

Rotorontwerp en matching voor horizontale as windturbines



rapport KD 35 Nederlands

ing. Adriaan Kragten

Rotorontwerp en matching voor horizontale as windturbines

Rapportnummer KD 35 Nederlands

Vertaald uit het Engels en openbaar gemaakt door:

Engineering office Kragten Design

Populierenlaan 51

5492 SG Sint-Oedenrode

Nederland

Telefoon: 0413 475770

Website: www.kdwindturbines.nl

E-mail: info@kdwindturbines.nl

KD 35

1^e Engelse druk januari 1999

2^e Engelse druk juli 2004

3^e Digitale Engelse versie november 2015

4^e Digitale Engelse versie februari 2017

KD 35 Nederlands

1^e Digitale Nederlandse versie februari 2017

Het is toegestaan een afdruk van dit rapport te maken voor privégebruik. De lay-out is zodanig dat het rapport tweezijdig kan worden afgedrukt.

Ik dank Ir. P. T. Smulders voor zijn commentaar op de hoofdstukken 1 t/m 5 van het manuscript. Paul Smulders was hoofd van de voormalige Windenergiegroep van de Vakgroep Transportfysica en Warmteoverdracht van de Technische Universiteit Eindhoven en ik heb bijna vijftien jaar met hem samengewerkt. Ik dank ook Dr. G. Stacey voor zijn commentaar en voor correctie van de Engelse versie.

Op de voorzijde ziet u de VIRYA-2.2 windmolen die door Kragten Design werd ontwikkeld in 1998. De rotorgeometrie van deze windmolen werd berekend, gebruik makend van de ontwerpprocedure zoals die gegeven wordt in hoofdstuk 5 van dit rapport. Kragten Design levert licenties en bouwbeschrijvingen van een grote reeks van VIRYA-windmolens.

	pagina
Inhoud	3
Symbolenlijst	4
1 Introductie	7
1.1 Algemeen	7
1.2 De windturbine	8
2 Energie en vermogen van de wind	9
3 Lift en weerstand op aerodynamische profielen	10
4 Vermogensontrekking aan de wind	13
4.1 De rotorformules	13
4.2 De Betz-coëfficiënt	14
4.3 Redenen waarom de maximum C_p lager is dan de Betz-coëfficiënt	17
4.3.1 Zogrotatie	17
4.3.2 Eindig aantal bladen	17
4.3.3 Profielweerstand	18
5 Rotorontwerp	24
5.1 Algemeen	24
5.2 Rotorparameters	24
5.3 Bepaling van de bladgeometrie	27
5.4 Voorbeelden van rotorontwerp	31
5.4.1 Voorbeeld no. 1	31
5.4.2 Voorbeeld no. 2	34
5.5 Karakteristieken van het Gö 623 profiel	36
6 Rotorkarakteristieken	40
6.1 Algemeen	40
6.2 Bepaling van λ_{opt} , $C_{p\ max}$ en λ_{unl}	40
6.3 Bepaling van $C_{q\ start}$	42
6.4 Bepaling van de C_p - λ en C_q - λ krommen	45
6.5 Voorbeeld van rotorkarakteristieken	47
7 Scheef aangestroomde rotoren	49
7.1 Algemeen	49
7.2 Bepaling van de formules voor scheve aanstroming	50
7.3 Voorbeeld van scheve aanstroming	51
8 Matching tussen de windmolenrotor en de generator	53
8.1 Algemeen	53
8.2 Ontwerpparameters	53
8.3 Matchingprocedure	53
8.4 Voorbeeld van matching	58
9 Referenties	62

Symbolenlijst

A	oppervlak	(m ²)
A _k	oppervlak bestreken door een rotorblad met lengte k	(m ²)
A _r	rotoroppervlak	(m ²)
A ₁	oppervlak van de stroombuis ver vóór de rotor	(m ²)
A ₂	oppervlak van de stroombuis ver achter de rotor	(m ²)
arctan	boogtangens	(-)
B	aantal bladen	(-)
b	breedte van een bladsectie, lengte van een profiel	(m)
c	bladkoorde	(m)
c _{lin}	koorde na lineairisatie	(m)
C _{m0,25}	momentcoëfficiënt rond het kwartkooordepunt	(-)
c _{th}	theoretische koorde	(m)
C _d	weerstandcoëfficiënt	(-)
C _d /C _l _{lin}	C _d /C _l verhouding na lineairisatie	(-)
C _d /C _l _{th}	theoretische C _d /C _l verhouding	(-)
C _l	liftcoëfficiënt	(-)
C _l _{lin}	liftcoëfficiënt na lineairisatie	(-)
C _l _{opt}	optimum liftcoëfficiënt	(-)
C _l _{th}	theoretische liftcoëfficiënt	(-)
C _p	vermogenscoëfficiënt	(-)
C _p _{max}	maximum vermogenscoëfficiënt	(-)
C _p _{id}	vermogenscoëfficiënt voor B = ∞ and C _d /C _l = 0	(-)
C _p _{th}	theoretische vermogenscoëfficiënt	(-)
C _p _δ	vermogenscoëfficiënt voor hoek δ	(-)
C _q	koppelcoëfficiënt	(-)
C _q _δ	koppelcoëfficiënt voor hoek δ	(-)
C _q _{opt}	optimum koppelcoëfficiënt	(-)
C _q _{start}	startkoppelcoëfficiënt	(-)
C _t	thrustcoëfficiënt	(-)
C _t _δ	thrustcoëfficiënt voor hoek δ	(-)
D	rotordiameter	(m)
D	weerstandskracht	(N)
E	energie	(Ws)
E _i	energie geproduceerd voor een bepaald windsnelheidsinterval	(kWh)
E _{tot}	totale energie geproduceerd voor alle windsnelheidsintervallen	(kWh)
F _t	axiale kracht (thrust) werkend op het centrum van de rotor	(N)
F _t _δ	axiale kracht (thrust) voor een hoek δ	(N)
ΔF _u	resulterende kracht op een bladsectie in de richting van U	(N)
i	versnellende overbrengingsverhouding	(-)
k	bladlengte	(m)
k'	effectieve bladlengte	(m)
L	liftkracht	(N)
M	aerodynamisch moment	(Nm)
m	massa	(kg)

n	toerental van de rotor	(omw/min)
n_{δ}	toerental voor een hoek δ	(omw/min)
n_{gen}	toerental van de generator	(omw/min)
P	vermogen	(W)
P_{A1}	vermogen voor een oppervlak A_1	(W)
P_{δ}	vermogen voor een hoek δ	(W)
P_{el}	elektrisch generatorvermogen	(W)
P_{max}	maximum vermogen	(W)
ΔP_u	vermogen opgewekt door ΔF_u	(W)
P_{δ}	vermogen voor een hoek δ	(W)
P_{mech}	mechanisch generatorvermogen	(W)
P_w	vermogen in de ongestoorde wind	(W)
Q	koppel	(Nm)
$Q_{bl\ th}$	theoretisch koppel van één blad	(Nm)
Q_{δ}	koppel voor een hoek δ	(Nm)
Q_{gen}	generatorkoppel	(Nm)
$Q_{rot\ th}$	theoretisch koppel van de rotor	(Nm)
Q_s	kleefkoppel van de generator	(Nm)
Q_{start}	startkoppel	(Nm)
R	rotorstraal ter plaatse van de bladtip	(m)
Re	Reynoldsgetal	(-)
Re_r	plaatselijk Reynoldsgetal	(-)
r	plaatselijke straal	(m)
r_m	straal ter plaatse van het midden van het blad	(m)
ΔT	resulterende thrust op een bladsectie	(N)
t	tijd	(s)
t	profiel dikte	(m)
\tan	tangens	(-)
U	plaatselijke bladsnelheid	(m/s)
V	ongestoorde windsnelheid	(m/s)
$V_{cut\ in}$	windsnelheid waarbij de elektriciteitsproductie begint	(m/s)
V_{rated}	windsnelheid waarbij het maximum vermogen wordt bereikt	(m/s)
V_{start}	windsnelheid waarbij de rotor begint te draaien	(m/s)
V_{tip}	tipsnelheid	(m/s)
W	relatieve windsnelheid	(m/s)

α	aanstroomhoek	(°)
α_{lin}	hoek α na lineairisatie	(°)
α_{th}	theoretische hoek α	(°)
β	bladhoek, hoek tussen het rotorvlak en de 0-lijn van het profiel	(°)
β_{lin}	hoek β na lineairisatie	(°)
β_{th}	theoretische hoek β	(°)
δ	scheefhoek, hoek tussen de windrichting en de rotoras	(°)
ϕ	hoek tussen de relatieve wind W en het rotorvlak	(°)
ϕ_m	massastroom	(kg/s)
γ	kinematische viscositeit	(m ² /s)
η_{gen}	generatorrendement als factor van 1 (in % in KD-rapporten)	(-)
η_{tr}	transmissierendement als factor van 1	(-)
ρ	luchtdichtheid	(kg/m ³)
λ	snellopendheid (ter plaatse van de bladtip)	(-)
λ_d	ontwerpsnellopendheid (ter plaatse van de bladtip)	(-)
λ_r	plaatselijke snellopendheid	(-)
λ_{opt}	optimale snellopendheid (ter plaatse van de bladtip)	(-)
$\lambda_{r,d}$	plaatselijke ontwerpsnellopendheid	(-)
λ_{unl}	onbelaste snellopendheid (ter plaatse van de bladtip)	(-)
λ_δ	snellopendheid voor een scheefhoek δ	(-)
π	3,14159....	(-)
Ω	hoeksnelheid van de rotor	(rad/s)

1 Introductie

1.1 Algemeen

Van 1975 tot 1990 publiceerde de Nederlandse organisatie CWD (Consultancy services Wind energy Developing countries) veel rapporten over windenergie en water pompende windmolens. Ik heb gedurende bijna vijftien jaar als werktuigbouwkundige en ontwerper in de Windenergiegroep van de Technische Universiteit Eindhoven (TUE) gewerkt, die één van de deelnemers was van de CWD.

Windmolenrotoren werden in die tijd ontworpen, gebruik makend van rapporten die nu lastig te verkrijgen zijn. Nadat CWD opgeheven werd in juli 1990, ben ik mijn eigen ontwerp- en adviesbureau Kragten Design gestart, gespecialiseerd in de ontwikkeling van kleine elektriciteit opwekkende windmolens en in het verlenen van consultancy op het gebied van windenergie. Ik had toen al meerdere rapporten geschreven over generatormetingen en ook een rapport over matching tussen windmolen en generator

Ik heb besloten om dit rapport KD 35 (oorspronkelijk in het Engels) te schrijven omdat ik geloof dat er behoefte is aan een rapport waarin de basiskennis van het ontwerpen van rotoren en van matching samen gebracht is zodat slechts één rapport nodig is om een windmolenrotor te ontwerpen. De belangrijkste rapporten waar ik gebruik van gemaakt heb zijn:

- 1 Horizontal axis fast running wind turbines for developing countries, CWD publicatie 76-1 (ref. 9.1).
- 2 Rotor Design for horizontal axis windmills, CWD publicatie 77-1 (ref. 9.2).
- 3 Catalogue of Aerodynamic Characteristics of Aerofoils in the Reynolds number range 10^4 - 10^6 , TUE rapport R 443 D, (ref. 9.3).
- 4 The Gö 622, Gö 623, Gö 624 and Gö 625 airfoils with thickness/chord ratios of respectively 8 %, 12 %, 16 % and 20 % for use in windmill rotor blades, rapport KD 463 (ref. 9.4).
- 5 Rotor Design part 2, TUE rapport R 1078 D, (ref. 9.5).
- 6 Rotors, TUE report (heeft geen R nummer), (ref. 9.6).
- 7 Matching of windmill rotor and generator (in Dutch), rapport KD 05, (ref. 9.7).

De rapporten Rotors (ref. 9.6) en Rotor Design part 2 (ref. 9.5) horen bij elkaar en vervangen de oorspronkelijke CWD publicatie Rotor Design for horizontal axis windmills (ref. 9.2).

Hoewel de kennis van bestaande rapporten gebruikt werd, werden er geen delen zo maar gekopieerd. Het rapport werd opnieuw getypt (in Word 97 en Windows 95). Alle figuren werden ook opnieuw getekend (de normale figuren in de tekenoptie van Word 97 en de grafieken in Excel 97). De hoofdstukken 1 t/m 4 werden geheel opnieuw geschreven. De hoofdstukken 5, 6 en 7 zijn gebaseerd op Rotor Design part 2 (ref. 9.5) maar de inhoud en de voorbeelden zijn aanzienlijk aangepast. Hoofdstuk 8 is gebaseerd op het Nederlandstalige rapport KD 05 (ref. 9.7).

De hoofdstukken 2, 3 en 4 geven de algemene kennis van horizontale as windturbines. Hoofdstuk 5 geeft de ontwerptheorie voor rotoren. Hoofdstuk 6 geeft een eenvoudige theorie om rotorkarakteristieken te schatten. Hoofdstuk 7 bespreekt de invloed van scheve aanstroming op de rotorformules. Deze kennis is belangrijk als de molen een beveiliging heeft die de rotor uit de wind draait. Hoofdstuk 8 geeft informatie over de matching tussen rotor en generator. De hoofdstukken 5, 6 en 7 eindigen met een voorbeeld waarin de theorie wordt gedemonstreerd.

Op verzoek ben ik beschikbaar voor het geven van een windenergiecursus gebaseerd op de kennis uit dit rapport. De cursus kan in het Engels of het Nederlands gegeven worden. In rapport KD 196 (ref. 9.11) worden vragen en antwoorden in het Engels en in het Nederlands gegeven over elk hoofdstuk van KD 35.

1.2 De windturbine

In deze publicatie worden horizontale as windturbines voor elektriciteitopwekking besproken. De rotor van de windturbine wordt meestal door middel van een transmissie aan de generator gekoppeld (zie fig. 1.1).

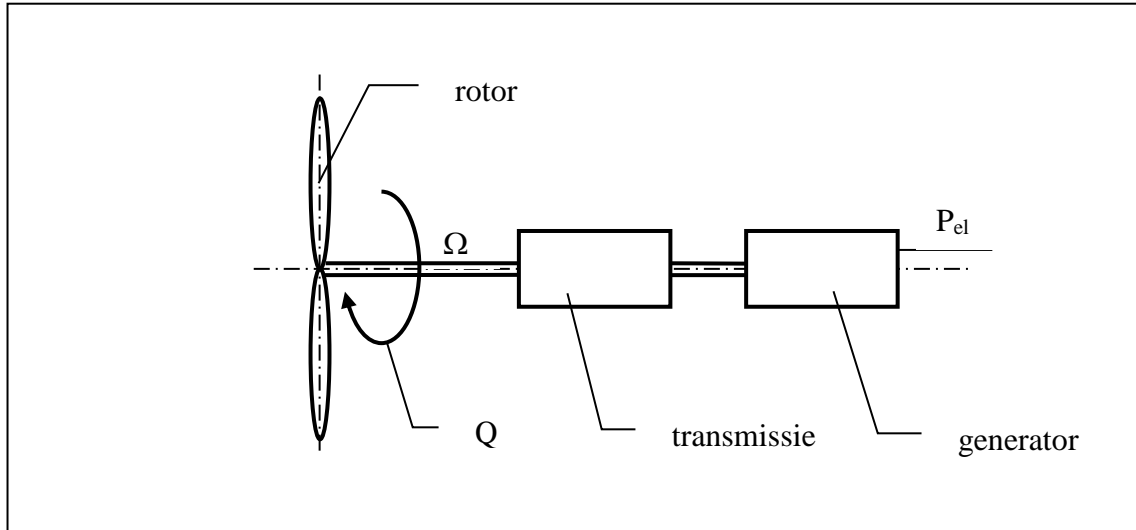


Fig. 1.1 De windturbine

De rotor levert een koppel Q op de rotoras en draait met een hoeksnelheid Ω . Het vermogen dat door de rotoras wordt doorgegeven, wordt gegeven door:

$$P = Q * \Omega \quad (\text{W}) \quad (1.1)$$

Het elektrische generatorvermogen P_{el} is minder dan het rotorvermogen vanwege het transmissierendement η_{tr} en het generatorrendement η_{gen} . P_{el} wordt gegeven door:

$$P_{el} = \eta_{tr} * \eta_{gen} * P \quad (\text{W}) \quad (1.2)$$

Een zeer belangrijke parameter voor windmolenkarakteristieken is de snellopendheid λ . Dit is de verhouding tussen de tipsnelheid V_{tip} en de ongestoorde windsnelheid V . λ wordt dus gegeven door:

$$\lambda = V_{tip} / V \quad (-) \quad (1.3)$$

De tipsnelheid V_{tip} voor een rotor met een radius R wordt gegeven door:

$$V_{tip} = \Omega * R \quad (\text{m/s}) \quad (1.4)$$

Combinatie van formule 1.4 en 1.3 geeft:

$$\lambda = \Omega * R / V \quad (-) \quad (1.5)$$

Meer specifieke formules voor P en Q worden gegeven in hoofdstuk 4.

2 Energie en vermogen van de wind

De kinetische energie van een bewegend voorwerp met een massa m en een snelheid V wordt gegeven door:

$$E = \frac{1}{2} m V^2 \quad (\text{Ws}) \quad (2.1)$$

Voor stromende lucht is het gebruikelijk om de energie te nemen van een massastroom ϕ_m die per seconde door een zeker oppervlak A stroomt (zie fig. 2.1).

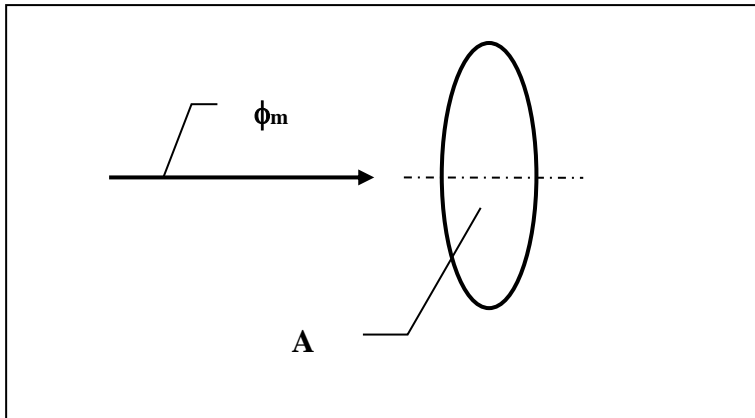


Fig. 2.1 Massastroom ϕ_m door een oppervlak A

Formule 2.1 kan met $\phi_m = m / t$, geschreven worden als:

$$E = \frac{1}{2} \phi_m * t * V^2 \quad (\text{Ws}) \quad (2.2)$$

De massastroom ϕ_m die per seconde door een oppervlak A stroomt, wordt gegeven door:

$$\phi_m = V * A * \rho \quad (\text{kg/s}) \quad (2.3)$$

De luchtdichtheid ρ is ongeveer $1,2 \text{ kg/m}^3$ bij een temperatuur van $20 \text{ }^\circ\text{C}$ op zeeniveau.

Combinatie van formule 2.3 en 2.2 geeft:

$$E = \frac{1}{2} \rho V^3 * A * t \quad (\text{Ws}) \quad (2.4)$$

Vermogen is de energie per seconde en wordt gevonden door E door de tijd t te delen.

Het vermogen in de ongestoorde wind P_w wordt dus gegeven door:

$$P_w = \frac{1}{2} \rho V^3 * A \quad (\text{W}) \quad (2.5)$$

Als we als voorbeeld voor A een cirkel nemen met een radius $R = 1 \text{ m}$ en als voor de windsnelheid aangenomen wordt dat $V = 5 \text{ m/s}$, dan kan berekend worden dat $P_w = 235,6 \text{ W}$. Niet al dit vermogen kan aan de wind onttrokken worden door een windturbine. Dit zal meer in detail worden uitgelegd in hoofdstuk 4.2 en 4.3.

3 Lift en weerstand op aerodynamische profielen

Een horizontale as windturbine onttrekt energie aan de wind door gebruik te maken van de liftkracht die op een rotorblad werkt. Een rotorblad heeft normaal de vorm van een aerodynamisch profiel en daarom is een zekere basisinformatie over profielen relevant.

Eerst bekijken we een profiel dat niet draait maar dat getest wordt in een windtunnel of gebruikt wordt als vliegtuigvleugel. De luchtstroom over het profiel veroorzaakt een sterke negatieve druk aan de bolle bovenkant van het profiel en een positieve druk aan de vlakke onderkant. Dit drukverschil veroorzaakt twee resulterende krachten, de lift L en de weerstand D (van het Engelse drag). De lift wordt gedefinieerd als de kracht haaks op de richting van de windsnelheid W en de weerstand is de kracht in de richting van de windsnelheid. Er is ook een moment M dat normaal genomen wordt rond een punt dat ligt op een kwart van de koorde vanaf de neus van het profiel (zie fig. 3.1).

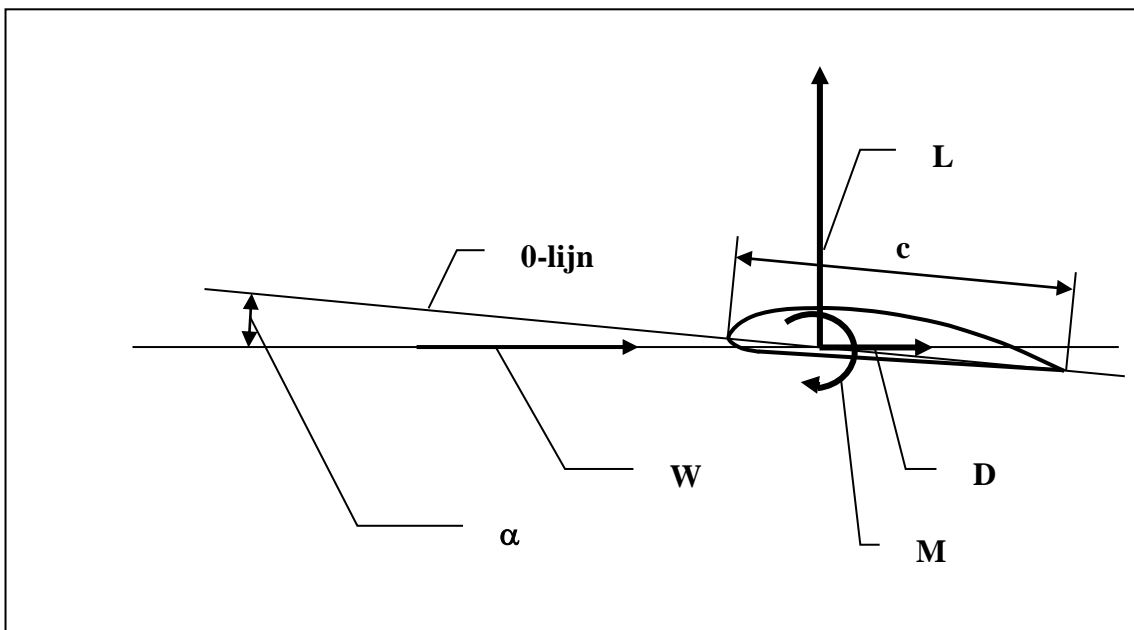


Fig. 3.1 Lift, weerstand en moment werkend op een profiel

De positie van het profiel wordt bepaald door de aanstroomhoek α die de hoek is tussen de richting van de windsnelheid W en de 0-lijn van het profiel. De 0-lijn wordt normaal gedefinieerd als de lijn tussen de neus en de achterraand van het profiel maar voor sommige profielen wordt de vlakke onderkant als 0-lijn gebruikt.

Een profiel heeft een bepaalde koorde c en een bepaalde lengte b . De dikte voor een bepaalde koorde in combinatie met de vorm bepaalt het type profiel. De verhouding b/c wordt de aspect ratio genoemd. Als een profiel in een windtunnel getest wordt, heeft het normaal een lengte die gelijk is aan de breedte van de meetsectie van de windtunnel. De aspect ratio voor deze situatie is oneindig omdat de windtunnelwanden tipeffecten voorkomen.

De lift en de weerstand kunnen gemeten worden voor een constante windsnelheid als functie van de aanstroombloek α . De liftcoëfficiënt C_l en de weerstandcoëfficiënt C_d worden gegeven door:

$$C_l = \frac{L}{\frac{1}{2} \rho W^2 * c * b} \quad (-) \quad (3.1)$$

$$C_d = \frac{D}{\frac{1}{2} \rho W^2 * c * b} \quad (-) \quad (3.2)$$

De momentcoëfficiënt $C_{m0,25}$ rond het kwartkooordepunt wordt gegeven door:

$$C_{m0,25} = \frac{M}{\frac{1}{2} \rho W^2 * c^2 * b} \quad (-) \quad (3.3)$$

Normaal wordt de richting van het moment positief genomen als het rechtsom werkt (neus omhoog). De momentcoëfficiënt is zelf echter negatief en bijna constant voor kleine hoeken α . Het moment heeft dus de neiging om de aanstroombloek te verkleinen.

In profielenboeken zoals (ref. 9.3), worden de coëfficiënten C_l , C_d en $C_{m0,25}$ gegeven in grafieken als een functie van α . Soms wordt C_l gegeven als een functie van C_d . Soms worden de meetresultaten gegeven in tabellen. Voor de rotorontwerpprocedure zoals die beschreven wordt in hoofdstuk 5, is alleen een C_l - α kromme en een C_l - C_d kromme nodig. Deze krommen worden voor het Gö 623 profiel gegeven in sectie 5.5.

De aerodynamische karakteristieken hangen af van het Reynoldsgetal Re dat gegeven wordt door:

$$Re = W * c / \gamma \quad (-) \quad (3.4)$$

γ is de kinematische viscositeit van lucht die ongeveer $15 * 10^{-6}$ (m^2/s) bedraagt. Aerodynamische karakteristieken voor een bepaald profiel worden normaal voor een reeks Reynoldsgetallen gegeven. Kleine windmolens functioneren bij tamelijk lage Reynoldsgetallen. De meeste profielen zijn doorgemeten bij behoorlijk hoge Reynoldsgetallen omdat zij gebruikt worden voor vliegtuigvleugels die een grote koorde hebben en bij hoge snelheden gebruikt worden.

Als een profiel roteert, zoals dat het geval is bij een windmolenblad, is de situatie anders dan voor een profiel dat in een windtunnel getest wordt. De situatie voor een draaiend blad wordt gegeven fig. 3.2 voor een kleine bladsectie met een lengte Δr genomen vlak bij de tip van het blad.

