 6 A, 230 VAC

- Einstellbarkeit: 0...100% v. EW

- Schalthysterese: einstellbar, 1...99%

v. eingestellten GW

- Ausgang pro Grenzkontakt:

1 Relais-Umschaltkontakt (potentialfrei)

Nennlage

serienmäßig: vertikal \perp auf Wunsch: horizontal

bei Bestellung angeben

Gewicht

ca. 300 g

(ca. 400 g bei AC-Versorgung)

TESTO (177-T2)

11. Technische Daten

11.2 testo 177-T2

Messgröße	Temperatur (°C/°F)
Sensor	NTC
Anzahl der Messkanäle	1x intern
Genauigkeit	± 0,4 °C (-25 bis +70 °C)
.....	± 0,8 °C (-40 bis -25,1 °C)
.....	±1 Digit
Auflösung	0,1 °C
Messtakt.....	2 sec bis 24 h (frei wählbar)
Angleichzeit t_{90} (intern)	ca. 30 min bei Windgeschw. 1m/s
Lagertemperatur.....	-40 bis +85 °C
Betriebstemperatur.....	-40 bis +70 °C
Display.....	LCD, 1-zeilig
Betriebstemperatur Display	-30 bis +65 °C
Speicherkapazität	48.000 Messwerte
Schutzart.....	IP 68
Gehäuse	ABS/TPE
Abmessungen in mm (LxBxH)	103 x 64 x 33
Gewicht	122g
Batterie	Lithium (1 AA)
Batteriestandzeit	typisch: 5 Jahre*
.....	(Messrate: 15 Min., Betriebstemperatur: -10 bis +50°C,
.....	Display: An, Betriebsanzeige (grüne LED): Aus)

* siehe Kapitel 11.6 Batteriestandzeit, S. 33

KRONEIS (Barogeber Type 315K)Produktinformation**Barogeber Type 315 K**

Mit kapazitivem Drucksensor

Ausgang: 0 (4) - 20 mA = 100 hPa, wählbar mit Jumpers zwischen 850 und 1050 hPa

Optional auch: 0 (4) - 20 mA = 850 to 1050 hPa oder anderer Meßbereich

*

Betriebsspannung: 11-30 VDC,

Max. Bürde bei 12 VDC Versorgung: 50 Ohms, bei 24 VDC: 500 Ohms

*

Genauigkeit und Linearität: +/- 0,5 hPa im Einsatztemperaturbereich: 0 - 30 °C

*

Mit Temperaturkompensation, max. Temperatur-Koeffizient: +/- 0,04 hPa/°C

*

Standardausführung: Europa-Karte: 160x100 mm mit Klemmen

Optional: Steckerleiste (DIN 41612 Reihe A,B), Gehäuse: ABS 200x120x75



Barogeber 315 K mit Option Gehäuse mit Druckanschluß

KRONEIS GmbH

A-1190 Wien · Iglaseegasse 30-32

Tel.: +43 (0) 1 320 34 92 · Fax: +43 (0) 1 320 66 04

homepage: <http://www.kroneis.at>

e-mail: office@kroneis.at

Anhang E – Auswerteprogramm Fluent

```

;; Auflösungsgenauigkeit angeben in m
  (define dx 1)
;; Länge des Tunnels angeben
  (define endwert 795)
  (define ausgabe "report/surface-integrals area-weighted ")
;; Planes erstellen
  (do ((j 1 (+ j dx))) (> j endwert))
    (ti-menu-load-string (format #f "surface/plane-point-n-normal plane-x=~a
~a 0 0 1 0 0" j j))
  )
;; Auswertung
;; Ausgabe der Form: report/surface-integrals area-weighted ( plane-x=1 plane-x=2)
pressure no
  (do ((j 1 (+ j dx))) (> j endwert))
    (set! ausgabe (string-append ausgabe (format #f " plane-x=~a" j)))
  )
  (set! ausgabe (string-append ausgabe " pressure yes statischerDruck "))
;; Display ausgabe
  (ti-menu-load-string (format #f "~a" ausgabe))
;; Planes löschen
  (do ((j 1 (+ j dx))) (> j endwert))
    (ti-menu-load-string (format #f "surface/delete-surface plane-x=~a " j ))
  )

```