

Nils Andreas Sande

Oppgradering og optimalisering av synkrongenerator ved Lutufallet kraftverk

Masteroppgave i Electric Power Engineering

Veileder: Arne Nysveen

Medveileder: Tormod Kleppa

Juni 2021

Nils Andreas Sande

Oppgradering og optimalisering av synkrongenerator ved Lutufallet kraftverk

Masteroppgave i Electric Power Engineering
Veileder: Arne Nysveen
Medveileder: Tormod Kleppa
Juni 2021

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Fakultet for informasjonsteknologi og elektroteknikk
Institutt for elkraftteknikk



Kunnskap for en bedre verden



FAKULTET FOR INFORMASJONSTEKNOLOGI OG
ELEKTROTEKNIKK

INSTITUTT FOR ELKRAFTTEKNIKK

TET4910 - MASTEROPPGAVE

Oppgradering og optimalisering av synkrongenerator ved Lutufallet kraftverk

Forfatter:

Nils Andreas Sande

Juni, 2021

Forord

Denne masteroppgaven er et avsluttende prosjekt av det toårige masterprogrammet Electric Power Engineering ved NTNU i Trondheim og er utarbeidet av Nils Andreas Sande våren 2021. Problemstillingen i oppgaven er gitt av Hafslund Eco ved Tormod Kleppa.

Under arbeidet av denne masteroppgaven har jeg fått hjelp, veiledning og bistand fra flere. Jeg vil rette en takk til mine veiledere Professor Arne Nysveen og Tormod Kleppa for gode diskusjoner, råd og veiledning. Jeg vil også rette en takk til Øyvind Linnebo i ABB for god hjelp ved konstruksjon av komponenter, og diskusjon og vurdering av ulike generatordesign.

Trondheim, 08.06.2021

Nils Andreas Sande

Sammendrag

Bakgrunnen til dette prosjektet kommer av en aldrende maskinpark i norske vannkraftverk og derav et økt behov for rehabilitering og oppgraderinger av synkrongeneratorer som er installert i kraftverkene. Årsaken som utløser dette behovet er at genertarene er på slutten av sin levetid og dermed er det et ønske om øke restlevetiden og minske sjansene for et havari. Hafslund Eco eier og drifter omlag 80 kraftverk i Norge og er den nest størst produsenten av vannkraft i Norge. Selskapet har flere kraftverk om som snart har et behov for rehabilitering. Lutufallet kraftverk er et elvekraftverk i Trysilelva helt på riksgrensen mot Svergie og har vært i drift siden 1964 uten å ha gjennomgått større rehabilitering på generatoren. Kraftverket består av en generator på 18 MVA produsert av National Industri.

Målet med prosjektet var å oppgradere og optimalisere denne generatoren ved hjelp av beregningsprogrammet GenProg. Prosjektet startet med å validere GenProg sin troverdighet til å benytte i dette prosjektet. GenProg sine resultater på generatoren i Lutufallet kraftverk ble sammenlignet med reelle verdier på maskinen og disse stemte godt overens.

Det anbefales at leser kjenner godt til oppbygningen, virkemåten og teorien til en synkron-generator. Dette er en fordel for å øke forståelsen ved en oppgradering- og optimaliseringsprosess av synkron-generator i et vannkraftverk.

Det ble undersøkt fire oppgraderingsalternativer til generatoren ved Lutufallet kraftverk som har som mål å øke virkningsgraden til maskinen og muligens ytelsen. Resultatet fra disse alternativene viser at den største virkningsgradsøkningen får man ved å bytte statorvikling, statorblikk og øke spenningen i generatoren. Ved å øke spenningen i maskinen ble det mulig å benytte en røbelvikling i statoren og dette ga det beste resultatet. Den optimale spenningen ble undersøkt til å være 9 kV. Røbelviklingen gir en bedre utnyttelse av kobberet i viklingen som vil senke tapene i viklingen. Dette vil si at å øke spenningen i generatoren for å kunne benytte en røbelvikling gir en bedre maskin, men dette alternativet forutsetter at generatortransformatoren blir byttet ut. Dette gjør at dette alternativet blir økonomisk ugunstig og derfor lite trolig at kraftverkseier vil realisere dette alternativet. Det alternativet som er mest reelt at kraftverkseier investere i er alternativet der statorviklingen og statorblikket blir byttet ut. Grunnen til at dette gir en bedre virkningsgrad i maskinen er at viklingen har mindre isolasjon som gir mer kobberareal i sporet og dermed mindre strømtetthet. Dette resulterer i mindre tap i viklingen. Nytt statorblikk har den fordelen med at moderne blikk har mindre relative tap enn blikk fra 60-tallet og dermed vil tapene i statorkjernen reduseres. Videre ble det konstatert at maskinen er lavt belastet temperaturmessig og dermed var det mulig å redusere dimensjonene på ventilasjonskanalene. Dette ga større blikkpakker som videre ga mindre flukstetthet i statoråket.

De ulike alternativene er:

- Alt 1: Optimalisering av eksisterende design
- Alt 2.1: Ny flervindingsspole
- Alt 2.2: Ny røbelvikling
- Alt 3.1: Nytt statorblikk og ny flervindingsspole
- Alt 3.2: Nytt statorblikk og ny røbelvikling
- Alt 4.1: Ny stator med 330 spor, økt ytelse og ny flervindingsspole
- Alt 4.2: Ny stator med 330 spor, økt ytelse og ny røbelvikling

Virkningsgradene fra de forskjellige alternativene er ført opp i tabell 0.1.

Virkningsgrader	
Opprinnelig	97,52 %
Alt 1	97,73 %
Alt 2.1	97,79 %
Alt 2.2	97,88 %
Alt 3.1	97,89 %
Alt 3.2	97,98 %
Alt 4.1	97,75 %
Alt 4.2	97,92 %

Tabell 0.1: Virkningsgrader ved de ulike alternativene

Innhold

Forord	I
Sammendrag	II
1 Introduksjon	1
2 Synkrongenerator	2
2.1 Konstruksjon av synkrongenerator	4
2.2 Ekvivalentkrets	5
2.3 Subtransient, transient og stasjonær synkronreaktans	8
2.4 Sammenhengen mellom luftgap og synkronreaktans	9
3 Viklinger	11
3.1 Fordelingsfaktor	14
3.2 Skrittforkortningsfaktor	15
3.3 Statorens strømforslyngning	17
3.3.1 Brudne viklinger	19
3.3.2 Symmetribetingelser for en vikling	20
4 Resistans	21
5 Magnetiske beregninger	27
5.1 Luftgap for generator med utpregede poler	29
5.2 Elektrisk spenning og elektrisk induktans	32
5.3 Ekvivalent jernlengde	33
5.4 Magnetisk spenning for luftgap	33
5.5 Magnetisk spenning for en statortann	34
5.6 Magnetisk spenning for utpregede poler	35
5.7 Magnetisk spenning i statoråk og rotoråk	38
5.8 Magnetiseringsbehovet ved tomgang	40
5.9 Maskinens tomgangskurve	40
5.10 Ankerreaksjonsreaktansen	40
5.11 Lekkfluks	41
5.12 Maskinens totale magnetiseringsbehov	54
6 Termiske beregninger	56
6.1 Tap i synkrongenerator	56
6.1.1 Jerntap	56
6.1.2 Kobbertap	56
6.1.3 Tilleggstap	57
6.1.4 Mekaniske tap	57
6.2 Termisk ekvivalentkrets	57
6.2.1 Varmeledning	58
6.2.2 Varmestråling	59
6.2.3 Konveksjon	59
6.2.4 Termisk ekvivalentkrets	60
6.3 Modellering av kjøling	61

7	GenProg - beregningsprogram	64
8	Lutufallet kraftverk	65
8.1	Generatorspesifikasjoner	65
8.2	Oppgraderingsbehov/Vedlikeholdsbehov	67
8.3	Validering av GenProg	67
8.3.1	Elektromagnetiske verdier på generator ved Lutufallet kraftverk . .	70
9	Oppgradering & optimalisering av vannkraftgenerator	73
9.1	Alt 1 - Økning av effektfaktor og reduksjon av kjøleluft	74
9.2	Alt 2 - Ny statorvikling	74
9.3	Alt 3 - Nytt statorblikk og ny statorvikling	74
9.4	Alt 4 - Ny stator med optimalisering av sportallet og spenningsnivå	75
10	Alt 1 - Optimalisering av eksisterende generator design	77
10.1	Resultat	78
11	Alt 2 - Ny statorvikling	80
11.1	Alt 2.1 - Flervindingsspole	81
11.2	Alt 2.2 - Røbelvikling	83
11.3	Resultat	87
12	Alt 3 - Nytt statorblikk og ny statorvikling	90
12.1	Resultat	91
13	Alt 4 - Ny stator med nytt sportall og statorvikling	93
13.1	Alt C - 270 spor	96
13.2	Alt B - 300 spor	99
13.3	Alt A - 330 spor	102
13.4	Drøfting av sportall	104
13.5	Ytterligere optimalisering og resultat	105
14	Resultater	108
15	Diskusjon	110
16	Konklusjon	111
	Referanser	113
	Vedlegg	I
A	Inputs til GenProg - Lutufallet kraftverk	I
B	Resultater fra GenProg - Lutufallet kraftverk	III
C	Utdrag fra kontrakt - Lutufallet kraftverk	VII
D	Prøveprotokoll - Lutufallet kraftverk	XV
E	Alt 1 Inputs til GenProg	XXIV

F Alt 1 Resultater fra GenProg	XXVI
G Alt 2.1 Inputs til GenProg	XXX
H Alt 2.1 Resultater fra GenProg	XXXII
I Alt 2.2 Inputs til GenProg	XXXVI
J Alt 2.2 Resultater fra GenProg	XXXVIII
K Alt 3.1 Inputs til GenProg	XLII
L Alt 3.1 Resultater fra GenProg	XLIV
M Alt 3.2 Inputs til GenProg	XLVIII
N Alt 3.2 Resultater fra GenProg	L
O 270 spor flervindingsspole - Inputs til GenProg	LIV
P 270 spor flervindingsspole - Resultater fra GenProg	LVI
Q 270 spor røbelvikling - Inputs til GenProg	LX
R 270 spor røbelvikling - Resultater fra GenProg	LXII
S 300 spor flervindingsspole - Inputs til GenProg	LXVI
T 300 spor flervindingsspole - Resultater fra GenProg	LXVIII
U 300 spor røbelvikling - Inputs til GenProg	LXXII
V 300 spor røbelvikling - Resultater fra GenProg	LXXIV
W 330 spor flervindingsspole - Inputs til GenProg	LXXVIII
X 330 spor flervindingsspole - Resultater fra GenProg	LXXX
Y 330 spor røbelvikling - Inputs til GenProg	LXXXIV
Z 330 spor røbelvikling - Resultater fra GenProg	LXXXVI
AA Alt 4.1 Inputs til GenProg	XC
AB Alt 4.1 Resultater fra GenProg	XCII
AC Alt 4.2 Inputs til GenProg	XCVI
AD Alt 4.2 Resultater fra GenProg	XCVIII

Figurer

2.1	Geometrien og komponentene til en synkrongenerator med utpregede poler. Pilene indikerer veien fluksen vandrer [2]	2
2.2	Hoveddimensjonen til en synkrongenerator med utpregede poler [3]	3
2.3	a) - Ekvivalentsskjema for generator b) - Fasediagram [10]	6
2.4	Ekvivalentsskjema for generator med utpregede poler [10]	7
2.5	Fasediagram for generator med utpregede poler [10]	8
2.6	(a) - subtransient synkronreaktans, (b) - transient synkronreaktans, (c) - stasjonær synkronreaktans [10]	8
3.1	Magnetisk fluks fordelt over luftgapet over en pol [3]	11
3.2	Stator med 12 spor og 3 faser [3]	12
3.3	Spenningsvektorene i en 2-polet generator med 12 spor [3]	13
3.4	Beregning av fordelingsfaktor tar utgangspunkt dette vektordiagrammet [3]	14
3.5	(a) - Tolagsvikling som viser øvre og nedre lag med forskyving (b) - Illustrerer statorvikling forlagt i øvre og nedre lag [3]	15
3.6	(a) Statorvikling med fullt skritt (b) Statorvikling med forkortet skritt [3]	16
3.7	Drivende amperevindinger i en vikling rundt omfanget på stator [3]	17
3.8	Drivende amperevindinger rundt omfanget på stator med strøm i alle tre faser [3]	18
3.9	Strømforslyngningen får en renere sinusform ved å øke antall viklinger per pol og fase [3]	18
3.10	Spenningsvektorene til en generator med 30 spor [3]	20
4.1	Strømtettheten i en stav i et spor [3]	21
4.2	Oppdeling av statorstav for å redusere tap [3]	22
4.3	Røbelstav [11]	23
4.4	Oppdeling av delledere i spolehode [3]	25
4.5	Viser hvordan R_{AC} og R_{DC} endrer seg med lederhøyden [3]	26
5.1	Magnetvei i en synkrongenerator med 4 poler [5]	27
5.2	Reluktansen i q-akse til venstre og d-akse til høyre [5]	28
5.3	Flukslinjene i luftgapet ved utpregede poler [3]	29
5.4	(a) Flukstetthet og strømforslyngning for ankerreaksjon i d-akse (b) Flukstetthet og strømforslyngning for ankerreaksjon i q-akse [3]	31
5.5	Flukstettheten \hat{B}_d over tannen med metningskurve for blikket og dimensjonen til tannen [3]	35
5.6	Poldimensjoner som må beregnes for å beregne permeansen [12]	36
5.7	(a) - flukstetthet i stator (b) - feltstyrken i forhold til flukstettheten [3]	39
5.8	Tomgangskurven til en generator [3]	40
5.9	Sammenheng mellom spor per pol per fase, lekkfaktor og spoleskritt [3]	44
5.10	Feltfordeling i statorsporet [3]	45
5.11	Ulike utforminger av statorsporet [3]	46
5.12	To lag med viklinger i et statorspor [3]	47
5.13	Lekkfluks mellom statortennen ved sporåpningen [3]	50
5.14	Lekkfluks mellom spolehodene [3]	51
5.15	Permeansfaktorer for spolehoder i synkrongenerator [3]	52
5.16	Vridde statorspor reduserer maksimal fluks gjennom en vinding [3]	52
5.17	Vridde stav bygd opp av korte rette staver [3]	53
5.18	Viserdiagram [3]	54

6.1	Analogi mellom elektriske og termiske symboler og begreper [5]	58
6.2	Termisk ekvivalentkrets til et element [3]	58
6.3	Termisk ekvivalentkrets for en synkrogenerator med utpregede poler. Pilene indikerer varmestrømmen [5]	61
6.4	Retning på luftstrømmen av kjøleluften [5]	62
6.5	Ekvivalentkrets for kjøleluft [5]	62
7.1	Flytdiagram for konstruksjonen av en synkrogenerator i GenProg [9] . . .	64
8.1	Lutufallet kraftverk [13]	65
8.2	Generatoren ved Lutufallet kraftverk	66
8.3	Harmoniske komponenter i original generator	72
13.1	Harmoniske komponenter i stator med 270 spor	98
13.2	Harmoniske komponenter i stator med 300 spor	101
13.3	Harmoniske komponenter i stator med 330 spor	104

Tabeller

0.1	Virkningsgrader ved de ulike alternativene	III
2.1	Temperaturklasse til isolasjonsmaterialet [5]	4
2.2	Anbefalt strømtetthet i synkrongenerator [6] [7] [5]	4
2.3	Anbefalt flukstetthet [6]	5
2.4	Anbefalt resistansfaktorer i statorviklingen [9]	5
8.1	Spesifikasjoner til generatoren [C]	66
8.2	Verdier på varmeprøve fra prøveprotokoll gjenskapt i GenProg	68
8.3	Utvalgte resultater fra generatoren ved Lutufallet kraftverk. Ytterligere resultater fra GenProg finnes i vedlegg B	70
8.4	Virkningsgrader ved ulike laster på eksisterende generator [D]	72
10.1	Økning i effektfaktor og reduksjon av mengden kjøleluft. Resterende verdier finnes i vedlegg F.	78
10.2	Virkningsgrader ved ulike laster Alt 1	79
11.1	Samlet data på eksisterende formspole og ny flervindingsspole og ny røbelvikling	80
11.2	Ny flervindingsspole i eksisterende blikkpakke.	82
11.3	Røbelvikling i eksisterende blikkpakke ved merkeytelse 18 MVA.	84
11.4	Røbelvikling i eksisterende blikkpakke ved merkeytelse 20 MVA	85
11.5	Røbelvikling i eksisterende blikkpakke ved merkeytelse 22 MVA	86
11.6	Ny statorvikling med eksisterende ytelse, både flervindingsspole (Alt 2.1) og røbelvikling (Alt 2.2). Resterende verdier finnes i vedlegg H og vedlegg J	87
11.7	Virkningsgrader ved 18 MVA	89
11.8	Virkningsgrader ved ulike laster Alt 2.1	89
11.9	Virkningsgrader ved ulike laster Alt 2.2	89
12.1	Dimensjoner på statorblikket	90
12.2	Nytt statorblikk med ny flervindingsspole (Alt 3.1) og ny røbelvikling (Alt 3.2). Resterende verdier finnes i vedlegg L og vedlegg N	91
12.3	Virkningsgrader ved oppgradering av statorblikket og statorvikling	92
12.4	Virkningsgrader ved ulike laster Alt 3.1	92
12.5	Virkningsgrader ved ulike laster Alt 3.2	92
13.1	Dimensjoner på blikkpakke og ventilasjonskanalene	93
13.2	Ulike alternativer på antall statorspor	94
13.3	Samlet data på ny flervindingsspole og ny røbelvikling i ny stator	95
13.4	Ny stator med 270 spor ny flervindingsspole. Resterende verdier finnes i vedlegg O og P	96
13.5	Ny stator med 270 spor med ny røbelvikling. Resterende verdier finnes i vedlegg Q og R	97
13.6	Ny stator med 300 spor med ny flervindingsspole. Resterende verdier ved 20 MVA finnes i vedlegg S og T	99
13.7	Ny stator med 300 spor med ny røbelvikling. Resterende verdier ved 20 MVA finnes i vedlegg U og V	100
13.8	Ny stator med 330 spor med ny flervindingsspole	102
13.9	Ny stator med 330 spor med ny røbelvikling	103
13.10	Ny stator med ny flervindingsspole (Alt 4.1) og ny røbelvikling (Alt 4.2). Resterende verdier finnes i vedlegg AB og vedlegg AD	106
13.11	Virkningsgrader ved ulike laster Alt 4.1	107
13.12	Virkningsgrader ved ulike laster Alt 4.2	107

14.1	Resultater for oppgradering ved opprinnelig spenningsnivå og flervindingsspole	108
14.2	Resultater for oppgradering ved økt spenningsnivå og røbelvikling	109
16.1	Virkningsgrader ved oppgradering av maskinen med opprinnelig spenningsnivå	111

1 Introduksjon

Problemstillingen i denne masteroppgaven har sin bakgrunn i det økte behovet for rehabilitering og oppgradering av synkrongeneratorer i norske vannkraftverk. En stor andel av generatorene i norske vannkraftverk ble satt i drift mellom 50-tallet og 70-tallet, og er på slutten av sin levedetid. Det er dermed nødvendig å utføre rehabilitering og/eller oppgradering for å øke restlevetiden til maskinene og øke driftsikkerheten slik at havari ikke oppstår og sikkerheten til driftspersonell blir ivaretatt.

Et annet viktig aspekt med denne masteroppgaven er at synkrongeneratorene som ble konstruert mellom 50-tallet og 70-tallet ble som regel overdimensjonert og derfor lavt utnyttet i forhold til sin størrelse. Enkle oppgraderinger av maskinen kan sørge for at det er mulig å belaste maskinen bedre og hardere.

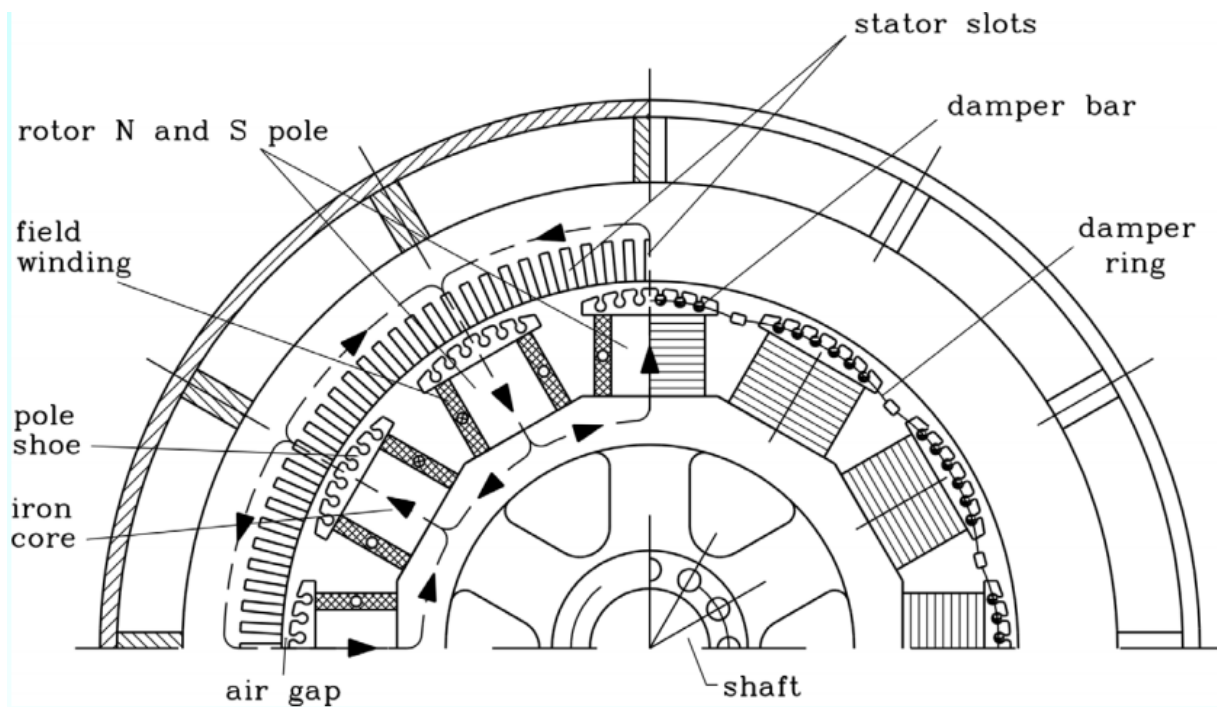
Denne rapporten tar for seg synkrongeneratoren ved Lutufallet kraftverk som eies og driftes av Hafslund Eco. Denne generatoren er på 18 MVA og ble satt i drift i 1965. Maskinen har over 150000 timer i drift uten større vedlikehold og har derfor et behov for rehabilitering. Det vil også bli undersøkt muligheten til å utnytte maskinen bedre med ulike oppgraderingsalternativer.

For å kunne vurdere synkrongeneratoren ved Lutufallet kraftverk og gjøre gode vurderinger ved ulike oppgraderingsalternativer var det nødvendig å benytte mye av prosjektiden på forståelse av generatorteorien. Vurderingen av ulike generatordesign ble utført med veiledere og aktører fra næringslivet.

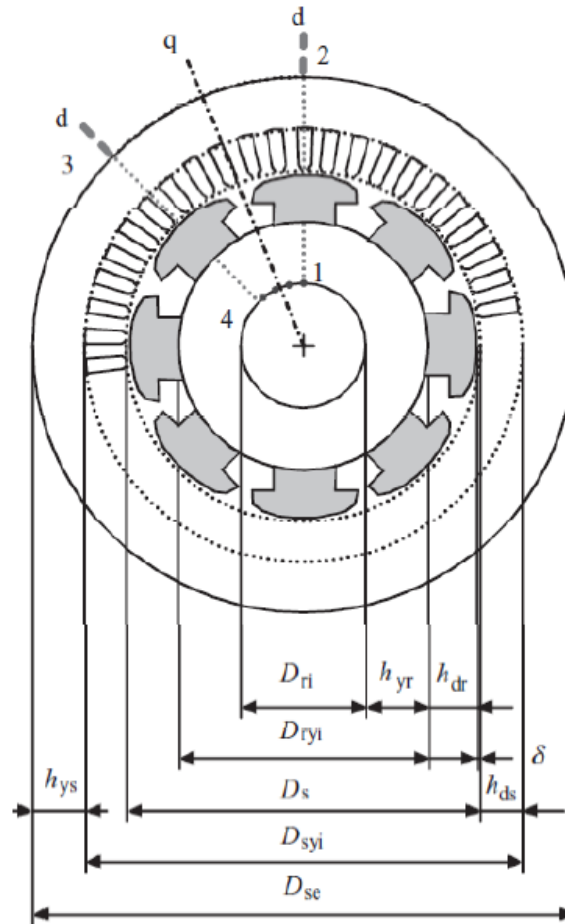
Denne rapporten består av en gjennomgang av teori om synkrongenerator som kommer fra fordypningsprosjektet i emnet TET5500 "Konstruksjon og optimalisering av synkrongenerator" [1].

2 Synkrongenerator

En synkrongenerator er bygd opp av en stator og en rotor. I en generator i et vannkraftverk vil viklingene rundt polen i rotor, feltviklingen, sette opp et stasjonært magnetfelt i rotoren. Statoren vil føle på dette magnetfeltet og da vil viklingen i stator, ankerviklingen, sette opp et motfelt. Fluksen som vil vandre i generatoren går fra rotoråket gjennom polen (nord) og over luftgapet til statoråket, tilbake over luftgapet til rotoren gjennom polen (sør). Fluksen er dermed omsluttet. Figur 2.1 viser de ulike komponentene i en synkrongenerator med utpregede poler og hvordan fluksen vandrer i maskinen.



Figur 2.1: Geometrien og komponentene til en synkrongenerator med utpregede poler. Pilene indikerer veien fluksen vandrer [2]



Figur 2.2: Hoveddimensjonen til en synkrongenerator med utpregede poler [3]

Figur 2.2 viser noen av hoveddimensjonene til maskinen og er som følger:

- D_{se} - Ytre diameter stator
- D_s - Indre diameter stator
- D_{ryi} - Ytre diameter rotor
- D_{ri} - Indre diameter rotor
- h_{ys} - Høyde statoråk
- h_{yr} - Høyde rotoråk
- h_{dr} - Høyde pol
- h_{ds} - Høyde statorspor
- δ - Luftgap

Lengden på jernet er også en essensiell hoveddimensjon på generatoren. Lengden på jernet indikerer lengden på maskinen og er sammen med den ytre diameteren utgangspunktet i en konstruksjonsprosess. Brutto jernlengde L er jernlengden på statorblikket inkludert ventilasjonskanalene, mens netto jernlengde L_n er jernlengden på statorblikket uten ventilasjonskanalene.

2.1 Konstruksjon av synkrongenerator

Konstruksjon av en synkrongenerator er en kompleks prosess. Dimensjoneringen består av fysiske, elektromagnetiske, termiske og mekaniske beregninger og vurderinger av maskinen. Målet med dimensjoneringen er å oppnå en høyest mulig virkningsgrad. Ved en konstruksjonsprosess er det hensiktsmessig å sette de aller fleste parametrene til frie variable i prosessen, men enkelte parametre er gitt. Høyspentnettet fastsetter frekvensen, og turbinleverandøren fastsetter både merkeytelsen og turtallet til maskinen, og dermed også antall poler. Statnett sitt funksjonskrav i kraftsystemet fastsetter effektfaktoren [4]. I tillegg skal generatoren konstrueres etter standarden for roterende elektriske maskiner IEC 60034:2017, og eventuelle krav som kunden stiller ytterligere skal følges.

Utover de nevnte spesifikasjonene til konstruksjonen stilles det ytterligere krav til temperatur, strøm, rusing, treghetsmoment, harmoniske komponenter og flukstetthet i generatoren.

Temperatur

Temperatur er en viktig parameter, i hovedsak for å unngå nedbryting og ødeleggelse av isolasjonen som kan oppstå dersom temperaturer overstiger maksimal angitt temperatur. Det er innført klassifisering av isolasjonsmaterialet som tilsier hvor stor temperaturøkning som er tillatt. Tabell 2.1 viser tillatt temperaturstigning i de ulike klassene for en generator med luftkjøling og med omgivelsestemperaturen satt til 40°C.

Klasse	Tillatt temperaturøkning
A	65 K
E	80 K
B	90 K
F	115 K
H	140 K

Tabell 2.1: Temperaturklasse til isolasjonsmaterialet [5]

Strøm

Det settes krav til hvor høy strøm generatoren kan belastes med over en gitt tid uten å ta skade av dette. Ofte er dette kravet på maskinen skal kunne kjøres med 1,5 ganger merkestrøm i 30 sekunder uten at skader oppstår. Maskinen skal også dimensjoneres for å kunne motstå en kortslutningsstrøm på 21 ganger nominell strøm.

I tillegg til disse kravene til strømmen i generatoren finnes det anbefalinger på strømtettheten i de ulike komponenten i generatoren. Disse er listet opp i tabell 2.2.

Strømtetthet	
Ankerbelastning	35 - 65 [kA/m]
Ankervikling	2,9 - 3,5 [A/mm ²]
Feltvikling	2,5 - 3,5 [A/mm ²]

Tabell 2.2: Anbefalt strømtetthet i synkrongenerator [6] [7] [5]

Rusing

Kravet som settes til ruseturtallet er 1,2 ganger nominelt turtall. Vannkraftgenerator har et høyere krav opp mot 3 ganger nominelt turtall, som kan oppnås ved fulllastavslag.

Treghetsmoment

Krav til treghetsmoment settes enten av turbinleverandør eller netteier. Turbinleverandør ønsker krav til treghetsmomentet for å unngå for høyt ruseturtall. Netteier ønsker krav til treghetsmoment for å forsikre seg om å ha nok svingmasse i nettet.

Harmonisk

Når det påtrykkes en sinusformet spenning fra en symmetrisk last/kilde skal ingen av momentanverdien til strømmen avvike mer enn 5 % fra den grunnharmoniske [[5], s. 19].

Flukstetthet

Ytterligere anbefalinger som det må tas hensyn til ved konstruksjonen er flukstettheten i de enkelt delene i maskinen. Dette gjøres for å unngå metning i jernet [[8], s. 31]. Tabell 2.3 viser anbefalt verdier på flukstetthet i de ulike delene av en generator som gir en tilfredstillende generator.

Flukstetthet	
Luftgap	0,8 - 0,95 [T]
Statoråk	1,15 - 1,3 [T]
Statortenner	1,7 - 1,85 [T]
Polkjerne	1,4 - 1,6 [T]
Rotorring	1,0 - 1,5 [T]

Tabell 2.3: Anbefalt flukstetthet [6]

Resistansfaktor

Resistansfaktor er en faktor som indikerer forholdet mellom R_{DC} og R_{AC} . Dette er nærmere forklart i kapittel 4. For å unngå for høye resistive tap i viklingen er det viktig at resistansfaktorene ikke overskrider de anbefalte verdiene som er listet opp i tabell 2.4.

Resistansfaktor
$K_{rad} \leq 1,15$
$K_{max} \leq 1,50$

Tabell 2.4: Anbefalt resistansfaktorer i statorviklingen [9]

2.2 Ekvivalentkrets

Fluksen som vandrer mellom stator og rotor i generatoren, vil da også gå i statorviklingene og rotorviklingene. Denne fluksen er en omsluttet fluks for disse viklingene. Noe av fluksen i generatoren vil ikke være omsluttet av begge viklingene, denne fluksen kalles lekkfluks [10]. Indusert spenning i statorviklingene er den tidsderiverte av denne omsluttete fluksen og gitt av følgende formel:

$$e = -\frac{d\psi}{dt} \quad (2.1)$$

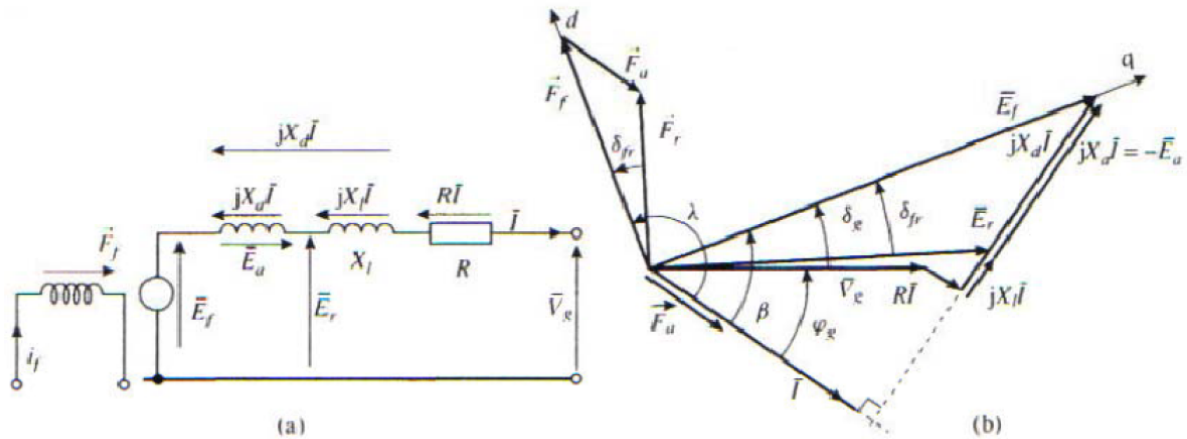
Spenningen på klemmene vil være avhengig av:

- Styrken på magnetfeltet
- Antall vindinger
- Jernlengde på maskin

- Turtall
- Fordeling av viklingene
- Koblingen av viklingene

Lasten vil trekke en strøm som vil forårsake at det settes opp et motfelt i stator som påvirker feltet i rotor. Dette fenomenet er kalt ankerreaksjon [[5], s. 13].

For å utføre beregninger på en synkrongenerator med en rund rotor benyttes det en ekvivalentkrets som er illustrert i figur 2.3.



Figur 2.3: a) - Ekvivalentskjema for generator
b) - Fasediagram [10]

der:

- F_f - Magnetisk felt satt opp av rotor
- F_a - Magnetisk felt satt opp av ankerreaksjonen
- F_r - Resulterende magnetisk felt
- δ_{fr} - Vinkel mellom magnetfelt satt opp av rotor og det resulterende magnetfeltet
- δ_g - Maskinens lastvinkel

En generator med en rund rotor har en identisk reluktans i d-akse og q-akse. Fasediagrammet i figur 2.3 b) viser strøm, spenning og magnetfelt i generatoren. Ved modellering av generator legger man d-aksen til senter på polen og dermed blir q-aksen liggende langs den induserte spenningen E_f .

Effekten som generator med sylindrisk rotor produserer kan beregnes ut i fra følgende formel:

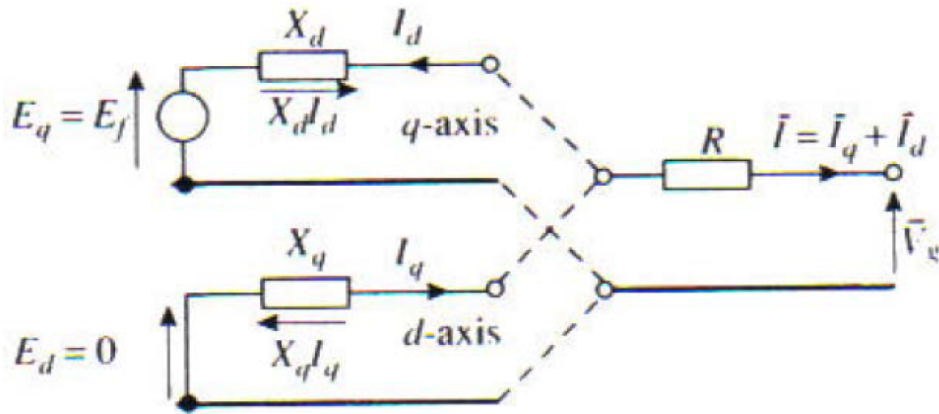
$$P_e = \frac{E_f \cdot V_g}{x_d} \cdot \sin(\delta_g) \quad (2.2)$$

hvor x_d er synkronreaktansen til generatoren og gitt av følgende formel:

$$x_d = x_{ad} + x_l \quad (2.3)$$

Reluktans er magnetisk motstand i en magnetisk krets. Reluktansen i d-aksen og q-aksen er påvirket av luftgapet. En generator med utpregede poler vil ha et varierende luftgap

mellom rotor og stator, og dermed vil reluktansen i d-aksen og q-aksen bli ulik. Dette gjør at ekvivalentskjemaet i figur 2.3 ikke er helt korrekt og må justeres. Toppverdien til flukstettheten må ligge i fase med den resulterende magnetiske feltvektoren F_r . Disse to vektorene er i fase når den resulterende feltvektoren peker i d-aksen eller q-aksen. For å få et mer korrekt ekvivalentskjema må man beregne d-akse og q-akse separat [[5], s. 13].