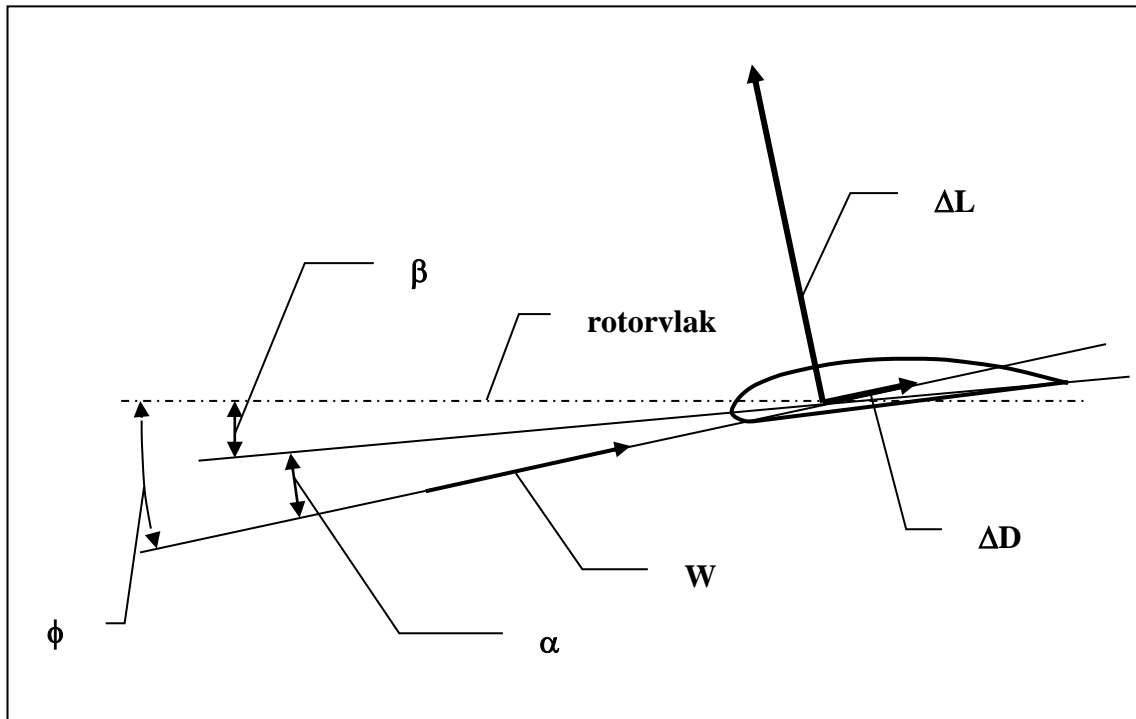


Fig. 3.2 Lift- en weerstandskrachten ΔL en ΔD werkend op een roterende bladsectie

De plaatselijke snelheid van het blad U vlak bij de tip van het blad is veel groter dan de absolute windsnelheid in het rotorvlak (zie fig. 4.4). De richting van de relatieve wind W maakt daarom een grote hoek met de richting van de absolute windsnelheid en een kleine hoek met het rotorvlak. Het rotorvlak is het vlak haaks op de rotoras waarin de bladen draaien. De hoek tussen de richting van de relatieve wind W en het rotorvlak wordt ϕ genoemd. De hoek tussen de 0-lijn van het profiel en het rotorvlak is de bladhoek β . De hoek α is equivalent met de hoek α zoals die gebruikt wordt bij windtunnelmetingen. Er geldt dat $\beta = \phi - \alpha$.

4 Vermogensontrekking aan de wind

4.1 De rotorformules

Formule 2.5 geeft het vermogen dat beschikbaar is in de ongestoorde wind. Het vermogen dat door een windturbine aan de wind onttrokken wordt, wordt gegeven door:

$$P = C_p * \frac{1}{2} \rho V^3 * \pi R^2 \quad (W) \quad (4.1)$$

πR^2 is het rotoroppervlak A_r dat bestreken wordt door de rotorbladen. De maximum C_p -waarde voor een goed ontworpen rotor ligt tussen de 0,4 en de 0,45.

Combinatie van formule 4.1 en 1.2: $P_{el} = \eta_{tr} * \eta_{gen} * P$, geeft:

$$P_{el} = C_p * \eta_{tr} * \eta_{gen} * \frac{1}{2} \rho V^3 * \pi R^2 \quad (W) \quad (4.2)$$

Het koppel Q wordt gegeven door:

$$Q = C_q * \frac{1}{2} \rho V^2 * \pi R^3 \quad (Nm) \quad (4.3)$$

De snellopendheid λ wordt gegeven door formule 1.5 als $\lambda = \Omega * R / V$. Formule 1.1 kan geschreven worden als $\Omega = P / Q$.

Combinatie van formule 1.5 en 1.1 geeft:

$$\lambda = \frac{P * R}{Q * V} \quad (-) \quad (4.4)$$

Combinatie van formule 4.4, 4.3 en 4.1 geeft:

$$\lambda = C_p / C_q \quad (-) \quad (4.5)$$

De optimum snellopendheid van een rotor λ_{opt} is de snellopendheid waarbij de vermogenscoëfficiënt C_p een maximum heeft. De bijbehorende waarde van C_q wordt $C_{q\ opt}$ genoemd. De beste manier om λ_{opt} te bepalen is om een schaalmodel van de rotor door te meten in de windtunnel bij de juiste Reynoldswaarde. De ontwerpsnellopendheid van een rotor λ_d is de snellopendheid waar de rotor voor ontworpen wordt. Als de juiste ontwerpprocedure gebruikt wordt en als de rotor nauwkeurig gemaakt wordt, dan zullen λ_{opt} en λ_d ongeveer gelijk zijn. In de meeste literatuur wordt λ gebruikt in plaats van λ_{opt} of λ_d . De werkelijke snellopendheid λ van een rotor bij een bepaalde windsnelheid hangt af van de belasting. Meer informatie over C_p - λ krommen wordt gegeven in hoofdstuk 6. λ_{opt} hangt af van het rotorontwerp. Langzaam lopende veelbladige rotoren die gebruikt worden voor waterpompen hebben een λ_{opt} tussen 1 en 2. Klassieke Nederlandse windmolens die gebruikt worden voor het malen van graan hebben een λ_{opt} van ongeveer 2,5. Snellopende wind turbines die gebruikt worden voor het opwekken van elektriciteit hebben twee of drie bladen en een λ_{opt} tussen 4 en 10.

Voor $\lambda = \lambda_{opt}$, $C_p = C_{p\ max}$ en $C_q = C_{q\ opt}$, verandert formule 4.5 in:

$$\lambda_{opt} = C_{p\ max} / C_{q\ opt} \quad (-) \quad (4.6)$$

De hoeksnelheid Ω wordt gegeven door:

$$\Omega = \pi * n / 30 \quad (\text{rad/s}) \quad (n \text{ is het toerental in omw/min}) \quad (4.7)$$

Combinatie van formule 4.7 en 1.5 geeft:

$$n = 30 * \lambda * V / \pi R \quad (\text{omw/min}) \quad (4.8)$$

4.2 De Betz-coëfficiënt

Niet al de kinetische energie kan uit de wind onttrokken worden omdat dit zou resulteren in reductie van de windsnelheid tot nul en dit impliceert dat er geen lucht door het rotoroppervlak stroomt. Het was Betz die in 1926 een theorie ontwikkelde die de absoluut maximum waarde voor C_p geeft.

De druk net voor de rotor van de windmolen is iets hoger dan de druk net achter de rotor als de rotor energie aan de wind onttrekt. Dit drukverschil vormt een weerstand voor de wind die door de rotor stroomt. De wind heeft daarom de neiging om om de rotor heen te stromen in plaats van er doorheen.

De luchtdeeltjes die door de rotor stromen, vormen een stroombuis. Deze stroombuis wordt begrensd door luchtdeeltjes die net de bladtip raken. De afstand tussen de stroomlijn van deze deeltjes en de rotoras neemt toe als een deeltje gevolgd wordt van een positie ver voor de rotor tot een positie ver achter de rotor. Dit betekent dat de stroombuis expandeert. De vorm van de stroombuis wordt getoond in fig. 4.1. Ver voor en ver achter de rotor betekent theoretisch op een oneindig afstand van de rotor maar in de praktijk is een afstand van ongeveer drie rotordiameters voldoende om het principe te beschrijven.

Het doorsnedeoppervlak van de stroombuis ver voor de rotor wordt A_1 genoemd. Het bestreken rotoroppervlak van de rotor wordt A_r genoemd. Het doorsnedeoppervlak van de stroombuis ver achter de rotor wordt A_2 genoemd. Bij A_1 is de windsnelheid ongestoord. Deze ongestoorde windsnelheid wordt V genoemd. Betz toonde aan dat het vermogen dat aan de wind onttrokken wordt maximaal is als de windsnelheid bij A_r , $2/3 V$ is en als de windsnelheid bij A_2 , $1/3 V$ is. Als aangenomen wordt dat lucht niet samendrukbaar is dan moet het product van de windsnelheid en het oppervlak constant zijn. Er geldt dan:

$$A_1 * V = A_r * 2/3 V = A_2 * 1/3 V. \quad (4.9)$$

Dit resulteert in $A_1 = 2/3 A_r$ en $A_2 = 2 A_r$.

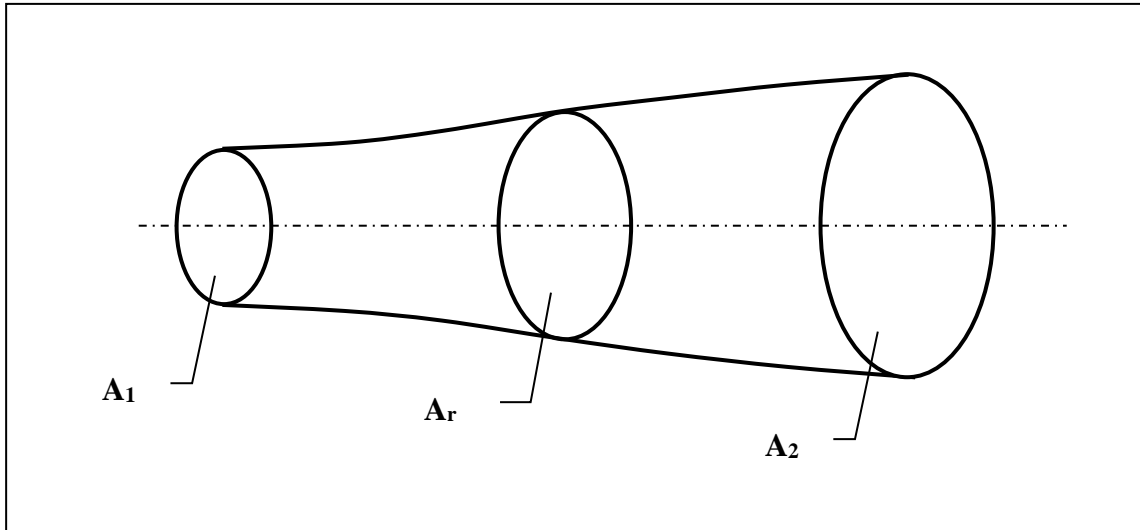


Fig. 4.1 Stroombuis van de lucht die door een windmolenrotor stroomt

Betz gebruikte de impulsmomenttheorie en beschouwde de windmolenrotor als een zogenaamde actuator schijf. Dit is eenvoudigweg een mechanisme dat energie aan de wind onttrekt. Het is niet noodzakelijkerwijs een roterende windmolenrotor met bladen.

Het maximum vermogen P_{\max} , dat de rotor aan de wind kan onttrekken als alle verliezen verwaarloosd worden, is het vermogen bij A_1 minus het vermogen bij A_2 .

Combinatie van formule 2.5: $P_w = \frac{1}{2}\rho V^3 * A$ en $A_1 = \frac{2}{3} A_r$ en $A_2 = 2 A_r$ geeft:

$$P_{\max} = \frac{1}{2}\rho V^3 * \frac{2}{3} A_r - \frac{1}{2}\rho (1/3V)^3 * 2 A_r \text{ ofte wel}$$

$$P_{\max} = 16/27 * \frac{1}{2}\rho V^3 * A_r \quad (\text{W}) \quad (4.10)$$

Het vermogen dat aanwezig is in de ongestoorde wind ter plaatse van A_r wordt gegeven door formule 2.5 as: $P_w = \frac{1}{2}\rho V^3 * A_r$.

De verhouding tussen het maximum vermogen dat aan de wind onttrokken kan worden en het vermogen van de ongestoorde wind bij A_r (dus zonder dat daar een rotor geplaatst is), wordt de Betz-coëfficiënt genoemd.

Combinatie van formule 4.10 en 2.5 geeft:

$$\text{Betz-coëfficiënt} = P_{\max} / P_w = 16/27 = 0,59 \quad (-) \quad (4.11)$$

De Betz-coëfficiënt is niet gelijk aan het maximum aerodynamisch rendement van de energieomzetting. Bij het aerodynamisch rendement moet de gehele stroombuis in aanmerking genomen worden en moet het opgewekte vermogen dus niet vergeleken worden met het vermogen dat door het vlak A_r stroomt maar met het vermogen dat door het vlak A_1 stroomt. Omdat A_1 , $2/3$ van A_r is, is het maximum aerodynamisch rendement een factor $3/2$ hoger dan de maximum C_p en dus $3/2 * 16/27 = 8/9$.

Het drukverschil over het rotorvlak resulteert in een resulterende axiale kracht of thrust F_t die aangrijpt in het hart van de rotor. F_t wordt gegeven door:

$$F_t = C_t * \frac{1}{2} \rho V^2 * \pi R^2 \quad (\text{N}) \quad (4.12)$$

Betz vond dat $C_t = 8/9$ als de windsnelheid in het rotorvlak gereduceerd wordt tot $2/3 V$. Voor een echte windmolen is C_t meestal wat lager dan de Betz-waarde. Voor de rotor van de VIRYA-3.3 windmolen, die gebruikt wordt in de voorbeelden, is C_t ongeveer 0,7 voor $\lambda = \lambda_{\text{opt}}$. Als de rotor onbelast draait, dus voor $\lambda = \lambda_{\text{unl}}$, is C_t ongeveer gelijk. C_t is veel lager als de rotor niet draait, dus voor $\lambda = 0$. Voor deze conditie wordt C_t bepaald door de gecombineerde weerstand werkend op alle bladen. C_t voor $\lambda = 0$ is veel lager voor rotoren met een hoge λ_{opt} dan voor rotoren met een lage λ_{opt} omdat rotoren met een hoge λ_{opt} een veel kleiner totaal bladoppervlak hebben (zie hoofdstuk 5).

4.3 Redenen waarom de maximum C_p lager is dan de Betz-coëfficiënt

De maximum vermogenscoëfficiënt $C_{p \max}$ van een echte windmolenrotor is kleiner dan de Betz-coëfficiënt vanwege vier effecten: zogrotatie, eindig aantal bladen, profielweerstand en een effectieve bladlengte k die korter is dan R . Het laatste effect wordt weergegeven door formule 6.3.

4.3.1 Zogrotatie

Het vermogen P van een windmolenrotor wordt gegeven door formule 1.1: $P = Q * \Omega$.

Twee rotoren met dezelfde diameter maar met een verschillende λ_{opt} kunnen ongeveer hetzelfde vermogen opwekken bij dezelfde windsnelheid. Het koppel van de rotor met de laagste λ_{opt} moet echter hoger zijn aangezien Ω lager is. Aangezien de wind een koppel op de rotor uitoefent, zal de rotor een koppel op de wind uitoefenen in tegengestelde richting. Dit koppel resulteert in rotatie van het zog ter plaatse van en achter de rotor. Deze zogrotatie absorbeert een zeker vermogen wat resulteert in een afname van de C_p . Deze afname van de C_p werd beschreven door Glauert in 1935 en is groter naarmate λ_{opt} lager is. Dit effect wordt weergegeven in fig. 4.2. Deze figuur werd gemaakt van tabel 1.1 van (ref. 9.1). De ideale C_p waarde voor $B = \infty$ en $C_d/C_l = 0$ wordt $C_{p \text{ id}}$ genoemd.

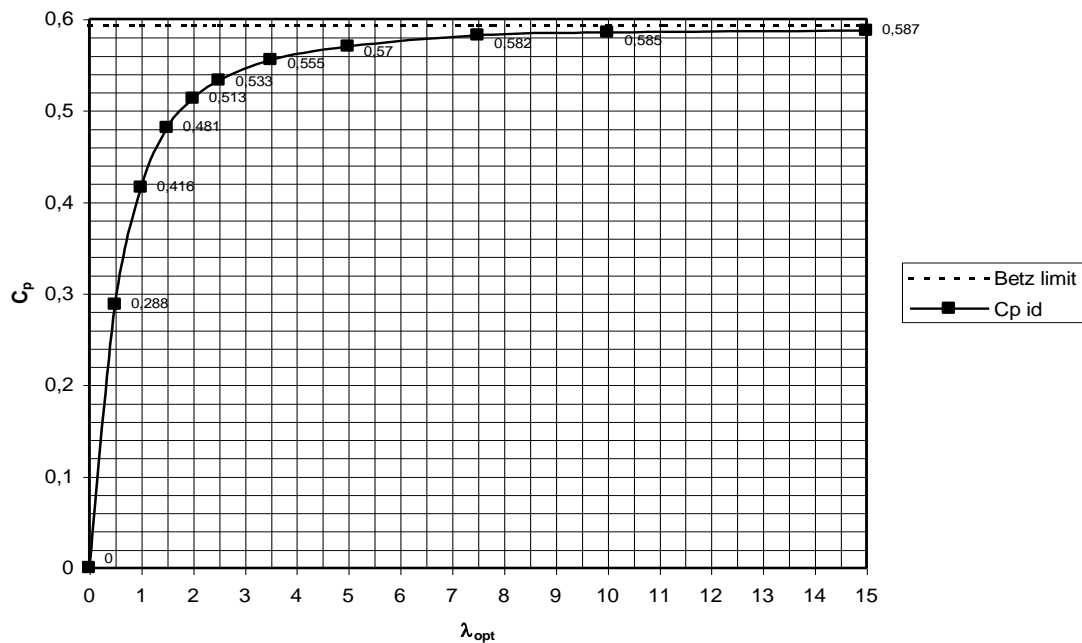


Fig. 4.2 Effect van zogrotatie op C_p als functie van λ_{opt} voor $B = \infty$ en $C_d/C_l = 0$

4.3.2 Eindig aantal bladen

In de Betz-theorie wordt de rotor door een actuator schijf vervangen. Een echte rotor heeft een eindig aantal bladen en elk blad heeft een aerodynamische vorm (zie fig. 3.2). De luchtstroom over het profiel veroorzaakt een grote negatieve druk aan de bolle bovenkant en een positieve druk aan de vlakke onderkant. Dit drukverschil kan niet gehandhaafd blijven aan de bladtip omdat de lucht van de onderkant naar de bovenkant wil stromen. Dit veroorzaakt tipverliezen die groter zijn naarmate de rotor minder bladen heeft. De invloed van het aantal bladen op de C_p als een functie van λ_{opt} voor $C_d/C_l = 0$ wordt gegeven in fig. 4.3.

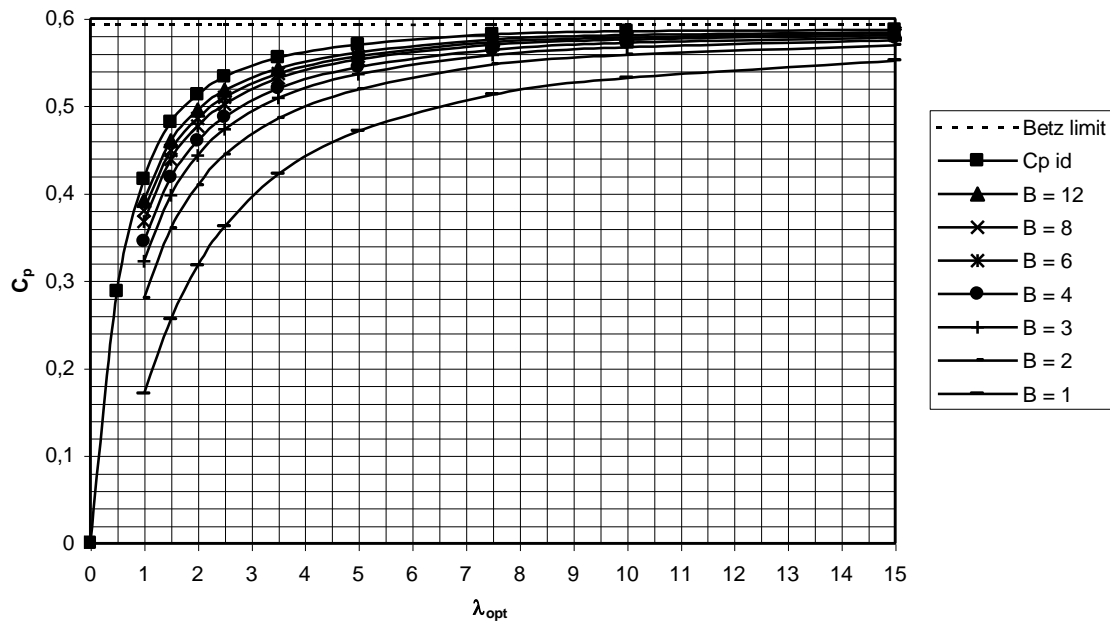


Fig. 4.3 C_p als functie van het aantal bladen B en λ_{opt} voor $C_d/C_l = 0$

4.3.3 Profielweerstand

In fig. 3.2 wordt de positie van het bladprofiel gegeven vlak bij de bladtip. De richting van U , W en de absolute windsnelheid wordt weergegeven in het snelheidsdiagram in fig. 4.4. De zogrotatie wordt verwaarloosd en de absolute windsnelheid $2/3 V$ kan daarom haaks op het rotorvlak getekend worden.

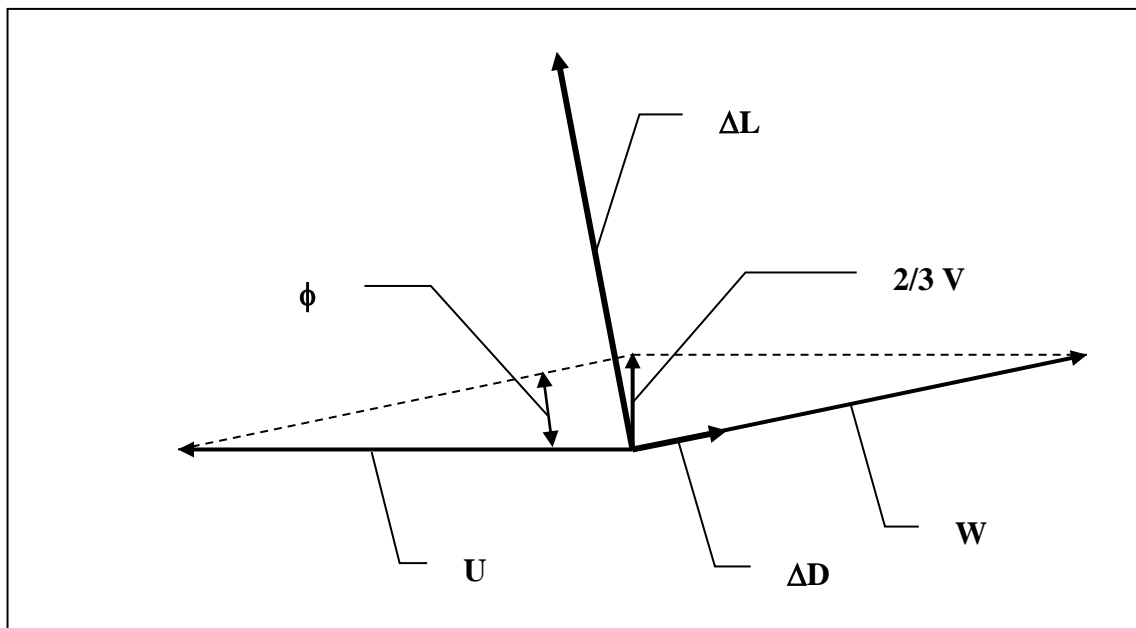


Fig. 4.4 Snelheidsdiagram voor een sectie van een roterend rotorblad vlak bij de bladtip

De liftkracht ΔL en de weerstandskracht ΔD voor de bladsectie met lengte Δr worden ook weergegeven in fig. 4.4. Beide krachten kunnen ontbonden worden in componenten in het rotorvlak en componenten haaks op het rotorvlak. De resulterende kracht ΔF_u , werkend op de gekozen bladsectie in de richting van U , wordt gegeven door:

$$\Delta F_u = \Delta L \sin\phi - \Delta D \cos\phi \quad (\text{N}) \quad (4.13)$$

Het product $\Delta F_u * U$ is het vermogen ΔP_u geproduceerd door de bladsectie. De som van ΔP_u van alle bladsecties van alle bladen is het totale vermogen P van de rotor zoals gegeven wordt door formule 4.1. Formule 4.13 toont dat de weerstand een negatieve invloed heeft op het vermogen en daardoor op de C_p . Het effect van de weerstand wordt meestal weergegeven door de C_d/C_l verhouding in plaats door het verschil tussen de lift- en de weerstandscomponent.

De thrust-kracht ΔT , werkend op de gekozen sectie haaks op het rotorvlak, wordt gegeven door:

$$\Delta T = \Delta L \cos\phi + \Delta D \sin\phi \quad (\text{N}) \quad (4.14)$$

De lift en de weerstand dragen dus beiden bij aan de thrust. De som van ΔT van alle bladsecties van alle bladen is de totale thrust F_t zoals gegeven wordt in formule 4.12.

De invloed van de C_d/C_l waarde op de C_p als functie van λ_{opt} wordt gegeven in de figuren 4.5 t/m 4.11 voor een aantal bladen van 1 t/m 12. Deze waarde van C_p wordt $C_{p\ th}$ genoemd omdat hij alleen gerealiseerd wordt als de C_d/C_l waarde voor het gehele blad geldt. In de praktijk begint het profiel op een bepaalde afstand van het hart van de naaf en dit resulteert in een reductie van $C_{p\ th}$. De gereduceerde waarde wordt $C_{p\ max}$ genoemd (zie sectie 6.2). De figuren 4.5 t/m 4.11 werden overgenomen van (ref. 9.2). De theorie om deze figuren af te leiden wordt gegeven in (ref. 9.1). De vereiste formules om deze zeven figuren en figuur 4.3 te kunnen afleiden zijn:

$$C_p = (C_{p\ id} - 16/27 * C_d/C_l * \lambda_{opt}) (1 - 1,386/B * \sin^{1/2}\phi)^2 \quad (-) \quad (4.15)$$

$$\phi = 2/3 \arctan 1 / \lambda_{opt} \quad (^\circ) \quad (4.16)$$

De $C_{p\ th} - \lambda$ krommen zoals gepresenteerd in fig. 4.5 t/m 4.11 zijn geen $C_p - \lambda$ krommes (zie hoofdstuk 6) van een bepaalde windmolenrotor. Zij tonen de maximum C_p die gerealiseerd kan worden voor een bepaalde combinatie van B , λ_{opt} en C_d/C_l . De $C_p - \lambda$ kromme van de rotor raakt de $C_{p\ th} - \lambda$ kromme voor een bepaalde C_d/C_l waarde vlak bij de top van de $C_p - \lambda$ kromme.

