



CHALMERS



Aerodynamisk design och vindtunnelstestning av vindkraftverk

Kandidatarbete inom Mekanik och Maritima Vetenskaper

Clara Andersson
Elva Karlsson
Astrid Skogh
Ralf-Kristjan Sisask
Philip Åhlgren
Albin Östling

INSTITUTIONEN FÖR MEKANIK OCH MARITIMA VETENSKAPER

CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA
Göteborg, Sverige 2026
www.chalmers.se

KANDIDATARBETE I MEKANIK OCH MARITIMA VETENSKAPER

Aerodynamisk design och vindtunneltestning av vindkraftverk

Clara Andersson
Elva Karlsson
Astrid Skogh
Ralf-Kristjan Sisask
Philip Åhlgren
Albin Östling



CHALMERS

Institutionen för Mekanik och Maritima Vetenskaper
Avdelningen för Strömningsmekanik
CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA
Göteborg 2026

Aerodynamisk design och vindtunneltestning av vindkraftverk

Clara Andersson

Elva Karlsson

Astrid Skogh

Ralf-Kristjan Sisask

Philip Åhlgren

Albin Östling

© Clara Andersson, Elva Karlsson, Astrid Skogh,
Ralf-Kristjan Sisask, Philip Åhlgren, Albin Östling, 2026.

Handledare: Hamidreza Abedi, RISE

Examinator: Valery Chernoray, Institutionen för Mekanik och Maritima Vetenskaper

Kandidatarbete 2026

Institutionen för Mekanik och Maritima Vetenskaper

Chalmers Tekniska Högskola

SE-412 96 Göteborg

Telefon +46 31 772 1000

Omslagsbild: Fotografi av vindturbinen med SG-FX-S-bladen. Bakgrund skapad med ChatGPT (OpenAI, 2026).

Typsatt i L^AT_EX

Göteborg 2026

Aerodynamisk design och vindtunneltestning av vindkraftverk
Clara Andersson, Elva Karlsson, Astrid Skogh,
Ralf-Kristjan Sisask, Philip Åhlgren, Albin Östling
Institutionen för Mekanik och Maritima Vetenskaper
Avdelningen för Strömningsmekanik
Chalmers Tekniska Högskola

Sammandrag

Detta projekt syftade till att utveckla och experimentellt utvärdera rotorblad för ett modellskaligt vindkraftverk, med fokus på att förstå hur aerodynamiska parametrar påverkar prestanda vid låga Reynoldstal. Genom att kombinera numeriska simuleringar med vindtunneltester undersöktes hur bladens geometri, vingprofil och vridning kunde optimeras för att maximera verkningsgraden hos små turbiner.

Utvecklingsprocessen följde en iterativ metod där bladdesign, materialanalys, tillverkning och experimentell utvärdering genomfördes i flera steg. I designfasen användes programvaran QBlade för att simulera och optimera olika bladgeometrier baserade på befintliga vingprofiler, däribland serier som NACA och SG. Materialundersökningar genomfördes för att säkerställa tillräcklig styvhet och hållfasthet, vilket ledde till valet av kolfiberförstärkt PETG. De färdiga bladen tillverkades med 3D-skrivare och testades i Chalmers vindtunnel.

De färdiga bladen testades i Chalmers vindtunnel där en maximal effektkoefficient på 41% uppmättes. Vidare utvärderades precisionen i de numeriska modellerna, där det konstaterades att simuleringsmetodernas förmåga att förutsäga effektkoefficienten varierade beroende på valda parametrar.

Resultatet bidrar till en fördjupad förståelse för hur småskaliga rotorblad bör utformas för att prestera effektivt under de aerodynamiska begränsningarna som råder vid låga flödes hastigheter och utgör en grund för vidare utveckling av småskaliga vindturbiner.

Nyckelord: vindkraft, rotorblad, aerodynamik, QBlade, låga Reynoldstal, BEM-simuleringar, CFD-simuleringar, vindtunneltester

Förord

Denna rapport presenterar resultatet av vårt kandidatarbete som genomförts vid institutionen för Mekanik och Maritima Vetenskaper på Chalmers Tekniska Högskola under våren 2026. Arbetet har gett oss möjlighet att arbeta praktiskt med aerodynamik, rotorbladsutveckling, experimentella metoder och samarbete i grupp.

Vi vill rikta ett varmt tack till vår examinator Valery Chernoray och handledare Hamidreza Abedi för deras vägledning, stöd och synpunkter under projektets gång. Vi vill även tacka Chalmers vindtunnelllaboratorium för möjligheten att genomföra de tester som varit centrala för projektet.

Göteborg, maj 2026

Akronymer

Nedan listas de akronymer som har använts genom rapporten, i alfabetisk ordning:

BEM	Blade Element Momentum Theory
CAD	Computer Aided Design
CFD	Computational Fluid Dynamics
CNC	Computer Numerical Control
FEM	Finita elementmetoden
MRF	Motion Reference Frame
PETG	Polyethylene Terephthalate Glycol
PETG-CF	Polyethylene Terephthalate Glycol Carbon Fiber
PLA	Polylactic Acid
RPM	Revolutions Per Minute
TSR	Tip Speed Ratio (Bladspetsförhållande)

Nomenklatur

Nedan är nomenklaturen för index, uppsättningar, parametrar och variabler som har använts genom hela denna rapport.

Parametrar

θ	Vridning
v	Vindhastighet (relativ)
c	Kordalängd
R_{last}	Pålagd last (resistans)
R	Radiellt avstånd från navets mitt till bladspets

Variabler

α	Anfallsvinkel
η	Motorns verkningsgrad
λ	Bladspetsförhållande
λ_r	Lokalt hastighetsförhållande
μ	Dynamisk viskositet
ω	Vinkelhastighet
ϕ	Inflödesvinkel
ρ	Densitet
τ	Integrationsvariabel
a	Induktionskoefficient
a'	Tangentiell induktionsfaktor
A	Tvärsnittsarea
C_d	Motståndskraftkoefficient
C_l	Lyftkraftskoefficient

C_t	Dragkraftskoefficient
C_p	Effektkoefficient
$C_{p,\max}$	$16/27 \approx 0,593$
d	Motståndskraft
dT_d	Motståndskraft per bladelement
dT_l	Lyftkraft per bladelement
dT_N	Ortogonalt riktad kraft per bladelement relativt rotorn
dT_T	Tangentiellt riktad kraft per bladelement relativt rotorn
I	Tröghetsmoment
l	Lyftkraft
L	Karaktäristisk längd
m	Massa
ΣM	Totalt vridmoment
M_{motor}	Vridmoment på turbinens rotationsaxel av motor
M_{vind}	Vridmoment på turbinens rotationsaxel av vind (via rotorblad)
P_{last}	Effekt över lastresistans
P_t	Mekanisk effekt
P_v	Kinetisk effekt i luft
r	Radiellt avstånd från navets mitt
R_i	Inre resistans av motor (11,49 Ω)
Re	Reynoldstal
t	Tid
U	Spänning alstrad av motor
U_m	Uppmätt spänning av voltmeter
U_{rel}	Storleken på den relativa vindhastighetsvektorn
U_{rotor}	Idealiserad vindhastighet vid rotor
U_∞	Ostörd vindhastighet

Innehåll

Akronymer	viii
Nomenklatur	xi
Figurer	xv
Tabeller	xvii
1 Inledning	1
1.1 Bakgrund	1
1.2 Syfte	2
1.3 Mål	2
1.4 Avgränsningar	2
2 Teori	5
2.1 Energi i vinden	5
2.1.1 Genererat moment	5
2.2 Maximal effektkoefficient (C_p)	6
2.3 Bladspetsförhållande (TSR)	7
2.4 Reynoldstal	8
2.5 Vingprofiler	9
2.6 Rotorbladets geometri	11
2.7 Blade Element Momentum Theory (BEM)	12
2.7.1 Momentum Theory	12
2.7.2 Blade Element Theory	13
2.7.3 BEM-metoden och implementation i QBlade	14
3 Metod	15
3.1 Design	15
3.1.1 Vingprofiler och blad	15
3.1.2 Design i QBlade	16
3.1.3 Slutlig geometrisk utformning	17
3.2 Numeriska simuleringar	18
3.2.1 BEM-simuleringar	18
3.2.2 CFD-simuleringar	18
3.3 Materialundersökning	19
3.4 Tillverkning av rotorblad och infästning	20

3.5	Vindtunneltester	20
3.5.1	Testuppställning	20
3.5.2	Testmetod	22
3.5.3	Databehandling	23
3.6	Iterativ process	23
4	Resultat	25
4.1	Bladdesigner	25
4.2	Vindtunneltester	28
4.3	Simuleringar	31
4.3.1	Simulering i QBlade	31
4.3.2	Simulering i CFD	32
4.4	Osäkerhet	35
5	Diskussion	37
5.1	Bladdesign	37
5.2	Vindtunneltester	38
5.2.1	Optimering av TSR	39
5.2.2	Jämförelse av vindtunneltester och simuleringar	40
5.3	Felkällor	42
5.4	Förbättringsförslag	43
6	Slutsats	45
	Litteraturförteckning	49
A	Materialdatablad för PET-G kolfiberfilament	I
B	Vingprofiler	III
C	Bladen sedda från infästningen	V
D	Mätdata	VII
E	CFD-simuleringar	XI
F	Python-skript för estimering av Reynoldstal	XIII

Figurer

2.1	Illustration av geometriska parametrar på en vingprofil.	10
3.1	Infästning för bladen i navet.	17
3.2	FEM-analys av NACA0016/0014.	19
3.3	Uppställning av vindkraftverket i Chalmers vindtunnel.	21
3.4	Kretsschema för mätning av spänningen (U_m) över den utbytbara lastresistorn (R_{last}).	22
4.1	Bladdesignen NACA0016/0014.	25
4.2	Bladdesignen NACA0020/0012.	26
4.3	Bladdesignen SG.	27
4.4	Bladdesignen SG-FX-S.	27
4.5	Uppmätt effektkoefficient samt BEM-simuleringar som funktion av TSR, för bladet NACA0016/0014.	28
4.6	Uppmätt effektkoefficient samt BEM- och CFD-simuleringar som funktion av TSR, för bladet NACA0020/0012.	29
4.7	Uppmätt effektkoefficient samt BEM-och CFD-simuleringar som funktion av TSR, för SG-bladet. Bladet roterade ej i vindtunneln.	29
4.8	Uppmätt effektkoefficient som funktion av TSR för bladet SG-FX-S, jämfört med BEM-och CFD-simuleringar. Mätpunkterna är kategoriserade efter konstanta resistanser.	30
4.9	Uppmätt effektkoefficient som funktion av TSR för bladet SG-FX-S, jämfört med BEM-och CFD-simuleringar. Mätpunkterna är kategoriserade efter vindhastighet.	30
4.10	Prestandakarta för SG-FX-S-bladet som visar effektkoefficienten som funktion av TSR och vindhastighet.	31
4.11	Effektkoefficienten C_p som funktion av TSR för alla fyra bladdesignerna.	32
4.12	Flödesseparation för SG-FX-S-bladen med relativa hastigheten till flödet i m/s.	32
4.13	Tryckskillnader som verkar på SG-FX-S-bladen under rotation vid vindhastighet $v = 10$ m/s och TSR 6, uttryckt i Pascal.	33
4.14	Tryckskillnader som verkar på SG-bladen under rotation vid vindhastighet $v = 10$ m/s och TSR 6, uttryckt i Pascal.	33
4.15	Turbulens bakom bladet SG-FX-S med relativa hastigheten till flödet i m/s.	34
4.16	Gränsskiktshöjdens y_+ för fin mesh.	34

A.1	Materialdatablad för RS PRO 1,75 mm Black Carbon-filament. . . .	II
B.1	Vingprofiler och interpolationer för NACA0016/0014.	III
B.2	Vingprofiler och interpolationer för NACA0020/0012.	III
B.3	Vingprofiler och interpolationer för SG.	III
B.4	Vingprofiler och interpolationer för SG-FX-S.	IV
C.1	Bladet NACA0016/0014 sett från infästning.	V
C.2	Bladet NACA0020/0012 sett från infästning.	V
C.3	Bladet SG sett från infästning.	VI
C.4	Bladet SG-FX-S sett från infästning.	VI
E.1	Inflöde på navet som stör luftflödet på innersta delen av rotorbladen. Pilarna representerar hastighetsvektorer.	XI
E.2	Hastighetsvektorer som bland annat pekar ut åt höger längs bladets längd från navet.	XI
E.3	Erhållna C_p -värden för CFD-simulering av SG-FX-S-bladet.	XII

Tabeller

4.1	Sammanställning av de högst uppmätta effektkoefficienterna för de olika bladen.	28
D.1	Mätdata från vindtunneltester för NACA0016/0014.	VII
D.2	Mätdata från vindtunneltester för NACA0020/0012.	VII
D.3	Mätdata från vindtunneltester för SG.	VIII
D.4	Mätdata från vindtunneltester för SG-FX-S.	VIII
D.5	Värden för beräkningar av C_p	IX

1

Inledning

Den globala omställningen till en klimatneutral energiförsörjning är en av dagens största utmaningar. För att kunna möta klimatmålen och minska behovet av fossila bränslen krävs det en förändring i energiproduktionen. Vindkraft har under de senaste åren vuxit fram som en av de mest lovande lösningarna, delvis på grund av låga utsläpp men också för att det är en teknik som utvecklas snabbt just nu [1]. Den tekniska utvecklingen handlar inte bara om att bygga fler vindkraftverk för att få ut mer energi ur vinden utan även att utveckla aerodynamiken kring rotorbladen för att kunna utvinna så mycket energi som möjligt och därmed öka vindkraftverkens verkningsgrad.

1.1 Bakgrund

Elektrifieringen av samhället medför ett ökat behov av tillförlitlig och hållbar elproduktion. I Sverige uppgick den totala elförbrukningen under år 2025 till cirka 155 TWh [2]. Enligt prognoser från Energimyndigheten förväntas elanvändningen öka kraftigt fram till år 2030, bland annat till följd av elektrifiering av industri- och transportsektorn [3]. För att möta denna ökade efterfrågan krävs en fortsatt utbyggnad av elproduktionskapaciteten, där förnybara energikällor spelar en central roll.

Vindkraft utgör idag en betydande andel av Sveriges elproduktion och är enligt Energimyndigheten den energikälla som förväntas byggas ut snabbast under de kommande åren [4]. Under år 2025 uppgick vindkraftsproduktionen till cirka 35 TWh, vilket motsvarar omkring 22 % av den totala elproduktionen [2]. Prognoser visar att vindkraftsproduktionen kan öka till omkring 53 TWh till år 2027 [4]. Denna utveckling medför ökade krav på kunskap om vindkraftverkens funktion, prestanda och driftsäkerhet, särskilt i samband med fortsatt utbyggnad och modernisering av anläggningar.

Med den förväntade fortsatta utbyggnaden av vindkraft är det även nödvändigt att beakta dess för- och nackdelar. Vindkraft är en förnybar energikälla med flera tydliga fördelar ur både miljö- och energisystemperspektiv. Enligt Världsnaturfonden sker elproduktionen utan direkta utsläpp av växthusgaser under drift, vilket bidrar till minskad klimatpåverkan [5]. Samtidigt innebär vindkraft vissa utmaningar, såsom varierande elproduktion beroende på vindförhållanden, samt påverkan på landskapsbild, buller och djurliv. Dessa aspekter gör det viktigt att vindkraftverk utformas

och analyseras på ett sätt som möjliggör effektiv och långsiktigt hållbar drift [5].

Föreliggande arbete bygger vidare på kandidatarbetet *En vindkraftverksmodell för Chalmers vindtunnel* från år 2025 [6], där uppgiften var att ta fram en fungerande modell av ett vindkraftverk med särskilt fokus på turbinkonstruktionen. I det aktuella projektet riktas istället fokus mot rotorbladen och deras utformning för en vindkraftverksmodell avsedd för vindtunneltester.

Rotorbladen är en central komponent i ett vindkraftverk, då de ansvarar för omvandlingen av vindens kinetiska energi till mekanisk energi. Utformningen av rotorbladen har stor betydelse för hur effektivt energiomvandlingen sker, samt för vilka aerodynamiska och mekaniska laster som uppstår under drift. De rotorblad som utformats inom ramen för detta projekt har testats i Chalmers vindtunnel, där experimentella mätningar användes för att undersöka modellernas prestanda.

1.2 Syfte

Syftet med detta arbete är att ta fram och experimentellt utvärdera aerodynamiskt optimerade rotorblad för ett modellskaligt vindkraftverk i vindtunnel.

1.3 Mål

För att uppfylla arbetets syfte ställdes följande delmål upp:

- Ta fram minst en fungerande rotorbladsdesign anpassad till vindtunneln.
- Genomföra vindtunneltester och ta fram kurvor för effektkoefficienten (C_p).
- Jämföra experimentella resultat med simuleringar.
- Identifiera en design med högst uppmätt prestanda inom givna begränsningar.

1.4 Avgränsningar

För att säkerställa projektets genomförbarhet inom givna tidsramar och tekniska förutsättningar definieras följande avgränsningar.

Arbetet fokuserar uteslutande på rotorbladens aerodynamiska utformning och verkningsgrad. Komponenter såsom generatorns verkningsgrad eller vindkraftverkets mekanik kommer inte att analyseras eller optimeras. Eftersom projektet bygger vidare på den turbin som utvecklades i ett tidigare kandidatarbete är bladens infästning bunden till det befintliga navet och dess dimensioner. Turbinen är utformad för tre rotorblad, vilket innebär att arbetet begränsas till detta bladantal. Dessutom begränsas bladens längd av testmiljön i Chalmers vindtunnel, eftersom vindtunneltester blir opålitliga till följd av blockerings effekter då modellen är för stor i förhållande till tunnelns tvärsnittsarea.

Prestanda vid vindhastigheter över 16 m/s eller effekter som exempelvis vindbyar

lämnas utanför studiens omfattning. Optimeringen begränsas alltså till ett specifikt vindhastighetsintervall. Studien syftar till att optimera en modell för experimentell validering i laboratoriemiljö och därför tas ingen hänsyn till att skala upp resultaten till fullskaliga kommersiella verk.

2

Teori

I detta kapitel redogörs för relevanta teorier och begrepp som ligger till grund för arbetet. Framförallt är det aerodynamiska principer och modeller för hur dessa beräknas som tas upp. För att få en förståelse över hur vindens energi samspelar med rotorbladens utformning i syfte att få ett effektivt vindkraftverk krävs en genomgång av viktiga begrepp samt teorier.

2.1 Energi i vinden

Den totala kinetiska effekten, P_v , hos den luft som passerar ett tvärsnitt A (sveparea), ges av ekvation (2.1) [7].

$$P_v = \frac{\dot{m}v^2}{2} = \frac{\rho Av^3}{2}, \quad (2.1)$$

där ρ är luftens densitet och v vindhastigheten. Mängden energi som är tillgänglig i luften påverkas således av samtliga tre parametrar: luftdensitet, sveparea och vindhastighet. Eftersom effekten ökar med vindhastigheten i kubik är denna den enskilt mest avgörande faktorn. En fördubbling av vindhastigheten innebär därför en åttafaldig ökning av den tillgängliga effekten. Sveparean, den area ett vindkraftverks blad sveper över, är den primära designparametern för att maximera energiutvinningen vid givna vindförhållanden, eftersom större blad ger en större mängd luft som kan påverka turbinen [8].

2.1.1 Genererat moment

När vinden passerar rotorbladen omvandlas en del av den kinetiska energin till ett moment kring turbinens axel. Detta sker genom att bladen genererar lyftkraft på samma sätt som en flygplansvinge, där den tangentiella komponenten av lyftkraften driver rotationen. Hur effektivt denna energiomvandling sker beror på bladens aerodynamiska egenskaper såsom vingprofil och vridning. Dessa parametrar påverkar lyftkraftskoefficienten C_l och därmed det moment, M_{vind} , som turbinen kan producera (se vidare i Avsnitt 2.5 om lyftkraftskoefficienten). Turbinen omvandlar detta vridmoment till en spänning, som också avger ett moment M_{motor} på turbinens axel i motsatt riktning vid normal drift [8].

Enligt fundamentala fysikaliska principer ges turbinens vinkelhastighet, ω , av differentialekvationen:

$$\dot{\omega} = \frac{\sum M}{I} \quad (2.2)$$

där I är tröghetsmomentet kring rotationsaxeln och $\sum M$ är nettomentet. Detta moment består av det drivande momentet från vinden, M_{vind} , och det motverkande momentet från motorn, M_{motor} .