Figur 2.4: Ekvivalentskjema for generator med utpregede poler [10]

Beregninger i d-akse og q-akse kan gjøres ut i fra følgende formler:

$$E_Q = V_g + (R + jx_q) \cdot I \quad (2.4)$$

$$E_q = E_Q + j \cdot (x_d - x_q) \cdot I_d \quad (2.5)$$

$$E_d = V_d + R \cdot I_d - x_q \cdot I_q \quad (2.6)$$

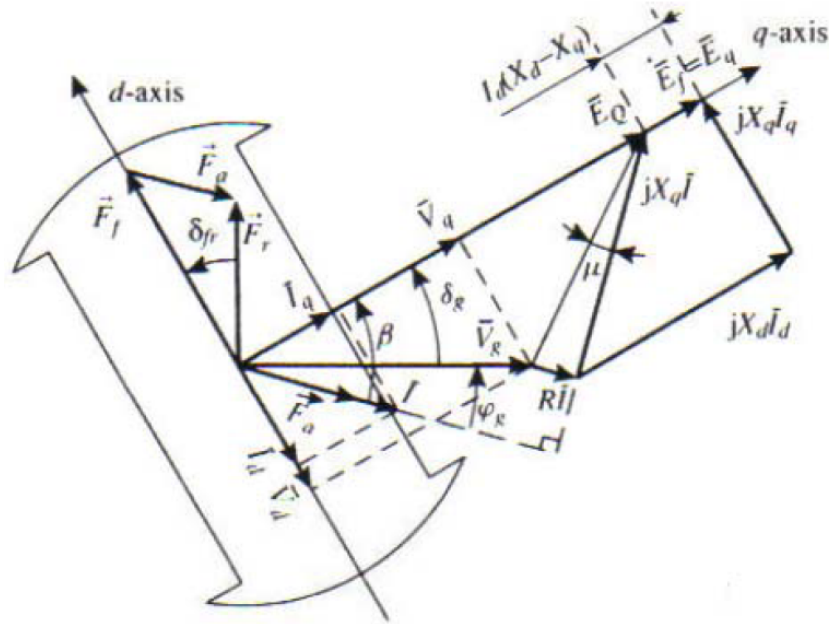
der:

- $I_d = -I \cdot \sin\beta$
- $V_d = -V_g \cdot \cos\delta_g$
- $I_q = I \cdot \cos\beta$
- $V_q = V_g \cdot \cos\delta_q$

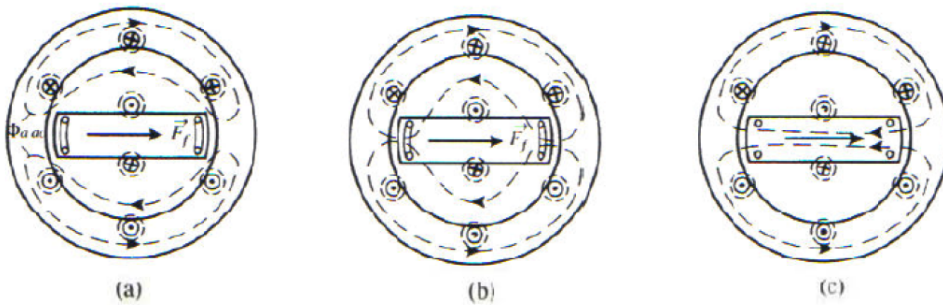
Den aktive effekten som en synkrongenerator med utpregede poler produserer kan da beregnes ut i fra følgende formel:

$$P_e = \frac{E_f \cdot V_s}{x_d} \sin(\delta) - \frac{(V_s)^2}{2} \cdot \frac{(x_q - x_d)}{x_q \cdot x_d} \cdot \sin(2\delta) \quad (2.7)$$

Stasjonær indusert spenning beregnes med d-komponenten og q-komponenten av laststrømmen. Beregning av transient spenning og subtransient spenning utføres med de samme laststrømmene, men med transient reaktans x'_d og subtransient reaktans x''_d [[5], s. 13]. Disse reaktansen er nærmere forklart i kapittel 2.3.



Figur 2.5: Fasediagram for generator med utpregede poler [10]



Figur 2.6: (a) - subtransient synkronreaktans, (b) - transient synkronreaktans, (c) - stasjonær synkronreaktans [10]

2.3 Subtransient, transient og stasjonær synkronreaktans

Dersom en lukket sløyfe påtrykkes et magnetfelt vil det bli induisert en strøm i sløyfa. Denne induerte strømmen i sløyfa vil sette opp et felt for å motvirke det påtrykte feltet, et såkalt motfelt. Dette kommer av at sløyfa ønsker å holde feltet som passerer gjennom seg konstant. Dette motfeltet sørger for at den påtrykte fluksen blir presset til å gå på utsiden av sløyfa. Resistansen i sløyfa hindrer at motfeltet holder seg konstant over tid. Dette resulterer i at den påtrykte fluksen vil over tid gå gradvis mer gjennom sløyfa. Tidskonstanten til sløyfa antyder hvor lenge motfeltet klarer å holde imot den påtrykte fluksen [10]. Tidskonstanten T_d til sløyfa er gitt av følgende formel:

$$T_d = \frac{L}{R} \quad (2.8)$$

De ulike synkronreaktansene antyder hvordan den påtrykte fluksen oppfører seg over ulike tidsperioder. Dette er illustrert i figur 2.6.

For å beskrive forskjellen på de ulike synkronreaktansene kan man ta for seg en generator som blir kortsluttet. Ved en slik kortslutning vil det bli satt opp en stor strøm i stator, og denne strømmen vil føre til en radikal økning i ankerreaksjonen. Videre fører dette til at et sterkt magnetisk felt vil bli satt opp på rotor og dette feltet forsøker å drive en fluks gjennom rotoren fordi rotor har lavest reluktans. Dempeviklingen i rotoren vil motsette seg denne endringen i magnetfeltet og setter opp en tilsvarende magnetisk felt mot ankerreaksjonen.

Som figur 2.6 (a) illustrerer resulterer dette i at fluksen som er satt opp av ankerreaksjonen blir presset til å gå på utsiden av dempeviklingen og feltviklingen. Dette gjør at lengden på det tilsynelatende luftgapet blir oppfattet større som gjør at verdien på den subtransient synkronreaktans x_d'' blir liten. Den subtransiente tidskonstanten T_d'' indikerer hvor lenge dempeviklingen klarer å motsette seg endringen fra ankerreaksjonen.

Figur 2.6 (b) illustrerer når fluksen fra ankerreaksjonen begynner å trenge gjennom dempeviklingen som følge av at motfeltet satt opp av dempeviklingen avtar. Fortsatt vil feltviklingen motsette seg fluksen fra ankerreaksjonen. Denne tidsperioden kalles den transiente tidperioden og lengden på det tilsynelatende luftgapet vil oppfattest noe mindre. I dette tilfelle vil synkrontransienten være transient, x_d' .

Den transient tidskonstanten T_d' indikerer hvor lenge motfeltet, som er satt opp av feltviklingen, klarer å holde i mot fluksen satt opp av ankerreaksjonen før motfeltet dør ut. Etter denne tidsperioden vil synkronreaktansen bli stasjonær, x_d , og fluksen satt opp av ankerreaksjonen vil ha lik vei som den stasjonære [[10], s. 17]. Dette er illustrert i figur 2.6 (c).

2.4 Sammenhengen mellom luftgap og synkronreaktans

Synkronreaktansen x_d er i all hovedsak resultatet av lekkreaktansen x_σ og ankerreaksjonens reaktans x_{ad} , og størrelsesordenen til disse reaktansene er avhengig av geometrien til synkrongeneratoren.

$$x_d = x_{ad} + x_\sigma \quad (2.9)$$

Lekkreaktansen er, som navnet tilsier, et resultat av fluksen som ikke krysser luftgapet. I tillegg er det et bidrag fra fluksen som passerer luftgapet men ikke blir utnyttet til å indusere spenning, og denne fluksen består av 5 komponenter.

- Luftgap lekkreaktans
- Vridningsreaktans
- Sporlekkreaktans
- Spolehodereaktans
- Vridningsreaktans

Ankerreaksjonens reaktans er det dominerende bidraget til synkronreaktansen. Denne reaktansen vil bli større dersom luftgapet reduserer og er dermed omvendt proporsjonal med reluktansen i luftgapet. Størrelsen på x_{ad} indikerer fluksveien til den resulterende fluksen til ankerreaksjonen.

$$x_{ad} = k_{ad} \cdot \frac{1}{\delta_e} \quad (2.10)$$

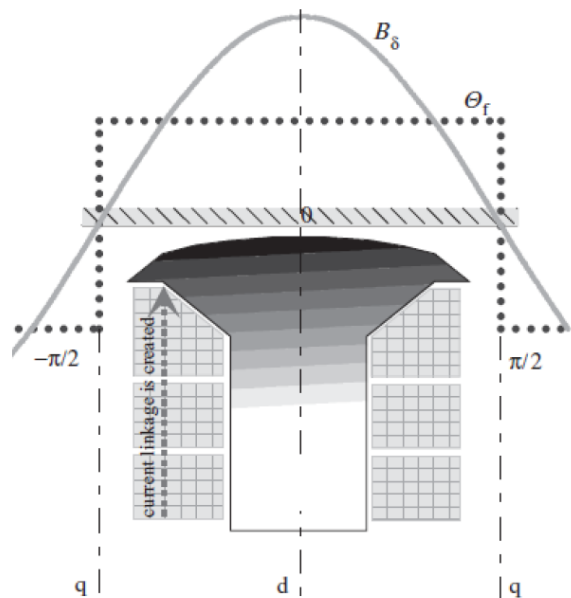
der:

- δ_e - luftgapavstand

Sammenhengden mellom avstanden i luftgapet og synkronreaktansen kommer av at x_{ad} er omvendt proporsjonal med luftgapet. Det vil si at dersom avstanden i luftgapet reduseres vil x_{ad} øke og dermed øker x_d [10].

3 Viklinger

I en synkrongenerator vil det være to hovedgrupper med viklinger; ankervikling og feltvikling. I ankerviklingen omformes den mekaniske energien i form av rotasjon om til elektrisk energi. Feltviklingen blir påtrykket en DC-strøm og setter opp et stasjonært magnetfelt i rotor. Rotasjonen av rotoren fører til at stator føler på et varierende magnetfelt. Dermed vil det induseres strøm og spenning i ankerviklingen som forsøker å motsette rotasjonen av magnetfeltet i rotor. Det er slik den mekaniske energien som turbinen påfører akslingen blir omformet til elektrisk energi i en synkrongenerator. Det er essensielt at det stasjonære magnetfeltet i rotor er sterkt. For å forsikre om at dette feltet er sterkt nok i saktegående synkrongeneratorer brukt i vannkraft blir det benyttet utpregede poler i rotor. Det er ønskelig med en best mulig sinusformet spenning på klemmene, og for å oppnå dette er det viktig at fluksen er best mulig sinusformet i luftgapet over en pol [[3], s. 47]. Dette er illustrert i figur 3.1.



Figur 3.1: Magnetisk fluks fordelt over luftgapet over en pol [3]

Antall poler i rotor er bestemt ut i fra frekvensen i nettet og den nominelle turtallet til turbinen:

$$p = \frac{120 \cdot f}{n} \quad (3.1)$$

hvor:

- p - antall poler
- f - frekvensen i nettet [Hz]
- n - hastigheten til rotor [o/min]

Konstruksjon av ankerviklingen utføres vanligvis slik at den har like mange poler som rotor. Det er ønskelig å konstruere en ankervikling som produserer minimalt med overharmonisk fluks og overharmonisk spenning, minimalt tap og utnytter fluksen som settes opp av rotor maksimalt. Statoren har spor på innsiden mot luftgapet som er laget for å plassere ankerviklingene for å oppnå en ren sinusfordelt strømforsyngning. Strømforsyngningen er

produsert av ankerviklingene. Disse viklingene er kobberstaver som er koblet sammen i spolehodene. Hver vikling tilhører en fase. Viklingene kan kobles i serie eller parallell [[3], s. 56].

Konstruksjon av ankerviklinger er avhengig av mange parametere som enten må beregnes eller antas. Det er nødvendig å velge noen nødvendige utgangspunkt i enkelte verdier ved oppstart av konstruksjonen av generatoren. Verdier som bestemmes er indre diameter på stator (Ds), sportall (Q), antall faser (m). Turtall (n) og aktive effekt (P) er gitt av turbinleverandøren.

Antall spor, antall faser og antall poler brukes til å bestemme antall spor per pol:

$$q = \frac{Q}{p \cdot m} \quad (3.2)$$

Antall spor i en poldeling (y_Q), hvor poldeling er avstanden fra en pol til neste, bestemmes ut i fra følgende formel:

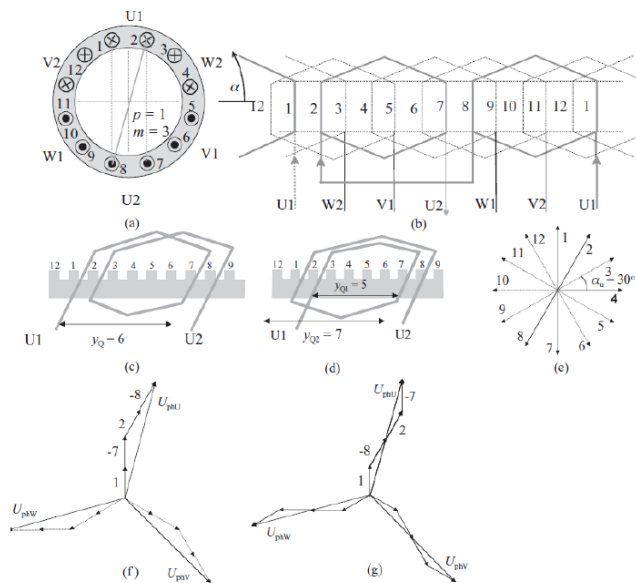
$$y_Q = \frac{Q}{p} \quad (3.3)$$

Det blir indusert spenning i hver stav i statorsporene når rotor roterer. Vinkelen mellom denne induserte spenningen i sporene er gitt som spolvinkelen α_u . Spolvinkelen beregnes ut i fra følgende formel:

$$\alpha_u = \frac{360^\circ \cdot p}{Q} \quad (3.4)$$

Indusert spenning i en vikling finnes ut i fra følgende formel:

$$e = -N \frac{d\Phi}{dt} \quad (3.5)$$



Figur 3.2: Stator med 12 spor og 3 faser [3]

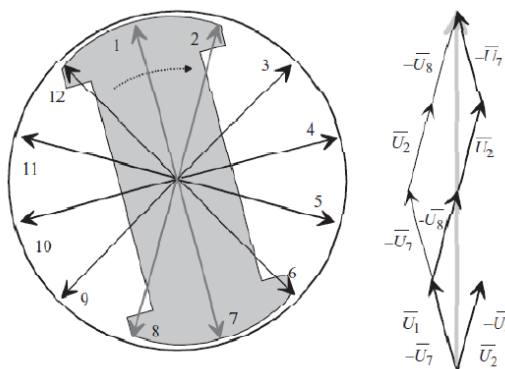
Fordelte viklinger er viklinger som er fordelt langs omfanget på statoren. Dette er vanlig i synkrongeneratorer. Fordelte viklinger fører til at spenningsvektorene ikke når sin

maksimal verdi samtidig, men vil være faseforskjøvet. Dette fører til reduksjon i antall effektive vindinger. Den induerte spenning fra ligning 3.5 må dermed korrigeres med en viklingsfaktor k_w .

$$k_w = \frac{\text{geometrisk sum}}{\text{summen av spenningenes absoluttverdi}} \quad (3.6)$$

$$e = -k_w \cdot N \cdot \frac{d\Phi}{dt} \quad (3.7)$$

Indusert spenning i hvert spor er illustrert i figur 3.3. De grå vektorene 1, 2, 7 og 8 velges å tilhøre fase U. Den totale spenningen i fase U vil bli $U_1 + U_2 + U_7 + U_8$, dersom hver stav er koblet i serie. Vektordiagrammet til høyre i figur 3.3 illustrerer at spenningen vil få lik polaritet, selv om vektor 7 og 8 er viklet motsatt vei. Grunnen til dette er at flukstettheten har motsatt retning i forhold til vektor 1 og 2.



Figur 3.3: Spenningsvektorene i en 2-polet generator med 12 spor [3]

Figur 3.2 og figur 3.3 viser en statorvikling som er lagt ut med fullt skritt. Lengden av spoleskrittet vil påvirke generatorspenningen. For å gå grundigere inn på dette, er det hensiktsmessig å dele viklingsfaktoren opp i tre deler; fordelingsfaktor, skrittforkortningsfaktor og vridningsfaktor.

Viklingen for en fase er fordelt langs omfanget av statoren og forhindrer at spenningen i alle spor ikke blir maksimal samtidig. Fordelingsfaktoren k_d tar hensyn til dette. Det er ønskelig å unngå harmoniske spenninger og minimalisere bruken av kobber i spolehodene, og dette gjøres ved å legge ut viklingen med et forkortet skritt. Derimot medfører dette at ikke all fluksen fra rotor blir nyttiggjort i stator, og dette tar skrittforkortningsfaktoren k_p hensyn til [[3], s. 66]. Dersom det forekommer overharmonisk fluks i luftgapet kan det være nødvendig å skråstille sporene i stator for å forhindre dette. Denne skråstillingen av sporene fører også til at fluksen fra rotor ikke blir like godt utnyttet og vridningsfaktoren k_{sq} tar hensyn til dette. Uttrykket for total viklingsfaktor blir dermed:

$$k_w = k_d \cdot k_p \cdot k_{sq} \quad (3.8)$$

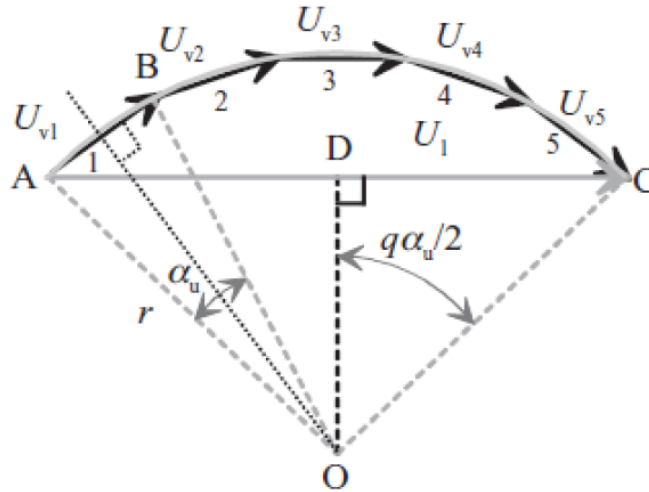
Ujevn strømforslyngning og reluktansforskjeller i luftgapet fører til harmoniske komponenter i fluksen og forårsaker at de harmoniske komponentene (v) vil ha egne viklingsfaktorer. Disse viklingsfaktorene kan uttrykkes som følgende:

$$k_{wv} = k_{dv} \cdot k_{pv} \cdot k_{sqv} \quad (3.9)$$

3.1 Fordelingsfaktor

Den førsteharmoniske $v=1$ har en fordelingsfaktor som er gitt av følgende formel:

$$k_{d1} = \frac{\text{Geometrisk sum}}{\text{Summen av absoluttverdiene til spenningen}} \quad (3.10)$$



Figur 3.4: Beregning av fordelingsfaktor tar utgangspunkt dette vektordiagrammet [3]

Fra figur 3.4 vil spenning U_1 for trekanten ODC være gitt av følgende formel:

$$\sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2} = \frac{U_1}{2r} \rightarrow U_1 = 2 \cdot r \cdot \sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2} \quad (3.11)$$

Fra figur 3.4 vil spenning U_{v1} for trekanten OAB være gitt av følgende formel:

$$\sin \frac{\alpha_u}{2} = \frac{U_{v1}}{2r} \rightarrow U_{v1} = 2 \cdot r \cdot \sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2} \quad (3.12)$$

$$k_{d1} = \frac{U_1}{q \cdot U_{v1}} = \frac{2 \cdot r \cdot \sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2}}{q \cdot 2 \cdot r \cdot \sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2}} = \frac{\sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2}}{q \cdot \sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2}} \quad (3.13)$$

Dette gir en fordelingsfaktor som følgende:

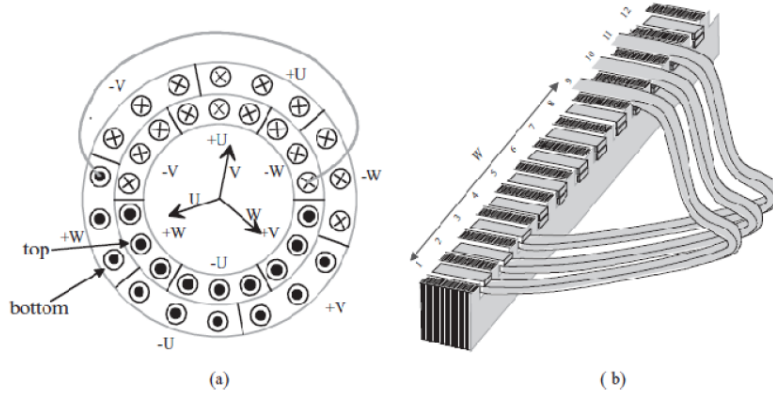
$$k_{d1} = \frac{\sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2}}{q \cdot \sin \frac{q \cdot \alpha_u}{2}} \quad (3.14)$$

Fordelingsfaktoren k_{d1} er også gyldig for de harmoniske. Formelen for et generelt uttrykk for fordelingsfaktoren blir som følgende:

$$k_{dv} = \frac{\sin v \frac{q \cdot \alpha_u}{2}}{q \cdot \sin v \frac{\alpha_u}{2}} \quad (3.15)$$

3.2 Skrittforkortningsfaktor

I en synkrongenerator blir det vanligvis benyttet tolagsvikling i ankerviklingen, som er delt opp i et øvre og nedre lag. Det øvre laget er nærmest rotor og nedre laget er innerst mot statorkjernen. Dette er illustrert i figur 3.5.



Figur 3.5: (a) - Tolagsvikling som viser øvre og nedre lag med forskyving
(b) - Illustrerer statorvikling forlagt i øvre og nedre lag [3]

Figur 3.5 illustrerer hvordan en tolagsvikling består av to soneringer. Hver sonering er delt opp i soner på 60° , som blir to til hver fase. Viklingene er lagt ut med fullt skritt dersom sonene ligger rett over for hverandre, som gir spolekritten $W = \tau_p$.

$$\tau_p = \frac{\pi \cdot D_s}{2 \cdot p} \quad (3.16)$$

$$W = \frac{y \cdot \tau_p}{y_Q} \quad (3.17)$$

der:

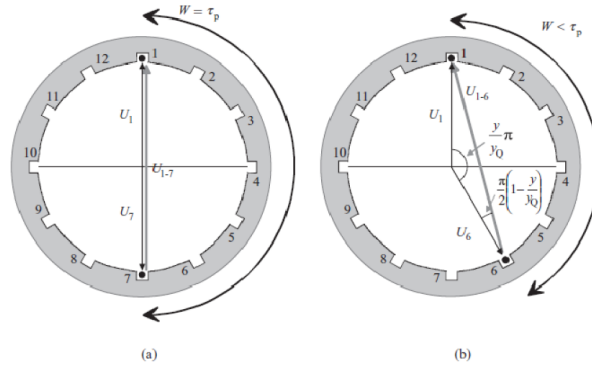
- y - spoleskrittet i antall skritt

I figur 3.5 ser man at soneringene ikke er rett over for hverandre, og dermed er øvre og nedre sonering forskjøvet. Øvre og nedre sonering er forskjøvet med et spor som gir et spoleskritt som er kortere enn poldelingen, $W \neq \tau_p$. Dette kalles forkortet skritt [[3], s. 73]. Forkortet skritt har en fordel med at spolehodene blir kortere og bruken av kobber reduseres. En fornuftig valgt skrittforkortning har også en fordel med å redusere harmonisk fluks i luftgapet. Ulempen med skrittforkortning er at mellom rotor- og statorviklingen vil fluksforslyngningen bli mindre enn med et fullt spoleskritt (fullt skritt). Denne reduksjonen i fluksforslyngning vil påvirke viklingsfaktoren.

Figure 3.6 blir brukt som utgangspunkt for å sette opp formelen for skrittforkortningen. Et fullt skritt kan skrives om til π radianer 180° (elektrisk).

Statoren i figur 3.6 (b) har et spoleskritt på 5 spor. Vinkelen for skrittforkortningen er gitt av følgende formel:

$$\left(\pi - \frac{y}{y_Q} \cdot \pi \right) = \pi \left(1 - \frac{y}{y_Q} \right) \quad (3.18)$$



Figur 3.6: (a) Statorvikling med fullt skritt
(b) Statorvikling med forkortet skritt [3]

Deler vinkelen i to like store vinkler:

$$\frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{y}{y_Q} \right) \quad (3.19)$$

Skrittforkortningsfaktoren kan også uttrykkes som forholdet mellom den geometriske summen og absoluttverdiene av spenningsvektorene. Dette uttrykket er gitt av følgende formel:

$$k_p = \frac{U_{1-6}}{|U_1| + |U_6|} = \frac{U_{total}}{2 \cdot U_{slot}} \quad (3.20)$$

$$\cos \left(\frac{\pi}{2} \left(1 - \frac{y}{y_Q} \right) \right) = \frac{U_{total}}{2 \cdot U_{slot}} = \frac{U_{total}}{2 \cdot U_{slot}} = k_p \quad (3.21)$$

Ved å benytte seg av forholdet mellom den geometriske summen og absoluttverdiene vil skrittforkortningsfaktoren bli som følgende:

$$k_p = \sin \left(\frac{y}{y_Q} \cdot \frac{\pi}{2} \right) = \sin \left(\frac{W}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.22)$$

Denne skrittforkortningsfaktoren vil også gjelde for de harmoniske. Dette gjør at en generell formel for skrittforkortningsfaktoren blir som følgende:

$$k_p = \sin \left(v \frac{y}{y_Q} \cdot \frac{\pi}{2} \right) = \sin \left(v \frac{W}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.23)$$

Vridning av spor i statoren blir omtalt i kapittel 5.11. En vridning av sporet vil også gi en faktor, vridningsfaktoren k_{dqv} . Formelen for denne vridningsfaktoren er som følgende:

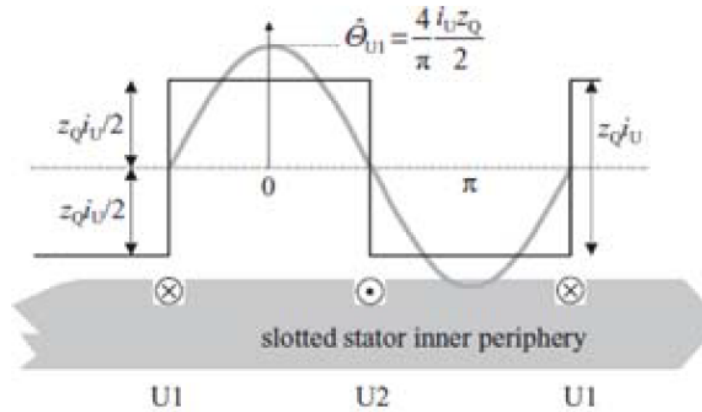
$$k_{sqv} = \frac{\sin \left(v \cdot \frac{y}{y_Q} \cdot \frac{\pi}{2} \right)}{v \cdot \frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}} \quad (3.24)$$

Viklingsfaktoren blir da som følgende:

$$k_{wv} = k_{dv} \cdot k_{pv} \cdot k_{sqv} = \frac{\sin v \frac{q \cdot \alpha_u}{2}}{q \cdot \sin v \frac{\alpha_u}{2}} \cdot \sin \left(v \cdot \frac{W}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \cdot \frac{\sin \left(v \cdot \frac{y}{y_Q} \cdot \frac{\pi}{2} \right)}{v \cdot \frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}} \quad (3.25)$$

3.3 Statorens strømforslyngning

Ankerviklingen er fordelt rundt hele omfanget i statoren for å produsere en ren sinusformet strømforslyngning, også kalt drivende amperevindinger (NI). Strømforslyngningen blir påvirket av viklingsdesignet og dette kan analyseres ved å sette strøm på en av vikingene i statoren. Dette er illustrert i figur 3.7.



Figur 3.7: Drivende amperevindinger i en vikling rundt omfanget på stator [3]

Det er ønskelig at strømforslyngningen er best mulig sinusformet. I figur 3.7 er dette ikke tilfelle, og dette gir en del overharmonisk fluks i luftgapet. Her vil kun førsteharmoniske være mulig å utnytte. Fourieranalyse kan benyttes for å beregne toppverdien til den førsteharmoniske strømforslyngning [[3], s. 83]. Strømforslyngningen Θ_1 er gitt av følgende formel:

$$\Theta_1 = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{i_u \cdot z_Q}{2} \quad (3.26)$$

der:

- z_Q - antall vindinger i hvert spor
- i_u - strømmen i sporet

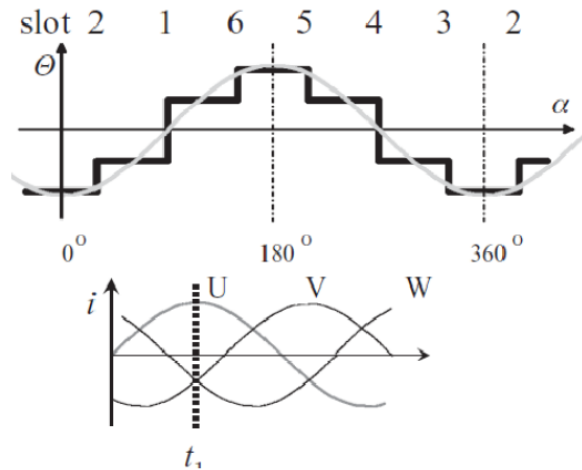
Figur 3.7 illustreres når det går strøm i kun en fase. Figur 3.8 illustrerer når det går strøm i alle tre faser og strømforslyngningen i generatoren ved tidspunktet t_1 .

Strømforslyngningen ved disse fasestrømmene begynner å ligne på en sinusform, men er fortsatt ikke tilfredsstillende. For å oppnå en mer sinusfordelt strømforslyngning er det hensiktsmessig å legge flere viklinger per pol og fase. Dette er gjort i figur 3.9 og viser resultatet av et slikt tiltak.

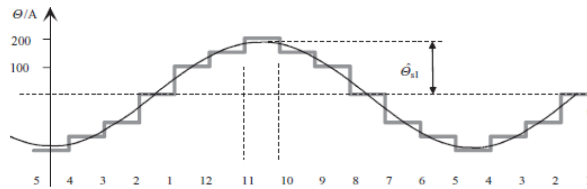
Toppverdien for strømforslyngningen ved $q = 1$ er gitt av ligning 3.26. Dersom $q > 1$ må det tas hensyn til viklingsfaktoren for å oppnå riktig toppverdi for strømforslyngningen. Dette er gitt av følgende formel:

$$N = \frac{p \cdot q \cdot z_Q}{a} \quad (3.27)$$

der:



Figur 3.8: Drivende amperevindinger rundt omfanget på stator med strøm i alle tre faser [3]



Figur 3.9: Strømforslyngningen får en renere sinusform ved å øke antall viklinger per pol og fase [3]

- N - antall vindinger i serie
- a - antall parallelle kretser

Strømforslyngningen er i dette tilfelle gitt av følgende formel:

$$\Theta_1 = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{N \cdot k_{w1} \cdot i_u}{2} \quad (3.28)$$

I en generator som har flere enn to poler vil strømforslyngningen være gitt av følgende formel:

$$\Theta_1 = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{N \cdot k_{w1} \cdot i_u}{2 \cdot p} \rightarrow \frac{4}{\pi} \cdot q \cdot z_Q \cdot \frac{k_{w1} \cdot i_u}{2} \quad (3.29)$$

Toppverdien til strømforslyngningen kan også formuleres som en funksjon av statorstrømmen I_s . Dette gir følgende formel:

$$\Theta_1 = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{N \cdot k_{w1}}{2} \cdot \sqrt{2} \cdot I_s \quad (3.30)$$

For en trefase generator vil formelen da være som følgende:

$$\Theta_1 = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{N \cdot k_{w1}}{2} \cdot \sqrt{2} \cdot I_s \cdot \frac{3}{2} \quad (3.31)$$

Ved å utføre en fourieranalyse av strømforslyngningen rundt omfanget av statoren hvor viklingen er lagt med forkortet skritt vil resultatet vise at skrittforkortningsfaktoren og fordelingsfaktoren blir det samme som tidligere utledet [[3], s. 89].

Dersom strømforslyngningen i statoren ikke er sinusformet vil viklingen produsere overharmonisk fluks i maskinen. En perfekt sinusformet spenning påtrykt statoren med vinkelfrekvens w_s vil gi en vinkelfrekvens til den overharmoniske fluksen w_{vs} . Denne vinkelfrekvensen w_{vs} referert til stator vil være gitt ut av følgende formel:

$$w_{vs} = \frac{w_s}{v} \quad (3.32)$$

Resultatet av dette er at den overharmoniske fluksen forflytter seg v ganger saktere enn den grunnharmoniske langs omfanget av statoren. Grunnen til dette er at frekvensen til den overharmoniske er lik frekvensen til den grunnharmoniske ganger v kortere, som følge av kortere bølgelengde. På grunn av kortere bølgelengde vil den overharmoniske ha v ganger flere poler.

$$p_v = v \cdot p \quad (3.33)$$

$$\tau_{pv} = \frac{\tau_p}{v} \quad (3.34)$$

3.3.1 Brudne viklinger

Dersom antall spor per pol per fase (q) er et bruddent tall indikerer dette at viklingen er en brudde vikling. Heltallsvikling er når antall spor per pol per fase er et helt tall. Fordelen med brudde vikling er:

- Flere muligheter ved valg av antall statorspor
- Flere alternativ for skrittforkortning
- Mulighet til å forbedre spenningskvaliteten til generatoren ved å fjerne harmoniske
- Bedre mulighet til og nå en bedre fluksfordeling ved gitte stator dimensjoner

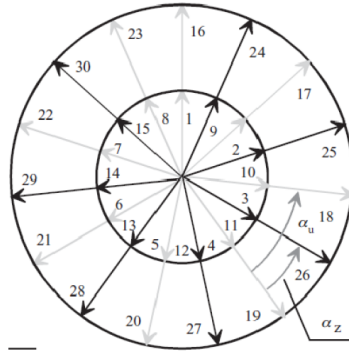
Brudne viklinger kan produsere underharmoniske som kan føre til vibrasjoner. Dette er klart den største ulempen.

Formelen for antall spor per pol per fase kan skrives om til:

$$q = \frac{Q}{p \cdot m} = \frac{z}{n} \quad (3.35)$$

Dersom n er et oddetal indikerer dette at den brudde viklingen er en førstegrads vikling. Partall indikerer at viklingen er en andregrads vikling. I en heltallsvikling må man bevege seg to poldelinger i stator før man finner en stav med samme induserte spenning. I en brudde vikling må man bevege seg minst to poldelinger før man finner en stav med samme induserte spenning [[3], s. 94].

I en brudde vikling indikerer p' avstanden i polpar mellom to staver i statoren som har samme induserte spenning. Fra første til den andre vektoren med lik indusert spenning er det Q_s vektorer. Spenningsvektorene vil så gjenta seg t ganger. t er den største fellesnevner av Q_s/p . Resultatet av dette er vist i figur 3.10. α_u er sporvinkelen og α_z er vinkelen mellom to vektorer i fasediagrammet.