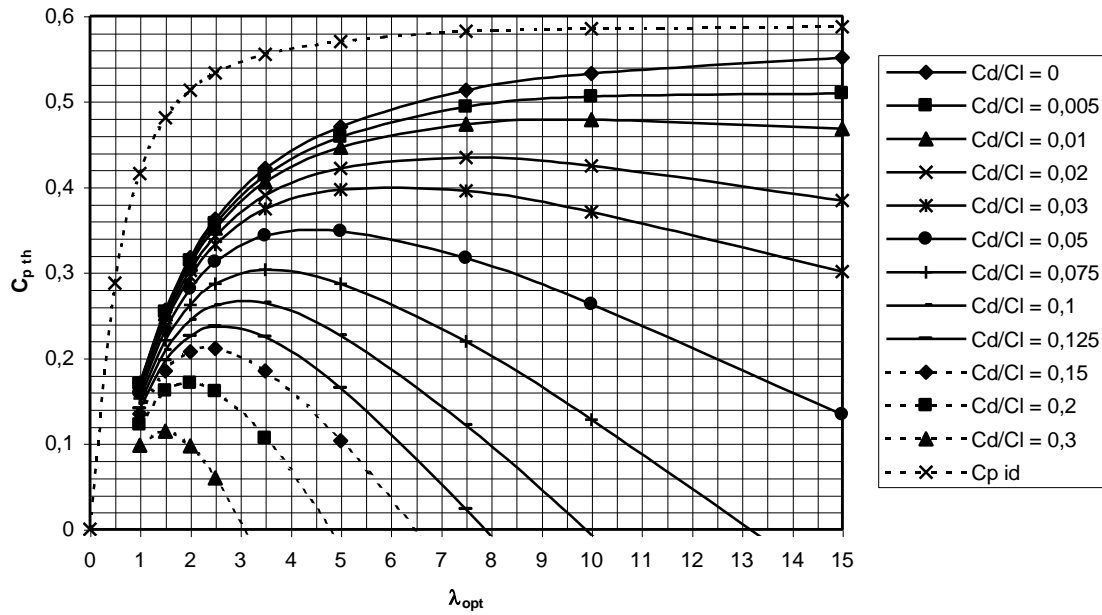


Fig. 4.5 $C_{p th}$ als functie van λ_{opt} en de C_d/C_l waarde voor een 1-bladige rotor

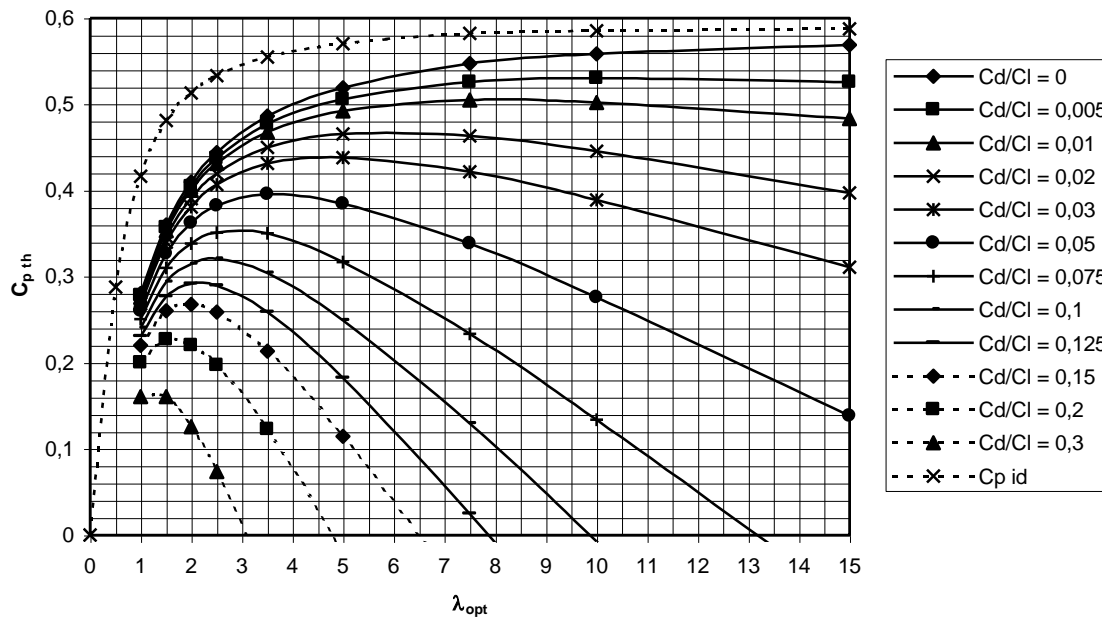


Fig. 4.6 $C_{p th}$ als functie van λ_{opt} en de C_d/C_l waarde voor een 2-bladige rotor

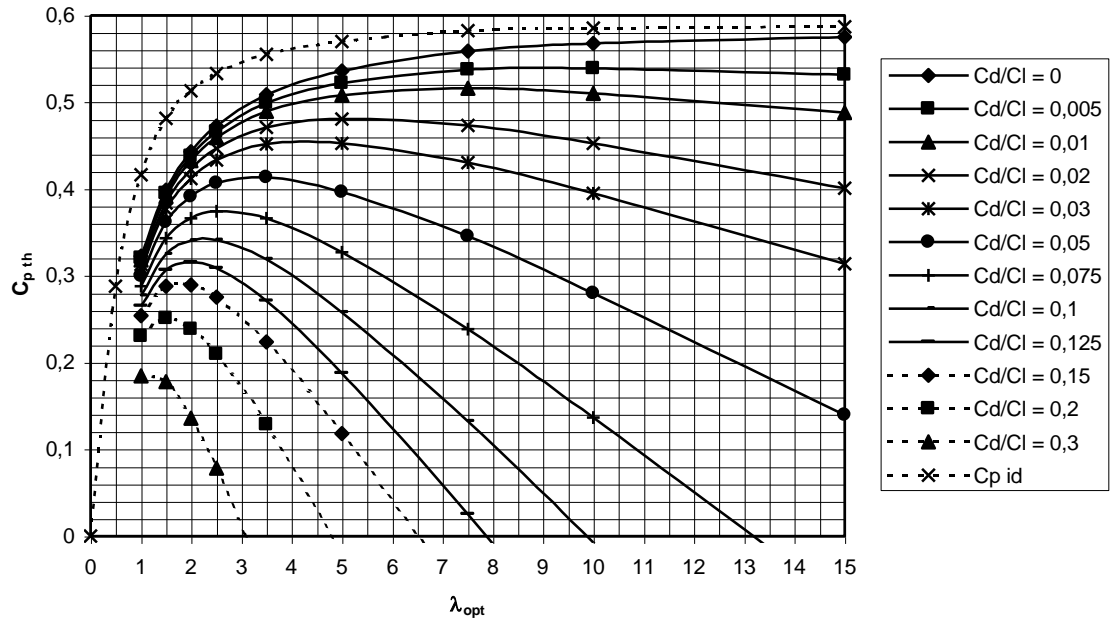


Fig. 4.7 $C_{p,th}$ als functie van λ_{opt} en de C_d/C_l waarde voor een 3-bladige rotor

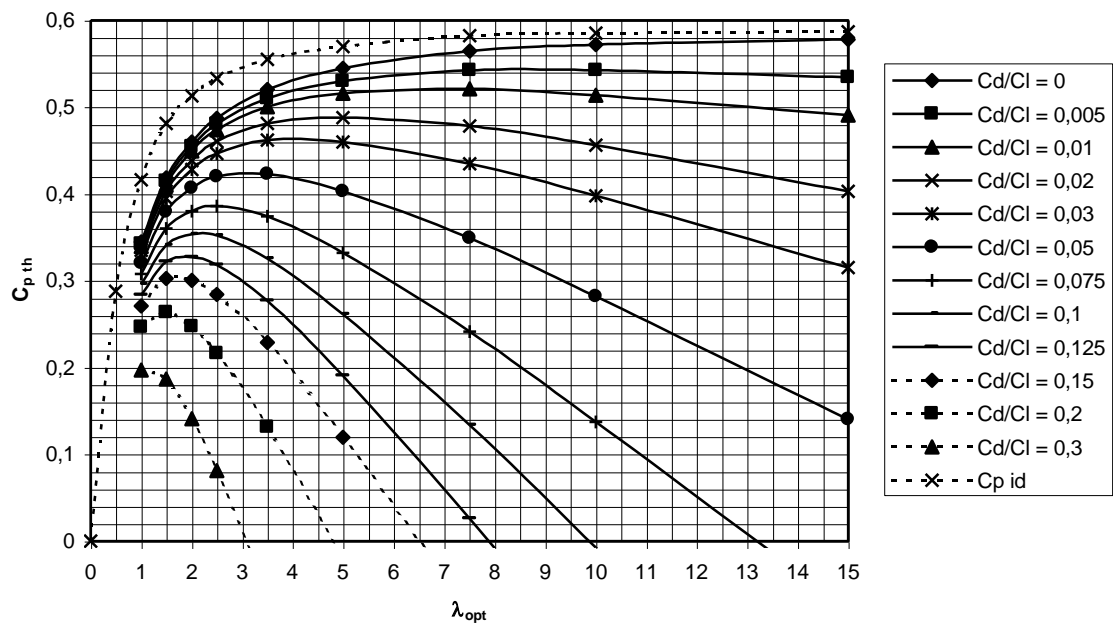


Fig. 4.8 $C_{p,th}$ als functie van λ_{opt} en de C_d/C_l waarde voor een 4-bladige rotor

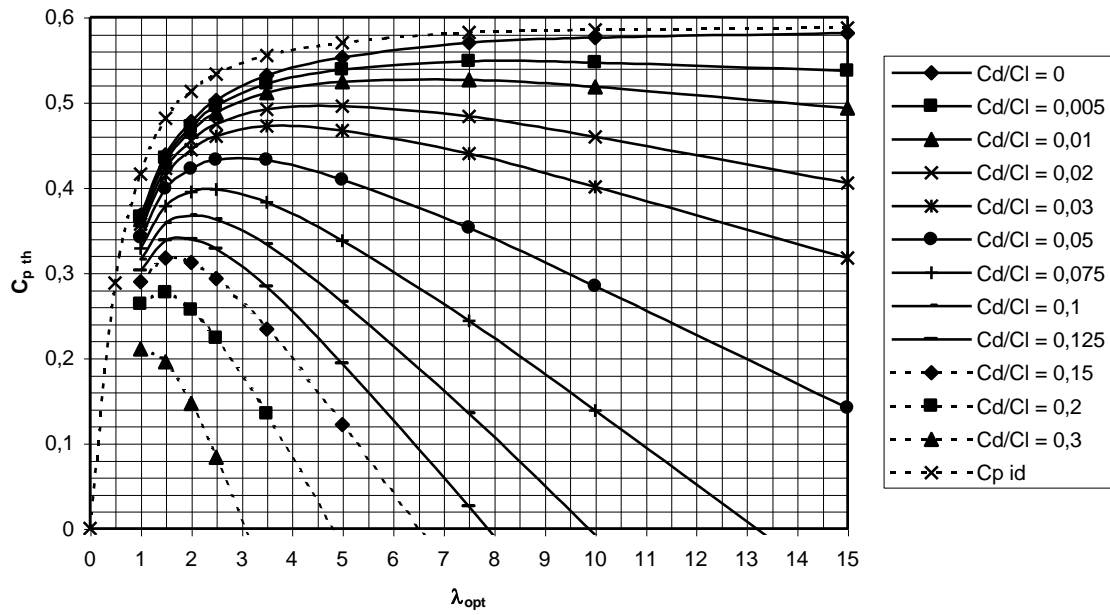


Fig. 4.9 $C_{p,th}$ als functie van λ_{opt} en de C_d/C_l waarde voor een 6-bladige rotor

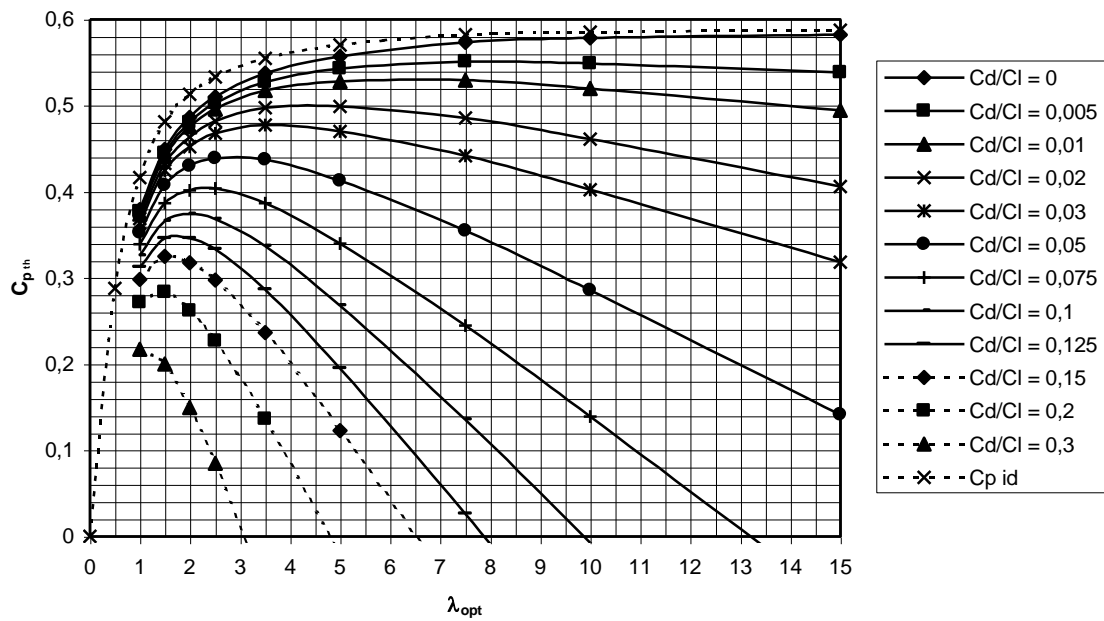


Fig. 4.10 $C_{p,th}$ als functie van λ_{opt} en de C_d/C_l waarde voor een 8-bladige rotor

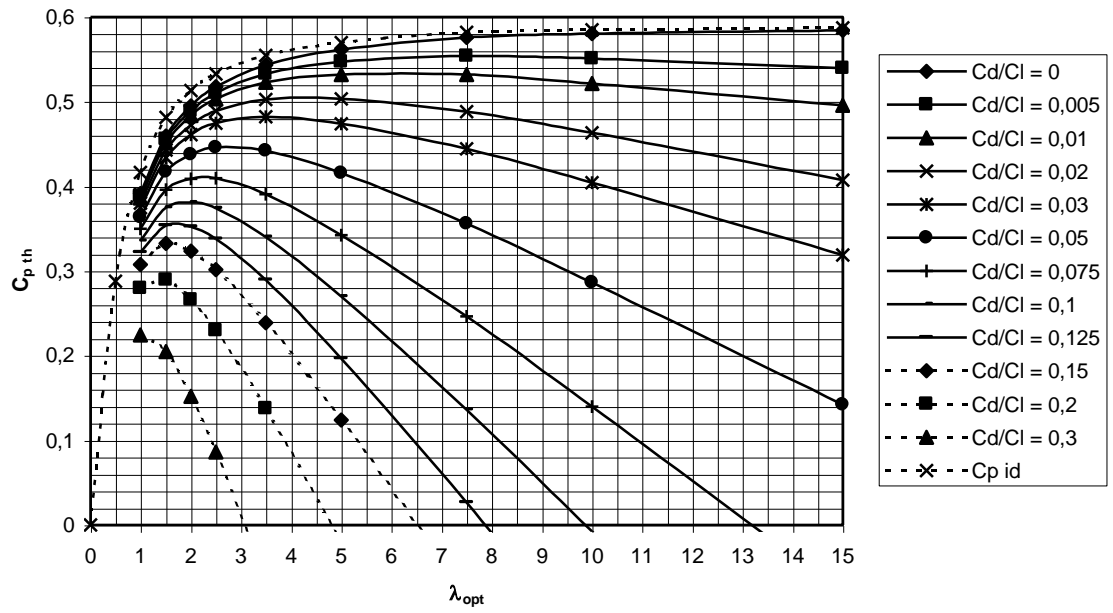


Fig. 4.11 $C_{p,th}$ als functie van λ_{opt} en de C_d/C_l waarde voor een 12-bladige rotor

5 Rotorontwerp

5.1 Algemeen

Dit hoofdstuk is gebaseerd op hoofdstuk 5 van Rotor Design part 2 (ref. 9.5). Alle rotoren van de voormalige CWD-windmolens, alle rotoren van de VIRYA-windmolens van Kragten Design en veel andere rotoren werden ontworpen met de formules die in dit hoofdstuk worden gegeven. Windtunnelmetingen uitgevoerd op schaalmodellen van veel rotoren van de CWD windmolens hebben aangetoond dat rotoren met goede eigenschappen verkregen worden.

De originele theorie werd door Glauert afgeleid in 1935. Hij combineerde de impulsmomenttheorie met de bladelementtheorie die de krachten op de individuele bladen beschrijft. Het ligt buiten het bestek van dit rapport om diep op deze theorie in te gaan. Er zal alleen een vereenvoudigde afleiding voor de hoek ϕ gegeven worden omdat dit een belangrijk inzicht verschaft en omdat het gebruikt kan worden om de formule voor de plaatselijke Reynoldswaarde af te leiden.

De beschreven methode resulteert in een bladgeometrie die optimaal of bijna optimaal is wat betreft de C_p die kan worden verwacht. Het betekent niet dat het ontworpen blad sterk genoeg is of stijf genoeg is om aerodynamische instabiliteit zoals flutter te voorkomen. Ook het startkoppel is geen ontwerpparameter. Het hangt van de C_q - λ kromme van de rotor en van de belastingskarakteristiek af of een bepaalde rotor aan een bepaalde belasting gekoppeld kan worden. De hoofdstukken 6 en 8 geven meer informatie over dit onderwerp.

5.2 Rotorparameters

De rotorgeometrie wordt bepaald door de volgende parameters:

De rotorstraal R

Het aantal bladen B

De ontwerpsnellopendheid ter plaatse van de bladtip λ_d

Het bladprofiel als functie van de plaatselijke straal r

De bladkoorde c als functie van de plaatselijke straal r

De bladhoek β als functie van de plaatselijk straal r

Rotorstraal R

De rotorstraal R is de helft van de rotordiameter D . Het elektrische vermogen P_{el} wordt gegeven door formule 4.2: $P_{el} = C_p * \eta_{tr} * \eta_{gen} * \frac{1}{2}\rho V^3 * \pi R^2$. C_p , η_{tr} en η_{gen} zijn geen constante factoren maar hangen zeer sterk af van de matching tussen rotor en generator (zie hoofdstuk 8). C_p neemt sterk af boven de windsnelheid waarbij de beveiliging het rotortoerental begint te begrenzen. η_{tr} neemt over het algemeen af bij afnemend vermogen. Als de generator gebruikt wordt voor het laden van accu's, dan is de laadspanning bijna constant. Voor deze conditie neemt η_{gen} af bij toenemend vermogen, voornamelijk vanwege koperverliezen in de generatorwikkeling. Al deze effecten bepalen uiteindelijk de P_{el} - V kromme (zie sectie 8.3 punt 11) die uniek is voor een bepaalde combinatie van rotor, transmissie, generator en beveiligingssysteem.

De energie die in een bepaalde tijd, bijvoorbeeld een jaar, wordt opgewekt hangt af van de P_{el} - V kromme en van de windsnelheidsverdeling van de plaats waar de molen neergezet wordt (zie hoofdstuk 8.3 punt 12). Daarom is het niet mogelijk om de vereiste rotorstraal R eenvoudigweg af te leiden van de vereiste jaaropbrengst.

Wat gedaan kan worden om enig inzicht te verkrijgen, is om P_{el} te berekenen voor een relatief lage windsnelheid waarvoor aangenomen mag worden dat C_p , η_{tr} en η_{gen} redelijke waarden hebben. Als voorbeeld wordt P_{el} berekend voor: $C_p = 0,4$, $\eta_{tr} = 0,95$, $\eta_{gen} = 0,65$, $\rho = 1,2 \text{ kg/m}^3$, $V = 5 \text{ m/s}$ en $R = 1,65 \text{ m}$ gebruik makend van formule 4.2. Het resultaat is dat $P_{el} = 158 \text{ W}$. R werd gelijk gekozen aan de voorbeelden in de secties 5.4, 6.5 en 8.4 en het resultaat van deze ruwe schatting kan daarom vergeleken worden met de echte P_{el} - V kromme gegeven in fig. 8.4. Als het resultaat van de berekening te hoog of te laag lijkt te zijn ten opzichte van de behoefte, kan men R veranderen en de berekening opnieuw uitvoeren. Formule 4.2 kan ook zodanig geschreven worden dat R gegeven wordt als een functie P_{el} .

Er kan dus een bepaalde voorlopige rotorstraal R gevonden worden. De beschikbaarheid van materiaal, machines, geld en vakmanschap kunnen echter ook de maximale rotorstraal R bepalen. In de praktijk wordt de rotorstraal R eerst gekozen in combinatie met de andere ontwerpparameters, de generator en de beveiliging. Vervolgens wordt de P_{el} - V kromme voor deze combinatie bepaald. Voor de berekening van de rotorgeometrie wordt aangenomen dat een bepaalde rotorstraal R gekozen is.

Aantal bladen B

Er is geen exacte regel om het aantal bladen B mee te bepalen. De algemene regel is dat B afneemt als λ_d toeneemt. Met tabel 5.1 kan een eerste keuze gemaakt worden.

λ_d	B
1	12-36
1,5	6-18
2	4-12
3	3-6
4	2-4
5-8	2-3
8-15	1-2

tabel 5.1 Aantal bladen B als functie van λ_d

Als men formule 5.4 bekijkt waarmee de koorde wordt berekend, is te zien dat het product van koorde c en het aantal bladen B een bepaalde waarde moet hebben. Dit betekent dat men bijvoorbeeld drie bladen kan kiezen die een bepaald koorde hebben op een bepaalde straal of dat men zes bladen kan kiezen met de halve koorde op die straal. De volgende argumenten kunnen van nut zijn om een keuze te maken.

- 1 Bij toename van het aantal bladen nemen de tipverliezen af. De C_p neemt daardoor toe met toename van het aantal bladen. In fig. 4.3 wordt het effect van het aantal bladen op de C_p gegeven voor $C_d/C_1 = 0$. Het verschil is echter alleen groot tussen een 1-bladige en een 2-bladige rotor. Het verschil tussen een 3-bladige en een 6-bladige rotor is bijna verwaarloosbaar.
- 2 Als weinig bladen gekozen worden dan wordt de bladkoorde groot en daardoor wordt een relatief hoge Reynoldswaarde verkregen (zie formule 5.5). De minimum C_d/C_1 waardes voor profielen zijn lager voor hoge Reynoldswaarden dan voor lage Reynoldswaarden (zie sectie 5.5) en daarom kunnen hogere C_p waardes verwacht worden.

Dit betekent dat C_p toeneemt bij toenemende koorde. Het resultaat kan zijn dat de negatieve invloed van minder bladen wat betreft tipverliezen, gecompenseerd wordt door de positieve invloed van een hogere Reynoldswaarde.

- 3 Als men bijvoorbeeld een 3-bladige rotor met een bepaalde koorde vergelijkt met een 6-bladige rotor met de halve koorde en als beiden hetzelfde profiel gebruiken, dan is de profieldikte van de 6-bladige rotor de helft van die van de 3-bladige rotor. Dit betekent dat de individuele massa (voor massieve bladen) van de 6-bladige rotor maar een kwart is van die van de 3-bladige rotor. De totale bladmassa van de 6-bladige rotor is daardoor maar de helft van die van de 3-bladige rotor. De sterkte van een blad van de 6-bladige rotor is echter maar $1/8$ van die van een 3-bladige rotor. De buig- en de torsiestijfheid van een blad van de 6-bladige rotor is maar $1/16$ van die van een 3-bladige rotor. De buig- en de torsiestijfheid zijn belangrijke factoren die flutter bepalen, wat een aerodynamische instabiliteit is. De bladkoorde mag daarom niet te smal zijn ten opzichte van de bladlengte. Dit is één reden waarom snelopende rotoren met een laag product van $c * B$, maar twee of drie bladen hebben.
- 4 Langzaam lopende rotoren met een hoog product van $c * B$, hebben normaal veel bladen. Als men maar weinig bladen zou gebruiken dan zou de bladkoorde erg groot worden en dit, in combinatie met de vereiste ruimte tussen de rotor en de toren, resulteert in een groot moment van de zijdelingse kracht op de rotor ten opzichte van de torenas. Dit kan instabiliteit van de beveiliging geven.
- 5 Het gyroscopisch moment in de rotoras, dat bepaald wordt door het product van de hoeksnelheid van de rotor, de hoeksnelheid van de kruibeweging en het traagheidsmoment van de rotor, fluctueert sinusvormig voor 1-bladige en 2-bladige rotoren maar fluctueert niet voor 3-bladige of meerbladige rotoren. Daarom kunnen 1-bladige en 2-bladige rotoren alleen gebruikt worden als zij een traag werkend kruisysteem hebben of als de bladen elastisch aan de naaf verbonden zijn. Windmolens die met een vaan op de wind gericht worden of die een beveiliging hebben waarmee de rotor uit de wind gedraaid wordt zouden bij voorkeur drie of meer bladen moeten hebben.

Ontwerpsnellopendheid λ_d

Bepaalde argumenten voor de keuze van de ontwerpsnellopendheid λ_d zijn al gegeven in sectie 4.3. Over het algemeen wordt een hoge waarde van λ_d gekozen als de rotor aan een generator gekoppeld wordt omdat dit de overbrengingsverhouding reduceert. Het geluidsniveau neemt echter sterk toe met toename van λ_d . Een lage λ_d is vereist als de belasting een hoog startkoppel heeft zoals dit het geval is bij een graanmolen of een zuigerpomp. De startkoppelcoëfficiënt van de rotor neemt sterk toe bij verlaging van λ_d .

Bladprofiel als functie van de plaatselijke straal r

Het bladprofiel kan constant zijn of het kan variëren als functie van de plaatselijke straal. Voor snelopende rotoren worden vaak dunne profielen gebruikt aan de bladtip omdat die lage weerstands/lift verhoudingen hebben. Dikkere profielen worden gebruikt aan de bladvoet vanwege de buigsterkte. Maar er worden ook rotoren met een constant profiel en zelfs met een constante koorde ontworpen en de vereiste sterkte wordt op een andere wijze verkregen.