För en turbin som startar från vila där $\omega(0) = 0$ erhålls vinkelhastigheten vid en godtycklig tidpunkt, t , genom att integrera vinkelaccelerationen från ekvation (2.2):

$$\omega = \int_0^t \frac{\sum M}{I} d\tau. \quad (2.3)$$

Då vindhastigheten $v(t)$ hålls konstant och t går mot oändligheten uppnås ett stationärt tillstånd. Det framgår då att $M_{\text{vind}} = -M_{\text{motor}}$. Det innebär att om en turbins jämviktstillstånd med avseende på ω och v plottas på det plan givet av axlar bestående av vindhastigheten och turbinens vinkelhastighet kommer jämviktsläget alltid ligga på en kurva där $\lim_{t \rightarrow \infty} \sum M(v, \omega, t) = 0$. En turbins tillstånd i detta plan som funktion av tiden ges av:

$$\left[\begin{array}{c} \int_0^t \frac{\sum M}{I} d\tau \\ v(t) \end{array} \right]. \quad (2.4)$$

2.2 Maximal effektkoefficient (C_p)

För att kvantifiera hur effektivt ett vindkraftverk omvandlar vindens energi används effektkoefficienten C_p , definierad som förhållandet mellan den effekt som extraheras av turbinen och den totala tillgängliga effekten i vinden:

$$C_p = \frac{P_t}{P_v}. \quad (2.5)$$

där P_t är den mekaniska effekt som utvinns ur turbinen och P_v är den totala kinetiska effekten i vinden enligt ekvation (2.1).

Det är inte möjligt att extrahera all energi ur vinden. Om luftströmmen skulle bromsas till stillastående i rotorn skulle inget nytt luftflöde kunna passera genom turbinen vilket innebär att ingen energi kan utvinnas. Det finns därför en optimal grad av inbromsning där energiextraktionen maximeras.

För att beskriva detta introduceras induktionsfaktorn a , som anger hur mycket vindhastigheten reduceras när luften passerar rotorskivan:

$$U_{\text{rotor}} = (1 - a)U_{\infty}, \quad (2.6)$$

där U_{∞} är den ostörda vindhastigheten och U_{rotor} är vindhastigheten vid rotorn [8].

Genom impuls- och energianalys av luftströmmen genom rotorn kan C_p uttryckas som funktion av induktionsfaktorn:

$$C_p = 4a(1 - a)^2. \quad (2.7)$$

Denna funktion har maximum vid $a = \frac{1}{3}$, vilket ger den maximala effektkoefficienten $C_{p,\max} \approx 0,593$. Detta är känt som Betz lag och representerar den teoretiskt maximala verkningsgraden för ett vindkraftverk [8]. I praktiska tillämpningar uppnås lägre värden på grund av aerodynamiska och mekaniska förluster. Moderna vindkraftverk når typiskt effektkoefficienter omkring 0,5 [9]. Detta värde används därför som referens för att utvärdera prestandan hos rotorbladen i detta arbete.

2.3 Bladspetsförhållande (TSR)

Bladspetsförhållandet λ , hädanefter benämnt TSR i text, definieras som förhållandet mellan bladspetsens hastighet och vindens hastighet:

$$\lambda = \frac{\omega R}{U_\infty}, \quad (2.8)$$

där ω är vinkelhastigheten, R är det radiella avståndet mellan hubbens mitt och bladets spets och U_∞ är den ostörda vindhastigheten. TSR är en central parameter eftersom den direkt påverkar hur effektivt rotorn kan utvinna energi ur vinden.

För att förstå detta introduceras den relativa hastigheten som verkar på ett blad. Den uppstår genom en kombination av den axiella vindhastigheten U_∞ och bladets tangentiella hastighet ωr , där r är det radiella avståndet från en punkt på bladet till hubbens mitt. Dessa bildar tillsammans en hastighetsvektor vars vinkel mot rotationsplanet kallas inflödesvinkel ϕ . För det förenklade fallet utan induktion kan den approximeras som:

$$\phi = \arctan\left(\frac{U_\infty}{\omega r}\right). \quad (2.9)$$

Denna vinkel bestämmer, tillsammans med bladets geometri, den lokala anfallsvinkeln (se Avsnitt 2.5), vilket i sin tur avgör vilka lyft- och motståndskrafter som genereras längs bladet. En mer fullständig beskrivning av ϕ som tar hänsyn till induktionsfaktorerna ges i Avsnitt 2.7.

Effektkoefficienten C_p kan betraktas som en funktion av TSR [10]. För varje vindturbin finns ett optimalt värde på TSR, ofta kallat optimalt bladspetsförhållande, där C_p är maximalt. Detta inträffar när anfallsvinkeln längs bladet ligger nära det värde som maximerar lyftkraften samtidigt som motståndet hålls lågt. Vid detta läge motsvarar inbromsningen av vindhastigheten ungefär induktionsfaktorn $a \approx \frac{1}{3}$, vilket är samma förutsättning som ger den maximala teoretiska verkningsgraden enligt Betz lag.

Vid låga värden på TSR dominerar den relativa hastigheten av den axiella komponenten, vilket ger höga anfallsvinklar. Detta leder ofta till stall, där flödet separerar

från bladytan och lyftkraften minskar kraftigt. Vid höga värden på TSR dominerar istället den tangentiella komponenten, vilket ger små anfallsvinklar. Lyftkraften minskar samtidigt som luftmotståndet ökar relativt den genererade nyttiga kraften [11].

Typiska värden på TSR varierar beroende på applikation. Lågvarviga system såsom vattenpumpar arbetar ofta vid $1 < \lambda < 3$, där ett högt vridmoment prioriteras. För elproduktion används vanligtvis högre värden, $4 < \lambda < 10$, där högre rotationshastigheter möjliggör effektivare energiutvinning. Valet av TSR påverkar även antalet rotorblad, där lägre värden generellt kräver fler blad för att generera tillräckligt vridmoment, medan högre värden möjliggör färre blad [8]. I detta arbete mättes varvtal för att beräkna TSR, vilket jämförs med simuleringar där C_p mot TSR är plottat.

Maximal effektutvinning från vindkraftverket uppnås när induktionsfaktorn $a \approx \frac{1}{3}$, vilket motsvarar gränsen för Betz lag. Vid lägre TSR är a mindre än $\frac{1}{3}$, vilket innebär att vinden inte bromsas tillräckligt. Samtidigt blir anfallsvinkeln hög, vilket leder till att bladen går in i stall, särskilt nära bladroten. Vid högre TSR är induktionsfaktorn a stor, vilket innebär att rotorn bromsar luftflödet kraftigt och anfallsvinkeln blir låg. Då minskar lyftkraften och luftmotståndet börjar dominera [11].

2.4 Reynoldstal

När ett föremål rör sig genom en fluid påverkas flödet av krafter som uppstår i gränsskiktet nära ytan. Storleken på dessa krafter beror på föremålets form och hastighet samt fluidens densitet och viskositet [12]. För att karaktärisera förhållandet mellan tröghetskrafter och viskösa krafter används det dimensionslösa Reynoldstalet, definierat som:

$$Re = \frac{\rho v L}{\mu}, \quad (2.10)$$

där ρ är fluidens densitet, v är föremålets hastighet relativt fluiden, L är en karakteristisk längd och μ fluidens dynamiska viskositet.

Höga värden på Re innebär att tröghetskrafterna dominerar och att flödet tenderar att vara turbulent. Ett turbulent gränsskikt innehåller mer energi, vilket gör att fluiden kan följa en yta längre innan separation uppstår [13]. För rotorblad innebär detta att lyftkraften kan bibehållas över större delar av bladet samtidigt som luftmotståndet hålls relativt lågt, vilket resulterar i god aerodynamisk prestanda [7].

Vid låga värden på Re dominerar istället de viskösa krafterna och flödet är i större utsträckning laminärt. I ett laminärt flöde rör sig fluiden i jämna parallella skikt. För rotorblad innebär ett lägre Reynoldstal att risken för separation är betydligt högre, vilket innebär att fluiden släpper tidigare längs profilen och skapar virvlar bakom bladet [13]. Detta leder till minskad lyftkraft och ökat luftmotstånd, vilket försämrar bladets aerodynamiska egenskaper och gör flödet mer känsligt för stall [7].

Eftersom Reynoldstalet ökar linjärt med en karaktäristisk längd (se ekvation (2.10)) opererar fullskaliga vindkraftverk typiskt vid Reynoldstal $10^6 - 10^7$, där de aerodynamiska egenskaperna är väl optimerade och flödet till stor del är turbulent [8]. Vid testning av småskaliga modeller är Reynoldstalen betydligt lägre, ofta i storleksordningen $10^4 - 10^5$. Detta innebär att de viskösa effekterna blir mer framträdande och att flödet i större utsträckning är laminärt i jämförelse med fullskaliga kraftverk [8].

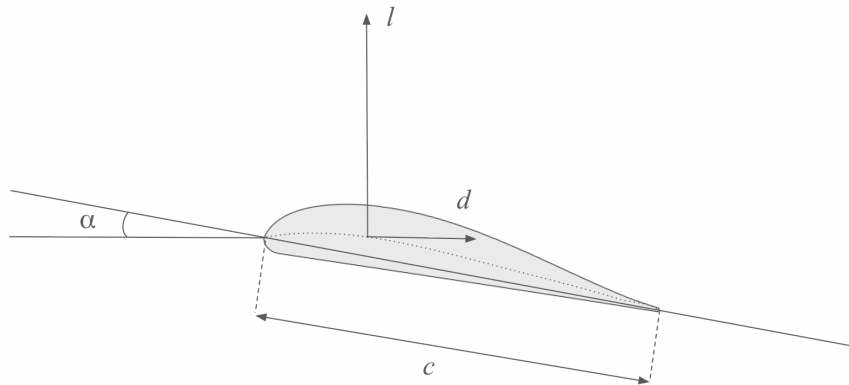
Detta innebär att geometrisk likhet och motsvarande TSR inte garanterar att flödet kring modellen beter sig som i fullskala. För att uppnå samma Reynoldstal som i fullskala skulle motsvarande modell behöva rotera med mycket höga hastigheter, vilket i praktiken är svårt att genomföra.

I detta arbete har rotorbladen opererat vid låga Reynoldstal, vilket ökar risken för tidig separation och försämrar den aerodynamiska prestandan jämfört med fullskala. Detta gör valet av vingprofiler särskilt viktigt, eftersom olika profiler uppvisar stora skillnader i prestanda vid låga Reynoldstal [7]. Detta har beaktats vid utformningen av rotorbladen och analyserats vidare i efterföljande avsnitt.

2.5 Vingprofiler

En vingprofil är en tvådimensionell tvärsnittsform av ett blad. När luft strömmar runt en vingprofil uppstår två huvudkrafter, lyftkraft l och motståndskraft d . Dessa krafter är avgörande för rotorbladets förmåga att extrahera energi ur vinden.

Förenklat är de geometriska parametrarna hos en vingprofil korda, anfallsvinkel, tjocklek och välvning. Kordalängden, c , är avståndet mellan vingprofilens framkant (leading edge) och bakkant (trailing edge). Anfallsvinkeln, α , definieras som vinkeln mellan den inkommande relativa vindhastigheten och kordalinjen. Välvning definieras som det maximala avståndet mellan kordalinjen och mittlinjen dividerat med kordans längd och beskriver hur böjd en profil är. Tjockleken kan definieras som det största avståndet mellan övre och undre kanten på profilen relativt kordlängden, vilket påverkar aerodynamiska och strukturella egenskaper. En schematisk bild av dessa parametrar visas i Figur 2.1, där den streckade linjen är mittlinjen och den genomgående raka linjen mellan framkant och bakkant är kordalinjen.



Figur 2.1: Illustration av geometriska parametrar på en vingprofil.

De aerodynamiska krafterna på en vingprofil beskrivs vanligtvis med lyftkraftskoefficienten C_l , se ekvation (2.11), och motståndskoefficienten C_d , se ekvation (2.12).

$$C_l = \frac{l}{\frac{1}{2}\rho v^2 c}, \quad (2.11)$$

$$C_d = \frac{d}{\frac{1}{2}\rho v^2 c}, \quad (2.12)$$

där l och d är lyft respektive motståndskraft per längdenhet, ρ är luftens densitet, v den relativa vindhastigheten och c kordalängden. Dessa koefficienter används för att beskriva vingprofilens aerodynamiska prestanda [8].

Lyftkraften på en vinge kan förstås genom tryckfördelningen runt profilen. På ovasidan av bladet bildas ett undertryck, medan trycket på undersidan är högre, vilket ger upphov till en nettokraft som är riktad uppåt. Det är framförallt undertrycket på ovasidan som bidrar till lyftkraften. Tryckfördelningen påverkas av profilens geometri och anfallsvinkel vilket indirekt återspeglas i C_l [8].

Lyftkraftskoefficienten ökar generellt med anfallsvinkeln upp till en kritisk punkt. När denna överskrids kan flödet inte längre följa profilens ovasida, gränsskiktet separerar och vingprofilen går in i stall. Vid stall minskar lyftkraften samtidigt som motståndskraften ökar. För turbiner är det därför viktigt att arbeta vid anfallsvinklar där förhållandet mellan lyft och motstånd är gynnsamt, det vill säga där C_l/C_d är högt [7].

En central skillnad mellan olika vingprofiler är om de är symmetriska eller välvda. En symmetrisk profil är geometriskt symmetrisk kring kordalinjen, vilket innebär att lyftkraften är noll då $\alpha = 0^\circ$. För att generera lyft krävs därför en positiv anfallsvinkel. Välvda vingprofiler har en krökt medellinje, vilket innebär att de kan generera lyft vid små eller till och med negativa anfallsvinklar. En fördel med välvda vingprofiler är att de generellt kan uppnå ett högre förhållande mellan lyft och motstånd, C_l/C_d , än symmetriska vingprofiler då deras lägsta dragområde sker för positiva

anfallsvinklar [8]. Detta gör välvda vingprofiler särskilt lämpliga för vindkraftsapplikationer. Dessa aerodynamiska egenskaper hos vingprofiler används senare för att bestämma de krafter som verkar längs rotorbladet. Krafterna i sin tur ligger till grund för utformningen av rotorbladets geometri, vilket behandlas i nästa avsnitt.

Istället för att utforma unika geometrier används ofta etablerade serier av vingprofiler som tagits fram genom aerodynamisk forskning. Dessa profiler, såsom NACA, SG och FX, är matematiskt definierade och deras egenskaper är dokumenterade som data i form av polärer. Användningen av dessa standardiserade profiler möjliggör en hög grad av förutsägbarhet i designfasen [8].

2.6 Rotorbladets geometri

Utformningen av moderna rotorblad är en avvägning mellan den aerodynamiska effektiviteten och den strukturella hållfastheten [8]. För att maximera energiutvinningen varierar bladets geometri längs radien, främst genom förändringar i kordalängd, vridning (twist) och vingprofil.

Aerodynamiken på ett rotorblad bestäms delvis av den relativa vindhastigheten, vars storlek betecknas U_{rel} , som verkar på varje punkt längs bladet. Den relativa hastigheten fås genom vektoraddition av den axiella vindhastigheten U_{∞} och bladets tangentiella hastighet för respektive punkt längs bladets radie [8], vilket ger:

$$U_{\text{rel}} = \sqrt{U_{\infty}^2 + (\omega r)^2}. \quad (2.13)$$

Den relativa vindens riktning och storlek varierar längs bladet eftersom den tangentiella hastigheten, ωr , ökar linjärt med radien. För rimliga TSR (se sektion 2.3) gäller att den axiella komponenten dominerar nära navet, vilket ger stora inflödesvinklar, medan den tangentiella komponenten dominerar vid bladspetsen, vilket resulterar i små inflödesvinklar.

Den lokala anfallsvinkeln α bestäms av skillnaden mellan inflödesvinkeln ϕ och bladets vridning θ enligt [8]:

$$\alpha = \phi - \theta. \quad (2.14)$$

Rotorblad är vanligtvis mer vridna nära navet och mindre vridna vid spetsen och varierar kontinuerligt längs med radien. Syftet är att hålla anfallsvinkeln nära det värde som ger ett högt förhållande mellan lyft C_l och motstånd C_d , vilket maximerar energiutvinningen [8].

Utöver vridning varierar även kordalängd längs bladet. Generellt är kordalängden större nära bladroten, där den relativa hastigheten är lägre, för att generera tillräcklig lyftkraft. Längre ut på bladet, där den relativa hastigheten är högre, kan en mindre korda användas samtidigt som höga aerodynamiska krafter upprätthålls [8].

Strukturella aspekter spelar också en viktig roll i utformningen av rotorblad. Krafter och böjmoment är som störst nära navet, eftersom krafterna från hela bladets längd

måste tas upp där. För att motverka brott och deformation utformas bladet med större korda och robustare vingprofiler i denna region. Vid bladspetsen är böjmomentet betydligt lägre, vilket möjliggör användning av tunnare profiler med bättre aerodynamisk prestanda [8]. Spetsarna brukar också vara avrundade och kan åstadkommas genom att kordalängden successivt minskas, för att ge upphov till bättre virvelbildning nedströms, vilket ökar C_p [14].

Industristandard för maximal tjocklek på vingprofiler för storskaliga vindkraftverk är 18% till 25%, och gäller för turbiner som opererar vid $Re > 10^6$ [15]. Eftersom småskaliga vindkraftverk opererar vid betydligt lägre Reynoldstal krävs istället tunnare vingprofiler. Tjocka profiler lider av allvarliga laminära separationsbubblor vid $Re < 10^5$, medan tunnare profiler presterar bättre i denna regim tack vare en längre virvelbildning[16].

2.7 Blade Element Momentum Theory (BEM)

För att beräkna de aerodynamiska lasterna på en vindturbinrotor används ofta Blade Element Momentum Theory, hädanefter BEM, som ett alternativ till mer beräkningsintensiva metoder såsom Computational Fluid Dynamics, hädanefter CFD [17]. BEM ger en noggrann representation av stationära laster genom att sammanställa de två modellerna Momentum Theory, som beskriver flödet genom rotorskivan på global nivå, och Blade Element Theory, som beskriver de lokala aerodynamiska krafterna längs rotorbladet [18].

2.7.1 Momentum Theory

I Momentum Theory betraktas turbinen som en aktuatorsdisk, vilket är en förenklad modell där rotorn modelleras som en tunn skiva istället för enskilda blad. När vinden passerar genom disken extraheras energi och den kinetiska energin sjunker, vilket innebär att det uppstår en kraftverkan.

Modellen bygger på att strömningshastigheten varierar kontinuerligt genom disken, medan trycket långt uppströms och nedströms antas vara lika med det omgivande atmosfäriska trycket. Den axiella induktionsfaktorn som introducerades i Avsnitt 2.2 beskriver hur mycket vinden bromsas vid rotorn. Den inkommande vindhastigheten, U , kan utifrån det uttryckas som funktion av den ostörda vindhastigheten, U_∞ , enligt ekvation (2.6). Till sist kan även dragkraftskoefficienten C_t och effektkoefficienten C_p uttryckas i termer av induktionsfaktorn enligt:

$$C_t = 4a(1 - a), \quad (2.15)$$

$$C_p = 4a(1 - a)^2. \quad (2.16)$$

Koefficienterna C_t och C_p används i Momentum Theory för att beskriva hur mycket kraft och effekt rotorn extraherar ur vinden och utgör därmed de globala referensvärden som BEM-modellen måste uppfylla.

För att även beskriva rotationen som uppstår i luftströmmen bakom rotorn introduceras den tangentiella induktionsfaktorn a' . När rotorn extraherar vridmoment från vinden överförs ett motsatt vridmoment till luftströmmen, vilket ger upphov till en tangentiell hastighetskomponent. Induktionsfaktorn a' beskriver detta och påverkar därmed den relativa vindhastigheten vid rotorbladet [8].

2.7.2 Blade Element Theory

I Blade Element Theory delas rotorbladet upp i ett antal små radiella segment. För varje element analyseras de lokala aerodynamiska förhållandena baserat på bladets geometri och den relativa vindhastigheten gentemot segmentet.

