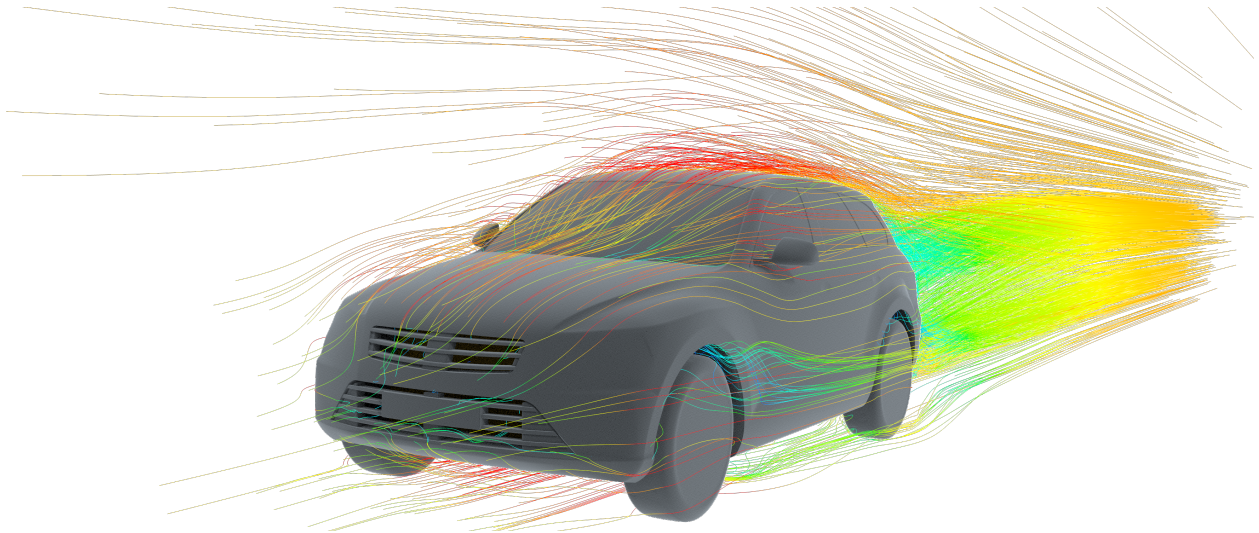




CHALMERS



Numerisk och experimentell analys av ”kylmotstånd” på en generisk SUV

Analys av luftmotstånd vid varierande girvinklar och luftintagsdesigner

Kandidatarbete inom Mekanik och maritima vetenskaper

MELVIN GLANS
ALEXANDER KARLSSON
MAX NORMARK
BERKEN SERBÜLENT
EMIL SJÖSTRÖM
AMIR TRESNJIC

INSTITUTIONEN FÖR MEKANIK OCH MARITIMA VETENSKAPER

CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA
Göteborg, Sverige 2024
www.chalmers.se

KANDIDATARBETE I MASKINTEKNIK OCH TEKNISK FYSIK

Numerisk och experimentell analys av ”kylmotstånd” på en generisk SUV

Analys av luftmotstånd vid varierande girvinklar och
luftintagsdesigner

MELVIN GLANS
ALEXANDER KARLSSON
MAX NORMARK
BERKEN SERBÜLENT
EMIL SJÖSTRÖM
AMIR TRESNJIC



CHALMERS

Institutionen för Mekanik och maritima vetenskaper
Avdelningen för Fordonsteknik och autonoma system

CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA

Göteborg 2024

Numerisk och experimentell analys av ”kylmotstånd” på en generisk SUV
Analys av luftmotstånd vid varierande girvinklar och luftintagsdesigner
MELVIN GLANS
ALEXANDER KARLSSON
MAX NORMARK
BERKEN SERBÜLENT
EMIL SJÖSTRÖM
AMIR TRESNJIC

© MELVIN GLANS, ALEXANDER KARLSSON, MAX NORMARK,
BERKEN SERBÜLENT, EMIL SJÖSTRÖM, AMIR TRESNJIC 2024.

Handledare: Alexey Vdovin, avdelningen för Fordonsteknik och autonoma system
Avaneesh Upadhyaya, avdelningen för Fordonsteknik och autonoma
system
Examinator: Simone Sebben, avdelningen för Fordonsteknik och autonoma system

Kandidatarbete 2024
Institutionen för Mekanik och maritima vetenskaper
Avdelningen för Fordonsteknik och autonoma system
Chalmers tekniska högskola
SE-412 96 Göteborg
Telefon +46 31 772 1000

Omslagsbild: Flödet över den modifierade AeroSUV-modellen med flödeslinjer. Flödeslinjerna visar hastighetens variation från blått (låg hastighet) till rött (hög hastighet).

Typsatt i L^AT_EX
Göteborg 2024

Numerisk och experimentell analys av ”kylmotstånd” på en generisk SUV
Analys av luftmotstånd vid varierande girvinklar och luftintagsdesigner
MELVIN GLANS, ALEXANDER KARLSSON, MAX NORMARK,
BERKEN SERBÜLENT, EMIL SJÖSTRÖM, AMIR TRESNJIC
Civilingenjörsprogrammen i maskinteknik och teknisk fysik
Institutionen för Mekanik och maritima vetenskaper
Avdelningen för Fordonsteknik och autonoma system
Chalmers tekniska högskola

Sammandrag

Framfarten av dagens teknik kombinerat med den allt mer aktuella miljöfrågan har bidragit till att elbilar nu utgör en stor andel av världens trafik. Med detta har kraven på mer aerodynamiska design av bilar ökat för att förlänga räckvidden hos elbilar. Projektet har därför haft som syfte att studera den aerodynamiska påverkan som olika design av luftintag har på en generisk SUV, en modifierad version av AeroSUV-modellen. AeroSUV-modellen var skapad i forskningssyftet inom aerodynamik. Mer specifikt har ”kylmotståndet” undersökts, det vill säga det luftmotstånd som skapas av det kylande luftflödet genom motorutrymmet. Utöver detta har även den aerodynamiska effekten av luftflöde vid olika girvinklar undersökts.

Analysen genomfördes både numeriskt med mjukvaran STAR-CCM+, och experimentellt genom vindtunnelmätningar. I STAR-CCM+ simulerades flödet runt AeroSUVen med hjälp av RANS-modellen tillsammans med en $k - \epsilon$ turbulensmodell och ett totalt cellantal på 35 miljoner celler. Flödet betraktades vara i jämviktsstilland och roterande hjul implementerades i simuleringen. I vindtunneln var hjulen låsta. Reynoldstalet i vindtunneln var i storleksordningen 10^6 och 10^7 i den numeriska simuleringen. Som en del av vindtunnelprojektet konstruerades en ny design för en rotationsplatta, som kan användas för vidare tester. Ett antal olika luftintag studerades vid varierande girvinklar i spannet 0° till 15° .

Resultatet av studien visade på liknande trender från både simuleringarna och vindtunnelexperimenten för luftmotståndet. Luftmotståndet ökade med girvinkel i det undersökta girvinkelsområdet för samtliga luftintag, medan kylmotståndet avtog med stigande girvinkel. Det noterades att massflödet av kyl luften hade stor påverkan på de olika luftintagens kylmotstånd. Slutligen anmärktes det att placeringen av luftintaget vid stagnationsområdet gav större massflöde på bekostnad av större kylmotstånd gentemot jämförbara luftintag.

Nyckelord: CFD, luftmotstånd, kylmotstånd, luftintag, vindtunnel, aerodynamik, AeroSUV, girvinkel, elbil, STAR-CCM+

Abstract

Advancement of today's technology combined with the ever more relevant environmental issues has contributed to electric cars constituting a significant portion of global traffic. In consequence, demands for aerodynamic designs of cars have risen in order to extend the range of electric vehicles. Hence, the intent of this project is to study the aerodynamic impact that different air intake designs have on a generic SUV, a modified version of the AeroSUV-model. The AeroSUV-model was created for research purposes in aerodynamics. Specifically, the "cooling drag" was examined, in other words, the air resistance created by the cooling airflow through the engine compartment. Further, the aerodynamic effect of airflow at differing yaw angles was examined.

The analysis was conducted both numerically using the software STAR-CCM+, and experimentally through wind tunnel measurements. In STAR-CCM+, the flow around the modified AeroSUV by employing a RANS-model combined with a $k - \epsilon$ turbulence model and a total cell count of 35 million cells. The flow was treated as steady-state, and rotating wheels were also implemented in the simulation. On the contrary, the wheels in the wind tunnel were locked. The Reynolds number in the wind tunnel was in the order of 10^6 and 10^7 in the numerical simulations. As a part of the wind tunnel test, a new design for a rotational plate was constructed, which could be used for further wind tunnel testing. Various intake designs for the fronts were studied at varying yaw angles in the range 0° to 15° .

The results of the study display similar trends from both the simulations and wind tunnel experiments. The drag increased in correspondence to an increase in yaw angle within the studied yaw angle interval for all air intake designs, whereas the cooling drag decreased with an increase in yaw angle. It was noted that the mass flow of the cooling flow had a significant effect on the cooling drag for the various front designs. Finally, it was concluded that the placement of the air intake at the stagnation region gave rise to higher mass flow at the expense of greater cooling drag in contrast to similar air intakes.

Keywords: CFD, drag, cooling drag, air intake, wind tunnel, aerodynamics, AeroSUV, yaw angle, BEV, STAR-CCM+

Förord

Denna rapport presenterar resultatet av ett kandidatarbete utfört på institutionen för Mekanik och maritima vetenskaper, avdelningen för Fordonsteknik och autonoma system på Chalmers tekniska högskola under våren 2024.

Författarnas tack

Vi vill verkligen tacka våra handledare, Avaneesh Upadhyaya och Alexey Vdovin, för deras fantastiska stöd och värdefulla råd genom hela vår resa. Deras tålmod och vägledning har verkligen varit ovärderlig när vi har stött på utmaningar.

Ytterligare vill vi tacka vår examinator, Simone Sebben, för hennes kontinuerliga stöd och vägledning. Hennes kunskap och erfarenhet har varit till stor hjälp under detta projekt.

Ett stort tack vill även riktas till Torresin och medförfattarna för deras värdefulla studie om luftintagens effekt på kylmotståndet hos den modifierade AeroSUV-modellen. Vi tackar likväl Hellsten och medförfattarna för konstruktionen av den ursprungliga rotationsplattan i deras studie om aerodynamik hos en buss under starka sidovindar. Deras arbete utgjorde en viktig grund för genomförbarheten av vårt projekt.

Slutligen vill vi tacka personalen på prototypplabbet på Chalmers tekniska högskola för deras stöd och expertis under tillverkningen av rotationsplattan.

Författarna, Göteborg, Maj, 2024

Nomenklatur

Förkortningar

AEP Automotive Engineering Project
CAD Computer-aided design
CFD Computational Fluid Dynamics
FKFS Forschungsinstitut für Kraftfahrwesen und Fahrzeugmotoren Stuttgart
FVM Finita volymmetoden
MPV Multi-Purpose Vehicle
RANS Reynolds-Average Navier-Stokes
STAR-CCM+ Siemens Simcenter STAR-CCM+
SUV Sports-Utility Vehicle

Översättningar

Akumulerat luftmotstånd *Accumulated drag*
Beräkningsströmningsdynamik *Computational fluid dynamics*
Blockeringsandel *Blockage ratio*
Efterbehandling av data *Post-processing*
Gränsskikt *Boundary layer*
Halkfria randvillkoret *No-slip*
Interferensluftmotstånd *Interference drag*
Interna luftmotstånd *Internal drag*
Jämviktsläge *Steady State*
Kylluftflödet *Cooling flow*
Kylmotstånd *Cooling drag*
Luftkanal *Air duct*
Nät *Mesh*
Polyedriska celler *Polyhedral cells*
Prismalager *Prism layer*
Snabbspännare *Toggle clamp*
Tillväxtfaktor *Growth factor*
Trimmade *Trimmed*
Vindmedelluftmotstånd *Wind-averaged drag*
Viskösa underskiktet *Viscous sublayer*
Väggfunktion *Wall function*

Variabler

\dot{m} Massflöde [kg/s]
 P_i Porös tröghetstensor [$\text{Pa s}^2/\text{m}^3$]

\mathbf{P}_v	Porös viskositetstensor [Pa s/m ²]
μ	Dynamisk viskositet [kg/(m s)]
ν	Kinematisk viskositet [m ² /s]
\overline{C}_D	Vindmedelluftmotståndet []
ρ	Densitet [kg/m ³]
τ	Skjuvspänning [Pa]
θ	Girvinkel [°]
B	Blockeringsandel []
C_D	Luftmotståndskoefficient []
C_L	Lyftkraftskoefficient []
C_p	Tryckkoefficient []
C_S	Sidkraftskoefficient []
C_{Dkyl}	Kylmotståndskoefficient []
C_{Dk}	Luftmotståndskoefficient mätt i vindtunnel och korrigerad för blockering []
C_{Dm}	Luftmotståndskoefficient mätt i vindtunnel []
F_D	Luftmotståndskraft [N]
F_L	Lyftkraft [N]
F_S	Sidkraft [N]
l	Karaktäristisk längd [m]
p_0	Stagnationstryck [Pa]
p_∞	Trycket i fria flödet [Pa]
U	Flödes hastigheten i fria flödet [m/s]
u_τ	Friktionshastigheten [m/s]
v	Flödes hastigheten [m/s]
w	Korrigeringsfaktor för blockering []
y^+	Dimensionslösa väggavståndet []
Re	Reynoldstal []

Innehåll

Nomenklatur	ix
Figurer	xv
Tabeller	xix
1 Inledning	1
1.1 Bakgrund	1
1.2 Tidigare projekt på Chalmers tekniska högskola	2
1.3 Syfte	3
1.4 Avgränsningar	3
2 Teori	5
2.1 Flödesdynamik	5
2.1.1 Navier-Stokes ekvationer	5
2.1.2 Dynamisk likhet och Reynoldstalet Re	5
2.1.3 Aerodynamiska krafter och koefficienter	6
2.1.4 Tryck och tryckkoefficienten C_p	7
2.2 Tidigare forskning	7
2.2.1 Girvinkel	7
2.2.2 Girvinklar och C_D	8
2.2.3 Definitionen av vindmedelluftmotståndet	8
2.2.4 Kylmotstånd	9
2.2.5 Roterande hjul	12
2.3 CFD och finita volymmetoden	12
2.3.1 Finita volymmetoden	13
2.3.2 Diskretisering av beräkningsdomän och prismalager	14
2.3.3 Randvillkor	16
2.4 Vindtunnel	17
2.4.1 Effekter av blockering	18
2.4.2 Andra effekter	19
3 Metod	21
3.1 Modellen och design av luftintag	21
3.1.1 Värmeväxlare	22
3.1.2 Luftintag	24
3.1.2.1 Luftkanal	26

3.2	Simuleringar	28
3.2.1	Fysikinställningar för simuleringen	28
3.2.2	Arbetsflöde	29
3.2.3	Pre-processing	29
3.2.3.1	Mesh inställningar	30
3.2.4	Meshoberoende-studie	31
3.2.5	Simuleringsinställningar	32
3.2.5.1	Randvillkor	32
3.2.5.2	Stoppkriterier	32
3.2.6	Utförandet av simuleringarna	32
3.2.7	Post-Processing	33
3.3	Vindtunneltester	33
3.3.1	Koordinatsystem	34
3.3.2	Design och konstruktion av rotationsplattan	35
3.3.3	Metodik för AeroSUV-tester i vindtunneln	37
3.3.3.1	Förberedelser och installation	37
3.3.3.2	Reynoldssvep	37
3.3.3.3	Tester av olika fronter	38
3.4	Dataanalys	40
4	Resultat	43
4.1	Krafterna över gir	43
4.1.1	Jämförelse av luftmotståndet	44
4.1.2	Jämförelse av lyftkraften	49
4.1.3	Jämförelse av sidkraften	51
4.1.4	Inducerat luftmotstånd	52
4.2	Massflöde och fördelningen över värmeväxlaren	53
4.3	Vindmedelvärderade resultat	56
4.4	Mätningar i båda riktningar och modellens asymmetri	57
4.4.1	Vindtunnelmätning från -15° till 15°	57
4.4.2	Simuleringar från -15° till 15°	58
5	Diskussion	61
5.1	Diskussion av resultaten	61
5.1.1	Kylmotståndet enligt CFD- och vindtunnelresultaten	61
5.1.2	Massflöde och dess relation till kylmotstånd	63
5.2	Kommentarer angående metodiken	64
5.2.1	Avvikelse i CFD-simuleringarna	64
5.2.2	Avvikelse i vindtunneln	65
5.2.3	Vindmedelvärdering	66
5.2.4	Dynamisk likhet	66
5.3	Fortsätta arbeten	66
6	Slutsatser	71
	Litteraturförteckning	73

A	Regression av parametrarna	I
B	Kod för dataanalys	I
B.1	Vindtunnel	I
B.2	Vindmedelvärdering	IV
C	Mesh-analys	I

Figurer

1.1	Bild över den använda AeroSUV-modellen.	2
2.1	En modellbil med ett utritat koordinatsystem tillsammans med sidokraften F_S , luftmotståndskraften F_D och lyftkraften F_L . Bilen i figuren färdas i negativ x -riktning	6
2.2	Schematisk bild av girvinkeln θ 's definition som vinkeln mellan vindens riktning och normalriktningen av bilens framsida.	7
2.3	Sidovy av luftflödet på framdelen av en bil beroende på om luftintagen är öppna eller stängda.	9
2.4	En beräkningsdomän i 3D som är diskretiserad i mindre volymselement, även kallade kontrollvolym eller celler.	13
2.5	En illustrativ figur över en kontrollvolym \mathcal{V} med rand $\partial\mathcal{V}$ över ett hastighetsfält \mathbf{v} . I kontrollvolymen finns även en källterm S_ψ . Normalen \hat{n} till kontrollvolymen är likaså utritad. Över kontrollvolymens yta finns ett diffusivt och konvektivt flöde.	14
2.6	Ett exempel på en cell i ett ostrukturerat rutnät med centroid i C och angränsande centroider C_j för angränsande cell j . Normalen vid gränsen ges av \hat{n}_j	15
2.7	Ett exempel på en trimmad och polyedrisk celltyp.	15
2.8	Figur som representerar ett symmetrisk randvillkor över en cell med centroid C_j och dess symmetriska motsvarighet C_j^{sym} . Normalen till den symmetriska randen ges av \hat{n}_j . Transportstorheten ψ är utritad.	17
2.9	Skiss över en öppen vindtunneldesign med inkommande flöde (E) som kontraheras och rätas ut i sektionen (D), flödet passerar sedan genom testdelen (C) med en generisk modell, och det utgående flödet (A) rätas ut i (B).	17
3.1	Jämförelse mellan original versionen och den använda versionen av AeroSUVen.	21
3.2	Jämförelse av motorutrymmet mellan original versionen och den använda versionen av AeroSUVen.	22
3.3	En bild över värmeväxlarna, till vänster syns 6,4 mm (<i>half</i>) och till höger <i>diagonal</i>	23
3.4	Bild av modellen med fronten markerad.	24
3.5	Designerna för luftintagen från det tidigare projektet (Torresin m. fl., 2023). C och LB har samma luftintagsarea som L	25
3.6	De nya designerna som gjordes i Ansa för detta projekt.	26

3.7	Några designer av luftkanalerna för olika luftintag, bilderna är tagna från sidan så att luftflödet skulle komma från vänster och värmeväxlaren skulle vara till höger.	27
3.8	Genomskärning av framdelen av modellbilen, (A) är kroppen på bilen, (B) är den förenklade motorn, (C) är motorutrymmet, (D) är värmeväxlaren och (E) är fronten med luftkanalen.	27
3.9	Arbetsflöde för CFD simuleringar	29
3.10	Domän för simulering. Till vänster visas domänen framifrån. Till höger visas domänen isometriskt. Dimensioner utgår från AeroSUVens dimensioner enligt tabell 3.3.	29
3.11	Illustration av $y+$ över ytan på geometrin. Målet sattes till spannet 30-120 och justerades med prism-layer inställningar.	30
3.12	Figurer på den mesh som användes. Figur (a) och (b) är tagen från genomskärning i mitten av bilen. Figur (c) visar en genomskärning från toppen av bilen.	31
3.13	Figurer på den yt-mesh som användes. Figur (a) visar meshen från sidan med fokus på hjulen och figur (b) visar hur yt-meshen ser ut vid luftintaget.	31
3.14	Skiss av ovansidan av basplattan som används för att montera modellen. (A) är stöden till modellen, (B) är själva plattan och (C) är spår som kan användas för att justera positionen av stöden.	34
3.15	Sketch av sidovyn av monteringen av modellen i testdelen av vindtunneln. Modellbilen i figuren är inte representativ för den som användes i testerna.	34
3.16	Koordinatsystem i vindtunneln. Krafter definierat med ett vänsterhänt kordinatsystem.	35
3.17	Design av rotationsplatta i PEEK.	36
3.18	Tillverkning av rotationsplatta.	36
3.19	Experimentell data för okorrigerade värden av C_D från vindtunnlexperimenten är utritade mot vindtunnelhastigheten U mätt i m/s.	38
3.20	Bild av modellen i vindtunneln med tofsar.	40
4.1	Jämförelse av förändringen av C_D för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.	44
4.2	Isoytor sett från toppen över totala tryckkoefficienten för fronterna S , L och C . Ytorna visas vid girvinklar 0° , 9° och 15° . Ytorna representerar områden där $C_{pT} = 0$	45
4.3	Isoytor sett från vänster sida över totala tryckkoefficienten för fronterna S , L och C . Ytorna visas vid girvinklar 0° , 9° och 15° . Ytorna representerar områden där $C_{pT} = 0$	45
4.4	Jämförelse av kylmotståndet för vindtunnelmätningarna och simuleringarna. Notera att skalorna är olika.	46
4.5	Ackumuleringen av luftmotståndet över bilen för fronterna S , LB och BG . Bilen i bakgrunden har fronten BG . Dessa vinklar valdes och fronter då det var lätt att se skillnaderna.	47
4.6	Tryckkoefficient över frontar S , LB och C vid 0° samt 15°	48

4.7	Tryckkoefficient över frontar L , BG , SR och SB vid 0° samt 15°	49
4.8	Jämförelsebild av förändringen av C_L för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.	49
4.9	Hastigheten i ett plan i mitten av bilen för BG	50
4.10	Fördelningen utav tryckkoefficienten C_L över toppen respektive botten av bilen vid 0° , 6° och 15°	50
4.11	Tryckfördelningen i motorutrymmet och i luften runt omkring frambdelen på bilen.	51
4.12	Jämförelse av förändringen av C_S för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.	52
4.13	Jämförelse av förändringen av det inducerade luftmotståndet för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.	53
4.14	Massflödet genom värmeväxlaren för de öppna fronterna.	54
4.15	Hastighetsmagnituden på ytan av värmeväxlarna vid $\theta = 0^\circ$	55
4.16	Hastighetsmagnituden på ytan av värmeväxlarna vid $\theta = 15^\circ$	55
4.17	Värdena av de aerodynamiska koefficienterna mellan -15° och 15° då fronten L testades i vindtunneln.	57
4.18	Värdena av de aerodynamiska koefficienterna då fronterna L och S simulerades mellan -15° och 15° i gir.	58
A.1	En tredjegrads-regression av värdena av C_D för de olika frontarna i vindtunneltesterna.	I
A.2	En tredjegrads-regression av värdena av C_D för de olika frontarna i simuleringarna.	II
A.3	En tredjegrads-regression av värdena av C_L för de olika frontarna i vindtunneln.	II
A.4	En tredjegrads-regression av värdena av C_L för de olika frontarna i simuleringarna.	III
A.5	En tredjegrads-regression av värdena av C_S för de olika frontarna i vindtunneln.	III
A.6	En tredjegrads-regression av värdena av C_S för de olika frontarna i simuleringarna.	IV
A.7	En tredjegrads-regression av värdena av massflödet \dot{m} för de olika frontarna i simuleringarna.	IV
C.1	Diagram på egenskaperna hos cellerna i domänen. Den vänstra bilden illustrerar cellernas kvalitet, där 0 anses vara dåligt, och 1 anses vara optimalt. Den högra bilden illustrerar cellernas bildförhållande.	II

Tabeller

3.1	Parametrarna som specificeras i STAR-CCM+ för att modellera värmeväxlaren som poröst medium.	23
3.2	Inställningar för fysikmodell som användes i simuleringar.	28
3.3	Längddimensioner för AeroSUVen i fullskala.	29
3.4	Tabell över resultaten från studien som gjordes för att avgöra att resultatet är oberoende av använd mesh. Studien genomfördes på originalgeometrin för AeroSUV.	32
3.5	Tabell över olika frontarea A_f , blockeringsandel B och korrigeringsfaktor w för modellbilen som funktion av girvinkeln θ	40
4.1	Tabell över resultatet för värdet av proportionalitetskonstanten K för de olika konfigurationerna i vindtunneln. Motsvarande resultat från CFD:n betecknas med exponentläget ^{CFD}	53
4.2	Tabell över resultatet för de vindmedelvärderade koefficienterna $\overline{C_D}, \overline{C_L}, \overline{C_{Dkyl}}$ och $\overline{C_S}$ från vindtunneln. Motsvarande resultat från CFD:n betecknas med exponentläget ^{CFD}	56
4.3	Tabell över resultatet för det vindmedelvärderade massflödet \overline{m} från CFD-simuleringarna.	57

1

Inledning

I kommande avsnitt presenteras den relevanta bakgrunden till projektet, tillsammans med studiens syfte och mål. Med detta nämns även de avgränsningar som projektet har att förhålla sig till.

1.1 Bakgrund

I fordonsbranschen pågår ett kontinuerligt arbete för att optimera drift och bränsleekonomi. Vikten av att möta branschens prestandastandarder, samt det ständiga fokuset att minska koldioxidutsläppen, driver företagen till att utveckla nya teknologier som förväntas leda branschen in i framtiden. Den förväntade utvecklingen sträcker sig över samtliga områden inom fordonsindustrin, där tekniska framsteg inom test- och analysmetoder möjliggör förbättringar ner till minsta detaljnivå.

Det är allmänt känt att luftmotstånd har en stor påverkan på ett fordon's bränsleekonomi och räckvidd. På grund av detta finns det ett stort intresse av att minimera luftmotståndet, vilket i sin tur kan göra fordonen mer energieffektiva och miljövänliga. Kylmotståndet, den del av det totala luftmotståndet som skapas av luftflödet in i motorutrymmet, uppskattas enligt Schuetz (2016) utgöra mellan 5 % till 10 % av det totala luftmotståndet. Att minska detta kylmotstånd kan således ha en betydande inverkan på fordonets totala aerodynamik och därigenom förbättra dess bränsleeffektivitet och miljöprestanda.

Under de senaste åren har intresset för eldrivna fordon ökat stadigt. Enligt Statistikmyndigheten (2024) var 39 % av alla nyregistrerade bilar i Sverige år 2023 batteridrivna. En fördel med eldrivna fordon är att de i allmänhet har minskade kylbehov jämfört med konventionella bränsleddrivna fordon. Som ett resultat öppnas möjligheter att omforma luftintagen för att minska kylmotståndet och förbättra fordonens aerodynamik.

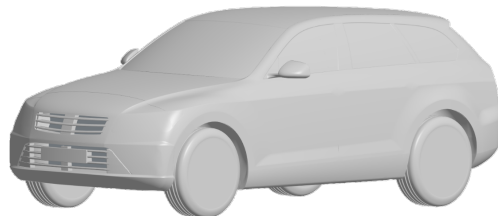
Då populariteten av SUV-modeller har ökat på senare tid, växer också behovet av resurser för forskning inom detta område. På grund av detta har Zhang m. fl. (2019) designat och framställt en generisk modell kallad AeroSUV. Modellen är avsedd för aerodynamisk forskning inom både experimentella tester och numeriska simuleringar. I denna studie används en modifierad version av AeroSUV-modellen som ska efterlikna en eldriven SUV, dessa modifieringar beskrivs i avsnitt 1.2. För att utvärdera hur kylmotståndet påverkas av olika geometrier för luftintag används även ett antal olika kompletterande bilfronter.

För att säkerställa att testresultat är representativa för verkliga körförhållanden är det viktigt att skapa testmiljöer som till stor grad efterliknar realistiska körsituationer. Detta kan uppnås på flera olika sätt, exempelvis genom att förbättra testmodellerna med mer detaljerade geometrier eller genom att använda funktionella delar som roterande hjul. Dessutom kan förbättringar ske genom att inkludera ett större spann av testscenarier. I denna studie utökas testspannet genom att inkludera flöden över ett antal olika girvinklar. Med girvinkeln avses vinkeln hos luftflödet relativt bilens framåtriktning. Detta ger en mer omfattande bild av hur luftmotståndet, och vidare kylmotståndet, varierar över hela körcykeln.

En metod för att beräkna ett mått på hur luftmotståndet varierar över gir, vindmedelluftmotståndet (jfr. eng. *wind-averaged drag*), som framställdes av Howell m. fl. (2017) används i denna studie. Metoden använder en viktning av luftmotståndskoefficienterna vid olika girvinklar.

1.2 Tidigare projekt på Chalmers tekniska högskola

Detta projekt bygger vidare på ett tidigare arbete av Torresin m. fl. (2023) från kursen Automotive Engineering Project (AEP) på Chalmers tekniska högskola. Det föregående projektet undersökte hur luftintagen på bilfronten påverkade kylmotståndet hos en modifierad version av AeroSUV-modellen, med vind rakt framifrån. Modellen är en generisk SUV utvecklad för forskning av Forschungsinstitut für Kraftfahrwesen und Fahrzeugmotoren Stuttgart (FKFS). Modifieringarna inkluderade förenkling av motorutrymme, stängda hjul samt minimering av detaljer som framlyktor och dörrhandtag. Förenklingen av motorutrymmet gjordes för att efterlikna en elbil. Utöver dessa förändringar designades ytterligare tre fronter för undersökning (Torresin m. fl., 2023). Denna modell är den som används i denna studie, där de olika fronterna testas över gir. Modellen visas i Figur 1.1 nedan.



Figur 1.1: Bild över den använda AeroSUV-modellen.

Arbetet i denna studie använde även en rotationsplatta gjord i ett annat AEP-projekt (Hellsten m. fl., 2020). För att kunna användas i denna studie gjordes dock några ändringar på denna.

1.3 Syfte

Projektets syfte är att studera och utvärdera hur olika luftintag påverkar kylmotståndet hos en eldriven SUV. Med hjälp av den generiska AeroSUV-modellen kommer kylmotståndet undersökas under olika girvinklar för att återskapa verklighetstrogna förhållanden under körning. I slutändan förväntas de experimentella resultaten kunna användas för att dra slutsatser om kylmotstånd under gir och bidra till pågående forskningsprojekt på Chalmers tekniska högskola.

1.4 Avgränsningar

Aerodynamiska effekter är komplexa fenomen som påverkas av ett stort antal faktorer. På grund av detta, i kombination med projektets begränsade tidsresurser, avgränsas studiens omfattning. Detta innebär att områden som potentiellt hade varit intressanta för projektet, såsom att beräkna och undersöka den resulterande kyleffekten, har bortsetts från.

Samtliga tester och all analys kommer att utföras på den generiska SUV-modellen beskriven i avsnitt 1.2. För att ytterligare minimera komplexiteten valdes en slät undersida.

I vindtunneln kommer modellen endast kunna testas i en mindre skala. Detta innebär begränsningar i fysikaliska egenskaper, där vindtunnelns maximala vindhastighet sätter gräns för detta. Vidare är modellen även utrustad med låsta, icke-roterande, hjul. På grund av detta kommer det inte vara möjligt att undersöka effekten av roterande hjul i vindtunneln.

Vindtunneltester och simuleringar kommer utföras under stabila vindförhållanden och begränsas till en hastighet. Simuleringar genomförs i jämviktsläge (jfr. eng. *steady state*). Detta innebär att flödesegenskaperna, såsom tryck och hastighet, inte förändras över tid. Denna avgränsning görs på grund av begränsade beräkningsresurser. Dessutom berörs inte termodynamiska effekter på luftflödet, där modellen antas befinna sig i termodynamisk jämvikt.

Antalet girvinklar som studeras begränsas även som en följd av den tid som projektet är tilldelad. Följande girvinklar som studeras är: 0° , 2° , 4° , 6° , 9° , 12° och 15° . Större girvinklar studeras inte på grund av det faktum att dessa förhållanden sällan förekommer i verkligheten enligt Cooper (2003).

Slutligen kommer projektet endast beräkna och presentera resultat från vindtunneltester och simuleringar, utan att dra slutsatser kring vad resultaten innebär i ett verkligt körscenario. För en utförlig utvärdering av prestanda för olika fronter, behöver faktorer som studien inte tar hänsyn till inkluderas.

2

Teori

Detta kapitel innehåller den teorin som är relevant för projektet. Detta inkluderar definitioner och ekvationer från strömningslära, avsnitt om luftmotstånd och kylmotstånd under gir samt den nödvändiga teorin för att förstå, och behandla, CFD och vindtunnelmätningar.