Langzaam lopende rotoren zijn over het algemeen uitgevoerd met gewelfde “vlakke” platen als profiel. De vorm kan veranderen vanwege de structuur die het blad ondersteunt. Alle voormalige CWD-rotoren gebruikt voor waterpompen, met λ_{opt} tussen 1,5 en 2, maken voor het profiel gebruik van een tien procent gewelfde plaat met een buis in het midden. Dit profiel heeft een minimum C_d/C_l verhouding van ongeveer 0,07 wat voldoende laag is voor rotoren met een lage λ_{opt} (zie sectie 4.3.3). Rotoren met een hogere λ_{opt} hebben profielen nodig met een lagere minimum C_d/C_l verhouding.

Werkelijk lage C_d/C_l waarden kunnen alleen verkregen worden van vrijdragende gewelfde platen met een beperkte welving of van echte aerodynamische profielen. Het is buiten het bestek van dit rapport om verschillende aerodynamische profielen te evalueren. In (ref. 9.3) worden veel profielen getoond. Voor massief houten bladen heeft het profiel Gö 623 goede eigenschappen en omdat het een vlakke onderkant heeft, kan het tamelijk gemakkelijk gefabriceerd worden. De karakteristieken van dit profiel worden gegeven in sectie 5.5.

5.3 Bepaling van de bladgeometrie

Er wordt aangenomen dat rotorstraal R , het aantal bladen B , de ontwerpsnellopendheid λ_d and de profielvorm al gekozen zijn. Er zijn slechts vijf eenvoudige formules nodig, samen met de C_l - α en de C_l - C_d krommen van het gekozen profiel, voor de berekening van de koorde c en de bladhoek β als functie van de plaatselijke straal r . Deze formules zijn:

Plaatselijke ontwerpsnellopendheid $\lambda_{r,d}$

$$\lambda_{r,d} = \lambda_d * r / R \quad (-) \quad (5.1)$$

Bladhoek β

$$\beta = \phi - \alpha \quad (^\circ) \quad (5.2)$$

Hoek ϕ tussen de relatieve wind W en het rotorvlak

$$\phi = 2/3 \arctan 1 / \lambda_{r,d} \quad (^\circ) \quad (5.3)$$

Koorde c

$$c = \frac{8 \pi r (1 - \cos\phi)}{B * C_l} \quad (m) \quad (5.4)$$

Plaatselijk Reynoldsgetal Re_r

$$Re_r = 0,667 * 10^5 * V * c * \pi (\lambda_{r,d}^2 + 4/9) \quad (-) \quad (5.5)$$

Formule 5.2 werd al afgeleid in hoofdstuk 3 (zie fig. 3.2). Afleiding van formules 5.3 en 5.4 ligt buiten het bestek van dit rapport. Afleiding van deze formules kan bijvoorbeeld gevonden worden in rapport R 1005 A (ref. 9.8).

Als de zogrotatie verwaarloosd wordt, is het eenvoudig om een formule voor ϕ af te leiden die maar beperkt van formule 5.3 afwijkt. Deze afleiding geeft een goed inzicht in de rotorfysica en is ook bruikbaar voor de afleiding van formule 5.5. De formules 5.1, 5.3 en 5.5 worden nu toegelicht.

Formule 5.1

De snellopendheid λ wordt gegeven door formule 1.5: $\lambda = \Omega * R / V$. De plaatselijke bladsnelheid is $\Omega * r$. De lokale snellopendheid λ_r kan dan geschreven worden als:

$$\lambda_r = \Omega * r / V \quad (-) \quad (5.6)$$

Combinatie van formule 5.6 en 1.5 geeft:

$$\lambda_r = \lambda * r / R \quad (-) \quad (5.7)$$

De ontwerpsnellopendheid λ_d is de snellopendheid waarvoor aangenomen wordt dat de vermogenscoëfficiënt maximaal is. De bladgeometrie wordt berekend voor λ_d . Als we dus $\lambda = \lambda_d$ en $\lambda_r = \lambda_{r,d}$ nemen, dan verandert formule 5.7 in:

$$\lambda_{r,d} = \lambda_d * r / R \quad (-) \quad (5.1).$$

Formule 5.3

Als de zogrotatie in het rotorvlak verwaarloosd wordt, dan staat de richting van de absolute windsnelheid haaks op het rotorvlak. Voor maximale vermogensonttrekking heeft Betz afgeleid dat de windsnelheid in het rotorvlak $2/3$ van de ongestoorde windsnelheid V moet zijn (zie sector 4.2). De plaatselijke bladsnelheid U voor een bepaalde straal r is $\Omega * r$. Dit resulteert in het snelheidsdiagram van fig. 5.1.

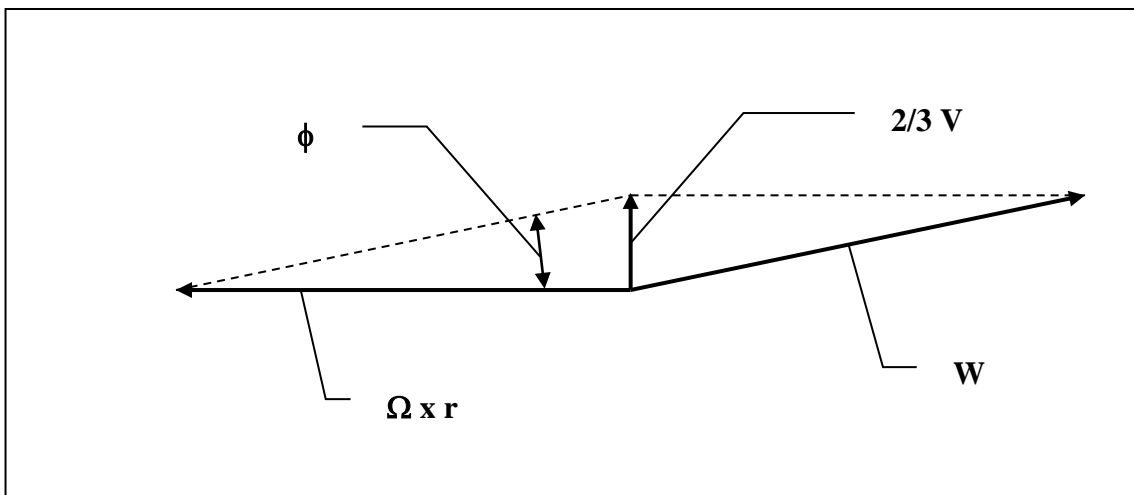


Fig. 5.1 Snelheidsdiagram voor een bladdoorsnede

Het is te zien dat:

$$\tan \phi = 2/3 V / \Omega * r \quad (-) \quad (5.8)$$

Combinatie van formule 5.8 en 5.6 en $\lambda_r = \lambda_{rd}$ geeft:

$$\phi = \arctan 2/3 / \lambda_{rd} \quad (^\circ) \quad (5.9)$$

Het verschil tussen deze simpele formule 5.9 en de juiste formule 5.3 is dat de factor 2/3 achter de arctan staat. In fig. 5.2 zijn de krommen van beide formules afgedrukt. Het is te zien dat het verschil voor $\lambda_{rd} > 2$ verwaarloosbaar is. De simpele formule 5.9 geeft alleen te grote waarden voor de hoek ϕ , voor kleine waarden van λ_{rd} .

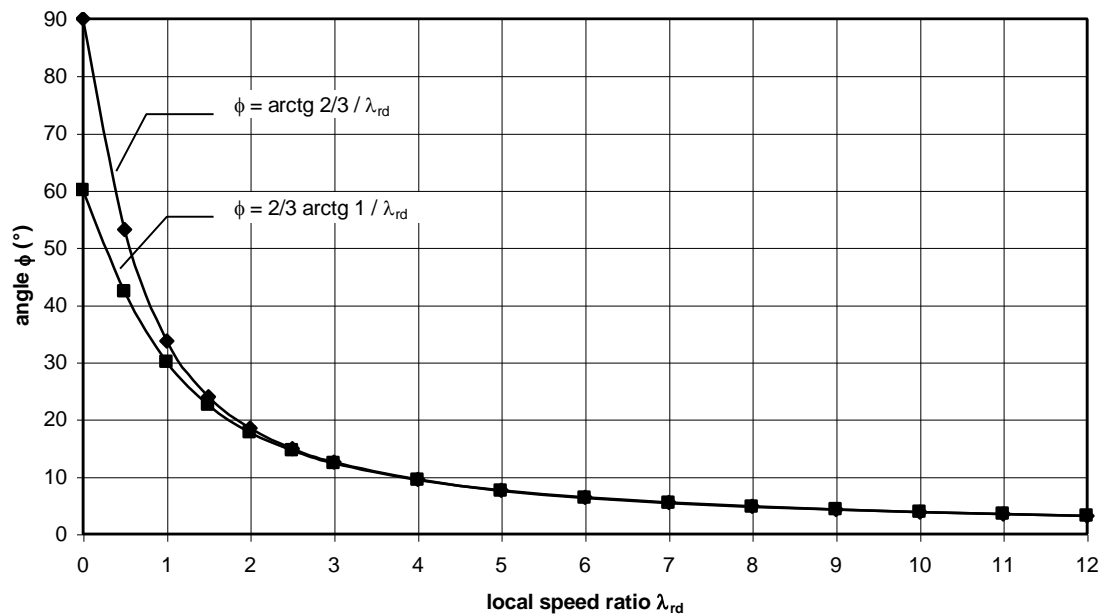


Fig. 5.2 Verskil tussen de correcte (onderste lijn) en de simpele formule voor ϕ

In (ref. 9.1) werd de relatie tussen ϕ en λ_{rd} afgeleid als:

$$\lambda_{rd} = \frac{\sin\phi (2\cos\phi - 1)}{(1 - \cos\phi) (2\cos\phi + 1)} \quad (-) \quad (5.10)$$

Het kan worden aangetoond dat formule 5.10 identiek is aan formule 5.3 die veel eenvoudiger is en ook handiger in het gebruik omdat ϕ expliciet gegeven wordt.

Formule 5.5

Het Reynoldsgetal R_e wordt gegeven in formule 3.4 als: $R_e = W * c / \gamma$

Omdat de zogrotatie verwaarloosd wordt, is fig. 5.1 niet helemaal correct, vooral niet voor lage waarden van λ_r , maar hij is goed genoeg voor de afleiding van een formule voor de plaatselijke Reynoldswaarde R_{e_r} . Gebruikmaking van de formule van Pythagoras in fig. 5.1 geeft:

$$W = \pi (\Omega * r)^2 + (2/3 V)^2 \quad (\text{m/s}) \quad (5.11)$$

Combinatie van formule 5.11 en 5.6 en $\lambda_r = \lambda_{r_d}$ geeft:

$$W = V * \pi (\lambda_{r_d}^2 + 4/9) \quad (\text{m/s}) \quad (5.12)$$

Combinatie van formule 5.12 en 3.4: $R_e = W * c / \gamma$ geeft voor de plaatselijk straal r dat:

$$R_{e_r} = V * c / \gamma * \pi (\lambda_{r_d}^2 + 4/9) \quad (-) \quad (5.13)$$

De kinematische viscositeit γ voor lucht is ongeveer $15 * 10^{-6}$ (m^2/s). Substitutie van deze waarde in formule 5.13 geeft:

$$R_{e_r} = 0,667 * 10^5 * V * c * \pi (\lambda_{r_d}^2 + 4/9) \quad (-) \quad (5.5)$$

Een redelijke windsnelheid V voor gebruik in deze formule is de windsnelheid waarvoor de rotor goede eigenschappen moet hebben. Over het algemeen zal dit 4 of 5 m/s zijn.

Voor de berekening van de bladgeometrie moet een bepaald aantal stations langs het blad genomen worden en voor elk station worden c en β berekend. De afstand tussen de stations zou kleiner kunnen zijn aan de bladvoet dan aan de bladtip. Laten we aannemen dat het bladprofiel eindigt op ongeveer 0,1 R . Een goede eerste keuze is dan om zeven stations te nemen zoals geïllustreerd wordt in figuur 5.3.

Vervolgens is het gemakkelijk om een tabel te maken waarin alle berekende parameters voor de verschillende stations gegeven worden (zie tabellen 5.2 en 5.3). De volgorde van de theoretische waarden met indicie $_{th}$ komt overeen met de volgorde van de berekening. De gelineairiseerde waarden met indicie $_{lin}$ worden daarna berekend.

Als men start met de geometrieberekening voor een bepaalde rotor, dan is het gemakkelijk om eerst de gekozen waarden voor R , λ_d , B en C_l of c in de formules 5.1 t/m 5.5 in te vullen en dan verder te werken met deze eenvoudigere formules. De uiteindelijke geometrie hangt af van het gekozen profiel, de liftcoëfficiënt en de lineairisatie van de koorde en de torsie. Deze onderwerpen zullen toegelicht worden in de voorbeelden in sectie 5.4.

5.4 Voorbeelden van rotorontwerp

Beide voorbeelden die in dit hoofdstuk gegeven worden, betreffen snel lopende rotoren voor de opwekking van elektriciteit. In het eerste voorbeeld wordt de liftcoëfficiënt constant genomen voor het gehele blad en heeft deze een waarde waarvoor de C_d/C_l verhouding minimaal is. Als C_d/C_l geminimaliseerd wordt, kan de hoogste $C_{p \max}$ waarde verwacht worden. In het tweede voorbeeld wordt de bladkoorde c constant gehouden. Hoewel dit blad een wat lagere $C_{p \max}$ zal hebben is het veel eenvoudiger te fabriceren, vooral als massief hout gebruikt wordt als bladmateriaal. Alle andere parameters zijn gelijk voor beide voorbeelden.

De bladgeometrie van voorbeeld no. 2 is identiek aan de bladgeometrie van de VIRYA-3.3, een windmolen ontworpen door Kragten Design in 1991.

5.4.1 Voorbeeld no. 1

Aanvangsparameters:

diameter $D = 3,3$ m dus $R = 1,65$ m

aantal bladen $B = 3$

ontwerpsnellopendheid $\lambda_d = 5$

profiel Gö 623 (zie sectie 5.5)

C_d/C_l is minimaal dus neem $C_l = C_{l \text{ opt}} = 0,8$

Re_r wordt berekend voor $V = 4$ m/s

bladlengte $k = 1,5$ m

Formule 5.1 met $R = 1,65$ m en $\lambda_d = 5$ geeft:

$$\lambda_{rd} = 3,0303 * r \quad (-) \quad (5.14)$$

Formule 5.4 met $B = 3$ en $C_l = 0,8$ (zie bepaling hier onder) geeft:

$$c = 10,472 * r (1 - \cos\phi) \quad (m) \quad (5.15)$$

Formule 5.5 met $V = 4$ m/s geeft:

$$Re_r = 2,667 * 10^5 * c * \pi (\lambda_{rd}^2 + 4/9) \quad (-) \quad (5.16)$$

Formule 5.2: $\beta = \phi - \alpha$ en formule 5.3: $\phi = 2/3 \arctan 1 / \lambda_{rd}$ blijven ongewijzigd.

De optimum liftcoëfficiënt $C_{l \text{ opt}}$ wordt als volgt gevonden. Voor het Gö 623 profiel zijn C_l - C_d krommes voor drie verschillende Reynoldsgetallen beschikbaar (zie fig. 5.9). De optimum liftcoëfficiënt wordt bepaald voor elke Reynoldsgetal. De optimale C_l -waarde wordt gevonden daar waar een rechte lijn door de oorsprong de C_l - C_d kromme raakt. Voor $Re = 1,2 * 10^5$, geeft dit een C_l van ongeveer 0,8. Ook voor $Re = 2,3 * 10^5$ en voor $Re = 4,2 * 10^5$ vinden we een optimale C_l van ongeveer 0,8. In fig. 5.8 is te zien dat de corresponderende waardes voor α respectievelijk $3,5^\circ$, $3,2^\circ$ en $2,9^\circ$ zijn voor $C_l = 0,8$. We kiezen $C_l = 0,8$ om formule 5.15 mee te bepalen en later wordt gecontroleerd of de werkelijke Reynoldswaarden overeenkomen met de reeks van beschikbare krommen.

De minimum C_d/C_l ratio is één gedeeld door de tangens van een rechte lijn door de oorsprong die de C_l - C_d kromme raakt. De minimum C_d/C_l ratio kan eenvoudig gevonden worden voor het snijpunt van deze lijn met de horizontale lijn $C_l = 1$. De C_d -waarde voor dit snijpunt is de C_d/C_l verhouding voor de raaklijn door de oorsprong en dus voor de optimum C_l -waarde.

Voor $Re = 1,2 * 10^5$ is de minimum C_d/C_l verhouding 0,034.
 Voor $Re = 2,3 * 10^5$ is de minimum C_d/C_l verhouding 0,027.
 Voor $Re = 4,2 * 10^5$ is de minimum C_d/C_l verhouding 0,020.

De stations waarvoor de bladgeometrie berekend is worden getoond in fig. 5.3. De resultaten van de berekening worden getoond in tabel 5.2. Voor C_l , c , α , β en C_d/C_l worden twee waarden gegeven. De eerste is de theoretische waarde volgens de berekening. De tweede waarde wordt verkregen na linearisatie van de koorde wat vaak gedaan wordt om de fabricage te vereenvoudigen. Linearisatie van de torsie is vereist voor bladen gemaakt uit gewelfde plaat omdat grote spanningen geïntroduceerd worden bij niet-lineaire torsie. De eerste Reynoldswaarde is de berekende waarde voor de gekozen windsnelheid. De tweede Reynoldswaarde is de waarde voor de dichtstbijzijnde kromme waarvoor metingen beschikbaar zijn.

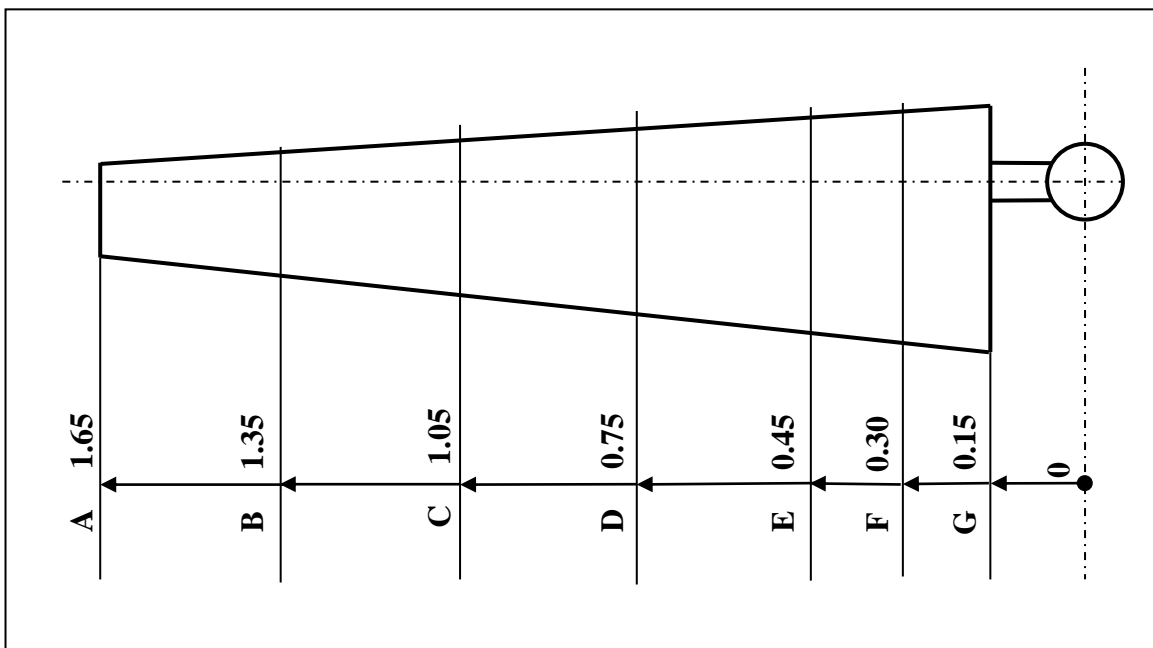


Fig. 5.3 Stations waarvoor de bladgeometrie berekend wordt

station	r (m)	λ_{rd} (-)	ϕ (°)	C_{lth} (-)	C_{lin} (-)	c_{th} (m)	c_{lin} (m)	Re_r * 10^{-5} V=4m/s	Re * 10^{-5} Gö623	α_{th} (°)	α_{lin} (°)	β_{th} (°)	β_{lin} (°)	C_d/C_{lth} (-)	C_d/C_{lin} (-)
A	1,65	5	7,5	0,8	0,99	0,149	0,120	2,00	2,3	3,2	5,6	4,3	3,2	0,028	0,030
B	1,35	4,091	9,2	0,8	0,80	0,180	0,180	1,99	2,3	3,2	3,2	6,0	6,0	0,028	0,028
C	1,05	3,182	11,6	0,8	0,70	0,225	0,240	1,95	2,3	3,2	2,1	8,4	9,6	0,028	0,028
D	0,75	2,273	15,8	0,8	0,79	0,298	0,300	1,88	2,3	3,2	3,1	12,6	12,7	0,028	0,028
E	0,45	1,364	24,2	0,8	0,92	0,413	0,360	1,67	1,2	3,5	5,0	20,7	19,2	0,035	0,036
F	0,3	0,909	31,8	0,8	0,97	0,472	0,390	1,42	1,2	3,5	5,7	28,3	26,1	0,035	0,037
G	0,15	0,455	43,7	0,8	0,83	0,435	0,420	0,94	1,2	3,5	3,8	40,2	39,9	0,035	0,035

tabel 5.2 Berekende waarden voor een blad ontworpen met de optimale liftcoëfficiënt

Opmerking: Voor de berekening van de koorde moet de hoek ϕ nauwkeurig genomen worden (drie decimalen achter de komma). Voor de berekening van β , kan ϕ afgerond worden tot één decimaal achter de komma.

Als de koorde gelineairiseerd wordt, moet dit zodanig gedaan worden dat de gelineairiseerde koorde aan de buitenkant van het blad zo dicht mogelijk bij de theoretische koorde ligt. De c-r krommes worden in fig. 5.4 gegeven vóór en na lineairisatie van de koorde.

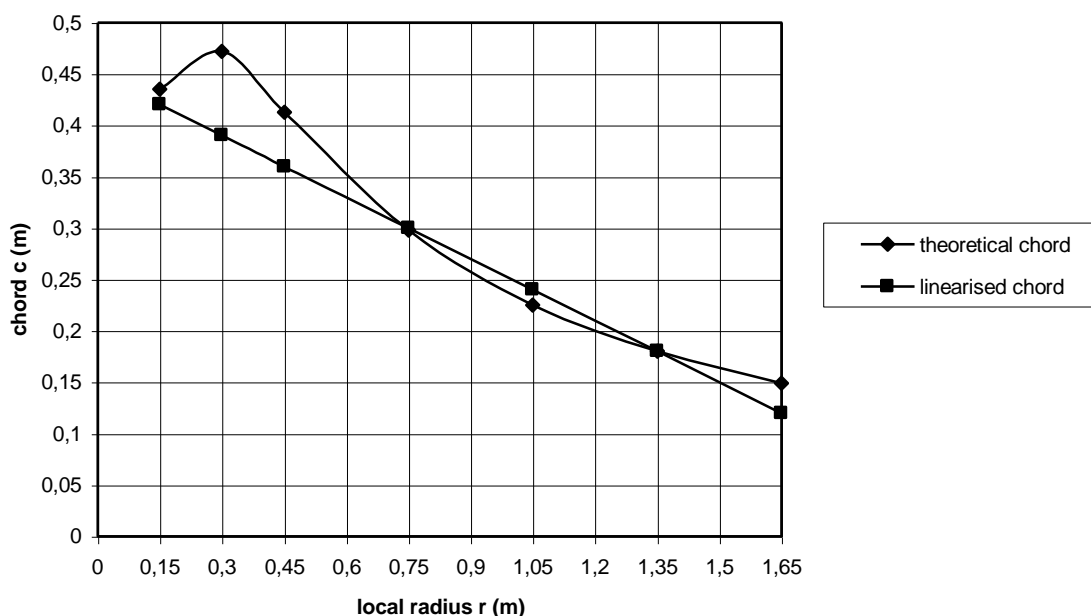


Fig. 5.4 c-r krommen vóór en na lineairisatie van de koorde

Als de koorde veranderd wordt, resulteert dit in verandering van α , β en de C_d/C_l verhouding. Formule 5.4 met $B = 3$ geeft:

$$C_l = 8,378 * (1 - \cos\phi) * r / c \quad (-) \quad (5.17)$$

C_l werd opnieuw berekend voor de gelineairiseerde koorde gebruik makend van formule 5.17. Ook α , β en de C_d/C_l verhouding werden bepaald voor de nieuwe C_l -waardes. De opnieuw berekende waarden voor een gelineairiseerde koorde hebben allen als indicie lin . De resultaten zijn opgenomen in de rechter kolommen van tabel 5.2. Als $C_d/C_{l\ lin}$ vergeleken wordt met $C_d/C_{l\ th}$ is te zien dat het verschil erg klein is en de invloed van lineairisatie van de koorde op de $C_{p\ max}$ kan dus worden verwaarloosd. De β -r krommen vóór en na lineairisatie worden gegeven in fig. 5.5. $C_{l\ lin}$, α_{lin} , β_{lin} en $C_d/C_{l\ lin}$ uit tabel 5.2 worden gegeven voor alleen lineairisatie van de koorde.

Als β zelf ook gelineairiseerd wordt (gestippelde lijn), resulteert dit in een blad dat vooral in de buurt van de bladvoet, behoorlijk afwijkt van de ontwerptheorie.