Den relativa vindhastigheten som verkar på ett bladsegment påverkas av både den axiella induktionsfaktorn a och den tangentiella induktionsfaktorn a' [8]. Med hänsyn till dessa induktionsfaktorer kan inflödesvinkeln ϕ uttryckas som:

$$\tan \phi = \frac{U_\infty(1 - a)}{\omega r(1 + a')}. \quad (2.17)$$

Den relativa vindhastigheten ges då av:

$$U_{\text{rel}} = \frac{U_\infty(1 - a)}{\sin \phi}. \quad (2.18)$$

Med hjälp av vingprofilernas aerodynamiska egenskaper, uttryckta som C_l och C_d , kan de aerodynamiska krafterna för varje bladelement beräknas. Lyft och motståndskraften per bladelement, dF_l respektive dF_d , ges av:

$$dF_l = C_l \frac{1}{2} \rho U_{\text{rel}}^2 c \, dr, \quad (2.19)$$

$$dF_d = C_d \frac{1}{2} \rho U_{\text{rel}}^2 c \, dr, \quad (2.20)$$

där c är den lokala kordalängden, ρ luftens densitet och dr elementets längd [8]. Dessa krafter projiceras sedan i en normal och tangentialriktning relativt rotorn enligt:

$$dF_N = dF_l \cos \phi + dF_d \sin \phi, \quad (2.21)$$

$$dF_T = dF_l \sin \phi - dF_d \cos \phi. \quad (2.22)$$

Genom att summera bidragen från alla bladelement kan rotorns totala dragkraft och vridmoment bestämmas [8].

2.7.3 BEM-metoden och implementation i QBlade

BEM-metoden bygger på att de globala flödesförändringarna som beskrivs av Momentum Theory ska överensstämma med de lokala aerodynamiska krafterna som erhålls från Blade Element Theory. Detta uppnås genom en iterativ lösningsmetod där induktionsfaktorerna a och a' justeras tills en överensstämmelse mellan modellerna uppnås. Vad överensstämmelsen innebär beror på ett programs implementation [8].

För varje bladelement antas initiala värden på induktionsfaktorerna, varefter den relativa vindhastigheten, inflödesvinkeln och anfallsvinkeln beräknas. Med hjälp av vingprofilernas aerodynamiska data bestäms därefter C_l och C_d vilka används för att beräkna de lokala krafterna på elementet. Dessa krafter jämförs sedan med de krafter som erhålls från Momentum Theory, och induktionsfaktorerna uppdateras. Processen upprepas tills en konvergerad lösning erhålls [17].

I detta arbete användes programvaran QBlade för att implementera denna metod. Rotorbladet diskretiseras i ett antal radiella element där den lokala geometrin, såsom kordlängd, vridning och vingprofil, specificeras. För varje element utför programmet den iterativa lösningen av induktionsfaktorerna baserat på vingprofilernas egenskaper och de lokala flödesförhållandena.

Utifrån dessa beräkningar kan storheter såsom effektkoefficienten C_p , dragkraften och vridmomentet bestämmas som funktion av TSR. Detta möjliggör analys, simulering och jämförelse av olika bladgeometrier samt optimering av rotorbladens prestanda under givna driftförhållanden.

3

Metod

Detta kapitel redogör för den metodik som använts i arbetet, vilken har byggts på en iterativ arbetsprocess bestående av tre huvudsakliga faser vilka är design, tillverkning och experimentell verifiering. Genom att kombinera beräkningar och designoptimering i programvaran QBlade med fysiska experiment i vindtunnel möjliggörs en jämförelse mellan de numeriska modellerna och det uppmätta resultatet.

Med utgångspunkt i tidigare års kandidatarbete undersöktes relevanta designparametrar för bladet, det vill säga profilval, vridning och kordalängd. Dessa parametrar låg till grund för de initiala simuleringarna och de efterföljande vindtunneltester som genomfördes vid två tillfällen. Totalt testades fyra olika blad, där resultaten från det första vindtunneltestet låg till grund för vidare förfining och optimering av bladens geometri inför nästa tillverkningssteg.

3.1 Design

Designprocessen bestod av tre övergripande faser där målet var att designa rotorblad anpassade för vindkraftverk i modellskala. Processen började med utvärdering av vingprofiler för att identifiera dem som lämpar sig för förhållanden i en vindtunnel. Därefter började arbetet med geometrisk utformning via programvaran QBlade, för att slutligen färdigställas med finjusteringar i CAD.

3.1.1 Vingprofiler och blad

Inledningsvis valdes ett antal etablerade vingprofiler utifrån deras prestanda vid låga Reynoldstal, vilket är typiskt för småskaliga turbiner på grund av kortare längder och hastigheter (se ekvation (2.10)). De valda vingprofilerna skiljde sig åt i geometri och aerodynamiska egenskaper. De välvalda profilerna valdes främst för sitt höga förhållande mellan lyft- och motståndskoefficient C_l/C_d vid låga Reynoldstal, medan de symmetriska vingprofilerna valdes för sin strukturella robusthet. Totalt designades fyra rotorblad med varierande profilkombinationer, och för att undvika abrupta geometriska övergångar interpolerades mellanliggande profilsektioner längs samtliga blad.

De symmetriska designerna baserades på profiler ur NACA 00-serien. Designen *NACA0016/0014* använde NACA 0016 nära roten och NACA 0014 vid spetsen, för att kombinera högre profiltjocklek nära navet med lägre motstånd längre ut på

bladet. En vidareutveckling av denna geometri, benämnd *NACA0020/0012* använde istället *NACA 0020* vid roten och *NACA 0012* vid spetsen, med fler *NACA001X* vingprofiler mellan, vilket gav en större variation i profiltjocklek längs bladets radie. Syftet med grunddesignen var att undersöka om bladen skulle deformeras i vindtunneltesterna och vidareutvecklingens syfte var att se om mer försiktiga övervägningar av designparametrar av *NACA 00XX*-profilerna kunde ge en effektivare design.

För att förbättra den aerodynamiska prestandan vid låga Reynoldstal undersöktes även välvda profiler. Designen *SG* kombinerade en tjockare *NACA 4421*-profil nära roten, för att säkerställa tillräcklig strukturell stabilitet, med profiler ur *SG*-serien längre ut på bladet. De profiler som användes var *SG6040*, *SG6041*, *SG6042* och *SG6043*, vilka är framtagna för tillämpningar vid låga Reynoldstal. Denna design syftade till att pröva välvda profiler och optimera dem för lägre Reynoldstal än *NACA0016/0014*.

Ytterligare en design, benämnd *SG-FX-S*, togs fram med fokus på hög aerodynamisk verkningsgrad vid låga Reynoldstal och TSR. Bladet utformades med en kombination av profilerna *SG6043*, *FX 63-137* och *S1223*. *SG6043* användes i den inre delen av bladet för att bibehålla tillräcklig profiltjocklek nära roten, medan *FX 63-137* och *S1223* placerades längre ut mot spetsen där den relativa hastigheten är högre och den aerodynamiska prestandan får större betydelse.

Valet av dessa profiler och deras respektive placering längs bladet utgjorde grunden för modelleringsfasen. För att optimera bladens slutgiltiga geometri och verifiera deras aerodynamiska egenskaper överfördes profilerna till *QBlade*.

3.1.2 Design i *QBlade*

För att utforma och simulera rotorbladens prestanda användes programvaran *QBlade*. Designprocessen genomfördes i flera steg för att säkerställa att bladens geometri optimerades för de specifika förhållandena som rådde under vindtunneltesterna. Arbetsflödet i *QBlade* för varje enskild iteration strukturerades i en serie definierade steg.

Inledningsvis importerades koordinatfilerna för de valda profilerna från *NACA*-, *SG*-, *FX*-, och *S*-serierna till programmets profilmodul. Genom att utgå från dessa fördefinierade geometrier fastställdes den grundläggande formen för de olika bladsektionerna. Därefter beräknades aerodynamiska polärer för varje enskild profil, vilka beskriver lyft- och motståndskoefficienternas beroende av anfallsvinkeln.

Eftersom småskaliga turbiner opererar vid låga Reynoldstal, beräknades relevanta intervall för dessa i ett externt Python-skript, vilket återfinns i Appendix F. Skriptet är baserat på de förväntade vindhastigheterna. De resulterande värdena användes sedan som indata vid polärberäkningarna för att efterlikna de faktiska strömningsförhållandena för små turbiner.

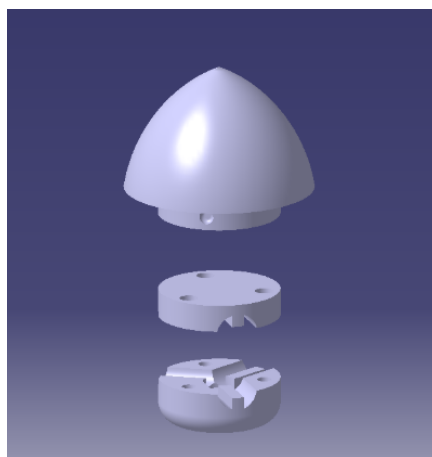
När polärdatan var genererad, definierades bladens slutliga geometri genom att variera kordalängd och vridning. För att skapa mjuka och aerodynamiska övergångar mellan de olika profilsektionerna användes programmets interpolationsfunktioner. De färdiga geometrierna utgjorde därefter underlag för de BEM-simuleringar som beskrivs i Avsnitt 3.2.1.

SG-FX-S-bladets geometri utformades med stöd av externa beräkningar baserade på så kallad Schmitz-optimering [7]. Designanfallsvinkeln α_{design} valdes där förhållandet mellan lyft- och motståndskraft (C_l/C_d) maximerades enligt så kallad Xfoil-analys i QBlade för respektive lokalt Reynoldstal. En turbulensfaktor på $N_{\text{crit}} = 6$ användes för att efterlikna den faktiska turbulensgraden och den ytjämnhet som uppstår vid tillverkning med 3D-skrivare.

3.1.3 Slutlig geometrisk utformning

Den optimerade geometrin exporterades från QBlade till CatiaV5 för vidare bearbetning. I CAD-miljön förbättrades ytfinheten och bladens geometri anpassades för att möjliggöra infästning mot navet.

Den mekaniska strukturen som bladen monterades på baserades på en befintlig struktur från det tidigare kandidatarbetet [6]. Konstruktionen består av ett nav och en nacell där motorn och bladen monteras. I den ursprungliga designen fanns ett integrerat kugghjulssystem för att justera bladens anfallsvinkel. Eftersom årets projekt utgår från förinställda, optimerade geometrier och anfallsvinklar som tagits fram i QBlade, förenklades konstruktionen. Den nya infästningskonstruktionen består av tre delar och visas i Figur 3.1.



Figur 3.1: Infästning för bladen i navet.

För att förhindra att bladen roterar runt sin axel under vindtunneltesterna förseddes bladrotens fäste med urtag som passade med klackar i navet. För att möjliggöra en hög klämkraft på bladen förseddes den understa komponenten med gängor i mässing vilket innebar att ett högt åtdragningsmoment kunde appliceras. Hålen i den understa komponenten tillverkades aningen större i botten så att gänginsatserna

kunde smältas in underifrån och fortfarande ha en klack som förhindrade att de förflyttades uppåt vid åtdragning.

3.2 Numeriska simuleringar

Numeriska simuleringar användes som ett komplement till den experimentella utvärderingen i vindtunneln. Syftet var att ge en tidig uppskattning av rotorbladens förväntade prestanda under designprocessen och att skapa ett jämförelseunderlag till de senare vindtunneltesterna.

3.2.1 BEM-simuleringar

Efter att bladgeometrierna tagits fram i QBlade genomfördes BEM-simuleringar av rotorn för att utvärdera den förväntade prestandan. Syftet var att beräkna effektkoefficienterna C_p som funktion av bladspetsförhållandet TSR. Simuleringarna användes som jämförelseunderlag mot de experimentella resultaten och CFD-simuleringarna.

De slutliga designerna NACA0016/0014, NACA0020/0012, SG och SG-FX-S simulerades. Under designprocessen undersöktes även ytterligare bladvarianter, men eftersom dessa inte tillverkades eller testades experimentellt inkluderas de inte i den fortsatta analysen. Simuleringarna utfördes med de geometrier som definierats i QBlade, det vill säga samma kord, vridning och profildistributioner som låg till grund för tillverkningen av bladen.

BEM-simuleringarna av rotorn genomfördes över ett TSR-intervall från 1 till 12 med en steglängd på 0,2. För varje TSR beräknades bland annat effektkoefficienten C_p , vilket resulterade i en prestandakurva för respektive bladdesign. Dessa kurvor användes för att identifiera bladens förväntade optimala driftområde och för att jämföra BEM-resultaten med vindtunneldata och CFD-resultat.

3.2.2 CFD-simuleringar

Som ett komplement till BEM-simuleringarna i QBlade genomfördes mer detaljerade flödessimuleringar med CFD. Syftet med detta var att validera QBlade-resultaten och få en djupare förståelse för de flödeseffekter som BEM inte fullt kan fånga, såsom virvelbildning vid bladspetsarna och vaxbildning.

Simuleringarna genomfördes i STAR-CCM+ (version 2506.0001). Det som ställdes in i STAR-CCM+ var en yttre beräkningsdomän där vindens magnitud och riktning definierades. Därefter ställdes en MRF-domän med rotorbladet från domänen för att definiera en roterande region för rotorbladet i simuleringen. Därefter ställdes meshparametrar in, med en fin prismatisk meshinställning över rotorbladet i MRF-domänen, och en grövre meshstorlek på resterande regioner. Därefter uppmättes vridmomentet som verkade på den roterande rotorn i simuleringarna, detta användes för att räkna ut C_p .

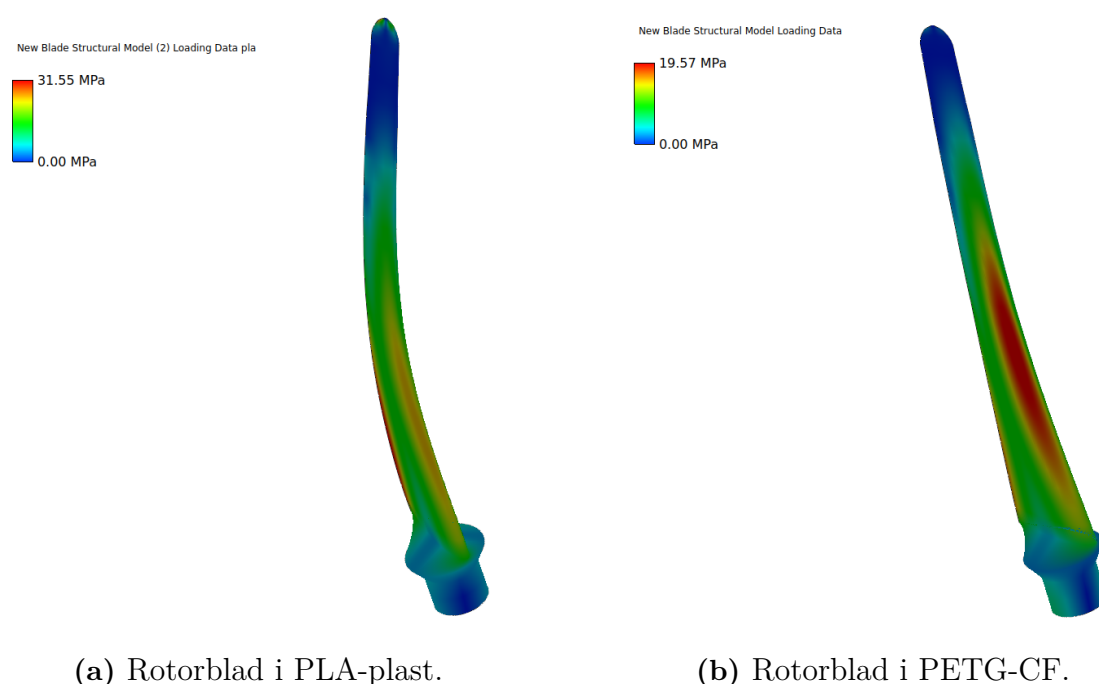
3.3 Materialundersökning

För att säkerställa att rotorbladen skulle bibehålla sin aerodynamiska form under belastning genomfördes en hållfasthetsanalys med finita elementmetoden (FEM). Syftet var att identifiera ett material med tillräcklig styvhet för att motverka den böjning som observerats i tidigare års kandidatarbetes blad [6].

Med inledande FEM-analyser på den första bladdesignen (NACA0016/0014) bekräftades att PLA-plast uppvisar betydande deformation på bladet (se Figur 3.2a). För att motverka detta undersöktes initialt möjligheten att tillverka bladen i aluminium (6061-legering) eller hårda träslag, såsom ek eller ebenholts, via CNC-fräsning. Även om dessa material erbjöd hög styvhet, bedömdes tekniken som mindre lämplig på grund av begränsad tillgång till maskiner under perioden då arbetet genomfördes samt utmaningar med att återge bladens exakta geometrier.

Som ett alternativ till tillverkning med metall och trä utvärderades additiv tillverkning med ett mer högpresterande filament än PLA. Valet föll på ett kolfiberförstärkt filament, närmare bestämt RS PRO Carbon PETG. Materialet består av PETG som materialbas med 15% kolfiber, vilket ger ett avsevärt högre böjmotstånd och dragstyrka än PLA, materialdatablad för PETG-CF återfinns i Appendix A.

Nya FEM-analyser utfördes på det kolfiberförstärkta PETG, vilket visade på minimal deformation vid belastning, se Figur 3.2b. Vid designpunkten uppmättes stressnivåer som resulterade i en säkerhetsfaktor på 5, vilket bedömdes som tillräckligt högt för säkra vindtunneltester.



Figur 3.2: FEM-analys av NACA0016/0014.

3.4 Tillverkning av rotorblad och infästning

När designerna fastställts tillverkades bladen genom additiv tillverkning med 3D-skrivarna *Prusa Core One* och *Prusa Mk4*. För att säkerställa högsta möjliga geometriska noggrannhet optimerades utskriftsparametrarna med en lagerhöjd på 0,05 mm, tre perimeterväggar och 20% fyllnadsgrad med ett gyroid-mönster.

Innan geometrin skrevs ut exporterades den till ett beredningsprogram, en så kallad slicer. Där delades geometrin upp i horisontella skikt för att generera instruktioner till 3D-skrivaren, så kallad G-kod. Vid bladets tunnare sektioner, särskilt längs bak-kanten och vid bladspetsen där tjockleken understeg 2,2 mm, användes funktionen för detektering av tunna väggar (thin wall detection). Detta innebar att slicern genererade sammanhängande konturbanor genom hela tvärsnittet istället för separat utfyllning. Kombinationen av dessa parametrar bedömdes ge ett i praktiken massivt tvärsnitt vid de aerodynamiskt kritiska sektionerna samtidigt som det bibehöll tillräcklig strukturell styrka i sektioner med utfyllnad.

Riktningen på utskrifterna varierade under projektets gång efter vad som var möjligt. De första bladen (NACA0016/0014) skrevs ut vertikalt för att minimera behovet av stödstruktur och därmed optimera ytfinheten. Vid mer komplexa geometrier med kraftig vridning medförde den vertikala metoden instabilitet under utskriftsprocessen. För de efterföljande modellerna valdes därför horisontell utskrift. Denna orientering förbättrade även bladens hållfasthet, då plastlagren placerades parallellt med de mekaniska böjspänningarna.

Efter att stödstrukturerna avlägsnats manuellt slipades bladen med sandpapper (P600) för att ojämnheter skulle tas bort och en jämnare yta erhållas. Detta gjordes för att minimera den grova ytans inverkan på de aerodynamiska testerna.

Infästningskomponenterna, som visas i Figur 3.1, tillverkades även de additivt men i PLA. Eftersom kraven på styvhet och hållfasthet var lägre för dessa komponenter jämfört med rotorbladen, bedömdes PLA vara ett tillräckligt bra materialval.

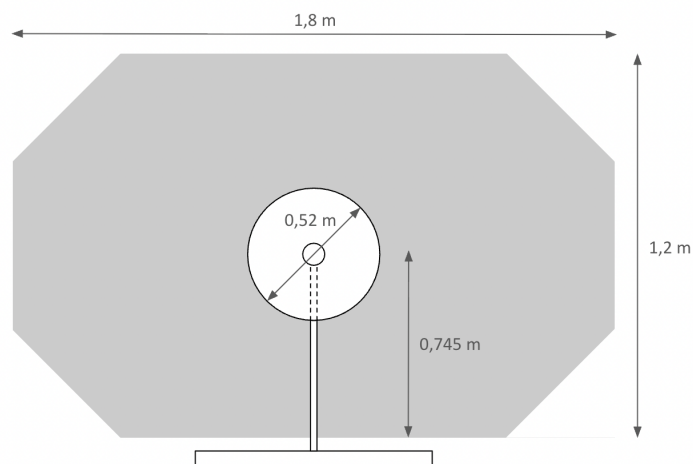
3.5 Vindtunneltester

För att utvärdera rotorbladens prestanda genomfördes experimentella tester i Chalmers vindtunnel. Syftet med testerna var primärt att jämföra de framtagna bladgeometrierna och identifiera vilken design som gav högst effektkoefficient inom givna experimentella begränsningar.