2.1 Flödesdynamik

I detta avsnitt presenteras de grundläggande ekvationerna och definitionerna från strömningslära som är centrala i denna studie.

2.1.1 Navier-Stokes ekvationer

Navier-Stokes ekvationer beskriver hur en newtonsk inkompressibel fluid beter sig över tid via två balansekvationer. Den första ekvationen, kontinuitetsekvationen, beskriver massbevaringen av fluiden enligt

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \nabla \cdot \mathbf{u} = 0. \quad (2.1)$$

där ρ är fluidens densitet och \mathbf{u} är hastigheten av fluiden. Den andra ekvationen i Navier-Stokes ekvationer studerar istället rörelsemängdsbevaring av fluiden enligt

$$\rho \left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} \right) = \rho \mathbf{g} - \nabla p + \mu \Delta \mathbf{u}. \quad (2.2)$$

med p som det lokala trycket och μ som fluidens viskositet (White, 2016).

2.1.2 Dynamisk likhet och Reynoldstalet Re

Ekvation (2.2) kan icke-dimensioneras. Fördelen med att icke-dimensionerna ekvationen är att det ger en bättre förståelse för vilka parametrar som är relevanta för det givna flödesproblemet (Versteeg och Malalasekera, 2007). Vi bortser för tillfället från gravitationstermen $\rho \mathbf{g}$ i ekvation (2.2). Om man inför en karaktäristisk längd l och flödeshastighet U , går det att omskriva Navier-Stokes ekvationer till dess dimensionslösa form

$$\frac{\partial \mathbf{u}^*}{\partial t^*} + (\mathbf{u}^* \cdot \nabla^*) \mathbf{u}^* = -\nabla^* p^* + \frac{\mu}{\rho U l} \Delta^* \mathbf{u}^* \quad (2.3)$$

där asterisk-betecknade variabler är dimensionslösa (Fox m. fl., 2011).

Om vi har geometrisk likhet mellan två olika experiment, det vill säga samma geometri och randvillkor, men till olika skalor, säger ekvation (2.3) att lösningen till flödesproblemet är densamma givet att $\mu/\rho Ul$ är identisk i båda skalorna. Detta kallas för dynamisk likhet.

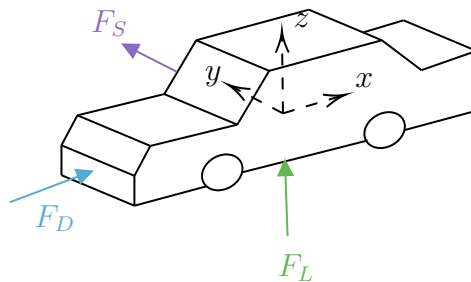
Kvoten $\rho Ul/\mu$ är således av stor betydelse och har därför även tilldelats ett eget namn, Reynoldstalet, även betecknat Re . Reynoldstalet är ett dimensionslöst tal som korrelerar det viskösa beteendet för en newtonsk fluid genom tröghet och viskositet. Reynoldstalet definieras som

$$Re = \frac{\rho Ul}{\mu}. \quad (2.4)$$

Ett lågt Re visar på långsam viskös rörelse. Måttliga Re kan innebära varierande laminärt flöde och för höga Re är flödet generellt snabbt och turbulent (White, 2016).

2.1.3 Aerodynamiska krafter och koefficienter

I Figur 2.1 presenteras de förekommande krafterna för en färdande bil. Bilen upplever då en luftmotståndskraft F_D , sidokraft F_S och lyftkraft F_L . Luftmotståndskraften verkar i motsatt riktning mot bilens färdriktning. Sidokraften verkar lateralt och parallellt med vägytan, medan lyftkraften verkar utmed samma axel som gravitationen. Respektive riktningar för krafterna är utritade i Figur 2.1.



Figur 2.1: En modellbil med ett utritat koordinatsystem tillsammans med sidokraften F_S , luftmotståndskraften F_D och lyftkraften F_L . Bilen i figuren färdas i negativ x -riktning .

För att kunna jämföra utfall av experiment under olika skalor används dimensionslösa storheter, detta följer direkt av avsnitt 2.1.2. Med dimensionslösa storheter kan vi studera likhet mellan modell- och fullskalan genom att beakta skalningen mellan experimenten. Detta är av stort intresse för vårt projekt som studerar både full- och modellskalor av AeroSUVen.

De aerodynamiska krafterna F_D , F_S och F_L kan icke-dimensioneras genom att dividera med $1/2\rho U^2 A$. Här är U den fria flödes hastigheten, ρ är densiteten av fluiden och A är en karaktäristisk frontalarea (White, 2016). Sammanfattningsvis

fås de motsvarande dimensionslösa aerodynamiska koefficienterna C_D , C_S och C_L som

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2}\rho U^2 A}, \quad C_S = \frac{F_S}{\frac{1}{2}\rho U^2 A} \quad \text{och} \quad C_L = \frac{F_L}{\frac{1}{2}\rho U^2 A}. \quad (2.5)$$

2.1.4 Tryck och tryckkoefficienten C_p

Stagnationstrycket p_0 är trycket vid en punkt i ett friktionsfritt flöde där hastigheten är noll. Motsvarande punkt kallas för stagnationspunkten. Stagnationstrycket kan relateras till det statiska trycket p i en punkt med det dynamiska trycket enligt ekvation

$$p + \frac{1}{2}\rho v^2 = p_0 \quad (2.6)$$

där det dynamiska trycket ges av $\rho V^2/2$ (White, 2016) där V är flödeshastigheten i punkt. En ökning i hastighet V innebär därmed i en minskning i trycket p , då stagnationstrycket p_0 är konstant.

Det går även att göra trycket dimensionslöst. C_p är den dimensionslösa koefficienten som relaterar det statiska trycket med det dynamiska trycket. C_p definieras som

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho U^2} \quad (2.7)$$

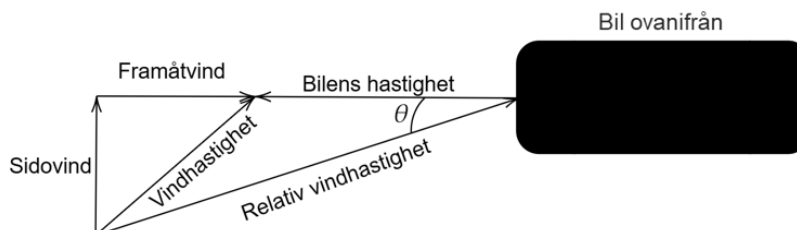
där p_∞ är trycket i det fria flödet, och U hastigheten i det fria flödet (White, 2016). Notera då $p = p_0$ fås med ekvation (2.6) att $C_p = 1$ i stagnationspunkten.

2.2 Tidigare forskning

Detta avsnitt innehåller bland annat en definition av girvinkel och kylmotstånd, samt tidigare forskning om hur girvinklar påverkar luftmotstånd och om olika parametrar som påverkar kylmotståndet av en bil.

2.2.1 Girvinkel

Girvinkeln, θ , avser vinkeln hos luftflödet relativt bilens framåtriktning, se Figur 2.2 nedan. Vinkeln definieras i matematisk positiv riktning med nollposition i bilens riktning. Bilden och definitionen är gjord utifrån diskussion med handledare och examinator, samt enligt den i (Hucho, 2013).



Figur 2.2: Schematisk bild av girvinkeln θ 's definition som vinkeln mellan vindens riktning och normalriktningen av bilens framsida.

2.2.2 Girvinklar och C_D

I en studie av de aerodynamiska effekterna av girvinklar på en personbil konstaterades det att: "De aerodynamiska egenskaperna hos en bil är typiskt sett definierade av enbart en parameter: luftmotståndet vid 0 graders girvinkel" (Howell, 2015, s.306). Effekten av en girvinkel på en bil är däremot av stor betydelse för dess aerodynamik, mer specifikt för dess C_D . Det har visats att ökningen av C_D vid girvinklar är ett inducerat luftmotstånd som i huvudsak består av en lyftkraft och en sidokraft (Howell, 2015; Mercker, 1986). Ökningen av det inducerade luftmotståndet kan uttryckas enligt ekvation (2.8),

$$C_{Di} = K(C_L^2 + C_S^2) \quad (2.8)$$

där C_L är lyftkraftskoefficienten, C_S är sidokraftskoefficienten och C_{Di} är den inducerade luftmotståndskoefficienten som ges av ekvation (2.9).

$$C_{DR} = C_D \cos \theta + C_S \sin \theta \quad (2.9)$$

I ekvation (2.9) benäms den inducerade luftmotståndskoefficienten som C_{DR} för att skilja från ekvation (2.8). För att undersöka proportionaliteten mellan det inducerade luftmotståndet och lyft- samt sidokrafterna, plottas förändringen från girvinkel 0, där axlarna utgörs av ekvation (2.10) och ekvation (2.11),

$$\Delta C_{DR} = C_{DR\theta} - C_{DR0} \quad (2.10)$$

$$\Delta(C_L^2 + C_S^2) = (C_L^2 + C_S^2)_\theta - (C_L^2 + C_S^2)_0 \quad (2.11)$$

där girvinklarna ges av θ och 0 (Howell, 2015; Mercker, 1986).

Detta inducerade luftmotstånd och proportionaliteten mellan den och lyft- samt sidokrafterna påverkas olika för olika former på bilar (Howell, 2015). För 1- och 2-låders former, det vill säga små halvkombis, MPVs och SUVs, har man sett att luftmotståndskoefficienten ökar med girvinkel i takt med att lyftkoefficienten ökar. Däremot såg man att för 3-låders former, det vill säga salongsbilar och fastbacks, minskar luftmotståndskoefficienten i takt med att lyftkraftskoefficienten ökar.

2.2.3 Definitionen av vindmedelluftmotståndet

Som tidigare nämnts leder luftmotståndet vid 0° girvinkel till en felaktig uppskattning av det genomsnittliga luftmotståndet i en körsituation. Därav följer en uppskattning av bränslekonsumtion som inte representerar verkliga förhållanden (Howell m. fl., 2017). Vindmedelluftmotståndet fås genom att vikta fordonets luftmotstånd under olika vind- och girvinkelförhållanden (Dalessio m. fl., 2017). Detta ger en bättre representation av fordonets luftmotstånd under olika körförhållanden.

I studien av Howell m. fl. (2017) presenteras en ny metod för att beräkna vindmedelluftmotståndet som kallas för den cykelmedelvärderade luftmotståndskoefficienten C^{DWC} . Den metoden beaktar effekter från nollskilda girvinklar, samt variationer i

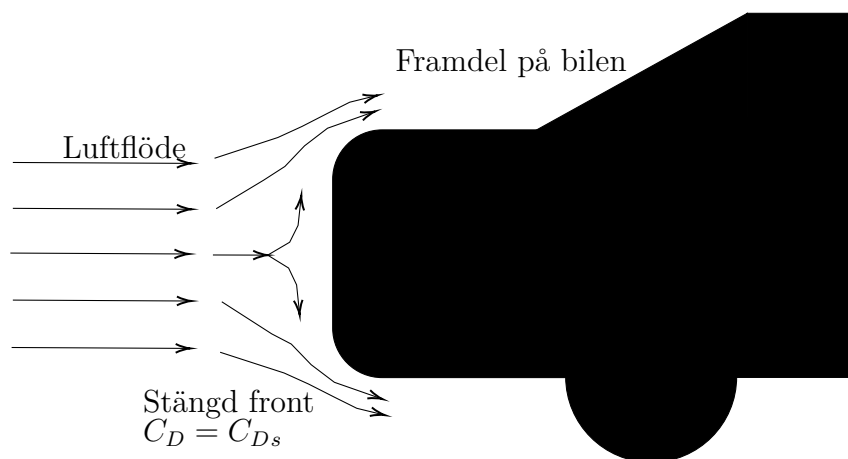
vind- och fordonshastighet under hela fordonets körcykel. Resultatet av deras studie, som innefattar data från 28 olika fordon, resulterade i en viktad C^{DWC} enligt uttrycket

$$C^{DWC} = 0,530C_{D0} + 0,345C_{D5} + 0,130C_{D10} + 0,007C_{D15} \quad (2.12)$$

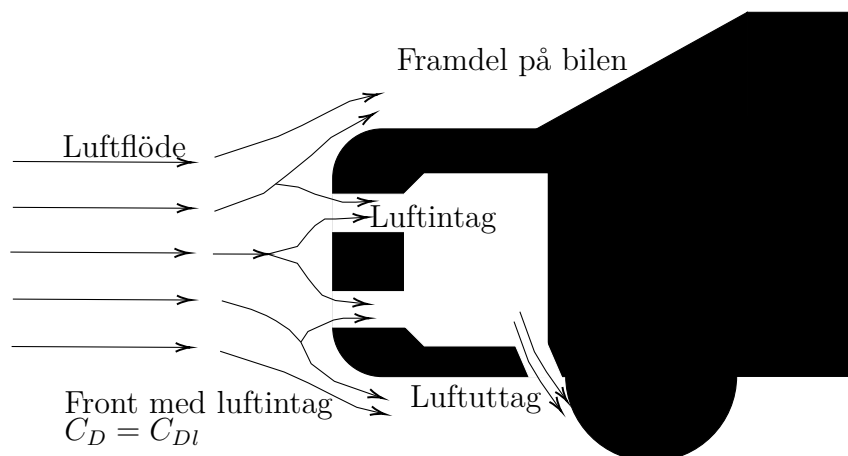
där $C_{D\theta}$ är luftmotståndskoefficienten som erhålls vid en viss girvinkel θ (Howell m. fl., 2017). Framöver kommer C^{DWC} refereras med notationen $\overline{C_D}$ och benämnas vindmedelluftmotståndet.

2.2.4 Kylmotstånd

Kylmotståndet (jfr. eng. *cooling drag*) är delen av det totala luftmotståndet för ett fordon som beror på luftflödet som går genom motorutrymmet för att kyla motorn, det så kallade kylflödet (jfr. eng. *cooling flow*) (Hobeika m. fl., 2017).



(a) Luftflöde med stängt luftintag, luftmotståndskoefficienten är C_{D_s} .



(b) Luftflöde med öppet luftintag, luftmotståndskoefficienten är C_{D_l} .

Figur 2.3: Sidovy av luftflödet på framdelen av en bil beroende på om luftintagen är öppna eller stängda.

Figur 2.3 visar skillnaden mellan samma bil och dess luftflöde då den har en stängd front på bilen, Figur 2.3a, och då den har öppna luftintag med luftflöde genom motorutrymmet, Figur 2.3b. Denna olikhet i luftflödet förändrar det totala luftmotståndet för bilen. Differensen i luftmotståndet för öppen och stängd front kallas kylmotståndet. Kylmotståndet uppskattas kunna utgöra uppemot 10 % av det totala luftmotståndet för en bil, men den exakta siffran beror på olika parametrar såsom formen på bilen med mera (Baeder m. fl., 2012).

För att kunna jämföra kylmotståndet mellan olika bilkonfigurationer definieras kylmotståndskoefficienten C_{Dkyl} som

$$C_{Dkyl} = C_{DI} - C_{Ds}, \quad (2.13)$$

där C_{DI} och C_{Ds} är luftmotståndskoefficienten för den öppna respektive stängda konfigurationen av bilen. Denna koefficient kan användas för att se skillnaden i luftmotståndet för de olika konfigurationerna enligt ekvation (2.5). Då luftmotståndet ökar för de öppna konfigurationerna brukar det totala kylmotståndet (Baeder m. fl., 2012), och därmed även C_{Dkyl} , vara positivt.

Om man jämför en öppen och en stängd konfiguration brukar lyftkraften öka för den öppna, och då framförallt på den främre delen av bilen. Det finns en korrelation mellan större värden på C_L och större kylmotstånd för en öppen konfiguration (Renn & Gilhaus, 1986; Williams, 2003, s.340-341).

Kylmotståndet består av två huvudsakliga komponenter: interferensluftmotståndet (jfr. eng. *interference drag*) och det interna luftmotståndet (jfr. eng. *internal drag*) (Williams, 2003). En formulering av Tesch m. fl. (2010) inkluderar även två ytterligare termer: trycket på luftintaget och trycket på luftuttaget.

Det interna luftmotståndet påverkas av förändringen av kylflödets rörelsemängd då den passerar genom värmeväxlaren och motorutrymmet. Utöver ytfriktion inuti bilen beror detta på tryckförluster då kylflödet passerar genom och förbi komponenter i motorutrymmet (Williams, 2003). Dessa förluster, på grund av ytfriktion inuti kylsystemet, ökar med kylflödets massflöde och en vanlig strategi är därför att begränsa det (Tesch m. fl., 2010). Man kan härleda analytiska uttryck för det interna luftmotståndet, och utifrån dessa kan man se att man kan minska (det interna) kylmotståndet genom att: minimera tryckförluster, ha så stor area av värmeväxlaren som möjligt samt att ha minsta möjliga massflöde (Wolf, 2004, s.6).

Interferensluftmotståndet är hur luftmotståndet förändras av skillnader i det yttre luftflödet under jämförelse mellan det öppna och stängda luftintaget. Förändringar av tryckfältet på bilen beroende på parametrar såsom storleken och positionering av luftintag och luftuttag bidrar till interferensluftmotståndet. Detta gör att det är svårt att härleda ett analytiskt uttryck för interferensluftmotståndet (Tesch m. fl., 2010).

Till skillnad från det interna luftmotståndet kan interferensluftmotståndet vara negativt, och strategin för att minimera kylmotståndet är därför dels att minimera förluster inuti kylsystemet samt att få minsta möjliga interferensluftmotstånd (Wolf, 2004, s.6). Ett negativt interferensluftmotstånd för minskat kylmotstånd har realiserats för Porsche 911 serien som använde sig av luftuttag framför framhjulen (Tesch m. fl., 2010; Wolf, 2004).

Fortsättningsvis i detta arbete kommer fokuset att vara det totala kylmotståndet snarare än dess enskilda komponenter på grund av svårigheter att mäta dessa.

Upadhyaya m. fl. (2024) undersökte effekten av luftintags positionering på kylflöde på en AeroSUV modell, avsedd att efterlikna en elbil. Luftintagets position var korrelerat till kylmotståndet genom att förflyttning av luftintaget vertikalt eller horisontellt ifrån högtrycksområdet på bilens framdel ökar det totala luftmotståndet (Upadhyaya m. fl., 2024, s.11). För samma luftflöde genom värmeväxlaren, för konfigurationerna med luftintag längre ifrån stagnationsområdet, krävs en större effekt från en fläkt för att driva flödet (Upadhyaya m. fl., 2024).

Positionen och formen av luftintag påverkar även hastighetsfördelningen av flödet genom värmeväxlaren. Framförallt kan luftintag positionerade under- eller ovanifrån mitten av fronten orsaka ojämna hastighetsfördelningar med lite flöde genom ovan delen respektive underdelen av värmeväxlaren. Sådana ojämna fördelningar är ofördelaktigt då det påverkar värmeöverföringen i värmeväxlaren negativt (Renn & Gilhaus, 1986, s.343), och därmed kylningsförmågan.

Den ojämna hastighetsfördelningen över värmeväxlaren kan jämnas ut genom användning av luftkanaler (jfr. eng. *airducts*) som leder flödet mellan luftintaget och värmeväxlaren, se (Renn & Gilhaus, 1986, s.342) för bilder. Dessa luftkanaler ökar medelhastigheten genom värmeväxlaren med 20 %. Att använda luftkanaler kan minska kylmotståndet med ungefär 50 % och minskar även ökningen av lyftkraften som orsakas av kylflödet (Renn & Gilhaus, 1986, s.342). Att använda sig av luftkanaler utgör därmed något av en självklarhet då man har ett kylflöde.

Arean för luftintag och luftuttag har stor påverkan på både kylmotståndet och massflödet. För realistiska värden på kvoten mellan arean av luftintag och arean av värmeväxlaren ökar massflödet någorlunda linjärt (Renn & Gilhaus, 1986, s.344). Däremot ökar inte massflödet ytterligare när luftintagets area överskrider en kritisk punkt, även om kylmotståndet fortsätter att öka. Även massflödet ökar med arean på luftuttaget. Om massflödet är otillräckligt för kylning är det därför fördelaktigt att öka på storleken av luftuttagen (Bäder m. fl., 2013, s.156). Mindre luftuttag kan däremot innebära en återhämtning av kylflödets rörelsemängd (Williams, 2003). Om arean av värmeväxlaren minskar blir även kylmotståndet och massflödet mindre, givet att tryckfallet över värmeväxlaren är detsamma (Bäder m. fl., 2013).

Arbeten såsom (Larson & Woodiga, 2018) och (Stapleford, 1981) har undersökt kylmotståndet för sedaner respektive pickupbilar över girvinklar. För pickupbilar

minskade C_D inom det testade intervallet 0° till 7° (Larson & Woodiga, 2018), och för sedaner minskade den inom 0° till 30° (Stapleford, 1981). Denna minskning beror enligt forskning på en minskad tryckskillnad som driver kylflödet då högtrycksområdet flyttar ifrån luftintagen i takt med att girvinkeln ökar (Stapleford, 1981, s.70).

Sammanfattningsvis är kylmotstånd något som är relativt lätt att mäta för en bil men desto svårare att optimera. Det finns riktlinjer för hur designen av kylsystemen bör utformas med luftkanaler samt positionering och utformning av luftintag och uttag. Däremot finns det ingen given mall för varje enstaka bil, och vid förändringar av utformning av den stängda konfigurationen är det inte längre givet att kylmotståndet förblir densamma för de öppna.

2.2.5 Roterande hjul

Roterande hjul kan inte bortses från vid designen av en produktionsbil. Vid studier av enskilda hjul i hjulhus har man sett att det uppstår en hästsko-formad strömvirvel i vakområdet hos stationära hjul vid den främre fälgflänsen. Den övre delen av detta flöde består främst av det utgående flödet ur hjulhuset. När hjulen roterar minskar detta utgående flöde vilket minskar den totala tryckminskningen, samt reducerar framträdandet av strömvirvlar (Wäschle, 2007).

Vidare skapas en fördelaktig sidoströmvirvel runt hjulaxeln hos roterande hjul. Denna strömvirvel transporterar den nedre delen av den tidigare nämnda hästskoformade strömvirveln ner mot marken som snabbt skingras. På grund av detta blir valet av både däck samt fälgar viktigare vid fallet av roterande hjul för att kunna öka den gynnsamma effekten som sidoströmvirveln har på aerodynamiken (Wäschle, 2007).

2.3 CFD och finita volymmetoden

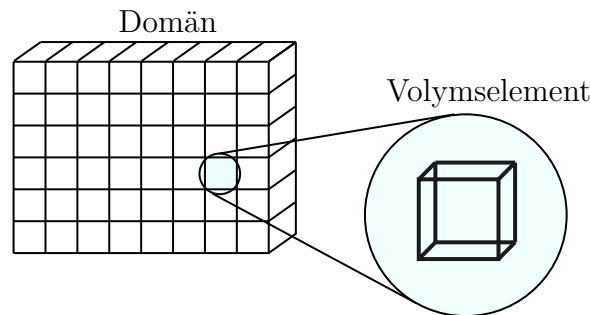
I detta avsnitt introduceras den numeriska metoden finita volymmetoden som används i numeriska beräkningar av strömningsproblem. Slutligen presenteras hur en beräkningsdomän diskretiseras och vanligt förekommande randvillkor.

Analytiska lösningar som tidigare härleddes till välkända strömningsproblem var ofta begränsade till enklare geometrier och randvillkor (Rogers, 1992). Med introduktionen av beräkningsströmningsdynamik (jfr. eng. *Computational Fluid Dynamics*, även förkortat CFD) bildades ett komplement till de tidigare tillvägagångsmetoderna inom strömningsmekaniken (Anderson, 1995). Med CFD kunde flödesdynamiker numera undersöka lösningarna till icke-analytiska strömningsproblem. Vidare kunde komplicerade flödesförhållanden som annars inte var praktiskt genomförbara, simuleras i en motsvarande virtuell vindtunnel. I de efterföljande avsnitten presenteras några av de centrala koncepten inom CFD för att lösa strömningsproblem numeriskt. Den mest förekommande metoden kallas för finita volymmetoden (Ferreira m. fl., 2019). Mjukvaran STAR-CCM+, som används i projektet för att simulera strömningen runt AeroSUVen, är baserad på denna metod.

2.3.1 Finita volymmetoden

Den finita volymmetoden (FVM) är en numerisk metod för att lösa partiella differentialekvationer (PDE) som motsvarar fysikaliska konserveringslagar (Moukalled m. fl., 2016). Metoden transformerar de relevanta PDE:na till diskreta algebraiska ekvationer över ett generiskt element via tre steg. Det första steget involverar att integrera PDE:na över ett element av beräkningsdomänen. Det är därför ett naturligt första steg att diskretisera beräkningsdomänen i mindre icke-överlappande celler, även kallade kontrollvolymmer (Moukalled m. fl., 2016). Se Figur 2.4.

I det andra steget av FVM approximeras integralerna av elementen som algebraiska ekvationer (Moukalled m. fl., 2016). I det tredje och slutgiltiga steget väljs en interpoleringsmetod för att approximera variationen av variablerna över elementet (Altair, 2023). Det kommer inte diskuteras vidare om dessa interpoleringsmetoder, då det inte är fokuset för detta arbete.



Figur 2.4: En beräkningsdomän i 3D som är diskretiserad i mindre volymselement, även kallade kontrollvolymmer eller celler.

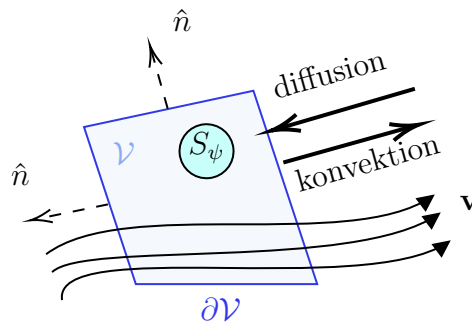
Implementeringen av FVM för en generaliserad konserveringslag av transportstorheten ψ ges på formen

$$\underbrace{\frac{\partial(\rho\psi)}{\partial t}}_{\text{Transient}} + \underbrace{\nabla \cdot (\rho\mathbf{v}\psi)}_{\text{Konvektiv}} = \underbrace{\nabla \cdot (\rho\epsilon_\psi \nabla\psi)}_{\text{Diffusiv}} + \underbrace{S_\psi}_{\text{Källa}} \quad (2.14)$$

med ϵ_ψ som diffusionskoefficient. Den transienta termen ansvarar för tidsvariationer i ψ innanför en kontrollvolym medan den konvektiva termen ansvarar för transporten av storheten ψ på grund av hastighetsfältet \mathbf{v} . Diffusionstermen motsvarar transporten av storheten ψ på grund av gradienter. Källtermen motsvarar externa källor (eller sänkor) som påverkar ψ (SimScale, 2023; Altair, 2023).

Genom att integrera ekvation (2.14) över en kontrollvolym \mathcal{V} kan termer med ingående divergenser omvandlas till ytintegraler med Gauss divergensteorem. Konvektion- och diffusionstermer kan då betraktas som flöden in och ut ur kontrollvolymen (Altair, 2023). Se Figur 2.5 för en visuell sammanställning av diskussionen ovan.

FVM säkerställer att konserveringslagarna är uppfyllda i beräkningsdomänen, därmed är metoden konservativ (Mohamad, 2019). Ekvationerna som styr



Figur 2.5: En illustrativ figur över en kontrollvolym \mathcal{V} med rand $\partial\mathcal{V}$ över ett hastighetsfält \mathbf{v} . I kontrollvolymen finns även en källterm S_ψ . Normalen \hat{n} till kontrollvolymen är likaså utritad. Över kontrollvolymens yta finns ett diffusivt och konvektivt flöde.

rörelsen av en fluid bygger på bland annat kontinuitet- och rörelsemängdkonservering, se ekvation (2.2). Dessa kan återfås genom insättning av $\psi = 1$, $\epsilon_\psi = 1$ och $S_\psi = 0$ respektive $\psi = \mathbf{v}$, $\epsilon_\psi = \mu$ (viskositeten) och exempelvis $S_\psi = \rho g$ (gravitation) i ekvation (2.14). FVM är i den bemärkelsen praktisk vid simulering av flödesproblem hos fluider.

I det andra steget approximeras integralerna till algebraiska ekvationer. I det första delsteget av denna approximering delas ytintegralerna upp över varje yta av kontrollvolymen (Wolf Dynamics, u. å). I det andra delsteget approximeras integrationen med värdena på kontrollvolymens kanter. För att kunna evaluera termerna i kanterna krävs en interpoleringsmetod, vilket utgör det tredje steget i FVM.

När diskretiseringen till algebraiska ekvationer i varje kontrollvolym är klar, sammanställs ekvationerna i ett ekvationssystem över hela volymen på formen (Wolf Dynamics, u. å)

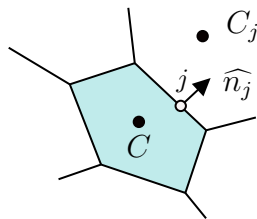
$$\mathbf{A}\phi = \mathbf{b}. \quad (2.15)$$

Ekvation (2.15) löses för ϕ vilken ger ϕ i varje centroid över hela volymen. Med detta har den huvudsakliga metoden för FVM beskrivits.

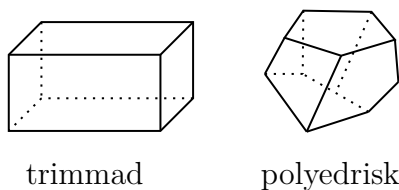
FVM är inte begränsat till att enbart hantera reguljära diskretiseringar av volymen såsom i Figur 2.4, utan kan även hantera ostrukturerade rutnät, se Figur 2.6. FVM lämpar sig således för komplicerade geometrier och tillåter även användaren att skapa tätare diskretiseringar i områden där flödesmönstret har stora gradienter (Mohamad, 2019).

2.3.2 Diskretisering av beräkningsdomän och prismalager

Diskretiseringen av beräkningsdomänen i FVM påverkar lösningens tillförlitlighet, samt den krävda beräkningstiden. Kontrollvolymerna kan ha olika former, och valet av denna celltyp är av stor vikt. Två vanligt förekommande celltyper i CFD-sammanhang är trimmade (jfr. eng. *trimmed*) och polyedriska (jfr. eng. *polyhedral*) celler. Se Figur 2.7.



Figur 2.6: Ett exempel på en cell i ett ostrukturerat rutnät med centroid i C och angränsande centroider C_j för angränsande cell j . Normalen vid gränsen ges av \hat{n}_j .



Figur 2.7: Ett exempel på en trimmad och polyedrisk celltyp.

Trimmade celler passar bra till regelbundna geometrier. Detta skiljer sig från polyedrisk celler som snarare är oregelbundna och bildar ett ostrukturerat rutnät. Fördelen med den polyedriska celltypen är att den bättre upplöser gradienter då den har fler grannar än den trimmade cellen. Likaså är den ett bättre val för att diskretisera mer komplicerade geometrier.

Slutligen presenteras celltypen prismalager (jfr. eng *prism layer*). Prismalager är regelbundna celler som används för att upplösa gränsskiktet utmed randvillkor som specificerats som väggar (för att läsa mer om randvillkor, se avsnitt 2.3.3). Upplösningen är viktig för noggrann bestämning av krafter och flödesseparation (Siemens, u. å-b). Som mått för upplösningen i gränsskiktet används det dimensionslösa avståndet normalt till ytan, $y+$. Definitionen av $y+$ ges som

$$y+ = \frac{u_\tau \delta y}{\nu} \quad (2.16)$$

med u_τ som friktionshastigheten, δy som avståndet mellan ytan till centroiden på den första cellen och ν , den kinematiska viskositeten (SimScale, 2018). Friktionshastigheten definieras i sin tur som

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau}{\rho}} \quad (2.17)$$

med skjuvspänningen τ och densiteten ρ (SimScale, 2018). $y+$ dimensioneras utefter hur stor inverkan upplösningen av flödet utmed väggen väntas ha på de värden som undersöks. För $y+ \approx 1$ kan det viskösa underskiktet (jfr. eng. *viscous sublayer*), alltså turbulenta skiktet nära väggen, upplösas om turbulensmodellen tillåter det. För mer glesa beräkningsdomäner med $y+ > 30$, kan istället en väggfunktion (jfr. eng. *wall function*) implementeras (Siemens, u. å-b).

Väggfunktioner är empiriska ekvationer som används för att modellera flödet nära en vägg. Fördelen med väggfunktioner är att gränsskiktet inte behöver upplösas, vilket sparar på antalet beräkningsceller och beräkningstid (Liu, 2016).

$y+$ dimensioneras rent praktiskt i STAR-CCM+ genom att specificera tjockleken på lagret, antalet prismalager, och tillväxsfaktorn (jfr. eng. *growth factor*). Tillväxsfaktorn används för att specificera hur tjockleken på varje prismalager växer i en geometrisk talföljd (Siemens, u. å-b).