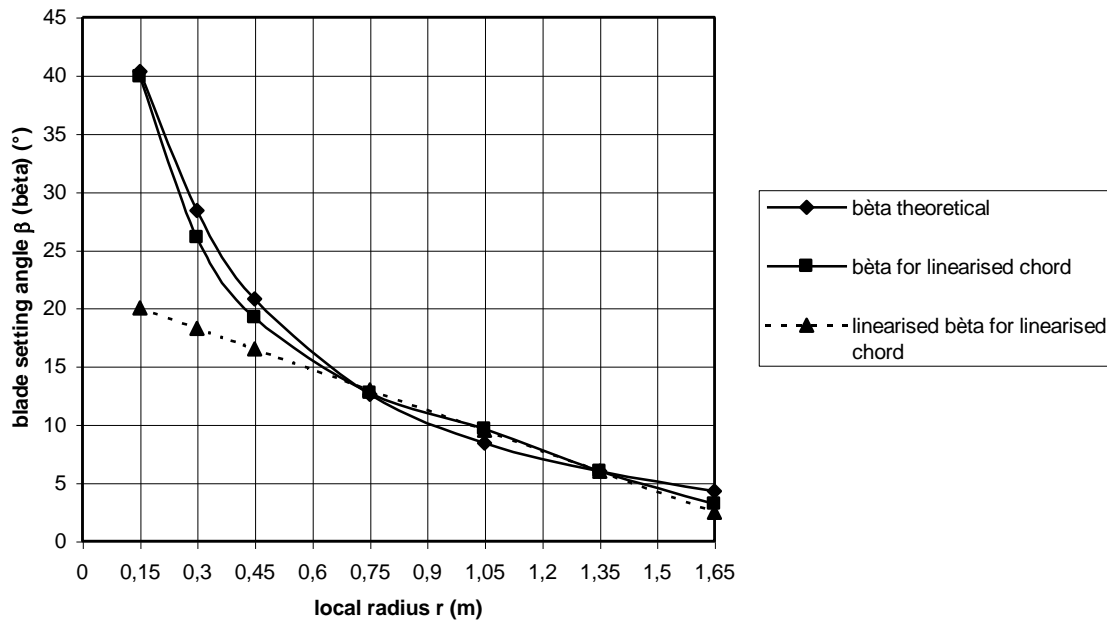


Fig. 5.5 β -r krommen vóór en na lineairisatie

In tabel 5.2 is te zien dat de gemiddelde $C_d/C_{1 \text{ lin}}$ waarde, voor het belangrijkste deel van het blad tussen de stations A and D, minder is dan 0,03. Voor de stations E t/m G is de waarde ongeveer 0,036, dus ook nog erg goed en daarom kunnen we een gemiddelde C_d/C_1 waarde van 0,03 nemen voor het gehele blad. Fig. 4.7 voor $B = 3$, $\lambda_{\text{opt}} = 5$ en $C_d/C_1 = 0,03$ geeft $C_{p \text{ th}} = 0,455$. Formule 6.3: $C_{p \text{ max}} = C_{p \text{ th}} * (2Rk - k^2) / R^2$ (zie hoofdstuk 6) met $C_{p \text{ th}} = 0,455$, $R = 1,65 \text{ m}$ en $k = 1,5 \text{ m}$ geeft: $C_{p \text{ max}} = 0,45$. Dit is zeer goed voor een kleine windmolen.

5.4.2 Voorbeeld no. 2 (VIRYA-3.3 rotor)

Voor dit voorbeeld worden de rotordiameter D , het aantal bladen B , de ontwerpwindnelheid λ_d , en het profiel gelijk genomen als de waarden in voorbeeld no.1 en geldt dus dat:

Aanvangsparameters:

diameter $D = 3,3 \text{ m}$ dus $R = 1,65 \text{ m}$

aantal bladen $B = 3$

ontwerpsnellopendheid $\lambda_d = 5$

profiel Gö 623 (zie sectie 5.5)

koorde $c = \text{constant}$

Re_r wordt berekend voor $V = 4 \text{ m/s}$

bladlengte $k = 1,5 \text{ m}$

De koorde wordt echter constant gehouden. Een constante koorde resulteert in een lage liftcoëfficiënt aan de bladtip en een hoge liftcoëfficiënt aan de bladvoet. De C_d/C_1 verhouding is daardoor niet optimaal maar dat is niet perse nodig. Men kan afwijken van de optimale C_d/C_1 verhouding, zoals gebruikt in voorbeeld no. 1, als de C_d/C_1 verhouding onder een bepaalde waarde blijft. Als er in de C_1 - C_d grafiek een rechte lijn getrokken wordt door de oorsprong en bijvoorbeeld het punt $C_1 = 1$, $C_d = 0,05$ dan hebben alle punten die liggen op het deel van de C_1 - C_d krommen links van deze lijn, C_d/C_1 verhoudingen kleiner dan 0,05 (zie fig. 5.9).

Voor $Re = 1,2 * 10^5$ is dit het geval voor $0,4 < C_1 < 1,22$. Voor $Re = 2,3 * 10^5$ is dit het geval voor $0,29 < C_1 < 1,26$. Als de C_d/C_1 verhouding kleiner is dan 0,05 kan nog steeds een goede C_p verwacht worden voor een 3-bladige rotor (zie fig. 4.7).

De buitenste helft van het blad wekt ongeveer 75 % van het vermogen op omdat het bestreken oppervlak van dit deel 75 % is van het gehele rotoroppervlak. Daarom is het noodzakelijk om er zeker van te zijn dat dit deel van het blad goed functioneert en dat de liftcoëfficiënt aan de bladtip niet te laag is. Een goede eerste keuze is $C_1 = 0,6$. Met deze waarde werd de bladkooorde aan de tip berekend, gebruikmakend van formule 5.3 en formule 5.4, als $c = 0,199$ m. Stel we nemen $c = 0,2$ m. Het G6 623 profiel heeft een maximum dikte t gelijk aan 12 % van de kooorde, dus $t = 24$ mm wat redelijk lijkt. De liftcoëfficiënt wordt nu berekend voor de gekozen kooorde $c = 0,2$ m.

Formule 5.4 met $c = 0,2$ m en $B = 3$ geeft:

$$C_1 = 41,888 * r (1 - \cos\phi) \quad (-) \quad (5.18)$$

Formule 5.5 met $V = 4$ m/s en $c = 0,2$ m geeft:

$$Re_r = 0,5336 * 10^5 * \pi (\lambda_r d^2 + 4/9) \quad (-) \quad (5.19)$$

Formule 5.2, 5.3 en 5.14 blijven hetzelfde. De stations waarvoor de bladgeometrie berekend wordt, zijn te zien in fig. 5.6. Het resultaat van de berekeningen wordt gegeven in tabel 5.3

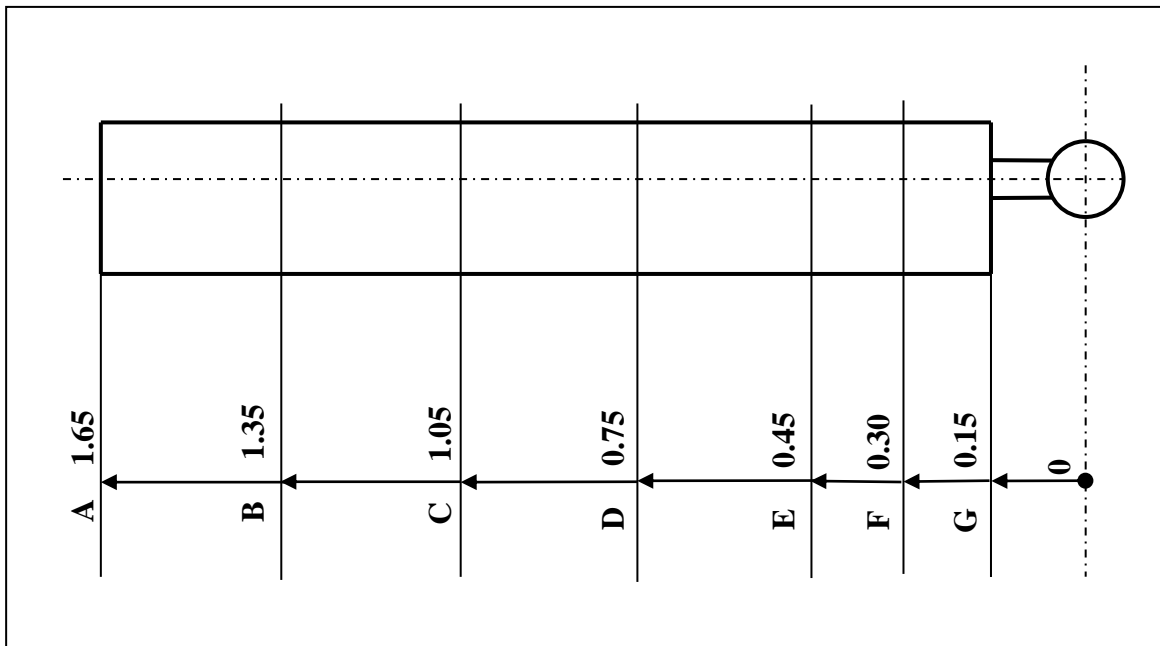


Fig. 5.6 Stations waarvoor de bladgeometrie van de VIRYA-3.3 berekend werd

station	r (m)	λ_{rd} (-)	ϕ (°)	$C_{l\ th}$ (-)	$C_{l\ lin}$ (-)	c_{lin} (m)	Re_r * 10^{-5} V=4m/s	Re * 10^{-5} Gö623	α_{th} (°)	α_{lin} (°)	β_{th} (°)	β_{lin} (°)	$C_d/C_{l\ th}$ (-)	$C_d/C_{l\ lin}$ (-)
A	1,65	5	7,5	0,60	0,56	0,2	2,69	2,3	0,9	0,5	6,6	7,0	0,029	0,030
B	1,35	4,091	9,2	0,72	0,71	0,2	2,11	2,3	2,3	2,2	6,9	7,0	0,028	0,028
C	1,05	3,182	11,6	0,90	0,89	0,2	1,73	2,3	4,7	4,6	6,9	7,0	0,036	0,036
D	0,75	2,273	15,8	1,19	1,15	0,2	1,26	1,2	9,6	8,8	6,2	7,0	0,046	0,044
E	0,45	1,364	24,2	1,65	0,83	0,2	0,81	1,2	-	17,2	-	7,0	-	0,340
F	0,3	0,909	31,8	1,89	-	0,2	0,60	1,2	-	24,8	-	7,0	-	-
G	0,15	0,455	43,7	1,74	-	0,2	0,43	1,2	-	36,7	-	7,0	-	-

tabel 5.3 Berekende waarden voor het VIRYA-3.3 blad met een constante koorde

Opmerkingen: Voor de stations E, F en G, is $C_{l\ th}$ hoger dan het maximum van de C_l - α kromme en daarom wordt geen hoek α_{th} en geen hoek β_{th} gevonden. Het resultaat van de berekening voor de stations A t/m D geeft aan dat de hoeken β_{th} bijna constant zijn omdat de toename van ϕ bij afnemende r ongeveer gelijk is aan de toename van α_{th} . Als de hoek β_{lin} 7° genomen wordt voor het gehele blad dan kan de hoek α_{lin} ook berekend worden voor de stations E, F en G. Voor de stations F en G worden geen waarden voor $C_{l\ lin}$ en $C_d/C_{l\ lin}$ gevonden omdat het profiel Gö 623 alleen gemeten is tot aan $\alpha = 17,2^\circ$ voor $Re = 1,2 * 10^5$.

Als de hoek β_{lin} constant is voor het gehele blad dan krijgen we een blad met een constante koorde en geen torsie en een dergelijk blad kan eenvoudig gemaakt worden uit een massieve houten plank. De rotor van de VIRYA-3.3 is daarom gemakkelijk te maken en de vereiste hoeveelheid materiaal is geminimaliseerd. De waarde van $C_{p\ max}$ wordt berekend in sectie 6.5.

5.5 Karakteristieken van het Gö 623 profiel

De karakteristieken van het Gö 623 profiel zoals dat gebruikt wordt in de voorbeelden in sectie 5.4 zijn afgeleid uit rapport R 443 D (ref. 9.3). De originele grafiek voor de Gö 623 was erg klein. Gebruikmaking van de originele meetpunten werden nieuwe grafieken gemaakt die opgenomen werden in rapport KD 463 (ref. 9.4). Deze grafieken worden ook getoond in fig. 5.8 en fig. 5.9.

Voor de berekening van de startkoppelcoëfficiënt (zie hoofdstuk 6.3), zijn C_l - α waarden voor zeer grote hoeken α nodig maar die zijn niet beschikbaar voor de Gö 623. De profielvorm van de Gö 623 lijkt erg op die van de NACA 4412. De 0-lijn wordt echter anders gedefinieerd voor beide profielen. Voor de Gö 623 is de 0-lijn de vlakke onderkant van het profiel. Voor de NACA 4412 is het de lijn die de neus van het profiel verbindt met de achterkant. Het verschil tussen beide lijnen is ongeveer 2° (zie fig. 5.7).

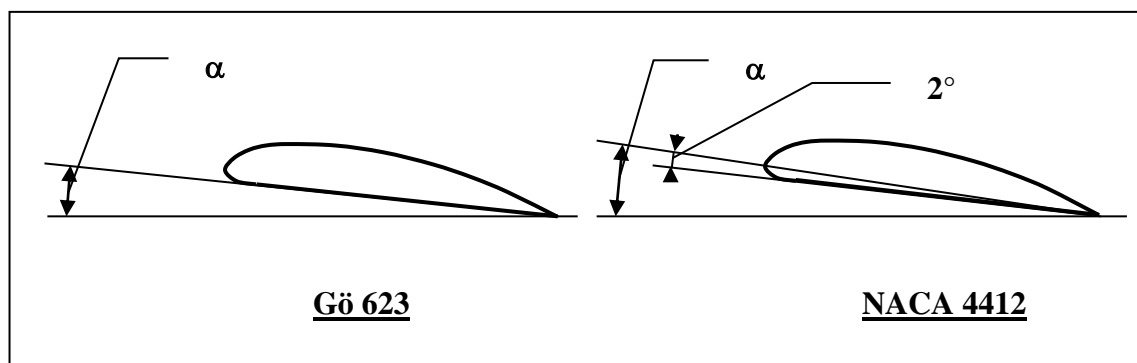


Fig. 5.7 Belangrijkste verschillen tussen het Gö 623 en het NACA 4412 profiel

Voor het NACA 4412 profiel is een C_l - α kromme beschikbaar voor $-4^\circ < \alpha < 90^\circ$ en $Re = 0,95 \cdot 10^5$ (zie ref. 9.3). Een geschatte kromme voor de Gö 623 voor $16^\circ < \alpha < 90^\circ$ werd afgeleid van deze NACA 4412 kromme rekening houdend met het feit dat er 2° verschil zit tussen de 0-lijnen. Het resultaat wordt weergegeven in fig. 5.10.

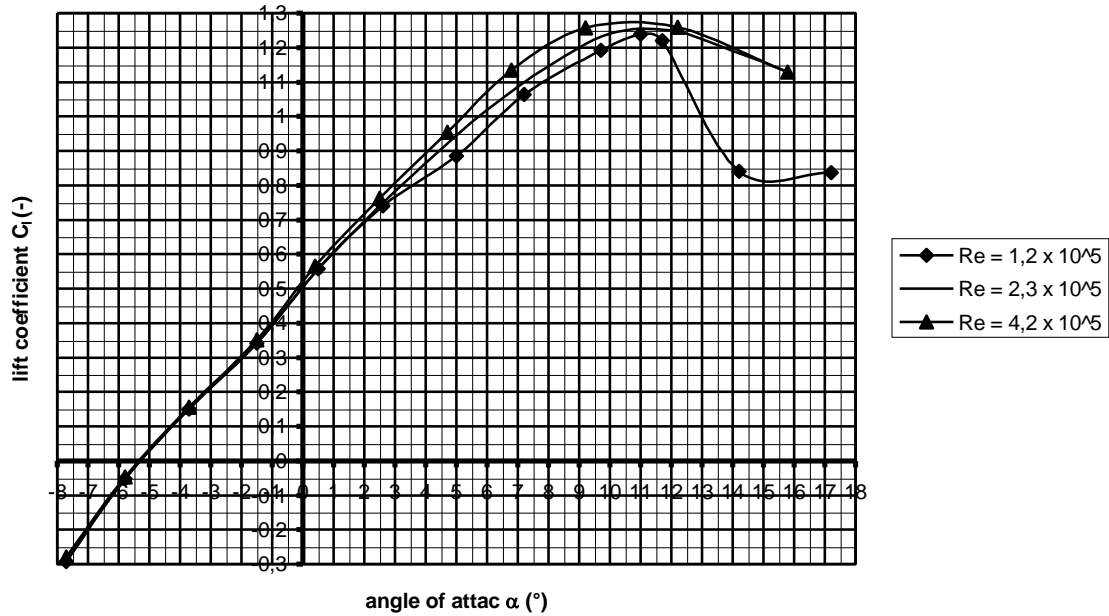


Fig. 5.8 C_l - α krommen voor het Gö 623 profiel voor drie waarden van Reynolds

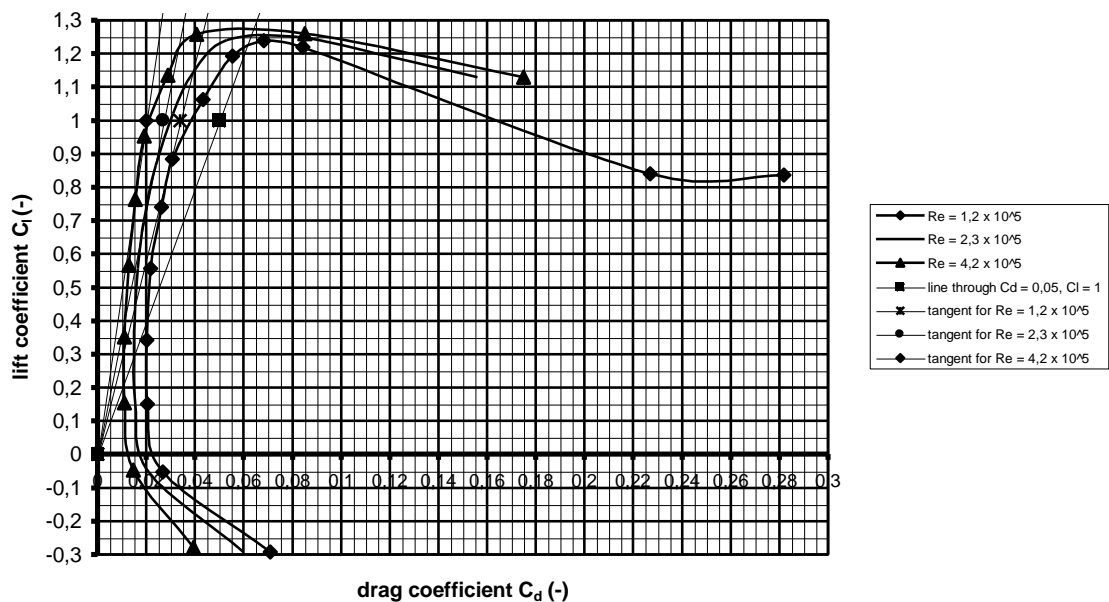


Fig. 5.9 C_l - C_d krommen voor het Gö 623 profiel voor drie waarden van Reynolds

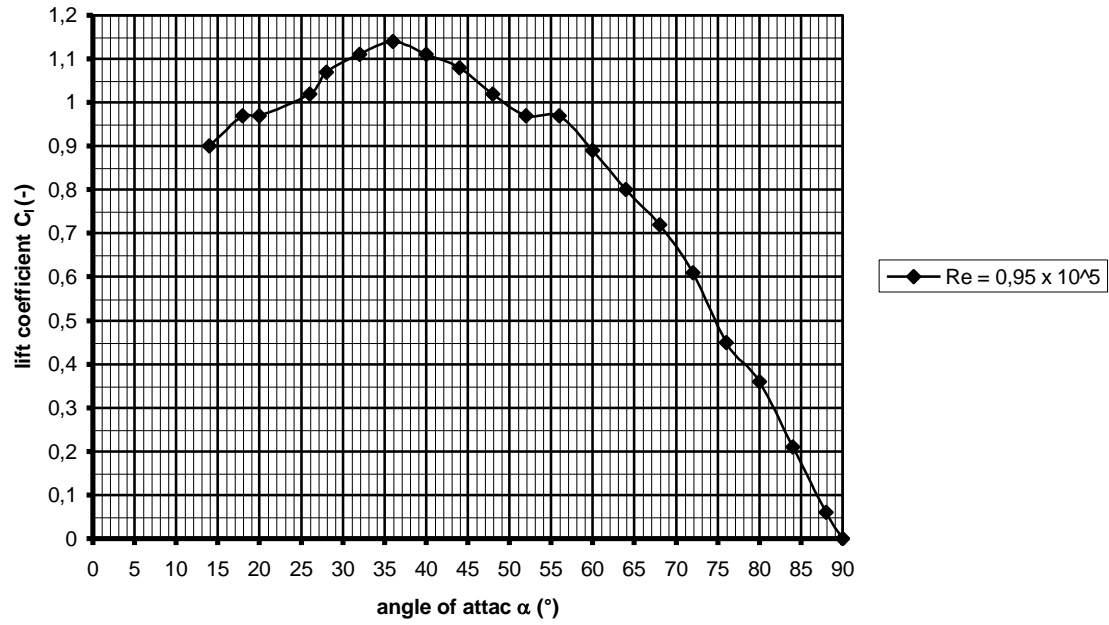


Fig. 5.10 Geschatte C_l - α kromme voor het Gö 623 profiel voor grote hoeken van α

De geometrie van het Gö 623 profiel voor een koorde van 100 wordt gegeven in fig. 5.11. Het profiel ziet er extreem dik uit maar dik komt omdat verschillende schalen voor de x-as en de y-as gebruikt zijn. Dit werd gedaan om genoeg ruimte te creëren om de y-coördinaten te kunnen weergeven.

x is de the x-coördinaat gemeten vanaf de neus als een percentage van de koorde. y_1 is de coördinaat van de bovenkant en y_2 is de coördinaat van de onderkant als percentage van de koorde. De y-coördinaten worden gegeven vanaf de vlakke onderkant die de 0-lijn is voor het Gö 623 profiel.

Oorspronkelijk geldt dat $y_2 = 0,35$ voor $x = 7,5$ maar in dit geval zit er een bult in de kromme. Daarom werd dit veranderd in $y_2 = 0,45$. De maximum dikte van 12 % van de koorde wordt bereikt bij $x = 30$.

Als het blad van hout gemaakt wordt, wordt aangeraden om de dikte aan de achterkant te vergroten om blad het minder gevoelig te maken voor beschadiging. Het profiel kan in dit geval gemodificeerd worden door te nemen: $y_1 = 2,95$ voor $x = 90$, $y_1 = 1,85$ voor $x = 95$ en $y_1 = 0,75$ voor $x = 100$. De bovenkant van het profiel is nu recht tussen $x = 70$ en $x = 100$. Er wordt verwacht dat deze geringe modificatie geen invloed heeft op de profielkarakteristieken.

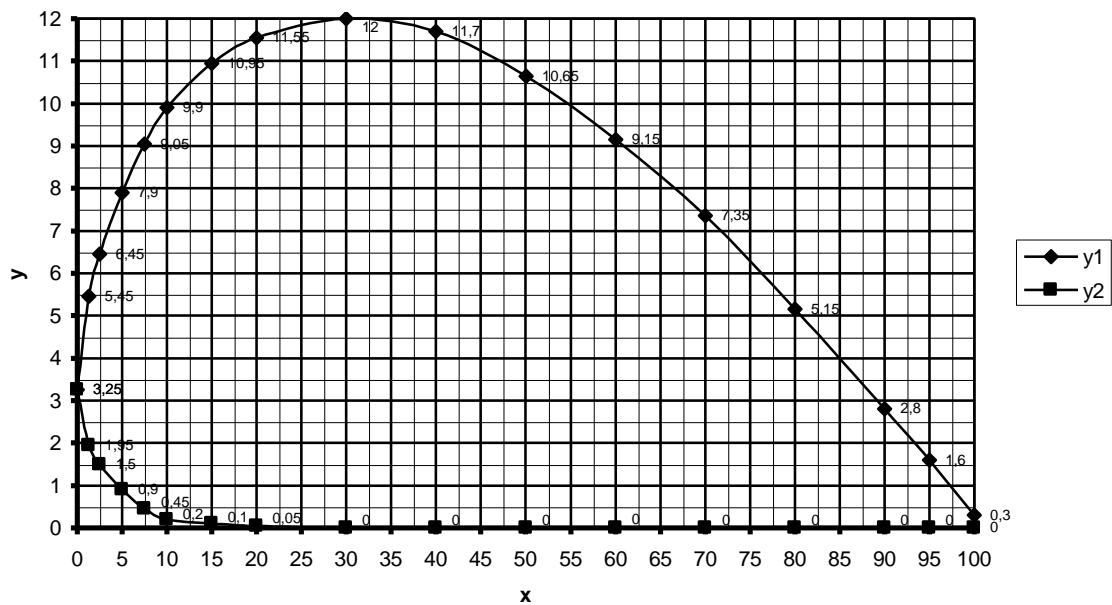


Fig. 5.11 Geometrie van het Gö 623 profiel

6 Rotorkarakteristieken

6.1 Algemeen

Als de rotorgeometrie eenmaal bepaald is, wil men vaak weten wat voor C_p - λ en C_q - λ krommen verwacht kunnen worden. Verschillende computerprogramma's zijn ontwikkeld waarmee dit mogelijk is maar zij zijn niet algemeen beschikbaar en het resultaat kan sterk afwijken van windtunnelmetingen. Er wordt een computerprogramma beschreven in het TUE-rapport: Een numerieke methode voor het bepalen van de prestaties van windrotoren, rapport R 1005 A (ref. 9.8).

Het maken van een schaalmodel en dat doormeten in een windtunnel, is de beste manier, tenminste, als het getest wordt bij de juiste windsnelheid. De windsnelheid moet omgekeerd evenredig zijn met de schaalfactor om dezelfde Reynoldswaarden te verkrijgen. Windtunnels zijn echter niet overall aanwezig en het maken van een schaalmodel is een hoop werk. Daarom wordt nu een eenvoudige methode gegeven waarmee C_p - λ en C_q - λ krommes geschat kunnen worden die aardig overeenkomen met gemeten krommen.

6.2 Bepaling van λ_{opt} , $C_{p\ max}$ en λ_{unt}

Bepaling van λ_{opt}

λ_{opt} is de snellopendheid waarvoor de rotor zijn maximum C_p zou moeten hebben. Er wordt aangenomen dat dit het geval is voor de ontwerpsnellopendheid; dus $\lambda_{opt} = \lambda_d$.

Bepaling van $C_{p\ max}$

Voor elk station werd de C_d/C_l verhouding bepaald (zie voorbeelden in sectie 5.4). Omdat ongeveer 75 % van het vermogen opgewekt wordt door de buitenste helft van het blad, wordt de gemiddelde C_d/C_l waarde voor dit deel van het blad bepaald. Vervolgens wordt de theoretisch maximum C_p waarde $C_{p\ th}$ bepaald, gebruikmaking van de krommen zoals gepresenteerd in sectie 4.3.3. De op deze manier gevonden C_p -waarde is te hoog omdat hij gebaseerd is op een blad dat het juiste profiel heeft vanaf het hart van de rotor tot aan de bladtip. In werkelijkheid is er een schijf in het midden van de rotor met een straal $R - k$ waarvoor het blad geen profiel heeft en waarvoor dus geen vermogen opgewekt wordt. Er wordt aangenomen dat de werkelijke C_p evenredig is met de verhouding tussen het oppervlak dat door het blad met een lengte k bestreken wordt en het rotoroppervlak A_r (zie fig. 6.1).