3.5.1 Testuppställning

Vindtunneltesterna genomfördes med samma vindturbinmodell som användes i föregående års kandidatarbete. Modellen var ett horisontalaxlat vindkraftverk med tre rotorblad och en rotordiameter på 0,52 m. Denna diameter valdes i det tidigare arbetet för att hålla blockeringen under 10% av vindtunnelns tvärsnittsarea, där

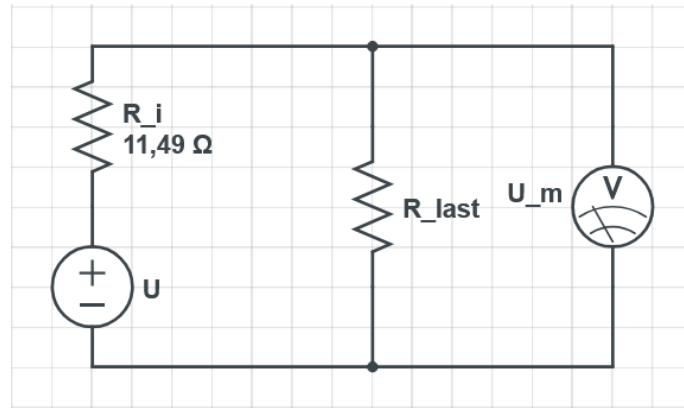
rotorn motsvarade cirka 9,1% av vindtunnelarean. Vindtunnelns testsektion hade dimensionerna 1,2x1,8 m. Modellen monterades på samma torn och nacell som i det tidigare arbetet, men rotorbladen och bladinfästningen ersattes med de designer som tagits fram i detta projekt. En schematisk översikt över vindtunneluppställningen, inklusive rotorplacering, visas i Figur 3.3.



Figur 3.3: Uppställning av vindkraftverket i Chalmers vindtunnel.

Vindhastigheten i vindtunneln mättes med ett Prandtlrör integrerat i vindtunnelns mätsystem. Utöver vindhastighet registrerades parametrar som totalt Reynoldstal, luftdensitet och spänning kontinuerligt via programmet LabVIEW. Luftdensiteten varierade endast marginellt under testerna och behandlades därför som konstant i efterföljande beräkningar. Rotationshastigheten mättes med en digital varvtalsmätare och avlästes manuellt för varje mätpunkt.

Den elektriska lasten kopplades direkt mellan generatorns poler. Spänningen mättes över den yttre lastresistansen, R_{last} , med en voltmeter och registrerades kontinuerligt. De yttre resistanser som användes var 0,5 Ω , 5 Ω , 12 Ω och 26,5 Ω . För varje mätserie hölls resistanserna konstant medan vindhastigheten varierades. Motorn som användes modelleras i det förenklade kopplingsschemat, enligt Figur 3.4, som en spänningskälla U med en inre resistans R_i (se Avsnitt 3.5.3 för definitioner av ytterligare ingående variabler).



Figur 3.4: Kretsschema för mätning av spänningen (U_m) över den utbytbara lastresistorn (R_{last}).

3.5.2 Testmetod

För varje mätserie monterades först den bladgeometri som skulle undersökas. Därefter valdes en yttre lastresistans och vindtunneln startades vid låg vindhastighet. Mätningen påbörjades när vindhastigheten var tillräckligt hög för att rotorn skulle vinkelaccelerera till en rotationshastighet som kunde registreras av varvtalsmätaren. När både vindhastighet och uppmätt spänning hade stabiliserats registrerades mätvärdena, varefter vindhastigheten ökades i steg om ungefär 1 m/s. Denna procedur upprepades tills den maximala vindhastigheten uppnåddes, vilket definierades som 15 m/s, eller tills testet begränsades av för hög rotationshastighet.

Samtliga blad testades med lastresistanserna 12 Ω och 26,5 Ω . För att bättre kartlägga SG-FX-S-bladets prestanda över ett bredare lastintervall genomfördes ytterligare mätserier med lasterna 0,5 Ω och 5 Ω . För de blad som genererade lägre effekt kunde testerna genomföras upp till vindhastigheter omkring 15 m/s. För SG-FX-S-bladet styrdes däremot den maximala vindhastigheten av rotorns varvtal. För att säkerställa bladens och infästningarnas mekaniska hållfasthet begränsades rotationshastigheten till cirka 3000 RPM. Detta berodde på att högre varvtal medförde ökade tröghetskrafter till följd av rotationen.

Mätpunkterna registrerades först efter att vindhastighet och spänning uppnått ett stabilt tillstånd. Ingen fast stabiliseringstid användes, utan bedömningen gjordes utifrån de kontinuerligt registrerade mätvärdena i LabVIEW. För varje mätpunkt användes medelvärdet av den uppmätta spänningen från den loggade signalen, för spänningar över 10 V avlästes mätvärden manuellt då detta var gränsen för vad den digitala mätaren klarade av. Rotationshastigheten avlästes manuellt från den digitala varvtalsmätaren vid respektive mätpunkt.

3.5.3 Databehandling

Den elektriska effekten i den yttre lasten beräknades från den uppmätta spänningen över lastresistansen enligt:

$$P_{\text{last}} = \frac{U_m^2}{R_{\text{last}}}, \quad (3.1)$$

där U_m är den uppmätta spänningen över den yttre resistansen och R_{last} är lastresistansen. För att uppskatta den mekaniska effekt, P_t , som turbinen levererade till generatoren korrigerades den uppmätta lasteffekten med generatorns verkningsgrad, η , enligt:

$$P_t = \frac{P_{\text{last}}}{\eta}. \quad (3.2)$$

Generatorns verkningsgrad uppskattades med utgångspunkt i den motorkalibrering som genomfördes i föregående års kandidatarbete [6]. I den kalibreringen testades generatoren vid fyra olika lastresistanser och sex rotationshastigheter mellan 120 och 3000 RPM. Generatoren modellerades som en ideal spänningskälla med inre resistans, där verkningsgraden approximerades enligt:

$$\eta = \frac{R_{\text{last}}}{R_{\text{last}} + R_i}, \quad (3.3)$$

där R_i är generatorns inre resistans. Vid databehandlingen användes $R_i = 11,49 \Omega$, vilket erhöles genom minsta kvadrat-anpassning mot tidigare kalibreringsdata. Verkningsgraden antogs vara konstant med avseende på rotationshastighet inom det relevanta arbetsområdet, men varierade med den yttre lastresistansen.

Den tillgängliga effekten i vinden beräknades enligt ekvation 2.1, C_p enligt ekvation 2.5 och bladspetsförhållandet TSR enligt ekvation 2.8. Vid dessa beräkningar användes uppmätt vindhastighet, luftdensitet, rotorarea samt manuellt avläst rotationshastighet som indata. Mätdata sammanställdes därefter för att ta fram C_p som funktion av både vindhastighet och bladspetsförhållande för respektive blad och lastfall.

3.6 Iterativ process

Designprocessen som användes var iterativ, där data från simuleringar och mätningar analyserades för att identifiera förluskällor för designernas effektivitet. Iteration är en viktig del av processen då simuleringar och verkliga mätvärden av rotorbladen kan skilja sig. I en iterativ process kan dessa avvikelser identifieras fortlöpande och därmed kan successiva förfiningar göras för att optimera resultatet. Mellan iterationerna sammanställdes och utvärderades den insamlade mätdata från simuleringar och vindtunneltester för att på bästa sätt kunna vidareutveckla rotorbladen, resultaten redovisas i Kapitel 4. Eventuella felkällor identifierades även för att kunna göra justeringar mellan iterationerna och därmed förbättra mätprecisionen till efterföljande tester.

4

Resultat

De erhållna resultaten delas upp i fyra huvudsakliga områden. Det första avsnittet handlar om de blad som designats och valts ut för testning. Därefter presenteras datan erhållen ur vindtunneltesterna genom en tabell med de maximala C_p -värdena för respektive blad, samt en graf för varje blad med C_p -kurvor från BEM, CFD samt vindtunneltester.

4.1 Bladdesigner

Designprocessen resulterade i fyra blad, NACA0016/0014, NACA0020/0012, SG och SG-FX-S. Bladen skiljde sig åt med avseende på profilval, kordfördelning, profiltjocklek och vridning längs radien. För varje blad redovisas den tredimensionella geometrin tillsammans med kordalängd, profiltjocklek och vridning som funktion av radiell position, se figurer 4.1 - 4.4.

NACA0016/0014 utformades som en symmetrisk referensdesign baserad på NACA 00-serien. Bladet använde NACA 0016 vid roten och NACA 0014 längre ut mot spetsen, med tre interpolerade övergångar mellan profilsnittena, i Appendix B.1 visas dessa övergångar. Designen gav en relativt jämn och strukturellt robust geometri med begränsad variation i profiltjocklek längs bladet, se Figur 4.1. I Appendix C.1 visas även hur vridningen för NACA0016/0014 ser ut.

Blade Length: 0.23 [m]
Rotor Diameter: 0.52 [m]
Swept Area: 0.21 [m²]

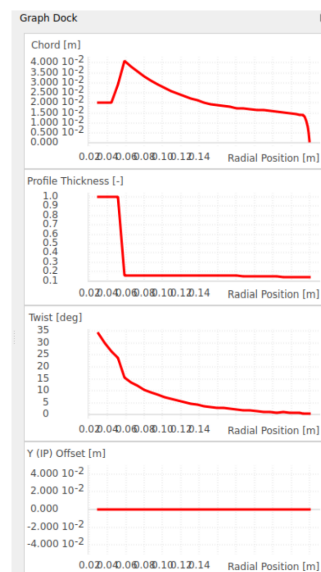
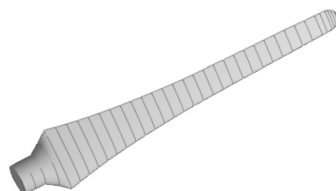


Figure 4.1: Bladdesignen NACA0016/0014.

NACA0020/0012 baserades också på symmetriska NACA 00-profiler men utformades med en större variation i profiltjocklek. Bladet övergick från NACA 0020 nära roten till NACA 0012 vid spetsen, via mellanliggande profiler såsom NACA 0018, NACA 0016 och NACA 0014. Mellan dessa profiler gjordes även interpolationer för att få en finare övergång, dessa visas i Appendix B.2. Detta gav en mer gradvis avsmalning i profiltjocklek längs radien än för NACA0016/0014, se Figur 4.2. För en tydligare bild av vridningen för NACA0020/0012 se Appendix C.2.

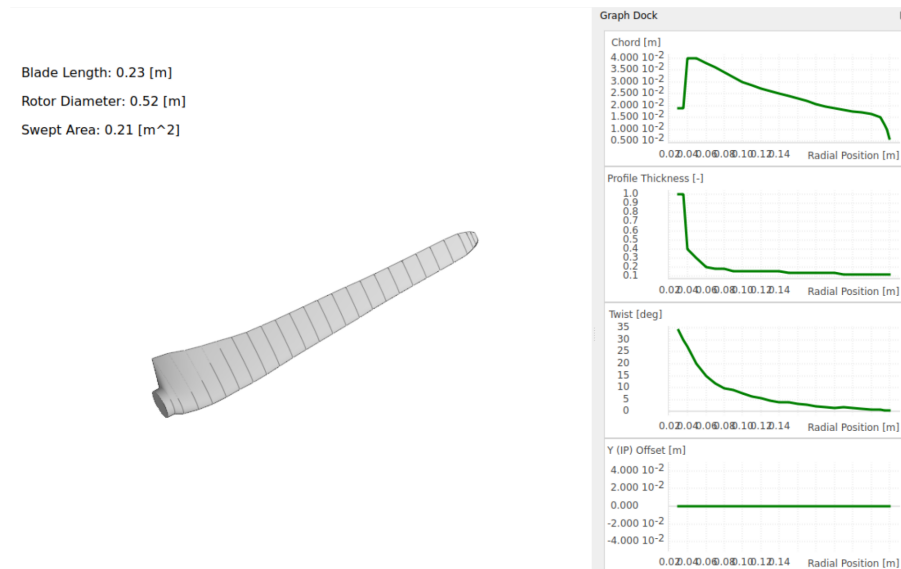
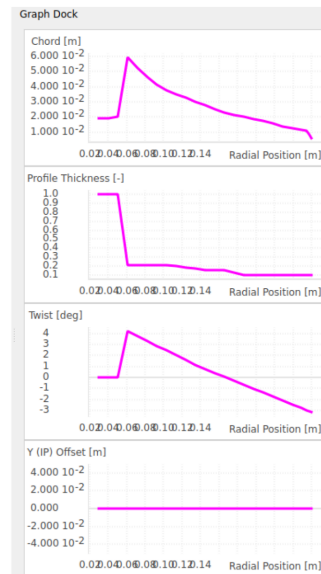
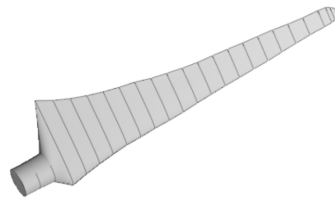


Figure 4.2: Bladdesignen NACA0020/0012.

SG-bladet utformades som ett mer aerodynamiskt aggressivt alternativ till de symmetriska NACA-bladen. Efter att de första designerna visat tillräcklig strukturell stabilitet kunde tunnare och välvda profiler användas i större utsträckning. Bladet kombinerade en tjockare NACA 4421-profil nära roten med profiler ur SG-serien längre ut på bladet. De använda SG-profilerna var SG6040, SG6041, SG6042 och SG6043. Vingprofilerna som användes för SG-bladet och interpolationen mellan dem visas i Appendix B.3. Till skillnad från de övriga designerna användes en linjär vridningsfördelning, vilket framgår av Figur 4.3, för en tydligare bild av vridningen se Appendix C.3. Detta gav en enklare geometrisk variation längs bladet, men innebar samtidigt att vridningen inte anpassades lika tydligt till de lokala strömningsförhållandena längs radien.

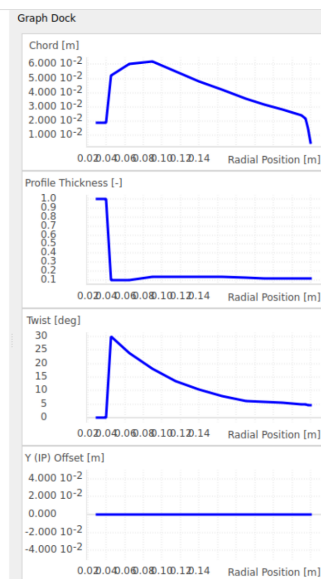
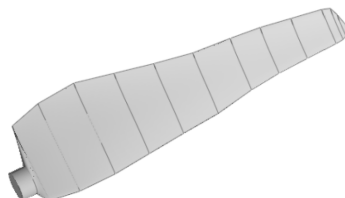
Blade Length: 0.23 [m]
 Rotor Diameter: 0.52 [m]
 Swept Area: 0.21 [m²]



Figur 4.3: Bladdesignen SG.

SG-FX-S utformades som en låg Reynoldsdesign med fokus på att kombinera välvda profiler, större kordalängd och lokalt anpassad vridning. Bladet kombinerade profilerna SG6043, FX 63-137 och S1223. SG6043 användes i den inre delen av bladet för att bibehålla tillräcklig profiltjocklek nära roten, medan FX 63-137 och S1223 placerades längre ut mot spetsen där den relativa hastigheten är högre. Vingprofilerna och interpolationen mellan dem visas i Appendix B.4. Jämfört med de övriga designerna hade SG-FX-S en betydligt större kordalängd över stora delar av bladet. Detta val gjordes för att höja det lokala Reynoldstalet och därmed flytta profilerna närmare det driftområde där de förväntas ge bättre aerodynamisk prestanda. Bladet utformades även med en mer varierad vridningsfördelning än SG-bladen, vridningen visas tydligare i Appendix C.4. Vridningen gav en tydligare anpassning av anfallsvinkeln längs bladet, se Figur 4.4.

Blade Length: 0.23 [m]
 Rotor Diameter: 0.52 [m]
 Swept Area: 0.21 [m²]



Figur 4.4: Bladdesignen SG-FX-S.

Sammanfattningsvis visar de slutliga bladdesignerna en utveckling från symmetriska blad med större strukturell marginal till mer aerodynamiskt aggressiva låga

Reynolds-geometrier. De huvudsakliga skillnaderna mellan designerna återfanns i profilval, profiltjocklek, kordfördelning och vridning. Särskilt SG-FX-S skiljde sig från övriga blad genom en större kordlängd vilket syftade till att höja det lokala Reynoldstalet och bättre anpassa anfallsvinkeln längs bladet.

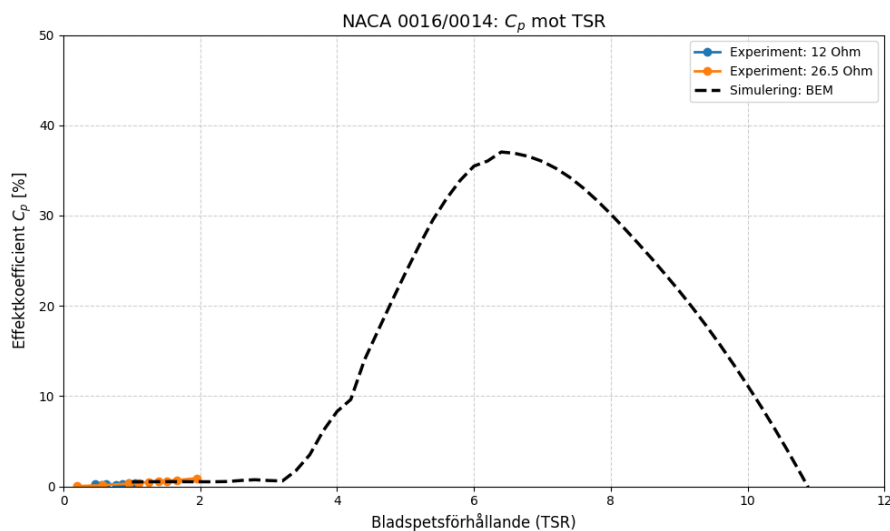
4.2 Vindtunneltester

I följande avsnitt sammanställs mätdata från vindtunneltesterna, fullständig mätdata återfinns i Appendix D. I tabell 4.1 visas en överblick över de högsta uppmätta effektkoefficienterna för de olika bladen, samt vid vilken vindhastighet, TSR och resistans som dessa värden erhöles. SG-bladen testades vid flera olika vindhastigheter och resistanser och började inte att rotera, därför genererades ingen mätbar spänning som används i beräkningen för effekten och sedan effektkoefficienten. Som visas i tabell 4.1 har SG-bladen därför ingen högsta effektkoefficient.

Tabell 4.1: Sammanställning av de högst uppmätta effektkoefficienterna för de olika bladen.

Blad	$C_{p, \max}$ [%]	Vindhastighet [m/s]	TSR	Resistans [Ω]
NACA0016/0014	0,91	14,7	1,95	26,5
NACA0020/0012	0,49	13,8	1,42	26,5
SG	—	—	—	—
SG-FX-S	41,65	7,2	5,18	0,5

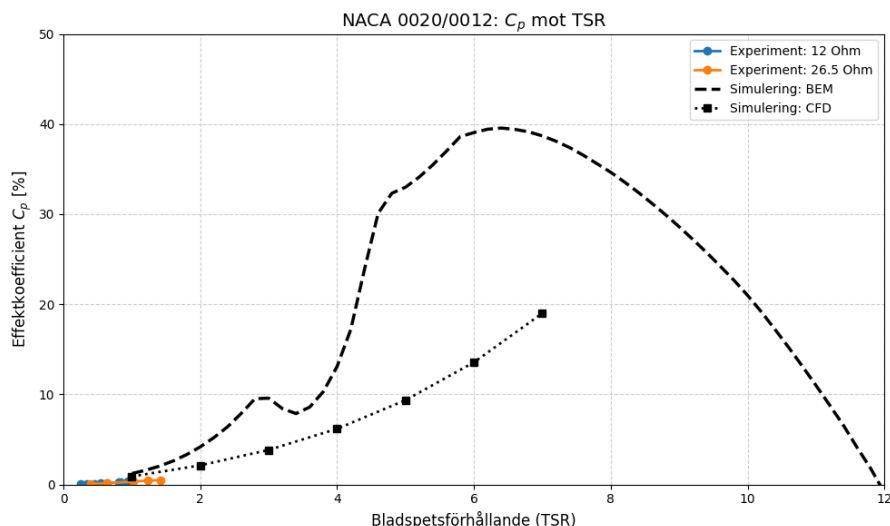
I Figur 4.5 visas mätvärden från vindtunneltesterna för de olika resistanserna som funktion av TSR för bladet NACA0016/0014. Även data från simuleringar i QBlade visas i samma Figur. NACA0016/0014 bladet nådde aldrig de högre värdena på TSR i vindtunneltesterna och effektkoefficienten hålls därför på ett väldigt lågt värde, vilket visas i Figur 4.5.