Figur 3.10: Spenningsvektorene til en generator med 30 spor [3]

$$Q'_s = p' \cdot \frac{Q_s}{p}, Q'_s < Q_s, p > p' \quad (3.36)$$

$$\alpha_z = \frac{2 \cdot \pi}{Q} \cdot t \quad (3.37)$$

$$\alpha_u = \frac{p}{t} \cdot \alpha_z = p' \cdot \alpha_z \quad (3.38)$$

Viklingsfaktoren som ble utledet tidligere gjelder ikke for en brudden vikling siden q ikke er et heltall. Korrigert formel for q blir da følgende:

$$q = \frac{q'}{k} \quad (3.39)$$

Tar man utgangspunkt i formel 3.39 for en vikling med $q = 3$ blir $q' = 3$ og $k = 1$. Da vil q' indikere antallet forskjellige spenningsvektorer det er per fase for k antall poler. For en vikling med $q = 7/5$ er det da 7 ulike vektorer per fase som vil gjenta seg hver femte pol. Uttrykket for viklingsfaktoren for en trefaset brudden vikling blir følgende:

$$k_d = \frac{\sin \frac{\pi}{6}}{q' \cdot \sin \frac{\pi}{q' \cdot 6}} \quad (3.40)$$

Hvor q' er antall ulike spenningsvektorer og finnes ut i fra følgende formel:

$$q' = \frac{Q_s}{3 \cdot F} \quad (3.41)$$

3.3.2 Symmetribetingelser for en vikling

En vikling som produserer et roterende magnetisk felt dersom den påtrykkes en symmetrisk kilde, kan betraktes som symmetrisk. Viklingen må oppfylle to krav for at den skal være symmetrisk:

1. Antall vindinger per fase skal være et heltall.

$$\frac{Q}{2 \cdot m} = p \cdot q \in N \quad (3.42)$$

2. Vinkelen α_{ph} mellom faseviklingene skal være et multiplum av α_z .

$$\frac{\alpha_{ph}}{\alpha_z} = \frac{2 \cdot \pi \cdot Q}{2 \cdot m \cdot \pi \cdot t} = \frac{Q}{m \cdot t} \in N \quad (3.43)$$

4 Resistans

Dette kapitlet vil beskrive resistansen i generatoren og hvordan resistansen påvirker konstruksjonen og designet av generatoren. Resistansen er en viktig parameter, og vil i hovedsak produsere varme som vil videre redusere virkningsgraden til generatoren. Resistansen består i hovedsak av to bidrag, R_{DC} og R_{AC} [[3], s. 255]. Formelen for DC-resistansen er som følgende:

$$R_{DC} = \frac{l_c}{\sigma_c \cdot a \cdot S_c} \quad (4.1)$$

der:

- l_c - lengden på en leder i en spole
- σ_c - konduktiviteten til ledermaterialet
- a - antall parallelle ledere
- S_c - tverrsnittarealet på lederen

Resistansen er temperaturavhengig som gjør det viktig å ta hensyn til dette under konstruksjon av generatoren. Høyere resistans vil gi større tap og høyere varmetutvikling. Ved dimensjonering av kjølingen til generatoren benyttes høyeste driftstemperatur.

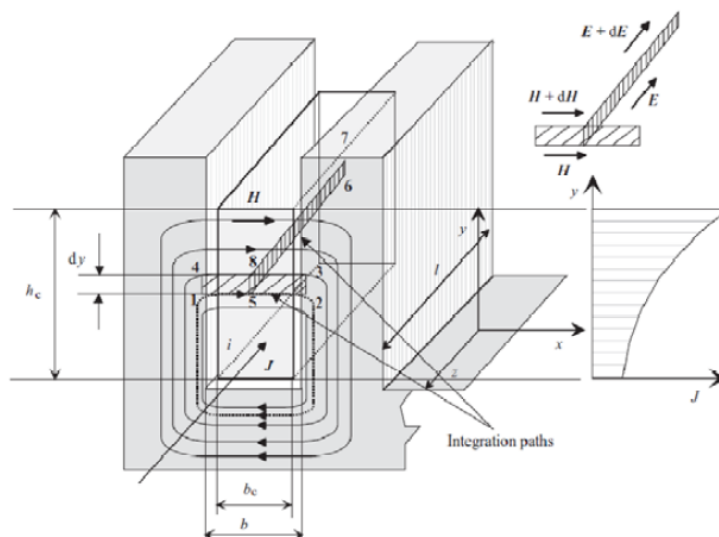
Beregning av R_{DC} er utfordrende på grunn av at bestemmelsen av l_c er problematisk. Denne lengden l_c kan entes måles eller beregnes med bruk av empiriske formler. Formelen for den gjennomsnittlige lengden, l_{av} , for en statorvikling er som følgende:

$$l_{av} = 2 \cdot l + 2,8 \cdot W + 0,4 \text{ m} \quad (4.2)$$

der:

- l - lengden av stator
- W - gjennomsnittlig spoleskritt

Ved belastning går det en vekselstrøm i statorviklingen. Denne vekselstrømmen vil sette opp en fluks. Denne fluksen er illustrert i figur 4.1.



Figur 4.1: Strømtettheten i en stav i et spor [3]

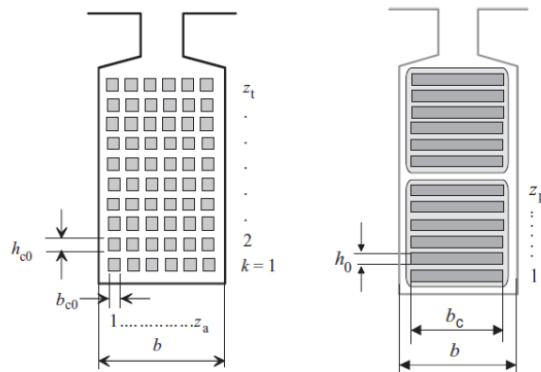
Selvinduktans er gitt ut av følgende formel:

$$L = \frac{\Psi}{i} \quad (4.3)$$

Induktansen er størst i bunnen av sporet som følge av at fluksforslyngningen er størst i bunnen av sporet. Dette fører til at strømmen vil gå øverst i sporet og dermed vil strømtettheten øke fra bunnen og oppover. Dette fenomenet kalles strømfortrengning. Dette er illustrert i grafen i figur 4.1. Ettersom strømtettheten ikke er lik i staven blir utnyttelsen av kobberet og kobbertverrsnittet redusert. Likestrøm gir konstant strømtetthet og en bedre utnyttelse av kobberet. Denne strømfortrengningen påvirker den totale resistansen.

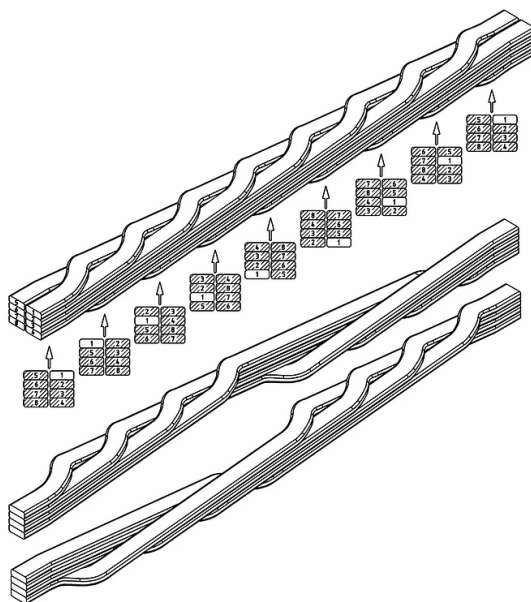
Dette kan også undersøkes ved å se på motindusert spenning i staven. Dersom generatoren kjøres i tomgang vil spenningen som blir indusert være lik langs hele staven. Grunnen til dette er at spenning er avhengig av den omsluttete fluksen fra rotorviklingen. Som illustrert i figur 4.1 er det en større fluksforslyngning nederst i staven og dette gir en større indusert motspenning. Dette resulterer også i at strømmen vil gå øverst i sporet der det er størst drivende spenning.

Sirkulerende strøm som blir indusert i lederen forsøker å motsette seg det varierende fluksen og dette er grunnen til strømfortrengning. Denne varierende fluksen kommer som oftest fra utenforstående varierende magnetisk felt som påvirker lederen. Resultatet av dette er at strømmen vil gå ytterst i lederen. Det er ledermaterialet og frekvensen som avgjør hvor langt inn i lederen strømmen vil gå.



Figur 4.2: Oppdeling av statorstav for å redusere tap [3]

Den ujevne strømtettheten kan forhindres ved å dele opp den massive lederen i mindre ledere. De mindre lederene er isolert fra hverandre og dette gir mindre plass til kobber, men utnyttelsen av kobberet blir forbedret og dermed redusert R_{AC} . Bakdelen med å dele opp lederen er at sporlekkfeltet vil øke på grunn av at lederens evne til å sette opp motfelt reduseres. Dette vil videre føre til at den motinduserte spenningen i lederen øker. Spenningsforskjellen mellom hver parallelle leder i stavene kan føre sirkulerende strømmer som vil gi tilleggstop. Dette kan forhindres ved å bruke røblestaver. Røblestav er konstruert slik at hver enkelt leder har vært like mye på hver plass langs sporet, som vil gi lik indusert spenning i hver dellereder. Figur 4.3 viser hvordan en røblestav er utformet.



Figur 4.3: Røbelstav [11]

Ved beregning av R_{AC} må inntregningsdybden beregnes, og den er avhengig av frekvensen, ledermaterialet og dimensjon på lederen. Den inverse av inntregningsdybden er gitt ut av følgende formel:

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \omega \cdot \mu_0 \cdot \sigma_c \cdot \frac{b_c}{b}} \left[\frac{1}{m} \right] \quad (4.4)$$

Inntregningsdybden α benyttes normalt til å beskrive den reduserte lederhøyden, ξ , som følge av strømfortregningen. Den reduserte lederhøyden er gitt av følgende formel:

$$\xi = h_c \cdot \alpha = h_c \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \omega \cdot \mu_0 \cdot \sigma_c \cdot \frac{b_c}{b}} \quad (4.5)$$

Vekselstrømtapene i en leder er gitt av følgende formel:

$$P_{AC} = \int_0^{h_c} (J \cdot b_c \cdot dy)^2 \cdot \frac{1}{\sigma_c \cdot b_c \cdot dy} = \frac{b_c \cdot l}{\sigma_c} \int_0^{h_c} J^2 dy \quad (4.6)$$

Kompleks form vil gi følgende formel:

$$P_{AC} = \int_0^{h_c} J \cdot J^* dy \quad (4.7)$$

Der J^* er den komplekskonjugerte av J . Begge er gitt som effektivverdier.

Likestrømtapene i en leder er gitt av følgende formel:

$$P_{DC} = R_{DC} \cdot I^2 = \frac{l}{\sigma_c \cdot b_c \cdot h_c} \cdot I^2 \quad (4.8)$$

k_R er resistansfaktoren som er faktoren R_{DC} multipliserer med for å få R_{AC} .

$$k_R = \frac{R_{AC}}{R_{DC}} = \frac{P_{AC}}{P_{DC}} = \frac{b_c^2}{I^2} \int_0^{h_c} J^2 dy = \frac{b_c^2}{I^2} \int_0^{h_c} J \cdot J^* dy \quad (4.9)$$

Det er som nevnt tidligere flere delledere i en stav. Dersom man går ut i fra at dimensjonene på en delle er høyden h_{c0} og bredden b_{c0} . Antall leder i høyden er z_t og i bredden z_a . Ny redusert lederhøyde er gitt av følgende formel:

$$\xi = h_{c0} \cdot \alpha = h_{c0} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \omega \cdot \mu_0 \cdot \frac{z_a \cdot b_{c0}}{b}} \quad (4.10)$$

der:

- $b_c = z_a \cdot b_{c0}$

Formel 4.10 viser at redusert lederhøyde ikke påvirkes av bredden.

Resistansfaktoren for de forskjellige lagene i høyden er gitt av følgende formel:

$$k_{Rk} = \varphi(\xi) + k \cdot (k - 1) \cdot \psi(\xi) \quad (4.11)$$

Hvor funksjonene $\varphi(\xi)$ og $\psi(\xi)$ er gitt ut av følgende formel:

$$\varphi(\xi) = \xi \cdot \frac{\sinh 2 \cdot \xi - \sin 2 \cdot \xi}{\cosh 2 \cdot \xi - \cos 2 \cdot \xi} \quad (4.12)$$

$$\psi(\xi) = 2 \cdot \xi \cdot \frac{\sinh \cdot \xi - \sin \cdot \xi}{\cosh \cdot \xi - \cos \cdot \xi} \quad (4.13)$$

Resistansfaktoren er størst øverst i sporet og lavest nederst i sporet. Dette er gitt av formel 4.11. Bidraget til tap fra dellederene vil da øke fra bunnen og opp. Gjennomsnittlig resistansfaktor er gitt av følgende formel:

$$k_R = \varphi(\xi) + \frac{z_t^2 - 1}{3} \cdot \psi(\xi) \quad (4.14)$$

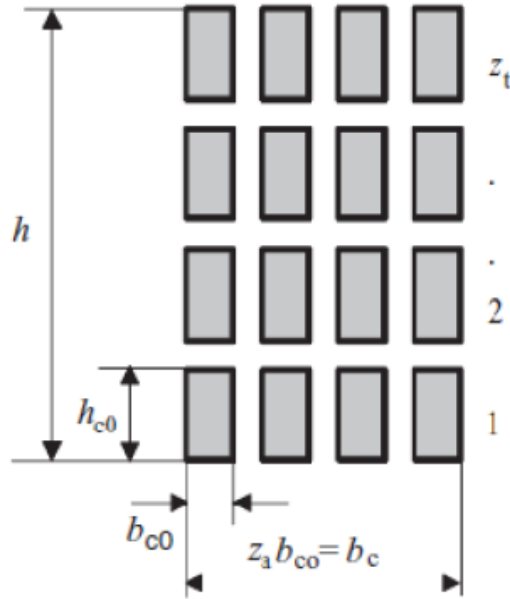
For rektangulære ledere kan man anta at $0 \leq \xi \leq 1$ som vil gi følgende gjennomsnittlige resistansfaktor:

$$k_R \approx 1 + \frac{z_t^2 - 0,2}{9} \cdot \xi^4 \quad (4.15)$$

Dette er en god tilnærming for rektangulære delledere. For en rund delle er tilleggstepene 0,59 ganger tapene i en rektangulær delle. Resistansfaktoren for en rund delle blir som følgende:

$$k_R \approx 1 + 0,59 \cdot \frac{z_t^2 - 0,2}{9} \cdot \xi^4 \quad (4.16)$$

R_{AC} vil øke betydelig med økende dellehøyde. Dette kommer av at ξ er proporsjonal med h_{c0} . Ved å revolvere hver spole som fører til at alle dellederene vil bli utsatt for lik lekkfluks vil hver delle ha samme motinduserte spenning. Dette er et normalt tiltak for å redusere tapene.



Figur 4.4: Oppdeling av delledere i spolehode [3]

I spolehodene vil strømførtregningen være mindre enn i sporet. Figur 4.4 illustrerer oppdeling av delledere i spolehodet og med antakelsene $b_c = z_a b_{c0}$ og $b = b_c + 1, 2h$. Dette gir en resistansfaktor for spolehodet som følgende:

$$k_{Rw} \approx 1 + \frac{z_t^2 - 0,8}{36} \cdot \xi^4 \quad (4.17)$$

Total resistansfaktor blir da som følgende:

$$k_R = \frac{k_{Ru} \cdot R_{uDC} + k_{Rw} \cdot R_{wDC}}{R_{uDC} + R_{wDC}} \quad (4.18)$$

$$k_R = k_{Ru} \cdot \frac{R_{uDC}}{R_{uDC} + R_{wDC}} + k_{Rw} \cdot \frac{R_{wDC}}{R_{uDC} + R_{wDC}} \quad (4.19)$$

der:

- R_{uDC} - DC-resistansen i sporet
- R_{wDC} - DC-resistansen i spolehodet

Ved å anta lik temperatur i staven og l_{av} er gjennomsnittlig lengde på staven og l' er delen av staven som ligger i sporet blir uttrykket for den totale resistansfaktoren som følgende:

$$k_R = k_{Ru} \cdot \frac{2 \cdot l'}{l_{av}} + k_{rW} \cdot \frac{l_{av} - 2 \cdot l'}{l_{av}} \quad (4.20)$$

Vanligvis er strømførtregningen i spolehodet så liten at den er neglisjerbar, som vil forenkle formelen:

$$k_R = 1 + (k_{Ru} - 1) \frac{2 \cdot l'}{l_{av}} \quad (4.21)$$

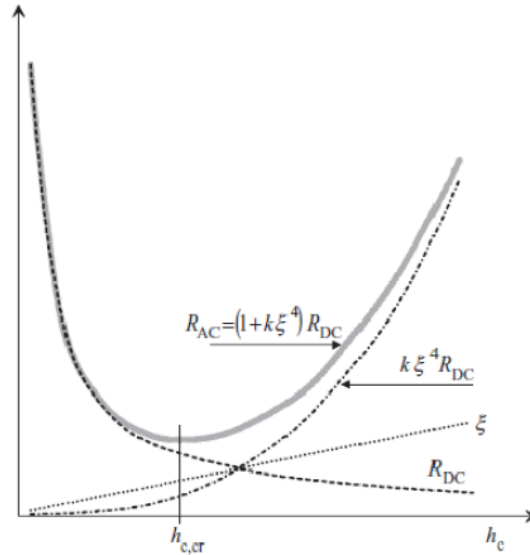
Dersom lederhøyden h_c økes vil dette føre til reduksjon av R_{DC} . R_{DC} er omvendt proporsjonal med høyden. Den reduserte lederhøyden øker lineært med lederhøyden som videre

vil sørge for at resistansfaktoren øker med fjerde potens. En høy lederhøyde resultere i en R_{AC} som er flere ganger høyere enn R_{DC} . Dersom $0 \leq \xi \leq 1$ blir formelen for R_{AC} som følgende:

$$R_{AC} \approx (1 + k \cdot \xi^4) \cdot R_{DC} \quad (4.22)$$

der:

$$k = \frac{z_t^2 - 0,2}{9}$$



Figur 4.5: Viser hvordan R_{AC} og R_{DC} endrer seg med lederhøyden [3]

Figur 4.5 illustrerer størrelsen på R_{DC} og R_{AC} i forhold til høyden på delledere. Fra figuren ser man at R_{AC} er lavest ved $h_c = h_{c,cr}$. Med et ledermateriale av kobber og en frekvens på 50 Hz vil formelen for k_{Rcr} bli som følgende:

$$k_{Rcr} \approx 1,33 \quad (4.23)$$

Gjennomgangen av denne teorien er for enlagsvikling. I en synkrogenerator i et vannkraftverk blir det normalt benyttet tolagsvikling. Med en tolagsvikling er det utfordrende å beregne en eksakt resistansfaktor. Det blir derfor benyttet empiriske løsninger. Resistansfaktoren for en enlagsvikling er gitt av følgende formel:

$$k_R = 1 + z_t^2 \cdot \left(\frac{5}{24} + \frac{1}{24} \cdot \cos\beta \right) \cdot \xi^4 \quad (4.24)$$

der:

- β - spolespennvinkelen
- z_t - antall lag i en stav
- ξ - reduserte lederhøyden

Uttrykket for spolespennvinkelen β er som følgende:

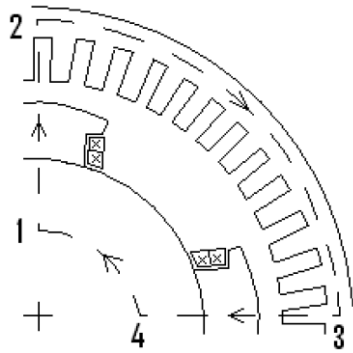
$$\beta = \frac{y}{y_Q} \cdot \frac{\pi}{2} \quad (4.25)$$

5 Magnetiske beregninger

De magnetiske beregningene til en synkrongenerator er essensielle ved konstruksjon av en generator. Ampères lov er grunnlaget for den magnetiske kretsen som kan bli sett opp for en synkrongenerator, og gitt av følgende formel:

$$F_m = \hat{U}_{m,tot} = N \cdot I = \oint_l H \cdot dl = \oint_S J \cdot dS = \sum_S I = \hat{\Theta}_{tot} \quad (5.1)$$

Den magnetiske kretsen vil inneholde like mange magnetveier som generatoren har poler. En slik magnetvei er illustrert i figur 5.1.



Figur 5.1: Magnetvei i en synkrongenerator med 4 poler [5]

Flukstettheten i luftgapet, B_δ , blir bestemt først og deretter de korresponderende feltstyrkene, H , for de forskjellige maskindelene. Θ_{tot} er total strømforslyngningen for en magnetvei. Denne strømforslyngningen beregnes ved å integrere strømtettheten over den magnetiske kretsens areal. Forenklet beregning av denne strømforslyngningen kan utføres ved å summere strømmene I som går gjennom den magnetiske kretsen.

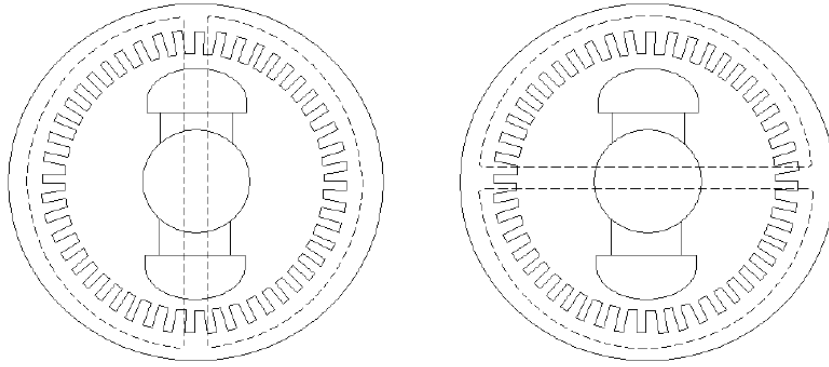
$\hat{U}_{m,tot}$ indikerer det magnetiske spenningsfallet over hvert av elementene som den magnetiske fluksen $\hat{\Phi}_m$ passerer. Dette spenningsfallet finnes når den magnetiske flukstettheten, B_δ , er på sin toppverdi ved å følge flukslinjen i maskinen [[3], s. 158].

Følgende formel gjelder for synkrongenerator med utpregede poler:

$$\hat{\Theta}_{pr} = \hat{U}_{m,\delta e} + \hat{U}_{m,ds} + \hat{U}_{m,dr} + \frac{1}{2}\hat{U}_{m,ys} + \frac{1}{2}\hat{U}_{m,yr} \quad (5.2)$$

der:

- $\hat{\Theta}_{pr}$ - strømforslyngningen for en pol
- $\hat{U}_{m,\delta e}$ - magnetisk spenningsfall over ett luftgap
- $\hat{U}_{m,ds}$ - magnetisk spenningsfall over statortennene
- $\hat{U}_{m,dr}$ - magnetisk spenningsfall over en rotorpol
- $\hat{U}_{m,ys}$ - magnetisk spenningsfall i statoråket
- $\hat{U}_{m,yr}$ - magnetisk spenningsfall i rotoråket



Figur 5.2: Reluktansen i q-akse til venstre og d-akse til høyre [5]

Som nevnt tidligere gir utprege poler ulike luftgap i generatoren. Dette vil gi forskjeller i verdien for reluktansen. Den minste reluktansverdien i en synkronmaskin med utprege poler er tradisjonelt d-akse reluktansen \mathfrak{R}_d . Den største reluktansverdien er q-akse reluktansen \mathfrak{R}_q . Figur 5.2 illustrerer denne ulikheten.

Som figur 5.2 illustrerer vil det oppstå en reduksjon i flukstettheten i luftgapet over sporene og en resulterende økning i flukstettheten over tennene på grunn av sporene i stator. Dette gjør at beregningen av det magnetiske spenningsfallet over luftgapet er utfordrende og det er nødvendig å beregne den gjennomsnittlige flukstettheten i luftgapet. Sporene i stator vil føre til at luftgapet vil oppfattes lengre i følge Carters prinsipp [[5], s. 34]. Carters koeffisient k_{Cs} vil angi forholdet mellom tilsynelatende luftgap og reelt luftgap og er gitt av følgende formel:

$$k_{Cs} = \frac{\delta_{es}}{\delta} = \frac{\tau_u}{\tau_u - \kappa \cdot b_1} \quad (5.3)$$

$$\kappa \approx \frac{b_1/\delta}{5 + b_1/\delta} \quad (5.4)$$

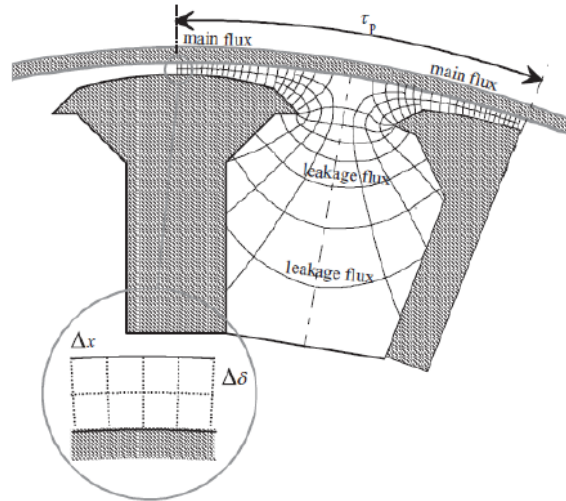
der:

- k_{Cs} - Carterskoeffisienten for spor
- δ_{es} - ekvivalent luftgap
- δ - reelt luftgap
- τ_u - spordeling
- b_1 - sporbredden

I enkelte generatorer vil det være spor for ledere i rotor, slik som i asynkrongenerator eller for dempeviklingsspor, får man også et bidrag fra disse. Carterkoeffisienten for rotor er da k_{Cr} . Den totale Carterskoeffisienten som følgende:

$$k_{C,tot} = k_{Cs} \cdot k_{Cr} \cdot k_{Cd} = \frac{B_{\delta,max}}{B_{\delta,av}} = \frac{\delta_e}{\delta} \quad (5.5)$$

Den totale Carterskoeffisient gir forholdet mellom maksimal luftgapsinduksjon og gjennomsnittlig luftgapinduksjon.



Figur 5.3: Flukslinjene i luftgapet ved utpregede poler [3]

5.1 Luftgap for generator med utpregede poler

I en synkrongenerator med utprege poler, slik som i figur 2.1, vil det være tre forskjellige luftgap ved beregninger. Luftgap nr. 1 benyttes når feltviklingen i rotor magnetiserer generatoren. Luftgap nr. 2 benyttes når ankerreaksjonen i d-aksen skal beregnes og dermed også induktansen i d-aksen. Luftgap nr. 3 benyttes når ankerreaksjonen i q-aksen skal beregnes og dermed også induktansen i d-aksen [[3], s. 164].

Polskoen må være slik utformet at lengden mellom flukslinjene mellom stator og polskoen øker med det inverse av cosinus til den elektriske vinkelen ut fra senterpunktet til polskoen. Dette vil gi en flukstetthet i luftgapet som er cosinusformet. (Ofte sagt at den skal være sinusformet men det er mer presist å omtale den som en cosinusform)

Flukslinjene mellom stator og polen i rotor vil ikke gå korteste vei og opptre i rette linjer. Feltberegningsprogrammer benyttes for å kalkulere og fremstiller flukstettheten og flukslinjene nøyaktig.

Figur 5.3 viser flukslinjene og dermed flukstettheten i luftgapet. Fluksen gjennom en mindre del av luftgapet er gitt av følgende formel:

$$\Delta\Phi_{\delta} = \Theta_{\delta} \cdot \Delta\Lambda_{\delta} = \Theta_{\delta} \cdot \mu_0 \frac{l \cdot \Delta x}{n \cdot \Delta\delta} \quad (5.6)$$

der:

- Θ_{δ} - Strømforslyngningen over luftgapet
- $\Delta\Lambda_{\delta}$ - Permeans i luftgapet
- l - Lengden av polskoen

Ved å sentrere referansesystemet midt på polskoen blir formelen som følger:

$$\frac{\Delta\Phi_{\delta}}{l \cdot \Delta x} = \frac{\Theta_{\delta} \cdot \mu_0}{n \cdot \Delta\delta} = \widehat{B}_{\delta} \cdot \cos\theta \quad (5.7)$$

Polskoen utformes slik at lengden av flukslinjene øker omvendt proporsjonalt med cosinus

til den elektriske vinkelen fra senter av polen for å oppnå cosinusformet flukstetthet i luftgapet. Dette vises av følgende formel:

$$n \cdot \Delta\delta = \frac{\Theta_\delta \cdot \mu_0}{\widehat{B}_\delta \cdot \cos\theta} = \frac{\delta_{0e}}{\cos\theta} \quad (5.8)$$

der:

- δ_{0e} - luftgapet på senter av polskoene
- θ - elektrisk vinkel
- \widehat{B}_δ - maksimal verdi på flukstetthet i luftgapet

Til nå er det omtalt maksimalverdien til flukstettheten. Maksimalverdien på fluksen i en vikling, antar full skritt, bestemmes av overflateintegralet av vikleingsens areal med hensyn på fordelingen av flukstetthet over poldelingen. Dette er vist av følgende formel:

$$\widehat{\Phi}_m = \int_0^r \int_{\frac{\tau_p}{2}}^{-\frac{\tau_p}{2}} \widehat{B} \cdot \cos\left(\frac{x}{\tau_p} \cdot \pi\right) dx \cdot dl' \quad (5.9)$$

Dette kan videre omformuleres til følgende formel ved å løse integralet:

$$\widehat{\Phi}_m = \frac{2}{\pi} \cdot \widehat{B}_\delta \cdot \tau_p \cdot l' = \frac{D \cdot l'}{p} \cdot \widehat{B}_\delta = \mu_0 \cdot \frac{D \cdot l'}{p \cdot \delta_{0e}} \cdot \widehat{\Theta}_\delta \quad (5.10)$$

For å beregne ankerreaksjonen i d-aksen så må luftgap nr 2 benyttes, som nevnt tidligere. For å kunne beregne ankerreaksjonen går man ut i fra at 1. harmoniske til statorens strømforslyngning ligger i dette tilfelle i d-aksen. Med dette utgangspunktet er det en likhet som vist i følgende formel:

$$\Theta_{s1}(\theta) = \Theta'_d(\theta) = \widehat{\Theta}'_d \cdot \cos\theta \quad (5.11)$$

1. harmoniske til strømforslyngningen er gitt av følgende formel:

$$\widehat{\Theta}_1 = \frac{3}{2} \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \frac{N \cdot k_{w1}}{2p} \cdot \sqrt{2} \cdot I = \frac{3}{\pi} \cdot \frac{N \cdot k_{w1}}{p} \cdot \sqrt{2} \cdot I \quad (5.12)$$

der:

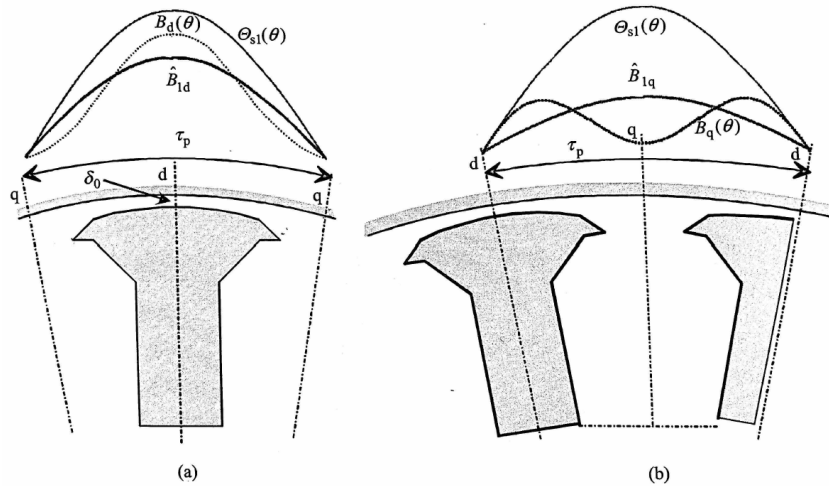
- k_{w1} - vikleingsfaktor

I vinkel θ vil permeansen i luftgapet være gitt av følgende formel:

$$d\Lambda = \frac{1}{d\mathfrak{R}} = \mu_0 \cdot \frac{dS}{n \cdot \Delta\delta} = \mu_0 \cdot \frac{D \cdot d \cdot \theta \cdot l}{2p} \cdot \frac{\cos\theta}{\delta_{0e}} \quad (5.13)$$

I vinkel θ vil den magnetiske flukstettheten være gitt av følgende formel:

$$B_d(\theta) = \frac{d\varphi}{dS} = \frac{\mu_0}{\delta_{0e}} \cdot \widehat{\Theta}'_d \cdot \cos^2\theta \quad (5.14)$$



Figur 5.4: (a) Flukstetthet og strømforslyngning for ankerreaksjon i d-akse
 (b) Flukstetthet og strømforslyngning for ankerreaksjon i q-akse [3]

Fra formel 5.14 og figur 5.4 (a) er det vist at flukstettheten som oppstår på grunn av ankerreaksjonen i d-akse er fordelt om d-aksen etter kvadratet av cosinus til den elektriske vinkelen fra senter av polen.

En fourieranalyse vil kunne bestemme amplituden til den 1. harmoniske. Dette er gitt av følgende formel:

$$B_{1d} = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\mu_0}{\delta_{0e}} \cdot \hat{\Theta}'_d \quad (5.15)$$

der:

$$\delta_{de} = \frac{4}{\pi} \cdot \delta_{0e} \quad (5.16)$$

- δ_{de} - ekvivalent d-akse luftgap som ankerreaksjonen ser.

Ved beregning av ankerreaksjonen i q-akse benyttes luftgap nr 3. For å kunne beregne ankerreaksjonen går man ut ifra at 1. harmoniske til statorens strømforslyngning ligger i rotorens q-akse. Figur 5.4 (b) illustrerer flukstettheten som følge av ankerreaksjonen i q-akse. Formen på denne flukstettheten kommer av stor reluktans mellom polene. Amplituden til den 1. harmoniske er gitt av følgende formel:

$$\hat{B}_{1q} = \frac{p \cdot \Phi_q}{D \cdot l} = \frac{\mu_0}{\delta_{qe}} \cdot \Theta'_q \quad (5.17)$$

der:

- δ_{qe} - ekvivalent luftgap i q-akse

Ved å sette de ulike strømforslyngningene lik hverandre $\hat{\Theta}_f = \hat{\Theta}'_d = \hat{\Theta}'_q$ vil de ekvivalente luftgapene bli invers proporsjonal med forholdet mellom flukstetthetene. Dette er vist i følgende formel:

$$\hat{B}_\delta : \hat{B}_{1d} : \hat{B}_{1q} = \frac{1}{\delta_{0e}} : \frac{1}{\delta_{de}} : \frac{1}{\delta_{qe}} \quad (5.18)$$

Sammenhengen i formel 5.18 gjør at δ_{qe} kan beregnes. Denne beregning er såpass utfordrende at det vil være vanskelig å utføre uten numeriske metoder. Polskoen i en synkrongenerator med utpregede poler gjør at luftgapet δ_{qe} vil være i området $(1,5 - 3) \cdot \delta_{de}$. I praksis blir følgende antagelse ansett som tilfredsstillende og benyttet:

$$\delta_{qe} \approx 2,4 \cdot \delta_{de} \quad (5.19)$$

5.2 Elektrisk spenning og elektrisk induktans

Indusert spenning i et polpar

Faradays induksjonslov benyttes for å finne den induserte spenningen i et polpar [[3], s. 168]. Den induserte spenningen er gitt av følgende formel:

$$e_{1p}(t) = -\frac{d\Psi(t)}{dt} = -k_{w1} \cdot N \cdot \frac{d\Phi_m(t)}{dt} \quad (5.20)$$

1. harmoniske av den induserte spenning er gitt av følgende formel:

$$e_{1p}(t) = -N_p \cdot k_{w1} \cdot \omega \cdot \Phi_m \cdot \cos\omega t = -N_p \cdot k_{w1} \cdot \omega \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \widehat{B}_\delta \cdot \tau_p \cdot l' \cdot \cos\omega t \quad (5.21)$$

Ved å koble ønsket antall polspenninger i serie finner man generatorens klemmespenning.