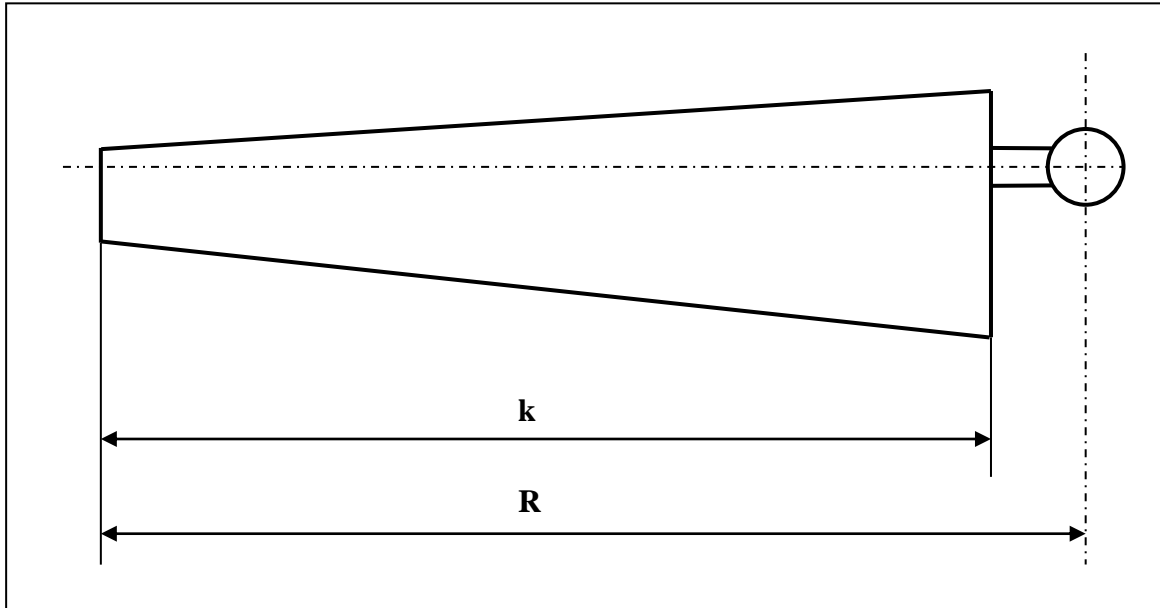


Fig. 6.1 Blad met bladlengte k

Het oppervlak A_k dat bestreken wordt door een blad met een lengte k wordt gegeven door:

$$A_k = \pi (2Rk - k^2) \quad (\text{m}^2) \quad (6.1)$$

Het rotoroppervlak A_r wordt gegeven door:

$$A_r = \pi R^2 \quad (\text{m}^2) \quad (6.2)$$

$C_{p \max}$ wordt dus gegeven door:

$$C_{p \max} = C_{p \text{ th}} * (2Rk - k^2) / R^2 \quad (-) \quad (6.3)$$

Bepaling van λ_{unl}

Voor λ_{unl} wordt de volgende dikkeduimformule gebruikt:

$$\lambda_{\text{unl}} = 8/5 * \lambda_{\text{opt}} \quad (-) \quad (6.4)$$

6.3 Bepaling van $C_{q \text{ start}}$

Voor de algemene bepaling van de startkoppelcoëfficiënt $C_{q \text{ start}}$, wordt het blad verdeeld in ongeveer zes secties (zie fig. 6.2).

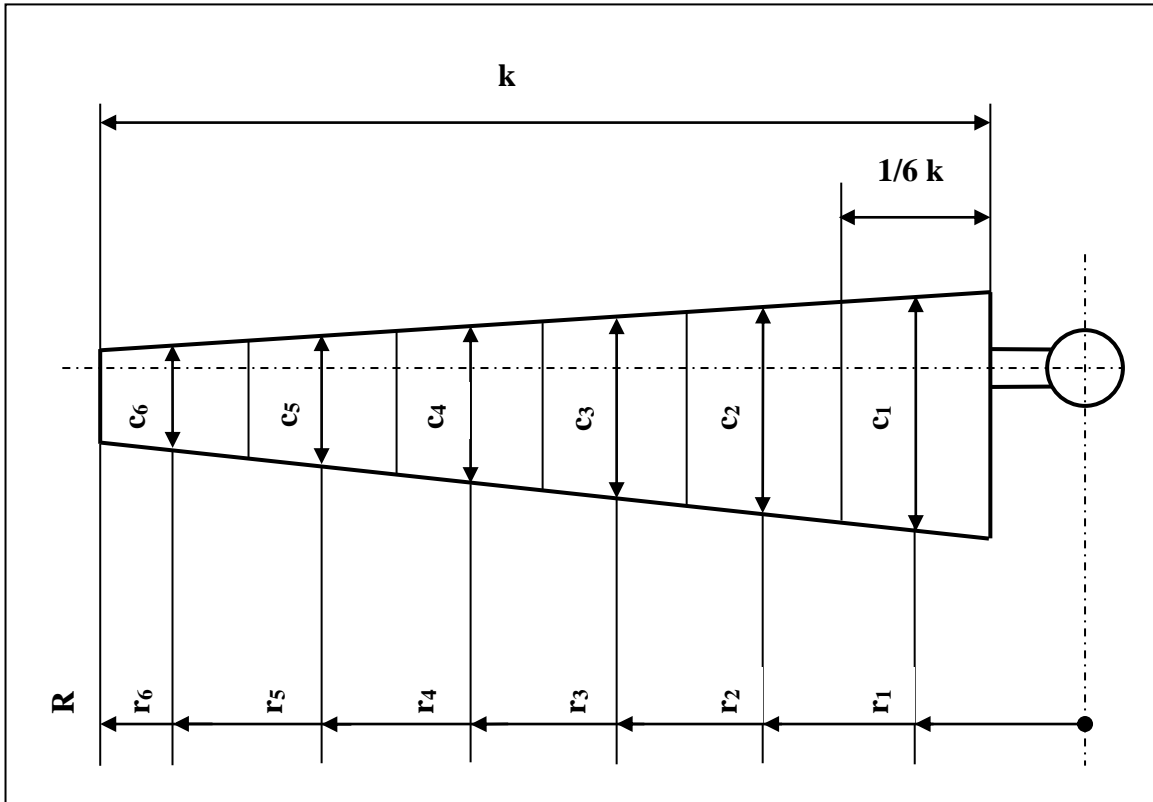


Fig. 6.2 Blad verdeeld in zes secties

Voor elke sectie wordt de gemiddelde koorde, de gemiddelde bladhoek β en de gemiddelde straal r bepaald. Vervolgens wordt het startkoppel bepaald voor elke sectie en optelling van de koppels van alle secties en vermenigvuldiging met het aantal bladen geeft dan het theoretische startkoppel van de gehele rotor. Vanwege verliezen aan de bladtip en de bladvoet is het werkelijke startkoppel ongeveer 75 % van het berekende koppel.

Als het blad een constante koorde heeft en geen torsie (zoals in voorbeeld no. 2 van sectie 5.4) dan wordt de gehele berekening erg eenvoudig omdat slechts één sectie met de lengte van het blad vereist is. De formules voor het startkoppel zullen voor deze conditie worden afgeleid. Als het blad een constante koorde heeft en een lineaire torsie dan kunnen dezelfde formules gebruikt worden alleen moet men de gemiddelde bladhoek gebruiken. Theoretisch wordt een kleine fout gemaakt maar die kan worden verwaarloosd. In fig. 6.3 wordt de situatie gegeven voor een blad met een constante koorde en een constante bladhoek.

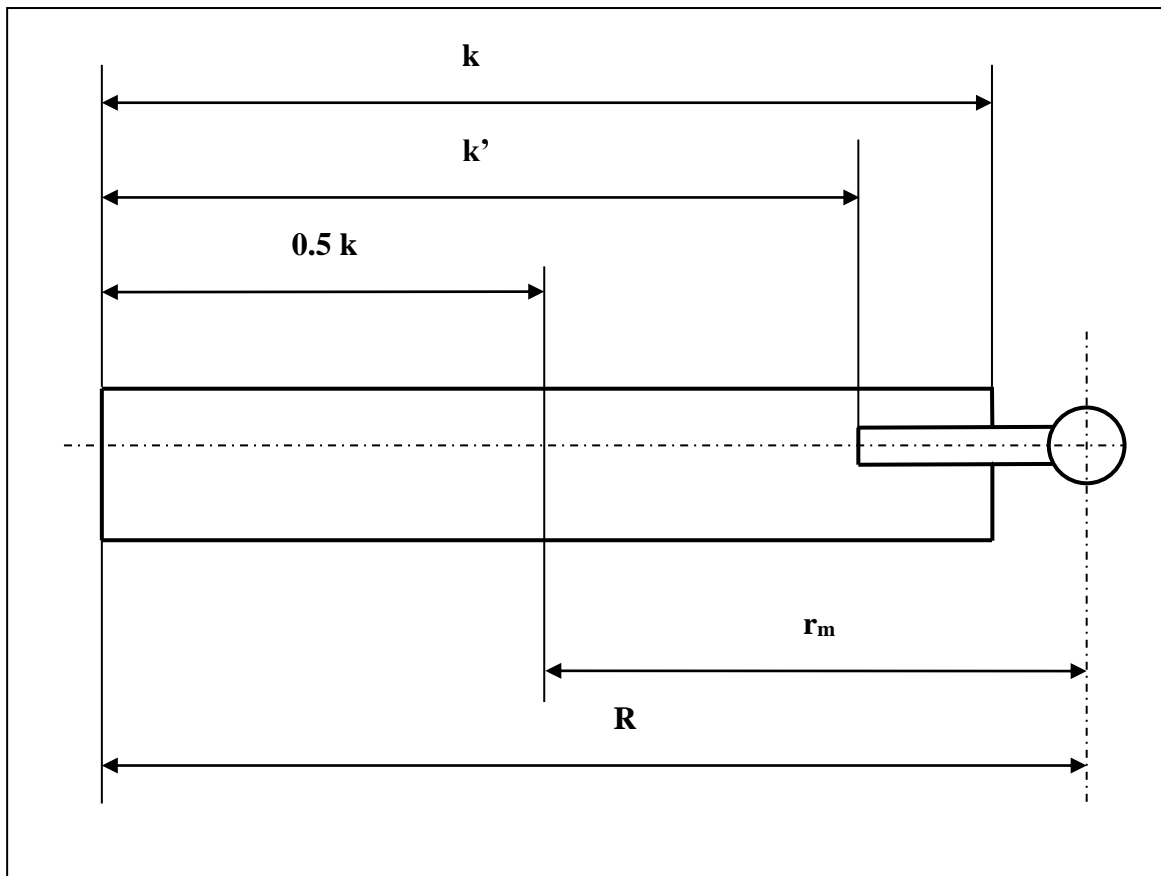


Fig. 6.3 Blad met een constante koorde en geen torsie

Voor de startconditie beweegt het blad niet en de richting van de relatieve wind W is daardoor evenwijdig aan de rotoras. Dit betekent dat $\phi = 90^\circ$ en dat $\alpha = 90^\circ - \beta$. Omdat geen vermogen aan de wind onttrokken wordt is de relatieve windsnelheid W gelijk aan de ongestoorde windsnelheid V . Voor deze conditie wordt het koppel alleen geleverd door de liftcomponent L (zie fig. 6.4). De resulterende lift kracht L op het gehele blad grijpt aan halverwege het blad op een straal r_m (zie fig. 6.3). r_m wordt gegeven door:

$$r_m = R - \frac{1}{2} k \quad (\text{m}) \quad (6.5)$$

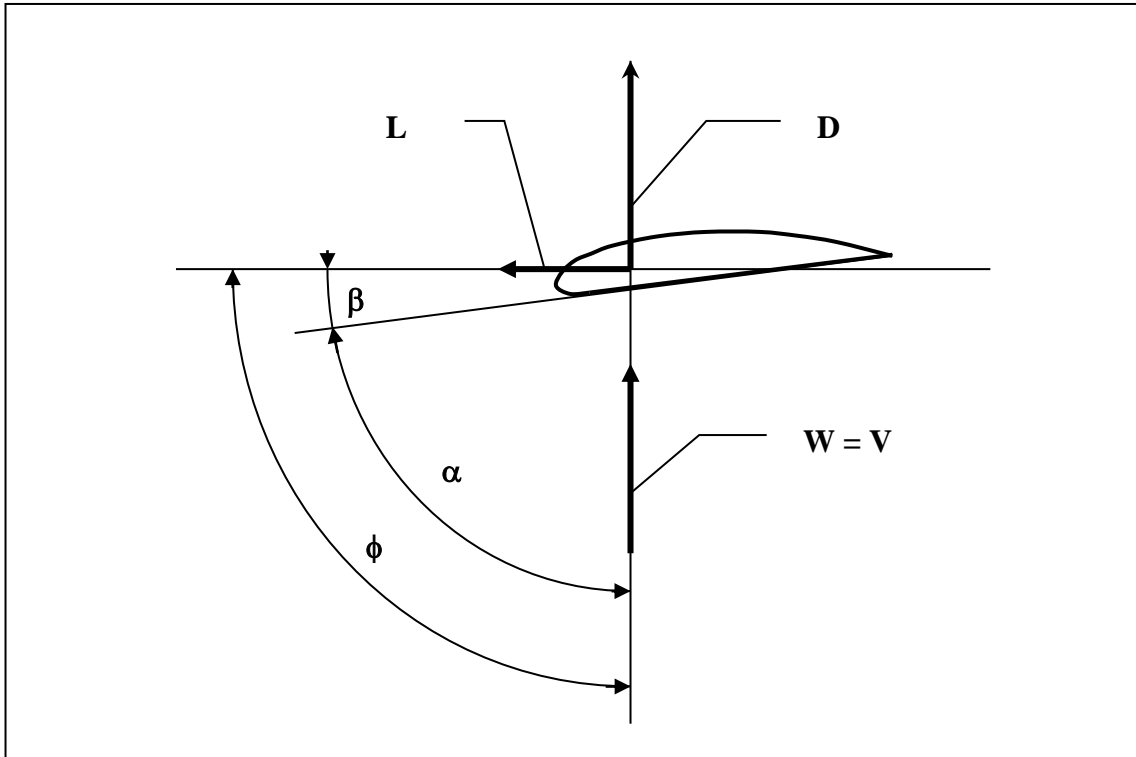


Fig. 6.4 Lift en weerstand werkend op een stilstaand blad

De liftcoëfficiënt C_l wordt gedefinieerd door formule 3.1. Voor $W = V$ en $b = k$ kan deze formule geschreven worden als:

$$L = C_l * \frac{1}{2} \rho V^2 * c * k \quad (\text{N}) \quad (6.6)$$

Gedurende het starten is de Reynoldswaarde erg laag en daarom moeten we de C_l - α kromme met de laagst beschikbare Reynoldswaarde gebruiken om C_l te berekenen. Het theoretische startkoppel van één blad $Q_{bl \text{ th}}$ wordt gegeven door:

$$Q_{bl \text{ th}} = r_m * L \quad (\text{Nm}) \quad (6.7)$$

Het theoretische startkoppel van de gehele rotor $Q_{rot \text{ th}}$ wordt gegeven door:

$$Q_{rot \text{ th}} = B * r_m * L \quad (\text{Nm}) \quad (6.8)$$

Het werkelijke startkoppel Q_{start} is maar 75 % van het theoretische startkoppel en Q_{start} wordt daarom gegeven door:

$$Q_{start} = 0,75 * B * r_m * L \quad (\text{Nm}) \quad (6.9)$$

Combinatie van formule 6.9, 6.6 and 6.5 geeft:

$$Q_{start} = 0,75 * B * (R - \frac{1}{2}k) * C_l * \frac{1}{2} \rho V^2 * c * k \quad (\text{Nm}) \quad (6.10)$$

De startkoppelcoëfficiënt $C_{q \text{ start}}$ wordt gedefinieerd als:

$$C_{q \text{ start}} = \frac{Q_{\text{start}}}{\frac{1}{2}\rho V^2 * \pi R^3} \quad (-) \quad (6.11)$$

Combinatie van formule 6.11 en 6.10 geeft:

$$C_{q \text{ start}} = \frac{0,75 * B * (R - \frac{1}{2}k) * C_l * c * k}{\pi R^3} \quad (-) \quad (6.12)$$

6.4 Bepaling van de C_p - λ en C_q - λ krommes

In de secties 6.2 en 6.3 werd uitgelegd hoe twee punten bepaald kunnen worden die op de C_p - λ kromme liggen en hoe één punt bepaald kan worden dat op de C_q - λ kromme ligt. Beide krommen kunnen geschat worden gebruik makend van slechts deze drie punten. Beide krommen zijn aan elkaar verwant middels formule 4.5: $\lambda = C_p / C_q$.

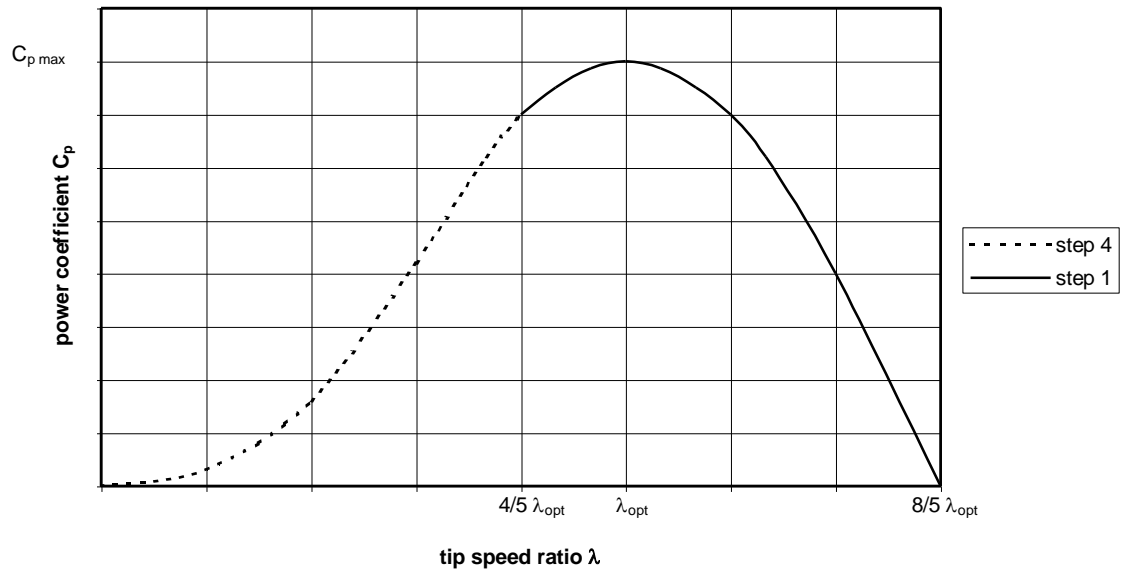
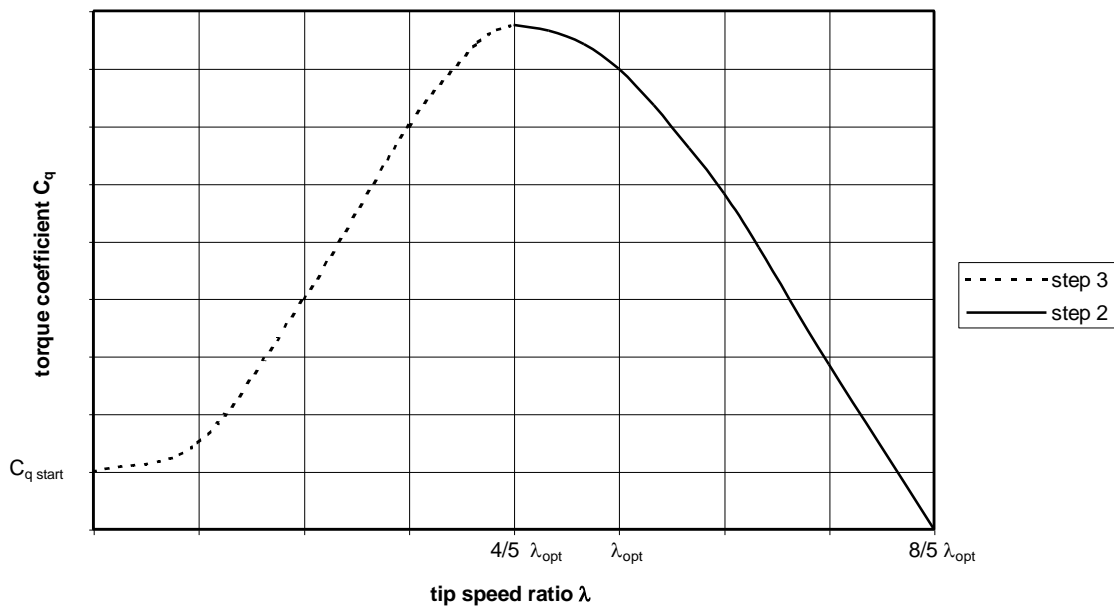
We beginnen met de twee punten $C_{p \text{ max}}$, λ_{opt} en $C_p = 0$, λ_{unl} die op de C_p - λ kromme liggen. Door deze twee punten trekken we een parabool die ongeveer begint bij $\lambda = 4/5 \lambda_{\text{opt}}$ en die een maximum heeft bij λ_{opt} (zie zwarte lijn fig. 6.5). We lezen de waarden van C_p af voor ongeveer vijf punten van deze lijn.

Gebruik makend van formule 4.5, berekenen we vervolgens de bijbehorende waarden voor C_q voor deze vijf punten en trekken daar doorheen het corresponderende deel van de C_q - λ kromme (zie zwarte lijn fig. 6.6). De maximum C_q -waarde vinden we normaal ongeveer voor $\lambda = 4/5 * \lambda_{\text{opt}}$. Het deel van de C_q - λ kromme tussen $\lambda = 6/5 \lambda_{\text{opt}}$ en λ_{unl} moet ongeveer een rechte lijn zijn. Als dit niet het geval is dan passen we het corresponderende deel van C_p - λ kromme enigszins aan totdat dit het geval is.

Vervolgens nemen we het berekende punt voor $C_{q \text{ start}}$, $\lambda = 0$ en trekken daar een horizontale lijn door. Vervolgens trekken we een S-vormige lijn (zie gestippelde lijn fig. 6.6) die het punt voor $C_{q \text{ start}}$ vloeiend met de rest van de kromme verbindt en die raakt aan de horizontale lijn.

Gebruikmakend van formule 4.5, berekenen we vervolgens het overblijvende deel van de C_p - λ curve (zie gestippelde lijn fig. 6.5) en beide krommen zijn nu compleet.

Een nauwkeurigere methode om het eerste deel van de C_q - λ kromme te bepalen wordt gegeven in rapport KD 97 (ref. 9.12). Dit rapport bevat ook een methode om $C_{q \text{ start}}$ te bepalen als het blad geen constante koorde heeft.

Fig. 6.5 Bepaling van de C_p - λ krommeFig. 6.6 Bepaling van de C_q - λ kromme

6.5 Voorbeeld van rotorkarakteristieken

De geschatte C_p - λ en C_q - λ krommen zullen nu worden afgeleid voor de VIRYA-3.3 rotor, dezelfde rotor als gebruikt werd in sectie 5.4.2. De ontwerpsnellopendheid λ_d voor deze rotor is 5. Neem aan dat $\lambda_{opt} = \lambda_d$, dus $\lambda_{opt} = 5$. Het aantal bladen $B = 3$. De gemiddelde C_d/C_l waarde wordt bepaald voor de stations A t/m D aangezien dat het belangrijkste deel van het blad is. We vinden een gemiddelde waarde $C_d/C_l = 0,04$.

Vervolgens wordt de theoretisch maximum C_p coëfficiënt bepaald voor een is 3-bladige rotor met gebruikmaking van fig. 4.7. Er worden alleen lijnen gegeven voor $C_d/C_l = 0,03$ en $C_d/C_l = 0,05$ maar door interpolatie vinden we dat $C_{p\ th} = 0,43$.

De werkelijke $C_{p\ max}$ kan berekend worden met formule 6.3. De bladlengte k is 1,5 m. Het gehele blad heeft echter niet overal een perfect aerodynamisch profiel. Het binnenste deel van het blad met een lengte van 0,25 m, wordt gebruikt voor de verbinding met de naafsamenstelling. Hoewel deze naafsamenstelling gepositioneerd is aan de vlakke kant van het profiel wordt het profiel hier behoorlijk door verstoord. De effectieve bladlengte voor de berekening van de $C_{p\ max}$ is daarom niet k maar k' (zie fig. 6.3). Voor de berekening van de startkoppelcoëfficiënt kan k gebruikt worden in plaats van k' omdat tijdens het starten het gehele blad overtrekt en de invloed van de naafsamenstelling dan verwaarloosd kan worden.

Formule 6.3 met $C_{p\ th} = 0,43$, $R = 1,65$ m en $k = k' = 1,25$ m geeft: $C_{p\ max} = 0,4$ wat een goede waarde is voor een kleine windmolen.

Voor de rotor ontworpen met de optimum C_d/C_l waarde, zoals gegeven in voorbeeld no. 1 van sectie 5.4.1, vonden we dat $C_{p\ max} = 0,45$ en het verschil is dus niet groot. Fabricage van deze rotor is echter veel lastiger en er is ook veel meer materiaal voor nodig.

Formule 6.4 met $\lambda_{opt} = 5$ geeft: $\lambda_{unl} = 8$.

Formule 5.2 met $\phi = 90^\circ$ en $\beta = 7^\circ$ geeft: $\alpha = 83^\circ$.

Het gekozen profiel is de Gö 623 en met gebruikmaking van fig. 5.10 en $\alpha = 83^\circ$ vinden we dat $C_l = 0,24$.

Formule 6.12 met $B = 3$, $R = 1,65$ m, $k = 1,5$ m, $C_l = 0,24$ en $c = 0,2$ m geeft: $C_{q\ start} = 0,010$.

De C_p - λ en C_q - λ krommen worden nu bepaald zoals uitgelegd wordt in sectie 6.4. De resultaten worden getoond in fig. 6.7 en fig. 6.8. Houd er rekening mee dat de schaal van de C_p -as anders is dan de schaal van de C_q -as.