Figur 4.5: Uppmätt effektkoefficient samt BEM-simuleringar som funktion av TSR, för bladet NACA0016/0014.

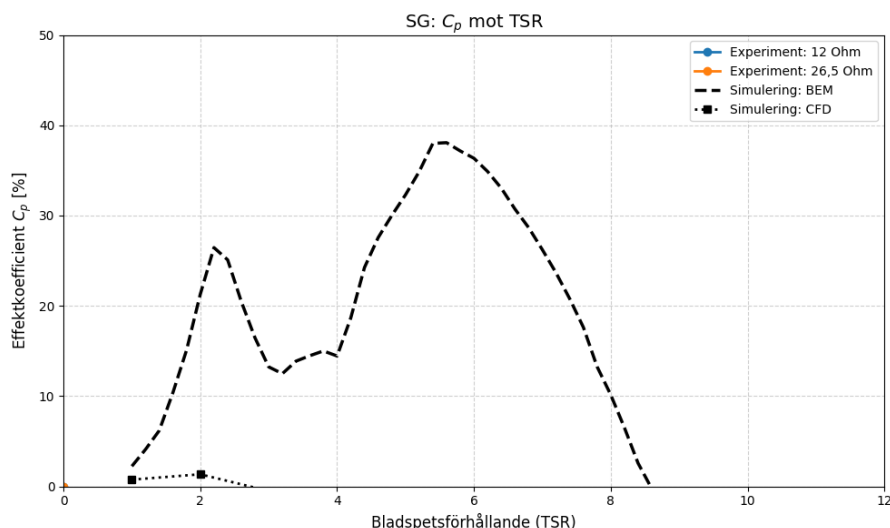
I Figur 4.6 åskådliggörs effektkoefficienten som funktion av TSR för NACA0020/0012. Förutom mätdata från vindtunneltester illustreras även CFD- och BEM-simuleringar

i figuren. Det syns att BEM och CFD båda överensstämmer med vindtunneldata vid de låga TSR-värden som uppmättes. Likt NACA0016/0014-bladet så når inte heller NACA0020/0012-bladet högre värden på TSR i vindtunneltesterna. Simuleringarna skiljer sig i både uppskattad C_p och formen på deras kurvor främst på grund av en begränsad upplösning i CFD-simuleringarna. För högsta erhållna TSR syns att båda simuleringarnas metoder överskattade C_p .



Figur 4.6: Uppmätt effektkoefficient samt BEM- och CFD-simuleringar som funktion av TSR, för bladet NACA0020/0012.

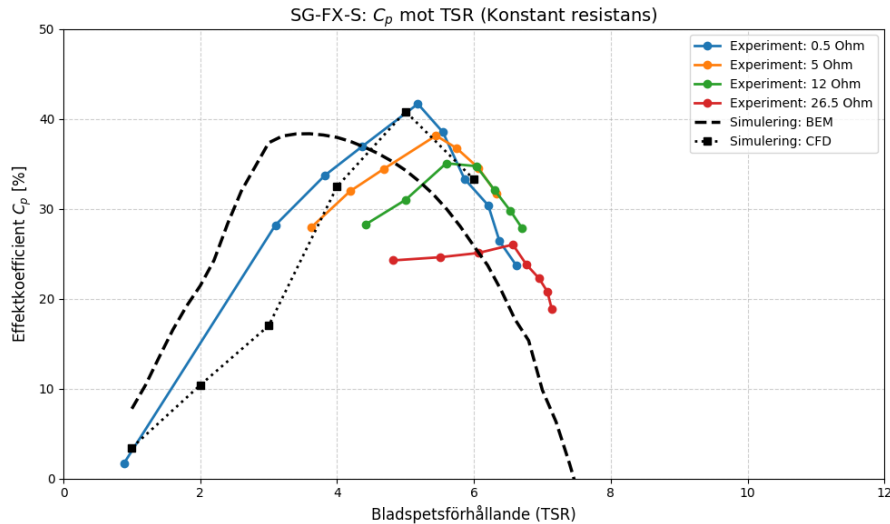
I Figur 4.7 presenteras motsvarande för bladet SG. Bladet började ej rotera i vindtunneltesterna och det syns att BEM- och CFD-simuleringarna skiljer sig från varandra. CFD-simuleringen gav även negativ C_p för en majoritet av datapunkterna (i figuren är 5 negativa datapunkter från CFD-simuleringarna ej synliga), medan BEM gav positiv C_p för samtliga värden fram till och med TSR runt 8,5.



Figur 4.7: Uppmätt effektkoefficient samt BEM- och CFD-simuleringar som funktion av TSR, för SG-bladet. Bladet roterade ej i vindtunneln.

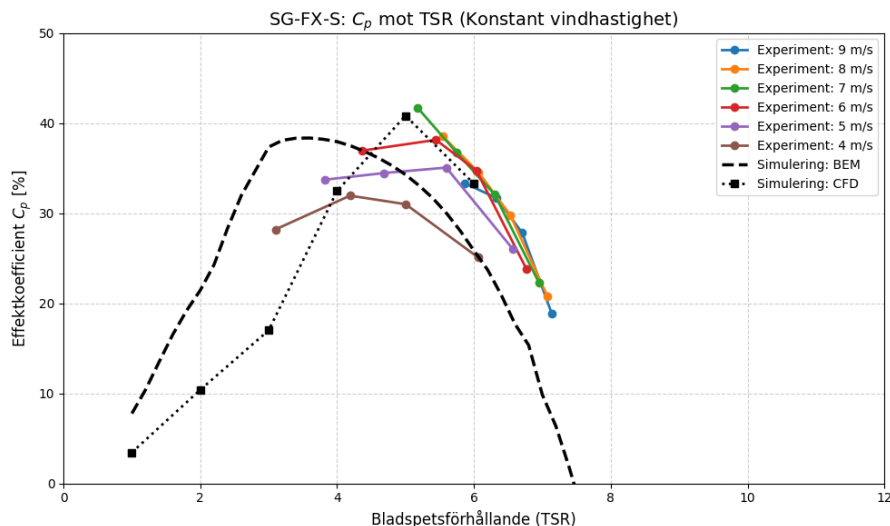
I Figur 4.8 visas motsvarande för SG-FX-S. Högst C_p erhöles med detta blad, och det syns att det erhöles vid TSR ungefär 5,2. I figuren syns även att BEM simuleringen

initialt verkar överskatta bladens effektivitet medan CFD-simuleringen underskattar den för all vindtunneldata fram till och med TSR 6, varefter CFD-simuleringen överskattar effektiviteten och datapunkterna anses ej längre representativa, vilket visas i Appendix E.3.



Figur 4.8: Uppmätt effektkoefficient som funktion av TSR för bladet SG-FX-S, jämfört med BEM- och CFD-simuleringar. Mätpunkterna är kategoriserade efter konstanta resistanser.

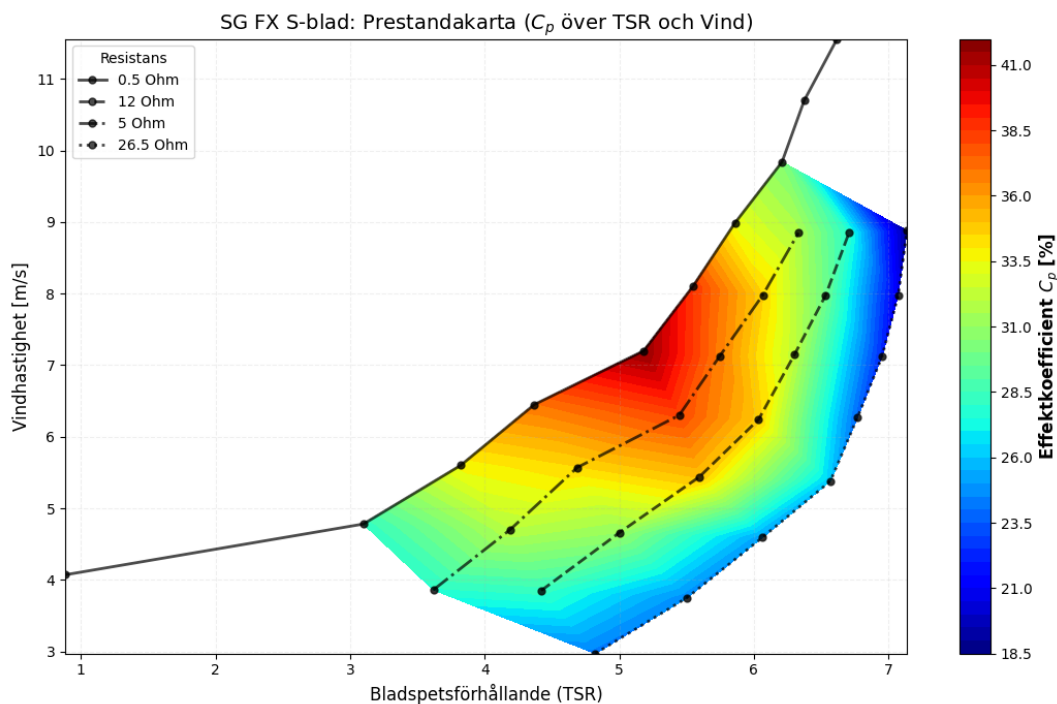
Ett alternativt sätt att presentera datan från Figur 4.8 presenteras i Figur 4.9. Här grupperas datapunkterna med avseende på ungefärlig vindhastighet för att göra BEM- och CFD-simuleringarna mer representativa då de utfördes i en konstant vindhastighet på 10 m/s.



Figur 4.9: Uppmätt effektkoefficient som funktion av TSR för bladet SG-FX-S, jämfört med BEM- och CFD-simuleringar. Mätpunkterna är kategoriserade efter vindhastighet.

I Figur 4.10 visas en värmekarta för effektkoefficienten C_p med vindhastighet som funktion av TSR för SG-FX-S-bladet. En linjär interpolationsmetod användes på ett triangulerat nät för att grafen skulle erhållas. De olika linjerna representerar

mätserier gjorda med olika resistanser. Det högsta värde som kan avläsas erhölls då TSR ungefär var 5,2 vid en vindhastighet på 7 m/s och en resistans på 0,5 Ω . Detta var även den högsta effektkoefficienten som uppnåddes av alla vindtunneltester och resulterade i $C_p = 41,7\%$. Effektkoefficienten verkar avta monotont från den punkten i alla riktningar där det finns datapunkter. Bladspetsförhållandet ökade monotont med vindhastigheten oavsett vilken last motorn hade i det testade vindhastighetsområdet.



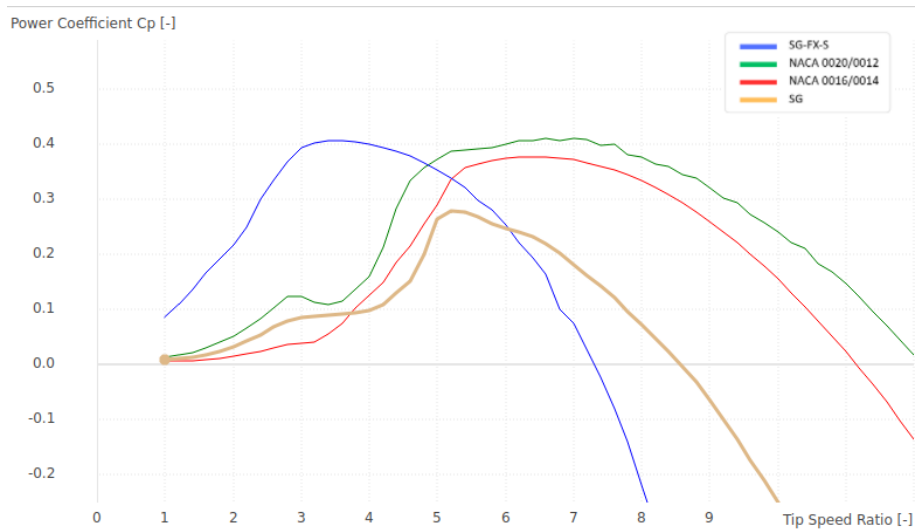
Figur 4.10: Prestandakarta för SG-FX-S-bladet som visar effektkoefficienten som funktion av TSR och vindhastighet.

4.3 Simuleringar

I detta avsnitt presenteras data för den teoretiska prestandan som genererats genom numeriska simuleringar. Resultaten omfattar turbinens verkningsgrad och de aerodynamiska krafterna som verkar på rotorbladen vid varierande driftförhållanden.

4.3.1 Simulering i QBlade

I Figur 4.11 presenteras den simulerade effektkoefficienten, C_p , som funktion av TSR för de fyra olika bladdesignerna. Simuleringarna är utförda i QBlade för att fastställa de teoretiska prestandaegenskaperna för varje blad.



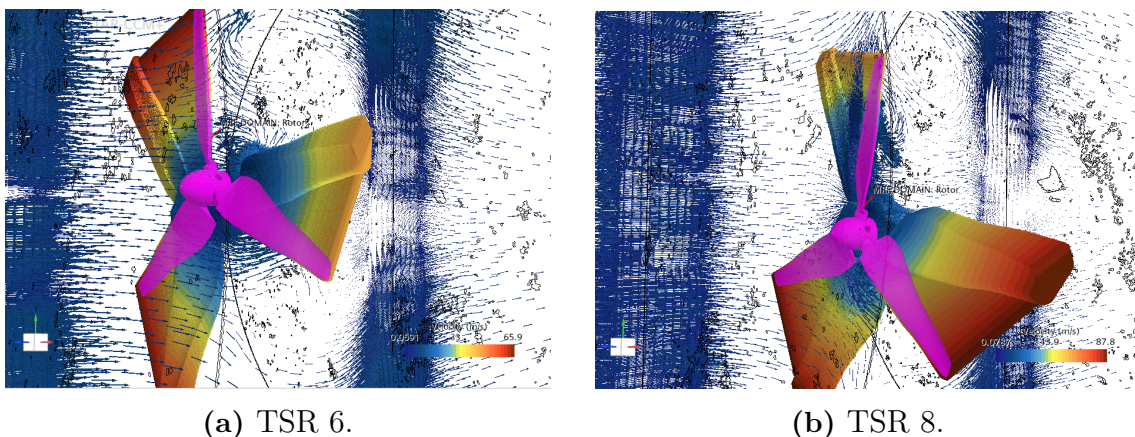
Figur 4.11: Effektkoefficienten C_p som funktion av TSR för alla fyra bladdesignerna.

Simuleringarna visar att SG-FX-S uppnår sin högsta teoretiska verkningsgrad vid ett lägre TSR, mellan 3 och 4, jämfört med de övriga rotorbladen som tagits fram. Detta indikerar god prestanda vid låga rotationshastigheter relativt den inkommande vinden. De resterande bladen uppnår sin högsta effektivitet vid högre TSR, mellan 5 och 7.

4.3.2 Simulering i CFD

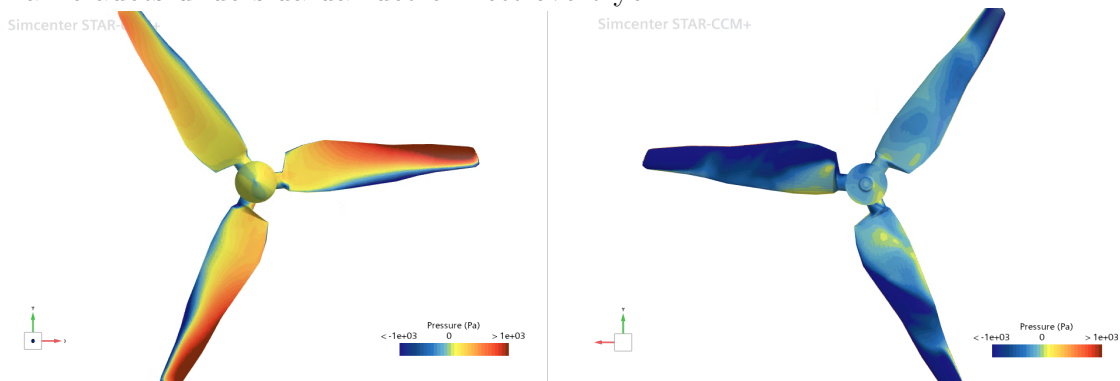
I detta avsnitt visas simuleringar för flödesseparation, tryckskillnader, turbulens och gränsskiktshöjd uttryckt i y^+ som är en dimensionslös parameter. På grund av SG-FX-S-bladets prestanda fokuserades simuleringarna på detta blad. För simuleringarna av tryckskillnad och gränsskiktshöjd valdes ett representativt blad för att jämföra skillnaderna till SG-FX-S-bladet.

I Figur 4.12 visas flödesseparation från CFD-simuleringar av relativa vindhastigheter för SG-FX-S-bladet vid TSR 6 och TSR 8. Simuleringen är gjord med hastighet $v = 10$ m/s. Den relativa hastigheten är högst längst ut på bladen.



Figur 4.12: Flödesseparation för SG-FX-S-bladen med relativa hastigheten till flödet i m/s.

Figur 4.13 visar tryckfördelningen under rotation för vindhastigheten $v = 10$ m/s och TSR 6. Figuren visar ett tydligt undertryck på bladets ovansida, till skillnad från bladets undersida där det blir ett övertryck.

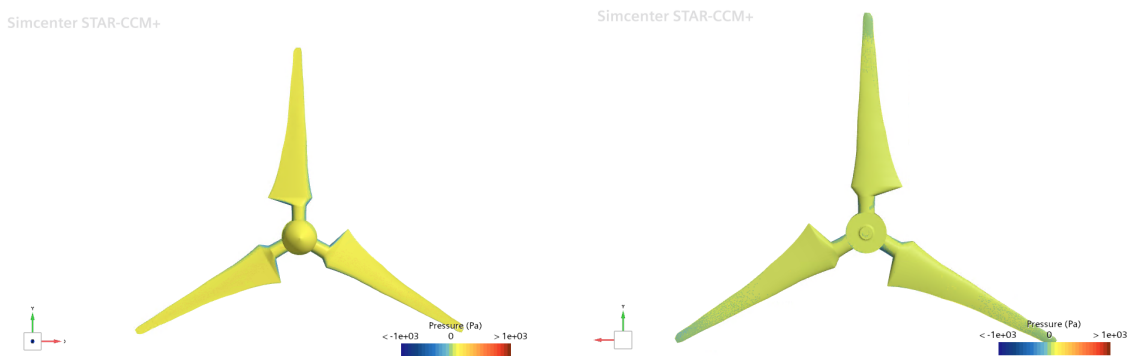


(a) Bladens framsida, vilket är undersidan av vingprofilen.

(b) Bladens baksida, vilket är ovansidan av vingprofilen.

Figur 4.13: Tryckskillnader som verkar på SG-FX-S-bladen under rotation vid vindhastighet $v = 10$ m/s och TSR 6, uttryckt i Pascal.

I Figur 4.14 visas tryckfördelningen av SG-bladet under rotation för TSR 6 och vindhastighet $v = 10$ m/s. Då skillnaden i undertryck och övertryck som genereras på ovansidan och undersidan är mindre än för de övriga bladen skapas ej lika stort vridmoment.