Maksimal fluksforslyngning

Formelen for maksimal fluksforslyngning i en pol er gitt av følgende formel:

$$\Psi_{mp} = -k_{w1} \cdot N_p \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \widehat{B}_\delta \cdot \tau_p \cdot l' \quad (5.22)$$

Selvinduktans i rotor

For å sette opp ønsket flukstetthet \widehat{B}_δ i rotor trengs det strømforslyngning. Den nødvendige strømforslyngningen er gitt av følgende formel:

$$\Theta_f = \frac{\delta_{0e} \cdot \widehat{B}_\delta}{\mu_0} = N_f \cdot I_f \quad (5.23)$$

Selvinduktansen og fluksforslyngningen til en enkelt pol i rotor er gitt av følgende formel:

$$L_f = \frac{\Psi_f}{I_f} = \frac{N_f \cdot \Theta_f}{I_f} \quad (5.24)$$

der:

- L_f - Selvinduktansen til polen i rotor
- Ψ_f - Fluksforslyngningen til polen i rotor

5.3 Ekvivalent jernlengde

På endene av generatoren vil flukstettheten avta gradvis. Dermed vil man få en tilsynelatende lengre jernlengde og denne er ofte forenklet til to ganger luftgapet som visst i følgende formel:

$$l' = l + 2\delta \quad (5.25)$$

Denne forenklingen vil i de aller fleste tilfeller være nøyaktig nok. Dersom generatoren har kjølekanaler må det tas hensyn til innvirkningen av dette. Carters prinsipp blir brukt for å finne en ekvivalent bredde på kjølekanalen [[3], s. 171].

$$b_{ve} = k \cdot b_v \quad (5.26)$$

der:

- b_v - reell bredde på kjølekanalene
- b_{ve} - ekvivalent bredde på kjølekanalene

Dermed vil ekvivalent jernlengde være gitt av følgende formel:

$$l' \approx l - n_v \cdot b_{ve} + 2 \cdot \delta \quad (5.27)$$

der:

- l - brutto jernlengde
- n_v - antall kjølekanaler

5.4 Magnetisk spenning for luftgap

Dersom man forutsetter at det ikke er metning i jernkjernen, er det vanligvis reluktansen i luftgapet som er det dominerende bidraget i den magnetiske kretsen til en generator. Beregning av denne magnetiske motstanden med grunnlag i det gjennomsnittlige luftgapet. Luftgapet vil være cosinusfordelt over midten av polen, som også indikerer lengden av flukslinjene [[3], s. 170]. Det ekvivalente midlere luftgapet er gitt av følgende formel:

$$\delta_{e,mid} = \frac{2}{\pi} \cdot \delta_{0e} \quad (5.28)$$

Utformingen av polskoen er essensielt, og i denne utledningen benyttes en enbuet polskoform. Radiusen til en enbuet polsko er vanligvis $0,7 \cdot D$. For en enbuet polsko vil det ekvivalente midlere luftgapet være gitt av følgende formel:

$$\delta_{e,mid} = \delta_{0e} \cdot \left[1 + \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{\delta_{max}}{\delta_{min}} - 1 \right) \right] \quad (5.29)$$

Magnetiske spenningsfallet over luftgapet vil være gitt av følgende formel:

$$U_{m,\delta} = \hat{H}_\delta \cdot \delta_{e,mid} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{\hat{B}_{delta}}{\mu_0} \cdot \delta_{e,mid} \quad (5.30)$$

5.5 Magnetisk spenning for en statortann

Magnetisk spenning for en statortann finnes ved toppverdien for den 1. harmoniske til flukstettheten i luftgapet. En gitt tannfluks vil passere gjennom spordelingen, denne fluksen er gitt av følgende formel:

$$\widehat{\Phi}'_d = l' \cdot \tau_u \cdot \widehat{B}_\delta \quad (5.31)$$

Hvor τ_u er spordelingen som finnes fra følgende formel:

$$\tau_u = \frac{\pi \cdot D}{Q_s} \quad (5.32)$$

Tilnærmet all fluks vil gå i statortannen så lenge den ikke er i metning, og dermed vil det ikke gå noe fluks i sporet [[3], s. 174]. Det effektive arealt av tannen S_d finnes fra følgende formel:

$$S_d = k_{Fe}(l - n_v \cdot b_v)b_d \quad (5.33)$$

der:

- k_{Fe} - jernfaktor

Jernfaktoren k_{Fe} tar hensyn til tykkelsen på isolasjonen mellom blikkplatene og ujevnheter i materialet. Verdien på denne faktoren ligger vanligvis mellom 0,9-0,97. Stansing av blikkplater fører til at krystallstrukturen i jernet endrer seg og dermed vil permeabiliteten i kanten av blikket reduseres. Ved beregning av flukstettheten i statortannen trekkes det av 0,1 mm på tannbredden for å kompensere for dette. Dermed blir tannbredden b_d som følgende:

$$b_d = b_{real} - 0,1 [mm] \quad (5.34)$$

Ved beregning av \widehat{B}'_d blir den minste verdien av tannbredden b_d benyttes for å oppnå maksimalverdien av flukstettheten. Hvis utformingen av statorsporene gir lik bredde av sporet i hele høyden, vil den minste tannbredden være bredden inn mot luftgapet. Går man ut i fra at all fluksen går gjennom statortannen vil flukstettheten i tannen være gitt av følgende formel:

$$\widehat{B}'_d = \frac{\widehat{\Phi}'_d}{S_d} = \frac{l' \cdot \tau_u}{k_{Fe} \cdot (l - n_v \cdot b_v) \cdot b_d} \widehat{B}_\delta \quad (5.35)$$

Det vil i praksis alltid gå noe fluks gjennom sporarealt S_u . Om man tar hensyn til dette vil den reelle fluksen i statortannen være gitt av følgende formel:

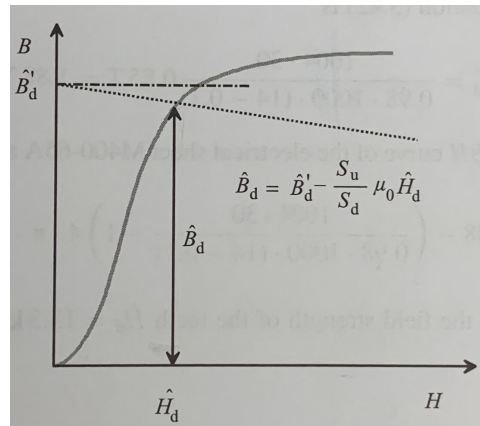
$$\widehat{\Phi}_d = \widehat{\Phi}'_d - \widehat{\Phi}_u = \widehat{\Phi}'_d - S_u \cdot \widehat{B}_u \quad (5.36)$$

der:

- $\widehat{\Phi}_d$ - fluks i sporet
- \widehat{B}_u - flukstettheten i sporet

Den reelle flukstettheten kan beregnes ved å dele på arealet av tannen:

$$\widehat{B}_d = \widehat{B}'_d - \frac{S_u}{S_d} \cdot \widehat{B}_u \quad (5.37)$$



Figur 5.5: Flukstettheten \widehat{B}_d over tannen med metningskurve for blikket og dimensjonen til tannen [3]

der:

$$\frac{S_u}{S_d} = \frac{l' \cdot \tau_u}{k_{Fe} \cdot (l - n_v \cdot b_v) \cdot b_d} - 1 \quad (5.38)$$

Feltstyrken i statortannen og feltstryken i sporet kan man anta er identiske og dette gir følgende formel for flukstettheten i sporet:

$$\widehat{B}_u = \mu_0 \cdot \widehat{H}_d \quad (5.39)$$

Setter uttrykket for B_u inn i formel 5.37 og nytt uttrykk for reell flukstetthet i tannen blir som følgende:

$$\widehat{B}_d = \widehat{B}'_d - \frac{S_u}{S_d} \cdot \mu_0 \cdot \widehat{H}_d \quad (5.40)$$

Den reelle flukstettheten finnes vanligvis grafisk ut i fra metningskurven til blikket i statortannen, som er illustrert i figur 5.5.

Det magnetiske spenningsfallet i tannen finnes ved at feltstyrken i tannen integreres over hele tannens lengde. Formelen for dette spenningsfallet er som følgende:

$$U_{m,d} = \int_0^{h_d} H_d \cdot dh = \int_0^{h_d} \frac{\widehat{B}_d}{\mu} \cdot dh = \frac{\widehat{\Phi}_d}{\mu_r \cdot \mu_0} \int_0^{h_d} \frac{1}{S_d} \cdot dh = \frac{\widehat{\Phi}_d}{\mu_r \cdot \mu_0 \cdot k_{Fe} \cdot (l - n_v \cdot b_v)} \int_0^{h_d} \frac{1}{b_d} \cdot dh \quad (5.41)$$

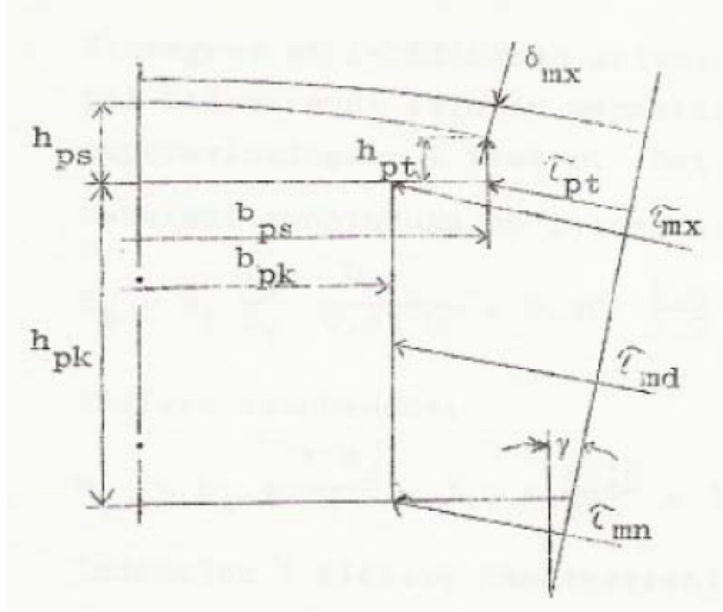
der:

$$\widehat{\Phi}_d = S_d \cdot \widehat{B}_d \quad (5.42)$$

5.6 Magnetisk spenning for utpregede poler

Ved beregning av pollekkfluksen er det vanlig å benytte en faktor som multipliseres med luftgapsfluksen for å finne total fluks i bunnen av polkjernen. Denne faktoren blir satt til, i følge flere litteraturer, et verdi mellom 1,15 og 1,25. Dette er gitt av følgende formel:

$$\widehat{\Phi}_p = (1,15 - 1,25) \cdot \widehat{\Phi}_m \quad (5.43)$$



Figur 5.6: Poldimensjoner som må beregnes for å beregne permeansen [12]

Feltberegningsprogram benyttes for å få en eksakt verdi på pollekkfluksen. Pollekkfluksen kan også beregnes ut fra følgende formel:

$$\widehat{\Phi}_\sigma = \Lambda_\sigma \cdot \widehat{\Theta}_\sigma \quad (5.44)$$

Dette er kun en tilnærming og vil ikke gi en eksakt verdi, men metoden gir et tilfredstillende verdi. Permeansen, eller lekkledningsevnen, i polluken deles i to deler. Første delen er mellom polskoene for to nærliggende poler og andre delen er mellom polkjernene. Ved beregning av permeansen må enkelte mål mellom polene beregnes. De forskjellige avstandene mellom polene er illustrert i figur 5.6.

Utformingen av polskoen vil bestemme maksimalt luftgap δ_{mx} , og høyden på polskotannen h_{pt} . Formen på polskoen påvirker også beregningene av permeansene. Figur 5.6 illustrerer en pol med enbuet polsko. Permeansberegningene for en slik pol blir som følgende:

$$\gamma = \frac{180}{2p} \quad (5.45)$$

$$\tau_{pt} = 2 \cdot \left(\frac{D}{2} - \delta_{min} - h_{ps} \right) \cdot \sin\gamma - b_{ps} \cdot \cos\gamma \quad (5.46)$$

$$\tau_{mx} = 2 \cdot \left(\frac{D}{2} - \delta_{min} - h_{ps} \right) \cdot \sin\gamma - b_{pk} \cdot \cos\gamma \quad (5.47)$$

$$\tau_{md} = 2 \cdot \left(\frac{D}{2} - \delta_{min} - \frac{h_{ps}}{2} \right) \cdot \sin\gamma - b_{pk} \cdot \cos\gamma \quad (5.48)$$

$$\tau_{mn} = 2 \cdot \left(\frac{D}{2} - \delta_{min} - h_{ps} - h_{pk} \right) \cdot \sin\gamma - b_{pk} \cdot \cos\gamma \quad (5.49)$$

Permeansen mellom polskoene er gitt av følgende formel:

$$\Lambda_{ps} = 4 \cdot \mu_0 \cdot 10^{-2} \cdot \left[L_p \cdot \left(\frac{0,5 \cdot \delta_{mx} + h_{pt}}{\tau_{pt}} + \frac{b_{ps} - b_{pk}}{\tau_{pt} + \tau_{mx}} + \frac{(h_{pt} + 2 \cdot h_{ps}) \cdot b_{ps}}{3 \cdot (\tau_{pt} + \frac{\pi}{4} \cdot b_{ps})} \right) \right] \quad (5.50)$$

Pollekkfluksen mellom polskoene i enden av polene er representert i enden av polene. Permeansen for polkjernene er gitt av følgende formel:

$$\Lambda_{pk} = 4 \cdot \mu_0 \cdot 10^{-2} \cdot k_l \cdot \left(\frac{L_p \cdot h_{pk}}{\tau_{md}} + \frac{b_{pk} \cdot h_{pk}}{\tau_{md} + \frac{\pi}{4} \cdot b_{pk}} \right) \quad (5.51)$$

Pollekkfluksen mellom polkjernene i endene av maskinen er representert i siste ledd i formel 5.51. Faktoren k_l tar hensyn til at lekkfluksens drivende amperevindinger øker lineært fra bunnen av polkjernen. Faktor k_l er gitt av følgende formel:

$$k_l = \frac{1}{a^2} \left(1 + \frac{a}{2} \right) [a - \ln(1 + a)] \quad (5.52)$$

$$a = \frac{\tau_{mx}}{\tau_{mx}} - 1 \quad (5.53)$$

Total permeans er summen av permeansen mellom polskoene og permeansen mellom polkjernene.

$$\Lambda_p = \Lambda_\sigma = \Lambda_{ps} + \Lambda_{pk} \quad (5.54)$$

Pollekkfluksen bestemmes ut i fra det magnetiske spenningsfallet i statoråket og rotoråket. Magnetisk spenningsfall i statoråket og rotoråket blir omtalt i kapittel 5.7 og inneholder utledningen av formlene. Benytter disse formlene for å finne pollekkfluksen.

$$\begin{aligned} \hat{\Theta}_\sigma &= \hat{\Theta}_m = \hat{U}_{m\sigma} + \hat{U}_{m,ds} + \hat{U}_{m,dr} + \frac{\hat{U}_{m,ys}}{2} + \frac{\hat{U}_{m,yr}}{2} = \hat{U}'_m + \hat{U}_{m,dr} + \frac{\hat{U}_{m,yr}}{2} \\ &= \hat{U}'_m + \int_0^{h_{dr}} \frac{\hat{B}_{dr}}{\mu} dl + \frac{\hat{B}_{yr}}{\mu} \tau_{yr} = \hat{U}'_m + \frac{2(\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma) - \hat{\Theta}_\sigma \Lambda_{pk}}{2 \cdot \mu \cdot S_{dr}} + \frac{\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l \cdot h_{yr}} \cdot \tau_{yr} \end{aligned} \quad (5.55)$$

Ved å benytte formel 5.44 og formel 5.55 kan et ligningssett settes opp med to ukjente. Løsningen av ligningssettet blir som følgende:

$$\hat{\Theta}_\sigma = \hat{U}'_m + \frac{2 \cdot (\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma) - \hat{\Theta}_\sigma \cdot \Lambda_{pk}}{2 \cdot \mu \cdot S_{dr}} + \frac{\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l \cdot h_{yr}} \cdot \tau_{yr} \quad (5.56)$$

$$\hat{\Theta}_\sigma = \frac{\hat{U}'_m + \frac{\hat{\Phi}_m}{\mu \cdot S_{dr}} + \frac{\hat{\Phi}_m \cdot \tau_{yr}}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l \cdot h_{yr}}}{1 - \frac{(2 \cdot \Lambda_\sigma - \Lambda_{pk})}{2 \cdot \mu \cdot S_{dr}} - \frac{\Lambda_\sigma \cdot \tau_{yr}}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l \cdot h_{yr}}} \quad (5.57)$$

Formelen 5.44 kan benyttes for å bestemme pollekkfluksen:

$$\hat{\Theta}_\sigma = \Lambda_\sigma \cdot \frac{\hat{U}'_m + \frac{\hat{\Phi}_m}{\mu \cdot S_{dr}} + \frac{\hat{\Phi}_m \cdot \tau_{yr}}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l \cdot h_{yr}}}{1 - \frac{(2 \cdot \Lambda_\sigma - \Lambda_{pk})}{2 \cdot \mu \cdot S_{dr}} - \frac{\Lambda_\sigma \cdot \tau_{yr}}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l \cdot h_{yr}}} \quad (5.58)$$

hvor:

$$\hat{U}'_m = \hat{U}'_{m\sigma} + \hat{U}'_{m,ds} + \frac{\hat{U}'_{m,ys}}{2} \quad (5.59)$$

Det magnetiske spenningsfallet i polkjernen og rotoråket tar ikke hensyn til metning. Dette gjør at den beregnede pollekkfluksen er noe mindre enn den reelle. En mer korrekt verdi for pollekkfluksen kan beregnes ved å beskrive BH-kurvene matematisk og benytte aktuell funksjon for $H(B)$. Magnetisk spenningsfall i polkjernen er gitt av følgende formel:

$$\begin{aligned} \hat{U}_{m,dr} &= \int_0^{h_{dr}} H dl = \int_0^{h_{dr}} \frac{\hat{B}_{dr}}{\mu} dl = \int_0^{h_{dr}} \frac{\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma(h_{dr})}{\mu \cdot S_{dr}} dl \\ &= \frac{\hat{\Phi}_p - (\hat{\Phi}_p - \hat{\Phi}_{\sigma,pk})}{2 \cdot \mu \cdot S_{dr}} \cdot h_{dr} = \frac{2 \cdot (\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma) - \hat{\Theta}_\sigma \cdot \Lambda_{pk}}{2 \cdot \mu \cdot S_{dr}} \cdot h_{dr} \end{aligned} \quad (5.60)$$

Dette magnetiske spenningsfallet i polkjernen kan finnes ved å gjøre en forenkling ved å si at lekkfluksen ut gjennom viklingene på polen, $\hat{\Phi}_{l,pk}$, øker lineært fra bunn av polkjernen. I realiteten øker $\hat{\Phi}_{l,pk}$ med en 2.grads funksjon. En linearisering i gjeldende område vil ikke avvike i stor grad fra den reelle verdien totalt sett. Formel 5.60 tar ikke hensyn til metning i jernet. Den gjennomsnittlige flukstettheten for polkjernen må bestemmes slik at man kan utlede formelen for det reelle magnetiske spenningsfallet i polkjernen. Gjennomsnittlig flukstetthet i polkjernen er gitt av følgende formel:

$$B_{dr} = \frac{\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma(h_{dr})}{S_{dr}} = \frac{\hat{\Phi}_p + (\hat{\Phi}_p - \hat{\Phi}_{\sigma,pk})}{2 \cdot S_{dr}} = \frac{2 \cdot (\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma) - \hat{\Theta}_\sigma \cdot \Lambda_{pk}}{2 \cdot S_{dr}} \quad (5.61)$$

Ut fra BH-kurven til jernblikket finnes det magnetiske spenningsfallet $\hat{U}_{m,dr}$, og dette gir følgende formel:

$$\hat{U}_{m,dr} = \int_0^{h_{dr}} H(B_{dr}) dl = H(B_{dr}) \cdot h_{pk} \quad (5.62)$$

Formel 5.62 forutsetter at det ikke er metning i jernet i bunnen av polkjernen, da metningen av blikket er sterkt ulineært.

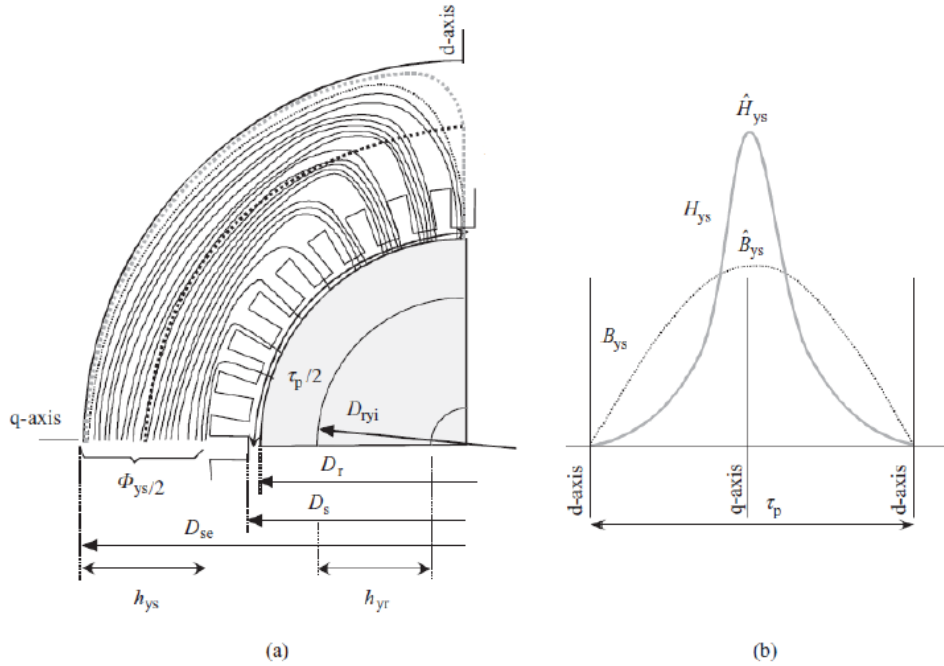
5.7 Magnetisk spenning i statoråk og rotoråk

Fluksen som passerer luftgapet over en pol i stator og rotor deles i to like deler. Når flukstettheten i d-aksen er på sin toppverdi er åkets flukstetthet lik null. Når flukstettheten i q-aksen er på sin toppverdi er luftgapsinduksjonen lik null. I åket kan flukstettheten sin toppverdi bestemmes ved å dele halve luftgapsfluksen på arealet av åket [[3], s. 177]. Dette er gitt av følgende formel:

$$\hat{B}_{ys} = \frac{\hat{\Phi}_m}{2 \cdot S_{ys}} = \frac{\hat{\Phi}_m}{2 \cdot k_{Fe} \cdot (l - n_v \cdot b_v) h_{ys}} \quad (5.63)$$

Denne fremgangsmåten kan også benyttes for å bestemme flukstettheten i rotoråket, som er gitt av følgende formel:

$$\hat{B}_{yr} = \frac{\hat{\Phi}_p}{2 \cdot S_{yr}} = \frac{\hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l \cdot h_{yr}} \quad (5.64)$$



Figur 5.7: (a) - flukstetthet i stator
(b) - feltstyrken i forhold til flukstettheten [3]

Figur 5.7 illustrert flukstettheten og feltstyrken i statoren. Ut av figuren ser man at flukstettheten i åket i q -aksen ligger i det ulineære området av BH-kurven for blikket. Dette resulterer i at feltstyrken i åket er sterkt ulineært. [[5], s. 45]

Ulineariteten som er illustrert i figur 5.7 (b) må det bli tatt høyde for når det magnetiske spenningsfallet i åket skal beregnes. Det magnetiske spenningsfallet i stator er gitt av følgende formel:

$$U_{m,ys} = 2 \cdot \int_0^q H \cdot dl = 2 \int_0^q H(B_{ys}) \cdot dl = \int_0^q H(B_{ys}) \cdot d\theta \quad (5.65)$$

der:

- $H(B_{ys})$ - feltstyrken når metning i jernet er tatt høyde for og det integreres langs midten av åket

Flukstettheten har fordelingen langs integrasjonsveien gitt av følgende formel:

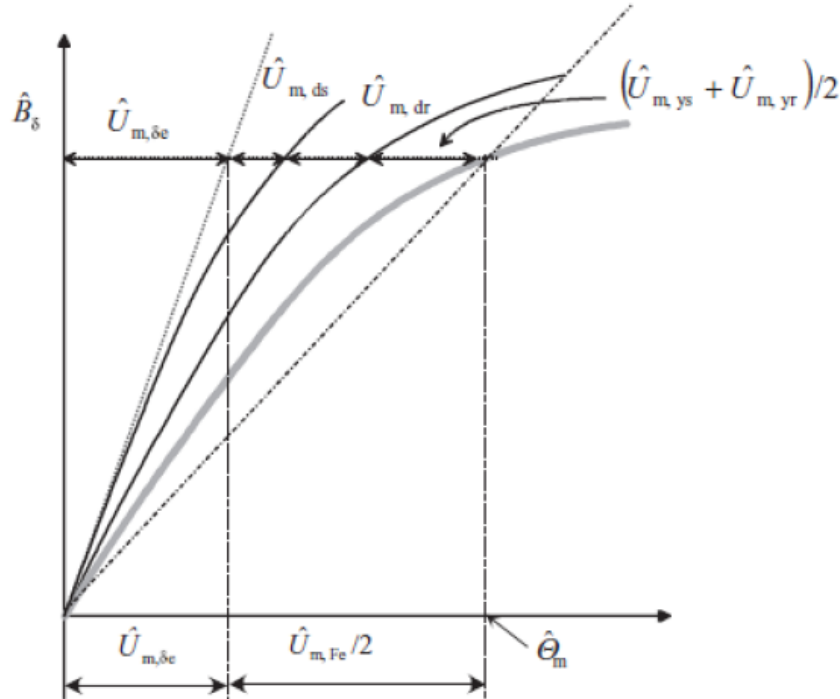
$$B_{ys}(\theta) = \hat{B}_{ys} \cdot \sin\theta \quad (5.66)$$

Fluksfordelingen i rotor antas å være homogent fordelt i arealet av rotor. Det magnetiske spenningsfallet i rotor er gitt av følgende formel:

$$\hat{U}_{m,yr} = \int_q^d H \cdot dl = \hat{H}_{yr}(\hat{B}_{yr}) \cdot \tau_{yr} \quad (5.67)$$

Integrasjonsveien i stator og rotor er gitt av følgende formler:

$$\tau_{ys} = \frac{\pi(D_{se} - h_{ys})}{2p} \quad (5.68)$$



Figur 5.8: Tomgangskurven til en generator [3]

$$\tau_{yr} = \frac{\pi(D_{ryi} - h_{yr})}{2p} \quad (5.69)$$

5.8 Magnetiseringsbehovet ved tomgang

Ved å summere de magnetiske spenningsfallene rundt en magnetvei vil de totale drivende amperevindinger, som trengs for én pol i tomgang ved en gitt \hat{B}_θ , kunne bestemmes [[3], s. 180]. Dette er gitt av følgende formel:

$$\hat{\Theta}_m = I_{fDC} \cdot N_f = \hat{U}_{m\theta} + \hat{U}_{m,ds} + \hat{U}_{m,dr} + \frac{\hat{U}_{m,ys}}{2} + \frac{\hat{U}_{m,yr}}{2} \quad (5.70)$$

5.9 Maskinens tomgangskurve

Tomgangskurven til en generator er illustrert i figur 5.8. X-aksen i kurven vil vanligvis være magnetiseringsstrømmen istedenfor strømforsyngningen og y-aksen i kurven vil være volt istedenfor flukstetthet. For en generator kan tomgangskurven tegnes ut i fra formel 5.70.

5.10 Ankerreaksjonsreaktansen

I ankerreaksjonsreaktansen er det induktansen som er den mest dominerende og dermed den viktigste. Induktansen til ankerreaksjonen bestemmes hovedsakelig av viklingen, materialegenskaper og maskinens dimensjoner. Grundigere undersøkelse av denne induktansen i en trefasevikling i en generator gjennomføres ved anta at generatoren ikke er i metning. Begynner med å bestemme maksimal fluks gjennom en vinding med fullt skritt. Dette er

gitt av følgende formel:

$$\hat{\Theta}_m = \int SB \cdot dS = \frac{2}{\pi} \tau_p \cdot l' \cdot \hat{B}_m \quad (5.71)$$

Videre kan fluksforslyngningen bestemmes ved å multiplisere fluksen gjennom en vinding med fullt skritt med viklingsfaktoren og antall vindinger per vikling. Denne fluksforslyngningen er gitt av følgende formel:

$$\hat{\Psi}_m = k_{ws1} \cdot N_s \cdot \hat{\Theta}_m = k_{ws1} \cdot N_s \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \tau_p \cdot l' \cdot \hat{B}_m \quad (5.72)$$

Drivende amperevindinger i statorvindinger setter opp flukstettheten i luftgapet. Flukstettheten \hat{B}_m er gitt av følgende formel:

$$\hat{B}_m = \frac{\mu_0 \cdot \hat{\Theta}_s}{\delta_{ef}} \quad (5.73)$$

der:

$$\hat{\Theta}_s = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{k_{ws1} \cdot N_s}{2p} \cdot \sqrt{2 \cdot I_s} \quad (5.74)$$

Fra formlene 5.73 og 5.72 blir formelen for fluksforslyngningen som følgende:

$$\hat{\Psi}_m = \frac{2}{\pi} \cdot \mu_0 \cdot \frac{1}{2p} \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\tau_p}{\delta_{ef}} \cdot l' \cdot (k_{ws1} \cdot N_s)^2 \cdot \sqrt{2 \cdot I_s} \quad (5.75)$$

Ankerreaksjonens reaktans i d-aksen og q-aksen kan bestemmes. Dette gjøres med å bruke luftgapene som er bestemt for ankerreaksjonen i d-aksen og q-aksen og ved å dele på toppverdien til strømmen. Formelen for reaktansene er gitt av følgende formler:

$$L_{md} = \frac{3 \cdot 2}{2 \cdot \pi} \cdot \mu \cdot \frac{1}{2p} \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\tau_p}{\delta_{ref}} \cdot l' \cdot (k_{ws1} \cdot N_s)^2 = \frac{m \cdot D_\delta}{\pi \cdot p^2 \cdot \delta_{def}} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot (k_{ws1} \cdot N_s)^2 \quad (5.76)$$

$$L_{mq} = \frac{m \cdot D_\delta}{\pi \cdot p^2 \cdot \delta_{qef}} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot (k_{ws1} \cdot N_s)^2 \quad (5.77)$$

Det er verdt å legge merke til i formel 5.76 og 5.77 at det er de effektive luftgapene som blir benyttet. De effektive luftgapene δ_{qef} og δ_{def} tar høyde for korrigeringskoeffisient og jernets bidrag. Verdien på reaktansen til ankerreaksjonen er ikke konstant, men vil kunne endre seg som funksjon av spenning og moment. Økning i spenning vil føre til økning av fluksen og flukstettheten. Økning i fluks og flukstetthet kan lede til metning i enkelte deler, og dette vil redusere induktansene. Økning i moment vil føre til økning av det tilsynelatende luftgapet som resulterer i at fluks vil kunne trenge gjennom deler av generatoren som er nærmere metning, og dette vil også redusere induktansene [[5], s. 48].

5.11 Lekkfluks

Lekkfluks er fluksen som ikke krysser luftgapet og binder ikke sammen rotor og stator magnetisk. Fluksen som krysser luftgapet som er ønskelig er den grunnharmoniske, og dermed vil overharmonisk luftgapsfluks også betegnes som lekkfluks [[3], s. 227].

Selvinduktans og gjensidig induktans

Uttrykkene for selvinduktans og gjensidig induktans finnes via energibetrakninger. Et system med to viklinger og med hver sin strøm og resulterende hver sin fluks vil ha følgende energi:

$$\begin{aligned} W_{\Phi} &= \frac{1}{2} \int_V HB \, dV = \frac{1}{2\mu} \int_V B^2 \, dV = \frac{1}{2\mu} \int_V (B_1 + B_2)^2 dV \\ &= \frac{1}{2\mu} \int_V (B_1^2 + 2B_1B_2 + B_2^2) dV \end{aligned} \quad (5.78)$$

Dersom man tar utgangspunkt i selvinduktans og gjensidig induktans blir formelen for energibetrakning som følgende:

$$W_{\Phi} = \frac{1}{2}L_1I_1^2 + \frac{1}{2}MI_1I_2 + \frac{1}{2}L_2I_2^2 \quad (5.79)$$

Formelene for selvinduktans og gjensidig induktans finnes ved å kombinere formel 5.79 og 5.78 og blir som følgende:

$$L = \frac{1}{\mu I^2} \int_V B^2 dV \quad (5.80)$$

$$M = \frac{2}{\mu I_1 I_2} \int_V B_1 B_2 dV \quad (5.81)$$

Lekkfluksens komponenter

Lekkfluksen består av fluks som ikke krysser luftgapet og de overharmoniske komponentene av fluksen som krysser luftgapet [[3], s. 225]. Lekkflukskomponentene som ikke krysser luftgapet er:

- Sporlekkfluks
- Tannlekkfluks
- Spolehodelekkfluks
- Pollekkfluks
- Vridningslekkfluks

Ved beregning av lekkinduktansen blir det ikke tatt høyde for pollekkfluksen. Grunnen til dette er at pollekkfluksen ikke setter opp motspenning for statorviklingen.

Lekkfluksberegninger

Total lekkinduktans, L_{σ} , er summen av de ulike leddinduktansene. De ulike lekkinduktansene er:

- L_{δ} - Luftgaplekkinduktans
- L_u - Sporlekkinduktans
- L_d - Tannlekkinduktans

- L_w - Spolehodelekkinduktans
- L_{sq} - Vridningslekkinduktans

Luftgaplekkinduktans

Stator setter opp luftgapsfluksen. Denne fluksen består av en rekke harmoniske komponenter, også den grunnharmoniske. Disse harmoniske komponentene induserer motspenninger med grunnharmonisk frekvens i statorvikling, når det antas at maskinen er tilkoblet stivt nett. Førsteharmoniske komponenten induserer generatorens motinduserte spenning, kalt *airgap back emf*. Ankerreaksjonsinduktansen L_m tar hensyn til denne spenningen. De resterende harmoniske komponentene regnes som lekkkomponenter, og de motinduserte spenningene som disse komponentene setter opp blir det tatt høyde for med en luftgaplekkinduktans.

Denne luftgaplekkinduktansen består av to komponenter. *Zig-zag inductance* er komponenten som indikerer bidraget som følge av sporharmonisk fluks i luftgapet ved en viklingsfaktor på 1. Den andre komponenten er *belt leakage inductance* som indikerer bidraget som følge av at viklingsfaktoren ikke er lik 1. Dette er et resultat av fordelingsfaktor og skrittforkortning.