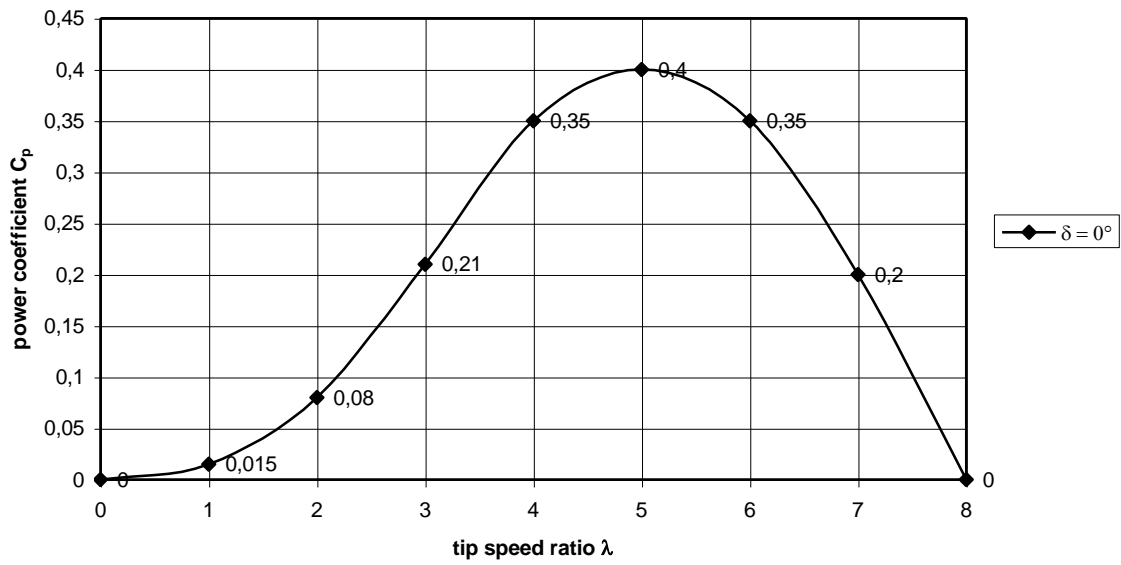


Fig. 6.7 Geschatte C_p - λ kromme voor de VIRYA-3.3 rotor

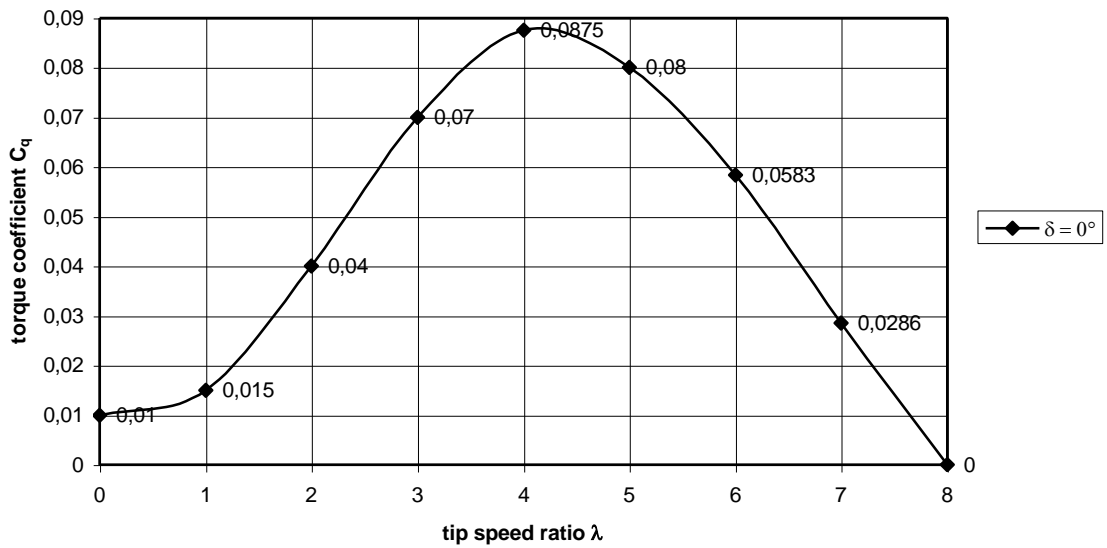


Fig. 6.8 Geschatte C_q - λ kromme voor de VIRYA-3.3 rotor

7 Scheef aangestroomde rotoren

7.1 Algemeen

De rotorkarakteristieken zoals afgeleid in hoofdstuk 6 zijn alleen geldig als de rotor haaks op de wind staat. Als de rotor scheef op de wind staat vanwege fluctuatie van de windrichting of omdat de beveiliging de rotor uit de wind draait, zullen de rotorkarakteristieken veranderen. Om te kunnen voorspellen hoe zij veranderen als functie van de scheefhoek δ , moet de effectieve component van de windsnelheid bepaald worden. De ongestoorde windsnelheid vóór de rotor kan ontbonden worden in een component $V\cos\delta$ haaks op het rotorvlak en een component $V\sin\delta$ parallel aan het rotorvlak (zie fig. 7.1).

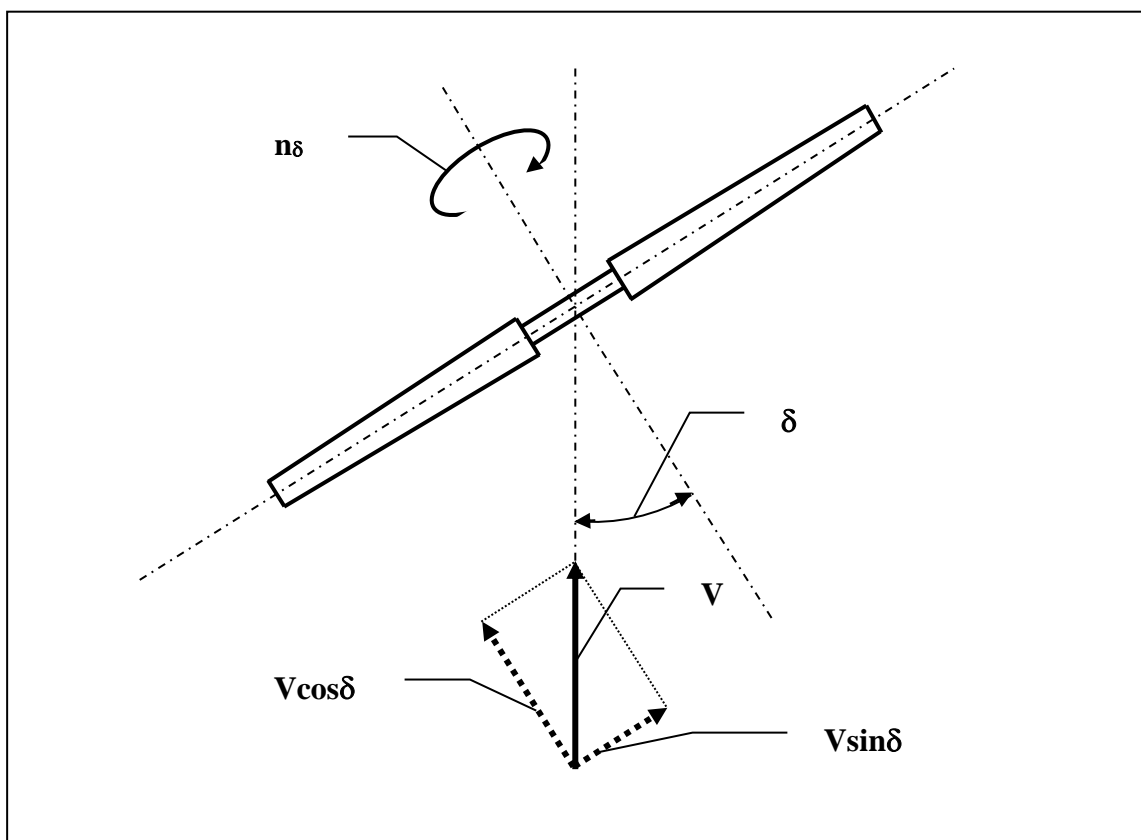


Fig. 7.1 Ontbinding van V in de componenten $V\cos\delta$ en $V\sin\delta$

Windtunnelmetingen geven aan dat als de component $V\cos\delta$ gebruikt wordt om het toerental, de thrust, het koppel en het vermogen te berekenen, dat dan maar een kleine fout gemaakt wordt, met name in het gebied rond de optimale snellopendheid. De component $V\sin\delta$ kan echter niet gebruikt worden om de zijdelingse kracht op de rotor te berekenen. De werkelijke zijdelingse kracht is veel hoger dan wanneer $V\sin\delta$ gebruikt wordt voor de berekening, met name bij lage waarden van δ .

7.2 Bepaling van de formules voor scheve aanstroming

De formules voor n , F_t , Q en P zoals gegeven in hoofdstuk 4 worden nu aangepast voor scheve aanstroming door $V\cos\delta$ in plaats van V te gebruiken.

Formule 4.8 met $V = V\cos\delta$ geeft:

$$n_\delta = 30 * \lambda * (V\cos\delta) / \pi R = 30 * \lambda * \cos\delta * V / \pi R \quad (\text{rpm}) \quad (7.1)$$

$$\text{Definieer } \lambda_\delta \text{ als: } \lambda_\delta = \lambda * \cos\delta \quad (-) \quad (7.2)$$

Combinatie van formule 7.2 en 7.1 geeft:

$$n_\delta = 30 * \lambda_\delta * V / \pi R \quad (\text{rpm}) \quad (7.3)$$

Formule 4.12 met $V = V\cos\delta$ geeft:

$$F_{t\delta} = C_t * \frac{1}{2}\rho (V\cos\delta)^2 * \pi R^2 = C_t * \cos^2\delta * \frac{1}{2}\rho V^2 * \pi R^2 \quad (\text{N}) \quad (7.4)$$

$$\text{Definieer } C_{t\delta} \text{ als: } C_{t\delta} = C_t * \cos^2\delta \quad (-) \quad (7.5)$$

Combinatie van formule 7.5 en 7.4 geeft:

$$F_{t\delta} = C_{t\delta} * \frac{1}{2}\rho V^2 * \pi R^2 \quad (\text{N}) \quad (7.6)$$

Formule 4.3 met $V = V\cos\delta$ geeft:

$$Q_\delta = C_q * \frac{1}{2}\rho (V\cos\delta)^2 * \pi R^3 = C_q * \cos^2\delta * \frac{1}{2}\rho V^2 * \pi R^3 \quad (\text{Nm}) \quad (7.7)$$

$$\text{Definieer } C_{q\delta} \text{ als: } C_{q\delta} = C_q * \cos^2\delta \quad (-) \quad (7.8)$$

Combinatie van formule 7.8 en 7.7 geeft:

$$Q_\delta = C_{q\delta} * \frac{1}{2}\rho V^2 * \pi R^3 \quad (\text{Nm}) \quad (7.9)$$

Formule 4.1 met $V = V\cos\delta$ geeft:

$$P_\delta = C_p * \frac{1}{2}\rho (V\cos\delta)^3 * \pi R^2 = C_p * \cos^3\delta * \frac{1}{2}\rho V^3 * \pi R^2 \quad (\text{W}) \quad (7.10)$$

$$\text{Definieer } C_{p\delta} \text{ als: } C_{p\delta} = C_p * \cos^3\delta \quad (-) \quad (7.11)$$

Combinatie van formule 7.11 en 7.10 geeft:

$$P_\delta = C_{p\delta} * \frac{1}{2}\rho V^3 * \pi R^2 \quad (\text{W}) \quad (7.12)$$

7.3 Voorbeeld van scheve aanstroming

De Formules 7.2, 7.8 en 7.11 kunnen nu gebruikt worden om de $C_{p\delta-\lambda\delta}$ en de $C_{q\delta-\lambda\delta}$ krommen voor bepaalde waarden van δ af te leiden. Dit werd gedaan voor de VIRYA-3.3 rotor waarvoor de karakteristieken gegeven worden in fig. 6.7 en fig. 6.8. Deze krommen werden geproduceerd voor scheefhoeken met waarden $\delta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ en 60° . Het is gemakkelijk om te beginnen met het maken van een tabel waarin alle berekende waarden worden gegeven (zie tabel 7.1). De berekende waarden, met inbegrip van de waarden voor $\delta = 0^\circ$, worden gebruikt voor het tekenen van de $C_{p\delta-\lambda\delta}$ en $C_{q\delta-\lambda\delta}$ krommen zoals gegeven in fig. 7.2 en fig. 7.3.

λ	$\delta = 0^\circ$		$\delta = 15^\circ$			$\delta = 30^\circ$			$\delta = 45^\circ$			$\delta = 60^\circ$		
	C_q	C_p	λ_δ	$C_{q\delta}$	$C_{p\delta}$	λ_δ	$C_{q\delta}$	$C_{p\delta}$	λ_δ	$C_{q\delta}$	$C_{p\delta}$	λ_δ	$C_{q\delta}$	$C_{p\delta}$
0	0,01	0	0	0,0093	0	0	0,0075	0	0	0,005	0	0	0,0025	0
1	0,015	0,015	0,9659	0,0140	0,0135	0,8660	0,0113	0,0097	0,7071	0,0075	0,0053	0,5	0,0038	0,0019
2	0,04	0,08	1,9319	0,0373	0,0721	1,7321	0,03	0,0520	1,4142	0,02	0,0283	1	0,01	0,01
3	0,07	0,21	2,8978	0,0653	0,1892	2,5981	0,0525	0,1364	2,1213	0,035	0,0742	1,5	0,0175	0,0262
4	0,0875	0,35	3,8637	0,0816	0,3154	3,4641	0,0656	0,2273	2,8284	0,0438	0,1237	2	0,0219	0,0438
5	0,08	0,4	4,8296	0,0746	0,3605	4,3301	0,06	0,2598	3,5355	0,04	0,1414	2,5	0,02	0,05
6	0,0583	0,35	5,7956	0,0544	0,3154	5,1962	0,0437	0,2273	4,2426	0,0292	0,1237	3	0,0146	0,0438
7	0,0286	0,2	6,7615	0,0267	0,1802	6,0622	0,0215	0,1299	4,9497	0,0143	0,0707	3,5	0,0072	0,025
8	0	0	7,7274	0	0	6,9282	0	0	5,6569	0	0	4	0	0

tabel 7.1 Berekende waarden voor λ_δ , $C_{q\delta}$ en $C_{p\delta}$ voor de VIRYA-3.3 windmolen

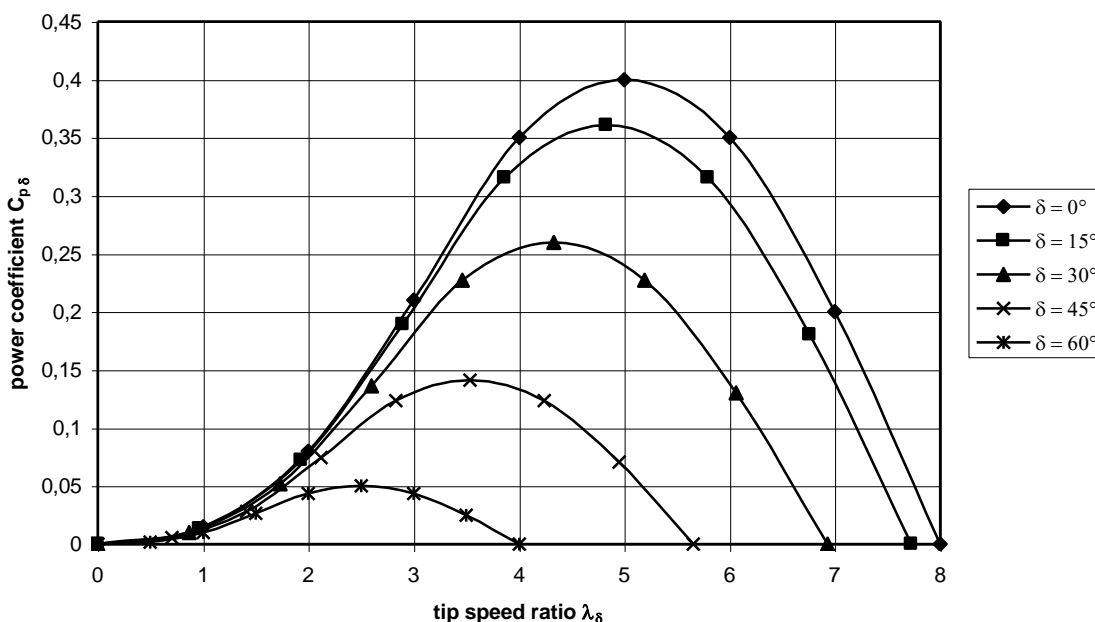


Fig. 7.2 $C_{p\delta-\lambda\delta}$ krommen voor verschillende waarden van δ voor de VIRYA-3.3 windmolen

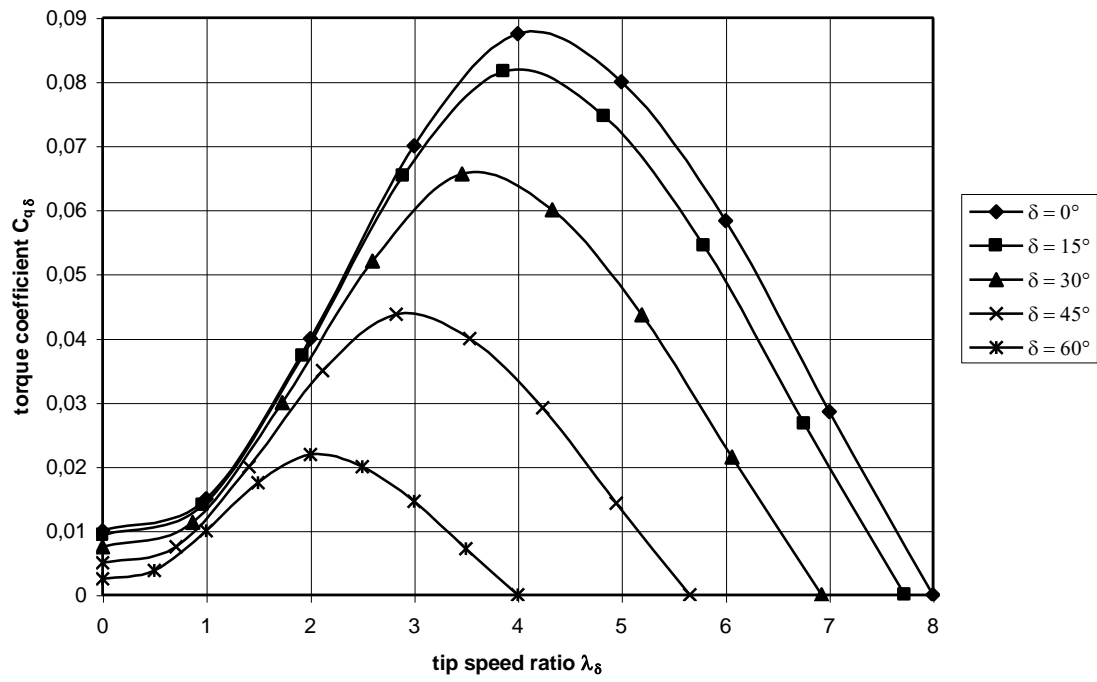


Fig. 7.3 $C_{q\delta}$ - λ_δ krommes voor verschillende waarden van δ voor de VIRYA-3.3 windmolen

8 Matching tussen de windmolenrotor en de generator

8.1 Algemeen

Het doel van dit hoofdstuk is om een compacte methode te geven om een bepaalde windmolenrotor aan een bepaalde generator te kunnen matchen. Er is geen goed Nederlands woord voor matching maar het betreft de mate waarin de generatorkarakteristiek samenvalt met de optimale rotorkarakteristiek. De optimale rotorkarakteristiek kan de P-n kromme of de Q-n kromme zijn (zie sectie 8.3 punten 3 en 4) waarvoor C_p maximaal is. Een voordeel van het gebruik van de P-n grafiek is dat de P_{el} -n kromme van de generator in dezelfde grafiek getekend kan worden. Een nadeel is dat het vermogen erg laag is bij lage toerentallen en het startgedrag kan daarom niet goed geanalyseerd worden in de P-n grafiek. Voor analyse van het startgedrag kan daarom beter gebruik gemaakt worden van de Q-n grafiek. Beide systemen zullen worden uitgelegd.

De generatorkarakteristiek kan gegeven worden als een gemeten P_{mech} -n kromme of een gemeten Q-n kromme. Als er een versnellende overbrenging is tussen de generator en de windmolenrotor dan moet ook de overbrengingsverhouding en het rendement van de transmissie in aanmerking genomen worden. Het toerental van de generator moet getransformeerd worden naar het toerental van de rotoras.

8.2 Ontwerpparameters

De volgende ontwerpparameters beïnvloeden de matching tussen rotor en generator

- 1 De rotordiameter
- 2 De ontwerpsnellopendheid
- 3 De vorm van de C_p - λ en de C_q - λ kromme
- 4 De overbrengingsverhouding van de transmissie
- 5 Het transmissierendement
- 6 Het type generator, DC of AC
- 7 Het type veldbekrachtiging, elektromagneet of permanent magneet
- 8 De bouwgroote van de generator
- 9 Het aantal ankerpolen
- 10 De magnetische veldsterkte in de luchtspleet
- 11 De methode van gelijkrichting, delta of ster (indien gelijkrichting wordt toegepast)
- 12 Het aantal windingen per spoel en de manier waarop de spoelen geschakeld zijn.

De punten 7 t/m 12 bepalen de open spanning bij een bepaald toerental. Dit, in combinatie met de accuspanning, bepaalt bij welk toerental het laden begint (er wordt verondersteld dat de windmolen gebruikt wordt voor het laden van accu's).

8.3 Matchingprocedure

- 1 Bepaal de rotordiameter D , de ontwerpsnellopendheid λ_d en de bladgeometrie. Dit wordt beschreven in hoofdstuk 5.
- 2 Bepaal de C_p - λ en de C_q - λ krommen van de gekozen rotor. Dit kan gedaan worden met behulp van een schaalmodel in een windtunnel. Een eenvoudige methode om deze krommen te schatten wordt gegeven in hoofdstuk 6. Ongeveer negen punten moeten gekozen worden op de geselecteerde krommen en de waarden voor λ , C_p , en C_q voor deze punten worden in een tabel genoteerd (zie voorbeeld tabel 8.1).

- 3 Bepaal de P-n krommen van de rotor. Voor een bepaalde lage windsnelheid, bijvoorbeeld $V = 3$ m/s, worden de gekozen waarden voor λ en C_p ingevuld in formule 4.1 en 4.8. De berekende waarden voor n en P worden ook in de tabel opgenomen (zie voorbeeld tabel 8.1). Dit wordt herhaald voor hogere windsnelheden $V = 4, 5, 6$ en 7 m/s. Als de windmolen een beveiliging heeft waarmee de rotor boven een windsnelheid van bijvoorbeeld $V = 7$ m/s uit de wind gedraaid wordt, dan moet hier voor hogere windsnelheden rekening mee gehouden worden. In dit geval moeten formule 7.10 en 7.1 gebruikt worden. De waarden uit de tabel worden vervolgens in de P-n grafiek gezet (zie voorbeeld fig. 8.3). De lijn die punten van dezelfde windsnelheid met elkaar verbindt is de P-n kromme voor die windsnelheid. Deze lijn heeft ongeveer dezelfde vorm als de C_p - λ kromme. Punten met dezelfde λ en dezelfde C_p kunnen ook met elkaar verbonden worden. Dit is een derdemachtskromme. De lijn voor $C_p = C_{p \text{ max}}$ is de optimale derdemachtskromme van de rotor. De generatorkromme moet zo goed mogelijk met deze kromme samenvallen. De formule voor de derdemachtskromme kan gevonden worden door combinatie van formule 4.1 en 4.8, resulterend in:

$$P = \frac{\pi^4 * \rho * C_p * R^5 * n^3}{54000 * \lambda^3} \quad (\text{W}) \quad (8.1)$$

- 4 Bepaal de Q-n krommen van de rotor. Met gebruikmaking van formule 4.3 en 4.8, is de procedure identiek aan die voor de P-n krommen. De lijn die de punten van gelijke windsnelheid met elkaar verbindt is de Q-n kromme voor die windsnelheid. De lijn die punten met gelijke C_q en λ met elkaar verbindt is een parabool. Houd er rekening mee dat optimum parabool door de punten $C_q = C_{q \text{ opt}}$ niet door de maxima van de Q-n krommes gaat. Om het startgedrag te beoordelen, is het genoeg om alleen het deel van de Q-n krommen voor lage waarden van λ en voor lage windsnelheden te tekenen. Deze lijnen kunnen vergeleken worden met de Q-n kromme van de generator bij lage toerentallen die vooral bepaald wordt door het kleefkoppel en de lagerwrijving. De formule voor de parabolen kan gevonden worden door combinatie van formule 4.3 en 4.8, resulterend in:

$$Q = \frac{\pi^3 * \rho * C_q * R^5 * n^2}{1800 * \lambda^2} \quad (\text{Nm}) \quad (8.2)$$

- 5 Vervolgens wordt een generator gekozen van een bepaald type en bouwgroote. Het ankervolume bepaalt ongeveer het maximum koppelniveau en dit bepaalt de maximum rated windsnelheid voor een bepaalde rotordiameter en een bepaalde λ_{opt} . Voor kleine windmolens wordt aanbevolen om een standaard asynchrone motor te gebruiken die voorzien is van een permanent magneet (PM) anker. Alle VIRYA windmolens, ontworpen door Kragten Design, maken gebruik van dit type generator. Als de windmolenrotor rechtstreeks op de generatoras gemonteerd wordt, kan de vereiste asdiameter de minimale generatorbouwgroote bepalen.
- 6 Vervolgens wordt een bepaalde transmissie met een bepaalde versnellende overbrengingsverhouding gekozen. Men moet het transmissierendement η_{tr} kennen of schatten. Voor transmissies zoals V-snaren, hangt het rendement erg af van het koppel dat doorgegeven wordt. Voor kleine windmolens wordt aangeraden om een langzaam lopende direct aangedreven generator te gebruiken, dus $i = 1$ en $\eta_{\text{tr}} = 1$.

- 7 De karakteristieken voor de gekozen generator moeten gemeten worden op een meetopstelling voor toerentallen die verwacht mogen worden bij gebruik in de windmolen. Er wordt aangeraden om niet alleen voor de gekozen accu spanning te meten maar ook voor hogere en lagere waarden. De generator moet ook onbelast en bij kortsluiting doorgemeten worden. Q -n, U -n, I -n, P_{mech} -n, P_{el} -n en η_{gen} -n krommen moeten getekend worden voor alle gemeten condities.
- 8 Als men gekozen heeft voor een versnellende overbrenging, dan moeten de generatorkrommen omgezet worden naar de rotoras. Dit kan gedaan worden met behulp van de volgende formules:

$$n = n_{\text{gen}} / i \quad (-) \quad (8.3)$$

$$P = P_{\text{mech}} / \eta_{\text{tr}} \quad (\text{W}) \quad (8.4)$$

$$Q = Q_{\text{gen}} * i / \eta_{\text{tr}} \quad (\text{Nm}) \quad (8.5)$$

Als er geen transmissie is, dan geldt dat $i = 1$ en $\eta_{\text{tr}} = 1$ en vervalt deze stap.

- 8 De (omgezette) P_{mech} -n en P_{el} -n krommen van de generator worden vervolgens in P-n grafiek van de windmolenrotor getekend. Optimale matching wordt gerealiseerd als de P_{mech} -n kromme de optimale P-n kromme van de windmolen bij twee punten snijdt waarvoor de windsnelheid ongeveer 4,5 en 8,5 m/s is (zie P-n grafiek VIRYA-3.3 windmolen fig. 8.1 lijn "optimal"). De matching is goed als beide lijnen elkaar raken of als er een kleine afstand tussen de lijnen zit (zie lijn "good right"). De matching is ook goed als de twee lijnen elkaar snijden bij windsnelheden van ongeveer 3 en 9,5 m/s (zie lijn "good left"). Als de snijpunten ver uit elkaar liggen is de matching slecht (zie lijn "bad left"). Als de lijnen ver uit elkaar liggen is de matching ook slecht (zie lijn "bad right").