2.3.3 Randvillkor

Fördelen med FVM är att det är effektivt att implementera olika typer av randvillkor på ett icke-invasivt sätt. Detta är en konsekvens av att de okända variablerna beräknas i centroiden för varje kontrollvolym istället för utmed kontrollvolymens rand (Moukalled m. fl., 2016). Randvillkor specificeras som en av två typer; ett Dirichlet- eller Neumannvillkor (Tu m. fl., 2013). Ett Dirichletvillkor definieras genom att specificera transportvariabeln ψ över randen ∂V på formen

$$\psi = f(\mathbf{x}) \quad \forall \mathbf{x} \in \partial V \quad (2.18)$$

med f som någon funktion av koordinaten \mathbf{x} . Inom CFD är det vanligt förekommande att transportvariabeln i beräkningsdomänens inlopp specificeras med ett Dirichletvillkor (Tu m. fl., 2013). Ett annat vanligt förekommande Dirichletvillkor är det halkfria randvillkoret (jfr. eng. *no-slip*) vilket generellt sett appliceras utmed en ogenomtränglig solid vägg. Om randen istället rör sig med en hastighet \mathbf{u} specificeras då $\mathbf{v} = \mathbf{u}$ utmed denna rand (Greenshields och Weller, 2022).

Den andra typen av randvillkor kallas för Neumannvillkor. Neumannvillkoret specificerar sig utmed randen med hjälp av gradienter, alltså

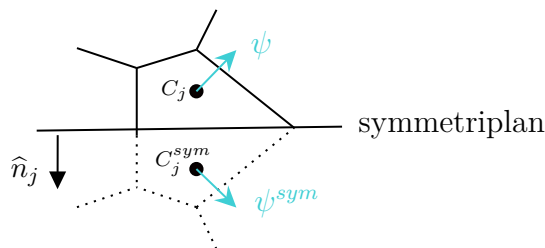
$$\hat{\mathbf{n}} \cdot \nabla \psi = g(\mathbf{x}) \quad \forall \mathbf{x} \in \partial V \quad (2.19)$$

där $\hat{\mathbf{n}}$ är normalen till randen och g någon funktion. I exempelvis en fullt utvecklad flödesprofil förväntas ingen förändring av transportenheten \mathbf{v} över utloppet i domänen, alltså $\hat{\mathbf{n}} \cdot \nabla \mathbf{v} = 0$.

Ett annat Neumannvillkor är symmetrivillkoret. Symmetrier kan användas om geometrin innehåller symmetriplan, så att enbart delar av geometrin behöver modelleras (Greenshields och Weller, 2022). För en generisk transportstorhet ψ resulterar en symmetrirand i att gradienten i symmetriplanets normalriktning är noll (Tu m. fl., 2013), alltså

$$\frac{d\psi}{dn_j} = 0. \quad (2.20)$$

Se Figur 2.8 för notationen i ekvationen ovan.

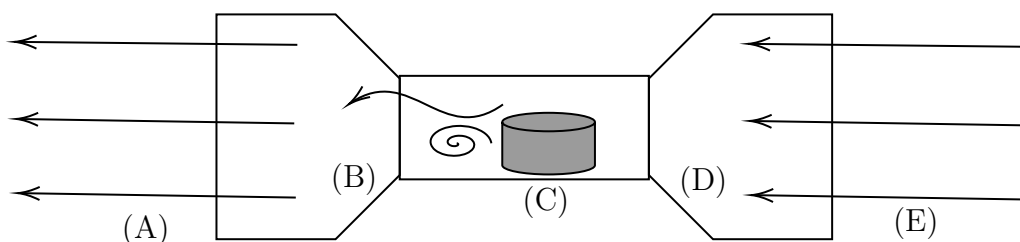


Figur 2.8: Figur som representerar ett symmetrisk randvillkor över en cell med centroid C_j och dess symmetriska motsvarighet C_j^{sym} . Normalen till den symmetriska randen ges av \hat{n}_j . Transportstorheten ψ är utritad.

2.4 Vindtunnel

Det här avsnittet innehåller en beskrivning av vindtunnlar, den experimentella metoden för att studera flödesdynamiska fenomen på modeller, samt en genomgång av dess historiska betydelse. Vindtunnlars begränsningar samt påverkan av effekter såsom blockering diskuteras även i detta avsnitt.

En vindtunnel är ett verktyg för att mäta krafter och flödet som uppstår på modeller då de utsätts för ett flöde. I sin uppbyggnad är vindtunneln mer komplex än bara en tunnel. Den består av en testsektion, som innehåller modellen som testas, samt flera delar för att driva flödet och för att rätta ut det (Cattafesta m. fl., 2010).



Figur 2.9: Skiss över en öppen vindtunnel design med inkommande flöde (E) som kontraheras och rätas ut i sektionen (D), flödet passerar sedan genom testdelen (C) med en generisk modell, och det utgående flödet (A) rätas ut i (B).

Figur 2.9 visar en så kallad öppen design av en vindtunnel där luft drivs in från omgivningen och sedan passerar ut. Det finns även vindtunnlar som är stängda kretsar, där vindtunneln är stängd och driver runt luften. Gemensamt för alla vindtunnlar är komponenter för att rätta ut inflödet till testsektionen för att undvika påverkan av eventuellt turbulent flöde. Anledningen till att flödet kontraheras innan testsektionen, i (D) i Figur 2.9, är för att accelerera flödet och göra det parallellt med testsektionen och designas för att minimera flödesseparation och tillväxt av gränsskiktet (Cattafesta m. fl., 2010).

Den första vindtunneln byggdes 1871 i Storbritannien (Green & Quest, 2011). Vindtunneln har sedan dess använts dels i forskningssyfte för att undersöka fenomen såsom gränsskiktsteori (jfr. eng. *boundary layer theory*) och turbulentflöde, och dels som verktyg för att utveckla design av fordon med empirisk data (Eckert, 2008). I nutid konkurrerar vindtunnlar med CFD-simuleringar. Båda dessa metoder har dock

sina begränsningar och felkällor; enligt Altinisik m. fl. (2015) stämde CFD beräkningar av luftmotståndskoefficienten för personbilar inom 6 – 8 % medan mätningar i olika vindtunnlar kan ge skillnader upp till 5 %.

Vindtunnelmätningar har flera begränsningar, framförallt effekter av blockering som modellen åstadkommer i testdelen. På grund av dessa effekter blir mätningarna av de aerodynamiska krafterna, och därmed C_D , typiskt överskattade jämfört med mätningar på vägar (Hobeika m. fl., 2017). För att erhålla resultat från vindtunnlar som är representativa för verkliga körvillkor är det därför nödvändigt att förstå dessa effekter och hur man kompenserar för dem.

2.4.1 Effekter av blockering

Blockeringsandel (jfr. eng. *blockage ratio*) är ett mått på hur stor andel av vindtunnelns testdel som blockeras av modellen, och den definieras som $B = A_f/A_v$, där A_v är tvärsnittsarean av vindtunneln (normalt mot vindens riktning) och A_f är den projicerade arean av modellen. Eftersom att blockeringsandelen är kopplad till modellens avstånd från vindtunnelns väggar kan den korreleras till diverse effekter som uppstår då flödet kring modellen interagerar med väggarna (Altinisik m. fl., 2015).

Enligt Altinisik m. fl. (2015, s.1-2) bör blockeringsandelen vid modellstudier hållas under 7,5 %, och korrigeringsfaktorn bör göras för större andelar.

Att väggarna i vindtunneln förhindrar fri expansion av flödet leder till en ökning av flödes hastigheten i vindtunneln bakom modellen. Denna blockering är tvådelad och beror på kroppen och på förflyttning av vakområdet (Mercker, 1986, s.149-150).

Det finns ett flertal metoder för att kompensera för blockeringen, både teoretiska metoder och metoder baserade på empiriska mätningar i vindtunnlar. En vanlig form är

$$C_{Dk} = wC_{Dm}, \quad (2.21)$$

där C_{Dm} är den mätta luftmotståndskoefficienten, C_{Dk} är den korrigerade, och w är korrigeringsfaktorn (Altinisik m. fl., 2015, s.2). w är en funktion av blockeringsandelen B , men valet av funktion är beroende på modelltypen som undersöks; det finns i regel ingen universell funktion $w(B)$ (Altinisik m. fl., 2015).

Ett ofta använt val av korrigeringsfaktor är

$$w = (1 - B)^2, \quad (2.22)$$

då härledningen till den tar hänsyn till konserveringslagarna (Altinisik m. fl., 2015). Enligt Mercker (1986, s.160-161) ger dock den korrigeringsfaktorn avvikelser i C_D på uppemot $13 \cdot 10^{-3}$ och är därför ett olämpligt val. Mercker (1986) föreslår istället

$$w = (1 - B)^\delta, \quad (2.23)$$

där δ är en parameter som utifrån anpassning till data bestämts till $\delta = 1,288$ för personbilar. Denna modell har i jämförelse en avvikelse på i genomsnitt $2 \cdot 10^{-3}$ i

C_D (Mercker, 1986). Kombination av ekvation (2.21) och (2.23) samt definitioner ger

$$C_{Dk} = C_{Dm}(1 - B)^{1,288} = C_{Dm} \left(1 - \frac{A_f}{A_v}\right)^{1,288}. \quad (2.24)$$

Modellen i ekvation (2.24) är den som används i denna studie. Notera att frontarean A_f i ekvation (2.24) inte är en funktion av en eventuell girvinkel, utan är arean då girvinkeln är 0° (Mercker, 1986).

Ekvation (2.24) är en metod för att hantera fel på grund av blockering men den behandlar inte allt, till exempel har det visats att inducerat luftmotstånd inte bidrar till blockeringseffekter och bör därmed inte inkluderas i det uppmätta C_D vid korrigeringen (Mercker, 1986).

2.4.2 Andra effekter

Vid tester i vindtunnlar är det viktigt att Reynoldstalet Re för modellen är så likt Re för den verkliga flödessituationen som möjligt. Detta för att de uppmätta krafterna och momenten ska kunna skalas upp korrekt för att erhålla krafterna och momenten. På grund av kraftbegränsningar i vindtunneln begränsas flödes hastigheten i vindtunneln. Tvärsnittsarean A_v och blockeringseffekter gör att modellstorleken också begränsas. Detta innebär att det är svårt att uppnå likhet i Reynoldstal för de flesta vindtunnlarna (Cattafesta m. fl., 2010, s.2). På grund av detta kan man behöva avgöra om flödet är Reynoldsberoende, det vill säga om krafterna och momenten beror på Re , genom att göra ett Reynoldssvep där man mäter dem för olika Re .

Huruvida ens modell kan använda roterande hjul beror på vindtunneln. För att möjliggöra roterande hjul krävs avancerade lösningar såsom kontakt med golv i rörelse, utan att krafterna mellan hjul och golv mäts av kraftsensorerna, vilket ofta kräver speciell montering i vindtunneln. Ett fixt eller rörligt golv ger olika aerodynamiska beteenden; en stor skillnad är att ett rörligt golv drar mer luft under bilen vilket sänker trycket och ökar nedåtkraften (Bearman m. fl., 1988, s.200-201). Bearman m. fl. (1988, s.204-205, s.214) fann att roterande hjul minskade C_l med 30 % och C_D med 6 % jämfört med det stillastående fallet då girvinkeln är 0° , och att C_l minskade ännu mera då girvinkeln var 20° .

Aerodynamiska effekter uppstår också från de stöd som modellen står på. Detta innebär huvudsakligen ökat luftmotstånd som orsakas av stödets närvaro. På grund komplex interaktion mellan stöden och modellens undersida är tester av krafterna från ensamma stöd ej tillräckligt (Hetherington & Sims-Williams, 2004). Eftersom dessa effekter är komplicerade att beräkna och kompensera för är det effektivt att minimera påverkan genom positionering. En metod för att minimera stödets påverkan är att placera dem bakom framhjulen. Detta beror på att det turbulenta flödet som genereras av hjulen minskar det totala luftmotståndet som orsakas av stödets närvaro.

En annan påverkan som uppstår i vindtunneln kommer från de hål där stöden går

igenom vindtunnelgolvet. Eftersom trycket i vindtunneln generellt är lägre än atmosfärstrycket, skapas ett luftflöde in i tunneln underifrån. Detta luftflöde påverkar kraftmätningarna genom tryck på modellen (Lyu, 2016). För att förminska dessa effekter bör storleken på hålen minimeras.

3

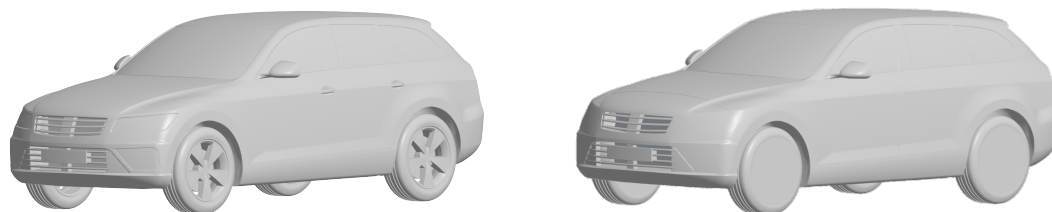
Metod

Följande kapitel förklarar designer, simuleringsmetodik och experimentellt tillvägagångssätt som använts i projektet.

3.1 Modellen och design av luftintag

I detta delavsnitt presenteras SUV-modellen som används i denna studie, samt förändringar och förenklingar som har gjorts i tidigare projekt. Gamla och nya designer av luftintagen presenteras också.

Modellen som används i denna studie baseras på den fritt tillgängliga AeroSUV-modellen utvecklad av FKFS och är en referensmodell av en generisk SUV gjord för forskningssyftet. AeroSUV-modellen ska likna en verklig SUV och inkluderar därför detaljer såsom framlyktor och realistiska fälgar, samt tre möjligheter för bakhjulet (notchback, fastback och estateback) (Zhang m. fl., 2019).



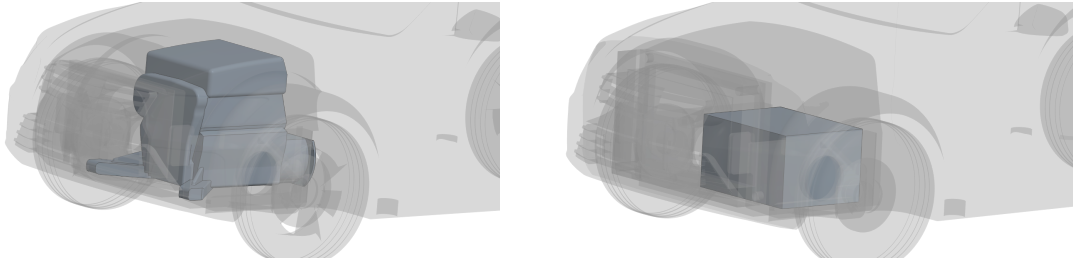
(a) Original AeroSUV-versionen

(b) Den modifierade AeroSUV-modellen

Figur 3.1: Jämförelse mellan original versionen och den använda versionen av AeroSUVen.

I föregående projekt av Torresin m. fl. (2023) gjordes en förenklad version av AeroSUV-modellen, som även tillverkades i skalan 1:8 genom additiv tillverkning av metoden friformsframställning (FFF). Torresin m. fl. (2023) gjorde ännu flera förenklingar av AeroSUV-modellen. Dessa inkluderar stängda hjul för att minimera effekten av rörliga kontra stillastående hjul samt att ojämna ytor som framlyktor och dörrhandtag togs bort. Dessa förändringar kan ses i Figur 3.1. Motorutrymmet ändrades så att luft endast passerar ut genom hjulhuset, och förbränningsmotorn ersattes med ett rätblock som ska representera en elmotor. Denna förändring är illustrerad i Figur 3.2 nedan; det modifierade motorblocket i Figur 3.2b är dock asymmetriskt placerad.

För att representera elbilar bättre används även ett slätt underrede (Torresin m. fl., 2023, s. 4, 7 och 10).



(a) Motorutrymmet av den ursprungliga AeroSUV-modellen. (b) Motorutrymmet av den modifierade AeroSUV-modellen.

Figur 3.2: Jämförelse av motorutrymmet mellan original versionen och den använda versionen av AeroSUVen.

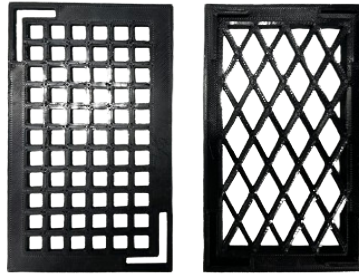
Utöver de nydesignade luftintagen på fronterna gjordes inga ytterligare förändringar på den redigerade modellen från (Torresin m. fl., 2023). All redigering av stl-filerna som användes gjordes i programmet Ansa. Det beslutades även att endast estateback bakdelen skulle användas.

Arean som används för att beräkna de dimensionslösa koefficienterna, C_D , C_L och C_S skiljer sig beroende på om modellen används i fullskala eller i modellskala. I simuleringarna används fullskala och då är frontalarean $2,44 \text{ m}^2$, den utskrivna modellen är i skala 1:8 med motsvarande area $2,44/64 \text{ m}^2 \approx 0,0381 \text{ m}^2$ för vindtunneltesterna. Frontalarean beräknas som arean av bilens projektionen på planet vinkelrät mot bilens färdriktning.

3.1.1 Värmeväxlare

I det föregående projektet av Torresin m. fl. (2023) presenterades ett antal designar på värmeväxlare. För att kunna simulera värmeväxlaren som ett poröst medium genomförde Torresin m. fl. (2023) vindtunneltester för bestämning av flödesparametrar. I studien undersöktes tryckfallet som funktion av flödes hastigheten för de olika designerna. Alla värmeväxlare bestod av två delar, varav en alltid var den som benämns *diagonal*, se Figur 3.3.

Testerna resulterade i att värmeväxlaren $6,4 \text{ mm}$ (*half*) i kombination med värmeväxlaren *diagonal* gav ett måttligt tryckfall gentemot resterande värmeväxlare, se Figur 3.3. Kombinationen av värmeväxlare ger liknande tryckfall som "AeroSUV-värmeväxlaren" som togs fram av Zhang m. fl. (2019). De två framförda argumenten av Torresin m. fl. (2023) användes som motivering för att använda $6,4 \text{ mm}$ (*half*) värmeväxlaren tillsammans med *diagonal* värmeväxlaren i sina kommande vindtunnelexperiment. Av detta skäl valdes samma kombination av värmeväxlare till detta projekt.



Figur 3.3: En bild över värmeväxlarna, till vänster syns 6,4 mm (*half*) och till höger *diagonal*.

Kurvanpassningen av Torresin m. fl. (2023) för tryckfallet ΔP [Pa] över värmeväxlaren som funktion av hastigheten v [m/s] för den ovannämnda värmeväxlaren gavs av

$$\Delta P = 2,41v + 4,22v^2. \quad (3.1)$$

Kurvanpassningen kan användas för att specificera nödvändiga parametrar i modelleringen av det porösa mediet i STAR-CCM+. Parametrarna redovisas i Tabell 3.1.

Tabell 3.1: Parametrarna som specificeras i STAR-CCM+ för att modellera värmeväxlaren som poröst medium.

Parametrar
Porositet
Porös tröghetsresistans
Porös viskösresistans
Tortuositet

Porositeten och tortuositeten i Tabell 3.1, sattes till den förvalda inställningen i STAR-CCM+. Dessa två parametrar påverkar enbart visualiseringen av resultatet, och inte CFD-beräkningarna i sig.

Med detta saknas de två resistanserna från Tabell 3.1. Enligt användardokumentationen av Siemens (u. å-a) är den porösa tröghets- och viskösresistansen P_v och P_i i flödesriktningen definierade enligt

$$\frac{\Delta P}{L} = P_v v + P_i v^2 \quad (3.2)$$

där L är djupet av det porösa mediet ($L = 15$ mm för den kombinerade 6,4 mm (*half*) värmeväxlaren och *diagonal*) och ΔP tryckfallet över mediet. Kombinationen av kurvanpassningen i ekvation (3.1) av Torresin m. fl. (2023) samt ekvation (3.2) ger

$$P_v L = 2,41 \text{ Pa s/m} \quad P_i L = 4,22 \text{ Pa s}^2/\text{m}^2. \quad (3.3)$$

Med insättning av $L = 15$ mm fås

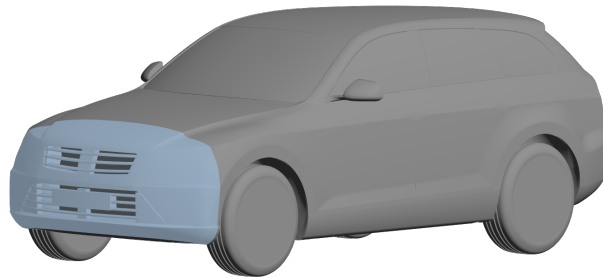
$$P_v \approx 161 \text{ Pa s/m}^2 \quad P_i \approx 281 \text{ Pa s}^2/\text{m}^3 \quad (3.4)$$

Resistanserna definieras i termer av tensorer då flödet runt AeroSUVen studeras i tre dimensioner. För att begränsa flödet i andra riktningar än den huvudsakliga flödesriktningen (x -led) rekommenderar Siemens (u. å-a) att dessa komponenter sätts till att vara minst $10^2 - 10^3$ gånger så stora i jämförelse med den i flödesriktningen. Med detta bestämdes den porösa tröghets- och viskositetstensorn \mathbf{P}_v och \mathbf{P}_i i STAR-CCM+ till

$$\begin{aligned} \mathbf{P}_v &= \begin{bmatrix} 161 & 0 & 0 \\ 0 & 300000 & 0 \\ 0 & 0 & 300000 \end{bmatrix} \text{ Pa s/m}^2 \\ \mathbf{P}_i &= \begin{bmatrix} 281 & 0 & 0 \\ 0 & 300000 & 0 \\ 0 & 0 & 300000 \end{bmatrix} \text{ Pa s}^2/\text{m}^3. \end{aligned} \quad (3.5)$$

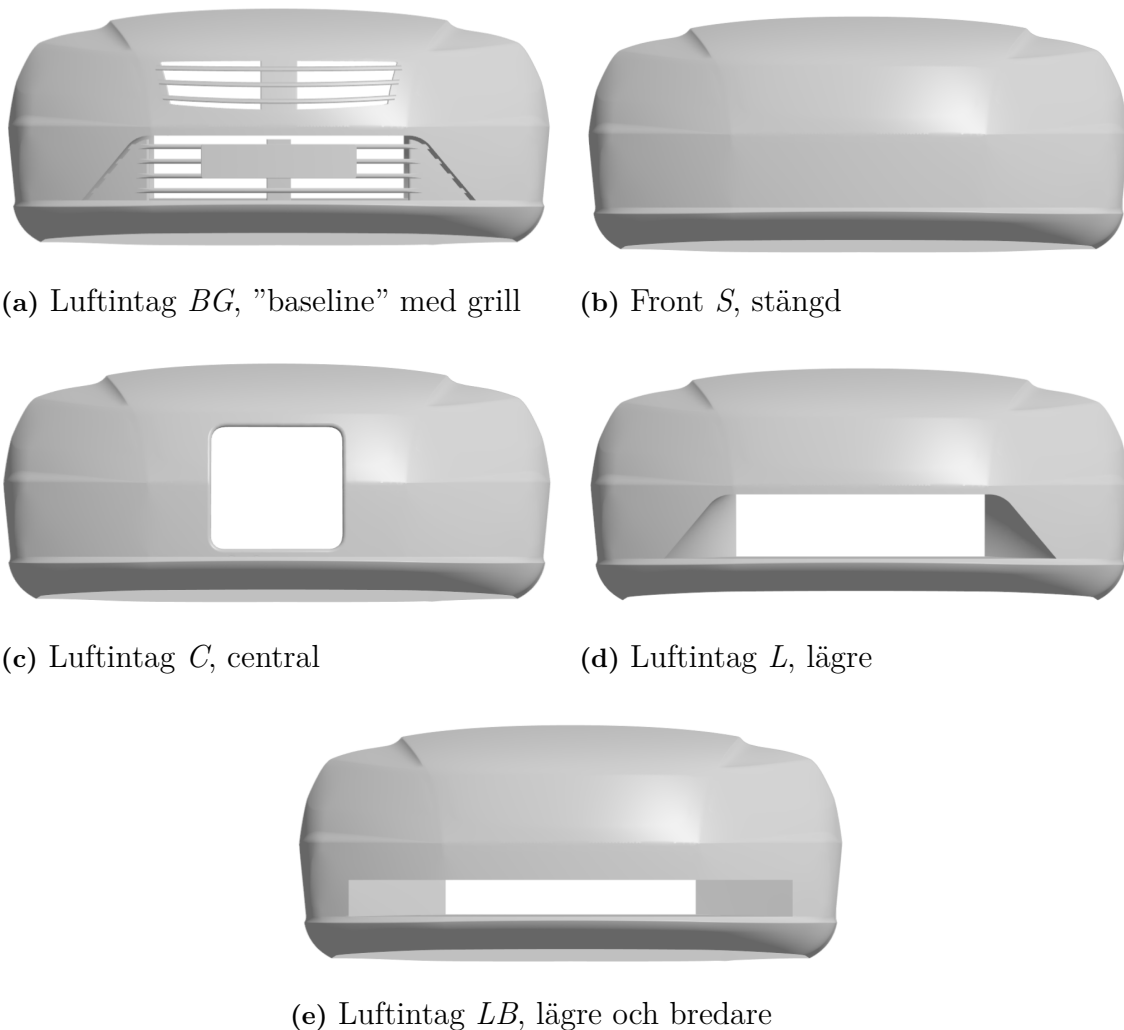
3.1.2 Luftintag

För varje svep över vinklarna varieras luftintagen på framsidan av bilen. Detta görs genom att variera vilken front som används på modellbilen. Positioneringen och omfattningen av dessa fronter kan ses i Figur 3.4 nedan.



Figur 3.4: Bild av modellen med fronten markerad.

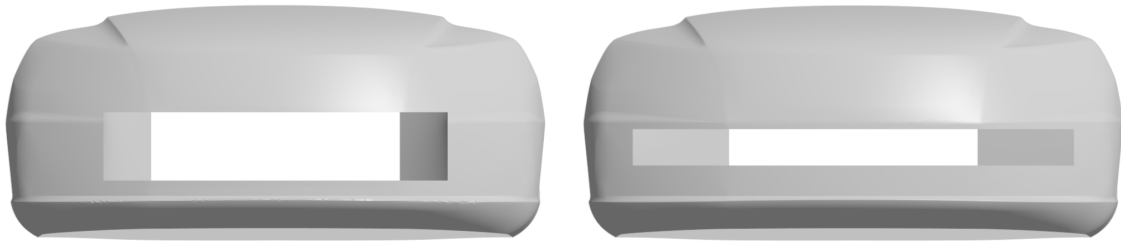
Torresin m. fl. (2023) använde sex stycken intag varav en är en modifierad version av samma intag som till AeroSUVen, "baseline" med grill. De resterande fem intagen är nya intag designades av Torresin m. fl. (2023). En av dessa sex fronter, "baseline" modellen utan grillen, användes inte i denna studien då den ej fanns tillverkad till modellen som testades. Fem av de gamla fronterna användes i denna studien, se Figur 3.5 nedan.



Figur 3.5: Designerna för luftintagen från det tidigare projektet (Torresin m. fl., 2023). C och LB har samma luftintagsarea som L

Figur 3.5 visar luftintagen som skapades i föregående projektet, och dessa utgick från fronten i AeroSUVen med modifieringarna som tidigare beskrivits. Dessa designades med den stängda S som grund för designförändringar. Tanken bakom luftintag BG är att det liknar de luftintag som brukar ses på bensinbilar. På ett liknande sätt ska luftintag L representera luftintag som är vanligare på elbilar. Luftintag L har skapats genom att stänga den övre delen av BG på grund av det lägre kylningskravet för elbilar jämfört med bensinbilar. Övriga luftintag, C och LB , designades som alternativ utifrån tillgänglig litteratur och har ungefär samma area som L (Torresin m. fl., 2023, s.4-5).

Som en del av denna studie var ett av målen att designa ytterligare luftintag för att vidareutveckla arbetet. Målet med nya fronter var lågt kylmotstånd och tillräckligt luftflöde för kylning av en elbil för hela vinkelintervallet som undersöktes. Utifrån den tillgängliga litteraturen, se avsnitt 2.2, valdes det att placera och forma luftintagen så att de täckte in stagnationsområdet samt dess förändring vid gir. Detta för att säkerställa högt massflöde.



(a) Luftintag *SR*, rektangulärt intag vid stagnationsområdet. (b) Luftintag *SB*, bredare intag vid stagnationsområdet

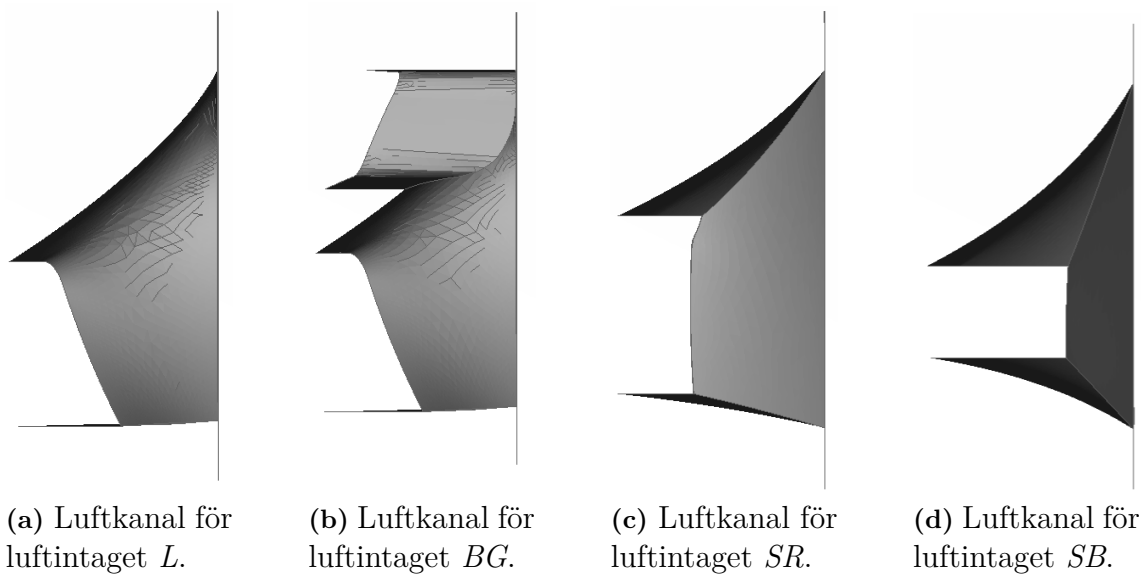
Figur 3.6: De nya designerna som gjordes i Ansa för detta projekt.

I Figur 3.6a och Figur 3.6b visas de två nya designerna av luftintag som testades: *SR* respektive *SB*. Luftintag *SR* designades utifrån bilder av C_p -fördelningen på ytan av den stängda fronten från 0° till 15° girvinkel. Detta gjordes med avsikten att luftintaget skulle täcka så mycket av stagnationsområdet som möjligt för hela vinkelspannet. Notera att *SR* liknar *L* i sin bredd, men att den är högre placerad. Luftintag *SB* har samma form som luftintaget *LB* men är flyttad uppåt så att den är placerad vid stagnationsområdet. Båda luftintagen har ungefär samma area som luftintaget *L*.

På grund av brist på tid valdes det att inte tillverka de nya fronterna. För analys av designerna användes endast CFD simuleringar.

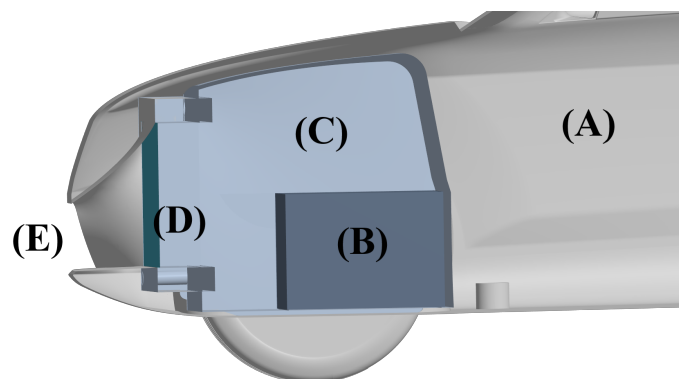
3.1.2.1 Luftkanal

Luftkanalerna mellan luftintaget och värmexlaren för de nya designerna konstruerades på samma sätt som för det föregående projektet. Först användes funktionen "Shell Mesh - Fill", med valet "Fitted - CFD" för att generera ytnäten (jfr. eng. *surface mesh*). Funktionen användes sedan för att skapa ytmeshar mellan olika kanter och tillämpades på kanterna av luftintaget till kanterna på början av värmexlaren. Ordningen som funktionen tillämpas på de olika kanterna spelar roll för hur nätet (jfr. eng. *mesh*) ser ut. För de nya designerna tillämpades den först på de lodräta kanterna och sedan för att fylla hålen ovanför och nedanför. Detta gör så att väggarna av luftkanalen är rakare på sidorna och mer "vågformade" på över- och undersidan.