De harmoniske spenningskomponentene er gitt av følgende formel:

$$E_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \omega \cdot N \cdot k_{wv} \cdot \hat{\Theta}_v \quad (5.82)$$

Den maksimale fluksen gjennom vikling som et resultat av en harmonisk komponent er gitt av følgende formel:

$$\hat{\Phi}_v = \frac{2}{\pi} \cdot \hat{B}_{\delta v} \cdot \tau_v \cdot l' \quad (5.83)$$

Den harmoniske komponenten vil ha en poldeling som er gitt av følgende formel:

$$\tau_v = \frac{\pi \cdot D}{2 \cdot p \cdot v} \quad (5.84)$$

Setter man inn uttrykket for poldelingen i formel 5.84 inn i formel 5.83 får man følgende formel:

$$\hat{\Phi}_v = \frac{2}{\pi} \cdot \hat{B}_{\delta v} \cdot \frac{\pi \cdot D}{2 \cdot p \cdot v} \cdot l' \quad (5.85)$$

Dersom man setter formel 5.85 inn i formel 5.82 blir formelen for de harmoniske spenningskomponentene som følgende:

$$E_v = \frac{\omega}{\sqrt{2}} \cdot D \cdot l' \cdot \frac{N}{p} \cdot \frac{k_{wv}}{v} \cdot \hat{B}_{\delta v} \quad (5.86)$$

Flukstettheten i luftgapet i en generator med m faser og statorstrøm I_m er gitt av følgende formel:

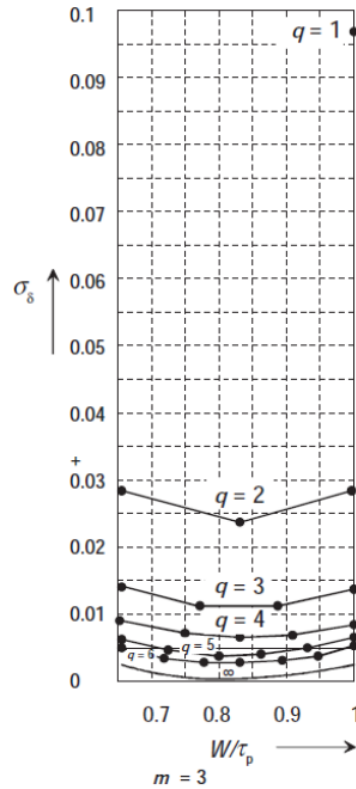
$$\hat{B}_{\delta v} = \frac{\mu_0}{\pi} \cdot \frac{m}{\delta_{ef}} \cdot \frac{k_{wv}}{v} \cdot \frac{N}{p} \cdot \sqrt{2} \cdot I_m \quad (5.87)$$

Ved å benytte formelen for $\hat{B}_{\delta v}$ kan man bestemme uttrykke for alle induserte harmoniske spenninger i viklingen.

$$E_v = \frac{\mu_0}{\pi} \cdot \omega \cdot \frac{m}{\delta_{ef}} \cdot D \cdot l' \cdot \left(\frac{N}{p}\right)^2 \cdot I_m \cdot \left(\frac{k_{wv}}{v}\right)^2 \quad (5.88)$$

Formelen for summen av alle de induserte harmoniske spenningene er gitt av følgende formel:

$$E = \sum_{v=-\infty}^{v=+\infty} E_v \quad (5.89)$$



Figur 5.9: Sammenheng mellom spor per pol per fase, lekkfaktor og spoleskritt [3]

Den totale spenning, E , indikerer summen av ankerreaksjonsreaktansen og luftgapplekkreaktansen. Dette forholdet er gitt av følgende formel:

$$\frac{E}{\omega I_m} = L_m + L_\delta \quad (5.90)$$

Dette resulterer i at uttrykket for luftgapplekkinduktansen kan settes opp. Luftgapplekkinduktansen er gitt av følgende formel:

$$L_\delta = \frac{\mu_0}{\pi} \cdot \frac{m}{\delta_{ef}} \cdot D \cdot l' \cdot \left(\frac{N}{p}\right)^2 \cdot \sum_{v=-\infty, v \neq 1}^{v=+\infty} \left(\frac{k_{wv}}{v}\right)^2 \quad (5.91)$$

Et enklere uttrykk for luftgapplekkinduktansen med lekkfaktoren σ_δ er gitt av følgende formel:

$$L_\delta = \sigma_\delta \cdot L_m \quad (5.92)$$

Luftgapslekkinduktansen, L_δ , er meget bundet opp mot viklingsfaktoren til de harmoniske, k_{wv} , og i tillegg viklingsutlegget. Antall spor per pol og fase, q , og spoleskrittet, W/τ_p , påvirker denne viklingsfaktoren k_{wv} . *Zig-zag* reaktansen er bundet opp mot de harmoniske komponentene til luftgapsfluksen og dermed avhengig av q . Dette gjør at det er ønskelig med en så høy verdi på q som det går an å få. Grunnen til dette er at ved å velge spoleskrittet til $W/\tau_p = 5/6$ resulterer dette i et minimalt bidrag at 5. og 7. harmoniske. 5. og 7. harmoniske er det viktigste overharmoniske komponentene. Figur 5.9 illustrerer sammenhengen mellom q , σ_δ og spoleskrittet i en generator med tre faser.

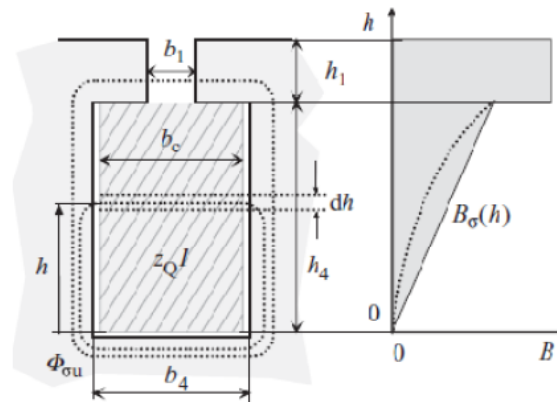
Sporlekkinduktans

Strømmen som går i lederene i statorsporet setter opp sporlekkfeltet. Den totale strømmen kan benevnes som $z_Q I$, og her vil z_Q indikere antall staver per spor og I er strømmen i en stav. Strømforslyngningen fra bunnen av sporet og utover er gitt av følgende formel:

$$\Theta = I \cdot z_Q \cdot \frac{h}{h_4} \quad (5.93)$$

der:

- h - høyden av sporet



Figur 5.10: Feltfordeling i statorsporet [3]

I et gitt punkt, h , vil flukstettheten et areal, som er betegnet $dS = l' dh$, være gitt ut av følgende formel:

$$B(h) = \mu_0 \cdot H(h) = \mu_0 \cdot \frac{z_Q \cdot I \cdot \frac{h}{h_4}}{b_4} \quad (5.94)$$

Sporlekkinduktansen for et spor bestemmes fra formel 5.80 og formel 5.97 hvor $dV = l' \cdot b_4 \cdot dh$, dersom man neglisjerer sporåpningen. Sporlekkinduktansen er gitt av følgende formel:

$$L'_{u4} = \frac{l'_4}{\mu_0 \cdot I^2} \cdot \int_0^{h_4} B^2(h) dh = \mu_0 \cdot l' \cdot z_Q^2 \cdot \frac{h_4}{3_4} = z_Q^2 \cdot \frac{\Lambda_4}{3} \quad (5.95)$$

Angående sporåpningen så er drivende amperevindinger konstant, og dette vil gi følgende formel for induktansen:

$$L'_{u1} = \mu_0 \cdot l' \cdot z_Q^2 \cdot \frac{h_1}{b_1} = z_Q^2 \cdot \Lambda_1 \quad (5.96)$$

For et spor vil den totale lekkinduktansen være gitt av følgende formel:

$$L'_u = z_Q^2 \cdot \left(\Lambda_1 + \frac{\Lambda_4}{3} \right) = \mu_0 \cdot l' \cdot z_Q^2 \cdot (\lambda_1 + \lambda_4) = \mu_0 \cdot l' \cdot z_Q^2 \cdot \left(\frac{h_1}{b_1} + \frac{h_4}{3b_4} \right) \quad (5.97)$$

der:

- λ - permeansfaktor

Den totale sporlekkinduktansen kommer an på antall spor i serie. Antall spor i serie betegnes som:

$$\frac{Q}{(a \cdot m)} \quad (5.98)$$

der:

- a - antall parallelle kretser
- m - antall faser

Formelen for total sporlekkinduktans blir som følgende:

$$L_u = \frac{Q}{am} \cdot \frac{1}{a} \cdot L'_u = \mu_0 \cdot l' \cdot \frac{Q}{m} \cdot \left(\frac{z_Q}{a} \right)^2 \cdot \lambda_u = \mu_0 \cdot l' \cdot \frac{Q}{m} \cdot \left(\frac{z_Q}{a} \right)^2 \cdot (\lambda_1 + \lambda_4) \quad (5.99)$$

der:

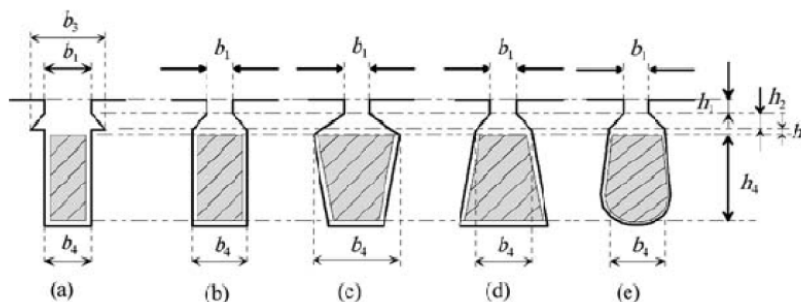
- $1/a$ - parallellkobling av reaktanser

For hver parallelle krets vil antall vindinger i serie være gitt av følgende formel:

$$N = \frac{Q}{2 \cdot a \cdot m_Q} \quad (5.100)$$

Den nye formelen for spollekkinduktansen blir dermed som følgende:

$$L_u = \frac{4 \cdot m}{Q} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot N^2 \cdot \lambda_u \quad (5.101)$$



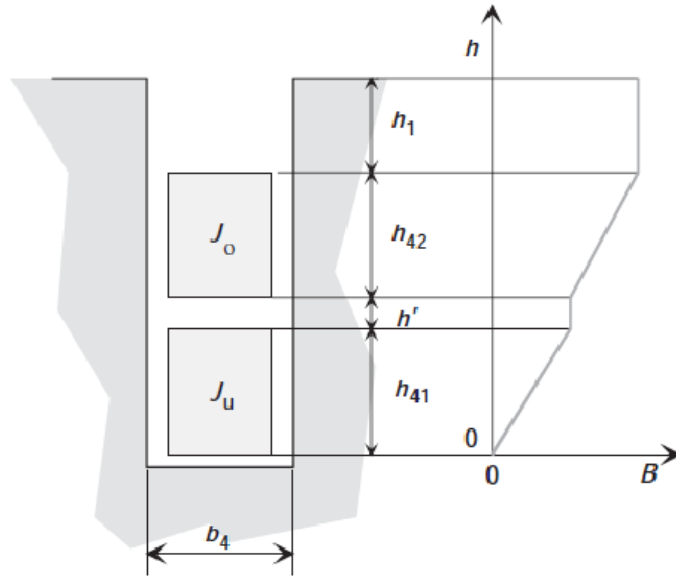
Figur 5.11: Ulike utforminger av statorsporet [3]

Figur 5.11 illustrerer ulike sporutforminger. Permeansfaktoren avhenger av denne utformingen på sporet. Sporene på figur 5.11 vil ha følgende formel for permeansfaktoren:

$$\lambda_u = \frac{h_4}{3 \cdot b_4} + \frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} \cdot \ln \frac{b_4}{b_1} \quad (5.102)$$

hvor:

$$\frac{h_2}{b_4 - b_1} \cdot \ln \frac{b_4}{b_1} = \lambda_{u3} \quad (5.103)$$



Figur 5.12: To lag med viklinger i et statorspor [3]

En tolagsvikling i et spor er illustrert i figur 5.12. Dette vil si at det er to ledere i hvert spor, og disse lederne trenger nødvendigvis ikke å tilhøre samme fase. To lag med vikling i et spor resulterer i at de drivende amperevindinger må deles opp i to bidrag [[3], s. 239]. Disse bidragene er gitt av følgende formler:

$$\Theta_u(h) = \frac{h}{h_{41}} \cdot \Theta_u \quad (5.104)$$

$$\Theta_u(0) = \Theta_u + \frac{h}{h_{42}} \cdot \Theta_0 \quad (5.105)$$

Den nye fordelingen av strømforslyngning som tolagsvikling sørger for, vil gi følgende energi til det magnetiske lekkfeltet i et spor:

$$\begin{aligned} W_\Theta &= \frac{1}{2} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot \frac{1}{b_4} \left[\theta_u^2 \int_0^{h_{41}} \left(\frac{h}{h_{41}} \right)^2 dh + \Theta_u^2 \int_0^{h'} dh + \int_0^{h_{42}} \left(\Theta_u + \Theta_0 \cdot \frac{h}{h_{42}} \right)^2 dh + (\Theta_u + \Theta_0)^2 \int_0^1 dh \right] \\ &= \frac{1}{2} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot \frac{1}{b_4} \left[\theta_u^2 \cdot \left(\frac{h_{41}}{3} + h' + h_{42} + h_1 \right) + \Theta_0^2 \cdot \left(\frac{h_{42}}{3} + h_1 \right) + \Theta_u \cdot \Theta_0 \cdot (h_{42} + 2 \cdot h_1) \right] \end{aligned} \quad (5.106)$$

Det kan utledes at i understav og overstav vil strømforslyngningen betraktes som like store, men med en faseforskyvning. Faseforskyvningen mellom to nærliggende faser vil bli som følgende:

$$\gamma = 180^\circ - 120^\circ = 60^\circ \quad (5.107)$$

Denne faseforskyvningen resulterer i at det siste leddet i formel 5.106, $\Theta_u \cdot \Theta_0$, må multipliseres med $\cos\gamma$:

$$\Theta_u \cdot \Theta_0 = \cos\gamma \left(\frac{\Theta}{2} \right)^2 = \frac{\cos\gamma}{4} \cdot \Theta^2 \quad (5.108)$$

Leddene $\Theta_u \Theta_0$ representerer den gjensidige innflytelsen mellom de to stavene.

Noen spor kan ha at begge stavene hører til samme fase og noen har staver fra forskjellige faser. Dette fører til at faseforskyvningen kan variere mellom de forskjellige sporene. Gjennomsnittet av faseforskyvningen er gitt av følgende formel:

$$g = \frac{1}{2 \cdot q} \sum_{n=1}^{2q} \cos\gamma_n = \frac{1}{2 \cdot \frac{\tau_p}{3}} \left[2 \cdot \varepsilon \cdot \tau_p \cdot 0,5 + 2 \cdot \left(\frac{\tau_p}{3} - \varepsilon \cdot \tau_p \right) \right] = 1 - \frac{3}{2} \cdot \varepsilon \quad (5.109)$$

Dette gir en ny formel for den gjensidige innflytelsen mellom de to stavene:

$$\Theta_u \cdot \Theta_0 = \frac{g}{4} \cdot \Theta^2 \quad (5.110)$$

Ved å sette inn formel 5.109 og formel 5.110 inn i formel 5.106 vil formelen for energien til det magnetiske feltet i et spor bli som følgende:

$$W_\Theta = \frac{1}{2} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot \frac{1}{b_4} \frac{\Theta^2}{4} \left[\left(\frac{h_{41}}{3} + h' + h_{42} + h_1 \right) + \left(\frac{h_{42}}{3} + h_1 \right) + g \cdot (h_{42} + 2h_1) \right] \quad (5.111)$$

Høyden på stavene i en tolagsvikling er vanligvis lik, som illustrert i figur 5.12. Dette gir følgende formel:

$$h_{41} = h_{42} = \frac{h_4 - h'}{2} \quad (5.112)$$

Likheten i høyde på understav og overstav i sporet gjør at formel 5.111 kan forenkles som følgende:

$$W_\Theta = \frac{1}{2} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot \Theta^2 \left[\frac{5 + 3 \cdot g}{8} \cdot \frac{h_4 - h'}{3 \cdot b_4} + \frac{1 + g}{2} \cdot \frac{h_1}{b_4} + \frac{h'}{4 \cdot b_4} \right] \quad (5.113)$$

Uttrykket i klammeparentesen i formel 5.113 kan benemnes som λ_u

$$\lambda_u = k_1 \cdot \frac{h_4 - h'}{3 \cdot b_4} + k_2 \frac{h_1}{b_4} + \frac{h'}{4 \cdot b_4} \quad (5.114)$$

der:

$$k_1 = \frac{5 - 3 \cdot g}{8} \quad (5.115)$$

$$k_2 = \frac{1 + g}{2} \quad (5.116)$$

Utledningen som er gjort ovenfor er for sporet som er vist i figur 5.12. Annen utforming av sporet, slike som er illustrert i figur 5.11, gir annet uttrykk for permeansfaktoren

$$\lambda_u = k_1 \cdot \frac{h_4 - h'}{3 \cdot b_4} + k_2 \cdot \left(\frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} \cdot \ln \frac{b_4}{b_1} \right) + \frac{h'}{4 \cdot b_4} \quad (5.117)$$

Formelen ovenfor vil være med på å gi et uttrykk for sporlekkinduktansen for en trefaset tolagsvikling, der sporene har en utforming som er illustrert i figur 5.11. Formelen blir som følgende:

$$L_u = \frac{4 \cdot m}{Q} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot N^2 \cdot \lambda_u = \frac{4 \cdot m}{Q} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot N^2 \cdot \left[k_1 \frac{h_4 - h'}{3 \cdot b_4} + k_2 \left(\frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} \cdot \ln \frac{b_4}{b_1} \right) + \frac{h'}{4 \cdot b_4} \right] \quad (5.118)$$

Formel 5.118 tar imidlertid ikke høyde for strømførtregning. Strømførtregning vil bli utdypet kapittel 4, i denne utledningen vil strømførtregningen være presentert som en korreksjonsfaktor. Denne korreksjonsfaktoren må multipliseres med den opprinnelige permeansfaktoren for å få den riktige permeansfaktoren. Dette er gitt av følgende formel:

$$\lambda_{u,ec} = \lambda_{u1} + k_L \cdot \lambda_{u4} \quad (5.119)$$

$\lambda_{u,ec}$ indikerer de delene av sporet som ikke inneholder strømførende ledere.

Uttrykket for strømførtregningsfaktoren k_L blir som følgende:

$$k_L = \frac{1}{z_t^2} \cdot \phi'(\xi) + \frac{z_t^2 - 1}{z_t^2} \cdot \psi'(\xi) \quad (5.120)$$

hvor:

$$\phi'(\xi) = \frac{3}{2 \cdot \xi} \left(\frac{\sinh 2\xi - \sin 2\xi}{\cosh 2\xi - \cos 2\xi} \right) \quad (5.121)$$

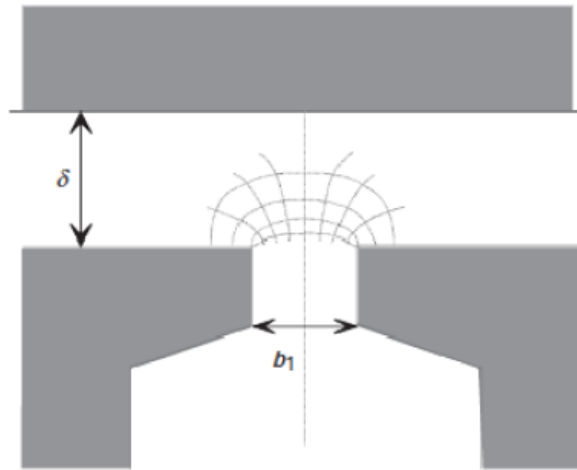
$$\psi'(\xi) = \frac{1}{\xi} \left(\frac{\sinh \xi + \sin \xi}{\cosh \xi + \cos \xi} \right) \quad (5.122)$$

- z_t - antall lag med ledere i sporet

Tar man høyde for strømførtregning i sporet, vil den endelige formelen for sporlekkinduktansen blir som følgende:

$$L_u = \frac{4 \cdot m}{Q} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot N^2 \cdot \lambda_u = \frac{4 \cdot m}{Q} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot N^2 \cdot \left[k_L \cdot k_1 \frac{h_4 - h'}{3 \cdot b_4} + k_2 \left(\frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} \cdot \ln \frac{b_4}{b_1} \right) + \frac{h'}{4 \cdot b_4} \right] \quad (5.123)$$

Tannlekkinduktans



Figur 5.13: Lekkfluks mellom statortennene ved sporåpningen [3]

Som figur 5.14 illustrer vil det være en lekkfluks mellom statortennene over sporåpningen. Tannlekkinduktansen tar hensyn til denne lekkfluksen og denne kan bestemmes ut fra permeansfaktoren. Permeansfaktoren for lekkfluks mellom statortenne i sporåpningen er gitt av følgende formel:

$$\lambda_d = k_2 \cdot \frac{5 \cdot \left(\frac{\delta}{b_1}\right)}{5 + 4 \cdot \left(\frac{\delta}{b_1}\right)} \quad (5.124)$$

der:

- $k_2 = (1+g)/2$

k_2 beregnes som i utledningen av sporlekkinduktansen.

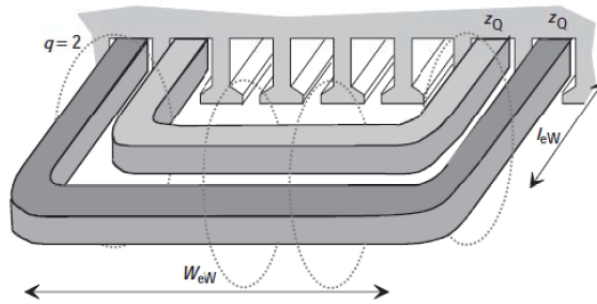
Ved å kombinere formel 5.124 og formel 5.102 kan man bestemme tannlekkinduktansen. Formelen for tannlekkinduktansen blir som følgende:

$$L_d = \frac{4 \cdot m}{Q} \cdot \mu_0 \cdot l' \cdot N^2 \cdot \lambda_d \quad (5.125)$$

Ved beregning av permeansfaktoren i en synkrongenerator må det minste luftgapet benyttes. Dette er luftgapet midt over polen i rotor. I tilfeller der luftgapet settes til uendelig stort vil permeansfaktoren $\lambda_d = 1,25$. Dette er maksimalverdi for permeansfaktoren. I tilfeller der luftgapet er veldig lite i forhold til sporåpningen, vil tannlekkfluksen være tilnærmet neglisjerbar.

Spolehodeinduktans

Lekkfluks mellom spolehodene er illustrert i figur 5.14. Spolehodeinduktansen beregnes ut i fra en tredimensjonal numerisk løsning, men det benyttes normal empiriske tilnærminger.



Figur 5.14: Lekkfluks mellom spolehodene [3]

Formelen for spolehodeinduktans tar utgangspunkt i følgende formel:

$$L'_{u4} = \frac{l' \cdot b_4}{\mu_0 \cdot I^2} \cdot \int_0^{h_4} B^2(h) dh = \mu_0 \cdot l' \cdot z_Q^2 \cdot \frac{h_4}{3 \cdot b_4} = z_Q^2 \cdot \frac{\Lambda_4}{3} \quad (5.126)$$

Med utgangspunkt i figur 5.14 der antall viklinger i en spolegruppe qz_Q . l' fra formel 5.126 blir i dette tilfellet $l_w = 2 \cdot l_{ew} + W_{ew}$. Formelen for spolehodeinduktansen blir som følgende:

$$L_w = \frac{Q}{a \cdot m \cdot q} \cdot (q \cdot z_Q)^2 \cdot \mu_0 \cdot l_w \cdot \lambda_w = \frac{Q}{m} \cdot q \cdot \left(\frac{z_Q}{a}\right)^2 \cdot \mu_0 \cdot l_w \cdot \lambda_w = \frac{4 \cdot m}{Q} \cdot q \cdot N^2 \cdot \mu_0 \cdot l_w \cdot \lambda_w \quad (5.127)$$

der:

- Q/amg - antall spolegruppe i en serie i en fasevikling
- a - antall parallelle kretser






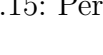
Faktoren $l_w \lambda_w$ kan uttrykkes som følgende:

$$l_w \cdot \lambda_w = 2 \cdot l_{ew} \cdot \lambda_{lew} + W_{ew} \cdot \lambda_W \quad (5.128)$$

der:

- l_{ew} - aksiale lengden av spolehodet målt fra enden av statorblikket
- W_{ew} - spolespenet
- λ_{lew} - permeansfaktor
- λ_W - permeansfaktor

Permeansfaktorene λ_{lew} og λ_W kan være utfordrende å beregne. Disse faktorene er avhengig av rotortype, viklingstype og utforming av spolehodene. Det er derfor ofte benyttet empiriske verdier for disse faktorene og disse er vist i figur 5.15.

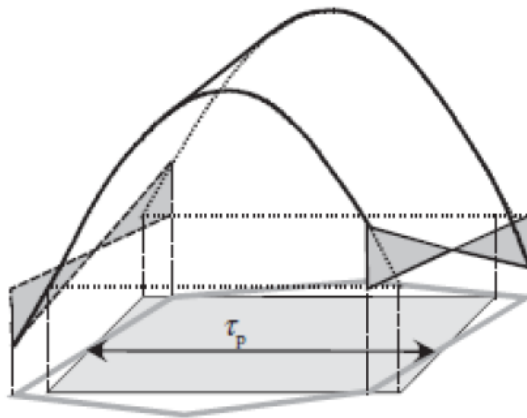
Cross-section of end winding	Nonsalient-pole machine		Salient-pole machine	
	λ_{lew}	λ_w	λ_{lew}	λ_w
	0.342	0.413	0.297	0.232
	0.380	0.130	0.324	0.215
	0.371	0.166	0.324	0.243
	0.493	0.074	0.440	0.170
	0.571	0.073	0.477	0.187
	0.605	0.028	0.518	0.138

Figur 5.15: Permeansfaktorer for spolehoder i synkrongenerator [3]

Vridningsfaktor og vridningslekkinduktans

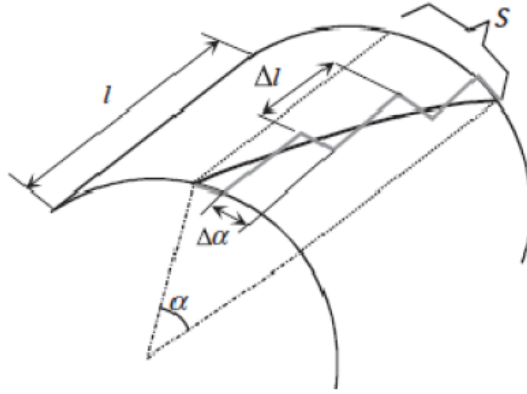
Dersom det er for mye harmoniske i en elektrisk maskin kan det benyttes vridde spor for å redusere dette. Normalt er det statorsporene som er vridde i en synkrongenerator, men det er også mulig å vri polen i rotoren [[5], s. 59]. Ved å vri sporene reduseres den totale fluksen som passerer gjennom en vinding. Dette er illustrert i figur 5.16. Vridningsfaktoren som er en viklingsfaktor tilsvarende fordelingsfaktoren og skrittforkortningsfaktoren tar hensyn til dette. Formelen for denne vridningsfaktoren er som følgende:

$$k_{dv} = \frac{\sin(vq \frac{\alpha_u}{2})}{q \cdot \sin(vq \frac{\alpha_u}{2})} \quad (5.129)$$



Figur 5.16: Vridde statorspor reduserer maksimal fluks gjennom en vinding [3]

Oppbygning av en vridde stav kan være av korte rette staver. Dette er illustrert i figur 5.17.



Figur 5.17: Vridde stav bygd opp av korte rette staver [3]

Beregning av antall staver utføres fra følgende formel:

$$z_l = \frac{l}{\Delta l} = \frac{\alpha}{\Delta \alpha} \quad (5.130)$$

Beregning av emf i den vridde staven er lik som for en gruppe fordelte staver:

$$q = \frac{\alpha}{\Delta \alpha} \quad (5.131)$$

Når $\Delta \alpha$ går mot null finnes grenseverdiene. Dette er gitt av følgende formel:

$$k_{sqv} = \lim_{\Delta \alpha \rightarrow \infty} \frac{\sin\left(\frac{\alpha}{\Delta \alpha} \cdot v \cdot \frac{\Delta \alpha}{2}\right)}{\frac{\alpha'}{\Delta \alpha} \cdot \sin\left(v \cdot \frac{\Delta \alpha}{2}\right)} = \frac{\sin\left(\frac{v\alpha}{2}\right)}{\frac{v\alpha}{2}} \quad (5.132)$$

Dersom vinkelen $\alpha = \frac{s\pi}{\tau_p}$, blir vridningsfaktoren som følgende:

$$k_{sqv} = \frac{\sin\left(v \cdot \frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}\right)}{v \cdot \frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}} \quad (5.133)$$

Det er ønskelig å eliminere sporharmoniske og da bør vridningsfaktoren være null. De sporharmoniske er av orden $(\pm 2mqc + 1)$ der c er et heltall. Ved å sette $c = 1$ må sporene vris med $s = \tau_u$ for å få $k_{sqv} = 0$. Denne vridningen undertrykker de sporharmoniske godt og er ansett som en god utformet vridning.

Vridning av sporet vil føre til at en del av fluksen som passerer luftgapet ikke lenger går gjennom viklingen. Denne fluksen blir da en lekkfluks. Vridningsinduktansen er resultatet av denne lekkfluksen.

Ankerreaksjonsreaktansen er proporsjonal med $(k_{w1})^2$. Induktansen til generatoren med vridde spor vil være proporsjonal med $(k_{sq1} \cdot k_{w1})^2$ på grunn av at vridningsfaktoren virker som en viklingsfaktor. Formelen for induktansen blir som følgende:

$$L'_m \sim (k_{sq1} \cdot k_{w1})^2 \sim k_{sq1}^2 \cdot L_m < L_m \quad (5.134)$$

Forenkling av lekkfaktoren σ_{sq} kan utføres ved rekkeutvikling av de to første leddene av sinusleddet fra formel 5.133. Rekkeutviklingen må utføres for de forskjellige harmoniske. Den førsteharmoniske blir som følgende:

$$k_{sq1} = \frac{\sin\left(\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}\right)}{\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}} \approx \frac{\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2} - \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}\right)^3}{\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}} \approx 1 - \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}\right)^2 \quad (5.135)$$

$$\sigma_{sq1} = (1 - k_{sq1}^2) \approx 1 - \left[1 - \frac{1}{6} \cdot \left(\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}\right)^2\right]^2 \approx \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{s}{\tau_p} \cdot \frac{\pi}{2}\right)^2 \quad (5.136)$$

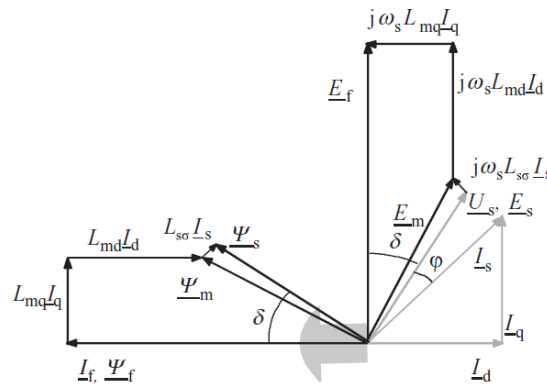
Effekten av å vri statorsporene på de harmoniske komponentene kan bemerkes ved å utføre en slik rekkeutvikling for alle harmoniske.

Den totale lekkinduktansen blir som følgende:

$$L_\sigma = L_\delta + L_u + L_d + L_w + L_{sq} \quad (5.137)$$

5.12 Maskinens totale magnetiseringsbehov

Det totale magnetiseringsbehovet til generatoren kan beregnes etter at ankerreaksjonsreaktansen, lekkinduktansen og resistans er beregnet. I beregninger blir det benyttet per unit verdi med nominelle verdier og tomgangsmagnetiseringen som baseverdi [[3], s. 381].



Figur 5.18: Viserdiagram [3]

Figur 5.18 illustrerer viserdiagrammet for en synkron generator med utpregede poler, og blir benyttet for beregning av magnetiseringsbehovet. Dette magnetiseringsbehovet beregnes ut i fra E_f og δ fra viserdiagrammet. Vinkelen δ finnes som vinkelen til spenningen E_Q . Spenningen E_Q er gitt av følgende formel:

$$\underline{E}_Q = \underline{V}_g + (R + jX_q) \cdot \underline{I}_s \quad (5.138)$$

Strømmen i d-aksen er bestemt ut i fra følgende formel:

$$I_d = -I \cdot \sin\beta \quad (5.139)$$

der:

- $\beta = \delta + \varphi$
- $\varphi = \arccos(\cos\varphi_N)$

Spenningen E_f beregnes ut i fra følgende formel:

$$\underline{E}_f = \underline{V}_g + R \cdot \underline{I}_s + jX_q \cdot \underline{I}_s + j(X_d + X_q) \cdot \underline{I}_d = \underline{E}_Q + j(X_d + X_q) \cdot \underline{I}_d \quad (5.140)$$

Denne verdien til E_f i per unit antyder hvordan magnetiseringsbehovet øker fra tomgang til nominell drift. Magnetiseringsbehovet ved nominell drift bestemmes fra verdien til E_f multiplisert med magnetiseringsbehovet i tomgang som ble funnet i formel 5.70.

$$\hat{\Theta}_{mN} = E_f \cdot \hat{\Theta}_m \quad (5.141)$$

6 Termiske beregninger

Det er essensielt å undersøke de termiske parametrene i maskinen etter at de elektromagnetiske parametrene er beregnet og bestemt. Det er viktig å stadfeste hva som produserer varme og hvordan denne varmen skal transporteres ut av maskinen.

6.1 Tap i synkrongenerator

Tap som følge av varme består av følgende bidrag [[3], s. 458]:

- Jerntap
- Kobbertap i viklingene i stator og rotor (resistive tap)
- Tilleggstap
- Mekaniske tap

6.1.1 Jerntap

Jerntap oppstår som følge av virvelstrømstap og hysterestetap.

Virvelstrømstap oppstår som følge av et resultat av det vekslende magnetiske feltet (Lenz lov). Det blir benyttet laminerte jernblikk for å forhindre virvelstrømstap, men de vil oppstå i en mindre grad.

Hysterestetap oppstår som følge av det magnetiske materialets remanens. Hysterestetap gjenspeiler energien som brukes til å ompolarisere materialet.

Produsenter av jernblikk oppgir ofte tapet i jernet som effekttap per masseenheter for en gitt flukstetthet og frekvens. Typiske verdier på dette er ved 1,0 T og 50 Hz er $P_{10} = 1,3$ W/kg. Dette talet inkluderer da både virvelstrømstap og hysterestetap og vil være totalt jerntap. Tapstallet er gitt for grunnharmonisk fluks. Tap som følge av harmoniske komponenter for fluksen vil være tilleggstap som må medregnes, og dette blir tatt høyde for i korreksjonskoeffisienten $k_{Fe,n}$. Deformasjoner og endring av materialegenskaper på grunn av stansing av blikket blir også tatt høyde for i faktoren $k_{Fe,n}$. Verdien på faktoren $k_{Fe,n}$ er vanligvis 2,0 for tenner og 1,5-1,7 for åk.

Formelen for jerntap blir som følger:

$$P_{Fe} = \sum_n k_{Fe,n} \cdot P_{10} \cdot \left(\frac{\hat{B}_n}{1 \text{ T}} \right) \cdot m_{Fe,n} \quad (6.1)$$

6.1.2 Kobbertap

Kobbertapene i viklingen i stator og rotor kommer av resistansen i ledermaterialet. Den velkjente formelen for kobbertap er som følgende:

$$P_{Cu} = 3 \cdot I^2 \cdot R_{AC} \quad (6.2)$$

Det er også et bidrag i kobbertap fra børstene på sleperingen. Børstetapet kommer av resistansen i børsten, men disse tapene er små på grunn av strømtettheten er lav typisk

0,1 A/mm². Børstetapet er gitt av følgende formel:

$$P_B = 2 \cdot I_B \cdot U_{kontakt} \quad (6.3)$$

Tapene i børstene kommer i all hovedsak av spenningsfallet i kontaktflaten mellom børste og slepering. Dette spenningsfallet varierer ut i fra børstetypen. Karbon og grafitt vil gi et spenningsfall $U_{kontakt}$ på mellom 0,5 - 1,5 V, mens metalliske børste vil gi et spenningsfall $U_{kontakt}$ på mellom 0,2 - 0,5 V.

6.1.3 Tilleggstap

Tilleggstap i en synkrongenerator er de elektromekaniske tapene som ikke inngår i kobbertap eller jerntap. Disse tilleggstapene kommer av tap i spolehoder, som er virvelstrømmer i bolter, skjerner og andre deler av maskinen, og overflatetap.

Tilleggstapene er utfordrende å beregne eksakt og analytisk. Empirisk formel som beskriver tilleggstapene er som følger:

$$P_{ad} = k_{ad} \cdot P_N \quad (6.4)$$

der k_{ad} ligger mellom 0,3-0,5 %.

6.1.4 Mekaniske tap

Mekaniske tap består i all hovedsak av lagerfriksjon og luftfriksjonstap.

Luftfriksjonstap kommer av friksjon mellom rotoren og gassen rundt (overflatetap) og av kjøleviften (viftetap).

Lagertapene er avhengig av lagertype, smøretype, turtal på aksling og belastning på lager. Formelen for lagertap er som følgende:

$$P_{\delta, \text{lager}} = 0,5 \cdot \Omega \cdot \mu \cdot F \cdot D_{\text{lager}} \quad (6.5)$$

der:

- Ω - vinkelhastighet på aksling
- μ - friksjonskoeffisient
- F - belastning på lager
- D_{lager} - indre diameter på lager

6.2 Termisk ekvivalentkrets

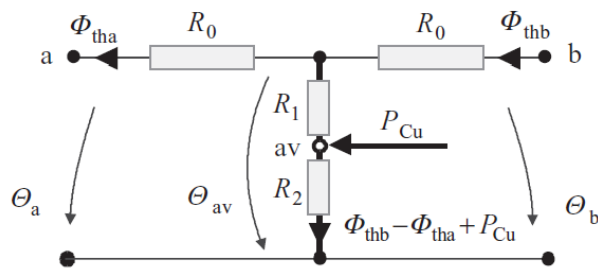
En termisk ekvivalentkrets blir benyttet for beregning av varmestrømmingen i generatoren for å fastslå hvor mye varme som kan ledes ut fra maskinen.