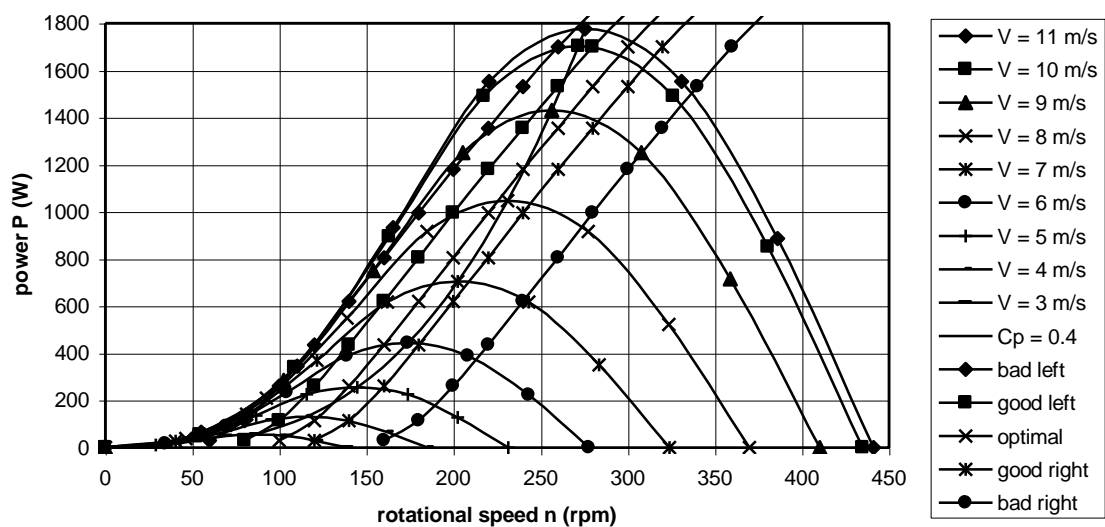


Fig. 8.1 Optimale, goede en slechte matching

Als de matching slecht is dan moet er wat veranderd worden. Dit kan zijn de rotordiameter, de optimale snellopendheid, de overbrengingsverhouding, het aantal windingen per spoel, de manier waarop de spoelen geschakeld worden, de manier van gelijkrichten (ster of delta), het aantal ankerpolen of de sterkte van het magnetisch veld in de luchtspleet. Na modificatie moet de matching opnieuw gecontroleerd worden. Als de generator mechanisch aangepast werd, is het nodig om hem opnieuw door te meten. Als alleen de winding aangepast werd, dan kan een gemodificeerde generatorkromme geschat worden.

Als het aantal windingen per spoel verdubbeld wordt, dan zal men dezelfde generatorkromme vinden voor een dubbele spanning (als de totale koperdoorsnede van alle draden in een statorgroef gelijk is). De spanning halveert wanneer twee spoelen parallel met elkaar gezet worden die voorheen met elkaar in serie stonden.

- 10 De Q-n kromme van de generator wordt getekend in de Q-n grafiek van de windmolen voor lage toerentallen en lage windsnelheden. Hierin is te zien voor welke windsnelheid de Q-n kromme van de rotor net de generatorkromme raakt. Dit is de startwindsnelheid. Als de Q-n kromme van de generator bijna horizontaal loopt bij lage toerentallen dan ligt het raakpunt bijna bij stilstand. In dit geval kan de startwindsnelheid bepaald worden door het startkoppel van de rotor te vergelijken met het kleefkoppel Q_s van de generator. De startwindsnelheid V_{start} voor een overbrengingsverhouding $i = 1$ kan berekend worden met:

$$V_{\text{start}} = \sqrt{\frac{Q_s}{C_{q \text{ start}} * \frac{1}{2}\rho * \pi R^3}} \quad (\text{m/s}) \quad (8.6)$$

- 11 De P_{el} -V kromme wordt vervolgens op de volgende manier bepaald. Het snijpunt van de P_{mech} -n kromme van de generator met de P-n kromme van de windmolen voor een bepaalde windsnelheid bijvoorbeeld $V = 3 \text{ m/s}$, is het werkpunt voor die windsnelheid (zie voorbeeld fig. 8.3). De rotor zal draaien met het toerental behorende bij dit werkpunt (als de rotor niet versnelt). Het elektrische vermogen P_{el} bij het werkpunt kan gevonden worden door vanaf het werkpunt recht omlaag te gaan totdat de P_{el} -n kromme gesneden wordt. Dit snijpunt geeft P_{el} voor $V = 3 \text{ m/s}$. Dezelfde procedure wordt herhaald voor hogere windsnelheden. Alle gevonden waarden voor P_{el} worden uitgezet in de P_{el} -V kromme. De op deze manier bepaalde P_{el} -V kromme zou hetzelfde moeten zijn als de kromme die gevonden wordt als de complete windmolen voor een grote open windtunnel geplaatst zou worden. In de literatuur wordt de P_{el} -V kromme vaak de P-V kromme genoemd maar gewoonlijk bedoelt men hiermee het opgewekte elektrische vermogen en niet het mechanische vermogen op de rotoras.

Bij een bepaalde windsnelheid komt het beveiligingssysteem in actie dat het rotortoerental en de thrust begrenst. De VIRYA-windmolens maken gebruik van het zogenaamde "hinged side vane safety system" waarmee de rotor geleidelijk uit de wind gedraaid wordt boven windsnelheden van ongeveer 7 m/s. De C_p - λ kromme van de rotor verandert vanwege het beveiligingssysteem. De veranderde C_p - λ krommen van de rotor kunnen bepaald worden als de karakteristiek van de beveiliging bekend is. Voor een beveiligingssysteem dat de rotor uit de wind draait, moet men de δ -V kromme kennen. δ is de hoek van scheve aanstroming ofte wel de hoek tussen de windrichting en de rotoras. In hoofdstuk 7 werd uitgelegd hoe C_p en λ veranderen als functie van de scheefhoek. Voor elke nieuwe hoek kunnen dus nieuwe waarden voor C_p en λ gevonden worden.

De P_{el} -V kromme kan niet nauwkeurig in het veld gemeten worden. Dit komt omdat de windsnelheidsmeter, bijvoorbeeld een cupanemometer, op een bepaalde afstand van de rotor geplaatst moet worden. Afhankelijk van de windrichting zal de windsnelheid dan te vroeg of te laat gemeten worden. De gemeten windsnelheid zal ook te laag zijn als de windsnelheidsmeter achter de rotor staat. Een ander probleem is dat echte wind nooit constant is en dat de rotor daarom zal versnellen of vertragen. Men moet dus periodes kiezen waarvoor de windsnelheid en het rotortoerental ongeveer constant waren voor ten minste enige seconden.

Soms worden P_{el} -V krommen gegeven die gebaseerd zijn op 10 min gemiddelde windsnelheden gemeten in het veld. Een dergelijke P_{el} -V kromme zal vaak hoger liggen dan een P_{el} -V kromme die gebaseerd is op de momentane windsnelheid en het resultaat is dus te optimistisch. Het verschil hangt af van de mate van fluctuatie van de windsnelheid gedurende de meetperiode.

- 12 De P_{el} -V kromme kan uiteindelijk gebruikt worden om de hoeveelheid elektrische energie in kWh te schatten die opgewekt zal worden gedurende een bepaalde periode. Hiervoor heeft men echter de windsnelheidsverdeling nodig voor de plaats waar de windmolen zal worden opgericht. De windsnelheidsverdeling wordt bepaald met windsnelheidsmetingen over een lange periode. Bepaling van de windsnelheidsverdeling ligt buiten het bestek van dit rapport. De windsnelheidsverdeling geeft de fractie van de tijd waarvoor de windsnelheid binnen een bepaald windsnelheidsinterval lag. In plaats van de fractie kan men ook het aantal uren per maand of per jaar geven. Een windsnelheidsinterval heeft normaal een breedte van 1 m/s. De windsnelheidsverdeling geeft dus de fractie van de tijd waarin de windsnelheid ligt tussen 0 en 1 m/s, tussen 1 en 2 m/s, tussen 2 en 3 m/s enz. De energie voor elk windsnelheidsinterval E_i wordt berekend voor een bepaalde periode met gebruikmaking van de formule:

$$E_i = P_{el} * t \quad (\text{kWh}) \quad (\text{voor } P_{el} \text{ in kW en } t \text{ in uren}) \quad (8.7)$$

Sommering van de energie van alle windsnelheidsintervallen geeft de totale energie E_{tot} voor de gekozen periode. E_{tot} wordt gegeven door:

$$E_{tot} = \sum E_i \quad (\text{kWh}) \quad (8.8)$$

De gehele berekening is een schatting omdat de fluctuaties van de echte windsnelheid gedurende een bepaalde periode altijd zullen afwijken van de windsnelheidsverdeling.

Voorbeeld: Veronderstel dat men de geschatte energie wil berekenen die gedurende een jaar wordt opgewekt. Een jaar heeft 8760 uur. Veronderstel dat de fractie van het windsnelheidsinterval tussen 4 en 5 m/s, 0,1 is. Dit betekent dat de windsnelheid tussen 4 en 5 m/s ligt gedurende 876 uur/jaar. Vervolgens bekijkt men de P_{el} -V kromme en bepaalt P_{el} voor een windsnelheid van 4,5 m/s (het gemiddelde van 4 en 5 m/s). Veronderstel dat $P_{el} = 120 \text{ W} = 0,12 \text{ kW}$ voor $V = 4,5 \text{ m/s}$. Met gebruikmaking van formule 8.7 voor $P_{el} = 0,12 \text{ kW}$ en $t = 876 \text{ h}$, wordt dan gevonden dat $E_i = 105,1 \text{ kWh}$. Dit wordt herhaald voor alle andere windsnelheidsintervallen. De totale energie E_{tot} voor alle windsnelheidsintervallen wordt gevonden met gebruikmaking van formule 8.8.

8.4 Voorbeeld van matching

De P-n krommen en de P_{el} -V kromme zullen nu afgeleid worden voor VIRYA-3.3 windmolen. De bladgeometrie werd berekend in sectie 5.4.2. De geschatte C_p - λ werd bepaald in sectie 6.5. De VIRYA-3.3 windmolen is voorzien van een 4-polige permanent magneet generator met een 3-fasenwikkeling die gelijkgericht wordt in delta. De windmolenrotor wordt direct op de generatoras gemonteerd en voor de overbrengingsverhouding geldt dus dat $i = 1$. De generator wordt gemaakt van een asynchrone motor die voorzien wordt van een nieuw anker met neodymium magneten.

Het toereengebied voor gebruik in de windmolen (0 - 320 omw/min), is veel lager dan het originele motortoerental (1450 omw/min) en daarom kan de originele 220/380 V wikkeling gebruikt worden voor 24 V acculaden. De gemeten generator karakteristieken worden gegeven in rapport KD 01, "Measurements performed on the VIRYA-3.3 generator" (ref. 9.9).

De VIRYA-3.3 windmolen is voorzien van het zogenaamde "hinged side vane safety system" waarmee de rotor uit de wind gedraaid wordt boven een bepaalde windsnelheid. Dit beveiligingssysteem wordt beschreven in rapport KD 485, "Safety systems for small wind turbines which turn the rotor out of the wind at high wind speeds" (ref. 9.10). Een geschatte δ -V kromme voor de VIRYA-3.3 windmolen wordt gegeven in fig. 8.2.

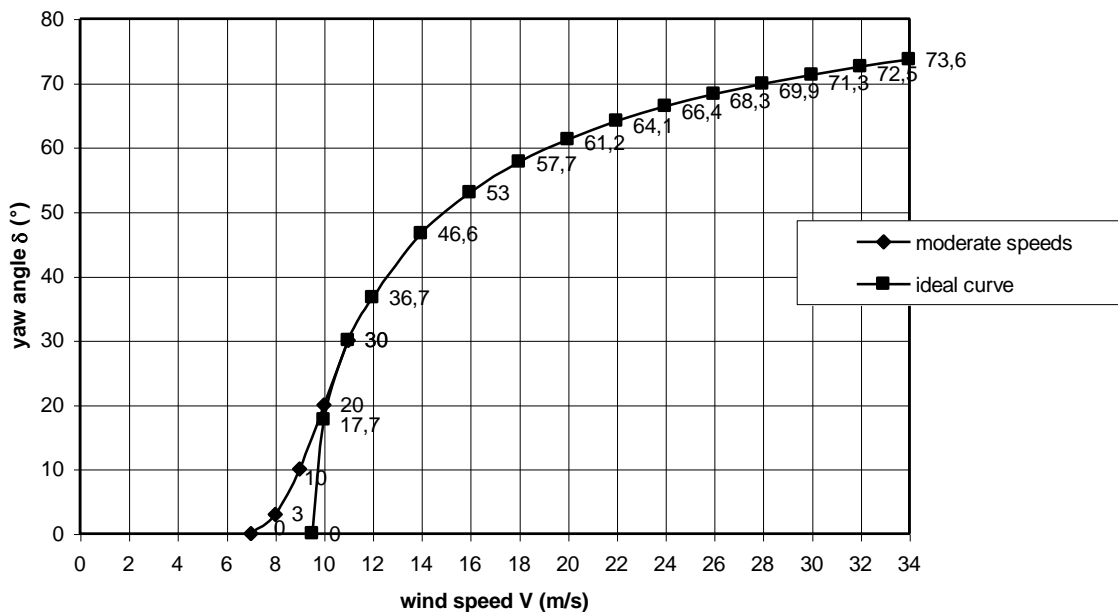


Fig. 8.2 Geschatte δ -V kromme voor de VIRYA-3.3 windmolen

Voor deze geschatte δ -V curve wordt aangenomen dat hij de ideale kromme $\delta = \arccos V_{\text{rated}}/V$ volgt voor windsnelheden hoger dan $V = 11$ m/s (corresponderende scheefhoek $\delta = 30^\circ$ voor $V = 11$ m/s). De theoretische V_{rated} voor de gegeven ideale δ -V kromme is 9,5263 m/s (kan worden berekend gebruikmakend van het punt $V = 11$ m/s en $\delta = 30^\circ$). Het maximum vermogen wordt bereikt bij een windsnelheid van 11 m/s omdat de δ -V kromme de ideale kromme niet volgt voor windsnelheden lager dan 11 m/s. $V_{\text{rated}} = 11$ m/s is daarom de werkelijke V_{rated} .

De component van de windsnelheid haaks op de rotor is constant voor de ideale kromme. Voor windsnelheden hoger dan 11 m/s zullen daarom identieke P-n krommes gevonden worden.

De P-n krommen worden bepaald voor C_p en λ waarden die gecorrigeerd zijn voor het effect van de scheefhoek δ . Hoe scheve aanstroming C_p en λ beïnvloedt werd uitgelegd in hoofdstuk 7. De formules voor n_δ en P_δ worden eerst specifiek gemaakt voor de VIRYA-3.3 rotor op de volgende manier:

Formule 7.1 met $R = 1,65$ m geeft:

$$n_\delta = 5,787 * \lambda * \cos\delta * V \quad (\text{omw/min}) \quad (8.9)$$

Formule 7.10 met $\rho = 1,2$ kg/m³ en $R = 1,65$ m geeft:

$$P_\delta = 5,132 * C_p * \cos^3\delta * V^3 \quad (\text{W}) \quad (8.10)$$

De berekende waarden voor n , P , n_δ en P_δ worden gegeven in tabel 8.1. De waarden in tabel 8.1 worden gebruikt om de P-n krommen te maken zoals die gegeven worden in fig. 8.3. De gemeten P_{mech} -n en P_{el} -n krommen van de generator zijn ook opgenomen in fig. 8.3. De P_{el} -V kromme, afgeleid van fig. 8.3, wordt gegeven in fig. 8.4.

λ	C_p	V = 3 m/s $\delta = 0^\circ$		V = 4 m/s $\delta = 0^\circ$		V = 5 m/s $\delta = 0^\circ$		V = 6 m/s $\delta = 0^\circ$		V = 7 m/s $\delta = 0^\circ$		V = 8 m/s $\delta = 3^\circ$		V = 9 m/s $\delta = 10^\circ$		V = 10 m/s $\delta = 20^\circ$		V = 11 m/s $\delta = 30^\circ$		
		n (rpm)	P (W)	n (rpm)	P (W)	n (rpm)	P (W)	n (rpm)	P (W)	n (rpm)	P (W)	n_δ (rpm)	P_δ (W)	n_δ (rpm)	P_δ (W)	n_δ (rpm)	P_δ (W)	n_δ (rpm)	P_δ (W)	
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1	0,015	17,4	2,1	23,1	4,9	28,9	9,6	34,7	16,6	40,5	26,4	46,2	39,3	51,3	53,6	54,4	53,6	55,1	66,5	
2	0,08	34,7	11,1	46,3	26,3	57,9	51,3	69,4	88,7	81,0	140,8	92,5	209,3	102,6	285,9	108,8	340,7	110,3	345,9	
3	0,21	52,1	29,1	69,4	69,0	86,8	134,7	104,2	232,8	121,5	369,7	138,7	549,5	153,9	750,4	163,1	894,3	165,4	931,7	
4	0,35	69,4	48,5	92,6	115,0	115,7	224,5	138,9	388,0	162,0	616,1	184,9	915,9	205,2	1251	217,5	1490	220,5	1553	
5	0,40	86,8	55,4	115,7	131,4	144,7	256,6	173,6	443,4	202,5	704,1	231,2	1047	256,5	1429	271,9	1703	275,6	1775	
6	0,35	104,2	48,5	138,9	115,0	173,6	224,5	208,3	388,0	243,1	616,1	277,4	915,9	307,8	1251	326,3	1490	330,8	1553	
7	0,2	121,5	27,7	162,0	65,7	202,5	128,3	243,1	221,7	283,6	352,1	323,6	523,4	359,0	714,7	380,7	851,7	385,9	887,3	
8	0	138,9	0	185,2	0	231,5	0	277,8	0	324,1	0	369,9	0	410,3	0	435,0	0	441,0	0	

tabel 8.1 Berekende waarden voor n , P , n_δ en P_δ als functie van V , δ en λ

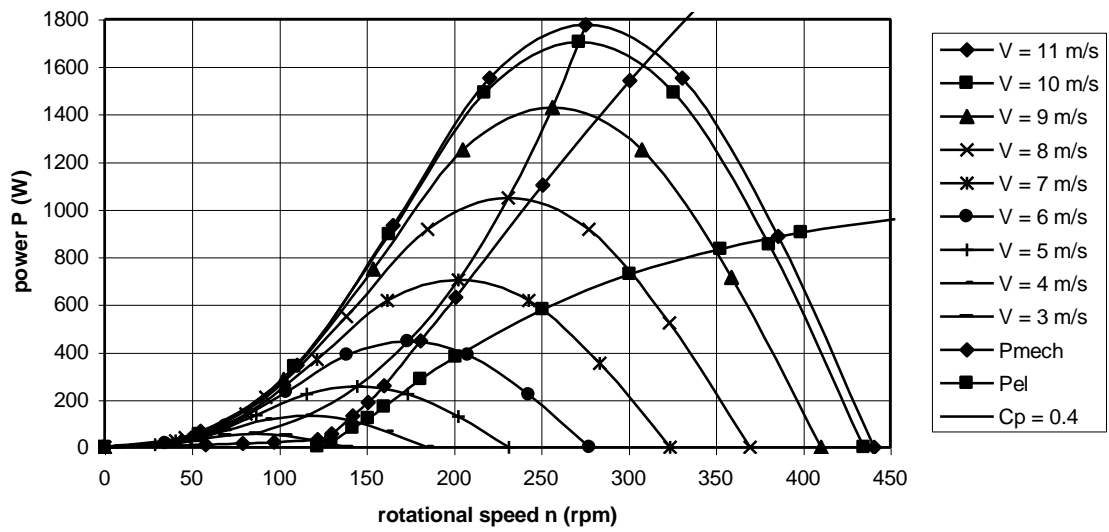


Fig. 8.3 P-n krommen van de VIRYA-3.3 windmolen

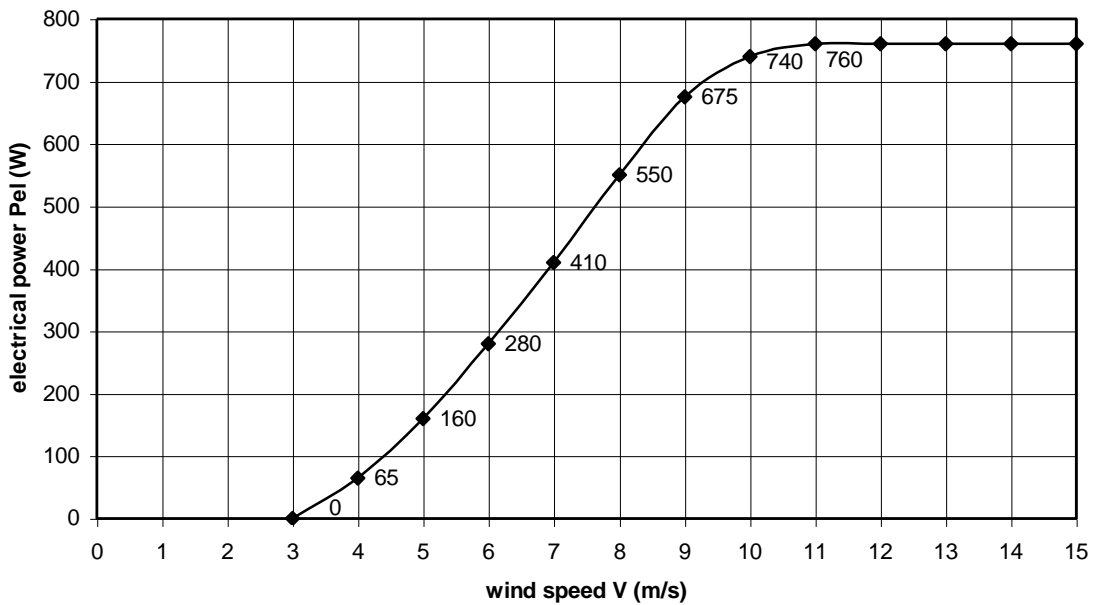


Fig. 8.4 P_{el} -V kromme van de VIRYA-3.3 windmolen

Als laatste wordt de startwindsnelheid berekend. In het rapport van de generatormetingen (ref. 9.9) kan gevonden worden dat het kleefkoppel $Q_s = 0,6 \text{ Nm}$.

Formule 8.6 met $Q_s = 0,6 \text{ Nm}$, $C_{q \text{ start}} = 0,01$, $\rho = 1,2 \text{ kg/m}^3$ en $R = 1,65 \text{ m}$ geeft:
 $V_{\text{start}} = 2,7 \text{ m/s}$.

Bij deze windsnelheid is het rotorkoppel gelijk aan het kleefkoppel van de generator. Om werkelijk te starten moet het rotorkoppel nog wat hoger zijn dan het kleefkoppel omdat er ook nog een zeker koppel nodig is om de rotor te versnellen. In de praktijk zal de rotor starten bij een windsnelheid van ongeveer 2,9 m/s. De cut-in windsnelheid $V_{\text{cut-in}}$ wordt gedefinieerd als de windsnelheid waarbij de windmolen begint om elektriciteit op te wekken. In fig. 8.4 is te zien dat $V_{\text{cut-in}} = 3 \text{ m/s}$. Dit betekent dat de rotor begint te draaien bij een windsnelheid die net iets lager ligt dan de cut-in windsnelheid en dit is gunstig want dit voorkomt hysteresis-effecten.

Als V_{start} hoger ligt dan $V_{\text{cut-in}}$ dan zullen er hysteresis-effecten optreden voor het windsnelheidsinterval tussen $V_{\text{cut-in}}$ en V_{start} . De rotor zal alleen elektriciteit opwekken als een windsnelheid boven V_{start} al eerder was voorgekomen waardoor de rotor al draaide.

De windmolenrotor zal stoppen bij een windsnelheid die veel lager is dan de startwindsnelheid. Hij stopt bij de windsnelheid waarbij het maximum rotorkoppel gelijk is aan het onbelaste generatorkoppel. Voor de VIRYA-3.3 windmolen werd gemeten dat dit het geval is bij een zeer lage windsnelheid van ongeveer 1 m/s.

9 Referenties

- 9.1 W.A.M. Jansen
Horizontal axis fast running wind turbines for developing countries, CWD publicatie 76-1, juni 1976.
- 9.2 W.A.M. Jansen en P.T. Smulders
Rotor Design for horizontal axis windmills, CWD publicatie 77-1, mei 1977.
- 9.3 A. Hageman
Catalogue of Aerodynamic Characteristics of Aerofoils in the Reynolds number range 10^4 - 10^6 , TUE rapport R 443 D, juli 1980, Afdeling Natuurkunde Technische Universiteit Eindhoven.
- 9.4 A. Kragten
The Gö 622, Gö 623, Gö 624 and Gö 625 airfoils with thickness/chord ratios of respectively 8 %, 12 %, 16 % and 20 % for use in windmill rotor blades, augustus 2011, gratis rapport KD 463, Engineering office Kragten Design
- 9.5 A. Kragten
Rotor Design part 2, TUE rapport R 1078 D, oktober 1989. Afdeling Natuurkunde Technische Universiteit Eindhoven.
- 9.6 P. T. Smulders
Rotors, TUE (heeft geen R nummer), oktober 1991, Afdeling Natuurkunde Technische Universiteit Eindhoven.
- 9.7 A. Kragten
Aanpassing van windmolenrotor aan generator, rapport KD 05, februari 1994, Engineering office Kragten Design.
- 9.8 R. Rijs
Een numerieke methode voor het bepalen van de prestaties van windrotoren. TUE rapport R 1005 A, juni 1989, Afdeling Natuurkunde Technische Universiteit Eindhoven.
- 9.9 A. Kragten
Measurements performed on the VIRYA-3.3 generator, rapport KD 01, december 1991, Engineering office Kragten Design.
- 9.10 A. Kragten
Safety systems for small wind turbines which turn the rotor out of the wind at high wind speeds, februari 2012, gratis rapport KD 485, Engineering office Kragten Design.
- 9.11 A. Kragten
Questions and answers on a wind energy course based on report KD 35, "Rotor design and matching for horizontal axis wind turbines", in het Engels en het Nederlands, gratis rapport KD 196, mei 2004, Engineering office Kragten Design.
- 9.12 A. Kragten
Determination of C_q for low values of λ . Deriving the C_p - λ and C_q - λ curves of the VIRYA-1.8D rotor, gratis rapport KD 97, juli 2002, Engineering office Kragten Design