Figur 3.7: Några designar av luftkanalerna för olika luftintag, bilderna är tagna från sidan så att luftflödet skulle komma från vänster och värmeväxlaren skulle vara till höger.

Figur 3.7 visar några av luftkanalerna för luftintagen som användes. Notera att för luftintagen som sitter längre ner, eller som är smalare, blir övergången mellan luftintaget och värmeväxlaren brantare. Detta tros kunna leda till flödesseparation så att luft enbart åker igenom den nedre delen av värmeväxlaren vilket skulle påverka kylningsförmågan negativt.



Figur 3.8: Genomskärning av framdelen av modellbilen, (A) är kroppen på bilen, (B) är den förenklade motorn, (C) är motorutrymmet, (D) är värmeväxlaren och (E) är fronten med luftkanalen.

Figur 3.8 visar bilen genomskärd i mitten. Notera att från luftintaget, som är *L*, leds flödet till värmeväxlaren via luftkanalen.

3.2 Simuleringar

I detta underavsnitt presenteras inställningarna och proceduren för simuleringarna. Bland annat beskrivs de olika randvillkoren och diskretiseringen av domänen.

Simuleringarna utfördes i Siemens Simcenter STAR-CCM+ 2402. Modellen placerades med x -axeln mot bilens färdriktning och med z -axeln som fordonets höjd.

3.2.1 Fysikinställningar för simuleringen

Inställningarna som användes för simuleringarnas fysik, presenteras i Tabell 3.2.

Tabell 3.2: Inställningar för fysikmodell som användes i simuleringar.

Inställningar
Cell Quality Remediation
Constant Density
Coupled Flow
Gas
Gradients
K-Epsilon Turbulence
Realizable K-Epsilon Two-Layer
Reynolds Averaged Navier Stokes
Steady State
Three Dimensional
Two-Layer All $y+$ Wall Treatment
Wall Distance
Turbulent

”Coupled flow” innebär att konserveringsekvationerna för rörelsemängd och kontinuitet löses simultant med hänsyn till varandra. Från rörelsemängden fås hastigheten, trycket beräknas från kontinuitetsekvationen och densiteten fås från tillståndsekvationer. En av fördelarna med ”Coupled flow” är att lösningstiden ökar linjärt med antalet celler, vilket innebär att konvergensthastigheten ej försämras exponentiellt för finare mesh (Siemens Digital Industries Software, 2020).

”Reynolds-Average Navier-Stokes”, eller RANS, används för turbulent flöde. För att erhålla RANS för ett jämviktsläge (jfr. eng. *steady state*) delas en variabel upp i dess medelvärde och en fluktuerande term. Till exempel så delas hastigheten u upp som $u = \bar{u} + u'$ där \bar{u} är medelvärdet och u' är den fluktuerande termen (Siemens Digital Industries Software, 2020). Denna metod används då hastighet och tryck i turbulenta flöden är snabbt varierande, tidsberoende funktioner som inte har en analytisk lösning till Navier-Stokes ekvation (2.2) (White, 2016).

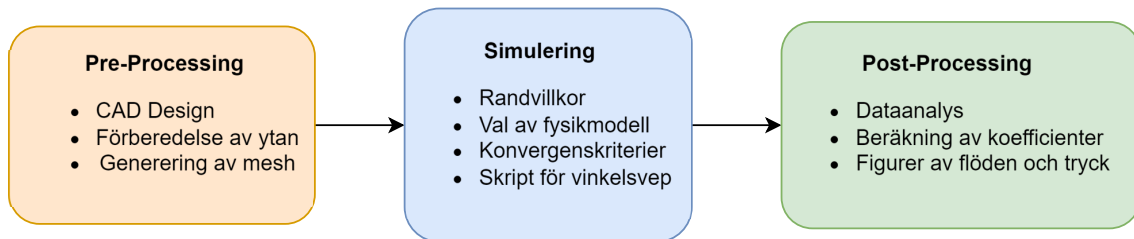
”Realizable K-Epsilon Two-Layer” är en $k-\epsilon$ turbulensmodell. $k-\epsilon$ modellen löser transportekvationerna för k och ϵ , där k är kinetisk energi och ϵ är dissipationshastigheten. Modellen ger en bra avvägning mellan robusthet, beräkningskostnader och

säkerhet i resultat (Siemens Digital Industries Software, 2020).

”Two-Layer All $y+$ Wall Treatment” används för att simulera precisa flöden nära ytor klassade som väggar. ”All $y+$ ” innebär att den hanterar $y+$ värden för grövre och finare mesh i samma simulering.

3.2.2 Arbetsflöde

Följande arbetsflöde, illustrerat i figur 3.9 visar arbetsprocessen i sin helhet.



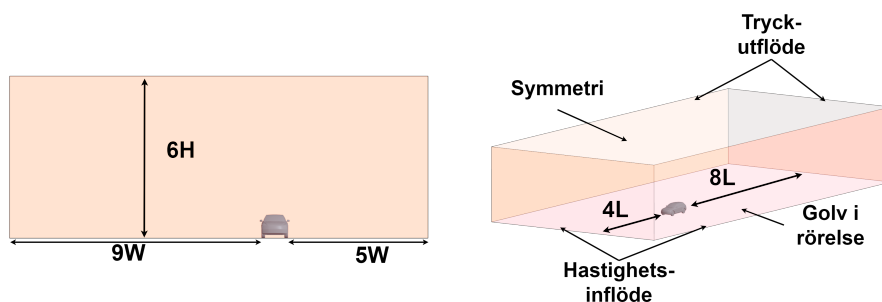
Figur 3.9: Arbetsflöde för CFD simuleringar

3.2.3 Pre-processing

Först importerades geometrin för den förenklade AeroSUVen. Utifrån bilens dimensioner skapades domänen för simuleringen som ett rätblock. Dimensionerna utgick från bilens längd L , bredd W och höjd H . I x -riktning var tunneln fyra gånger bilens längd framför och åtta gånger bilens längd bakom. I y -riktningen var tunneln asymmetrisk, för att ta hänsyn till vaker skapade längs bilens långsida vid girvinkeln, med en längd på nio bilbreddar respektive fem. Höjden på tunneln var sex bilhöjder. Detta illustreras i figur 3.10.

Tabell 3.3: Längddimensioner för AeroSUVen i fullskala.

Dimension	Mått
L	4.6 m
H	1.7 m
W	1.9 m
Frontalarea	2.44 m ²



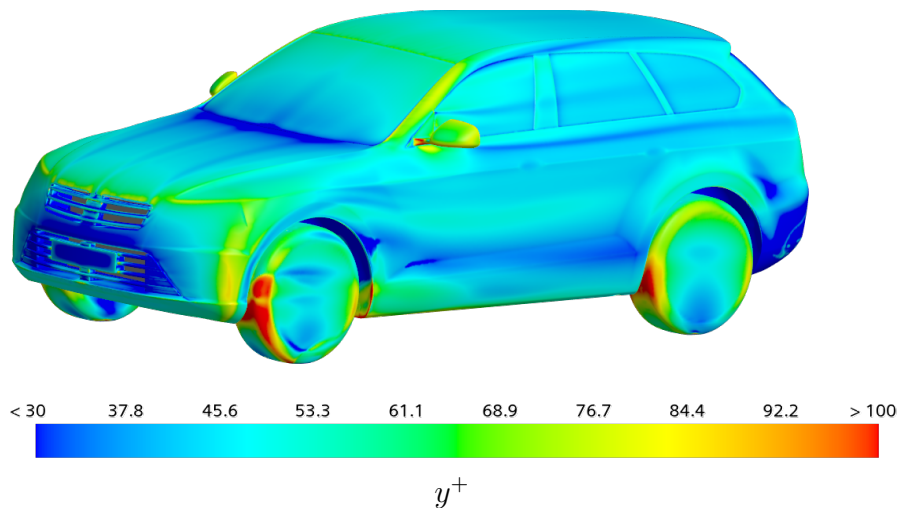
Figur 3.10: Domän för simulering. Till vänster visas domänen framifrån. Till höger visas domänen isometriskt. Dimensioner utgår från AeroSUVens dimensioner enligt tabell 3.3.

Bilens yta förbereddes genom att använda verktyget "surface wrapper" och "part curve creator" på bilen. "Surface wrappern" täcker alla ytor samt fyller glipor mellan delar. "Part curve creator" skapar kurvor för enskilda delar; dessa användes för att förfina meshen kring kurvorna. Efter att bilen "surface wrappats" subtraherades den från rätblocket för att skapa domänen av luft. Värmeväxlaren modellerades genom att använda ett poröst medium med parametrar enligt avsnitt 3.1.1. De inställningar som valdes gjordes efter bästa praxis från Siemens Digital Industries Software (2020) med hänsyn till domänstorlek, förfiningar samt övergångar i storlek.

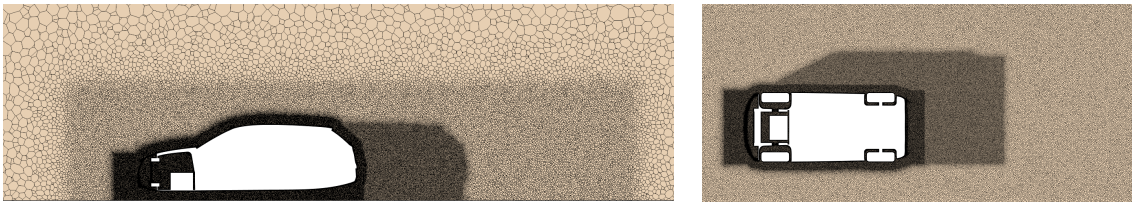
3.2.3.1 Mesh inställningar

För att skapa meshen användes "Polyhedral Mesher" vilket skapade volymelement i form av polyedrar. Förfining av storleken gjordes i olika områden. Inledande gjordes en "offset" som skapar en uppblåst version av bilen för att kunna förfina meshen kring bilen. Därefter gjordes en serie av rätblock för att förfina meshen framför, under och på sidan av bilen. Porösa mediet använde en trimmad cell mesh istället. Detta på grund av den enkla geometrin.

Meshen förfinades även i vaken av bilen med hjälp av "wake control". Detta gjordes rakt bakåt men även vinklat. Förfiningarna gjordes med målet att de gradienter som uppstår täcks av en fin mesh, men utan att antalet celler blir för stort. Meshen skapades med ett högt y^+ i åtanke. Målet var att nå ett värde mellan 30 och 120, detta då det var rekommenderat för simuleringsinställningarna vi valde (Siemens Digital Industries Software, 2020). Figur 3.11 visar värdet på y^+ över ytan.



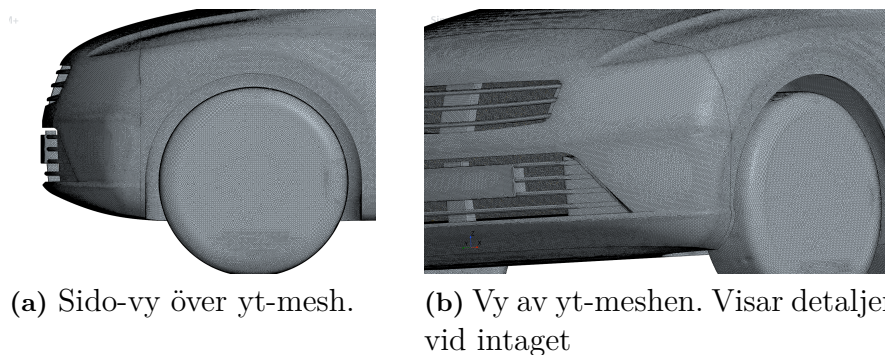
Figur 3.11: Illustration av y^+ över ytan på geometrin. Målet sattes till spannet 30-120 och justerades med prism-layer inställningar.



(a) Sido-vy på meshen. Inkluderar alla förfinade områden.

(b) Topp-vy på meshen. Visar vak-förfiningen.

Figur 3.12: Figurer på den mesh som användes. Figur (a) och (b) är tagen från genomskärning i mitten av bilen. Figur (c) visar en genomskärning från toppen av bilen.



(a) Sido-vy över yt-mesh.

(b) Vy av yt-meshen. Visar detaljer vid intaget

Figur 3.13: Figurer på den yt-mesh som användes. Figur (a) visar meshen från sidan med fokus på hjulen och figur (b) visar hur yt-meshen ser ut vid luftintaget.

Storleken på cellerna hade en basstorlek på 35 mm och resterande storlekar definierade utifrån detta, se avsnitt 3.2.4. Förfiningarna på "offset" samt framför och under bilen hade 25% av basstorleken. Vakförfiningen gjordes med 35% av basstorleken. Ytterligare gjordes ett stort rätblock innefattande hela bilen och vaken med 40% av basstorleken. På bilen användes åtta prismalager med en total tjocklek på 0,9 mm.

3.2.4 Meshoberoende-studie

För att säkerställa kvalitén av meshen genomfördes en meshoberoende-studie. Studien genomfördes på originalgeometrin för AeroSUV. Denna genomfördes genom att förändra basstorleken på meshen och simulera flödet rakt framifrån. Därefter jämförs medelvärdet av C_D mellan de olika mesh-inställningarna för att fastställa att C_D ej varierade stort med förfining av meshen.

Tabell 3.4: Tabell över resultaten från studien som gjordes för att avgöra att resultatet är oberoende av använd mesh. Studien genomfördes på orginalgeometrin för AeroSUV.

Basstorlek [mm]	Medel C_D []	Cellantal []
30	0,277	$50 \cdot 10^6$
32,5	0,273	$42 \cdot 10^6$
35	0,274	$35 \cdot 10^6$
37,5	0,278	$30 \cdot 10^6$

Utifrån resultaten i Tabell 3.4 gjordes beslutet att använda basstorleken 35 mm för en balans mellan lägre simuleringstid och säkrare simuleringsresultat.

Utöver meshoberoende-studien skapades även diagram för att observera kvalitén och enformigheten på cellerna. Dessa diagram kan observeras i Bilaga C.

3.2.5 Simuleringsinställningar

3.2.5.1 Randvillkor

För att möjliggöra flöden i girvinkel valdes planet framför och planet till vänster om bilen som ett hastighetsinflöde (jfr. eng. *velocity inlet*). Motsatta väggar valdes till tryckutflöde (jfr. eng. *pressure outlet*) för tillåta flöde ut ur domänen och förhindra stagnation vid domänens slut. För att simulera ett öppet vägförhållande där bilen kör på en väg hade golvet en hastighet på 140 km/h se Figur 3.10. Hjulen hade även en rotationshastighet överensstämmande med hastigheten på vägen. Vindhastigheten valdes att hållas konstant med en magnitud på 140 km/h. Ekvation (3.6) visar definitionen av vindhastigheten. Denna ger en skillnad i hastighet mellan mark, hjul och vind vid gir, vilket skapar ett gränsskikt.

$$\mathbf{v}_{vind} = [v_0 \cos(\theta), v_0 \sin(\theta), 0], \quad v_0 = 140 \text{ km/h} \quad (3.6)$$

För den valda hastigheten låg Reynoldstalet för CFD-simuleringarna (se ekvation (2.4)) på cirka $1,1 \cdot 10^7$.

3.2.5.2 Stoppkriterier

För att säkerställa simuleringarnas konvergens användes medelvärdet av C_D , detta då systemet oscillerade. Simuleringen avslutades då konvergens. Konvergens säkerställdes genom att undersöka de senaste 300 iterationerna. Då skillnaden mellan det högsta och lägsta värdet i medelvärdet, över detta spann, varierade med mindre än 0,001 ansågs simuleringen vara konvergerad och avslutades. Utöver medelvärdet sattes ett krav på att simuleringen skulle iterera minst 1000 och max 2500 steg. Värdet som användes som resultat var medelvärdet av de sista 500 stegen.

3.2.6 Utförandet av simuleringarna

Simuleringarna genomfördes med hjälp av ett Java-skript. Skriptet användes för att mesha, initiera och starta en simulering och stoppades när den hade uppfyllt stopp-

villkoren. Efter varje genomförd simulering sparades alla scener, plottar samt medhörande data som beskrivs i nästa avsnitt. Därefter förändrades riktningen för vindhastigheten och en ny simulering startades. Totalt simulerades de sju vinklarna presenterade i avsnitt 1.4, från 0° till 15° , för de sju fronter presenterade i avsnitt 3.1.2. Två simuleringar genomfördes även i negativ girvinkel, en för S och en för L . Detta gjordes genom att spegla domänen, meshen och randvillkoren.

3.2.7 Post-Processing

Post-processing som genomfördes bestod utav datainsamling samt visualisering av flöde, hastighet och tryck. Datainsamling gjordes med inbyggda funktioner i STAR-CCM+ genom rapporter och ”monitors”. Rapporter skapades för de för studien intressanta parametrarna och slutresultatet gavs som ett medelvärde av de sista 500 iterationerna. ”Monitors” visar värden från rapporter över hela simuleringen i grafer. Bilder på hastighetsmagnitud och tryck togs i tvärsnittsplan i alla axlars riktning. För att visualisera separation användes isometrisk vy på totala tryckkoefficienten.

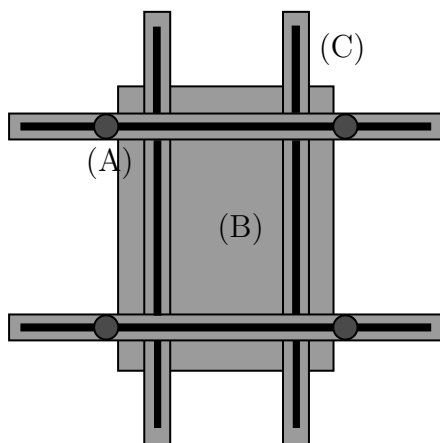
3.3 Vindtunneltester

Detta delavsnitt innehåller en beskrivning av vindtunneln som används för testerna samt en beskrivning av metodiken av dessa tester.

Vindtunneln som användes för testerna är Chalmers tekniska högskolas *Large-Scale Low Turbulence Subsonic Wind Tunnel*. Vindtunneln är en stängd vindtunnel som är menad för modellstudier i låga vindhastigheter; maxhastigheten i vindtunneln är 60 m/s. Flödet drivs av en 170 kW fläkt som cirkulerar luften. Vindtunneln används med trycket 1 atm, och ett kylsystem reglerar även temperaturen. Turbulensnivåerna i vindtunneln är låga och är typiskt under 0,1% (Chalmers tekniska högskola, 2023).

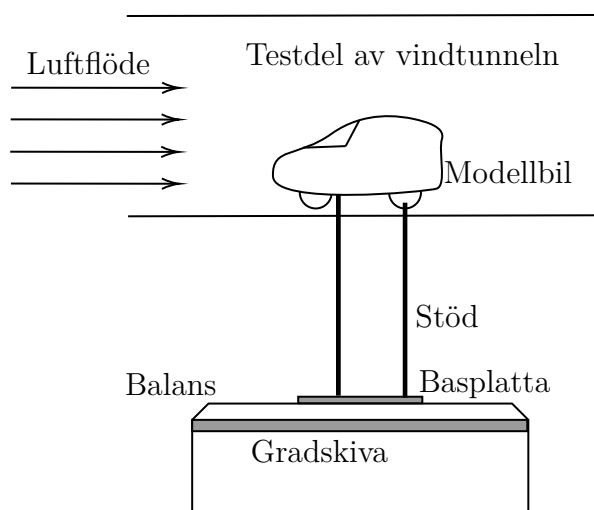
Testdelen av vindtunneln är rektangulär med en längd på 3 m, en bredd på 1,8 m och en höjd på 1,25 m. Tvärsnittsarean av testdelen, som används för blockeringskorrigeringen, är alltså $A_v = 1,8 \text{ m} \cdot 1,25 \text{ m} = 2,25 \text{ m}^2$ (Chalmers tekniska högskola, 2023).

I vindtunneln monteras modellen till en balans för att mäta krafterna på den. För att göra detta behövs en basplatta som modellen sitter på, se Figur 3.14 nedan.



Figur 3.14: Skiss av ovansidan av basplattan som används för att montera modellen. (A) är stöden till modellen, (B) är själva plattan och (C) är spår som kan användas för att justera positionen av stöden.

Figur 3.14 visar hur basplattan som användes ser ut. Basplattan monterades på en balans så att krafterna och moment på stöden kunde mätas. Modellen monterades på stöden genom hål bakom framhjul och på bakhjulen, utan att röra vindtunnelgolvet. Då modellen enbart hade kontakt till stöden kunde de aerodynamiska krafterna på bilen, såsom luftmotståndet F_D , mätas.



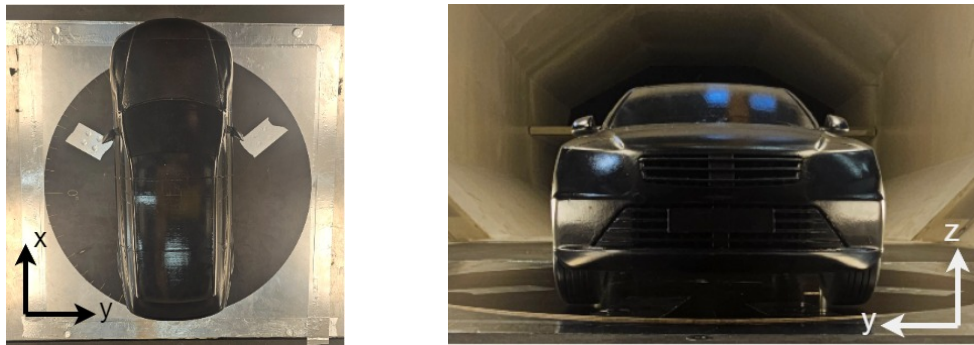
Figur 3.15: Sketch av sidovyn av monteringen av modellen i testdelen av vindtunneln. Modellen i figuren är inte representativ för den som användes i testerna.

Figur 3.15 visar en sketch av monteringen i vindtunneln från sidan. Notera att positioneringen av stöden i hjulen görs för att minimera effekten på flödet. För att krafter ska kunna mätas i olika riktningar är balansen och basplattan roterbara. På balansen fanns en gradering för att bestämma girvinkeln.

3.3.1 Koordinatsystem

Balansen i vindtunneln använde ett vänsterhänt koordinatsystem för krafter, där x -axeln går mot vindriktningen. Figur 3.16 illustrerar koordinataxlarna relativt till

modellen.



(a) Koordinatsystem sett uppifrån. (b) Koordinatsystem sett framifrån.

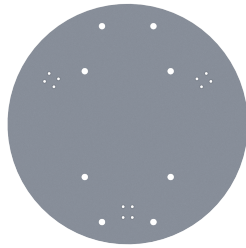
Figur 3.16: Koordinatsystem i vindtunneln. Krafter definerat med ett vänsterhänt koordinatsystem.

3.3.2 Design och konstruktion av rotationsplattan

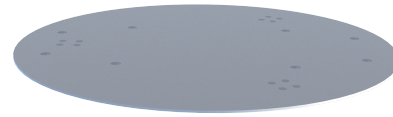
För att kunna genomföra vindtunneltester med modellen krävdes en bottenplatta för golvet i vindtunneln. Denna platta behövde hål för de fyra stöden och det skulle även vara möjligt för modellen att rotera tillsammans med basplattan. Det fanns ingen sådan rotationsplatta tillgänglig och därför designades en ny som uppfyllde kravspecifikationen för denna studie. Utöver att vara roterbar och ha rätt mått för hål till stöden var ytterligare ett krav på rotationsplattan att den inte skulle kunna lyfta från vindtunnelns undertryck.

Utifrån mått som togs på monteringsplattan och AeroSUVen skapades en 3D-modell i CAD. Denna modell hade 4 genomgående hål för AeroSUVens stöd samt ytterligare 4 genomgående hål för att göra rotationsplattan kompatibel med AeroBUSen, som har använts i projektet av Hellsten m. fl. (2020). För att förhindra rotationsplattan från att lyfta valdes det att montera tre stycken snabbspännare (jfr. eng. *toggle clamp*) på undersidan av rotationsplattan. Därför lades det till 12 skruvhål på rotationsplattan, 4 för varje snabbspännare. Dessa skruvhål var ej gängade och hade en försänkning på toppsidan. På så sätt kunde snabbspännarna monteras med försänkta skruvar utan att gänga materialet vilket ökar livslängden på rotationsplattan.

Användandet av ett styvt material vid tillverkningen av rotationsplattan var viktigt då en deformation skulle kunna påverka mätresultaten i vindtunneln. Metalliska material erbjöd en hög E-modul men med den höga densiteten var risken stor att rotationsplattan skulle deformeras under sin egna vikt. För att minimera vikten men samtidigt maximera E-modulen hos materialet togs beslutet att skapa en rotationsplatta i plast. PEEK (polyetereterketon) var det primära materialvalet då det hade bra egenskaper i hållfasthet.



(a) Topp-vy.



(b) ISO-vy.

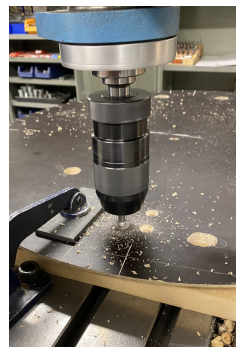
Figur 3.17: Design av rotationsplatta i PEEK.

Då tillverkning av rotationsplattan ej var möjlig i Chalmers egna tillverkningslabb kontaktades ett plastföretag som både skulle kunna tillföra materialet men också tillverka rotationsplattan. Långa leveranstider samt höga priser gjorde däremot detta alternativ omöjligt och därmed behövdes en ny design av rotationsplattan.

I projektet av Hellsten m. fl. (2020) tillverkades en rotationsplatta av plywood för att genomföra tester på AeroBUSen. Då denna rotationsplatta redan hade de korrekta dimensionerna samt har fungerat i tidigare tester togs beslutet att modifiera denna platta för att även vara kompatibel med AeroSUVen.



(a) Plåtmall med håлкоordinater.



(b) Borrning av försänkta skruvhål.



(c) Monterad snabbspännare.

Figur 3.18: Tillverkning av rotationsplatta.

I Chalmers prototyplabb skapades en mall i stålplåt med positionerna av hålen. Denna monterades på den existerande rotationsplattan så att hålen positioner kunde överföras med en skruvdragare. Därefter kunde hålen diameter borrar ut med hjälp av en pelarborr. De försänkta skruvhålen skapades också i pelarborren med hjälp av en försänkborr.

3.3.3 Metodik för AeroSUV-tester i vindtunneln

3.3.3.1 Förberedelser och installation

För att kunna installera rotationsplattan och AeroSUVen i vindtunneln sänktes balansen ner så att basplattan med stöden kunde monteras. Därefter installerades rotationsplattan i monteringsplattans hål så att stöden kunde föras in genom rotationsplattans hål genom att höja balansen. Med ett vattenpass säkerställdes det att alla fyra stöden var jämna och efter det monterades AeroSUV-modellen på stöden. Till sist sänktes vågen, och därmed basplattan ner tills hjulen på AeroSUV-modellen var 1 mm ovanför rotationsplattan.

För att fastställa nollpositionen för vinkeln, det vill säga då AeroSUV-modellen var i parallell riktning med luftflödet i vindtunneln, startades flödet i vindtunneln och modellen roterades fram och tillbaka. Positionen där sidokrafterna på AeroSUVen var ungefär 0 N märktes ut på gradskivan som nollpositionen.

3.3.3.2 Reynoldssvep

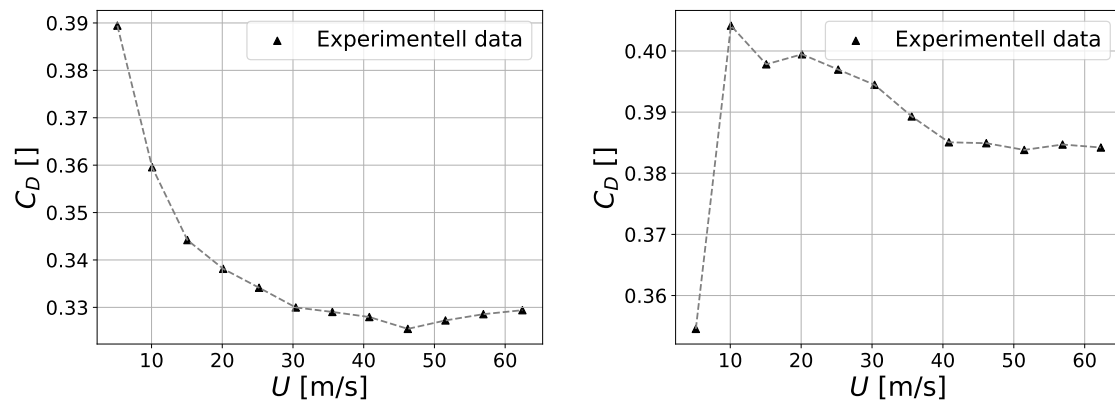
För att resultaten från vindtunneln ska vara jämförbara med de från simuleringarna måste dynamisk likhet gälla, det vill säga bör Reynoldstalen vara lika, se avsnitt 2.1.2. Då längdskalan av modellen är 1:8 hade det enligt ekvation (2.4) krävts att

$$L_{fullskala}v_{sim} = \frac{L_{fullskala}v_{vindt}}{8} \implies v_{vindt} = 8v_{sim} = 8 \cdot 38,89 \text{ m/s} \approx 310 \text{ m/s}, \quad (3.7)$$

det vill säga att vindtunnelhastigheten skulle behöva vara mer än 5 gånger så mycket som dess maximum på 60 m/s, och det hade även medföljt problem med kompressibilitet av flödet.

För att bestämma en lämplig testhastighet för vindtunneltesterna genomfördes därför ett så kallat Reynoldssvep över ett antal olika vindhastigheter. Syftet med Reynoldssvepet var att utvärdera vid vilka hastigheter dynamisk likhet börjar gälla för modellen. Detta innebär att de aerodynamiska koefficienterna är oberoende av Reynoldstalet inom detta intervall.

Svepet utfördes med vindhastigheter mellan 5 och 60 m/s, med en stegvis ökning på 5 m/s. För att säkerställa att testet var giltigt för alla girvinklar utfördes svepet vid två vinklar, 0° och 15°. Eftersom övriga vinklar ligger mellan dessa två, antogs testerna vara representativa för hela girvinkelintervallet. Reynoldssvepet gjordes för luftintag *BG*.



(a) Resultatet av Reynoldssvepet vid girvinkeln $\theta = 0^\circ$.

(b) Resultatet av Reynoldssvepet vid girvinkeln $\theta = 15^\circ$.

Figur 3.19: Experimentell data för okorrigerade värden av C_D från vindtunnelexperimenten är utritade mot vindtunnelhastigheten U mätt i m/s.

Figur 3.19 visar förändringen av C_D med hastigheten U . För att ha ett Reynoldsberoende flöde ska värdet på koefficienter såsom C_D inte ändras då hastigheten ändras. Utifrån resultatet i Figur 3.19 bedömdes $U = 30$ m/s vara tillräckligt för att kunna anta ett Reynoldsberoende flöde, men vid jämförelse mellan Figur 3.19a och Figur 3.19b är det tydligt att detta stämmer bättre för lägre girvinklar då C_D inte jämnat ut sig helt vid 30 m/s för $\theta = 15^\circ$. Det noteras dock att hastigheten i vindtunneln inte blev exakt det som den bestämdes till, då den ställdes in på 30 m/s uppmättes hastigheten till ungefär 30,4 m/s. För varje mätning mättes hastigheten vars mätvärden användes i beräkningarna.

För den valda hastigheten låg Reynoldstalet för modellmätningarna (se ekvation (2.4)) på cirka $1,1 \cdot 10^7$.

3.3.3.3 Tester av olika fronter

Testerna i vindtunnel gjordes för vinklarna 0° , 2° , 4° , 6° , 9° , 12° och 15° i ett så kallat svep, där positiv vinkel innebär att modellen roterades medurs som i simuleringarna. Vissa steg i mätning genomförandet upprepades för samtliga fronter. Detta för att mäta de aerodynamiska krafterna samt samla relevant data som vindhastigheten i vindtunneln och luftens densitet. Innan varje mätning påbörjades flyttades modellen till den vinkeln på gradskivan som hade uppmätts till 0° och nästa front monterades på modellen.

För att ytterligare öka tillförlitligheten av vindtunneltesterna gjordes svepet dubbelt. Efter att 15° uppnåts i mätningarna nollställdes mätutrustningen, därefter genomfördes mätningarna för samma vinklar i omvänd ordning från 15° till 0° . Stegen av en mätning är således:

1. Verifiering att vindhastigheten är noll i vindtunneln, att $\theta = 0^\circ$ samt att stöden till modellen inte vidrör rotationsplattan.