Figur 6.1 viser analogier mellom elektriske kretser og termiske kretser. Jerntap, kobbertap og mekaniske tap vil i ekvivalentkretsen representeres som individuelle varmekilder.

Figur 6.2 illustrerer en ekvivalentkrets med varmestrøm og varmeproduksjon i et element og de termiske ekvivalente resistansene kan beregnes ut fra følgende formler:

Termisk begrep	Symbol	Enhet	Elektrisk begrep	Symbol	Enhet
Varmemengde	Q_{th}	J	Elektrisk ladning	Q	C
Varmestrømning	Φ_{th}	W	Elektrisk strøm	I	A
Varmestrømningstetthet	q_{th}	W/m^2	Strømtetthet	J	A/m^2
Temperatur	T	K	Elektrisk potensial	V	V
Temperaturstigning	Θ	K	Spennning	U	V
Termisk konduktivitet	λ	W/mK	Elektrisk konduktivitet	σ	A/Vm
Termisk resistans	R_{th}	K/W	Elektrisk resistans	R	Ω
Termisk konduktans	G_{th}	W/K	Elektrisk konduktans	G	S
Varmekapasitet	C_{th}	J/K	Kapasitans	C	F

Figur 6.1: Analogi mellom elektriske og termiske symboler og begreper [5]



Figur 6.2: Termisk ekvivalentkrets til et element [3]

$$R_1 = \frac{1}{G} \cdot \left(\frac{\sqrt{R \cdot G}}{\sinh \cdot \sqrt{R \cdot G}} - 1 \right) \quad (6.6)$$

$$R_2 = \frac{1}{G} \quad (6.7)$$

$$R_0 = \sqrt{\frac{R}{G}} \cdot \frac{\sinh \cdot \sqrt{R \cdot G}}{\cosh \cdot \sqrt{R \cdot G} + 1} = \sqrt{\frac{R}{G}} \cdot \tanh \cdot \frac{\sqrt{R \cdot G}}{2} \quad (6.8)$$

Overføring av varme skjer enten ved stråling, varmeledning eller konveksjon. Formlene ovenfor må beregnes for hver enkelt komponent i generatoren ut fra oppbygning og materialeegenskaper og hvordan varmen ledes bort [[3], s. 486].

6.2.1 Varmeledning

Varmeledning sørger for at varmen inne i materialet ledes bort [[3], s. 465]. Varmestrømmen som skyldes varmeledning i ekvivalentkretsen gjør at parametrene R og G fra formlene 6.6, 6.7 og 6.8 beregnes ut fra følgende formler:

$$R = \frac{1}{\lambda \cdot S} \quad (6.9)$$

$$\frac{1}{G} = \frac{\delta}{\lambda \cdot h_s \cdot l} + \frac{1}{\alpha_{th} \cdot h_s \cdot l} = \left(\frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_{th}} \right) \cdot \frac{1}{h_s \cdot l} \quad (6.10)$$

der:

- λ - materialets termiske konduktivitet
- α_{th} - varmeoverføringskoeffisienten mellom to objekt
- δ - tykkelsen på materialet
- $h_s \cdot l$ - isolasjonens areal i varmestrømmens retning

6.2.2 Varmestråling

Varmestråling fører vekk en del av varmen i maskinen, og varmeoverføringskoeffisient α_r vil i dette tilfelle være gitt av følgende formel:

$$\alpha_r = \varepsilon_{thr} \cdot \sigma_{SB} \cdot \frac{T_1^4 - T_2^4}{T_1 - T_2} \quad (6.11)$$

der:

$$\frac{1}{\varepsilon_{thr}} = \frac{1}{\varepsilon_{th1}} + \frac{S_1}{S_2} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_{th2}} - 1 \right) \quad (6.12)$$

ε_{th} er emisjonsfaktoren for et materiale og dersom ikke noe spesifikk verdi er oppgitt benyttes vanligvis verdien $\varepsilon_{thr} \approx 0,85$. Stefan-Bolzman konstanten $\sigma_{SB} = 5,67 \cdot 10^8 [W/m^2 \cdot K^4]$ [[3], s. 467]. For varmestråling vil den termiske resistansen være gitt av følgende formel:

$$R_{thr} = \frac{T_1 - T_2}{\Phi_{th}} = \frac{T_1 - T_2}{\varepsilon_{thr} \cdot \sigma_{SB} \cdot (T_1^4 - T_2^4) \cdot S} = \frac{1}{\alpha_r \cdot S} \quad (6.13)$$

Varmestrålingsbidraget utgjør en beskjeden del av det totale bidraget og med tanke på at emisjonsfaktoren er utfordrende å bestemme nøyaktig vil varmestrålingsbidraget bli sett bort i fra i dette tilfelle.

6.2.3 Konveksjon

Naturlig sirkulasjon rundt en sylinder gir en varmeoverføringskoeffisient på

$$\alpha_{th} = 1,32 \cdot \left(\frac{\theta}{D} \right)^{0,25} \quad (6.14)$$

Viftekjøling rundt en sylinder vil gi en varmeoverføringskoeffisient på

$$\alpha_{th} \approx 3,89 \cdot \sqrt{\frac{v}{l}} \quad (6.15)$$

der:

- v - hastighet på luftstrømmen
- l - lengden av sylindere

Det vil oppstå en reduksjon i varmeoverføringsevnen til luftstrømmen som følge av den turbulente luftstrømmen som oppstår i luftgapet. Denne reduksjonen vil oppstå både i luftgapet og rundt spolehodene. Denne turbulente luftstrømmen kalles Taylor-turbulens

og blir tatt høyde for med et Taylornummer. Dette Taylornummeret vil beskrive forholdet mellom sentrifugale krefter og de viskøse krefter [[3], s. 473]. Taylornummeret er gitt av følgende formel:

$$Ta = \frac{\rho^2 \cdot \Omega^2 \cdot r_m \cdot \delta^3}{\mu^2} \quad (6.16)$$

der:

- Ω - vinkelhastighet til rotor
- r_m - gjennomsnittlig radius til rotor og stator
- ρ - massetetthet til kjølemediet, typisk verdi for luft er $\rho_{luft,40^\circ C} \approx 1,13$
- μ - dynamisk viskositet til kjølemediet, typisk verdi for luft er $\mu_{luft,40^\circ C} \approx 0,01865$

Det er nødvendig å modifisere Taylornummeret for å kunne ta hensyn til rotorradius og radiell luftgapslengde.

$$Ta_m = \frac{Ta}{F_g} \quad (6.17)$$

der F_g er gitt av følgende formel:

$$F_g = \frac{\pi^4 \cdot \left[\frac{2 \cdot r_m - 2,304 \cdot \delta}{2 \cdot r_m - \delta} \right]}{1697 \cdot \left[0,0056 + 0,0571 \cdot \left(\frac{2 \cdot r_m - 2,304 \cdot \delta}{2 \cdot r_m - \delta} \right)^2 \right] \left[1 - \frac{\delta}{2 \cdot r_m} \right]^2} \quad (6.18)$$

Det er normalt å forenkle slik at $Ta_m \approx Ta$ på grunn av at luftgapet er svært lite i forhold til radiusen av rotoren. Dette gjør at formelen for varmeoverføringskoeffisienten blir som følgende:

$$\alpha_{th} = \frac{Nu \cdot \lambda}{\delta} \quad (6.19)$$

der:

- Nu - Nusseltnummer

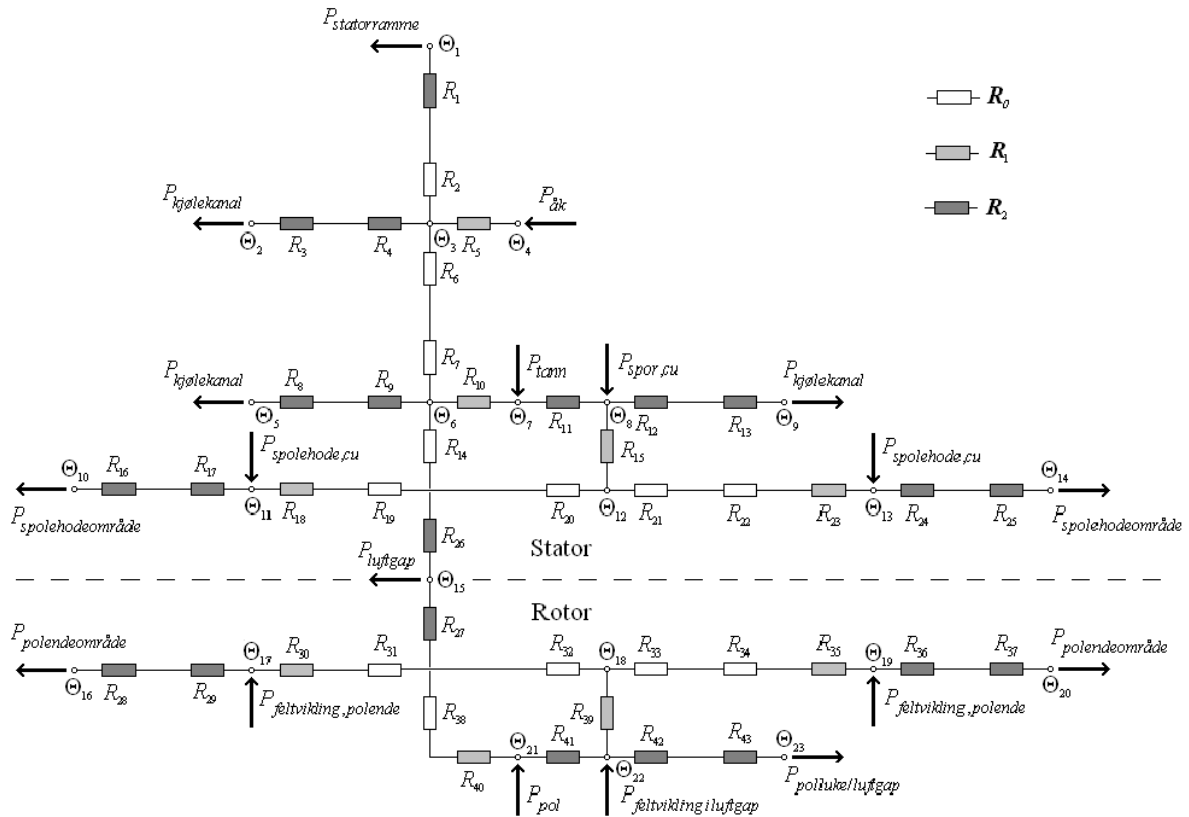
Nusseltnummeret er gitt ut fra følgende spesifikasjoner:

- $Nu = 2$ når $Ta_m < 1700$
- $Nu = 0,128 \cdot Ta_m^{0,367}$ når $1700 < Ta_m < 10^4$
- $Nu = 0,409 \cdot Ta_m^{0,241}$ når $10^4 < Ta_m < 10^7$

6.2.4 Termisk ekvivalentkrets

Figur 6.3 illustrerer ekvivalentkretsen for en synkrongenerator med utpregede poler.

Ekvivalentkretsen er bygd opp av flere mindre ekvivalentkretser som representerer hver sin del i maskinen. Det er gjort enkelte forenklinger for å begrense kompleksiteten av ekvivalentkretsen. Det er vært å nevne at det antas at det ikke går noe varmemestrøm aksialt i akslingen. Det meste av varmeproduksjonen i rotoren ledes ut ved konveksjon. Det antas også at det ikke produserer varme i rotoråket eller i polkjernen siden feltet ikke endrer seg. Den siste antagelsen er at det ikke går noe varmemestrøm aksialt i rotoren. Dette kommer av at den termiske ledningsevnen er bundet sammen med resistansen til materialet.



Figur 6.3: Termisk ekvivalentkrets for en synkrongenerator med utpregede poler. Pilene indikerer varmestrømmen [5]

Varmeledningsevnen til isolasjonen mellom blikkplattene er vesentlig dårligere en jernet. Dette fører til at varmefluksen vil gå i jernet. I statoren kan denne forenklingen ikke gjøres med tanke på kjølekanalene.

6.3 Modellering av kjøling

Varmen som blir produsert i generatoren må bli ledet ut av maskinen av et kjølemedium for å unngå at temperaturene i maskinen overskrider satte grenseverdier for konstruksjonen. Det vil i denne rapporten bli sett på luftkjøling. Luftkjøling fungerer slik at luft blåses inn fra begge endene aksielt. Dette gjør at luften vil strømme inn i luftgapet og ut gjennom kjølekanalene i statoren [[3], s. 488]. Figur 6.4 illustrerer dette.

Lufttemperaturen på luften som går inn i maskinen, $\theta_0 \cdot \Theta_0$ setter normal til 40°C . Oppvarmingen av kjøleluften kan beregnes fra følgende formel:

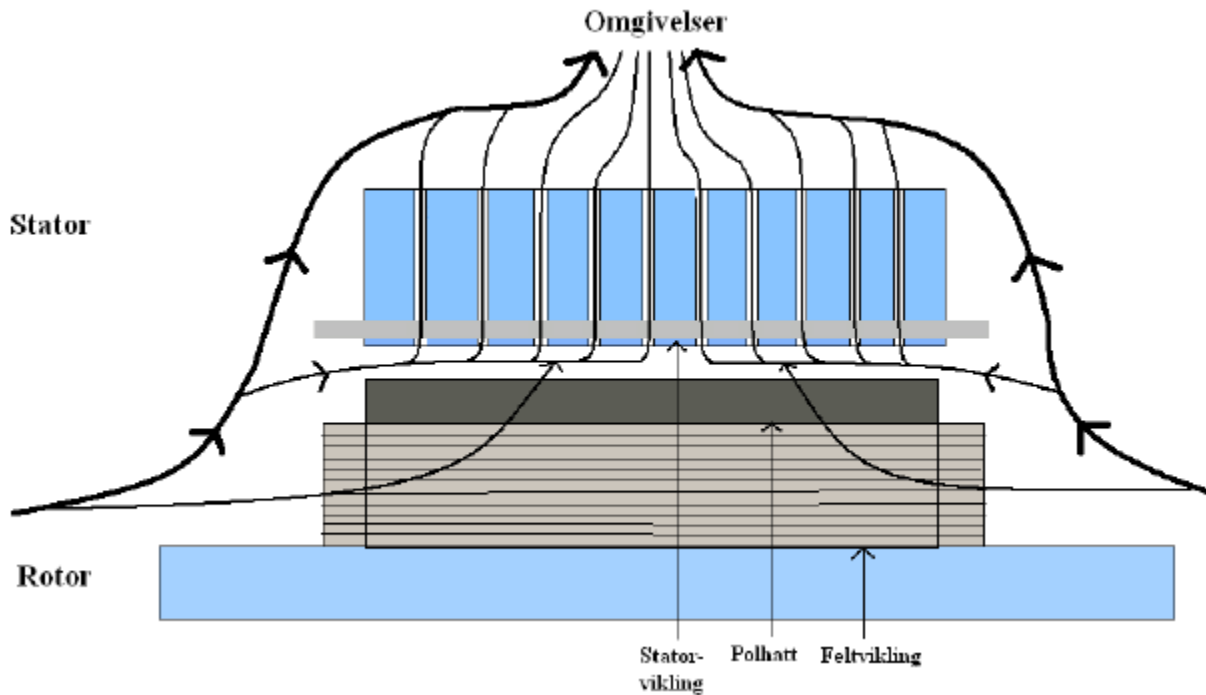
$$\Theta_{ut} - \Theta_0 = R_q \cdot P_{avgitt} = \frac{P_{avgitt}}{\rho \cdot c_p \cdot q^2} \quad (6.20)$$

der R_q er gitt av følgende formel:

$$R_q = \frac{1}{2 \cdot \rho \cdot c_p \cdot q} \quad (6.21)$$

der:

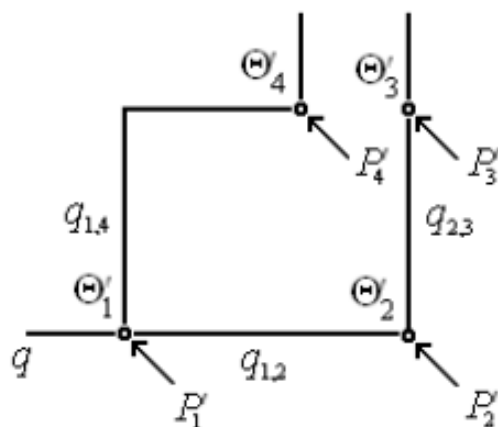
- R_q - termisk motstand i kjølekretsen



Figur 6.4: Retning på luftstrømmen av kjøleluften [5]

- ρ - tettheten til kjølemediet
- q - kjølemengde
- c_p - varmekapasiteten til kjølemediet

Figur 6.5 illustrerer ekvivalentkretsen til kjøleluften til en synkrongenerator. Fra denne kretsen kan økningen i lufttemperaturen beregnes. q representere de ulike luftstrømmene i maskinen. $q_{1,4}$ er luftstrømmen på utsiden av statorrammen, $q_{1,2}$ er luftstrømmen i luftgapet og $q_{2,3}$ er luftstrømmen gjennom kjølekanalene.



Figur 6.5: Ekvivalentkrets for kjøleluft [5]

Ekvivalentkretsen i figur 6.5 har seks ulike kjøleluftstrømmer. Den termiske resistansen R_q må beregnes for hver node. Disse motstandene blir R_{q1} , R_{q2} , R_{q3} og R_{q4} .

Varmestrømmene i nodene er bygd opp av flere varmestrømmer. Disse varmestrømmene er

gitt av følgende formler:

$$P'_1 = P_{\rho 10} + P_{\rho 14} + P_{\rho 16} + P_{\rho 20} + P_{11,10} + P_{17,16} + P_{13,14} + P_{19,20} \quad (6.22)$$

$$P'_2 = P_{\rho 15} + P_{6,15} + P_{2,15} + P_{6,5} + P_{8,9} + P_{22,23} \quad (6.23)$$

$$P'_3 = P_{3,2} \quad (6.24)$$

$$P'_4 = P_{3,1} \quad (6.25)$$

Temperaturene i kretsen i figur 6.5 er gitt av følgende formler:

$$\Theta'_1 = R_{q1} \cdot P'_1 \quad (6.26)$$

$$\Theta'_2 = 2 \cdot R_{q1} \cdot P'_1 + R_{q1} \cdot P'_2 \quad (6.27)$$

$$\Theta'_3 = 2 \cdot R_{q1} \cdot P'_1 + 2 \cdot R_{q2} \cdot P'_2 + R_{q3} \cdot P'_3 \quad (6.28)$$

$$\Theta'_4 = 2 \cdot R_{q1} \cdot P'_1 + R_{q4} \cdot P'_4 \quad (6.29)$$

Videre kan temperaturen på kjøleluften som kommer ut av generatoren beregnes. Disse temperaturene er gitt av følgende formler:

$$\Theta'_{3,out} = 2 \cdot R_{q1} \cdot P'_1 + 2 \cdot R_{q2} \cdot P'_2 + 2 \cdot R_{q3} \cdot P'_3 \quad (6.30)$$

$$\Theta'_{4,out} = 2 \cdot R_{q1} \cdot P'_1 + 2 \cdot R_{q4} \cdot P'_4 \quad (6.31)$$

Generatoren sitt totale kjølebehov bestemmes ut fra følgende formel:

$$P_{tot} = p \cdot c_p \cdot q \cdot \Theta \rightarrow q = \frac{P_{tot}}{p \cdot c_p \cdot \Theta} \quad (6.32)$$

der:

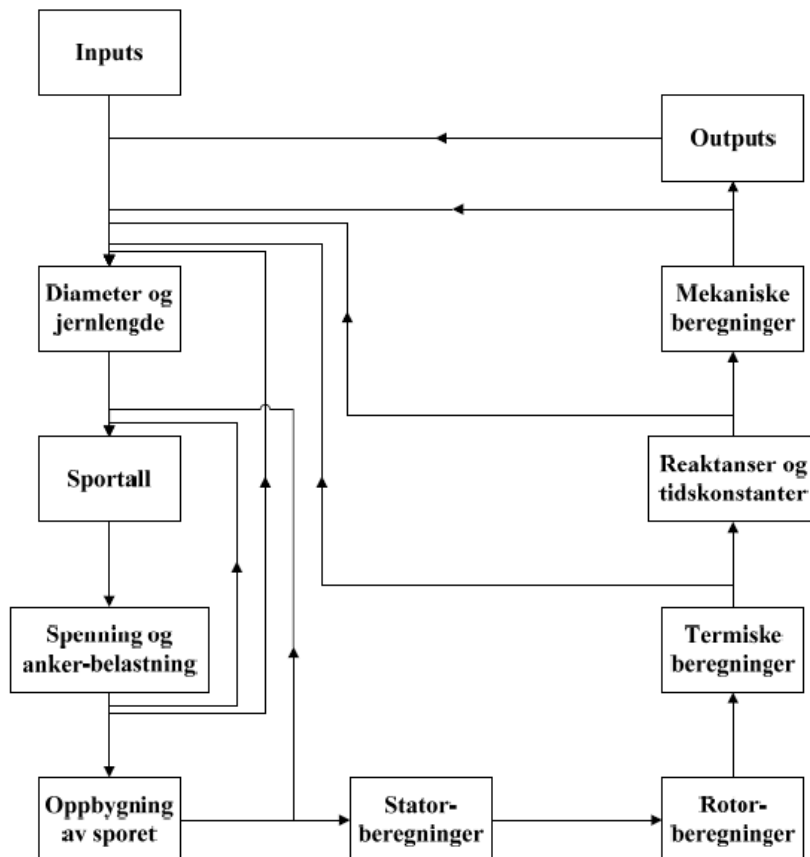
- Θ - tillatt temperaturøkning for kjøleluften i generatoren
- P_{tot} - totalt tap i generatoren

7 GenProg - beregningsprogram

GenProg er et beregningsprogram som benytter MatLab og Excel som ble laget av Aleksander Lundseng og Ivar Viken i 2010. Programmet er basert på et bredt teoretisk grunnlag. GenProg dekker de elektromagnetiske aspektene ved konstruksjon av en synkrongenerator. En grundig beskrivelse av programmet finnes i masteroppgaven til Lundseng og Viken [9]. Kvaliteten og troverdigheten til programmet ble undersøkt når det ble laget og stadfestet at programmet fungerer meget god for synkrongeneratorer mellom 10 og 50 MVA. Det skal allikevel nevnes at det forekommer enkelt avvik. Avvikene som er vært å nevne er valg av polform, viklingstype, spolehodeutforming og kjølemetode.

I mangel av underlag på elektromagnetiske verdier på generatoren ved Lutufallet kraftverk, ble det valgt at GenProg skulle benyttes for å fastsette disse. Med en merkeytelse på 18 MVA skal GenProg kunne gi troverdige og pålitelige verdier på synkrongeneratoren ved dette kraftverket. GenProg er konstruert slik at man må sette enkelt hoveddimensjoner inn i programmet for at programmet skal kunne utføre beregningene. Disse hoveddimensjonene til generatoren ble hentet ut fra underlag og kontrakten [C] og ført inn, disse ligger vedlagt i vedlegg A. Resultatet som GenProg gir er vedlagt i vedlegg B, og vil bli kommentert i kapittel 8. GenProg vil bli benyttet til å utføre en optimalisering av generatoren ed Lutufallet kraftverk.

Figur 7.1 illustrer fremgangsmåten til konstruksjonen av en synkrongenerator som GenProg er bygget opp etter.



Figur 7.1: Flytdiagram for konstruksjonen av en synkrongenerator i GenProg [9]

8 Lutufallet kraftverk

Lutufallet kraftverk er et elvekraftverk ved Lutnes i Trysil kommune. Kraftverket utnytter et fall på 14 meter i Trysilelva nær riksgrensen mot Sverige.

Kraftverket ble satt i drift i 1964, og gjennomgikk en oppgradering i 2002 med installasjon av nytt løpehjul. Installert effekt er 14,7 MW og kraftverket har en midlere årsproduksjon på 71 GWh [13].



Figur 8.1: Lutufallet kraftverk [13]

8.1 Generatorspesifikasjoner

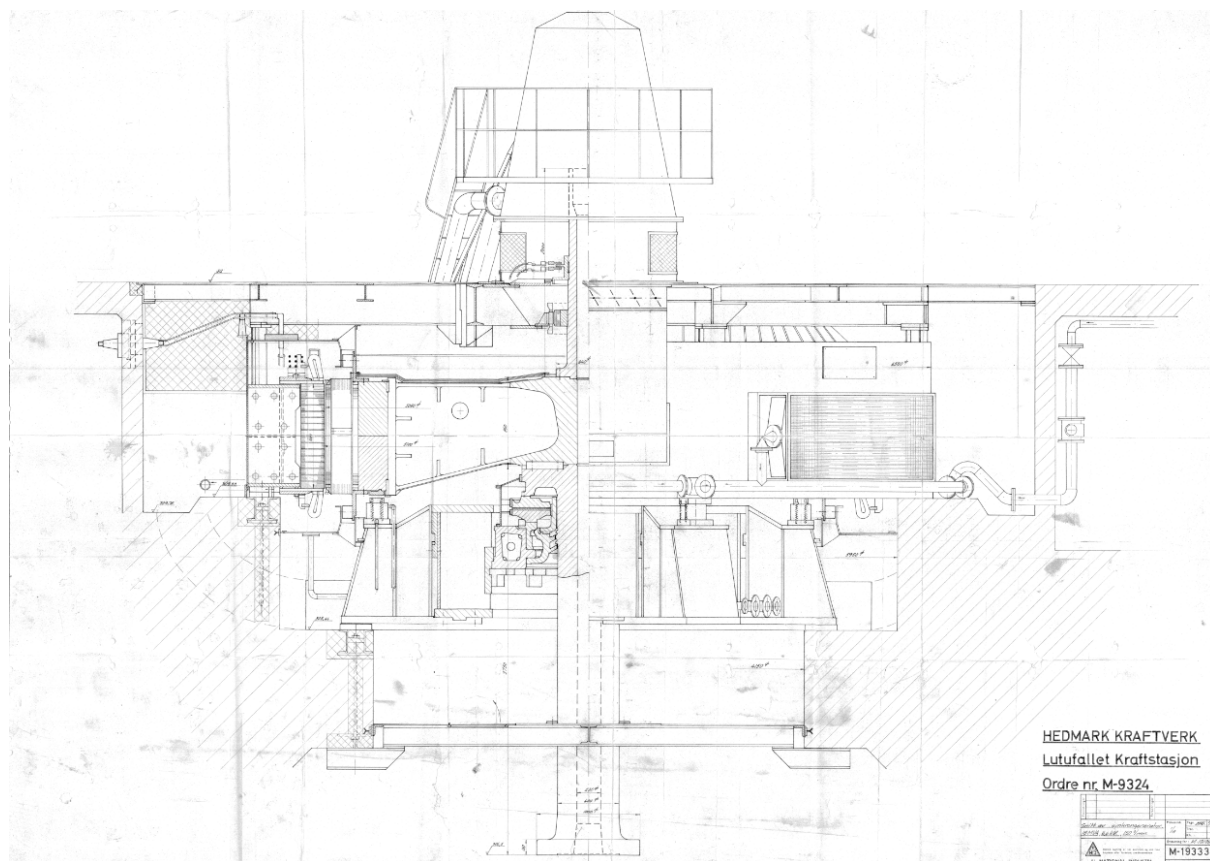
Generatoren som er installert i Lutufallet kraftverk er en trefase synkrongenerator med vertikal aksel levert av National Industri og installert i 1964. Generatorer er av den såkalte paraplytypen. Det vil si med et underliggende kombinert bære- og styrelager og uten overliggende styrelager. Akslingen er kjerneboret med smidd flens slik at kaplanturbinen blir direkte koblet på rotorakslingen. Generatoren er installert slik at hele statoren er forsenket i en grube i maskinsalgulvet.

Enkelt spesifikasjoner er listet opp i tabell 8.1, og mer grundigere verdier fra underlag finnes i vedlegg A.

Generator Lutufallet	
Merkeytelse	18 000 kVA
Effektfaktor	0,8 induktivt
Turtal	150 o/min
Frekvens	50 Hz
Spenning	$6600 \pm 15 \% V$
Kobling	Stjerne
Ruseturtal	414 o/min
Svingmoment GD^2 min	1270 tm^2
Antall statoruttak	6
Dreieretning	med urviser

Tabell 8.1: Spesifikasjoner til generatoren [C]

Det er ikke å oppdrive verdier på de elektriske og magnetiske parametrene til generatoren. Det er derfor nødvendig å utføre en beregning for å stadfeste disse før det utføres analytiske forbedringsalternativer til generatoren. Beregning for å stadfeste de elektromagnetiske parametrene vil bli utført i kapittel 8.3



Figur 8.2: Generatoren ved Lutufallet kraftverk

8.2 Oppgraderingsbehov/Vedlikeholdsbehov

Synkrongeneratoren ved Lutufallet kraftverk er fra 1964 og har nærmere 150000 timer i drift. Generatoren begynner dermed å nærme seg et behov for en større oppgradering for å forhindre havari og øke driftssikkerheten. Samtidig er det utfordringer med løpehjulet på kraftverket og det er forespeilet utbedringer i nær framtid. I tillegg blir spenningsnivået i transmisjonsnettet i området oppgradert fra 66 kV til 132 kV. Dette medfører en utetid for kraftverket når denne spenningsoppgraderingen utføres og en behov for en ny generatortransformator [10]. Utbedringen av løpehjulet er forespeilet i denne nedetiden av kraftverket som følge av spenningsoppgraderingen.

Dette har utløst et ønske fra kraftverkseier om å vurdere alternative tiltak på generatoren når aggregatet skal demonteres. Tilstandsrapporter indikerer ingen større komplikasjoner med generatoren. Eneste som er tydelig er nedbøy i statorblikket i begge delskjøter, og generelt mye børstestøv [14]. Det er viktig å presisere at det er utfordrende å utføre grundigere tilstandsvurdering uten å demontere generatoren. Ved utbedringer av generatoren er det vanlig at nødvendige tiltak blir oppdaget først når generatoren er demontert.

Det er opplyst i forprosjektet angående turbinen ved Lutufallet [10] at det er mulig å øke produksjonen med 1,3 GWh ved å investere i et nytt løpehjul med en økning i slukeevnen på 10 m³/s. Økt slukeevne og økt produksjon vil tale positivt for utbedringstiltak av generatoren.

8.3 Validering av GenProg

Det er nødvendig å validere beregningsprogrammet GenProg opp mot faktisk målte verdier på generatoren ved Lutufallet kraftverk. Ved igangkjøring av generatoren i 1964 ble det utført en rekke prøver som er nærmere omtalt i vedlegg D. Under denne igangkjøring var det begrenset med vannføring i elven og dermed var det ikke mulig å kjøre generatoren med merkelast og den ble derfor kjørt kraftig overmagnetisert for å kunne gjennomføre varmeprøver. For å kunne sammenligne verdier fra denne prøveprotokollen med resultatene fra GenProg ble de samme input-verdiene benyttet i GenProg. Disse verdiene, samt resultatet fra temperaturøkning og tapsmålinger, er listet opp i tabell 8.2.

Prøveprotokoll		GenProg	
Spenning	7325 V	Spenning	7325 V
Strøm	1345 A	Strøm	1347,8 A
Ytelse	17100 kVA	Ytelse	17,1 MVA
Effektfaktor	0,54	Effektfaktor	0,54
Magnetiseringsstrøm	468,8 A	Feltstrøm	489,4 A
Temperaturøkninger		Temperaturøkninger	
Statorblikk	33,5 °C	Statorblikk	33 °K
Statorvikling	36,5 °C	Statorvikling	44 °K
Spolehoder oppe	34,4 °C	Statortann	37 °K
Spolehode nede	22,4 °C	Stator endevikling	39 °K
Overkoblinger	29,4 °C	Feltvikling	27 °K
Feltvikling	46,8 °C	Rotor endevikling	20 °K
		Polkjerne	16 °K
Tap		Tap	
Jerntap	95,1 kW	No load:	
Ventilasjonstap	45,3 kW	Iron Loss Stator Core	89,4 kW
Magnetiseringstap	97,2 kW	Windage and Bearing Loss	52,8 kW
Kortslutningstap	131,1 kW	Kopper Loss Rotor (no-load)	66,1 kW
Lagertap	42,6 kW	Full load:	
		DC-stator loss	85,9 kW
Totalt tap	362,0 kW	AC-stator loss	2,1 kW
		Additional Kopper Loss Rotor	47,8 kW
		Additional loss	22,9 kW
		Magnetizing losses	8,0 kW
		Total losses	372,8 kW

Tabell 8.2: Verdier på varmeprøve fra prøveprotokoll gjenskapt i GenProg

Tapsmålingene er beregnet teoretisk til 372,8 kW og målt til 362,0 kW. Dette er et avvik på under 3 % og et tilfredstillende resultat og tilsier at GenProg har gir troverdige tapsverdier. Angående beregningene for lager- og ventilasjonstap i GenProg blir dette utført empirisk, og kan være et usikkerhetsmoment. GenProg beregner dette lager- og ventilasjonstapet til 52,8 kW og det er målt til 45,3 kW. Dette er et avvik på 16,55 %.

Verdiene på temperaturøkningen i maskinene gir noe sprikende resultater. Angående statorviklingen gir GenProg noe høyere verdier enn det som faktisk er målt, spesielt temperaturøkningen i statorviklingen på 44 °K mot den målte verdien på 36,5 °K. Dette gir et avvik på 20,5 %. Ellers samsvarer verdiene på temperaturøkningen i statorviklingen godt. Temperaturøkningen i feltviklingen og polkjernen beregner GenProg til bemerkelsesverdig lav verdi i forhold til det som er målt på maskinen. Genprog beregner økningen i feltviklingen til 27 °K mens den er målt til 46,8 °K som gir et avvik på 42,3%. Dette indikerer at det er uregelmessigheter i programmet på beregning av temperaturøkningen i rotor. Det ble forsøkt å finne årsaken til dette i programmet, men uten hell. Usikkerheten på temperaturøkningene i rotoren er tatt med i betraktningen videre i rapporten.

Polskoformen på generatoren er konsentrisk. GenProg er laget slik at programmet kun kan beregne med en enbuet polskoform. Enbuet polskoform har en overflaten med sirkulær form med mindre diameter en luftgapsdiameter. Denne formen gir en ikke-optimal sinusfordelt fluks i luftgapet, men i GenProg er det lagt inn at det antas at fluksen er sinusfordelt. Konsentrisk polskoform vil gi en sinusfordelt fluks i luftgapet. Denne polskoformen har et ulikt luftgap over polskoene. Forskjellen på polskoform vil kunne gi misvisende resultater på synkronreaktansen og magnetiseringsstrømmen. Generatoren ved Lutufallet kraftverk har en synkronreaktans $X_d = 1,1$ og magnetiseringsstrøm på $I_f = 400$ A og disse er beregnet i GenProg til $X_d = 1,043$ og $I_f = 426,2$ A. Avviket i disse verdiene kan skyldes forskjell i midlere luftgap på grunn av forskjellig polskoform.

Vekten av maskinen beregner GenProg til å bli 134,9 tonn, mens den aktuelle vekten i henhold til kontrakten [C] er på 165 tonn. Dette er et avvik på 18,24 %. Det er oppgitt i beskrivelsen av GenProg [[9], s. 81] at de mekaniske beregninger av vekt og svingmoment av maskindeler tar utgangspunkt i beregning av aktive komponentene i maskinen. Resterende mekaniske komponenter i maskinen er inkludert som en prosentandel av de aktive komponentene, som gjør at verdien på vekt og svingmoment i maskinen ikke blir så nøyaktig som ønskelig.

En overordnet tolkning av resultatene fra GenProg og reelle verdier tilsier at samsvaret mellom resultatene er tilfredsstillende.