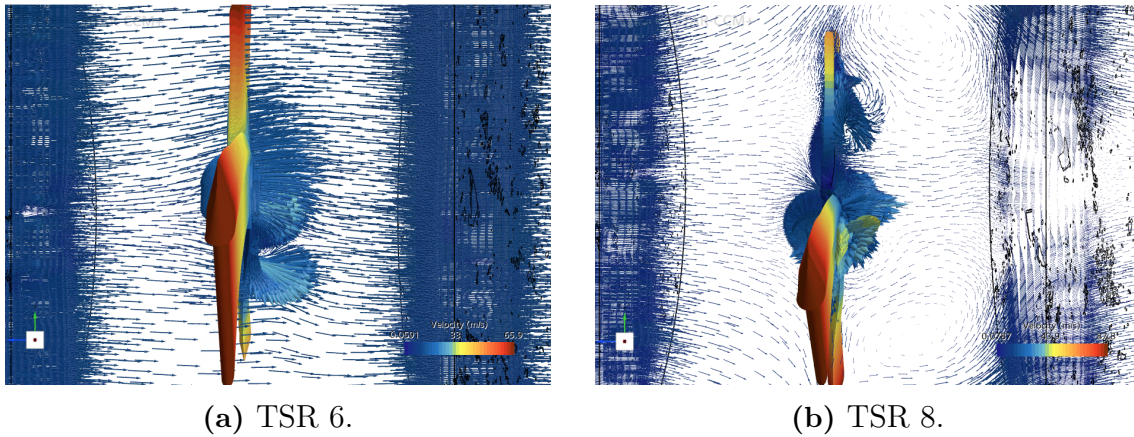
(a) Bladens framsida, vilket är undersidan av vingprofilen.

(b) Bladens baksida, vilket är ovansidan av vingprofilen.

Figur 4.14: Tryckskillnader som verkar på SG-bladen under rotation vid vindhastighet $v = 10$ m/s och TSR 6, uttryckt i Pascal.

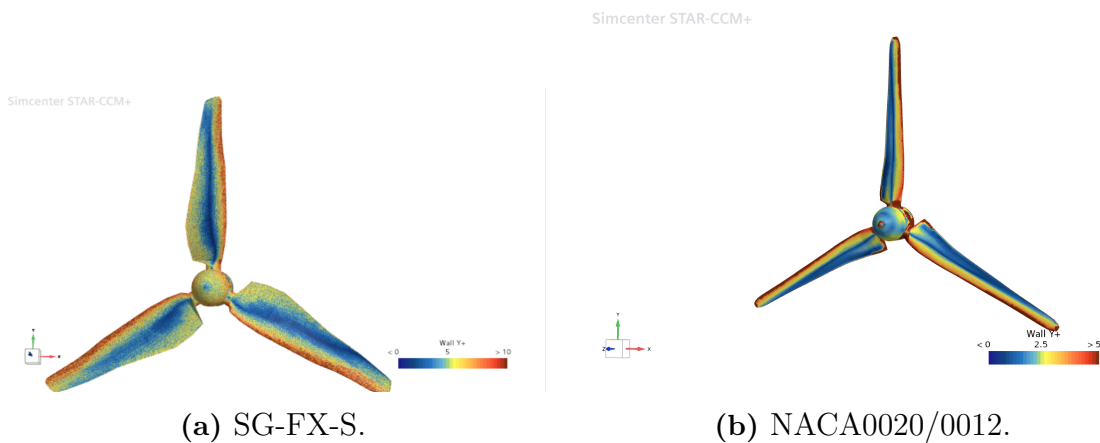
I Appendix E återfinns figurer som visar luftens flöde som hastighetsvektorer för SG-FX-S vid TSR 1. Luftflödet kring navet och det som passerat rotorbladen är turbulent vilket syns i Appendix E.2. I Appendix E.1 illustreras hur centrifugalkraften påverkar luftflödet genom att driva flödet ut från rotorn längs bladet. En ökad centrifugalkraft bidrar till att minska bladets gränsskiktstjocklek δ , det vill säga höjden av det långsamt rörande skiktet av en fluid nära en solid.

I Figur 4.15 syns turbulensen som bildas bakom rotorbladen under drift för TSR 6 och för TSR 8, där större turbulensvirvlar kan synas bakom rotorbladen för TSR 8.



Figur 4.15: Turbulens bakom bladet SG-FX-S med relativa hastigheten till flödet i m/s.

I Figur 4.16 visas gränsskiktets y^+ över bladen och dess mesh. Kritiska och svåra geometrier såsom toppen av bladet och bladets framkant har ett sämre gränsskikt med $y^+ > 10$, något som leder till högre separation vid bladets framkant och även förlorad prestanda. På övriga delar av bladet syns ett gränsskikt som är $y^+ < 5$, detta gör att separationen från dessa delar av bladen minskar av dålig mesh och bidrar till en bättre CFD-simulering.



Figur 4.16: Gränsskiktshöjdens y^+ för fin mesh.

4.4 Osäkerhet

Under vindtunneltesterna varierade både spänningen, varvtalet och vindhastigheten för varje inställd vindhastighet. Värdena fick därför läsas av manuellt som ett ungefärligt värde för varje mätpunkt (bestämd vindhastighet), detta är en felkälla då de presenterade resultaten inte är helt korrekta eftersom värdena för vindhastighet varierade mellan ungefär $\pm 0,1$ m/s för varje mätning. Även spänningen och varvtalet varierade under mätningar, som mest med någon procentenhet.

5

Diskussion

I föregående kapitel presenterades de resultat som erhöles genom arbetet. Trots höga effektkoefficienter i BEM-simuleringar, presterade bladen olika bra i vindtunneln. Även simuleringarna i BEM jämfört med CFD skiljde sig åt, eftersom de är simulerade med olika nivåer av komplexitet och noggrannhet, där CFD simulerar flödet i tre dimensioner och BEM-simulerar flödet genom snitt i två dimensioner. I kapitlet nedan diskuteras bladens prestanda och orsakerna till skillnaderna samt anledningarna till varför simuleringar och vindtunneltester skiljer sig åt.

5.1 Bladdesign

Från testerna kan slutsatsen dras att det blad som presterade bäst var SG-FX-S-designen, som kännetecknades av en högre vridning och en kraftigare korda jämfört med SG- och NACA-bladen. De experimentella resultaten visar att bladdesign i modellskala kräver en anpassning till de rådande aerodynamiska förhållandena i vindtunneln, särskilt med avseende på vridning och Reynoldstal.

En av de främsta orsakerna till att NACA- och SG-bladen underpresterade i förhållande till sina simuleringar var att vridningen optimerades till värden nära noll grader. Vid högre Reynoldstal hade detta kunnat ge god verkningsgrad, men under de tryckförhållandena som rådde i vindtunneltesterna visade de sig vara för små för att skapa det vridmoment som krävdes för att turbinen skulle nå sin tänkta TSR. SG-FX-S-bladet, vars design baserades på beräkningar utanför QBlades standardfunktioner för optimering, lyckades genom en större vridning skapa de tryckskillnader som behövdes för att driva turbinen mer effektivt, vilket visas i Figur 4.13.

Schmitzoptimeringen som användes både för hand och i QBlade ska i teorin ge samma resultat. I praktiken uppstår märkbara skillnader. Schmitzoptimeringen beräknad för hand antar en induktionsfaktor där $a = 1/3$ vid samtliga radiella segment i BEM, detta motsvarar Betzs optimum för en idealiserad rotorskiva [7]. I QBlades iterativa BEM varierar a fritt och konvergerar slutligen mot ett lokalt jämviktsläge, detta ger annorlunda flödesvinklar φ jämfört med den antagna induktionsfaktorn i handberäkningarna och därmed lägre vridningsvinklar. Vidare saknar handberäkningarna Prandtlfaktorns toppförluster som reducerar lyftet vid bladspetsen. När QBlade tillämpar Prandtlfaktor så minskar den optimala kordan iterativt genom optimeringen tills den konvergerar igen för varje radiellt segment [7].

SG-FX-S-bladet optimerades utan konvergens av induktions- och Prandtlkorrektioner. Vid handberäkningar av de förenklade Schmitzekvationerna överskattas den aerodynamiska kordalängden och vridningen för bladet jämfört med bladen som designades i QBlade. En möjlig förklaring kan vara hur XFoils polärer vid de låga Reynoldsregimerna uppvisar en betydande instabilitet. Vilket kan bidra till att när QBlade använder iterativa lösningsmetoder för induktionsfaktorer och Prandtlfaktorn kan osäkerheten i XFoilsen ge en bladdesign som är optimerad för brusig aerodynamisk data. Den handgjorda Schmitzoptimeringen undviker bruset och felaktig optimering då valet av designpunkten i Xfoil görs manuellt men optimerar enbart för en manuellt vald punkt [19, 20].

Med den kolfiberförstärkta PETG-plasten höll bladen under vindtunneltesterna och deformerades inte märkbart utifrån de observationer som gjordes. Detta var viktigt för att bladen skulle prestera som avsett. Om bladen hade böjts markant så hade detta påverkat luftflödet på ett annat sätt vilket i sin tur hade påverkat effektkoefficienten, särskilt med tanke på att ett blad genererar mest vridmoment vid spetsen.

De blad som skrevs ut vertikalt fick en lite finare ytfinhet än de blad som skrevs ut horisontellt. Detta var en följd av att stödstrukturen som bröts bort gav rester som sedan fick slipas bort med sandpapper. Rotorbladens bakkant blev skarpare hos de blad som skrevs ut vertikalt, medan en horisontell utskrift orsakade oönskad trådbildning till följd av att bladen var väldigt tunna och att utskriften skedde horisontellt med stödstruktur under. Även detta är något som kan ha påverkat resultatet i och med att de utskrivna bladen inte var identiska med sina designer.

5.2 Vindtunneltester

Vindtunneltesterna visade att det endast var SG-FX-S-bladet som kunde uppnå hög prestanda, med ett maximalt C_p på ungefär 41,7%, samt lyckades komma upp i en TSR över 2. De övriga bladen presterade betydligt sämre med maximala effektkoefficienter under 1%. En orsak till dålig prestanda var att bladen, vid testtillfället i vindtunneln, inte kunde komma upp till den TSR de var designade för. I detta avsnitt diskuteras resultatet från vindtunneln och jämförs med resultaten från simuleringarna.

NACA0020/0012-bladen gav ett maximalt C_p på cirka 0,48% vid en vindhastighet på 13,82 m/s, TSR 1,42 och en resistans på 26,5 Ω . Detta är lågt jämfört med den maximala effektkoefficienten beräknad i QBlade på cirka 39,6%. Detta beror på att bladen inte kunde komma upp i den TSR som de var optimerade för. För den TSR som bladen kom upp i är prestandan fullt rimlig. I Figur 4.6 syns att simuleringarna och vindtunneltesterna gav ungefär samma resultat, och att de inte skiljer sig med mer än några procent. Liknande kan sägas för NACA0016/0014 om dess BEM-simulering, vilket syns i Figur 4.5.

5.2.1 Optimering av TSR

I den andra omgångens bladdesign optimerades profilerna för varierande TSR. Valet att sprida optimeringspunkterna (NACA0020/0012 för TSR 7, SG för TSR 6 och SG-FX-S för TSR 3,5) baserades på erfarenheter från det första testtillfället, där bladet som designats för TSR 7 endast nådde en faktisk TSR omkring 2. Resultaten från vindtunneltestet visade att SG-FX-S-bladet, som utformats för en lägre TSR, lyckades nå betydligt högre TSR-värden än övriga blad.

De enda skillnaderna i uppställningarna mellan experimenten var resistanserna och bladen. Givet att vibrationer och mekaniska deformationer försummas, kan turbiniens tillstånd bestämmas utifrån vindhastigheten och rotationshastigheten. Enligt Avsnitt 2.1.1 kan därmed slutsatsen dras att de blad som optimerats för en högre TSR troligen inte genererade tillräckligt vridmoment vid lägre vindhastigheter för att öka sin vinkelhastighet, vilket i sin tur begränsade både TSR och verkningsgrad.

Enligt ekvation (2.4) och (2.3) är ω (och därmed ej TSR) inte nödvändigtvis entydigt bestämd av vindhastigheten då den även bestäms av vridmomentet som verkar på rotorn. Detta kan förklaras genom att C_p kan anta olika värden baserat på TSR för en och samma vindhastighet såsom simuleringarna har körts. Fysikaliskt innebär det dock inte att alla punkter, där $\Sigma M = 0$, i ωv -planet kan nås genom normal drift. I det utförda vindtunnelexperimentet kan bara en $\Sigma M = 0$ kurva nås då möjligheten att accelerera upp ω inte fanns. Simuleringar i QBlade och CFD tar inte hänsyn till detta utan utgår ifrån att en simulering vid en viss TSR och vindhastighet ska utföras. Detta kan ha lett till att simuleringarna i QBlade indikerade betydligt högre prestanda för både NACA- och SG-bladen vid andra TSR-värden än de som uppnåddes i vindtunneln, medan CFD indikerade högre prestanda för NACA0020/0012 (se figurerna 4.5, 4.7 och 4.6).

Det bör således finnas en möjlighet för bladen att uppnå högre effektivitet än vad experimenten visade om TSR är tillräckligt högt. Anledningen till att detta inte skedde i praktiken är att bladen inte genererade ett tillräckligt högt vridmoment vid lägre TSR för att övervinna motorns motmoment vid aktuell rotationshastighet (vars motmoment visas i Figur 4.3 i fjolårets kandidatarbete [6]).

Alternativa metoder kan användas så att ett högre TSR kan erhållas. En metod är att underlätta accelerationen under starten genom att minska motståndet från motorn med hjälp av en justerad last (R_{last}). Ytterligare kan vinkelhastigheten ökas artificiellt med hjälp av en motor. Dessa metoder kan alltså hjälpa till att få turbinen till högre TSR där den kan arbeta med en högre effektivitet.

Vidare innebär ekvation (2.4) att rotationshastigheten fortsätter öka bortom den designade driftpunkten så länge det aerodynamiska vridmomentet är större än motorns bromsande moment. Vinkelaccelerationen upphör först när momentjämvikt har uppnåtts för den givna vindhastigheten.

Då motorns last och därmed vridmoment kan ändras, leder detta till att den meka-

niskt överförda effekten kan maximeras för att vridmomentens storlek ska matcha vid optimal TSR. Viktigt att påpeka är dock att detta inte tar hänsyn till motorns förluster, som funktion av last.

5.2.2 Jämförelse av vindtunneltester och simuleringar

För att analysera rotorbladens aerodynamiska prestanda användes, utöver vindtunneltester, två olika simuleringsmetoder, vilka var BEM och CFD. Dessa metoder skiljer sig åt i precision och komplexitet, främst genom att CFD modellerar flödet i tre dimensioner medan BEM utgår från tvådimensionella oändliga snitt. Skillnaden i modellering påverkar turbinens beräknade prestanda, och i detta avsnitt jämförs simuleringarnas resultat med data från vindtunneltesterna.

Resultaten från CFD-simuleringen skiljde sig från de resultat BEM-simuleringarna och vindtunneltesterna gav. CFD-simuleringen underskattade effektkoefficienten jämfört med simuleringar gjorda i BEM för majoriteten av punkterna i kurvan över C_p i Figur 4.8. Detta brukar oftast förklaras med att en CFD-simulering kan fånga upp tredimensionella förluster som BEM inte kan fånga upp. En av förlusterna är så kallade spetsvirvlar där tryckskillnaden gör att luft strömmar från högt till lågt tryck genom att röra sig runt bladspetsen, vilket skapar virvlar som sänker lyftkraften. Detta är något CFD fångar upp då det beräknar flödet i 3D, medan BEM-modellen saknar förmåga att fånga upp de tredimensionella effekterna vid spetsen och istället modellerar förlusten med så kallade Prandtl-faktorer [21].

En annan tredimensionell effekt som uppstår är att centrifugalkraften från rotationen av bladet driver luften radiellt längs bladet. Detta bidrar till att stabilisera gränsskiktet, vilket kan fördröja stallbildning och tillåta drift vid högre anfallsvinklar. Effekten från centrifugalkraften är något som CFD klarar av att fånga, medan BEM antar att varje sektion är ett oändligt isolerat 2D-plan. CFD fångar även hur vindkraftverkets nav påverkar det inkommande flödet av luft kring bladen. Detta är något BEM missar då det antar rent ostört inflöde över svepytan [7]. Det störda luftflödet syns i Appendix E.1.

För att få en tillförlitlig simulering i CFD på denna skala krävs att tre olika faktorer balanseras, hanteringen av gränsskiktsströmning vid låga Reynoldstal, meshupplösningen i gränsskiktshöjd y^+ samt förmågan att fånga de tidigare nämnda 3D-effekterna.

Vid en låg Reynoldsregim, som rotorbladen är designade för, krävs lämpliga lösningsmetoder och en hög upplösning i gränsskiktet för att simuleringen ska bli tillförlitlig. Detta behövs för att undvika en för tidig separation av luftflödet då rotorbladet annars hamnar i stall i simuleringarna, vilket i sin tur påverkar varför C_p skiljer sig från vindtunneltester och BEM-simuleringar. Dessutom måste även området bakom rotorn vara tillräckligt stor för att flödet ska hinna återhämta sig. Vid en för kort domän bakom rotorn hinner inte luftflödet återhämta sig och C_p blir då istället överskattat, framförallt vid högre TSR där vaken bakom rotorn är större

och längre, se Figur 4.15. Detta är orsaken till att C_p för högre TSR blir missvisande i CFD-simuleringarna, jämfört med vindtunneln och BEM, se Appendix E. En slät yta och en transitionsmodell som dämpar turbulensen vid låga Reynoldsregimer blir då nödvändigt för att modellen inte ska tvinga fram en tidig separation eller stall [20, 22], detta visas i Figur 4.12.

Vidare måste meshupplösningen och gränsskiktshöjdens $y+$ optimeras i CFD-modellerna. För att turbulensmodellerna ska fungera korrekt måste det första cellagret vara tunt nog för det viskösa underskiktets $y+$. Det som eftersträvas är ett visköst underskikt på $y+ < 1$ för att CFD-simuleringen ska kunna ta upp de små tryckvariationer som genererar vridmoment på en väldigt välvd airfoil som S1223, detta visas i Figur 4.14. I praktiken leder det till att göra en så fin mesh som möjligt för att komma så nära ett visköst underskikt på $y+ < 1$ [23] för vad den tillgängliga hårdvaran klarar. I Figur 4.16 visas den meshade designen av rotorbladen SG-FX-S där $y+$ inte lyckas komma ned till den önskade marginalen, detta leder till en tidigare separation och stall, vilket i sin tur leder till ett lägre beräknat C_p för det aktuella bladspetsförhållandet. En otillräcklig gränsskiktupplösning med $y+ > 1$ har visats ge en påtaglig underskattning av C_p [22, 23].

Begränsningarna för simuleringen i CFD för detta projekt ligger därmed i svårigheten att modellera övergången från laminärt till turbulent flöde som sker i den låga Reynoldsregimen samt att begränsa separationen som bildas av ett för stort gränsskikt. I och med detta kan slutsatsen troligtvis också dras att CFD-simuleringarna bör prestera bättre under höga bladspetsförhållanden då hastigheten för bladet sannolikt gjorde att vingprofilerna började arbeta i en effektivare och högre Reynoldsregim, vilket passade bra för samtliga vingprofiler. Detta bör leda till att separationen blev mindre i högre bladspetsförhållanden och större tryckskillnader kunde verka på under- och övertrycksidan av bladen som gav större vridmoment, detta kan ses i Figur 4.12. Detta stämmer dock endast till den TSR där luftvaken bakom rotorbladen blir för stor för CFD-domänen och inte längre konvergerar rätt, vilket resulterar i ett överskattat C_p som tidigare nämnt. Dessa begränsningar gäller ej för BEM i sin förenklade 2D-simulation, vilket gör att BEM ger C_p -värden som är mer konsekventa över TSR-spannet. Vindtunneldata visar att CFD stämmer bättre vid lägre TSR då dessa tidigare nämnda förluster tas i hänsyn under simuleringarna. Däremot vid högre TSR så behöver domänen göras om i CFD-simuleringarna för att fysiken ska överensstämma bättre med vindtunneltester och data från BEM-simuleringar. Detta gör att BEM visar på bättre överensstämmelse av C_p -kurvan efter TSR 6. En bättre CFD-domän gjordes endast på bladet SG-FX-S, detta berodde på tidsbrist i projektet och att det bladet presterade bäst i vindtunneltesterna. Därför valdes det att förfina simuleringsmiljön för just SG-FX-S.

För att få bättre CFD-simulering som skulle varit mer realistisk för aktuella bladspetsförhållanden hade det behövts använda en finare mesh och större MRF-domän. Detta begränsades av tillgänglig hårdvara då hastigheten per iteration hade blivit betydligt längre med marginell ökning i prestanda. Sliding mesh-simuleringarna utforskades också och dessa visade lovande flödesbilder men krävde betydligt längre

beräknings- och simuleringstid per TSR-punkt. Tillgång till Chalmers beräkningskluster skulle möjliggöra en fullständigt konvergerad sliding mesh-sweep över samtliga blad och TSR-punkter med finare mesh och $y^+ < 1$, vilket förväntas ge betydligt mer realistiska C_p -värden som då överensstämmer bättre med vindtunneldata.