2. Nollställning av mätutrustningen.
3. Vindhastigheten ställs in på 30 m/s.
4. Vänta på att mätvärdena för krafterna är stabila.
5. Anteckna värdena från mätutrustningen.
6. Rotationsplattan och modellen roteras till den bestämda vinkeln, detta görs simultant genom att vrida på både balansen och rotationsplattan för att undvika stötar mellan rotationsplattan och stöden.
7. Om stöden till modellbilen är i kontakt med rotationsplattan ska detta åtgärdas genom att vrida lite på plattan.
8. Vänta på att mätvärdena för krafterna är stabila.
9. Anteckna värdena från mätutrustningen.
10. Gör steg 6 till 9 för vinklarna 2° , 4° , 6° , 9° , 12° och 15° i den ordningen.
11. Sätt vindhastigheten till 0 m/s.
12. Upprepa steg 1 till 5 för $\theta = 15^\circ$.
13. Upprepa steg 6 till 9 för vinklarna 12° , 9° , 6° , 4° och 0° i den ordningen.

Ytterligare en mätning gjordes för luftintag L där symmetrin av modellen samt tillförlitligheten av nollpositionen hos vinkeln undersöktes. Detta gjordes genom att mäta krafterna på bilen i girvinklar från -15° till 15° (utan något svep tillbaka). Krafterna nollställdes då modellen var vriden till -15° annars var metodiken densamma som för de övriga testerna.

Den uppmätta datan i vindtunneln som var av intresse för denna studie var de aerodynamiska krafterna; framförallt luftmotståndet F_D men även densiteten på luften ρ och vindhastigheten U . Med dessa värden, samt frontarean för modellen $A \approx 0,0381 \text{ m}^2$, beräknas de dimensionslösa koefficienterna enligt formlerna i avsnitt 2.1 och analyseras enligt avsnitt 3.4.

Utöver dessa tester genomfördes även tester där flödet omkring bilen undersöktes för att identifiera intressanta områden som vakar och separationspunkter. Detta gjordes med hjälp av tofsar och en rökmaskin, se Figur 3.20. Hur olika fronter påverkade luftflödet in i vaken undersöktes också. Syftet med dessa tester var inte att samla mätvärden utan att spela in videor som fångade luftflödet kring bilen i vindtunneln hos olika luftintag och girvinklar.



Figur 3.20: Bild av modellen i vindtunneln med tofsar.

3.4 Dataanalys

Detta delavsnitt innehåller en beskrivning av metodiken som användes för att behandla datan från vindtunnelmätningarna och simuleringarna.

Majoriteten av dataanalysen för simuleringarna gjordes i programmet STAR-CCM+, där värdena på koefficienterna beräknades direkt från krafterna på modellbilen. Detta till skillnad från vindtunneltesterna, för vilka mätningarna beskrivna i avsnitt 3.3.3.3 ger okorrigerade värden av C_D samt blockerings effekter som måste tas hänsyn till enligt ekvation (2.24). Kutym är att frontarean A_f för modellen, och därmed blockeringsandelen B och korrigeringsfaktorn w , väljes som projektionen av modellen då $\theta = 0^\circ$ och att blockeringskorrigeringen därmed inte tar hänsyn till girvinkeln (se avsnitt 2.4.1). I denna studie valdes det däremot att låta frontalarean A_f för blockeringskorrigeringen vara projektionen av modellen i vindens riktning vilket innebär att w blir beroende av girvinkeln, se Tabell 3.5.

Tabell 3.5: Tabell över olika frontarea A_f , blockeringsandel B och korrigeringsfaktor w för modellbilen som funktion av girvinkeln θ .

θ [°]	A_f [m ²]	B [%]	w [%]
0	0,0381	1,69	97,8
2	0,0402	1,79	97,7
4	0,0426	1,89	97,6
6	0,0450	2,00	97,4
9	0,0480	2,13	97,3
12	0,0511	2,23	97,1
15	0,0543	2,41	96,9

Notera att blockeringsandelarna B i Tabell 3.5 alla är relativt låga och är mindre än 2,5%. Enligt teorin i avsnitt 2.4.1 skulle man bortse från att göra någon korri-

gering då $B \ll 7,5\%$. Detta kan även ses i att korrigeringsfaktorn w i Tabell 3.5 är nära 100% för alla girvinklar. Trots detta användes blockeringskorrigeringen i denna studie för alla girvinklar då det ger mer tillförlitliga värden. Detta tillsammans med det faktum att kylmotståndskoefficienten förväntas vara låg bidrar till vikten att C_D ska var precis.

Då två mätningar genomfördes för varje front och vinkel i vindtunneltesterna var det även möjligt att bedöma noggrannheten. Resultatet av den uppmätta variabeln, t.ex. C_D , som presenteras är medelvärdet av de två mätningarna. Det observerades däremot att för varje enskild mätpunkt var differensen mellan de två mätvärdena olika stora. Som mått för felet i vindtunneln för de olika koefficienterna användes en sammanlagd varians. Denna bestod av summan mellan medelvärdet för varianserna och variansen av medelvärdet för avvikelserna. Detta gav en ungefärlig standardavvikelse på

$$\sigma_{C_D} \approx 1,8 \cdot 10^{-3} \text{ för } C_D \quad (3.8)$$

$$\sigma_{C_L} \approx 2,7 \cdot 10^{-3} \text{ för } C_L \quad (3.9)$$

$$\sigma_{C_S} \approx 5,3 \cdot 10^{-3} \text{ för } C_S, \quad (3.10)$$

för vindtunnelmätningarna.

För både vindtunnelmätningarna och simuleringarna gjordes även en analys över det inducerade luftmotståndet. ΔC_{DR} och $\Delta(C_L^2 + C_S^2)$ beräknades enligt ekvationerna (2.10) och (2.11) för varje front och vinkel. Därefter genomfördes en regression för att avgöra värdet på proportionalitetskonstanten K för vardera front.

Slutligen genomfördes en analys av de vindmedelvärderade värdena för samtliga fronter. Då experimentell data saknades för $\theta = 5^\circ$ och 10° infördes en tredjegradsregression av datan för både vindtunnel- och CFD-datan. På denna regression tillämpades sedan en modifierad variant av ekvation (2.12) för att få det vindmedelvärderade värdet. Denna modifierade varianten av ekvation (2.12) normerade alla viktningar (division med en faktor 1,012). Normeringen infördes för att säkerställa att rimliga resultat erhålls även om större värden vindmedelvärderas (såsom massflödet).

Framförallt används vindmedelvärdering i litteraturen för C_D , men då metoden är applicerbar på andra värden än C_D valdes det även att använda vindmedelvärdering på andra parametrar. Dessa parametrar var C_D , C_L , C_S samt massflödet genom värmväxlaren \dot{m} för CFD-simuleringarna.

I presentationen av datan valdes det att främst presentera förändringen av koefficienterna som $\Delta C = C - C_0$ där C_0 är ett referensvärde. Detta referensvärde är alltid värdet för koefficienten S vid $\theta = 0^\circ$.

Koden som användes för att göra dataanalysen finns tillgänglig i Bilaga B.

4

Resultat

I detta kapitel presenteras resultaten från denna studie, både de från vindtunnelmätningarna och de från CFD-simuleringarna. Resultaten visas endast i detta avsnitt och det är endast korta kommentarer om trender samt bilder från simuleringarna som förklarar dessa. En mer genomgående diskussion av skillnaderna i resultat följer senare i kapitel 5.

Fokuset av studien är på kylmotståndet och det är den huvudsakliga delen av resultatet. Utöver kylmotståndet och dess förändring över girvinklar visas även hur det totala luftmotståndet samt lyftkraften och sidokraften förändras. Även det inducerade luftmotståndet presenteras. Dessutom redovisas också hur massflödet förändras med gir för de olika konfigurationerna.

Givet värdena på krafterna och massflödet från 0° till 15° inkluderar detta kapitel även ett avsnitt om vindmedelvärderade värden. Dessa beräknades enligt avsnitt 3.4. Regressionen som gjordes för dessa beräkningar inkluderas inte i resultatet, utan återfinns i Bilaga A.

Slutligen presenteras resultatet av mätningar åt andra riktningen, det vill säga inom vinkelspannet 0° till -15° .

Genomgående genom resultatet kommer luftintagen att hänvisas till med beteckningarna S , L och så vidare, se Figur 3.5 och Figur 3.6.

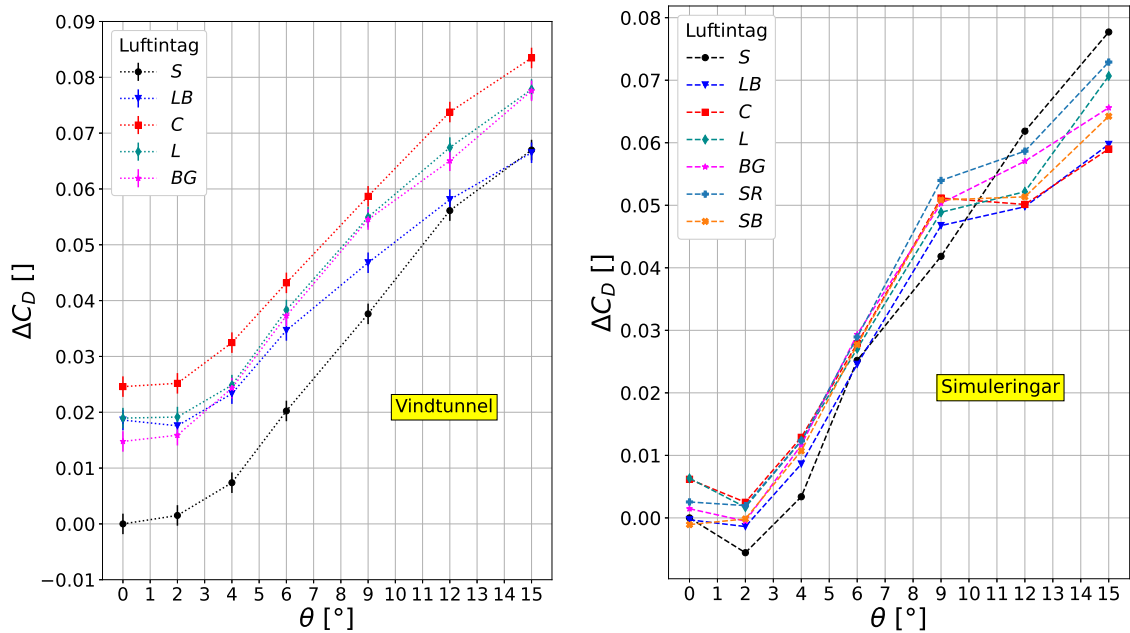
4.1 Krafterna över gir

Detta delavsnitt innehåller resultatet av mätning av de aerodynamiska koefficienterna C_D , C_L och C_S för vindtunnelmätningarna och simuleringarna. Det inducerade luftmotståndet redovisas även kort i ett underavsnitt.

De aerodynamiska koefficienternas värde har var och en sitt eget underavsnitt. Dessa innehåller plottar av resultaten från både vindtunneln och simuleringarna för jämförelse. Trenderna i figurerna som ses över gir kommenteras och de avslutas med förklarande bilder från simuleringarna.

4.1.1 Jämförelse av luftmotståndet

I Figur 4.1 framgår det att luftmotståndet ökar i takt med att girvinkeln ökar. Hur mycket den ökar skiljer sig för de olika konfigurationerna. I vindtunneltesterna ökade C_D mest för den stängda fronten S , med 21,9 %. Den ökade minst för LB , med 14,8 %. I simuleringarna var de procentuella ökningarna aningen större, med 28,0 % för S och 18,6 % för C som det minsta värdet (LB ökade näst minst med 21,7 %).



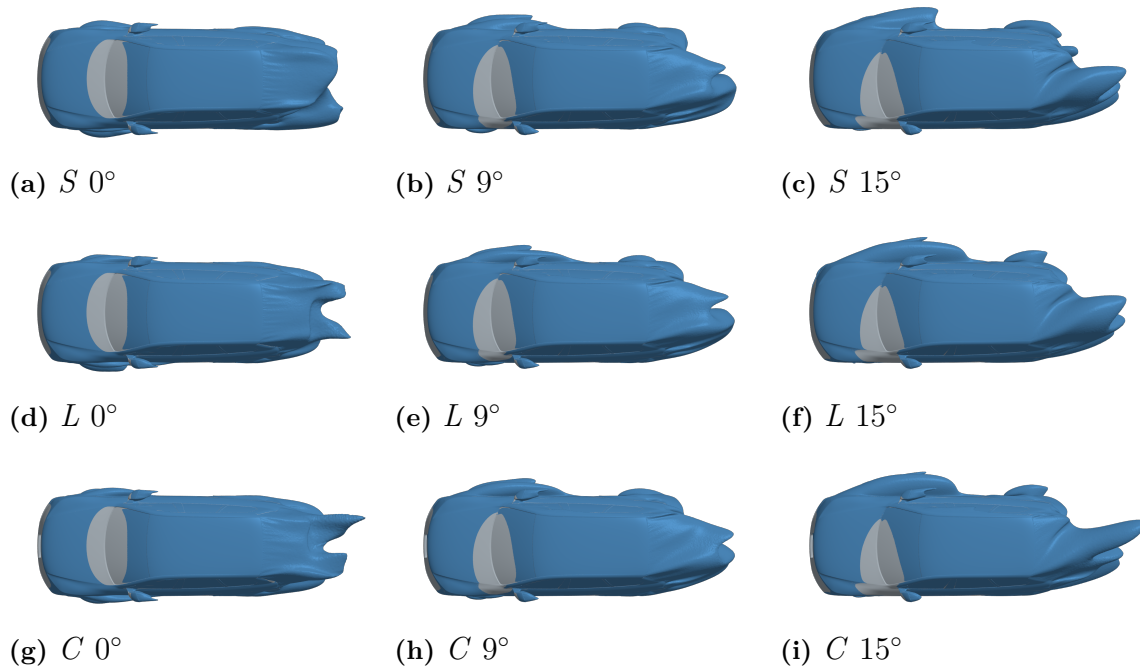
(a) Resultat från vindtunnelmätningarna. Referensvärdet är $C_{D0} = 0,306$.

(b) Resultat från simuleringarna. Referensvärdet är $C_{D0} = 0,277$.

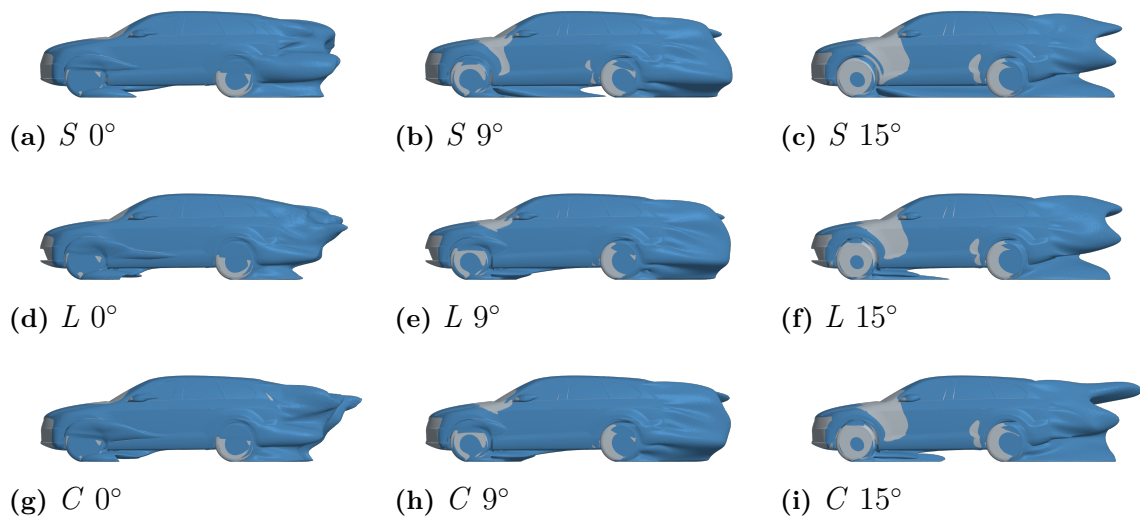
Figur 4.1: Jämförelse av förändringen av C_D för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.

Även om trenden för C_D ökade återfanns det i simuleringarna en minskning mellan vinklarna 0° och 2° av storleken $0,001 - 0,006$, vilket är tydligt i Figur 4.1b. I vindtunneltesterna minskade C_D endast för fronten LB med storleken $0,001$. Ytterligare en skillnad är att värdena på luftmotståndet var lägre i simuleringarna. Även om skalorna i Figur 4.1a och 4.1b är ungefär desamma är referensvärdet (värdet för S vid $\theta = 0^\circ$) olika, med $C_{D0} = 0,306$ för vindtunneln och $C_{D0} = 0,277$ för simuleringarna.

Trenderna för luftmotståndet illustreras med isoytor i Figur 4.2 och 4.3. Ytan visar de områden kring bilen där den totala tryckkoefficienten är noll, $C_{pT} = 0$. C_{pT} jämför summan av det statiska trycket och dynamiska trycket med det fria flödestrycket vilket illustrerar de vakområden som bildas. I Figur 4.2g blir det tydligt att luftintag C har den största vaken vid 0° vilket även stämmer med C_D i Figur 4.1b. Vid 9° observeras det i Figur 4.3b att S har något mindre vak än de andra. Efter 9° ökar motståndet för S mer än för de andra fronterna vilket kan ses i Figur 4.3c där vaken bakom framhjulen observeras vara större än för de konfigurationer med öppna fronter.



Figur 4.2: Isoytor sett från toppen över totala tryckkoefficienten för fronterna S , L och C . Ytorna visas vid girvinklar 0° , 9° och 15° . Ytorna representerar områden där $C_{pT} = 0$.

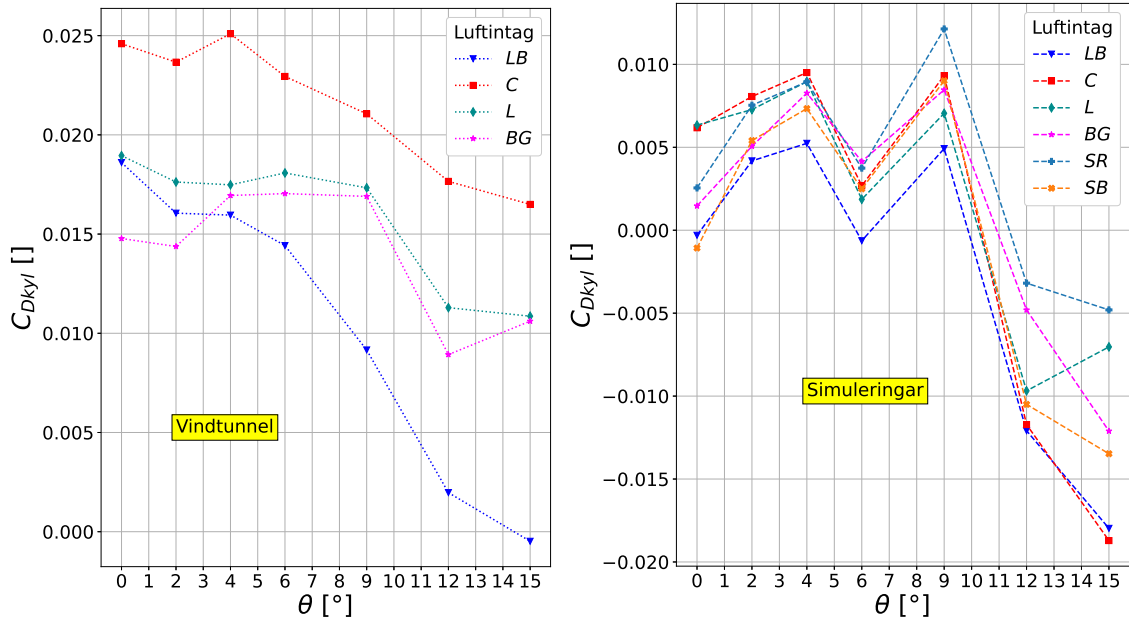


Figur 4.3: Isoytor sett från vänster sida över totala tryckkoefficienten för fronterna S , L och C . Ytorna visas vid girvinklar 0° , 9° och 15° . Ytorna representerar områden där $C_{pT} = 0$.

På grund av att luftmotståndet för den stängda konfigurationen S ökar mest vid gir, vilket kan ses i Figur 4.1a och Figur 4.1b, har kylmotståndet för alla konfigurationer en nedåtgående trend.

Figur 4.4 visar hur kylmotståndskoefficienten, $C_{Dkyl} = C_{DI}(\theta) - C_{Ds}(\theta)$, minskar med girvinkeln. I Figur 4.4a framgår det att mellan 0° och 15° minskar C_{Dkyl} mer

för fronterna L och C medan det för luftintaget BG ökar i mitten av intervallet. Liknande trender kan ses i Figur 4.4b men där slutar L och C med ungefär samma kylmotstånd vid 15° .

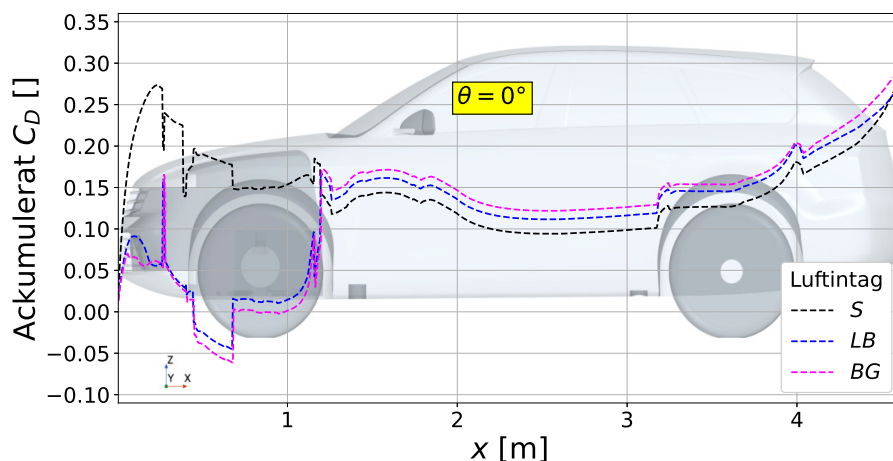
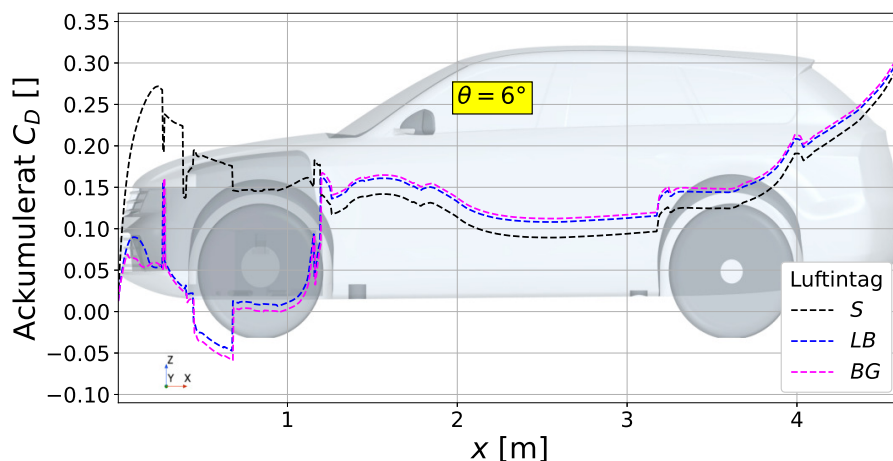


(a) Resultat från vindtunnelmätningar- (b) Resultat från simuleringarna.
na.

Figur 4.4: Jämförelse av kylmotståndet för vindtunnelmätningarna och simuleringarna. Notera att skalorna är olika.

Den största skillnaden för kylmotståndet mellan vindtunneltesterna och simuleringarna är skalan. I vindtunneltesterna är C_{Dkyl} vid 0° mellan 0,025 och 0,015, vid 15° är den mellan 0,017 och 0,000. För simuleringarna är motsvarande intervall $-0,001$ till 0,006 och $-0,019$ till $-0,005$. Skillnaden i kylmotståndet är liten, framförallt för mindre vinklar för simuleringarna. Den lilla skillnaden försvårar avgörandet av vilken front som har minst kylmotstånd vid en enskild vinkel vilket gör det svårt att avgöra om den lilla skillnaden beror på mätfel. Med ett begränsat antal punkter är det därmed mer meningsfullt att undersöka trender än enskilda vinklar.

Något anmärkningsvärt, som Figur 4.4b visar, är att kylmotståndet från simuleringarna blir negativt. Detta sker framförallt vid 12° och 15° . Negativt kylmotstånd stämmer ej överens med tidigare forskning (se avsnitt 2.2). Detta i kombination med det "hackiga" utseendet mellan 4° till 9° tyder på att resultatet från simuleringarna påverkas av osäkra värden för framförallt S . Detta beteendet krävde vidare undersökningar och en möjlig orsak observeras i det ackumulerade luftmotståndet (jfr. eng. *accumulated drag*).

(a) Det ackumulerade luftmotståndet vid $\theta = 0^\circ$.(b) Det ackumulerade luftmotståndet vid $\theta = 6^\circ$.

Figur 4.5: Ackumuleringen av luftmotståndet över bilen för fronterna S , LB och BG . Bilen i bakgrunden har fronten BG . Dessa vinklar valdes och fronter då det var lätt att se skillnaderna.

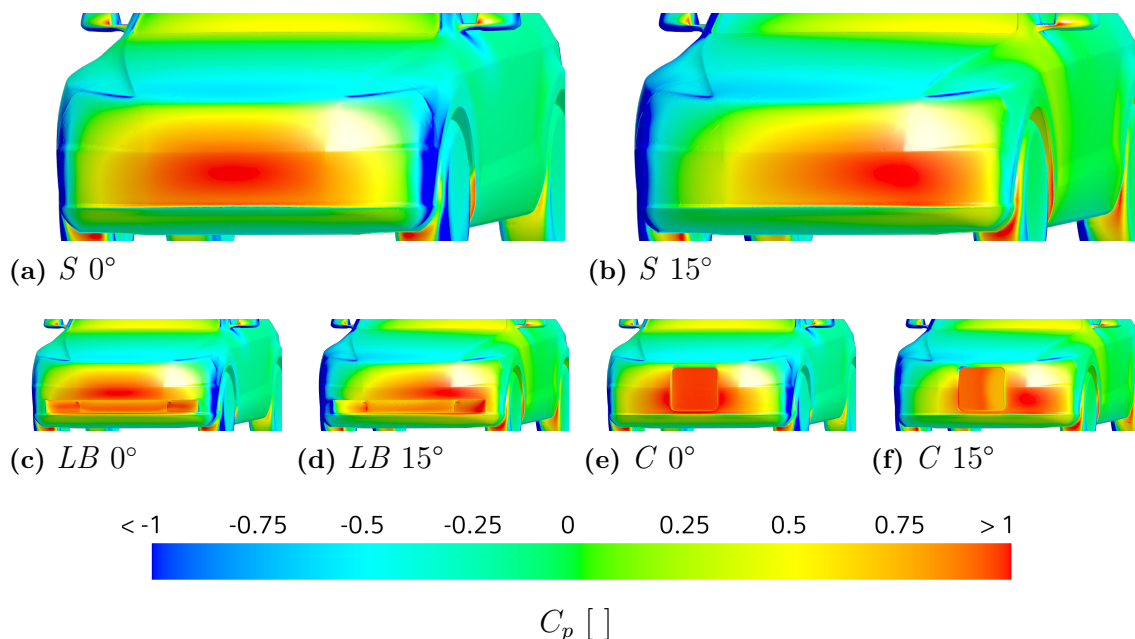
Figur 4.5 visar hur C_D ackumuleras över bilen för fronterna S , LB och BG för vinklarna 0° och 6° . Förutom att slutvärdena skiljer sig åt mellan olika vinklar noterades ingen avsevärd skillnad i det ackumulerade luftmotståndet. Beteendet för olika luftintag är lika bortsett från små variationer vid luftintaget, därför visas endast detta urval i resultatet.

Skillnaderna mellan den stängda configurationen och de öppna luftintagen är tydliga i Figur 4.5. För S ökar luftmotståndet mer vid fronten då luften möter mer motstånd. Vid hjulen och lufttuttagen får de öppna luftintagen ett negativt interferensluftmotstånd. Då luften passerar lufttuttagen och når slutet av framhjulhuset, samt vindrutan, ökar luftmotståndet så pass att det är större för de öppna luftintagen efteråt. Observera att trots att BG har mer negativt interferensluftmotstånd vid lufttuttaget har den mer kylmotstånd längre fram. Detta beror troligtvis på en korrelation mellan massflödet ut genom lufttuttagen, interferensluftmotståndet och den påföljande ökningen.

Efter framhjulen är det liten skillnad i ändringen av C_D för de olika fronterna, vilket iakttas i Figur 4.5. Det ”ackumulerade kylmotståndet” (det vill säga differensen i det ackumulerade luftmotståndet mellan den stängda fronten S övriga fronter) förblir någorlunda konstant från framhjulen fram till bakkdelen på bilen där flödesseparation till vakområdet sker. Därifrån ökar C_D snabbare för S vilket resulterar i ett slutvärde med mindre kylmotstånd.

Mellan slutet av framhjulen och vakområdet är skillnaden mellan S och de övriga konfigurationerna ungefär i storleksordningen 0,019 till 0,029 vid $\theta = 0^\circ$ och i storleksordningen 0,001 till 0,010 vid $\theta = 15^\circ$. Skillnaderna stämmer bättre överens med vindtunnelresultaten än med slutresultaten från simuleringarna. För att resultaten i Figur 4.4b ska stämma måste alltså C_D öka med mellan 0,02 och 0,03 i vakområdet för S jämfört med resterande konfigurationerna.

I Figurerna 4.6 och 4.7 visas C_p för 0° och 15° på fronterna. Från figurerna kan man se stagnationsområdena. Då vinkeln ökar flyttas stagnationen åt sidan vilket i sin tur kan påverka kylmotståndet. För LB och C flyttar sig stagnationen till stor del utanför luftintagen vid 15° . För L och SR innefattas stagnationen till stor del av intaget för alla vinklar. Intagen på SB och LB är smalare än övriga och i figuren observeras stagnation utanför luftintagen för vinkelspannet.



Figur 4.6: Tryckkoefficient över frontar S , LB och C vid 0° samt 15° .

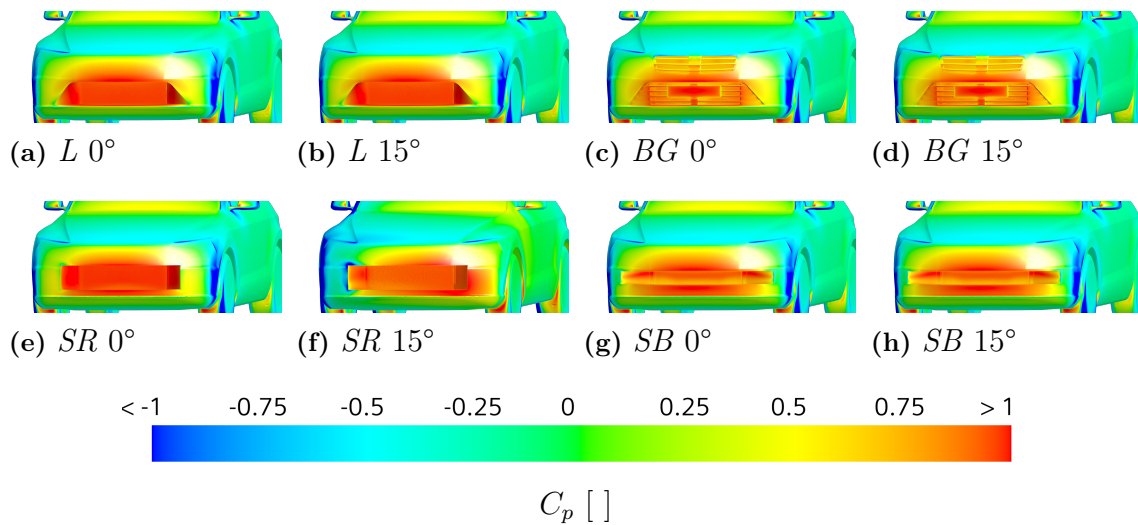
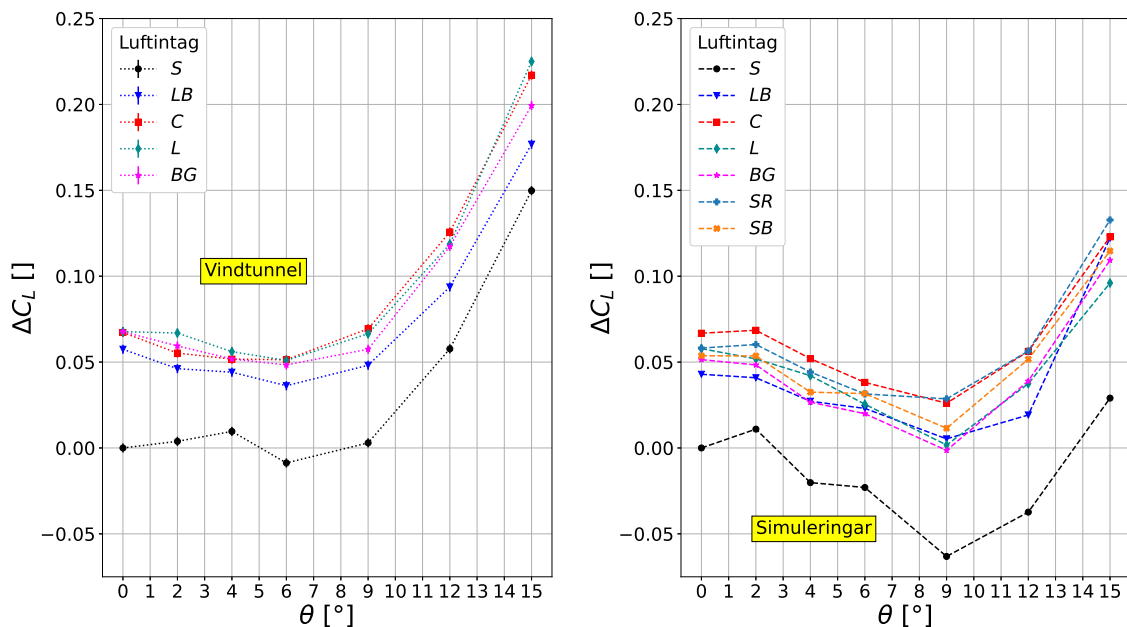


Figure 4.7: Tryckkoefficient över frontar L , BG , SR och SB vid 0° samt 15° .