8.3.1 Elektromagnetiske verdier på generator ved Lutufallet kraftverk

Parametre	GenProg	Oppgitte verdier
Merkeytelse [MVA]	18	18
Effektfaktor $\cos \phi$	0,8	0,8
Merkespenning [V]	6600	6600
Merkestrøm [A]	1574,6	1575
Utnyttelsesfaktor C	4,61	-
Ankerbelastning A_s [A/cm]	495,3	-
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	3,68	-
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,27	-
Strøm feltvikling I_f [A]	426,2	400
$B_{luftgap}$ [T]	0,838	-
$B_{statoråk}$ [T]	1,004	-
$B_{statortann}$ [T]	1,567	-
$B_{polkjerne}$ [T]	1,546	-
$B_{rotorring}$ [T]	1,494	-
P_{fe} [kW]	72,6	95,1
P_{fw} [kW]	52,8	42,6
P_{rnl} [kW]	48,5	-
P_{cusdc} [kW]	128,5	-
P_{cusac} [kW]	2,7	-
P_{rfl} [kW]	39,7	-
P_{add} [kW]	18,8	-
P_{magn} [kW]	6,2	97,2
P_{tot} [kW]	366,9	370
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	57	40
Temp.økning statortann [°K]	39	-
Temp.økning statoråk [°K]	34	31
Temp.økning endevikling [°K]	53	52
Temp.økning feltvikling [°K]	22	30
Temp.økning rotor endevikling [°K]	17	-
Temp.økning polkjerne [°K]	14	-
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,931	-
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,524	-
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,113	-
Synkronreaktans X_d [pu]	1,043	1,1
Synkronreaktans X_q [pu]	0,637	-
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,270	0,32
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,207	0,22
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,238	-
Virkningsgrad [%]	97,52	97,5
Resistansfaktor K_{rad}	1,158	-
Resistansfaktor K_{max}	1,505	-

Tabell 8.3: Utvalgte resultater fra generatoren ved Lutufallet kraftverk. Ytterligere resultater fra GenProg finnes i vedlegg B

Overordnet tolkning av maskinen tilsier at denne er velbalansert uten store påkjenninger. Maskinen har moderate strømtetthet i rotor men noe høy i stator, moderate temperaturpåkjenninger og fine reaktanser.

Generatoren har en strømtetthet i stator på $3,68 \text{ A/mm}^2$, dette er over verdien som er satt i ” Nordic Generator Technical Requirements ” (NGTR) som er på $3,5 \text{ A/mm}^2$ [7]. Verdien på resistansfaktorene i statorviklingen er $K_{rad} = 1,158$ og $K_{max} = 1,505$. Disse verdiene ligger ovenfor de anbefalte verdiene som er listet opp i tabell 2.4 og fører til høye resistive tap i viklingen. Disse høye verdiene indikerer at det er mulig å konstruere en vikling med mindre resistansfaktor som vil redusere kobbertapene.

Både ankervikling og feltviklingen har isolasjon med klasse B [C]. Resultatene på temperaturøkningene i maskinen indikerer at viklingene er utnyttet til klasse A. Høyeste temperaturøkning er i statorvikling som kommer av en stor strømtetthet. Temperaturøkningene i feltviklingen er lave, men mistanken om feil i programmet er kommentert tidligere. Allikevel er verdien på temperaturøkningen i feltviklingen i prøveprotokollen på 30°K [D]. Dette indikerer at det er mulig å belaste rotoren mer uten att det dette får negative følger. Dermed bør det være mulig å oppgradere statoren og øke ytelsen uten at rotoren må byttes ut.

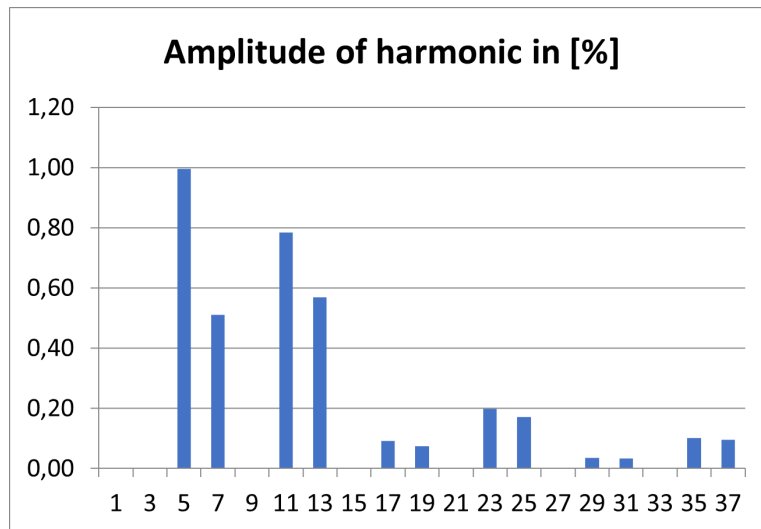
Kjøleluftmengden i maskinen på $16 \text{ m}^3/\text{s}$ og de moderate temperaturøkningene indikere at kjøleluftmengden kan reduseres. Dette vil senke ventilasjonstapene i maskinen. En reduksjon i kjøleluftmengde vil heve temperaturen i viklingen og vil redusere levetiden til isolasjonen, så dette må vurderes nøye spesielt med tanke på ankerviklingen. Ved utskiftning av ankervikling til ny vikling med moderne isolasjon bør senking av kjøleluftmengden vurderes.

Tapene i maskinen beregner GenProg til å bli totalt $366,9 \text{ kW}$ mens de er målt til å være 370 kW . Dette gir en forskjell i virkningsgraden på $97,52 \%$ fra GenProg mot $97,5 \%$ målt. Dette gir et avvik på $0,02$ prosentpoeng og er et meget tilfredstillende resultat.

De magnetiske forholdene i maskinen er moderate og godt innenfor anbefalte verdier i tabell 2.3. Statoren er mindre magnetisk belastet enn rotoren, hvor flukstettheten i rotorringen og polkjernen er i det øvre sjiktet mens flukstettheten i statoren er i det nedre sjiktet.

Reaktansene i maskinen er moderate. GenProg beregner synkronreaktansen til $1,043$, mens den er fastsatt til $1,10$ i kontrakten. Dette avviket kan skyldes forskjellen i polskoformen og dermed forskjellen i midlere luftgapet. Forskjellen i luftgapet over polskoen fører også til at magnetiseringsstrømmen har en høyere verdi ut fra GenProg enn det som er oppgitt.

Det relative spoleskrittet i maskinen er på $0,833$. Dette er en tilfredstillende verdi som vil undertrykke de 5. og 7. harmoniske komponentene og vil forhindre uønsket støy og vibrasjoner i maskinen. Allikevel ser man ut fra figur 8.3 at andelen 5. og 7. harmoniske er høyere enn forventet. Dette kan skyldes at antall spor per pol per fase, y , er $2,8$. Dette er en verdi som er anbefalt å unngå fordi det kan føre til en høyere andel subharmoniske komponenter som vil skape vibrasjoner. Dersom antall spor per pol per fase er et bruddent tall er det ønskelig at dette tallet er mellom $x + \frac{1}{4} \leq y \leq x + \frac{3}{4}$ der x er et vilkårlig heltal mellom 1 og 8. Dersom y er et bruddent tall som er veldig nærme et heltall vil dette kunne føre til at små harmoniske kraftkomponenter kan skape vibrasjoner og deformasjoner av statoren [[15], s. 17]. Dette tilsier at antall spor i statoren bør endres slik at antall spor per pol per fase bli mer gunstig med hensyn til harmoniske i maskinen.



Figur 8.3: Harmoniske komponenter i original generator

Under prøvekjøringen i 1964 ble det målt virkningsgradene under ulike last og ulike effektfaktor. Virkningsgradene listet opp i tabell 8.4 er garanterte virkningsgrader ut fra prøveprotokollen D og vil bli benyttet til sammenligning med nye generatordesign senere i rapporten.

Last:	Virkningsgrader	
	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,50 %	98,17 %
75 % last	97,09 %	98,03 %
50 % last	96,52 %	97,57 %
25 % last	94,10 %	95,85 %

Tabell 8.4: Virkningsgrader ved ulike laster på eksisterende generator [D]

9 Oppgradering & optimalisering av vannkraftgenerator

Synkrongeneratorer i norske vannkraftverk har som regel en levetid på rundt 50 år. Når generatoren nærmer seg slutten på sin levetid er det normalt å iverksette rehabilitering og/eller oppgradering av maskinen. Den overordnede grunnen til at det er ønskelig å utføre rehabilitering og/eller oppgradering av generatorer er hovedsaklig for å redusere risikoen for havari og øke driftssikkerheten til kraftverket. Havari på en generator i et vannkraftverk vil føre til driftsstand over lengre tid og dette medfører store økonomiske tap i form av tapt inntekt siden vannet må slippes forbi. I tillegg kan det være hensiktsmessig å oppgradere/optimalisere generatoren dersom ytelsen er av en slik størrelse at det er en mulighet for å gjøre gode penger på å benytte seg av effektkjøring.

Ved et ønske om å utføre en rehabilitering og/eller oppgradering av en generator er det vesentlig å konkretisere målet med et slikt prosjekt. Et punkt som står i føreseter er driftssikkerheten til personellet som drifter generatoren. Andre punkt er, som tidligere nevnt, økning av levetiden og ytelsen. Det som avgjør hvor omfattende et slikt prosjekt skal være er kostnadsrammene som er satt for prosjektet.

Et annet viktig punkt før man definerer hvilke tiltak man ønsker å utføre på generatoren, er å utføre en grundigere tilstandsvurdering av maskinen. Ved en slik grundig inspeksjon vil det avdekkes eventuelle slitasjer som tilsier hvilke tiltak som er nødvendig å utføre og hvilke tiltak som man må vurdere ut i fra et økonomisk perspektiv.

I et vannkraftverk må ulike tiltak vurderes opp mot eventuelt andre oppgraderinger eller vedlikehold som blir gjort i kraftverket. Ved Lutufallet kraftverk så blir høyspentnettet oppgradert fra 66 kV til 132 kV, og dette har da sørget for et behov om utskiftning av generatortransformator. Dette gir da muligheten til å endre spenningsnivået på generatoren. Et annet punkt er dersom det skal utføres vedlikehold eller utskiftning av løpehjulet i kraftverket. Dette gir en driftsstand på kraftverket og da er det økonomisk gunstig å utføre tiltak på generatoren i samme periode. Ved å gjøre dette vil man minimalisere de tapte inntektene ved driftstans. Det er også mulig å øke slukeevnen til turbinen [10] og da kan det være hensiktsmessig å se på om det er gunstig å øke ytelsen på generatoren.

9.1 Alt 1 - Økning av effektfaktor og reduksjon av kjøleluft

Ved rehabilitering/revisjoner av generator kan det være aktuelt å se på tiltak som kan utføres på eksisterende design, uten å skifte komponenter, som vil øke virkningsgraden til maskinen.

Eldre generatorer i vannkraftverk har vanligvis en effektfaktor mellom 0,7-0,8 og har dermed strømreserver i normal drift. Med oppdaterte funksjonskrav fra Statnett er det mulig å øke effektfaktorer til eldre generatorer. Økt effektfaktor vil senke magnetiseringsstrømmen og gi en lavere belastet rotor. Virkningsgraden vil øke på grunn av reduksjonen av magnetiseringstap.

Det ble bemerket at mengden kjøleluft var høy som ga moderate temperaturøkninger i maskinen. Justering av mengden kjøleluft utføres ved å justere vinkelen på viftebladene på viftringen og er dermed et enkelt tiltak. Redusert kjøleluftmengde vil senke ventilasjonstapene i maskinen. Det er essensielt å holde temperaturøkningene i maskinen innenfor akseptable verdier. Økt temperaturøkning i viklingene vil ha en negativ effekt på restlevetiden til isolasjonen.

9.2 Alt 2 - Ny statorvikling

Utskiftning av statorvikling er den minst kostbare og enkleste tiltaket som kan utføres [[9], s. 75]. Den store fordelen med å skifte ut til ny ankervikling er oppgraderingen av isolasjonen. Utviklingen av isolasjon har ført til at moderne isolasjon har bedre egenskaper som gjør at tykkelsen på isolasjon minker. Med tynnere isolasjon kan man ha mer kobber i viklingen. Dette vil gi et større tverrsnitt av kobber i statorsporet, som videre medfører lavere resistans. Lavere resistans vil minke tapene og temperaturen i viklingen.

Dersom spoleskrittet på nåværende vikling ikke er optimalt, og det er et ønske om å redusere bidragene fra 5. og 7. harmoniske, vil det være hensiktsmessig å endre spoleskrittet i en ny statorvikling. Det relative spoleskrittet bør velges til mellom 0,80 - 0,85. Dersom spoleskrittet økes vil det oppstå flere endringer i generatoren; Spenningen vil endres så for å bevare spenningsnivået må den totale fluksen i generatoren senkes. Et resultat av mindre total fluks i maskinen er at tapene i jernblikket og i rotor vil reduseres. Ankerreaksjonsreaktansen vil også endres av økt spoleskritt. Denne reaktansen vil øke på grunn av at permeansen i viklingen øker. Viklingslengden vil også øke og dermed øker også resistansen og tapene i viklingen. Ved endring av spoleskrittet må det vurderes om disse endringene er akseptable.

9.3 Alt 3 - Nytt statorblikk og ny statorvikling

Ved å skifte ut både statorviklingen og statorblikket blir det flere parametere som kan endre og dette øker muligheten for å oppgradere generatoren [[9], s. 76]. Sporantallet og spenningsnivået vil ikke endres i dette alternativet. Angående utskiftning av statorvikling så gjelder de samme fordelene som beskrevet tidligere.

En fordel med utskiftning av blikket er at isolasjonen mellom jernblikkene på eksisterende blikk kan ha vært utsatt for store påkjenninger som kan ha økt risikoen for kortslutning mellom blikkene. Kortslutning mellom blikkene vil resultere i økte hvirvelstrømmer og overoppheting av enkelte områder i blikket. Dette viser at utskiftning av blikket vil redusere risikoen for havari i generatoren.

En oppgradering av generatoren ved utskiftning av statorblikket er at moderne blikk har bedre egenskaper enn blikk som tidligere ble brukt. Eldre blikk har relative tap opp mot 1,7-1,9 W/kg, mens i moderne blikk er disse relative tapene redusert til ned mot 0,85 W/kg. Denne reduksjonen i relative tap i blikket vil redusere jerntapene betydelig. Moderne blikk har i tillegg en bedre metningskarakteristikk som vil føre til at det magnetiske spenningsfallet i blikket vil reduseres. Et resultat av denne reduksjonen i spenningsfallet er redusert magnetiseringsbehovet og magnetiseringstap. Mindre magnetiseringsbehov i feltviklingen vil gi lavere driftstemperatur til rotoren. Det vil si at utskiftning av statorblikket vil også ha en positiv effekt på levetiden til feltviklingen og polen i rotor.

Nytt statorblikk gir også muligheten til nye utforming av selve blikket og sporet. Dimensjonene og formen til sporet kan optimaliseres for å kunne redusere induksjonen i statortennene og få en økt mengde kobber i sporet. Andre fordeler med å endre utformingen av sporet er at sporhøyden kan endres. Dette resulterer i reduksjon av AC-tap og endring av lekkreaktansen. Den transiente ankerreaksjonsreaktansen vil bli påvirket av dette.

9.4 Alt 4 - Ny stator med optimalisering av sportallet og spenningsnivå

I dette alternativet vil det bli sett på en større oppgradering av generatoren. Statoren skal erstattes med en ny og dette inkluderer også statorvikling. Antall spor i statoren vil bli optimalisert med ny utforming på sporet og nye dimensjoner på blikkpakken og ventilasjonskanalene. Spenningen på generatoren vil også bli optimalisert.

Sportallet vil vanligvis bestemmes av diameteren til generatoren, viklingstype og spenningsnivå. Kravet om en balansert vikling gir en begrensning i mulige sportall av antall faser og antall parallelle kretser i maskinen. Andre forhold som er med på å avgjøre sportallet er spordeling, som normalt ligger mellom 3 og 7 cm. Forholdet mellom sporbredde og tannbredde bør ligge mellom 0,45 og 0,75 og må også tas høyde for ved valg av sportall. Det er ønskelig å ha et sportall som gir et heltall på antall spor per pol per fase. Dersom antall spor per pol per fase blir et bruddent tall er det viktig å ha kjennskap til vibrasjonene som kan oppstå i generatoren som følge av subharmoniske komponenter.

Optimalisering av antall spor i statoren gjøres ut i fra enkelte holdepunkter. Sportallet må velges slik at viklingen blir balansert og at antall spor per pol per fase ikke er for nært et heltall uten å være et heltall. Vurderingen av antall spor per pol per fase er den viktigste når antall spor skal velges. Dette er for å redusere andelen harmoniske i fluksen [[15], s. 17]. Ved undersøkelse av dannelsen av harmoniske flukskomponenter ved ulike sportall vises det at det er fordelmessig om antall spor per pol per fase ligger mellom 0,25 - 0,75 dersom det ikke er et heltall. Dette reduserer andelen harmoniske flukskomponenter og vil redusere magnetisk støy i maskinen som forårsaker uønsket vibrasjoner. Grunnen til at det ikke er ønskelig å ha antall spor per pol mellom et heltall og 0,75, og mellom 0,25 og et heltall er at dette vil gi få noder i den harmoniske kraftbølgen som vil føre til store deformasjoner i statoren. På grunn av dette er ønskelig at antall noder i den harmoniske kraftbølgen ikke er under 8 [[15], s. 17].

Ved endring av generatorspenningen er det som regel ønskelig å øke spenningen. Økt nominell spenning vil redusere merkestrømmen, som videre resulterer i økt behov for isolasjon og mindre behov for kobber. Faktoren som avgjør hvor mye det er mulig å endre på spenningsnivået er den linkede fluksen i ankerviklingen. Økning av spenningen

er altså avhengig av hvor mye det er mulig å øke den linkede fluksen. For å øke denne linkede fluksen kan fluksen gjennom viklingen økes eller antall vindinger økes. Økning i hovedfluksen i generatoren vil øke fluksen gjennom viklingen, men kan på den andre siden gi en for høy flukstetthet i enkelt deler i generatoren. For høy flukstetthet vil gi metning i jernet, overoppheting og tapene øker. Fluksen settes opp av magnetiseringsstrøm og dersom magnetiseringsstrømmen blir for høy vil dette gi overoppheting av feltviklingen. En økning i spoleskrittet også gi en økt fluks gjennom viklingen, men dette kan gi en økning i harmoniske komponenter i generatoren. Økning av antall vindinger kan utføres ved å øke sporetall.

Ved en mer omfattende oppgradering av kraftverket, der effekten til turbinen økes, vil dette føre til at merkeytelsen og effektfaktoren til generatoren må økes [[9], s. 78]. Ofte er det statoren og statorviklingen som blir oppgradert i første omgang. Økt merkeytelse på generatoren tilsier økt merkestrøm i statorviklingen. Et ønske om høyere merkestrøm krever høyere feltstrøm i rotor for å sette opp et sterkere magnetisk felt. Begrensingen på dette er strømtettheten i feltviklingen og flukstettheten i rotor. Med andre ord er det rotoren som vil begrense effektøkning etter at statoren er oppgradert.

10 Alt 1 - Optimalisering av eksisterende generator-design

Økt effektfaktor

Eksisterende effektfaktor på generatoren er 0,8. Dette var vanlig på 60-tallet, men moderne generatorer har ofte høyere effektfaktor. Nå begrenses effektfaktoren på produksjonsenheter av Statnett og deres funksjonskrav til nettet [4].

Fastsettelsen av effektfaktor på produksjonsenheter bestemmes ut fra type produksjonsenhet i henhold til NVF 2020 [[4], s. 90]. Denne tabellen tilsier at generatoren ved Lutufallet kraftverk er klassifisert til type D. Dette kommer av spenningsoppgraderingen i transmissjonsnettet. Videre sier tabell 12-14 [[4], s. 107] at effektfaktoren på produksjonsenhet kan settes til 0,86 på kapasitiv ytelse og 0,95 induktiv ytelse. Tabell 12-12 [[4], s. 106] tilsier at effektfaktoren kan settes til 0,91 både på kapasitiv ytelse og induktiv ytelse for type C og D produksjonsenheter dersom ikke annet er besluttet av systemansvarlig. Det er usikkert om Statnett ville godkjent en effektfaktor på 0,91 på produksjonsenheten ved Lutufallet kraftverk og dermed velges det å undersøke videre med en effektfaktor på 0,86.

En økning i effektfaktor vil senke mangetiseringsstrømmen og strømtettheten i feltviklingen. Kobbertapene og magnetiseringstapene i rotor vil dermed reduseres og virkningsgraden til maskinen vil øke. Flukstettheten i polkjernen og rotorringen vil også reduseres, men disse verdiene var allerede akseptable i utgangspunktet.

Redusert kjøleluftmengde

Kjøleluftmengden i maskinen bestemmes ut i fra tillatt temperaturøkning i maskinen etter isolasjonsklasse. Dersom temperaturøkningene i de ulike komponentene i generatoren ligger godt innenfor tillatt verdi er det mulig å senke mengden kjøleluft. Redusert kjøleluftmengde vil gi redusert ventilasjonstap. Dette vil med formodning ikke vises i GenProg siden ventilasjonstapene er som kjent beregnet empirisk.

Det er mulig i GenProg å sette mengden kjøleluft som en fri variabel slik at programmet beregner seg frem til en mengde som gir akseptable temperaturøkninger. Dette blir gjort i dette alternativet. Resterende input-verdier til GenProg finnes i vedlegg E.

10.1 Resultat

Parametre	Original	Alt 1
Merkeytelse [MVA]	18	18
Effektfaktor ($\cos \phi$)	0,8	0,86
Merkespenning [V]	6600	6600
Merkestrøm [A]	1574,6	1574,6
Utnyttelsesfaktor C	4,61	4,61
Ankerbelastning A_s [A/cm]	495,3	495,3
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	3,68	3,68
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,27	2,19
Strøm feltvikling I_f [A]	426,2	410,4
$B_{luftgap}$ [T]	0,838	0,838
$B_{statoråk}$ [T]	1,004	1,004
$B_{statortann}$ [T]	1,567	1,567
$B_{polkjerne}$ [T]	1,546	1,523
$B_{rotorring}$ [T]	1,494	1,472
P_{fe} [kW]	72,6	72,6
P_{fw} [kW]	52,8	52,8
P_{rnl} [kW]	48,5	46,4
P_{cusdc} [kW]	128,5	128,5
P_{cusac} [kW]	2,7	2,7
P_{rfl} [kW]	39,7	35,4
P_{add} [kW]	18,8	18,6
P_{magn} [kW]	6,2	5,7
P_{tot} [kW]	366,9	359,9
Kjøleluftmengde [m ³ /s]	16	10,9
Temp.økning statorvikling [°K]	57	63
Temp.økning statortann [°K]	39	46
Temp.økning statoråk [°K]	34	41
Temp.økning endevikling [°K]	53	57
Temp.økning feltvikling [°K]	22	24
Temp.økning rotor endevikling [°K]	17	18
Temp.økning polkjerne [°K]	14	16
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,931	0,931
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,524	0,524
Lekkreaktans X_{σ} [pu]	0,113	0,113
Synkronreaktans X_d [pu]	1,043	1,043
Synkronreaktans X_q [pu]	0,637	0,637
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,270	0,270
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,207	0,207
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,238	0,238
Virkningsgrad [%]	97,52	97,73

Tabell 10.1: Økning i effektfaktor og reduksjon av mengden kjøleluft. Resterende verdier finnes i vedlegg F.

Tabell 10.1 viser utvalgte resultater fra dette alternativet. Mengden kjøleluft ble redusert fra $16 \text{ m}^3/\text{s}$ til $10,9 \text{ m}^3/\text{s}$ hvor økningen i temperaturene i maskinen er innenfor akseptable verdier. Verdiene på temperaturøkningen i rotor stemmer ikke, men det er ikke grunn til å tro at temperaturøkningen i rotor er større enn i stator. Strømtettheten i rotor minker fra $2,27 \text{ A/mm}^2$ til $2,19 \text{ A/mm}^2$, som gir en meget lavt belastet rotor. Økt effektfaktor og lavere kjøleluftmengde endrer ikke på strømtettheten i statoren, som fortsatt ligger over anbefalt verdi på $3,68 \text{ A/mm}^2$. Økningen i effektfaktor fra 0,8 til 0,86 resulterer i at magnetiseringstapet og kobbertapet i rotor reduseres med til sammen 6,9 kW. Sammen med reduksjonen i tilleggstapene gjør dette at virkningsgraden øker fra 97,52 % til 97,73 %.

Virkningsgrader Alt 1		
Last:	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,73 %	98,23 %
75 % last	97,66 %	98,15 %
50 % last	97,24 %	97,78 %
25 % last	95,53 %	96,28 %

Tabell 10.2: Virkningsgrader ved ulike laster Alt 1

11 Alt 2 - Ny statorvikling

I dette alternativet vil det bli sett på ny statorvikling. Eksisterende vikling har en strømtettheten i statoren som er over akseptabel verdi i henhold til tabell 2.2. Dette taler for å bytte ut statorviklingen. Siden blikket ikke skal byttes ut vil dimensjonene på statorsporet være de samme. Fordelen med ny statorvikling er at moderne isolasjon har bedre egenskaper og dermed trengs det mindre isolasjon som gir mer kobber i sporet. I tillegg har moderne isolasjon høyere isolasjonsklasse som tilsier at viklingen tåler enn høyere driftstemperatur og kan dermed belastes mer.

Opprinnelig merkeytelse er 18 MVA, men det vil i tillegg bli beregnet med 20 MVA og 22 MVA for å undersøke hvordan dette påvirker maskinen og om det er mulighet for en økning i merkeytelsen.

Generatorer som ble bygget på 50 -og 60-tallet var som oftest med formspole. Moderne generatorer blir bygget med røbelvikling som gir en bedre utnyttelse av størrelsen på statorsporet. Det vil her bli undersøkt både ny røbelvikling og ny flervindingsspole i eksisterende stator. Effektfaktoren vil bli satt til 0,86.

Viklingskrittet i generatoren på 7 skritt blir beholdt siden dette gir et relativt spoleskritt på 0,833 som er ideelt. En endring i viklingskrittet ville ha endret lengden på spolehodet og dermed resistansen i viklingen. Dette ville endret kobbertapene.

Dimensjonering av nye statorviklinger er gjort etter bransjestandard og krav i NTGR [6] [16] [7]. Dimensjonene på ny røbelvikling og flervindingsspole er ført opp i tabell 11.1.

Parameter	Formspole	Flervindingsspole	Røbelvikling
Type vikling	Sløyfevikling	Sløyfevikling	Sløyfevikling
Sporantall	336	336	336
Sporbredde	17,5 mm	17,5 mm	17,5 mm
Spordybde	103 mm	103 mm	103 mm
Viklingskritt	7	7	7
Antall delledere	9	24	20
Høyde delleder	3,5 mm	2,6 mm	3,2 mm
Bredde delleder	10,40 mm	5,9 mm	5,5 mm
Dellederisolasjon	0,2 mm	0,3 mm	0,11 mm
Hovedisolasjon	2,05 mm	2,1 mm	2,3 mm
Vindingsisolasjon	2,3 mm	0 mm	0 mm
Antall strømkretser	4	4	1
Vindinger per spole	3	3	1
Statorvikling resistans R_{dc20}	0,01420 Ω	0,01264 Ω	0,01928 Ω
Statorvikling resistans R_{dc75}	0,01727 Ω	0,01537 Ω	0,02345 Ω
Kobberareal i sporet	107,0 mm^2	120,3 mm^2	345,0 mm^2
Resistansfaktor K_{ra}	1,021	1,059	1,100
Resistansfaktor K_{rad}	1,158	1,110	1,153
Resistansfaktor K_{max}	1,505	1,352	1,487

Tabell 11.1: Samlet data på eksisterende formspole og ny flervindingsspole og ny røbelvikling

11.1 Alt 2.1 - Flervindingsspole

Ved eksisterende generator design og spenningsnivå er man låst til 4 strømkretser og 3 vindinger per spole. Dette kommer av at med samme sporantall er spenningsoppbyggingen i generatoren proporsjonal med antall vindinger, og omvendt proporsjonal med antall strømkretser [6]. Dette gjør at dersom det ikke er ønskelig å utbedre generatoren ytterligere enn å skifte ut viklingen er man låst til ny flervindingsspole. Ny vikling er forsøkt belastet hardere enn originalt ved å øke ytelsen for å undersøke påvirkningen dette har på maskinen. Resultatene vil bli kommentert i slutten av kapitlet.

Parametre	18 MVA	20 MVA	22 MVA
	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86
Merkespenning [V]	6600	6600	6600
Merkestrøm [A]	1574,6	1749,5	1924,5
Utnyttelsesfaktor C	4,61	5,13	5,64
Ankerbelastning A_s [A/cm]	495,3	550,3	605,4
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	3,27	3,64	4,00
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,18	2,33	2,50
Strøm feltvikling I_f [A]	409,7	437,7	468,6
$B_{luftgap}$ [T]	0,838	0,838	0,838
$B_{statoråk}$ [T]	1,004	1,004	1,004
$B_{statortann}$ [T]	1,567	1,567	1,567
$B_{polkjerne}$ [T]	1,523	1,556	1,589
$B_{rotorring}$ [T]	1,472	1,503	1,535
P_{fe} [kW]	72,6	72,6	72,6
P_{fw} [kW]	52,8	52,8	52,8
P_{rnl} [kW]	46,3	50,0	54,3
P_{cusdc} [kW]	114,3	141,1	170,8
P_{cusac} [kW]	6,7	8,3	10,0
P_{rfl} [kW]	35,1	43,0	52,2
P_{add} [kW]	22,7	25,3	28,3
P_{magn} [kW]	5,7	6,5	7,5
P_{tot} [kW]	349,5	391,2	438,3
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	51	60	69
Temp.økning statortann [°K]	37	42	47
Temp.økning statoråk [°K]	32	36	40
Temp.økning endevikling [°K]	47	57	68
Temp.økning feltvikling [°K]	21	24	27
Temp.økning rotor endevikling [°K]	16	18	20
Temp.økning polkjerne[°K]	13	15	17
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,931	1,034	1,137
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,524	0,582	0,640
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,110	0,122	0,133
Synkronreaktans X_d [pu]	1,040	1,156	1,271
Synkronreaktans X_q [pu]	0,633	0,704	0,774
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,267	0,297	0,326
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,204	0,227	0,249
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,235	0,261	0,286
Virkningsgrad [%]	97,79	97,78	97,74
Resistansfaktor K_{rad}	1,110	1,110	1,110
Resistansfaktor K_{max}	1,352	1,352	1,352

Tabell 11.2: Ny flervindingsspole i eksisterende blikkpakke.

11.2 Alt 2.2 - Røbelvikling

I moderne generatorer er røbelvikling å foretrekke og nærmest et krav etter NGTR [7]. Dette kommer av at designet av røbelvikling utnytter kobberet bedre enn i en flervindingsspole. Dette er forklart i kapittel 4. En røbelvikling er låst til 1 vinding per spole. På grunn av dette kan det i enkelte tilfeller være utfordrende å erstatte en eldre vikling med en røbelvikling. Dette kommer av antall strømkretser, antall vindinger per spole og spenningsoppbyggingen i generatoren gjør det nærmest umulig å erstatte en eldre vikling med en røbelvikling.

Eksisterende vikling i generatoren ved Lutufallet kraftverk har 4 parallelle strømkretser og 3 vindinger per spole, som gjør det utfordrende å erstatte med en røbelvikling. Spenningsoppbyggingen i en generator er proporsjonal med antall vindinger per spole og omvendt proporsjonal med antall strømkretser. En røbelvikling er låst til 1 vinding per spole og spenningsoppbyggingen i generatoren er dermed redusert med $1/3$. For å opprettholde de mangetiske forholdene i maskinen er det nødvendig å opprettholde antall vindinger per fase som vil si at antall strømkretser må reduseres tilsvarende. Antall strømkretser må være et heltall som gjør at $4/3$ ikke er mulig. Må derfor enten velge 1 eller 2 strømkretser. Med 2 strømkretser må maskinen magnetiseres opp kraftig som sannsynligvis vil gi metning i jernet og alt for høy temperatur i feltviklingen. Med 1 strømkrets vil dette gi et lavt magnetfelt, for høy synkronreaktans og for høy temperatur i statorvikling med påfølgende for høy temperatur i statoren. I dette tilfelle er det undersøkt med 1 strømkrets i røbelviklingen. Det er også her forsøkt å belaste viklinger hardere enn originalt ved å øke ytelsen for å undersøke påvirkningen dette har på maskinen.

Spenningsnivået i generatoren tilsier at det blir svært utfordrende å sette inn en røbelvikling uten å få for høy statorstrøm. Dermed blir spenningsnivået økt gradvis for å undersøke hvilket spenningsnivå som gir akseptable verdier på strømtettheten i stator og induksjonen i maskinen. I denne vurderingen er det benyttet samme vikling med identiske dimensjoner på isolasjonen. Ved høyere spenning må dimensjonen på hovedisolasjonen i viklingen økes. Dette blir korrigert senere.

Parametre	18 MVA	18 MVA	18 MVA	18 MVA
	$\cos \phi 0,86$	$\cos \phi 0,86$	$\cos \phi 0,86$	$\cos \phi 0,86$
Merkespenning [V]	6600	9000	10000	11000
Merkestrøm [A]	1574,6	1154,7	1039,2	944,8
Utnyttelsesfaktor C	4,61	4,61	4,61	4,61
Ankerbelastning A_s [A/cm]	660,4	484,3	435,9	396,2
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	4,56	3,35	3,01	2,74
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,49	2,19	2,39	2,43
Strøm feltvikling I_f [A]	467,7	410,3	448,3	455,5
$B_{luftgap}$ [T]	0,628	0,857	0,952	1,047
$B_{statoråk}$ [T]	0,753	1,026	1,140	1,254
$B_{statortann}$ [T]	1,175	1,603	1,781	1,959
$B_{polkjerne}$ [T]	1,312	1,547	1,682	1,786
$B_{rotorring}$ [T]	1,690	1,461	1,430	1,380
P_{fe} [kW]	40,8	75,9	93,7	113,4
P_{fw} [kW]	52,8	52,8	52,8	52,8
P_{rnl} [kW]	42,9	47,7	62,8	69,8
P_{cusdc} [kW]	174,4	93,8	76,0	62,8
P_{cusac} [kW]	17,4	9,4	7,6	6,3
P_{rfl} [kW]	63,2	33,9	34,7	30,9
P_{add} [kW]	32,1	25,9	29,1	30,9
P_{magn} [kW]	7,4	5,7	6,8	7,0
P_{tot} [kW]	413,7	335,8	355,9	367,6
Kjøleluftmengde [m ³ /s]	16	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	69	47	44	42
Temp.økning statortann [°K]	42	35	36	38
Temp.økning statoråk [°K]	37	31	32	34
Temp.økning endevikling [°K]	79	48	42	39
Temp.økning feltvikling [°K]	26	20	23	24
Temp.økning rotor endevikling [°K]	20	15	17	18
Temp.økning polkjerne [°K]	16	12	14	14
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	1,654	0,890	0,721	0,596
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,931	0,501	0,406	0,335
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,174	0,095	0,076	0,063
Synkronreaktans X_d [pu]	1,829	0,985	0,796	0,658
Synkronreaktans X_q [pu]	1,105	0,596	0,481	0,398
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,454	0,246	0,198	0,164
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,342	0,185	0,149	0,123
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,394	0,213	0,171	0,142
Virkningsgrad [%]	97,40	97,88	97,75	97,68
Resistansfaktor K_{rad}	1,153	1,153	1,153	1,153
Resistansfaktor K_{max}	1,487	1,487	1,487	1,487

Tabell 11.3: Røbelvikling i eksisterende blikkpakke ved merkeytelse 18 MVA.