Då vindtunneltesterna inte är begränsade av tidigare nämnda parametrar blir resultatet från vindtunneln det mest pålitliga och korrekta för bladens prestanda. Vindtunneltesterna för SG-FX-S-bladet överpresterade gentemot både BEM- och CFD-simuleringarna vilket ej förväntades. Då de tidigaste vindtunneltesterna av NACA0016/0014 visade på låg prestanda förväntades resterande blad underprestera med samma marginal. Då NACA0020/0012- och SG-bladet presterade likartat blev prestandan hos SG-FX-S-bladet mer förvånande. Denna skillnad i prestanda mellan SG-bladet och SG-FX-S-bladet kan förklaras av CFD-simuleringarna som visar tryckskillnaderna mellan bladens framsida och baksida i Figur 4.13 och 4.14. Tryckskillnader är det som skapar vridmoment för att driva bladen. Eftersom SG-bladen knappt skapade några tryckskillnader blev vridmomentet lågt vilket förklarar varför detta blad inte började rotera i vindtunneln. De högre tryckskillnader som uppstod för SG-FX-S förklarar varför detta blad lyckades uppnå högre TSR jämfört med resterande blad, vilket även innebär att bladet arbetade i regimen det var designat för. Eftersom SG-FX-S nådde de högre bladspetsförhållandena som det var designat för så är detta troligtvis förklaringen till att bladet presterade bättre än övriga blad.

5.3 Felkällor

Under de fysiska testerna fanns det olika felkällor som kan ha påverkat resultatet. De felkällor som identifierades var vibrationer i tornet, felmontering av motorn, kalibrering av motorn, varians i resistorn samt manuell bearbetning av bladens yta. Gemensamt för alla felkällorna är att de har en påverkan på de faktiskt erhållna effektkoefficienterna från testerna.

Under mätningarna syntes det genom observationer hur tornet böjdes oscillerande fram och tillbaka. För att sådan rörelse ska uppkomma krävs att den metall, som tornet består av, deformeras, vilket kräver energi. Då energin omvandlas till värme i metallen på grund av friktionsförluster, krävs det att energi tillförs kontinuerligt för att detta ska ske. Sannolikt har detta sänkt effektiviteten för de mätningar där detta observerades. Det antecknades ej noggrant för vilka blad och mätpunkter detta gällde då det ansågs svårsmått med tillgänglig utrustning, men vibrationerna berodde på turbinens vinkelhastighet. Vid de starkaste vibrationerna kan någon av tornets resonansfrekvenser ha matchat. För mätningar över en viss vinkelhastighet kunde vibrationerna ej märkas av med hjälp av ögat.

När NACA0020/0012 testades, märktes att turbinens rotation minskades eller avstannade helt. Detta berodde på att turbinen hade lossnat från sin konstruktion

och behövde fästas på nytt. Det gick ej att montera tillbaka motorn på en neutral axel. Detta resulterade i en lutning på någon grad och därmed blev anfallsvinkeln på rotorbladen annorlunda än vid designpunkten. Denna förändring i anfallsvinkel påverkade samtliga mätningar utom de för NACA0016/0014. Detta har troligtvis resulterat i en minskad effektkoefficient för de påverkade bladen.

Beräkningsmässigt har kalibreringsdata för motorn använts för att omvandla den uppmätta effekten över en resistor till den utvunna effekten av bladen, det vill säga C_p . Kalibreringsdatan kommer från tidigare års kandidatarbete [6] Figur 4.3 som visar motorns vridmoment. Eventuella fel i denna data kommer att återspeglas i detta arbete.

Ytterligare kan resistorernas och motorns resistanser ha varierat under experimentens gång, vilket påverkar motorns vridmoment. Detta beror på att resistanserna värmdes upp under vindtunneltesterna. Det fanns dock ingen resistansmätningssutrustning i labbet, så resistanserna mättes aldrig direkt, utan det utgicks ifrån vad som stod på resistorerna för att veta vad deras resistanser var. Ifall resistanserna ökades under experimentets gång på grund av upphettning skulle det leda till att, i tester med en varm resistor, skulle en större del av spänningsfallet i kretsen ske över dessa (enligt spänningsdelning), vilket hade lett till ett större uppmätt värde på C_p . Däremot bör även vridmomentet från motorn varit lägre (enligt kalibreringsdatan), vilket kan ha varierande effekt på C_p , på grund av variationer i motorns effektivitetskoefficient, η . Det är oklart hur stor påverkan det här kan ha haft på resultatet, men ofta försummas resistansändringar på grund av temperatur, så ändringarna bör vara minimala.

Ännu en möjlig felkälla för vindtunneldatan är att de printade bladen behövde efterarbetas med sandpapper manuellt för att en jämnare yta skulle kunna erhållas. Troligtvis har slipningen inte gjorts helt jämnt, vilket innebär att vingprofiler sannolikt har ändrats. Det är därmed möjligt att denna slipning har påverkat bladens aerodynamiska egenskaper på sätt som ej förutsetts av simuleringarna för bladen. Det är oklart vilken betydelse detta kan ha haft på resultaten, bladen har dock optimerats med vissa förhållanden i åtanke och slumpmässiga ändringar bör sannolikt minska effektiviteten. Det har dock tagits viss hänsyn till detta i CFD-simuleringar.

5.4 Förbättringsförslag

Vid en vidareutveckling av bladen vore det intressant att omdesigna de övriga profilerna efter SG-FX-S-bladets designprinciper. Det innebär att NACA och SG bladen designas för ett högre C_p vid lägre TSR för att undersöka om en liknande prestandahöjning kan uppnås även för andra vingprofiler.

Ytterligare en aspekt som eventuellt kan öka prestanda är en ökning av kordan för SG- och NACA-bladen. Normalt sett har vindkraftsblad en slank geometri, men i modellskala blir gränsskiktseffekterna vid låga Reynoldstal dominanta. Eftersom Re är en funktion av kordlängden (se ekvation (2.10)) går det, genom att öka bladens

korda, höja Re till en nivå där vingprofilerna arbetar närmare sitt optimala område. Även om profilerna i detta projekt var valda för att fungera vid låga Reynoldstal, var de faktiska värdena i vindtunneln ännu lägre än profilernas effektiva arbetsområde. Vid en vidare optimering av bladen kan en medveten ökning av kordan därför implementeras för att höja Re och undvika att den laminära avlösningen drastiskt minskar lyftkraften. För vidare diskussion om detta, se Avsnitt 5.1.

En annan förbättringsmöjlighet är att undersöka vingprofiler som är mer specifikt anpassade för de mycket låga Reynoldstalen som uppstod i vindtunnelmodellen. Under arbetets gång användes etablerade profiler från bland annat NACA-, SG-, FX- och S-serierna. Dessa profiler har dokumenterade aerodynamiska egenskaper och används ofta i rotordesign eller modellskalor, men många vingprofiler som är framtagna för vindkraftverksapplikationer är optimerade för betydligt högre Reynoldstal än de som uppstod i detta arbete. Detta innebär att profilerna inte nödvändigtvis arbetar i det område där förhållandet mellan lyft- och motståndskoefficient är som mest gynnsamt.

Ett framtida arbete skulle därför kunna fokusera på att identifiera och utveckla vingprofiler som är bättre anpassade till låga Reynoldstal. Detta kan antingen göras genom en mer omfattande genomgång av befintliga låg-Reynoldsprofiler eller genom att ta fram egna profiler anpassade till det aktuella Reynoldstalsintervallet. Profiloptimeringen skulle kunna minska behovet av geometriska kompromiser, såsom stora kordalängder, och potentiellt ge högre aerodynamisk prestanda i vindtunnelmodellen.

6

Slutsats

Syftet med arbetet var att ta fram och experimentellt utvärdera aerodynamiskt optimerade rotorblad för ett modellskaligt vindkraftverk i vindtunnel. Inom ramen för projektet utvecklades, tillverkades och testades fyra olika rotorbladsdesigner, vilket innebär att samtliga huvudsakliga mål med arbetet uppfylldes.

Av de undersökta designerna uppvisade SG-FX-S-bladet högst prestanda. Den högsta uppmätta effektkoefficienten var $C_p = 41,7 \%$, vilket erhöles vid ett bladspetsförhållande på ungefär 5,2, en vindhastighet på 7 m/s och en lastresistans på 0,5 Ω . Resultatet visar att en bladdesign med vingprofiler och geometri anpassade för låga Reynoldstal kan ge god prestanda även i modellskala.

Resultaten visar även att valet av vingprofil, kordalängd och vridning har stor betydelse för rotorbladens funktion. En mer aerodynamiskt anpassad design gav bättre resultat än de enklare symmetriska NACA-baserade designerna, vilket tyder på att modellskaliga vindkraftverk kräver särskild hänsyn till de låga Reynoldstal som uppstår i vindtunneln.

Jämförelsen mellan simuleringar och vindtunneltester visar att BEM- och CFD-simuleringar är användbara verktyg under designprocessen, men att de ensamma inte är tillräckliga för att säkerställa en fungerande bladdesign. Simuleringarna kunde ge en uppskattning av effektkoefficienten och identifiera potentiella designer, men de experimentella resultaten visade att verklig prestanda även påverkas av exempelvis motorlast, tillverkning, infästning och startförmåga.

Sammanfattningsvis visar arbetet att det är möjligt att utveckla effektiva rotorblad för ett modellskaligt vindkraftverk genom en iterativ process med simulering, tillverkning och vindtunneltestning. SG-FX-S-bladet var den design som lyckades bäst inom projektets begränsningar och kan användas som utgångspunkt för vidare utveckling av småskaliga rotorblad optimerade för låga Reynoldstal.

Erkännelser

Artificiell intelligens har använts som ett språkligt verktyg och vid källsökning. Det har även använts för att automatisera annars tidskrävande processer, som att arrangera nomenklaturlistan i alfabetisk ordning, identifiering av stavfel och grammatiska fel samt för formatering i LaTeX. Allt material bearbetat av AI har genomgått en noggrann granskning för att garantera att den respons som AI presenterar är korrekt.

Gruppmedlemmars bidrag

Alla gruppmedlemmar har varit delaktiga i samtliga faser av projektet, inklusive planering, genomförande och rapportskrivning.

Litteraturförteckning

1. Svensk Vindenergi. Vindkraftens tekniska utveckling [Internet]. Svensk Vindenergi. n.d. Tillgänglig från: <https://svenskvindenergi.org/fakta/vindkraftens-tekniska-utveckling-gar-snabbt> [Hämtad den 2026-04-20]
2. SCB. Elförsörjning 2025 [Internet]. 2026 Jan. Tillgänglig från: <https://www.scb.se/hitta-statistik/statistik-efter-amne/energi/tillforsel-och-anvandning-av-energi/manatlig-elstatistik-och-byten-av-elleverantor/pong/tabell-och-diagram/elforsorjning/> [Hämtad den 2026-02-18]
3. Energimyndigheten. Kortsiktsprognos: Kraftigt ökad elanvändning först framåt år 2030 [Internet]. 2024 Mar. Tillgänglig från: <https://www.energimyndigheten.se/nyhetsarkiv/2024/kortsiktsprognos-kraftigt-okad-elanvandning-forst-framat-ar-2030/> [Hämtad den 2026-02-18]
4. Energimyndigheten. Produktion och utbyggnad [Internet]. 2025 Jan. Tillgänglig från: <https://www.energimyndigheten.se/energisystem-och-analys/elproduktion/vindkraft/produktion-och-utbyggnad/#:~:text=Enligt%20Energimyndighetens%20senaste%20kortsiktiga%20prognos,kr%C3%A4vs%20f%C3%B6r%20elektrifieringen%20av%20samh%C3%A4llet> [Hämtad den 2026-02-18]
5. Fåhraeus MW. Vindkraft [Internet]. Världsnaturfonden WWF. 2025 Jul. Tillgänglig från: <https://www.wwf.se/energi/vindkraft/#hur-fungerar-vindkraft> [Hämtad den 2026-02-18]
6. Andersson M, Eriksson L, Fredriksson V, Hultergård J, Håkansson I och Lindahl W. En modulär vindkraftverksmodell för utbildning och experimentella tillämpningar i Chalmers vindtunnel Kandidatarbete inom mekanik och maritima vetenskaper. Kandidatarbete. Göteborg: Chalmers Tekniska Högskola, 2025
7. Hansen MOL. Aerodynamics of Wind Turbines. 3rd ed. London, UK: Earthscan, 2008. DOI: 10.4324/9781315769981
8. Manwell JF, McGowan JG och Rogers AL. Wind Energy Explained: Theory, Design and Application. 2nd ed. Chichester, UK: John Wiley & Sons, 2009. DOI: 10.1002/9781119994367

9. Sustainable Systems C for. Wind Energy Factsheet. 2025. Tillgänglig från: <https://css.umich.edu/publications/factsheets/energy/wind-energy-factsheet> [Hämtad den 2026-05-13]
10. Oscar Carranza Castillo Viviana Reyes Andrade JJRR och González RO. Comparison of Power Coefficients in Wind Turbines Considering the Tip Speed Ratio and Blade Pitch Angle. *Energies* 2023. DOI: 10.3390/en16062774
11. Jenkins N, Burton T, Bossanyi E, Sharpe D och Graham M. *Wind Energy Handbook* 3e. 2021 Apr. DOI: 10.1002/9781119451143
12. NASA Glenn Research Center. Reynolds Number. 2023. Tillgänglig från: <https://www.grc.nasa.gov/www/k-12/airplane/reynolds.html> [Hämtad den 2026-05-02]
13. Bak C. *Advances in Wind Turbine Blade Design and Materials*. Utg. av Lopes JD och Jensen NE. Oxford, UK: Woodhead Publishing, 2011
14. Iswahyudi S, Sutrisno, Prajitno och Wibowo SB. Effect of blade tip shapes on the performance of a small HAWT: An investigation in a wind tunnel. *Case Studies in Thermal Engineering* 2020 Jun. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.csite.2020.100634>
15. Tangler JL och Somers DM. *NREL Airfoil Families for HAWTs*. Tekn. rapport. Golden, Colorado: National Renewable Energy Laboratory, 1995. Tillgänglig från: <https://docs.nrel.gov/docs/legosti/old/7109.pdf> [Hämtad den 2026-04-23]
16. Giguère P och Selig MS. Low Reynolds Number Airfoils for Small Horizontal Axis Wind Turbines. *Wind Engineering* 1997. Tillgänglig från: <https://m-selig.ae.illinois.edu/pubs/GiguereSelig-1997-WindEngineering-LRN-Airfoils.pdf> [Hämtad den 2026-04-23]
17. Ning A. Using Blade Element Momentum Methods with Gradient-Based Design Optimization. *Structural and Multidisciplinary Optimization* 2021 May. DOI: 10.1007/s00158-021-02883-6. Tillgänglig från: <https://scholarsarchive.byu.edu/facpub/5368/> [Hämtad den 2026-04-25]
18. Ingram G. *Wind Turbine Design: Basic Aerodynamics*. Tekn. rapport. Durham University, 2021 Oct. Tillgänglig från: https://glingram.webspace.durham.ac.uk/wp-content/uploads/sites/104/2021/04/wind_turbine_design.pdf [Hämtad den 2026-03-23]
19. Selig M, Guglielmo J, Broeren A och Giguère P. Summary of Low-Speed Airfoil Data. 1996. Tillgänglig från: https://www.researchgate.net/publication/285599723_Summary_of_Low_Speed_Airfoil_Data_Volume_1
20. Morgado J, Vizinho R, Silvestre M och Páscoa J. XFOIL vs CFD performance predictions for high lift low Reynolds number airfoils. *Aerospace Science and Technology* 2016 May. Tillgänglig från: <https://doi.org/10.1016/j.ast.2016.02.031>

21. Castellani F och Khedr A. Critical issues in the moving reference frame CFD simulation of small horizontal axis wind turbines. *Energy Conversion and Management*: X 2024 Apr. Tillgänglig från: <https://doi.org/10.1016/j.ecmx.2024.100551>
22. Rezaeiha A, Montazeri H och Blocken B. Stability and Sensitivity Analysis of Darrieus Wind Turbine CFD Simulations at Low Tip Speeds. 2022 Dec. Tillgänglig från: <https://www.researchgate.net/publication/366588458>
23. Balduzzi F et al. Dimensionless Coefficients for Validation and Evaluation of a CFD Methodology Applied to a H-Darrieus Vertical Axis Wind Turbine. Springer, Cham, 2023 Aug. DOI: 10.1007/978-3-031-38563-6_5

A

Materialdatablad för PET-G kolfiberfilament

3D Printing Materials



Product Description

This is our 15% carbon fiber reinforced PET-G based filament. The result is a more than twice as stiff filament as PET-G with increased impact and heat resistance (Vicat) to 75°C. This, together with other features, such as a matt surface, no warp, dimensionally stable and extremely forgiving to print, makes it suitable for a very wide variety of applications besides the typically mentioned RC parts, drones, automotive.

Colours:
This is available from stock in it's natural dark grey. Other colours on request

Packaging:
This is available in nearly any type of packaging and labeling. Ask our team to help you customizing your product.

General Specifications

Size	1.75mm
Ø tolerance	± 0.05mm
Roundness	≥ 95%

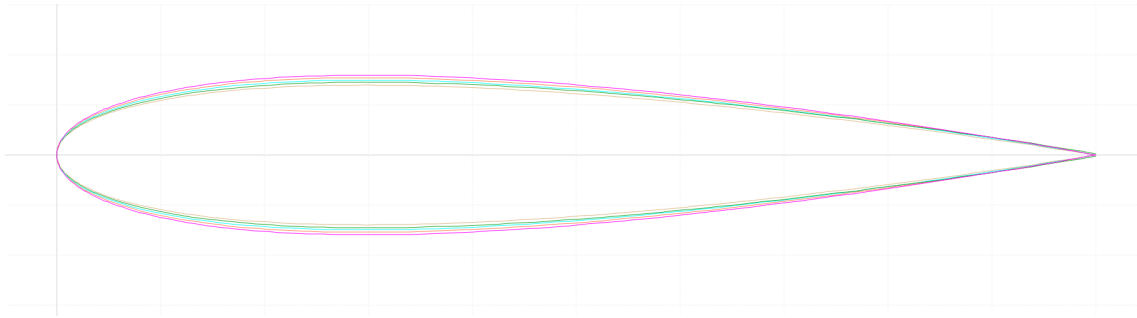
Mechanical Specifications

Description	Testmethod	Typical value
Specific gravity	ISO 1183	1,31 g/cc
MFI 200°C/5 kg	ISO 1133	3,8 g/10min
Tensile strength at yield	ISO 527	101 MPa
Tensile strength at break	ISO 527	100 MPa
Elongation strain at yield	ISO 527	2,7%
Elongation strain at break	ISO 527	3,7%
Tensile (E) modulus	ISO 527	9930 MPa
Impact strength - Charpy notched 23°C	ISO 179 1eA	7 kJ/m2
Printing temp.	Internal method	240±10°C
Vicat softening temp.	ISO 306	75°C
Heat deflection temp.	ISO 75	78,6°C
Additional info: We recommend to print with a heated bed, the recommend temperature is 70-90°C.		

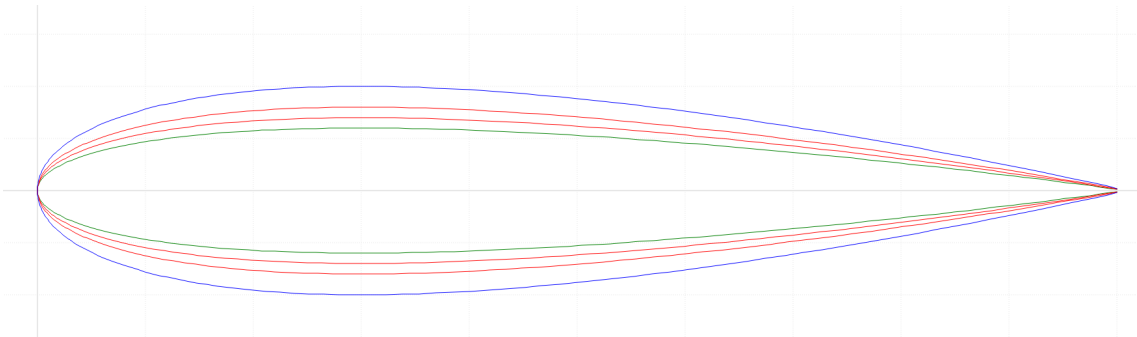
Figur A.1: Materialdatablad för RS PRO 1,75 mm Black Carbon-filament.