4.1.2 Jämförelse av lyftkraften

Lyftkraftskoefficienten C_L mättes i både vindtunneltesterna och simuleringarna. Resultatet av dessa ses i Figur 4.8. Vindtunneltesterna som visas i Figur 4.8a, och simuleringarna som visas i Figur 4.8b har liknande trender. Från 0° till 6° respektive 0° till 9° minskar lyftkraften, och sedan ökar den kraftigt då girvinkeln ökar till 15° .



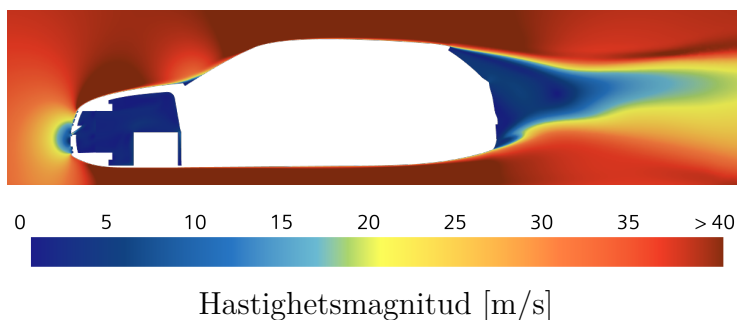
(a) Resultat från vindtunnelmätningarna. Referensvärdet är $C_{L0} = -0,203$.

(b) Resultat från simuleringarna. Referensvärdet är $C_{L0} = -0,124$.

Figure 4.8: Jämförelsebild av förändringen av C_L för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.

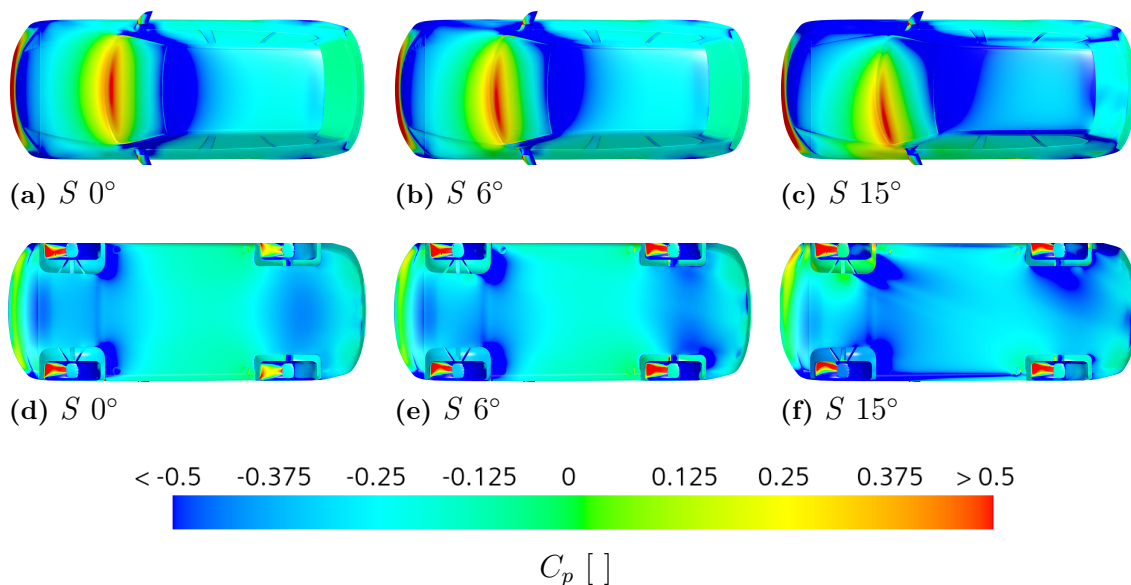
Utöver de övergripande trenderna för C_L märks tydliga skillnader då man jämför Figur 4.8a och Figur 4.8b. C_L avtog mer märkbart i början av intervallet i simuleringarna jämfört med vindtunneln.

Ytterligare en skillnad är värdena. Referensvärdet för vindtunneln är $-0,203$ och $-0,124$ för vindtunneln respektive simuleringar. Lyftkraften är alltså mindre i vindtunneln än i simuleringarna. Detta gäller främst vid lägre vinklar. Vid 15° är C_L för vissa fronter ungefär lika med 0 i både vindtunneltesterna och simuleringarna.



Figur 4.9: Hastigheten i ett plan i mitten av bilen för BG .

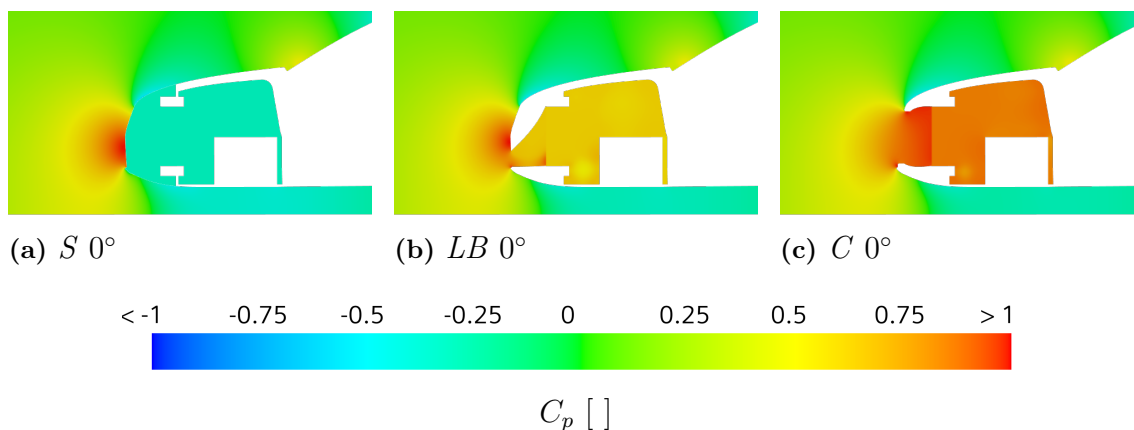
Lyftkraftens förändring med girvinkel beror troligtvis på en förändring av tryckfördelningen under och över bilen. En lägre hastighet innebär ett högre tryck, och vice versa, och därför bör hastigheten över bilen vara större än hastigheten under för att få negativt C_L , detta ses Figur 4.9.



Figur 4.10: Fördelningen utav tryckkoefficienten C_L över toppen respektive botten av bilen vid 0° , 6° och 15°

Figur 4.10 visar hur trycket förändras på ovansidan och undersidan av bilen. Då girvinkeln förändras från 0° till 6° minskar trycket både över och under men tryckminskningen under är mer drastisk. Detta orsakar en minskning i lyftkraften. Mellan

6° och 15° sjunker trycket under bilen och på toppen sker en mer drastisk tryckminskning. Detta leder till att lyftkraften återigen ökar. Den konstanta tryckminskningen under bilen kan bero på vakområden som skapas bakom hjulen. Under högre girvinkel bromsas luften mindre ut av vindrutan och vinden kan därför flöda snabbare över motorhuv och tak vilket bidrar till lägre tryck.



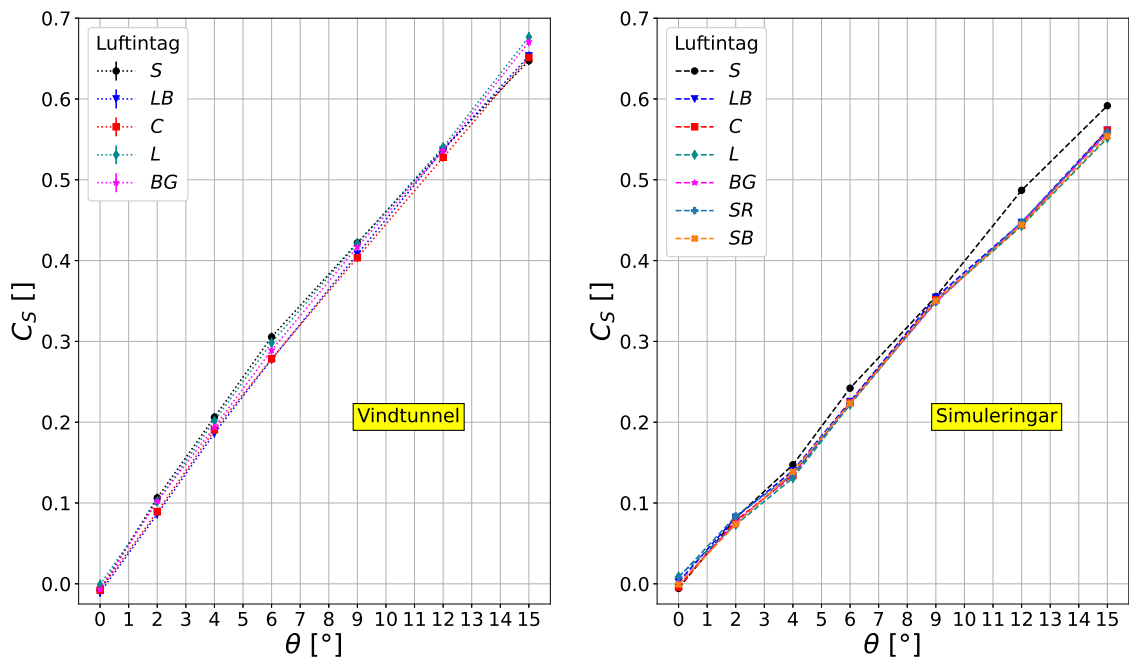
Figur 4.11: Tryckfördelningen i motorutrymmet och i luften runt omkring framdelen på bilen.

Skillnaden i lyftkraft för olika fronter beror troligtvis på massflödet genom värmväxlaren och hur det påverkar trycket framför och i motorutrymmet. I Figur 4.11a ser vi att trycket inuti motorutrymmet för S är lägre än ovanpå motorhuv. För jämförelse visar Figurerna 4.11b och 4.11c att det blir högre tryck inuti motorutrymmet med öppet luftintag.

4.1.3 Jämförelse av sidkraften

Vid jämförelse mellan vindtunnel- och CFD-resultaten för C_S i Figur 4.12 är det tydligt att båda följer en linjär trend. En tydlig ökning av C_S med ökande girvinkel observeras enligt förväntan. Värdena av C_S i vindtunneln i jämförelse med simuleringarna är av större storlek.

Resultatet av simuleringarna från Figur 4.12 visar att den stängda fronten har allra störst ökning i C_S . Denna trend följs även i vindtunneln upp till 9° . Utöver detta följer resterande fronter en likartad trend och skillnaden i C_S skiljer sig lite för de öppna frontvarianterna. Detta är speciellt tydligt för resultaten från simuleringarna.



(a) Resultat från vindtunnelmätningarna. (b) Resultat från simuleringarna.

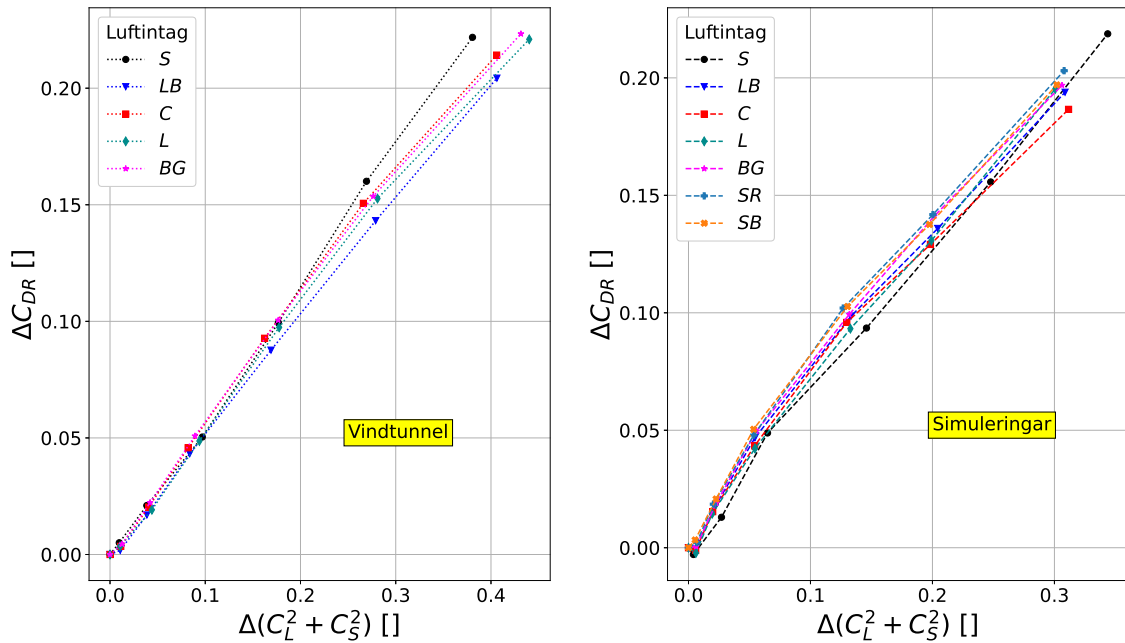
Figur 4.12: Jämförelse av förändringen av C_S för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.

Om sidkraften F_S approximeras vara beroende på $\sin \theta$, medan den projicerade arean beror på $\cos \theta$, ges den sammanlagda trenden för C_S av $\tan \theta$ i enlighet med ekvation (2.5). För små girvinklar θ är $\tan \theta \approx \theta$, vilket förklarar den förväntade linjära trenden. Slutligen noteras det att den stängda fronten har störst ökning i C_S från simuleringarna.

4.1.4 Inducerat luftmotstånd

Figur 4.13 visar hur det inducerade luftmotståndet, C_{DR} , förhåller sig till summan av kvadraterna för C_L och C_S . Proportionaliteten för de olika axlarna följer en tydlig trend för simuleringarna och vindtunnelmätningarna. För vindtunnelmätningarna är denna trend nästan linjär med en konstant ökning över hela girvinkelspannet. I simuleringarna noteras en något högre lutning för de lägre girvinklarna, som sedan avtar då vinkeln ökar. Resultatet stämmer bra överens med teorin, där förhållandet mellan dessa förväntas vara proportionalitetskonstanten K .

Vid jämförelse mellan simuleringar och vindtunnelmätningar ser man liknande värden för det inducerade luftmotståndet. På x -axeln skiljer sig värdena något och vindtunnelmätningarna har högre värden över samtliga girvinklar. Till följd av detta är även proportionalitetskonstanten lägre. Skillnaden beror främst på skillnaden i sidkraft mellan de olika mätningar. Sidkraftskoefficienten C_S är generellt lägre för CFD-simuleringarna.



(a) Resultat från vindtunnelmätningarna.

(b) Resultat från simuleringarna.

Figur 4.13: Jämförelse av förändringen av det inducerade luftmotståndet för vindtunnelmätningarna och simuleringarna.

De olika fronterna följer i allmänhet liknande trender. För både simuleringarna och vindtunnelmätningarna är skillnader i proportionalitetskonstanten mellan de olika fronterna relativt små. För vindtunnelmätningarna kan man för höga girvinklar notera en avvikelse för den stängda fronten S . Resultatet för värdet av proportionalitetskonstanten visas i Tabell 4.1.

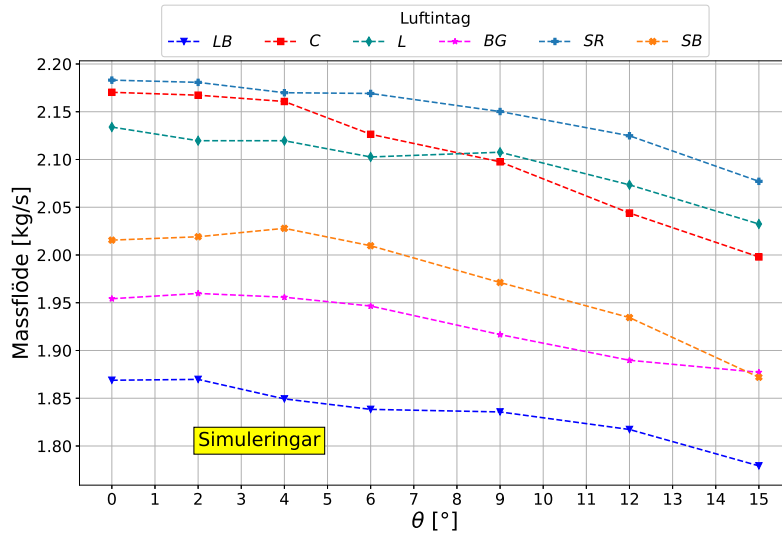
Tabell 4.1: Tabell över resultatet för värdet av proportionalitetskonstanten K för de olika konfigurationerna i vindtunneln. Motsvarande resultat från CFD:n betecknas med exponentläget ^{CFD}.

	S	LB	L	C	BG	SR	SB
K	0,589	0,511	0,516	0,541	0,528	-	-
K^{CFD}	0,640	0,634	0,655	0,612	0,654	0,654	0,667

4.2 Massflöde och fördelningen över värmeväxlaren

Kommande avsnitt presenterar resultatet för massflödet tillsammans med hastighetsfördelningen över värmeväxlaren för de olika fronterna.

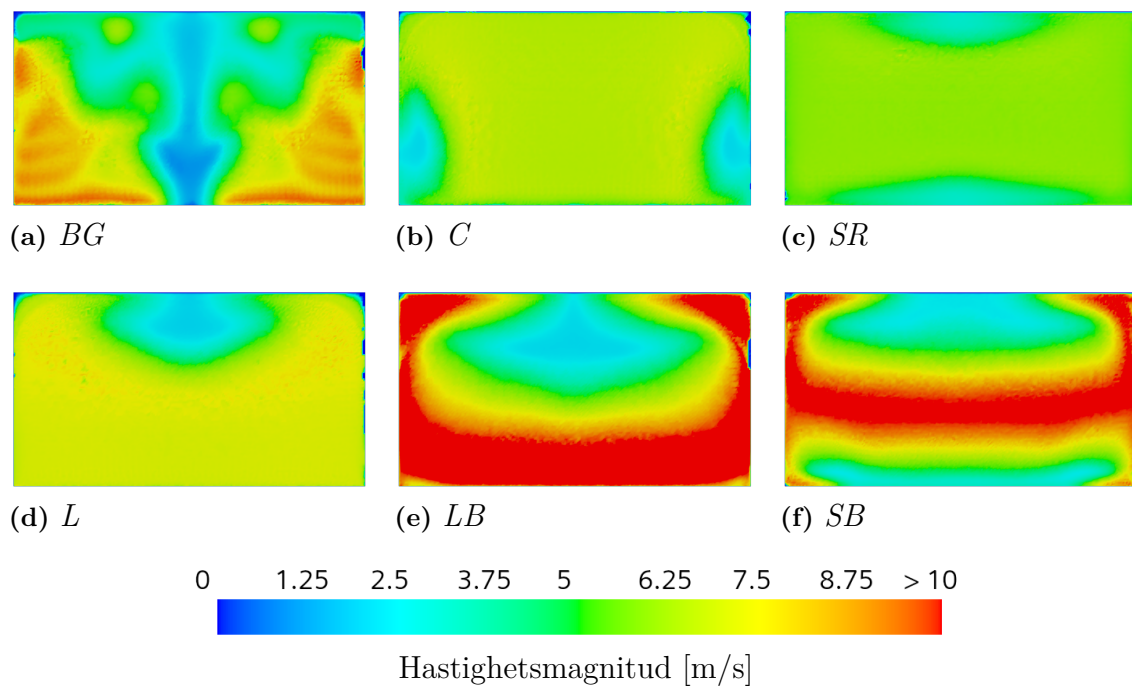
Resultatet för massflödet som funktion av girvinkel för den experimentella datan från CFD-simuleringarna presenteras i Figur 4.14. Se Figur 3.5 och Figur 3.6 för bilder av luftintagen.



Figur 4.14: Massflödet genom värmeväxlaren för de öppna fronterna.

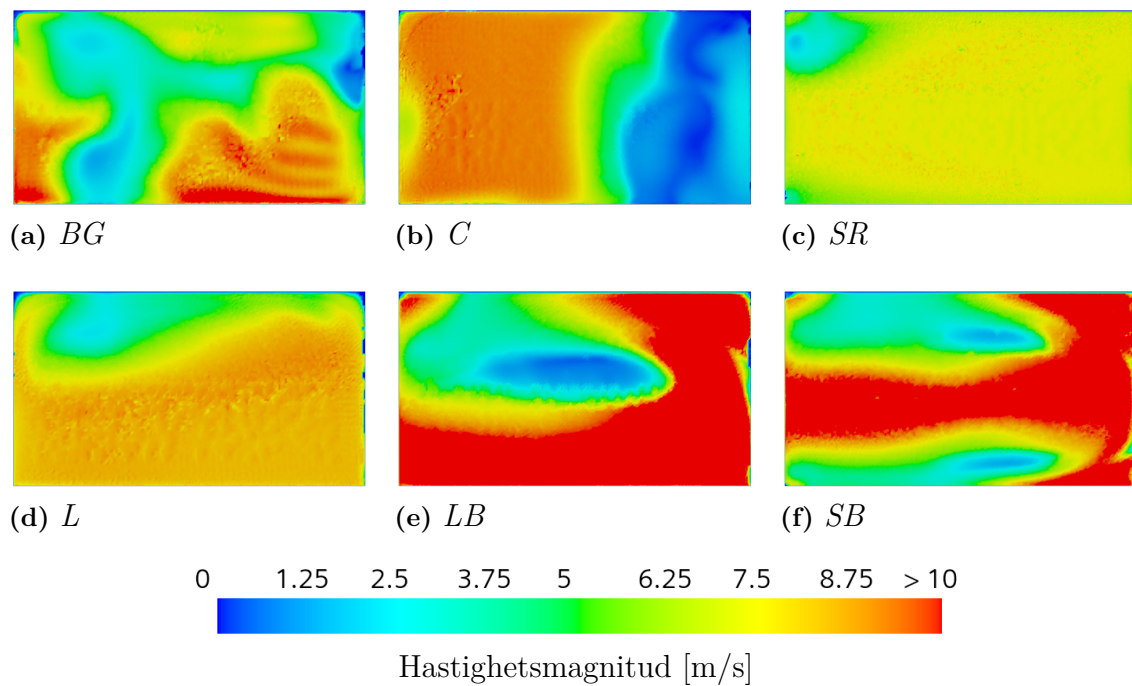
Trenden för massflödet är att det avtar med girvinkeln. I Figur 4.14 observeras det att luftintagen *C* och *SB* har större minskning av massflödet i gir i jämförelse med resterande fronter. Exempelvis har *BG* en relativt liten förändring i massflöde över gir. Luftintag *SR* har störst massflöde över gir. Notera återigen att luftintagen har samma area.

Scenerna över hastighetsmagnituden på ytan av värmeväxlarna vid de två extremvinklarna för θ genererades. Resultatet för $\theta = 0^\circ$ för de olika fronterna presenteras först i Figur 4.15.



Figur 4.15: Hastighetsmagnituden på ytan av värmeväxlarna vid $\theta = 0^\circ$.

Vidare noteras det i Figur 4.15 att hastighetsmagnituden är symmetrisk kring bilens symmetriplan. Slutligen presenteras även motsvarande resultat för $\theta = 15^\circ$ i Figur 4.16.



Figur 4.16: Hastighetsmagnituden på ytan av värmeväxlarna vid $\theta = 15^\circ$.

4.3 Vindmedelvärderade resultat

Detta delavsnitt innehåller de vindmedelvärderade värdena av de undersökta parametrarna.

I Tabell 4.2 presenteras de vindmedelvärderade koefficienterna i ekvation (2.5). Vindmedelvärderingen tillämpades med hjälp av ekvation (2.12) efter normering av viktarna. Med regression kunde även datan för $\theta = 5^\circ$ respektive $\theta = 10^\circ$ interpoleras, mer om detta finns beskrivet i avsnitt 3.4.

Experimentell data inhämtades både från vindtunnelmätningar och CFD-simuleringar för de olika fronterna. Inga vindtunnelmätningar genomfördes för fronterna SR och SB , varför dessa utelämnas här. Resultatet sammanställs i Tabell 4.2.

Tabell 4.2: Tabell över resultatet för de vindmedelvärderade koefficienterna $\overline{C_D}$, $\overline{C_L}$, $\overline{C_{Dkyl}}$ och $\overline{C_S}$ från vindtunneln. Motsvarande resultat från CFD:n betecknas med exponentläget ^{CFD}.

	S	LB	L	C	BG	SR	SB
$\overline{C_D}$	0,316	0,332	0,334	0,340	0,331	-	-
$\overline{C_D^{CFD}}$	0,287	0,288	0,292	0,293	0,291	0,292	0,289
$\overline{C_L}$	-0,199	-0,151	-0,137	-0,139	-0,139	-	-
$\overline{C_L^{CFD}}$	-0,136	-0,093	-0,080	-0,067	-0,086	-0,074	-0,080
$\overline{C_{Dkyl}}$	0,000	0,015	0,018	0,023	0,015	-	-
$\overline{C_{Dkyl}^{CFD}}$	0,000	0,001	0,004	0,006	0,004	0,005	0,002
$\overline{C_S}$	0,147	0,136	0,147	0,137	0,143	-	-
$\overline{C_S^{CFD}}$	0,121	0,119	0,118	0,114	0,115	0,121	0,115

Från Tabell 4.2 är det tydligt att CFD ger ett underskattat värde av de vindmedelvärderade koefficienterna i relation till vindtunnelexperimenten. Däremot är resultaten konsekventa i vilka fronter som resulterade i lägst respektive högst vindmedelvärderad koefficient.

Samma metodik för vindmedelvärderingen användes för att beräkna det vindmedelvärderade massflödet \overline{m} genom de olika fronterna. Massflödet uppmättes inte i vindtunneln, och därmed presenteras enbart resultat från CFD-simuleringarna. Se Tabell 4.3.

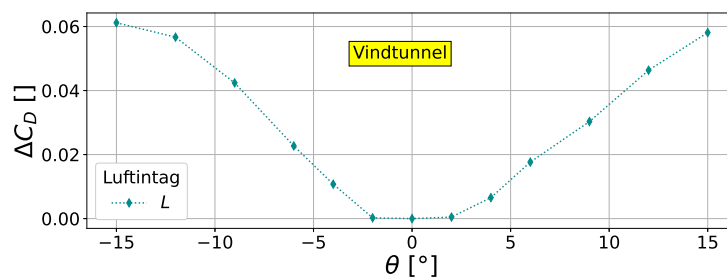
Tabell 4.3: Tabell över resultatet för det vindmedelvärderade massflödet \bar{m} från CFD-simuleringarna.

	<i>S</i>	<i>LB</i>	<i>L</i>	<i>C</i>	<i>BG</i>	<i>SR</i>	<i>SB</i>
\bar{m} [kg/s]	0,00	1,86	2,12	2,15	1,95	2,17	2,01

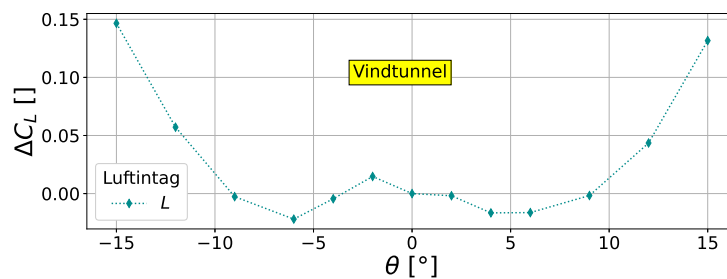
4.4 Mätningar i båda riktningar och modellens asymmetri

Detta delavsnitt innehåller resultatet av mätningar som gjordes för att undersöka modellen och resultatens symmetri. Dessa gjordes för fronten *L* i vindtunneln och fronterna *S* och *L* i simuleringarna.

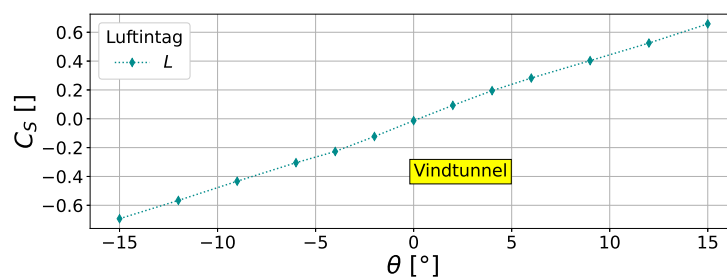
4.4.1 Vindtunnelmätning från -15° till 15°



(a) C_D i båda riktningarna.



(b) C_L i båda riktningarna.



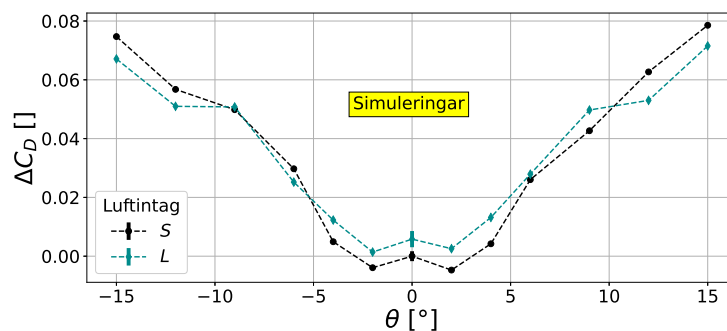
(c) C_S i båda riktningarna.

Figur 4.17: Värdena av de aerodynamiska koefficienterna mellan -15° och 15° då fronten *L* testades i vindtunneln.

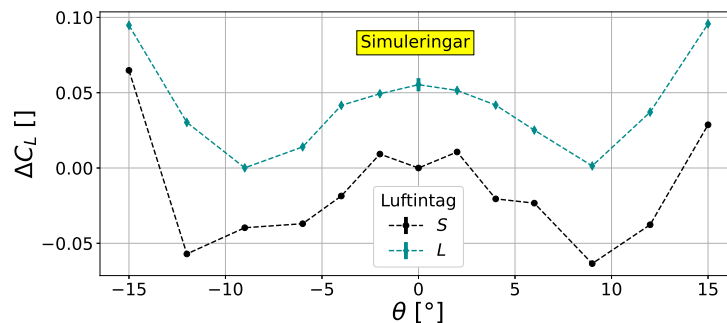
Figur 4.17 visar värdena av C_D , C_L och C_S för fronten L i vindtunneln inom intervallet -15° till 15° . Det finns en märkbar asymmetri för alla: C_D planar ut mer vid -15° än vid 15° . C_L är större vid -15° än vid 15° , och har även ett lokalt maximum vid -2° . C_S är symmetriskt i trenden, men beloppet är något större vid -15° än 15° .

4.4.2 Simuleringar från -15° till 15°

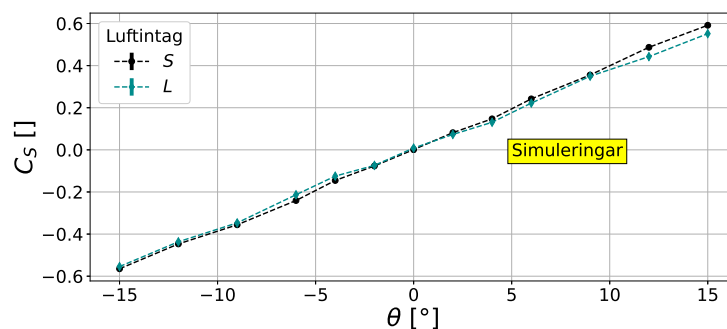
För fronterna S och L gjordes en simulering mellan -15° och 0° . Dessa plottas mot de tidigare simuleringarna i Figur 4.18. Felstaplarna vid 0° i Figur 4.18 är skillnaderna i värdena för C_D , C_L respektive C_S för de två olika simuleringarna. Värdena som presenteras vid 0° är medelvärdet.



(a) C_D i båda riktningarna.



(b) C_L i båda riktningarna.



(c) C_S i båda riktningarna.

Figur 4.18: Värdena av de aerodynamiska koefficienterna då fronterna L och S simulerades mellan -15° och 15° i gir.

Figur 4.18 visar att simuleringarna ej gav samma värden för negativa och positiva vinklar. Trenden följer inget mönster som tyder på att det beror på asymmetrin hos modellen utan variationerna verkar vara slumpmässiga. Resultaten för C_D avviker även vid 0° där den är 0,002 mindre för S och 0,003 mindre för L för simuleringen i den negativa riktningen.

5

Diskussion

Detta kapitel innehåller diskussioner om resultaten och de metoderna som användes för att få dem. I diskussioner kring resultaten ligger fokuset på hur de besvarar syftet, och frågeställningarna, i denna studie. Om metoden är det främst diverse felkällor som kommer att diskuteras. Även förslag på vidare arbeten presenteras.

5.1 Diskussion av resultaten

I detta avsnitt diskuteras resultaten utifrån syftet av denna studie. Fokus ligger därmed på kylmotståndet och dess beteende under gir för de använda fronterna.

5.1.1 Kylmotståndet enligt CFD- och vindtunnelresultaten

Luftmotståndet och kylmotståndet av en bil påverkas som sagt i teorin av många olika faktorer. Detta gör det svårt att dra definitiva slutsatser om optimala luftintagsdesigner, då det har genomförts flera variationer av intagen vad gäller form och placering. Vissa av dessa olika faktorer kan däremot också förklara skillnader mellan vindtunneln och simuleringarna.

I vindtunneln erhöles till exempel högre värden på C_D än i simuleringarna. En möjlig förklaring till detta är att luftmotståndet som verkar på stöden till modellen mäts i vindtunneln. Detta skulle innebära att luftmotståndet överskattades i vindtunneln. Då de främre stöden är placerade bakom framhjulen, och därmed luftintaget, är det även möjligt att de olika konfigurationerna påverkas olika beroende på storleken av massflödet genom motorutrymmet. En annan möjlig förklaring skulle vara att blockeringskorrigeringen är otillräcklig.

En annan påverkan i vindtunneln är hålen för stöden vilket enligt avsnitt 2.4.2 orsakar ett flöde från utsidan av vindtunneln. Detta kan till viss del förklara skillnaden i C_L för vindtunneln, framförallt att det är en mindre minskning av C_L fram till och med 6° , se Figur 4.8. Detta då placeringen av hålen gör att luften genom dem påverkar formen på hjulens vakområden, och därmed gör ändringen av den mindre påtaglig för låga girvinklar. Infödet kan även påverka kylflödet genom bilen då den påverkar interferensen vid luftuttagen och att den därmed påverkar kylmotståndet. Att hålen är placerad en bit ifrån luftuttagen bör dock minska denna möjliga påverkan.

Angående kylmotståndet noterades överlag liknande trender för både simuleringarna och vindtunneltesterna, även om värdena skiljde sig åt. C_D ökade med ökande girvinkel för samtliga fronter men då den ökade mest för S minskade även kylmotståndet med girvinkel. Detta bedömdes vara rimligt då en ökad girvinkel minskar trycket över luftintagen och minskar massflödet vilket i sin tur även minskar kylmotståndet.

Trenderna i C_D för CFD-simuleringarna följde det förväntade mönstret sämre. Huvudsakligen förväntades inte ett större luftmotstånd för 0° än för 2° enligt Figur 4.1. Då denna trend förekommer i båda riktningar, enligt Figur 4.18, kan symmetripåverkan uteslutas. Trenden kan komma från att meshen är bättre för vaken vid 2° . Det är möjligt att detta syns vid visualisering med isoytor likt Figur 4.2 men resultatet är ej tydligt. Vid samtliga girvinklar användes randvillkor enligt avsnitt 3.2.5.1. Då girvinkeln är 0° finns inget flöde från hastighetsinflödet på väggen vilket leder till ett parallellt flöde längs med inloppet. Detta kan ha påverkat resultatet av simuleringarna. En simulering med symmetrirandvillkor på väggarna gjordes för 0° men erhållna resultat liknade de tidigare. Detta kan peka på att de valda randvillkoren ej påverkade resultatet. Minskningen av luftmotstånd verkar även bidra till att några fronter får negativt kylmotstånd vid 0° . Detta stämmer ej överens med det förväntade resultatet samt det resultat som erhöles i AEP projektet (Torresin m. fl., 2023) där alla fronter uppmättes ha ett kylmotstånd mellan 0,035 till 0,025 vid 0° . Ytterligare undersökning kring den första vinkelförändringen krävs.

Vidare erhöles negativt kylmotstånd för de två högsta vinklarna för samtliga fronter. Kylmotståndets beroende på girvinkeln är även mindre förutsägbart jämfört med vindtunnelns resultat. Utifrån plottarna av det ackumulerade luftmotståndet, se Figur 4.5, tros dessa skillnader i värdena bero på luftmotståndet som skapas av vakområdet. Framförallt ökar C_D mer på bakkdelen av bilen för S än för de andra fronterna. Detta leder till negativa värden på $C_{D_{kyl}}$ i simuleringarna. Denna skillnad mellan vindtunnel och CFD kan bero på att CFD-simuleringarna är i fullskala, inkluderar roterande hjul och rörande mark. Alternativt kan det bero på numeriska beräkningsfel i vakområdet. Vad som skulle orsaka detta kan vara val av turbulensmodell eller för grov mesh i vaken.

Sidokraftskoefficienten C_S i vindtunneln och CFD verkar följa liknande trender och ökar ungefär linjärt enligt Figur 4.12. Lyftkraftskoefficienten C_L för CFD minskar mer för de första vinklarna jämfört med vindtunneln. Roterande hjul kan ha en påverkan på detta. I avsnitt 2.2.5 diskuteras det att vaken bakom hjulen förminskas då hjulen roterar. Minskande vak kan ge en minskad tryckminskning under bilen vilket presenterades i avsnitt 4.1.2. Enligt avsnitt 2.4.2 bidrar även golv i rörelse med minskad lyftkraft. I vindtunneln visar det sig att de fronter med högst kylmotstånd har mest lyft och generellt ett högre massflöde. Detta utvecklas senare i diskussionen. För CFD simuleringarna stämmer detta väl för vinklar upp till 9° . Att kylmotståndet korrelerar till större lyft följer teorin presenterad i avsnitt 2.2.4.

5.1.2 Massflöde och dess relation till kylmotstånd

Vid en jämförelse av Figur 4.14 och Figur 4.4a är det tydligt att en minskning av kylmotståndet vid högre girvinklar överensstämmer med en minskning av massflödet genom värmeväxlaren. Denna korrelation stämmer överens med teorin, se avsnitt 2.2.4, som säger att det interna luftmotståndet (och därmed kylmotståndet) ökar med kylluftens massflöde.

Att massflödet genom värmeväxlaren minskar över gir för samtliga fronter är rimligt då en mindre komponent av vinden är riktad mot värmeväxlaren och stagnationsområdet flyttar från luftintaget. Hur stor denna minskning är skiljer sig däremot för de olika fronterna. I Figur 4.14 ser man att massflödet för C minskar mest med girvinkeln medan massflödet för SB är någorlunda konstant. Detta sker även om massflödet för de båda fronterna vid $\theta = 0^\circ$ är ungefär lika med varandra. Hur massflödet påverkas av gir är beroende av luftintagets placering och form. I Figurerna 4.6e, f, k och l ser man att då stagnationsområdet flyttas minskar trycket på värmeväxlaren för det centralt placerade luftintaget C mer än vad det minskar för SR .

Resultatet visar även att skillnaderna i hur massflödet förändras över gir för olika fronter påverkar även hur deras kylmotstånd förändras. En större förändring i massflödet kan därmed påstås resultera i en större förändring i kylmotståndet. Figur 4.4 visar hur C är en av fronterna där kylmotståndet minskar mest med gir. För SR visar resultatet däremot motsatsen och kylmotståndet förändras från att vara ”genomsnittlig” vid $\theta = 0^\circ$ till att vara störst vid $\theta = 15^\circ$.

Trots denna korrelation mellan förändringen av $C_{D_{kyl}}$ och \dot{m} räcker det inte att veta massflödet för att ta reda på kylmotståndet, utan fler faktorer påverkar såsom placeringen av luftintagen. Om SB och BG jämförs utifrån Tabellerna 4.2 och 4.3 ser man att även om massflödet är större för SB har den även mindre kylmotstånd. Detta är rimligt då kylmotståndet inte bara beror på det interna luftmotståndet utan även på interferensluftmotståndet, se avsnitt 2.2.4. Trots att SB troligtvis har större internt luftmotstånd än BG har den alltså lägre totalt kylmotstånd på grund av lägre interferensluftmotstånd.

Notera att de nya designerna SB och SR (som hade samma luftintagsarea som de gamla) var framgångsrika på det sättet att de hade större massflöde än de mest jämförbara av de andra fronterna, nämligen LB respektive L . Detta var dock på bekostnad av större kylmotstånd. Det är därmed tydligt att en placering av luftintaget vid stagnationsområdet kan vara fördelaktigt givet att man då har större möjligheter att optimera andra parametrar, såsom att minska storleken på luftintagen.

Det bör poängteras att massflödet som uppmättes för samtliga fronter är någorlunda stort. Framförallt då designen BG , den som ska motsvara luftintaget på en bensinbil, har mindre massflöde än alla andra designer förutom LB . Med det sagt har övriga designer ingen grill vilket de realistiskt sett skulle ha och detta ger nog en överskattning på massflödet. I det tidigare projektet testades som sagt även ”base-

linedesignen” utan grill och då fann de att massflödet var ungefär lika stort som för L vid $\theta = 0^\circ$ (Torresin m. fl., 2023). Att massflödet ändå kan vara överflödigt stort öppnar däremot upp för möjligheten att minska det genom att till exempel minska luftintagen. På så sätt kan kylmotståndet minskas men ändå uppnå kylkraven.

Kylningsförmågan påverkas inte bara av massflödet utan även av flödesfördelningen genom värmeväxlaren. En ojämn fördelning är nämligen dåligt för värmeöverföringen från värmeväxlaren och därmed kylningsförmågan, se avsnitt 2.2.4. I Figur 4.15 och Figur 4.16 visas hastighetsfördelningen över värmeväxlaren vid 0° respektive 15° och det går att observera att den är olika jämn för de olika intagen. Överlag visar de tunnare intagen, LB och SB , på en mindre jämn fördelning med stora områden med låga och höga hastigheter. Även BG har en ojämn fördelning vilket troligtvis beror på grillen. För de mindre breda intagen C , L samt SR är fördelningen märkbart jämnare. De intagen uppvisar dock märkbara skillnader vid 15° där framförallt C får en mer ojämn fördelning vilket även noterades angående trycket på fronten. Detta beror liksom då på hur stagnationsområdet förflyttas och hur det påverkar kylflödet olika beroende på formen och placeringen av luftintagen.

Sammanfattningsvis är det svårt att ge några definitiva svar på vilken av luftintagen som har störst kylningsförmåga utan att genomföra termodynamiska beräkningar på värmeöverföringen. Det är ännu svårare att avgöra vilken av luftintagen som är ”bäst” om man tar hänsyn till både kylningsförmågan och kylmotståndet. Enligt resultatet i denna studie har LB och SB troligtvis sämre kylningsförmåga än de andra intagen men de har även lägre kylmotstånd. Valet mellan kylningsförmåga och kylmotstånd är en avvägning som behöver göras.

5.2 Kommentarer angående metodiken

Detta avsnitt innehåller diskussioner kring felkällor, både systematiska och slumpmässiga. Möjliga åtgärder till dessa tas även upp.

5.2.1 Avvikelse i CFD-simuleringarna

En återkommande observation i CFD-simuleringarna var att värdena tenderade att oscillera. På grund av detta valdes det att använda ett medelvärde för slutvärdena enligt avsnitt 3.2.7. Simulering av S genomfördes totalt fyra gånger, två med randvillkor enligt 3.2.5.1, en med speglade randvillkor för den negativa simuleringen samt en med symmetrirandvillkor på väggen. De största avvikelserna var mellan simulering med original- och speglade randvillkor med en skillnad för C_D på 0,0055. Denna skillnaden tyder på att simuleringarna har betydelsefulla numeriska avvikelser. Avvikelseerna är tillräckligt stora för att påverka trender i exempelvis kylmotstånd och kan förklara de negativa värdena vid 0° . Det ackumulerade luftmotståndet presenterat i figur 4.5 visar att C_D ökar drastisk vid bakdelen av bilen vilket tyder på att ökningen kommer från vaken. Då vaken påverkar C_D mycket finns det en möjlighet att flödet i vaken ger oväntade resultat för luftmotståndet. En noggrannare undersökning av vakområdet kan genomföras genom förfining av mesh, ändring i

turbulensmodell eller en tidsberoende simulering. Detta kan göras för att ytterligare undersöka trenderna för det resulterade kylmotståndet.

5.2.2 Avvikelser i vindtunneln

Liksom det konstaterades i avsnitt 5.1.1 finns det flera systematiska fel i vindtunneln som påverkade mätningarna i vindtunneln. Dessa fel inkluderar delvis rent tekniska aspekter såsom mätning av luftmotstånd och sidokrafter på stödet, samt effekten av hålens närvaro.

För de flesta av sådana kända fel gjordes åtgärder för att minimera deras påverkan på resultaten. Modellen placerades så nära marken som möjligt för att på så sätt minimera hur mycket av stöden som var över marken och oanvända hål förslöts.

Det togs även hänsyn till blockeringseffekten för C_D för samtliga girvinklar. Det är dock viktigt att ta i beaktning att korrigeringsmetoden som använts är en numerisk metod som därmed har sina egna fel. Enligt avsnitt 2.4.1 var felet för den använda blockeringseffekten ungefär $2 \cdot 10^{-3}$, vilket bör inkluderas i felet för C_D mätningarna men det är okänt om denna fel tar hänsyn till påverkan av gir.

Notera även att det inducerade luftmotståndet inte anses bidra till blockeringseffekten, se avsnitt 2.4.1, och därmed inte ska inkluderas i sådana beräkningar. Däremot gjordes detta i denna studie. Detta beslut fattades av enkelhetsskäl och baserades på bedömningen att det skulle ha minimal påverkan på resultaten med tanke på den låga värdet av B samt att det inducerade luftmotståndet endast utgjorde en liten del av det totala luftmotståndet.

Det är även möjligt att en bättre metod hade kunnat användas för dataanalysen överlag. För varje vinkel och konfiguration gjordes två mätningar, och ibland var skillnaderna mellan dessa någorlunda stora. Därmed var resultatet som presenterades medelvärde av de två mätningarna. Det hade inte varit obefogat att göra fler mätningar per vinkel och konfiguration för att göra en noggrannare uppskattning av felet samt väntevärdet av mätningarna. Det hade även varit befogat att göra en uppskattning av mätfelet av vinkeln θ och inte bara av krafterna.

Andra felkällor från vindtunneltesterna inkluderar positionering av modellen. För det första var längden för stöden olika för front- och bakdelen vilket försvårade positionering av modellen parallellt med marken. Det är därmed möjligt att modellen lutade. För det andra uppmärksammades en asymmetri i mätningen mellan -15° och 15° , se avsnitt 4.4.1. Denna asymmetri tyder på att modellen var feljusterad och att nollvinkeln egentligen låg mellan -2° och 0° . Denna felcentrering kan bidra till skillnader mellan vindtunneln och simuleringarna, som till exempel att minimumpunkten för C_L var vid en lägre vinkel i vindtunneln. Utifrån de trender som observerats kan detta fel för vinklarna innebära att C_D skulle vara lägre och att $C_{D_{kyl}}$ skulle vara större i vindtunneltesterna.

5.2.3 Vindmedelvärdering

För att beräkna de vindmedelvärderade koefficienterna genomfördes en regression. Detta gjordes då datan för koefficienterna för girvinklarna $\theta = 5^\circ, 10^\circ$ saknades. Regressionen för exempelvis $C_D(\theta)$ -grafan (se Figur A.1 och Figur A.2) valdes till en tredjegradsfunktion. Valet av en tredjegradsregression baserades på det faktum att det existerade två inflexionspunkter i grafen. En andragradsfunktion hade därmed varit otillräcklig, och med en regression av högre grad riskeras en överanpassning av datan.

Regressionen introducerar ett fel. Studera exempelvis regressionen från CFD för C_D och C_L i Figur A.2 och A.4. Det är inte nödvändigtvis så att koefficienterna vid $\theta = 5^\circ$ och 10° representerar det som hade erhållits om simuleringar vid dessa girvinklar genomfördes. Felet i uppskattningen av koefficienterna vid 10° förväntas däremot ha liten påverkan i det slutgiltiga resultatet på grund av dess låga viktning gentemot 5° .

En förbättring hade varit att mäta koefficienterna vid 5° och 10° istället för 4° och 9° i vindtunneln och CFD:n för att slippa eventuella fel som härstammar från regressionen. Alternativt hade fler datapunkter kunnat mätas, men då på bekostnad av mer beräkningskraft och tid. Med fler datapunkter hade en högre ordningens interpolering kunnat genomföras med mindre risk för överanpassning.

5.2.4 Dynamisk likhet

Vindtunneltesterna utfördes med en vindhastighet på 30 m/s. Från resultaten av Reynoldssvepen som presenterades i avsnitt 3.3.3.2 kan det noteras att Reynoldstalet inte hade konvergerat vid denna hastighet. I avsnitt 2.4.2 diskuterades vikten av att uppnå ett tillstånd av Reynoldsberoende för att kunna approximera vindtunneltesterna och simuleringarna som dynamiskt lika. Då dynamisk likhet inte kunde uppnås kan resultaten vid höga vinklar ha påverkats. Optimalt hade vindtunneltesterna utförts i en högre hastighet, exempelvis 40 m/s, för att säkerhetsställa dynamisk likhet för alla girvinklar.

5.3 Fortsätta arbeten

I detta avsnitt presenteras och diskuteras möjliga fortsättningar på denna studie. Detta inkluderar nya idéer samt förbättringar av denna studie.

Förslag 1: Nya variationer av geometrin

Ett område med möjlighet till vidarearbete, är att utveckla nya variationer av AeroSUV-modellens geometri. Exempelvis kan resultaten från projektet kompletteras då två av fronterna, SR och SB , inte testades i vindtunneln. Mer fullständig data för de befintliga geometrierna hade gett bättre förutsättningar för analys och vidareutveckling. Vidare kan resultaten från denna studie användas för att utveckla

ytterliga front-geometrier.

Det kan även finnas ett intresse i att expandera fokuset av vad som undersöks. Att undersöka nya geometrier av delar som tidigare varit konstanta introducerar nya faktorer som kan generera intressanta resultat. Exempelvis kan positionering av luftintag eller storlek på luftuttag varieras. Att ändra på luftintag eller luftuttag ger nya möjligheter att förändra luftflödet genom motorutrymmet, vilket i slutändan kan resultera i förbättrade värden.

Vidare har denna studie avgränsats till att enbart använda bakdelen estateback i mån av tid. I avsnitt 2.2.2 har det däremot visats att geometrin på bilens bakdel har en stor påverkan på aerodynamiken vid gir. Då utformningen av luftintagen och luftuttagen påverkar luftflödet kring hela bilen kan påverkan av bakdelsgeometrin även påverka kylmotståndet. Simuleringar och vindtunneltester med bakdelarna notchback och fastback hade därmed gett en bättre förståelse av hur även geometrin av bakdelen kan påverka kylmotståndet.

Förslag 2: Sätt krav på massflödet

Som tidigare nämnt i avsnitt 5.1.2 är det svårt att avgöra vilken front som presterar "bäst" aerodynamiskt sett under olika gir. Detta då det är flera olika parametrar och krav som måste tas hänsyn till vid designen av en bil. Om man enbart studerar vilken front som har lägst kylmotstånd kommer fronterna som har lägst massflöde genom luftintaget att prestera bättre då det finns ett samband mellan massflödet och kylmotståndet. För att kunna genomföra en rättvis jämförelse av olika fronter är det därmed viktigt att ha ett krav för vad massflödet måste vara genom luftintaget.

Vidare behöver en bil ha ett visst massflöde genom luftintaget för att effektivt kunna kyla bilens motor. Även om det är aerodynamiken som ligger i fokus, behöver andra faktorer, såsom termodynamiska effekter, också beaktas vid designen av en bil. Då man räknar och jämför kylmotståndet för de olika fronterna finns ett intresse i att även ta hänsyn till vilken kyleffekt varje front ger upphov till. Om den kyleffekt som krävs för att uppfylla bilens krav på kylning beräknas, kan ett krav på massflöde fastställas så att fronter kan designas utifrån detta krav. Genom att sätta krav på vad som krävs för att uppfylla kylbehovet får man alltså ett mer komplett resultat för hur fronterna presterar.

Förslag 3: Testa modell med roterande hjul i vindtunneln, eller simulera vindtunneln

Som tidigare nämnt i avsnitt 2.2.5 har roterande hjul en stor påverkan på luftflödet kring en bil. För att se till så att testerna i vindtunneln liknar omständigheterna i verkligheten så mycket som möjligt är det därför viktigt att ha både en modell med roterande hjul och en vindtunnel med rörlig mark under bilen. På grund av den enkla designen av både modellen samt vindtunneln som använts i detta projekt har detta inte kunnat genomföras i denna studie.

Det finns mer avancerade vindtunnlar som kan simulera detta med riktiga bilar. I dessa vindtunnlar kan en funktionell bil monteras på stöd vilket gör det möjligt att rotera hjulen. Vindtunneln har då även löpband under bilen som simulerar marken som bilen kör på. Liknande vindtunnlar kan kosta flera miljoner kronor att tillverka och hundratusentals kronor att hyra. Det är därmed inte realiserbart att använda en sådan vindtunnel för kommande studentarbeten.

Ett alternativ hade varit att simulera vindtunneln i CFD. Detta görs genom att skapa en virtuell modell av vindtunneln som används i verkligheten. Efter det kan både roterande hjul samt rörlig mark läggas till i simulationen. På så sätt kan de virtuella och verkliga vindtunneltesterna jämföras för att säkerhetsställa att de uppmätta variablerna är mer verklighetstroga.

Förslag 4: Skapa en ny front med CFD-baserad topologioptimering

I detta projekt designades en ny front med basis från tidigare forskning och med resultatet av simuleringarna för stagnationsområdets förflyttning över fronten. Som ett framtida försök hade en ny frontdesign kunnat optimera kylmotståndet med CFD-baserad topologioptimering istället. Fronten hade kunnat tillverkas och sedan testas i en vindtunnel. Resultaten hade kunnat jämföras med resultaten för de olika fronterna som presenterats i denna studie. Det kan även ge insikt i huruvida en topologioptimerad tillvägagångsmetod kan vara överlägsen i frontdesign för optimering av kylmotståndet.

Förslag 5: Försöka mäta olika bidrag till kylmotståndet

Ytterligare ett förslag är att studera beståndsdelarna av kylmotståndet i sig, det vill säga interferensluftmotståndet och det interna luftmotståndet. Detta kan ge insikt i hur stort bidrag var och en av dessa bidrag ger i det totala kylmotståndet, och därmed vart fokuset bör ligga på att minimera dessa bidrag för att åstadkomma ett lägre kylmotstånd. Hur en sådan mätning av exempelvis det interna luftmotståndet rent praktiskt går till i en vindtunnel, kan även det vara en utmaning värd att studera. Det interna luftmotståndet från exempelvis vindtunnelexperiment eller CFD-simuleringar kan även jämföras med analytiska uttryck. Alternativt kan ett försök till att skapa en bättre modell för det interna luftmotståndet genomföras.

Förslag 6: Vidareutveckling av CFD-modell

För att få en ökad förståelse av datan skulle en vidareutveckling vara en mer beräkningsnoggrann modell med finare mesh. Detta, tillsammans med fler analyserade vinklar, skulle leda till mer exakta resultat och en ökad förståelse över trenderna och krafterna i spel. Nackdelen med detta är en ökad beräkningskostnad.

Ett annat alternativ är att göra simuleringarna i tidsberoende form. Detta skulle bidra till ett bättre resultat då variationer i vaken skulle representeras bättre, då det inte tas i ett genomsnitt av tid. Detta till en ökad simuleringskostnad.

Ett sista alternativ för att förbättra modellen vore att analysera värmeöverföring i värmeväxlaren. Därmed skulle kylförmågan av de olika fronterna kunna analyseras bättre och jämföras med fler variabler. Detta skulle ge en bättre representation av värmeöverföringen som sker bakom fronterna.

6

Slutsatser

I detta kapitel summeras studien, och resultaten tolkas utifrån syftet.

Syftet med denna studie var att undersöka hur olika fronter och luftintag på Aero-SUVen påverkade det totala luftmotståndet, och framförallt kylmotståndet, under olika girvinklar. Detta gjordes med bakgrunden att en elbil kräver mindre kylning än en bensinbil, och att det därmed finns möjligheter att använda frontdesigner med mindre kylförmåga och mindre kylmotstånd.

Resultatet av simuleringar och vindtunneltesterna visar liknande trender för kylmotståndet och C_D , samt C_L och C_S . Inom det undersökta girvinkelspannet mellan 0° och 15° ökade luftmotståndet med girvinkeln. Luftmotståndet ökar däremot mer med större girvinkel för den stängda fronten av modellen, därifrån följer en minskning i kylmotståndet hos resterande luftintag då girvinkeln ökar. För luftintagen gällde det även generellt att fronterna med lägst kylmotstånd vid låga girvinklar även hade lägst kylmotstånd vid höga vinklar.

För C_L visades det att konfigurationerna som har större kylmotstånd även fick större värden på C_L . C_S visade i jämförelse vara någorlunda oberoende av luftintagen och ökade linjärt över girvinklarna.

Tillförlitligheten av resultaten och därmed möjligheterna att dra slutsatser kring värdena av kylmotståndet påverkades av osäkerheter. Framförallt påverkades studien av att variationerna i resultaten av CFD-simuleringarna var större än noggrannheten som krävs för att få tillförlitliga värden på $C_{D_{kyl}}$.

Skillnaden mellan vindtunnelresultaten och simuleringarna är att kylmotståndet blev lägre för simuleringarna samt att det för framförallt $\theta = 12^\circ$ och 15° är negativt. Det anmärktes från plottarna av det ackumulerade luftmotståndet, se Figur 4.5, att dessa små värden kan bero på en relativt stor ökning av C_D för S i vakområdet. Avvikelsena av resultatet för simuleringarna kan därför bero på hur vakområdet hanterades i STAR-CCM+. För förbättring av denna studie rekommenderas det att använda finare mesh i vakområdet samt att för både vindtunnel och simuleringar göra fler tester för varje konfiguration vid varje vinkel. Detta skulle ge en uppskattning av värdena med ett snitt och därmed ge en bättre uppskattning av $C_{D_{kyl}}$. Alternativt kommer skillnaderna från roterade hjul, golv i rörelse samt en högre relativ hastighet i CFD-simuleringarna.

Angående designen av luftintag kan några slutsatser dras utifrån de erhållna resultaten. Massflödet korrelerar med kylmotståndet i den mån att högt massflöde resulterar i högre kylmotstånd. Massflödet och kylmotståndet minskar mer markant för mindre breda luftintag som C . För de intag som är placerade vid stagnationsområdet erhöles ett större massflöde och större kylmotstånd, dessa skulle kunna optimeras efter kylbehov genom minskning av luftintagens area. Det lägsta kylmotståndet gavs av luftintag placerade vid områden av lägre tryck, såsom LB . Det minskade kylmotståndet fås på bekostnad av massflödet. Slutligen noterades det att massflödet genom samtliga luftintag kan vara överflödigt för en elbil och därför bör luftintagen minskas i storlek för kommande projekt. Dock är det viktigt att poängtera att bilen måste ha ett visst massflöde för att operera, och det är därför viktigt att det sätts som ett krav även om det leder till större luftmotstånd.

Avslutningsvis har denna studie delvis uppfyllt sitt syfte genom undersökning av de aerodynamiska effekterna hos olika luftintag på AeroSUV-modellen, men att det finns stora möjligheter för förbättringar och vidare studier. Många insikter har givits kring påverkan av girvinkel-kylmotståndet, men för att dra en övergripande slutsats om optimala luftintag för en elbil bör större hänsyn tas till kylningen och dess påverkan på luftflödet.

Litteratur

- Altair. (2023). Finite Volume Method (FVM) [Hämtad: 2024-03-26]. %5Curl%7Bhttps://help.altair.com/hwcfdsolvers/acusolve/topics/acusolve/training_manual/finite_volume_method_r.htm%7D
- Altinisik, A., Kutukceken, E., & Umur, H. (2015). Experimental and numerical aerodynamic analysis of a passenger car: Influence of the blockage ratio on drag coefficient. *Journal of Fluids Engineering*, 137(8), s. 081104.
- Anderson, J. D. (1995). *Computational Fluid Dynamics: The Basics with Applications*. McGraw-Hill.
- Baeder, D., Indinger, T., Adams, N., & Unterlechner, P. (2012). *Aerodynamic investigation of vehicle cooling-drag* (tekn. rapport). SAE Technical Paper.
- Bearman, P., De Beer, D., Hamidy, E., & Harvey, J. (1988). The effect of a moving floor on wind-tunnel simulation of road vehicles. *SAE Transactions*, s. 200–214.
- Bäder, D., Indinger, T., Adams, N. A., Unterlechner, P., & Wickern, G. (2013). Interference effects of cooling airflows on a generic car body. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 119, s. 146–157.
- Cattafesta, L., Bahr, C., & Mathew, J. (2010). Fundamentals of wind-tunnel design. *Encyclopedia of aerospace engineering*, s. 1–10.
- Chalmers tekniska högskola. (2023). *Facilities in the Laboratory: Large-Scale Low Turbulence Subsonic Wind Tunnel*. <https://www.chalmers.se/en/infrastructure/chalmers-laboratory-of-fluids-and-thermal-science/facilities/#large-scale-low-turbulence-subsonic-wind-tunnel> [Hämtad: 2024-04-03].
- Cooper, K. R. (2003). Truck Aerodynamics Reborn - Lessons from the Past. *SAE Transactions*, 112, s. 132–142. <https://www.jstor.org/stable/44718756> [Hämtad : 26.01.2024].
- Dallessio, L., Duncan, B., Chang, C., Gargoloff, J. I., & Tate, E. (2017). Accurate Fuel Economy Prediction via a Realistic Wind Averaged Drag Coefficient. *SAE International Journal of Passenger Cars - Mechanical Systems*, 10(1), s. 265–277. <https://doi.org/10.4271/2017-01-1535>
- Eckert, M. (2008). Theory from wind tunnels: Empirical roots of twentieth century fluid dynamics. *Centaurus*, 50(3), s. 233–253.
- Ferreira, T. D., Santos, R. G., & Vianna, S. S. V. (2019). A coupled finite volume method and Gilbert–Johnson–Keerthi distance algorithm for computational fluid dynamics modelling. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 352, s. 417–436. <https://doi.org/10.1016/j.cma.2019.04.023>
- Fox, R. W., McDonald, A. T., Pritchard, P. J., & Leylegian, J. C. (2011). *Fox and McDonald's Introduction to Fluid Mechanics*. John Wiley & Sons, Inc.