B

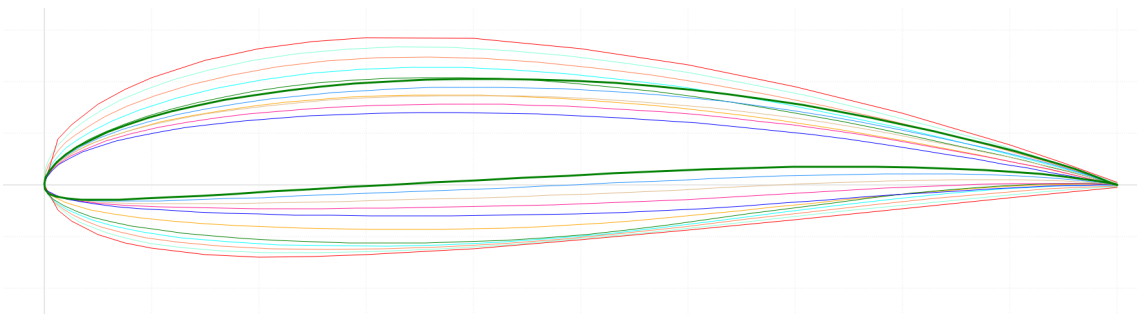
Vingprofiler



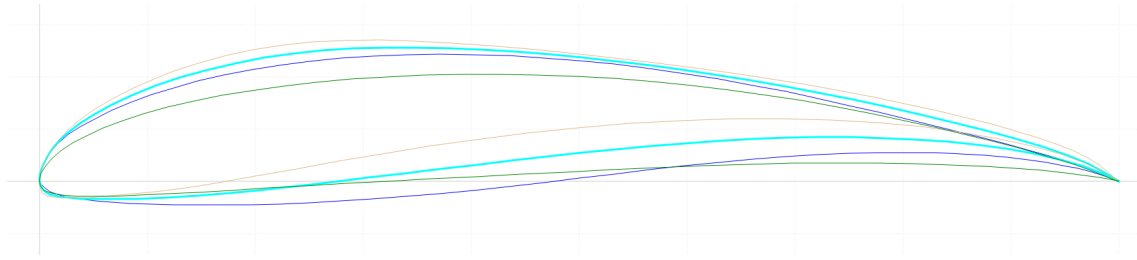
Figur B.1: Vingprofiler och interpolationer för NACA0016/0014.



Figur B.2: Vingprofiler och interpolationer för NACA0020/0012.



Figur B.3: Vingprofiler och interpolationer för SG.



Figur B.4: Vingprofiler och interpolationer för SG-FX-S.

C

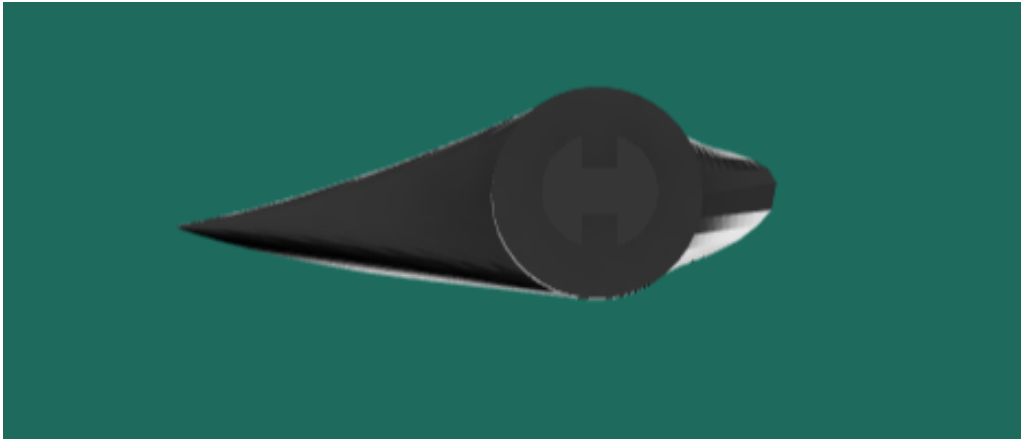
Bladen sedda från infästningen



Figur C.1: Bladet NACA0016/0014 sett från infästning.



Figur C.2: Bladet NACA0020/0012 sett från infästning.



Figur C.3: Bladet SG sett från infästning.



Figur C.4: Bladet SG-FX-S sett från infästning.

D

Mätdata

Tabell D.1: Mätdata från vindtunneltester för NACA0016/0014.

NACA0016/0014							
Test 1: NACA 0016/0014	Resistans:	12	Total resistans:	22	Verkningsgrad:	0,511	
Uppmätta värden			Beräknade värden				
Vindhastighet [m/s]	rpm	Uppmätt Spänning [V]	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]	
	8,93	183	0,99	0,5580	90,7407	0,082	0,1761
	9,9	170	1,3	0,4675	123,6384	0,141	0,2229
	10,9	248	1,68	0,6195	165,0165	0,235	0,2789
	11,8	333	1,64	0,7684	209,3601	0,224	0,2095
	12,8	405	2,07	0,8615	267,2254	0,357	0,2615
	13,82	485	2,71	0,9555	336,3349	0,612	0,3561
	14,8	570	3,25	1,0486	413,0789	0,880	0,4170
Test 2: NACA0016/0014	Resistans:	26,5	Total resistans:	36,5	Verkningsgrad:	0,698	
Uppmätta värden			Beräknade värden				
Vindhastighet [m/s]	rpm	Uppmätt Spänning	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]	
	5,08	38	0,28	0,2037	16,7047	0,0030	0,0254
	7,02	148	1,09	0,5740	44,0818	0,0448	0,1457
	8,92	312	2,31	0,9523	90,4362	0,2014	0,3190
	9,89	399	3,02	1,0984	123,2641	0,3442	0,4000
	10,85	498	3,81	1,2497	162,7560	0,5478	0,4822
	11,84	603	4,65	1,3867	211,4964	0,8159	0,5527
	12,82	709	5,54	1,5058	268,4800	1,1582	0,6180
	13,75	838	6,56	1,6594	331,2500	1,6239	0,7023
	14,74	1057	8,3	1,9524	408,0753	2,5996	0,9127

Tabell D.2: Mätdata från vindtunneltester för NACA0020/0012.

NACA 0020 / 0012								
Test 1: NACA0020/0012	Resistans:	12	Total resistans:	22	Verkningsgrad:	0,511		
Uppmätta värden			Beräknade värden					
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]	
	7,014	64	0,31	74800	0,2484	43,9688	0,0080	0,0356
	7,96	101	0,51	85100	0,3455	64,2669	0,0217	0,0660
	8,93	147	0,69	95200	0,4482	90,7407	0,0397	0,0856
	9,9	199	0,99	105000	0,5473	123,6384	0,0817	0,1293
	10,88	253	1,31	116000	0,6331	164,1098	0,1430	0,1705
	11,84	354	1,86	126000	0,8141	211,4964	0,2883	0,2668
	12,86	397	2,27	137000	0,8405	271,0009	0,4294	0,3101
	13,82	480	2,69	147000	0,9457	336,3349	0,6030	0,3509
Test 2: NACA0020/0012	Resistans:	26,5	Total resistans:	36,5	Verkningsgrad:	0,698		
Uppmätta värden			Beräknade värden					
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]	
	6,07	89	0,64	64,6	0,3992	28,4980	0,0155	0,0777
	7,98	187	1,37	85000	0,6380	64,7525	0,0708	0,1567
	9,9	370	2,75	105000	1,0176	123,6384	0,2854	0,3307
	11,84	536	4,15	126000	1,2326	211,4964	0,6499	0,4402
	13,82	722	5,5	147000	1,4224	336,3349	1,1415	0,4862

D. Mätdata

Tabell D.3: Mätdata från vindtunneltester för SG.

SG										
Test 1: SG		Resistans: 12		Total resistans: 22		Verkningsgrad: 0,511				
Uppmätta värden				Beräknade värden						
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]			
4,12	4,12	0,00	0,00	27100	0	8,9113	0	0	0	0
4,96	4,96	0,00	0,00	33100	0	15,5487	0	0	0	0
6,18	6,18	0,00	0,00	66400	0	30,0755	0	0	0	0
7,31	7,31	0,00	0,00	75600	0	49,7737	0	0	0	0
8,15	8,15	0,00	0,00	85400	0	68,9796	0	0	0	0
9,22	9,22	0,00	0,00	91100	0	99,8713	0	0	0	0
10,13	10,13	0,00	0,00	99700	0	132,4574	0	0	0	0
Test 4: SG		Resistans: 26,5		Total resistans: 36,5		Verkningsgrad: 0,698				
Uppmätta värden				Beräknade värden						
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]			
4,05	4,05	0,00	0,00	26900	0	8,4647	0	0	0	0
5,24	5,24	0,00	0,00	33400	0	18,3333	0	0	0	0
6,08	6,08	0,00	0,00	66700	0	28,6390	0	0	0	0
7,25	7,25	0,00	0,00	75600	0	48,5581	0	0	0	0
8,08	8,08	0,00	0,00	85300	0	67,2174	0	0	0	0
9,15	9,15	0,00	0,00	91000	0	97,6138	0	0	0	0
9,93	9,93	0,00	0,00	99500	0	124,7658	0	0	0	0

Tabell D.4: Mätdata från vindtunneltester för SG-FX-S.

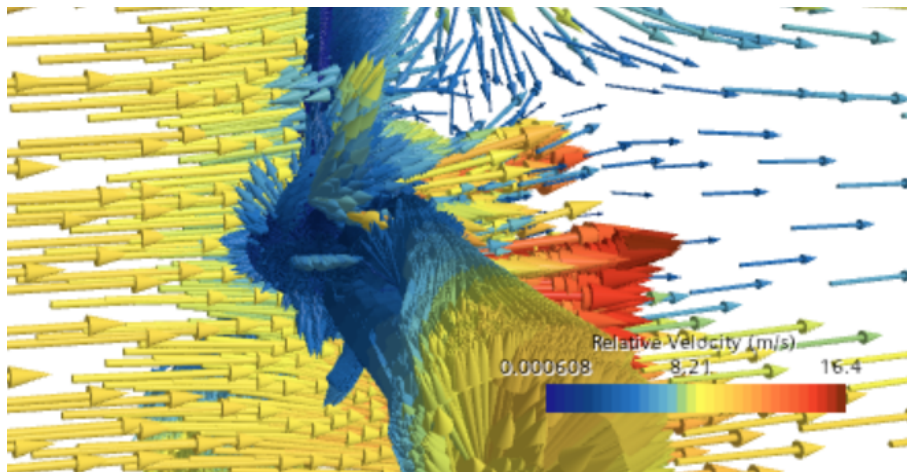
SGFX S										
Test 1: SG-FX-S		Resistans: 0,5		Total resistans: 10,5		Verkningsgrad: 0,042				
Uppmätta värden				Beräknade värden						
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]			
4,07	4,07	132	0,055	266000	0,8830	8,5907	0,0061	1,6768	28,1847	33,7082
4,78	4,78	544	0,287	310000	3,0987	13,9165	0,1647	36,9376	41,6538	38,5071
5,6	5,6	786	0,398	365000	3,8215	22,3775	0,3168	33,3308	30,3748	26,3844
6,45	6,45	1035	0,515	420000	4,3690	34,1922	0,5305	23,7099	27,9777	27,9777
7,2	7,2	1370	0,645	466000	5,1807	47,5604	0,8321	27,9777	27,9777	27,9777
8,1	8,1	1650	0,74	524000	5,5463	67,7178	1,0952	27,9777	27,9777	27,9777
8,99	8,99	1935	0,805	581000	5,8603	92,5821	1,2961	27,9777	27,9777	27,9777
9,84	9,84	2244	0,88	640000	6,2091	121,4040	1,5488	27,9777	27,9777	27,9777
10,7	10,7	2505	0,93	690000	6,3742	156,0987	1,7298	27,9777	27,9777	27,9777
11,56	11,56	2810	0,99	746000	6,6184	196,8436	1,9602	27,9777	27,9777	27,9777
Test 2: SG-FX-S		Resistans: 12		Total resistans: 22		Verkningsgrad: 0,511				
Uppmätta värden				Beräknade värden						
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]			
3,85	3,85	625	3,55	40500	4,4200	7,2716	1,0502	28,2634	30,9887	35,0501
4,66	4,66	856	4,95	49800	5,0014	12,8945	2,0419	34,7303	32,0668	29,7578
5,44	5,44	1118	6,64	58600	5,5956	20,5137	3,6741	27,9777	27,9777	27,9777
6,24	6,24	1383	8,12	66400	6,0345	30,9600	5,4945	27,9777	27,9777	27,9777
7,15	7,15	1655	9,57	76200	6,3022	46,5764	7,6321	27,9777	27,9777	27,9777
7,98	7,98	1915	10,87	85000	6,5338	64,7525	9,8464	27,9777	27,9777	27,9777
8,85	8,85	2180	12,27	94000	6,7068	88,3238	12,5461	27,9777	27,9777	27,9777
Test 3: SG-FX-S		Resistans: 5		Total resistans: 15		Verkningsgrad: 0,303				
Uppmätta värden				Beräknade värden						
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]			
3,86	3,86	513	1,76	41000	3,6185	7,3284	0,6195	27,8999	31,9365	34,4487
4,7	4,7	723	2,53	50000	4,1883	13,2294	1,2802	38,1270	36,7452	34,5284
5,57	5,57	959	3,39	59300	4,6878	22,0198	2,2984	31,6717	31,6717	31,6717
6,3	6,3	1260	4,29	67300	5,4454	31,8617	3,6808	27,9777	27,9777	27,9777
7,12	7,12	1502	5,06	75600	5,7437	45,9926	5,1207	27,9777	27,9777	27,9777
7,98	7,98	1778	5,82	85000	6,0664	64,7525	6,7745	27,9777	27,9777	27,9777
8,85	8,85	2058	6,51	94500	6,3315	88,3238	8,4760	27,9777	27,9777	27,9777
Test 4: SG-FX-S		Resistans: 26,5		Total resistans: 36,5		Verkningsgrad: 0,698				
Uppmätta värden				Beräknade värden						
Vindhastighet [m/s]	rpm	Spänning	Re	TSR	P_vind [W]	P_last [W]	Effektivitet [%]			
2,97	2,97	526	3,87	31500	4,8220	3,3382	0,5652	24,2551	24,6041	25,0759
3,75	3,75	758	5,53	39700	5,5035	6,7196	1,1540	26,0072	23,7642	22,2560
4,59	4,59	1022	7,56	48400	6,0623	12,3221	2,1567	20,7901	18,8542	18,8542
5,38	5,38	1298	9,77	57200	6,5689	19,8424	3,6020	27,9777	27,9777	27,9777
6,27	6,27	1559	11,75	66500	6,7699	31,4087	5,2099	27,9777	27,9777	27,9777
7,12	7,12	1818	13,76	75600	6,9521	45,9926	7,1448	27,9777	27,9777	27,9777
7,98	7,98	2073	15,78	85300	7,0729	64,7525	9,3965	27,9777	27,9777	27,9777
8,88	8,88	2328	17,64	94000	7,1379	89,2250	11,7422	27,9777	27,9777	27,9777

Tabell D.5: Värdet för beräkningar av C_p .

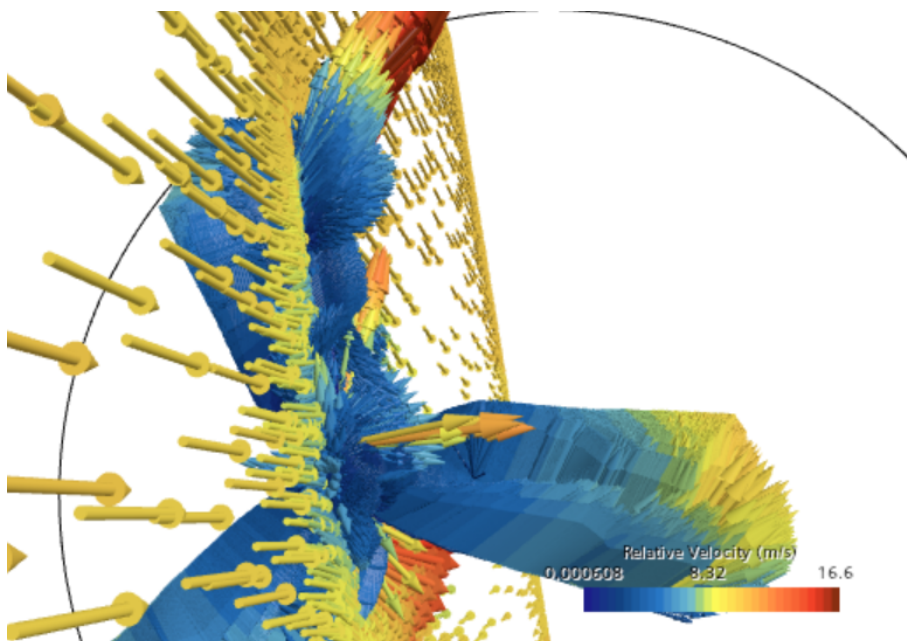
Värden/konstanter	
A	0,2123716634
rho	1,2
Verkningsgrad 0,5 Ω	0,042
Verkningsgrad 5 Ω	0,303
Verkningsgrad 12 Ω	0,511
Verkningsgrad 26,5 Ω	0,698

E

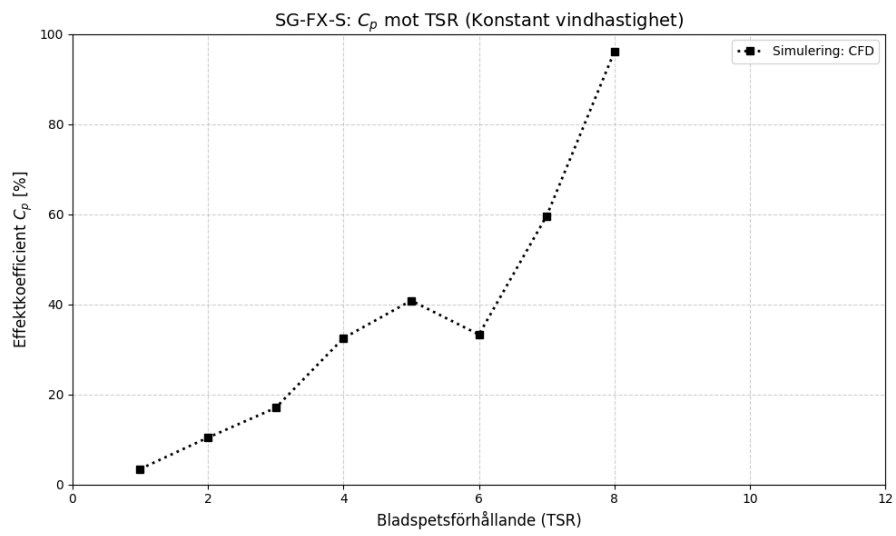
CFD-simuleringar



Figur E.1: Inflow på navet som stör luftflödet på innersta delen av rotorbladen. Pilarna representerar hastighetsvektorer.



Figur E.2: Hastighetsvektorer som bland annat pekar ut åt höger längs bladets längd från navet.



Figur E.3: Erhållna C_p -värden för CFD-simulering av SG-FX-S-bladet.

F

Python-skript för estimering av Reynoldstal

```
import numpy as np

#14 m/s speed
omega = 376.9
rho = 1.225
mu = 1.81e-5

r_start = 0.03 # hub radius in meters
r_end = 0.26 # tip radius in meters

c_root = 0.048 # chord at root (4.8 cm) in meters
c_tip = 0.015 # chord at tip (0.2 mm) in meters

for l in np.arange(r_start, r_end + 0.01, 0.01):
    # linearly interpolate chord at this radius
    c = c_root + (c_tip - c_root) * ((l - r_start) / (r_end -
        r_start))
    v = omega * l
    re = (rho * v * c) / mu
    print(f"r={l:.2f}m|chord={c*1000:.1f}mm|v={v:.2f}m/s|Re={
        re:.0f}")
```

INSTITUTIONEN FÖR MEKANIK OCH MARITIMA VETENSKAPER
CHALMERS TEKNISKA HÖGSKOLA

Göteborg, Sverige 2026

www.chalmers.se



CHALMERS