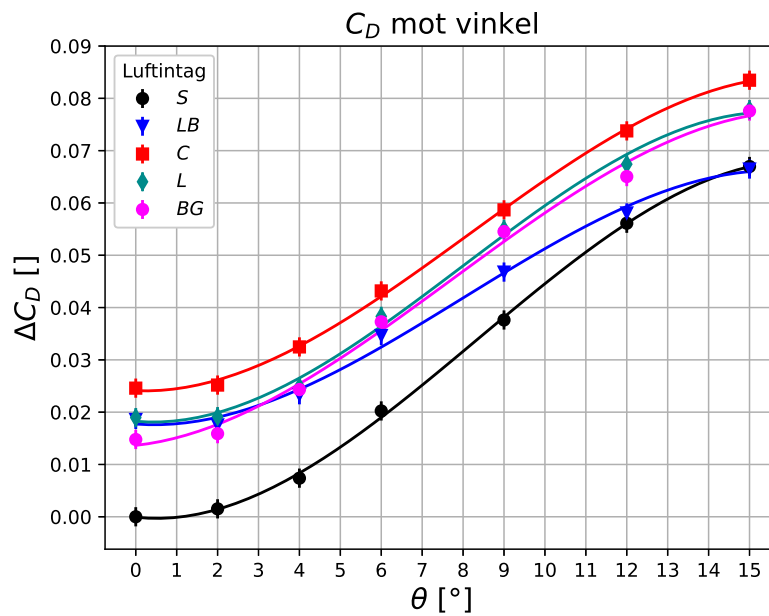
- Green, J., & Quest, J. (2011). A short history of the European Transonic Wind Tunnel ETW. *Progress in Aerospace Sciences*, 47(5), s. 319–368.
- Greenshields, C. J., & Weller, H. G. (2022). *Notes on Computational Fluid Dynamics*.
- Hellsten, O., Petterson, O., Minar, M., Gefors, H., Forsström, B., & Ravindra, N. B. (2020). *Aerodynamic investigation of a bus under high side wind conditions* [Studentarbete]. Chalmers tekniska högskola.
- Hetherington, B., & Sims-Williams, D. (2004). *Wind Tunnel Model Support Strut Interference* (tekn. rapport). SAE Technical Paper.
- Hobeika, T., Sebben, S., & Löfdahl, L. (2017). Experimental and numerical investigations of cooling drag. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*, 231. <https://doi.org/10.1177/0954407016684740>
- Howell, J., Forbes, D., & Passmore, M. (2017). A drag coefficient for application to the WLTP driving cycle. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*, 231(9), s. 1274–1286. <https://doi.org/10.1177/0954407017704784>
- Howell, J. (2015). Aerodynamic drag of passenger cars at yaw. *SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems*, 8(2015-01-1559), s. 306–316.
- Hucho, W.-H. (2013). *Aerodynamics of road vehicles: from fluid mechanics to vehicle engineering*. Elsevier.
- Larson, L., & Woodiga, S. (2018). Aerodynamic Investigation of Cooling Drag of a Production Pickup Truck Part 1: Test Results. *SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems*, 11(2018-01-0740), s. 477–491.
- Liu, F. (2016). A Thorough Description Of How Wall Functions Are Implemented In OpenFOAM. I H. Nilsson (Red.), *CFD with OpenSource Software*. http://www.tfd.chalmers.se/~hani/kurser/OS_CFD_2016
- Lyu, Z. (2016). *Aerodynamic wind tunnel in passenger car application* [Master's thesis]. Kungliga Tekniska Högskolan.
- Mercker, E. (1986). A blockage correction for automotive testing in a wind tunnel with closed test section. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 22(2-3), s. 149–167.
- Mohamad, A. A. (2019). *Lattice Boltzmann Method: Fundamentals and Engineering Applications with Computer Codes*. Springer London.
- Moukalled, F. H., Mangani, L., & Darwish, M. (2016). *The Finite Volume Method in Computational Fluid Dynamics: An Advanced Introduction with OpenFOAM® and MATLAB®*. Springer.
- Renn, V., & Gilhaus, A. (1986). Aerodynamics of vehicle cooling systems. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 22(2-3), s. 339–346.
- Rogers, D. F. (1992). *Laminar Flow Analysis*. Cambridge University Press.
- Schuetz, T. (2016). *Aerodynamics of road vehicles*. SAE International.
- Siemens. (u. å-a). Simcenter STAR-CCM+ Documentation, Examples of Setting Porous Resistance Properties.
- Siemens. (u. å-b). Simcenter STAR-CCM+ Documentation, Prism Layer Mesher.
- Siemens Digital Industries Software. (2020). *Simcenter STAR-CCM+ documentation* [Hämtad: 2024-04-16]. Siemens Digital Industries Software. <https://docs>.

- sw.siemens.com/documentation/external/PL20200805113346338/en-US/userManual/userguide/html/index.html#page/connect%2Fsplash.html
- Siemens Support Center. (2024). Is there a tool to check mesh quality? What is a minimum requirement to guarantee a converged solution in terms of mesh quality? [Hämtad: 2024-04-19].
- SimScale. (2018 maj). What is y^+ (y plus)? <https://www.simscale.com/forum/t/what-is-y-yplus/82394>
- SimScale. (2023 september). What Is the Transport Equation? Numerics Background [Hämtad: 2024-03-20]. <https://www.simscale.com/docs/simwiki/numerics-background/what-is-the-transport-equation/>
- Stapleford, W. (1981). Aerodynamic improvements to the body and cooling system of a typical small saloon car. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 9(1-2), s. 63–75.
- Statistikmyndigheten. (2024). *Fordon* [Hämtad: 2024-05-07].
- Tesch, G., Demuth, R., & Adams, N. (2010). A new approach to analyzing cooling and interference drag. *SAE International Journal of Passenger Cars-Mechanical Systems*, 3(2010-01-0286), s. 339–351.
- Torresin, A., Narup, C., Palanna, N., Gowda, K., Hauswald, N., & Yathiraj, K. (2023). *Numerical and experimental investigation of cooling drag in an open-source SUV* [Studentarbete]. Chalmers tekniska högskola.
- Tu, J., Yeoh, G. H., & Liu, C. (2013). *Computational Fluid Dynamics: A Practical Approach*. Elsevier/Bh.
- Upadhyaya, A., Sebben, S., Willeson, E., & Minelli, G. (2024). *Effect Of Cooling Airflow Intake Positioning On The Aerodynamics Of A Simplified Battery Electric Road Vehicle* (tekn. rapport). SAE Technical Paper.
- Versteeg, H. K., & Malalasekera, W. (2007). *An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method*. Pearson Education.
- White, F. M. (2016). *Fluid Mechanics* (Eighth) [Copyright © 2016 by McGraw-Hill Education. All rights reserved. Printed in the United States of America. Previous editions © 2011, 2008, and 2003. ISBN 978-9-38-596549-4]. McGraw-Hill Education.
- Williams, J. (2003). Aerodynamic drag of engine-cooling airflow with external interference. *SAE transactions*, s. 1092–1102.
- Wolf, T. (2004). Minimising the cooling system drag for the new porsche 911 carrera. *Conference Proceedings 5th MIRA Vehicle Aerodynamics Conference*.
- Wolf Dynamics. (u. å). FVM crash training [Hämtad: 2024-03-23].
- Wäschle, A. (2007). *The influence of rotating wheels on vehicle aerodynamics-numerical and experimental investigations* (tekn. rapport). SAE Technical Paper.
- Zhang, C., Tanneberger, M., Kuthada, T., Wittmeier, F., Wiedemann, J., & Nies, J. (2019). *Introduction of the AeroSUV-a new generic SUV model for aerodynamic research* (tekn. rapport). SAE Technical Paper.

A

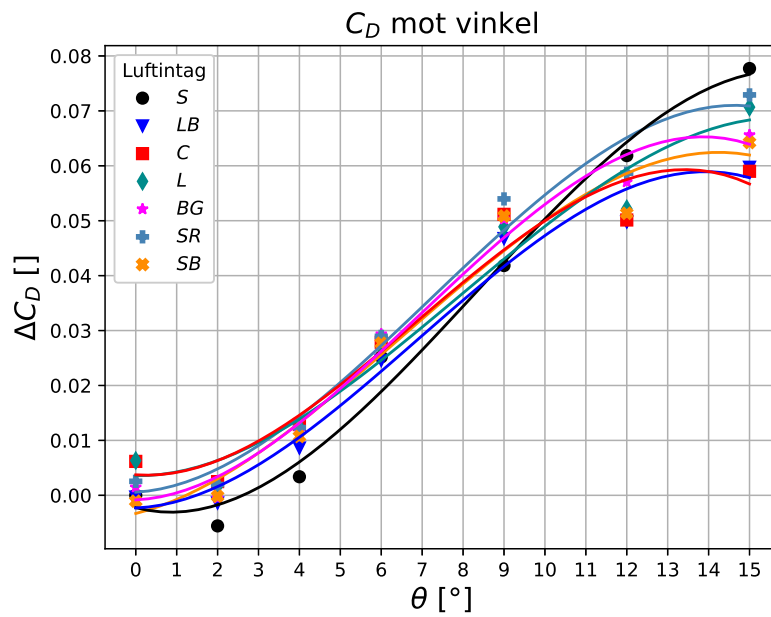
Regression av parametrarna

I denna bilaga finns figurer av regressionen av alla parametrar på vilken vindmedelvärderingen tillämpas.



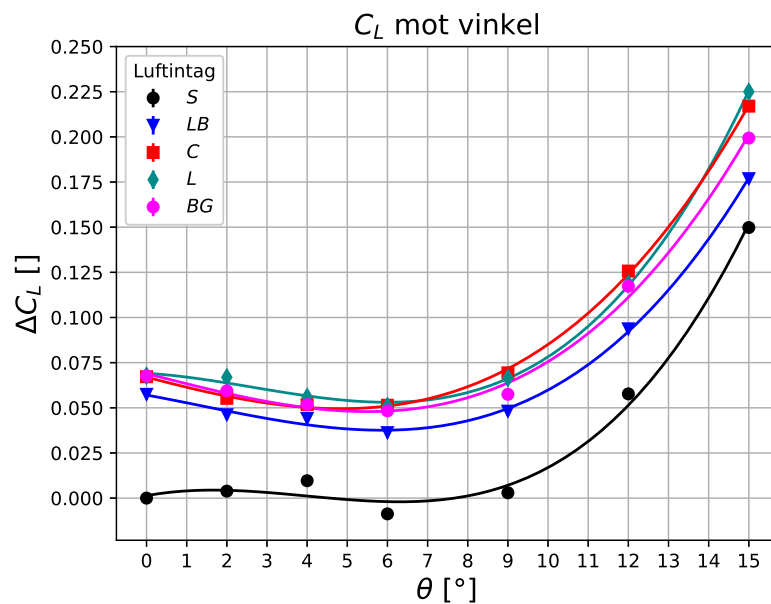
Figur A.1: En tredjegrads-regression av värdena av C_D för de olika frontarna i vindtunneltesterna.

Figur A.1 visar den linjära regressionen för C_D som uppmätt i vindtunneltesterna. Notera att regressionen, de heldragna linjerna, stämmer väl överens med datapunkterna.



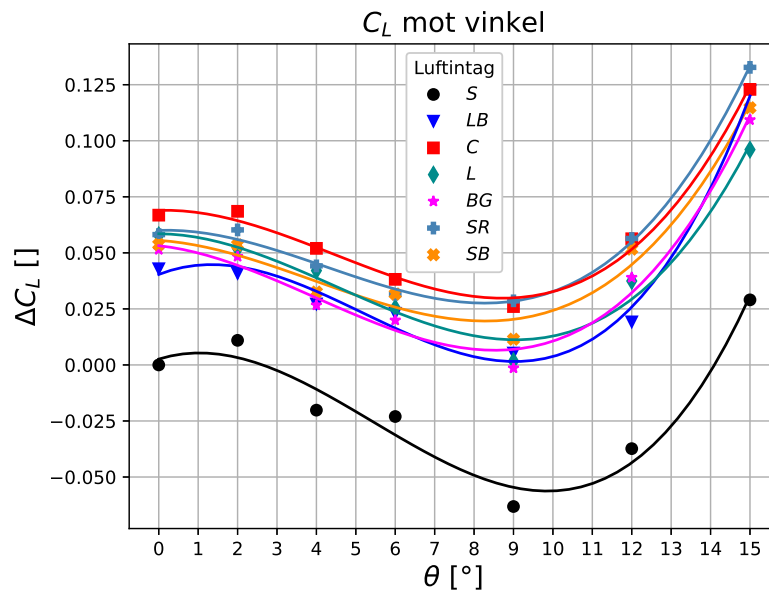
Figur A.2: En tredjegrads-regression av värdena av C_D för de olika frontarna i simuleringarna.

Figur A.2 visar den linjära regressionen för C_D som uppmätt i simuleringarn. Notera att regressionen till skillnad från i Figur A.1 inte stämmer väl överens med datapunkterna och att det för vissa vinklar är en stor differans mellan en mätpunkt och värdet enligt regressionen.



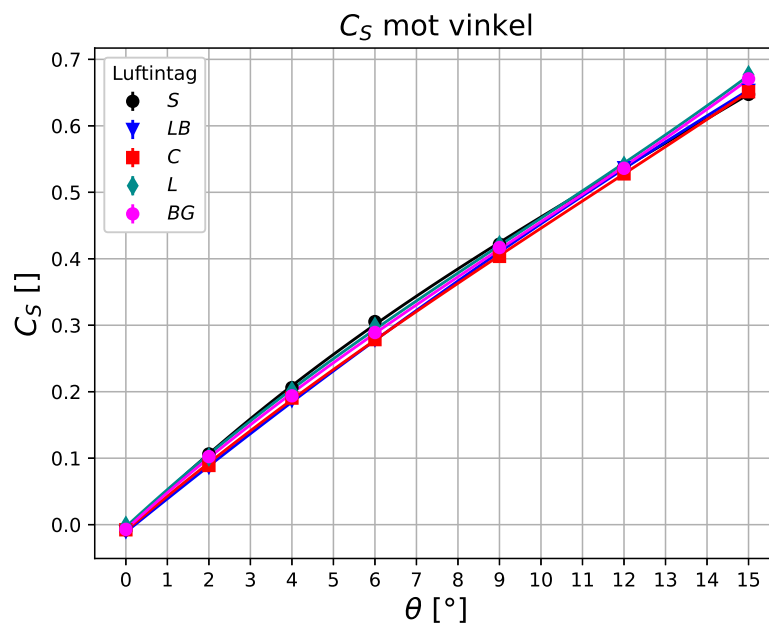
Figur A.3: En tredjegrads-regression av värdena av C_L för de olika frontarna i vindtunneln.

Figur A.3 visar den linjära regressionen för C_L som uppmätt i vindtunneltesterna. Notera att regressionen, de heldragna linjerna, stämmer väl överens med datapunkterna.

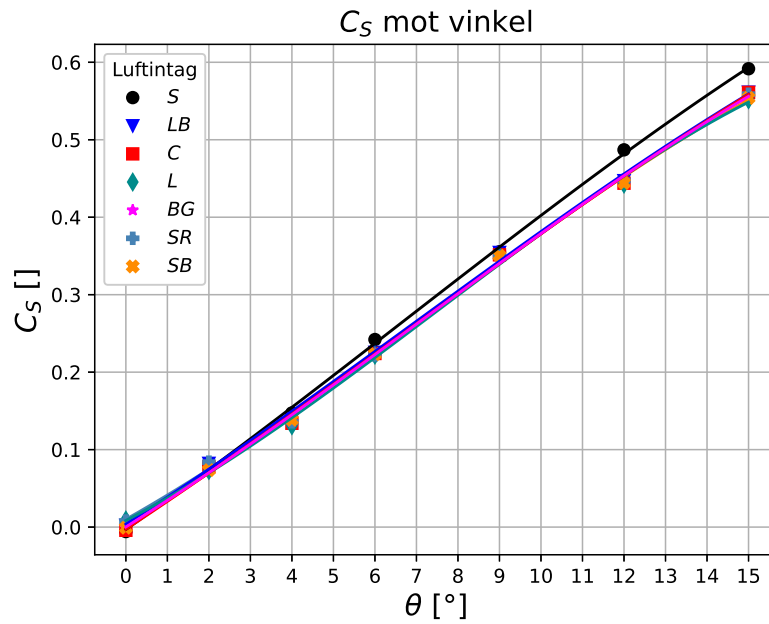


Figur A.4: En tredjegrads-regression av värdena av C_L för de olika frontarna i simuleringarna.

Liksom med C_D visar Figur A.4 att interpoleringen blir mycket mer ungefärlig än för vindtunnelmätningarna.

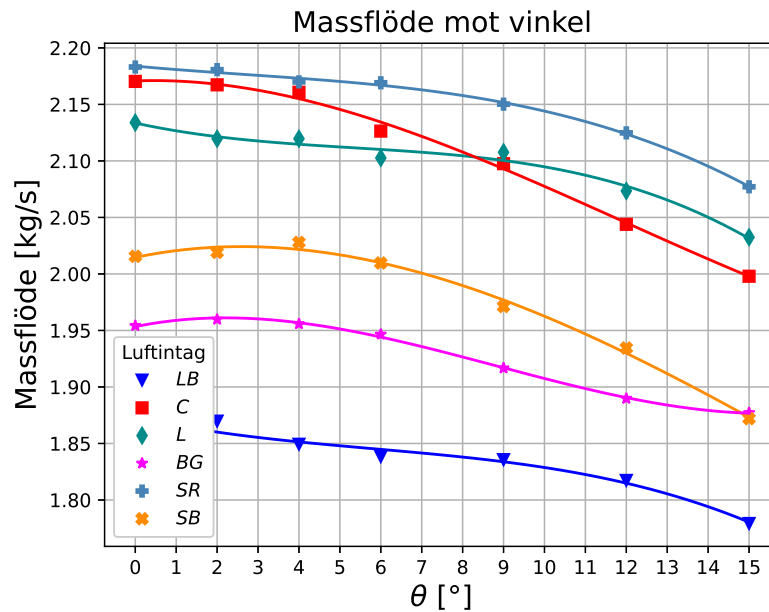


Figur A.5: En tredjegrads-regression av värdena av C_S för de olika frontarna i vindtunneln.



Figur A.6: En tredjegrads-regression av värdena av C_S för de olika frontarna i simuleringarna.

Till skillnad från för C_D och C_S visar Figur A.5 och Figur A.6 ingen större skillnad i hur väl regressionen anpassas till datan.



Figur A.7: En tredjegrads-regression av värdena av massflödet \dot{m} för de olika frontarna i simuleringarna.

Figur A.7 visar regressionen av massflödet som anpassar sig väl efter datan.

B

Kod för dataanalys

Denna bilaga innehåller koden för att göra dataanalysen som beskrivits i avsnitt 3.4.

B.1 Vindtunnel

Koden nedan är en del av koden som användes för att analysera datan för vind-tunnelmätningar. Då koden är repetitiv inkluderas bara den som användes för två frontar.

```
1 # -*- coding: utf-8 -*-
2 """
3 Created on Fri Apr 12 09:33:16 2024
4
5 @author: Melvin Glans
6 """
7
8 import numpy as np
9 import matplotlib.pyplot as plt
10 import pandas as pd
11 plt.close('all')
12
13 df_A = pd.read_csv('.\Data_vindtunnel\Frontalarea_fullstorlek.txt',
14     ↪ sep='\t', skiprows=1, names=['vinkel', 'm^2'])
15 A_korr = np.array(df_A['m^2'])
16 A_korr = A_korr/64
17 B = A_korr/2.25
18 w = np.array([(1-B[i])**1.288 for i in range(7)])
19
20 df = pd.read_csv('.\Data_vindtunnel\Closed_red1.txt', sep='\t'
21     ↪ , skiprows=0, names=['DP', 'U', 'T', 'Pa', 'rho', 'nu', 'Uhw',
22     ↪ 'Tb', 'D', 'S', 'L', 'l', 'm', 'n', 'Nan'])
23 D=np.array(np.abs(df['D']))
24 L=np.array(df['L'])
25 S=np.array(df['S'])
26 U =np.array(df['U'])
27 rho = np.array(df['rho'])
28 A= 2.44/64
```

```
26 Cd_closed_alla = np.array([D[i]*2/rho[i]/U[i]**2/A for i in
    ↪ range(len(D))])
27
28 theta_alla = np.array([0, 2, 4, 6, 9, 12, 15, 15, 12, 9, 6, 4, 2, 0])
29 theta = np.array([0,2,4,6,9,12,15])
30 theta_rad = theta*np.pi/180
31
32 Cl_alla = np.array([L[i]*2/rho[i]/U[i]**2/A for i in range(len(L))])
33 Cs_alla = np.array([S[i]*2/rho[i]/U[i]**2/A for i in range(len(S))])
34 Cl_closed = np.array([(Cl_alla[i]+Cl_alla[-i-1])/2 for i in
    ↪ range(7)])
35 Cs_closed = np.array([(Cs_alla[i]+Cs_alla[-i-1])/2 for i in
    ↪ range(7)])
36
37 CLCY2_closed = Cl_closed**2+Cs_closed**2
38
39 Cd_closed = np.array([(Cd_closed_alla[i]+Cd_closed_alla[-i-1])/2*w[i]
    ↪ for i in range(7)])
40
41 CDR_closed =
    ↪ np.array([Cd_closed[i]*np.cos(theta_rad[i])+Cs_closed[i]*np.sin(theta_rad[i])
    ↪ for i in range(7)])
42 K_closed = np.polyfit(CLCY2_closed, CDR_closed, deg=1)[0]
43
44 std_cd_closed = np.array([np.std(np.array([Cd_closed_alla[i]*w[i],
    ↪ Cd_closed_alla[-i-1]*w[i]])) for i in range(7)])
45 std_cl_closed = np.array([np.std(np.array([Cl_alla[i]*w[i],
    ↪ Cl_alla[-i-1]*w[i]])) for i in range(7)])
46 std_cs_closed = np.array([np.std(np.array([Cs_alla[i]*w[i],
    ↪ Cs_alla[-i-1]*w[i]])) for i in range(7)])
47
48 df = pd.read_csv('.\Data_vindtunnel\LowerWider.txt', sep='\t'
    ↪ ,skiprows=1, names=['Name', 'DP', 'U', 'T', 'Pa', 'rho', 'nu',
    ↪ 'Uhw', 'Tb', 'D', 'S', 'L', 'l', 'm', 'n', 'V1', 'V2', 'V3',
    ↪ 'V4', 'V5', 'V6'])
49 D=np.array(np.abs(df['D']))
50 L=np.array(df['L'])
51 S=np.array(df['S'])
52 U =np.array(df['U'])
53 rho = np.array(df['rho'])
54
55 Cd_alla = np.array([D[i]*2/rho[i]/U[i]**2/A for i in range(len(D))])
56
57
58 Cl_alla = np.array([L[i]*2/rho[i]/U[i]**2/A for i in range(len(L))])
59 Cs_alla = np.array([S[i]*2/rho[i]/U[i]**2/A for i in range(len(S))])
```

```

60 Cl_LW = np.array([(Cl_alla[i]+Cl_alla[-i-1])/2 for i in range(7)])
61 Cs_LW = np.array([(Cs_alla[i]+Cs_alla[-i-1])/2 for i in range(7)])
62
63 CLCY2_LW = Cl_LW**2+Cs_LW**2
64
65 Cd_LW = np.array([(Cd_alla[i]+Cd_alla[-i-1])/2*w[i] for i in
    ↪ range(7)])
66
67 CDR_LW =
    ↪ np.array([Cd_LW[i]*np.cos(theta_rad[i])+Cs_LW[i]*np.sin(theta_rad[i])
68 for i in range(7)])
69
70 K_LW = np.polyfit(CLCY2_LW, CDR_LW, deg=1)[0]
71
72 Cd_cool_LW = Cd_LW-Cd_closed
73
74 std_cd_LW = np.array([np.std(np.array([Cd_alla[i]*w[i],
    ↪ Cd_alla[-i-1]*w[i]])) for i in range(7)])
75 std_cl_LW = np.array([np.std(np.array([Cl_alla[i]*w[i],
    ↪ Cl_alla[-i-1]*w[i]])) for i in range(7)])
76 std_cs_LW = np.array([np.std(np.array([Cs_alla[i]*w[i],
    ↪ Cs_alla[-i-1]*w[i]])) for i in range(7)])
77
78
79 mean_var_cd = np.mean(np.array([np.mean([std_cd_closed[i]**2,
    ↪ std_cd_LW[i]**2,
80 std_cd_lower[i]**2, std_cd_central[i]**2, std_cd_bgrill[i]**2]) for i
    ↪ in range(7)]))
81 var_mean_cd = np.var(np.array([np.mean([std_cd_closed[i],
    ↪ std_cd_LW[i],
82 std_cd_lower[i], std_cd_central[i], std_cd_bgrill[i]]) for i in
    ↪ range(7)]))
83 std_cd = np.sqrt(mean_var_cd+var_mean_cd)
84
85 mean_var_cl = np.mean(np.array([np.mean([std_cl_closed[i]**2,
    ↪ std_cl_LW[i]**2,
86 std_cl_lower[i]**2, std_cl_central[i]**2, std_cl_bgrill[i]**2]) for i
    ↪ in range(7)]))
87 var_mean_cl = np.var(np.array([np.mean([std_cl_closed[i],
    ↪ std_cl_LW[i],
88 std_cl_lower[i], std_cl_central[i], std_cl_bgrill[i]]) for i in
    ↪ range(7)]))
89 std_cl = np.sqrt(mean_var_cl+var_mean_cl)
90
91 mean_var_cs = np.mean(np.array([np.mean([std_cs_closed[i]**2,
    ↪ std_cs_LW[i]**2,

```

```
92 std_cs_lower[i]**2, std_cs_central[i]**2, std_cs_bgrill[i]**2)) for i
   ↪ in range(7)))
93 var_mean_cs = np.var(np.array([np.mean([std_cs_closed[i],
   ↪ std_cs_LW[i].
94 std_cs_lower[i], std_cs_central[i], std_cs_bgrill[i]]) for i in
   ↪ range(7)]))
95 std_cs = np.sqrt(mean_var_cs+var_mean_cs)
96
97 std_cool = np.sqrt(2)*std_cd
98
```

B.2 Vindmedelvärdering

Koden nedan är den som användes för att göra vindmedelvärderingen av parametrarna.

```
1 # -*- coding: utf-8 -*-
2 """
3 Created on Fri Apr 26 19:02:45 2024
4
5 @author: Melvin Glans
6 """
7
8 import numpy as np
9 import matplotlib.pyplot as plt
10 import pandas as pd
11 plt.close('all')
12
13 def wind_av_par(path, par, pic, unit = '[]', delta=True, deg=3,
   ↪ VT=True):
14     """
15     Parameters
16     -----
17     path : Filvägen till relevant fil
18           t.ex. '.\Data_vindtunnel\Cd_vindtunnel.txt'
19     par : Anges som sträng t.ex. r'$C_D$ []'
20     pic : Sträng som läggs på för bilden, t.ex. 'cd'
21     delta: Om sann plottas datan utifrån Cd_closed[0] som nolla
22     deg : Grad på fiten
23           DESCRIPTION. The default is 3.
24     VT : Om det är vindtunneldata ska den vara sann annars är den
   ↪ False
25           DESCRIPTION. The default is True.
26
27     Returns
28     -----
29     TYPE
```

```

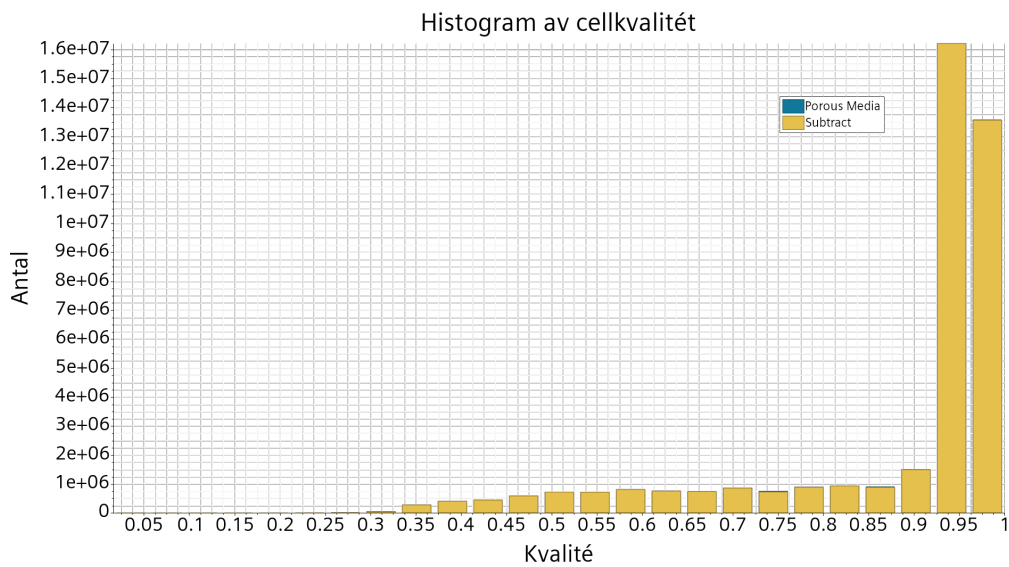
30     DESCRIPTION.
31
32     """
33     df = pd.read_csv(path, sep='\t')
34     Cd_closed=np.array(df['Closed'])
35     Cd_LW=np.array(df['LW'])
36     Cd_lower=np.array(df['Lower'])
37     Cd_central =np.array(df['Central'])
38     Cd_bgrill=np.array(df['Baselinegrills'])
39     if VT==False:
40         Cd_SR = np.array(df['SR'])
41         Cd_SB = np.array(df['SB'])
42     if VT==True:
43         if pic == 'cdVT':
44             std_cd = np.array(df['Std Cd'])
45         if pic == 'csVT':
46             std_cd = np.array(df['Std Cs'])
47         if pic == 'clVT':
48             std_cd = np.array(df['Std Cl'])
49     theta = np.array([0,2,4,6,9,12,15])
50
51     theta_fler = np.linspace(0, 15)
52     N = len(theta_fler)
53
54     def fit(Cd):
55         fit = np.polyfit(theta, Cd, deg=deg)
56         fitten = fit
57         Cd_fit = []
58         for i in range(N):
59             part = 0
60             for j in range(deg+1):
61                 part += theta_fler[i]**(deg-j)*fit[j]
62             Cd_fit.append(part)
63         Cd_fit = np.array(Cd_fit)
64         return fitten, Cd_fit
65
66     _, Cd_fit_closed = fit(Cd_closed)
67     _, Cd_fit_LW = fit(Cd_LW)
68     _, Cd_fit_lower = fit(Cd_lower)
69     _, Cd_fit_central = fit(Cd_central)
70     _, Cd_fit_bgrill = fit(Cd_bgrill)
71     if VT == False:
72         _, Cd_fit_SR = fit(Cd_SR)
73         _, Cd_fit_SB = fit(Cd_SB)
74
75     def wind_av(Cd):

```

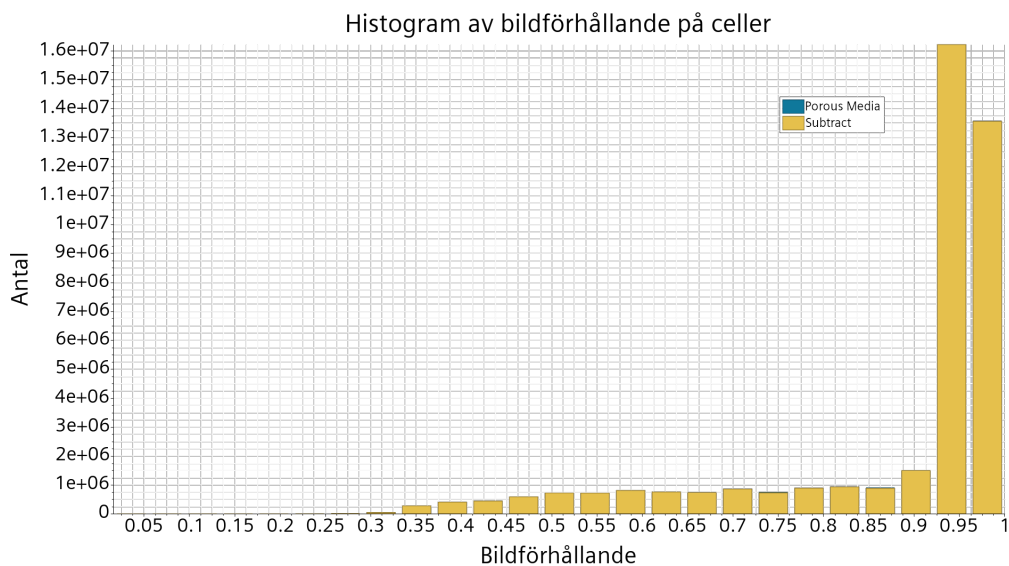
```
76     fitCd, _ = fit(Cd)
77     Cd15 = 0
78     Cd10 = 0
79     Cd5 = 0
80     Cd0 = fitCd[deg]
81     for j in range(deg+1):
82         Cd15 += 15**(deg-j)*fitCd[j]
83         Cd10 += 10**(deg-j)*fitCd[j]
84         Cd5 += 5**(deg-j)*fitCd[j]
85     c0 = 0.53
86     c5 = 0.345
87     c10 = 0.13
88     c15 = 0.007
89     return (Cd15*c15+Cd10*c10+Cd5*c5+Cd0*c0)/(c0+c5+c10+c15)
```


C

Mesh-analys



(a) Cell kvalitet på samtliga celler i domänen



(b) Förhållandet mellan höjd och bredd på celler i domänen

Figur C.1: Diagram på egenskaperna hos cellerna i domänen. Den vänstra bilden illustrerar cellernas kvalitet, där 0 anses vara dåligt, och 1 anses vara optimalt. Den högra bilden illustrerar cellernas bildförhållande.

Figur C.1a visar ett stapeldiagram över cellkvaliteten. Enligt Siemens Support Center (2024) bör celler hålla en kvalitet över $1 \cdot 10^{-5}$, en validitet mellan 0,51 och 0,95 samt ha ett enformigt förhållande mellan höjd och bredd. Majoriteten av cellerna hade en validitet över 0,5, en bra kvalitet och ett till stor del enformigt förhållandet vilket visas i C.1b.

INSTITUTIONEN FÖR MEKANIK OCH MARITIMA VETENSKAPER
CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA

Göteborg, Sverige 2024

www.chalmers.se



CHALMERS