Parametre	20 MVA $\cos \phi 0,86$	20 MVA $\cos \phi 0,86$	20 MVA $\cos \phi 0,86$	20 MVA $\cos \phi 0,86$
Merkespenning [V]	6600	9000	10000	11000
Merkestrøm [A]	1749,5	1283,0	1154,7	1049,7
Utnyttelsesfaktor C	5,13	5,13	5,13	5,13
Ankerbelastning A_s [A/cm]	733,8	538,1	484,3	440,3
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	5,07	3,72	3,35	3,04
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,87	2,33	2,54	2,54
Strøm feltvikling I_f [A]	537,6	437,6	475,7	476,8
$B_{luftgap}$ [T]	0,628	0,857	0,952	1,047
$B_{statoråk}$ [T]	0,753	1,026	1,140	1,254
$B_{statortann}$ [T]	1,175	1,603	1,781	1,959
$B_{polkjerne}$ [T]	1,358	1,579	1,711	1,810
$B_{rotorring}$ [T]	1,749	1,491	1,455	1,399
P_{fe} [kW]	40,8	75,9	93,7	113,4
P_{fw} [kW]	52,8	52,8	52,8	52,8
P_{rnl} [kW]	52,7	51,5	67,5	73,5
P_{cusdc} [kW]	215,4	115,8	93,8	77,5
P_{cusac} [kW]	21,5	11,6	9,4	7,8
P_{rfl} [kW]	87,5	41,4	42,3	36,8
P_{add} [kW]	39,3	29,1	32,0	33,1
P_{magn} [kW]	9,8	6,5	7,7	7,7
P_{tot} [kW]	498,3	373,1	389,8	394,8
Kjøleluftmengde [m ³ /s]	16	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	84	54	50	48
Temp.økning statortann [°K]	51	39	40	41
Temp.økning statoråk [°K]	44	34	35	36
Temp.økning endevikling [°K]	96	57	50	45
Temp.økning feltvikling [°K]	34	23	26	26
Temp.økning rotor endevikling [°K]	26	17	20	20
Temp.økning polkjerne [°K]	21	14	16	16
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	1,838	0,989	0,801	0,662
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	1,035	0,556	0,451	0,372
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,191	0,105	0,084	0,070
Synkronreaktans X_d [pu]	2,030	1,094	0,885	0,731
Synkronreaktans X_q [pu]	1,226	0,662	0,535	0,442
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,503	0,273	0,220	0,182
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,378	0,206	0,165	0,137
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,435	0,237	0,190	0,157
Virkningsgrad [%]	97,18	97,88	97,78	97,76
Resistansfaktor K_{rad}	1,153	1,153	1,153	1,153
Resistansfaktor K_{max}	1,487	1,487	1,487	1,487

Tabell 11.4: Røbelvikling i eksisterende blikkpakke ved merkeytelse 20 MVA

Parametre	22 MVA $\cos \phi 0,86$	22 MVA $\cos \phi 0,86$	22 MVA $\cos \phi 0,86$	22 MVA $\cos \phi 0,86$
Merkespenning [V]	6600	9000	10000	11000
Merkestrøm [A]	1924,5	1411,3	1270,2	1154,7
Utnyttelsesfaktor C	5,64	5,64	5,64	5,64
Ankerbelastning A_s [A/cm]	807,2	591,9	532,7	484,3
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	5,58	4,09	3,68	3,35
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	3,20	2,49	2,69	2,65
Strøm feltvikling I_f [A]	600,9	467,6	504,6	496,6
$B_{luftgap}$ [T]	0,628	0,857	0,952	1,047
$B_{stator\ddot{a}k}$ [T]	0,753	1,026	1,140	1,254
$B_{statortann}$ [T]	1,175	1,603	1,781	1,959
$B_{polkjerne}$ [T]	1,404	1,611	1,740	1,835
$B_{rotorring}$ [T]	1,809	1,522	1,479	1,418
P_{fe} [kW]	40,8	75,9	93,7	113,4
P_{fw} [kW]	52,8	52,8	52,8	52,8
P_{rnl} [kW]	61,4	55,8	72,6	76,7
P_{cusdc} [kW]	260,9	140,1	113,5	93,8
P_{cusac} [kW]	26,1	14,0	11,3	9,4
P_{rfl} [kW]	113,8	50,3	50,9	42,9
P_{add} [kW]	46,8	32,8	35,2	35,4
P_{magn} [kW]	12,3	7,4	8,6	8,4
P_{tot} [kW]	588,5	415,1	427,4	423,4
Kjøleluftmengde [m ³ /s]	16	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	101	63	57	54
Temp.økning statortann [°K]	60	43	43	44
Temp.økning stator\ddot{a}k [°K]	51	38	38	39
Temp.økning endevikling [°K]	116	67	58	52
Temp.økning feltvikling [°K]	42	26	30	29
Temp.økning rotor endevikling [°K]	32	19	22	21
Temp.økning polkjerne [°K]	26	16	18	17
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	2,022	1,087	0,881	0,728
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	1,138	0,612	0,496	0,410
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,209	0,116	0,092	0,077
Synkronreaktans X_d [pu]	2,231	1,203	0,973	0,804
Synkronreaktans X_q [pu]	1,347	0,728	0,588	0,486
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,551	0,300	0,241	0,200
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,414	0,226	0,182	0,150
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,477	0,260	0,209	0,173
Virkningsgrad [%]	96,98	97,85	97,79	97,81
Resistansfaktor K_{rad}	1,153	1,153	1,153	1,153
Resistansfaktor K_{max}	1,487	1,487	1,487	1,487

Tabell 11.5: Røbelvikling i eksisterende blikkpakke ved merkeytelse 22 MVA

11.3 Resultat

Parametre	Alt 2.1	Alt 2.2
Merkeytelse [MVA]	18	18
Merkespenning [V]	6600	9000
Merkestrøm [A]	1574,6	1154,7
Effektfaktor ($\cos \phi$)	0,86	0,86
Utnyttelsesfaktor C	4,61	4,61
Ankerbelastning A_s [A/cm]	495,3	484,3
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	3,27	3,35
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,18	2,19
Strøm feltvikling I_f [A]	409,7	410,3
$B_{luftgap}$ [T]	0,838	0,857
$B_{stator\grave{a}k}$ [T]	1,004	1,026
$B_{statortann}$ [T]	1,567	1,603
$B_{polkjerne}$ [T]	1,523	1,547
$B_{rotorring}$ [T]	1,472	1,461
P_{fe} [kW]	72,6	75,9
P_{fw} [kW]	52,8	52,8
P_{rnl} [kW]	46,3	47,7
P_{cusdc} [kW]	114,3	93,8
P_{cusac} [kW]	6,7	9,4
P_{rfl} [kW]	35,1	33,9
P_{add} [kW]	22,7	25,9
P_{magn} [kW]	5,7	5,7
P_{tot} [kW]	349,5	335,8
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	51	47
Temp.økning statortann [°K]	37	35
Temp.økning statoråk [°K]	32	31
Temp.økning endevikling [°K]	47	48
Temp.økning feltvikling [°K]	21	20
Temp.økning rotor endevikling [°K]	16	15
Temp.økning polkjerne [°K]	13	12
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,931	0,890
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,524	0,501
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,110	0,095
Synkronreaktans X_d [pu]	1,040	0,985
Synkronreaktans X_q [pu]	0,633	0,596
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,267	0,246
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,204	0,185
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,235	0,213
Virkningsgrad [%]	97,79	97,88
Resistansfaktor K_{rad}	1,110	1,153
Resistansfaktor K_{max}	1,352	1,487

Tabell 11.6: Ny statorvikling med eksisterende ytelse, både flervindingsspole (Alt 2.1) og røbelvikling (Alt 2.2). Resterende verdier finnes i vedlegg H og vedlegg J

I tabell 11.6 er det listet opp de viktigste endringene ved ny statorvikling, både røbelvikling og flervindingsspole. Her er hovedisolasjonen i røbelvikling økt slik at den er akseptabel ved dette spenningsnivået. Etter en vurdering på spenningsnivået til røbelviklingen ble det konkludert at en spenning på 9 kV er optimalt. Dette ser man ut fra statorstrømmen og induksjonen i maskinen ved de ulike spenningsnivåene.

Strømtettheten i stator synker i begge alternativene og er innenfor kravet. Som forventet er belastningen på rotoren uendret fra alternativ 1, ettersom effekt faktoren er satt til 0,86 også i dette alternativet. Ettersom at feltstrømmen er tilnærmet identisk i alt 2.1 og alt 2.2 er induksjonen i maskinen også tilnærmet identiske, og generatoren er magnetisk moderat belastet.

Resistansfaktoren i eksisterende vikling var over anbefalt verdi i tabell 2.4. I begge alternativene med ny statorvikling har resistansfaktorene sunket til en akseptabel verdi. Økningen i kobberarealet i sporet står oppført i tabell 11.1. Her ser man en økning på 12,43 % ved flervindingsspole og dette kommer av at vindingsisolasjon blir i dag kombinert med dellederisolasjonen. Derfor er det ingen vindingsisolasjon men en tykkere dellederisolasjon. Røbelvikling gir en økning i kobberarealet på 222,43 % og dette skyldes at det ikke er nødvendig med vindingsisolasjon og dellederisolasjonen er redusert med 63,33 %. Hovedisolasjonen i røbelviklingen har økt fra 2,05 mm til 2,3 mm som skyldes økningen i spenning.

Resistansen i viklingen har sunket fra opprinnelig formspole til ny flervindingsspole. Resistansen i røbelviklingen er høyere enn den opprinnelige formspolen. Grunnen til dette er at kobberarealet har økt ekstremt ved denne viklingen. Selv med høyere resistans er tapene i viklingen mindre ettersom statorstrømmen er redusert med over 400 A. DC-tapene i stator har blitt redusert i begge alternativene med ny vikling, men AC-tapet i viklingen har økt. Dette var uventet siden AC-tap i viklingen reduseres med lavere dellederhøyde. Begge alternativene har lavere dellederhøyde enn den opprinnelige og det var forventet at AC-tapet skulle reduseres. Det er usikkert hva denne økningen skyldes, men det opprinnelige AC-tapet var veldig lavt og dermed en usikkerhet på troverdigheten til denne verdien.

Temperaturøkningene i maskinen er tilnærmet uendret, men her er det vært å legge merke til at kjøleluftmengden er uendret. Økningen på temperaturen i statorviklingen har blitt redusert fra 57 °K til henholdsvis 51 °K og 47 °K som et resultat av redusert strømtettheten i viklingen. Med moderne isolasjon er det mulig å belaste viklingen hardere temperaturmessig som vil si å redusere mengden kjøleluft, men dette unngås for å hindre overoppheting i rotoren og negativ påvirkning av restlevetiden til feltviklingen.

En ny flervindingsspole gir minimale endringer i reaktansene. Synkronreaktansen synker minimalt som følge av en reduksjon i lekkreaktansen. Dette kommer av endringene på dimensjonene av kobberet og isolasjonen i viklingen. Ny røbelvikling gir et nytt spenningsnivå i generatoren som gir en forventet reduksjon i reaktansene. Reaktansene er fortsatt moderate ved denne spenningsøkningen.

Virkningsgrader	
Opprinnelig	97,52 %
Alt 2.1	97,79 %
Alt 2.2	97,88 %

Tabell 11.7: Virkningsgrader ved 18 MVA

Fra tabell 11.7 ser man at virkningsgraden øker mest ved å sette inn en røbelvikling. Virkningsgraden øker med 0,37 % (0,36 prosentpoeng) som tilsvarer 31,1 kW. Men dette alternativet gjør det nødvendig å øke spenningnivået på generatoren som tilsier at generatortransformator, generatorbryter, skinner og kabler må byttes ut og derfor blir dette et dyrt alternativ. Alternativet med flervindingsspole gir en økning i virkningsgraden på 0,28 % (0,27 prosentpoeng) som tilsvarer 17,4 kW. Dette er mindre enn alternativet med røbelvikling men dette gir ikke behov for ytterligere oppgradering/utskiftninger i kraftverket og blir dermed en billigere løsning. Økningen i virkningsgrad fra alternativ 1 til alternativ 2 er 0,06 % med samme spenningsnivå som grunnlag. Tabell 11.8 og tabell 11.9 viser virkningsgradene til maskinen under ulike last. I vedlegg D er de opprinnelige virkningsgradene ved ulike last ført opp, og det er tydelig at det er størst forskjell mellom virkningsgradene ved 25 % last.

Virkningsgrader Alt 2.1

Last:	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,79 %	98,28 %
75 % last	97,71 %	98,19 %
50 % last	97,28 %	97,81 %
25 % last	95,54 %	96,29 %

Tabell 11.8: Virkningsgrader ved ulike laster Alt 2.1

Virkningsgrader Alt 2.2

Last:	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,88 %	98,36 %
75 % last	97,75 %	98,23 %
50 % last	97,27 %	97,80 %
25 % last	95,44 %	96,21 %

Tabell 11.9: Virkningsgrader ved ulike laster Alt 2.2

Det var forventet at alternativet med ny flervindingsspole skulle gi et større kobberversnitt enn alternativet med røbelstav. Dette kommer av at man ved dimensjonering av røbelstav må legge til plass for en ekstra delleder i høyden for å ha plass til revolveringen av dellederene i staven. Dette gjør at utnyttelsen av spordimensjonene blir redusert ved røbelstav i forhold til en flervindingsspole. Fra tabell 11.1 ser man at røbelvikling har større kobberversnitt i sporet og dermed utnytter spordimensjonene bedre enn flervindingsspole. Årsaken til dette er ukjent, men det er en mistanke om at GenProg beregner feil ved konstruksjon av viklingen i programmet og da særlig med tanke på isolasjonen. Denne usikkerheten vil vedvare i de andre alternativene hvor statorviklingen er byttet ut.

12 Alt 3 - Nytt statorblikk og ny statorvikling

I dette alternativet vil blikket i statorer bli erstattet i tillegg til ny statorvikling. Dimensjonene på statorsporet bli beholdt slik at viklingene fra alternativ 2 (tabell 11.1) blir benyttet. Eksisterende statorblikk har et relativt jerntap på 1,3 W/kg ved 1 T. Som nevnt i kapittel 9.3 kan moderne jernblikk har relative tap ned mot 0,85 W/kg men i dette alternativet blir det benyttet blikk med relativt tap på 1,1 W/kg ved 1 T. Ved nytt statorblikk er det mulig å endre dimensjonene på blikkpakken og ventilasjonskanalene. Bredden på ventilasjonskanalene blir redusert fra 8 mm til 6 mm. Dette resulterer i at bredden på blikkpakken øker fra 55 mm til 56,875 mm. Antall ventilasjonskanaler blir beholdt.

Parameter	Opprinnelig mål	Nye mål
Antall ventilasjonskanaler	15	15
Bredde blikkpakke	55 mm	56,875 mm
Bredde ventilasjonskanal	8 mm	6 mm
Relativt jerntap	1,3 W/kg	1,1 W/kg

Tabell 12.1: Dimensjoner på statorblikket

12.1 Resultat

Parametre	Alt 3.1	Alt 3.2
Merkeytelse [MVA]	18	18
Merkespenning [V]	6600	9000
Merkestrøm [A]	1574,6	1154,7
Effektfaktor ($\cos \phi$)	0,86	0,86
Utnyttelsesfaktor C	4,61	4,61
Ankerbelastning A_s [A/cm]	495,3	484,3
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	3,27	3,35
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,15	2,15
Strøm feltvikling I_f [A]	403,7	403,8
$B_{luftgap}$ [T]	0,838	0,857
$B_{stator\grave{a}k}$ [T]	0,970	0,992
$B_{stator\grave{a}nn}$ [T]	1,515	1,550
$B_{polkjerne}$ [T]	1,520	1,544
$B_{rotorring}$ [T]	1,469	1,459
P_{fe} [kW]	59,4	62,1
P_{fw} [kW]	52,8	52,8
P_{rnl} [kW]	44,9	46,2
P_{cusdc} [kW]	114,3	93,8
P_{cusac} [kW]	6,7	9,4
P_{rfl} [kW]	34,2	33,0
P_{add} [kW]	22,3	25,5
P_{magn} [kW]	5,5	5,5
P_{tot} [kW]	333,4	318,9
Kjøleluftmengde [m^3/s]	9,4	9,1
Temp.økning statorvikling [°K]	59	56
Temp.økning statortann [°K]	45	44
Temp.økning statoråk [°K]	41	40
Temp.økning endevikling [°K]	52	54
Temp.økning feltvikling [°K]	24	23
Temp.økning rotor endevikling [°K]	18	17
Temp.økning polkjerne [°K]	16	15
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,931	0,890
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,524	0,501
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,113	0,098
Synkronreaktans X_d [pu]	1,043	0,988
Synkronreaktans X_q [pu]	0,637	0,599
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,270	0,249
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,207	0,189
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,238	0,217
Virkningsgrad [%]	97,89	97,98
Resistansfaktor K_{rad}	1,111	1,153
Resistansfaktor K_{max}	1,352	1,487

Tabell 12.2: Nytt statorblikk med ny flervindingsspole (Alt 3.1) og ny røbelvikling (Alt 3.2). Resterende verdier finnes i vedlegg L og vedlegg N

I tabell 12.2 er noen av resultatene ført opp. Jerntapet i statoren har sunket fra 72,6 kW til henholdsvis 59,4 kW og 62,1 kW. Endringen av ventilasjonskanalene og blikkpakken førte til at netto jernlengde økte fra 0,88 m til 0,91 (se vedlegg F og vedlegg L). Bredere blikkpakke og økt jernlengde resulterer i en reduksjon i flukstettheten i statoråket på grunn av større areal i jernet. Redusert induksjon i statoren resulterer i redusert induksjon i rotoren som ga en mindre feltstrøm.

Virkningsgrader	
Opprinnelig	97,52 %
Alt 3.1	97,89 %
Alt 3.2	97,98 %

Tabell 12.3: Virkningsgrader ved oppgradering av statorblikket og statorvikling

Sammenligner man økningen i virkningsgradene fra alternativ 2 i tabell 11.7 med virkningsgradene i tabell 12.3 ser man at begge alternativene med flervindingsspole og røbelvikling øker virkningsgraden med 0,11 prosentpoeng ved å bytte ut statorblikket. Dette tilsvarer 17,5 kW for Alt 3.1 og 18,6 kW for Alt 3.2. Den reelle virkningsgraden vil øke ytterligere ettersom at mengden kjøleluft er satt ned fra 16 m^3/s til henholdsvis 9,4 m^3/s på Alt 3.1 og 9,1 m^3/s på Alt 3.2. Denne reduksjonen i kjøleluftmengde vil senke tapene fra ventilasjonen i maskinen. Endringen av temperaturøkningen i maskinen som følge av dette er innenfor akseptable verdier. Allikevel kan denne økningen i temperatur ha en negativ virkning på restlevetiden på rotoren. Et ytterligere tiltak kan være å omislere feltviklingen.

Tabell 12.4 og tabell 12.5 viser virkningsgradene til maskinen under ulike last. I vedlegg D er de opprinnelige virkningsgradene ved ulike last ført opp, og det er tydelig at det er størst forskjell mellom virkningsgradene ved 25 % last.

Virkningsgrader Alt 3.1

Last:	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,89 %	98,36 %
75 % last	97,83 %	98,30 %
50 % last	97,46 %	97,97 %
25 % last	95,89 %	96,59 %

Tabell 12.4: Virkningsgrader ved ulike laster Alt 3.1

Virkningsgrader Alt 3.2

Last:	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,98 %	98,44 %
75 % last	97,88 %	98,34 %
50 % last	97,46 %	97,97 %
25 % last	95,80 %	96,51 %

Tabell 12.5: Virkningsgrader ved ulike laster Alt 3.2

13 Alt 4 - Ny stator med nytt sportall og statorvikling

I dette alternativet vil det bli konstruert en helt ny stator med enkelte gitte statordimensjoner. Sportallet i den nye statoren vil bli optimalisert og dimensjonene på blikkpakkene og ventilasjonskanalene blir endret. Sporet vil bli bredere og dypere og derfor vil det også bli konstruert en ny statorvikling, både flervindingsspole og røbelvikling. Ved konstruksjon av ny stator er merkeytelsen på generatoren økt for å utnytte dimensjonen til statoren og eksisterende rotor ytterligere innenfor det som er akseptabelt.

Opprinnelig merkeytelse er 18 MVA, men det vil i tillegg bli beregnet med 20 MVA og 22 MVA for å undersøke hvordan dette påvirker maskinen og om det er mulighet for en økning i merkeytelsen.

Dimensjoner på statorblikk

Nåværende statorblikk har 16 blikkpakker på 55mm hver og 15 ventilasjonskanaler på 8 mm hver. Dette gir en netto jernlengde på 0,88m. Antall ventilasjonskanaler økes til 21 med en bredde på 6 mm. Dermed vil det bli 22 blikkpakker med en bredde på 39,73 mm hver. Netto jernlengde vil være tilnærmet lik den opprinnelige på 0,88 m.

Med nytt statorblikk vil de relative jerntapene i statoren synke, som nevnt i kapittel 9.3. Eksisterende blikk har relative jerntap på 1,3 W/kg ved 1 T. Det relative jerntapet i det nye statorblikket er satt til 1,1 W/kg, selv om det finnes blikk med betydelig mindre tap. Grunnen til at dette er satt til 1,1 W/kg er at dette er normalt for statorblikk i vannkraftgeneratorer [16]. Dimensjonene og verdier på nytt statorblikk er listet opp i tabell 13.1

Parameter	Opprinnelig mål	Nye mål
Antall ventilasjonskanaler	15	21
Bredde blikkpakke	55 mm	39,73 mm
Bredde ventilasjonskanal	8 mm	6 mm
Relativt jerntap	1,3 W/kg	1,1 W/kg

Tabell 13.1: Dimensjoner på blikkpakke og ventilasjonskanalene

Valg av sportall

Valg av antall spor i statoren begrunnes gjerne ut i fra antall spor per pol per fase. Antall spor per pol per fase q bør være et bruddent tall fordi dette er gunstig for spenningsformen. Dersom q er et heltall kan dette føre til store harmoniske flukskomponenter. Nødvendige tiltak vil da være å vri polene eller statorspolene for å unngå disse harmoniske flukskomponentene.

Det relative spoleskrittet velges vanligvis til å være mellom 0,8-0,85 for å redusere mest mulig 5. og 7. harmoniske. Ved å velge et relativt spoleskritt høyere enn 0,85 vil mye av hovedfluksen gå gjennom viklingen, noe som tilsier høyere spenning med samme fluks i maskinen. 3. harmoniske blir redusert som følge av stjernekoblingen.

Reduksjon i viklingskrittet fører til redusert lengde på spolehodene og gir en reduksjon i de resistive tapene i spolehodene.

Eksisterende sportall er 336 spor som gir $q = 2,8$. Det er ønskelig å senke de harmoniske komponentene i maskinen og derfor blir det vurdert ulike reduksjoner i sportallet. De ulike sportallene og tilhørende parametere til statorsporet og statortennene finnes i tabell 13.2.

Dimensjoner på sporet og luftgapet

sBredden på sporet i forhold til luftgapet må holdes under 2 og helst under 1,7 [8] [6]. Grunnen til dette kommer av hensyn til polskotapene. Det er ønskelig å øke bredden på sporet for å få mer plass til kobber. Eksisterende sporbredde er på 17,5 mm og luftgapet er på 10 mm, som gir et forhold på 1,75. Det er ønskelig med bredere spor og dermed må luftgapet økes. Med en økning i luftgapet og eksisterende rotor skal beholdes må dermed statorboringen økes. Dimensjonen på statoråket beholdes slik at ytre diameter på statoren vil også øke. Endringen av disse parametrene vil bli kommentert senere.

Dimensjonene på sporet er satt til å være like i de ulike alternativene i tabell 13.2. Dette gjør at dimensjonene på en ny statorvikling vil være de samme på de ulike alternativene. Dette er gjort for å unngå flere endringer enn nødvendig ved de ulike alternativene slik at det er enklere kunne å undersøke hvilket sportall som er det optimale.

	Opprinnelig	Alt A	Alt B	Alt C
Sportall	336	330	300	270
Antall spor per pol per fase	2,8	2,75	2,5	2,25
Spordeling [mm]	47,68	48,55	53,41	48,6
Viklingsskritt	7	7	6	6
Relativt spoleskritt	0,83	0,8485	0,8	0,888
Sporbredde [mm]	17,5	20	20	20
Tannbredde [mm]	30,18	28,55	33,41	28,6
Forhold bs/bt	0,5798	0,70	0,5986	0,70
Sporhøyde [mm]	103	105	105	105

Tabell 13.2: Ulike alternativer på antall statorspor

Parameter	Flervindingsspole	Røbelvikling
Type vikling	Sløyfevikling	Sløyfevikling
Sporbredde	20 mm	20 mm
Spordybde	105 mm	105 mm
Antall delledere	30	30
Høyde delleder	2,0 mm	2,25 mm
Bredde delleder	7,1 mm	6,7 mm
Dellederisolasjon	0,3 mm	0,11 mm
Hovedisolasjon	2,1 mm	2,3 mm
Vindingsisolasjon	0 mm	0 mm
Antall strømkretser	4	1
Vindinger per spole	3	1
Kobberareal i sporet	139,2 mm^2	443,2 mm^2
Resistansfaktor K_{ra}	1,035	1,061
Resistansfaktor K_{rad}	1,067	1,0956
Resistansfaktor K_{max}	1,213	1,304

Tabell 13.3: Samlet data på ny flervindingsspole og ny røbelvikling i ny stator

For de ulike alternativene med sportall er dimensjonene på sporet identisk. Det vil derfor bli benyttet identisk vikling, både røbelvikling og flervindingsspole, i de ulike alternativene. Dimensjonene på vikingene er listet opp i tabell 13.3

13.1 Alt C - 270 spor

Utvalgte resultater fra beregning av generatordesignet med 270 spor er listet opp i tabell 13.4 og tabell 13.5.

Parametre	18 MVA	20 MVA	22 MVA
	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86
Merkespenning [V]	6600	6600	6600
Merkestrøm [A]	1574,6	1749,5	1924,5
Utnyttelsesfaktor C	4,61	5,12	5,63
Ankerbelastning A_s [A/cm]	397,7	441,9	486,1
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	2,83	3,14	3,46
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,87	3,03	3,21
Strøm feltvikling I_f [A]	538,0	568,5	601,7
$B_{luftgap}$ [T]	1,021	1,021	1,021
$B_{statoråk}$ [T]	1,233	1,233	1,233
$B_{statortann}$ [T]	1,836	1,836	1,836
$B_{polkjerne}$ [T]	1,846	1,874	1,902
$B_{rotorring}$ [T]	1,462	1,484	1,506
P_{fe} [kW]	90,7	90,7	90,7
P_{fw} [kW]	52,9	52,9	52,9
P_{rnl} [kW]	100,0	107,6	116,3
P_{cusdc} [kW]	81,3	100,3	121,4
P_{cusac} [kW]	2,8	3,5	4,2
P_{rfl} [kW]	40,5	49,2	59,4
P_{add} [kW]	35,7	38,1	40,8
P_{magn} [kW]	9,8	11,0	12,3
P_{tot} [kW]	410,9	449,8	493,7
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	50	57	65
Temp.økning statortann [°K]	40	44	48
Temp.økning statoråk [°K]	35	39	42
Temp.økning endevikling [°K]	42	50	59
Temp.økning feltvikling [°K]	34	38	42
Temp.økning rotor endevikling [°K]	25	28	32
Temp.økning polkjerne[°K]	21	23	26
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,528	0,587	0,646
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,297	0,330	0,363
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,080	0,088	0,097
Synkronreaktans X_d [pu]	0,608	0,675	0,742
Synkronreaktans X_q [pu]	0,377	0,419	0,460
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,180	0,200	0,219
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,140	0,155	0,170
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,161	0,178	0,196
Virkningsgrad [%]	97,41	97,45	97,46

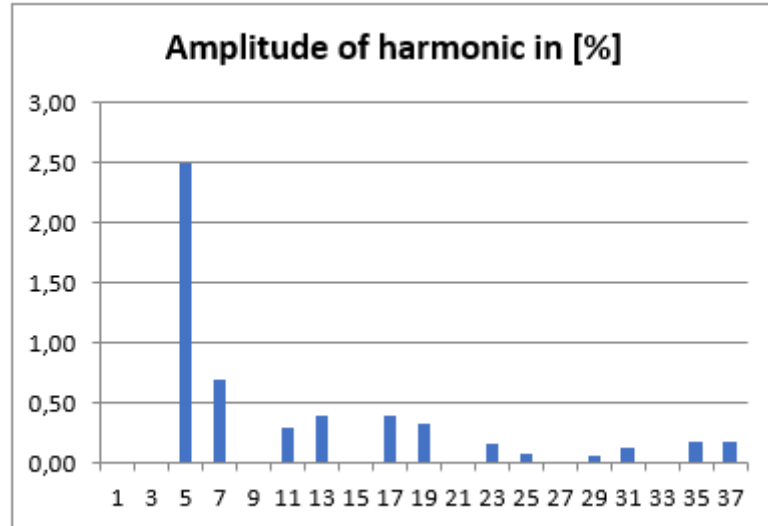
Tabell 13.4: Ny stator med 270 spor ny flervindingsspole. Resterende verdier finnes i vedlegg O og P

Parametre	18 MVA	20 MVA	22 MVA
	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86
Merkespenning [V]	9000	9000	9000
Merkestrøm [A]	1154,7	1283,0	1411,3
Utnyttelsesfaktor C	4,61	5,12	5,63
Ankerbelastning A_s [A/cm]	388,9	432,1	475,3
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	2,61	2,89	3,18
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,98	3,15	3,33
Strøm feltvikling I_f [A]	559,4	590,8	625,2
$B_{luftgap}$ [T]	1,044	1,044	1,044
$B_{stator\ddot{a}k}$ [T]	1,261	1,261	1,261
$B_{statortann}$ [T]	1,878	1,878	1,878
$B_{polkjerner}$ [T]	1,886	1,913	1,941
$B_{rotorring}$ [T]	1,460	1,481	1,503
P_{fe} [kW]	94,8	94,8	94,8
P_{fw} [kW]	52,9	52,9	52,9
P_{rnl} [kW]	110,2	118,7	128,4
P_{cusdc} [kW]	60,1	74,2	89,8
P_{cusac} [kW]	3,6	4,5	5,4
P_{rfl} [kW]	41,6	50,7	61,3
P_{add} [kW]	40,0	42,7	45,9
P_{magn} [kW]	10,6	11,9	13,3
P_{tot} [kW]	410,3	446,0	486,4
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	44	49	56
Temp.økning statortann [°K]	38	41	44
Temp.økning statoråk [°K]	34	37	40
Temp.økning endevikling [°K]	40	47	54
Temp.økning feltvikling [°K]	36	40	45
Temp.økning rotor endevikling [°K]	27	30	33
Temp.økning polkjerne[°K]	22	24	27
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,505	0,561	0,617
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,284	0,316	0,348
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,069	0,077	0,084
Synkronreaktans X_d [pu]	0,574	0,638	0,701
Synkronreaktans X_q [pu]	0,353	0,392	0,431
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,165	0,183	0,201
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,127	0,140	0,154
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,146	0,162	0,177
Virkningsgrad [%]	97,42	97,47	97,49

Tabell 13.5: Ny stator med 270 spor med ny røbelvikling. Resterende verdier finnes i vedlegg Q og R

Ved 270 spor så vil flukstettheten i maskinen være høy i enkelte deler. Induksjonen i polkjernen er over anbefalt verdi og jernet er i metning og i statortannen er induksjonen helt i øvre verdi av det som er anbefalt. Reaktansene er lave ved både flervindingsspole og røbelvikling. Strømtetthetene er lave i statoren og mer moderate i rotoren. Tempera-

turøkningene i maskinen er også moderate. Det relative spoleskrittet er 0,888 og ligger over anbefalt verdi på 0,8 - 0,85 for å redusere 5. og 7. harmoniske. Dette gir dette designet et høy andel av 5.harmoniske i maskinen som kan sees ut fra figur 13.1. Vibrasjonene som vil oppstå av dette tilsier at dette er ikke et gunstig sportall.



Figur 13.1: Harmoniske komponenter i stator med 270 spor

13.2 Alt B - 300 spor

Utvalgte resultater fra beregning av generatordesignet med 300 spor er listet opp i tabell 13.6 og tabell 13.7.

Parametre	18 MVA	20 MVA	22 MVA
	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86
Merkespenning [V]	6600	6600	6600
Merkestrøm [A]	1574,6	1749,5	1924,5
Utnyttelsesfaktor C	4,61	5,13	5,64
Ankerbelastning A_s [A/cm]	441,9	491,0	540,1
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	2,83	3,14	3,46
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,68	2,83	3,00
Strøm feltvikling I_f [A]	502,8	531,3	562,2
$B_{luftgap}$ [T]	0,951	0,951	0,951
$B_{statoråk}$ [T]	1,147	1,147	1,147
$B_{statortann}$ [T]	1,811	1,811	1,811
$B_{polkjerne}$ [T]	1,743	1,772	1,801
$B_{rotorring}$ [T]	1,483	1,507	1,532
P_{fe} [kW]	81,1	81,1	81,1
P_{fw} [kW]	52,9	52,9	52,9
P_{rnl} [kW]	83,8	89,9	96,7
P_{cusdc} [kW]	87,0	107,4	130,0
P_{cusac} [kW]	3,1	3,9	4,7
P_{rfl} [kW]	38,9	47,1	56,7
P_{add} [kW]	30,8	32,8	35,1
P_{magn} [kW]	8,6	9,6	10,7
P_{tot} [kW]	383,1	420,8	463,2
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	47	54	63
Temp.økning statortann [°K]	37	41	45
Temp.økning statoråk [°K]	33	36	40
Temp.økning endevikling [°K]	41	49	58
Temp.økning feltvikling [°K]	30	33	37
Temp.økning rotor endevikling [°K]	22	25	28
Temp.økning polkjerne [°K]	18	20	23
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,603	0,671	0,738
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,340	0,377	0,415
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,080	0,089	0,098
Synkronreaktans X_d [pu]	0,684	0,759	0,835
Synkronreaktans X_q [pu]	0,420	0,466	0,513
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,196	0,217	0,239
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,149	0,166	0,182
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,172	0,191	0,210
Virkningsgrad [%]	97,58	97,61	97,61

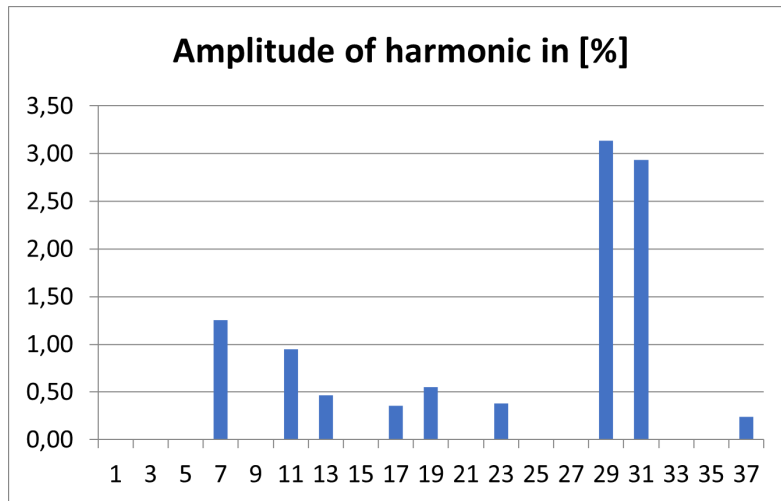
Tabell 13.6: Ny stator med 300 spor med ny flervindingsspole. Resterende verdier ved 20 MVA finnes i vedlegg S og T

Parametre	18 MVA	20 MVA	22 MVA
	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86
Merkespenning [V]	9000	9000	9000
Merkestrøm [A]	1154,7	1283,0	1411,3
Utnyttelsesfaktor C	4,61	5,12	5,63
Ankerbelastning A_s [A/cm]	432,1	480,1	528,1
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	2,61	2,89	3,18
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,76	2,91	3,08
Strøm feltvikling I_f [A]	516,9	545,7	576,9
$B_{luftgap}$ [T]	0,972	0,972	0,972
$B_{statoråk}$ [T]	1,174	1,174	1,174
$B_{statortann}$ [T]	1,852	1,852	1,852
$B_{polkjerner}$ [T]	1,779	1,807	1,836
$B_{rotorring}$ [T]	1,480	1,503	1,527
P_{fe} [kW]	84,9	84,9	84,9
P_{fw} [kW]	52,9	52,9	52,9
P_{rnl} [kW]	90,5	97,1	104,4
P_{cusdc} [kW]	64,3	79,3	96,0
P_{cusac} [kW]	4,0	5,0	6,0
P_{rfl} [kW]	39,1	47,4	57,1
P_{add} [kW]	34,0	36,4	39,0
P_{magn} [kW]	9,1	10,1	11,3
P_{tot} [kW]	374,8	408,1	445,6
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	41	47	53
Temp.økning statortann [°K]	35	38	41
Temp.økning statoråk [°K]	31	34	37
Temp.økning endevikling [°K]	39	45	53
Temp.økning feltvikling [°K]	31	34	38
Temp.økning rotor endevikling [°K]	23	25	28
Temp.økning polkjerne[°K]	18	20	23
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,577	0,641	0,705
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,325	0,361	0,397
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,068	0,076	0,083
Synkronreaktans X_d [pu]	0,645	0,717	0,788
Synkronreaktans X_q [pu]	0,393	0,437	0,480
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,179	0,198	0,218
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,134	0,149	0,164
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,155	0,172	0,189
Virkningsgrad [%]	97,64	97,68	97,70

Tabell 13.7: Ny stator med 300 spor med ny røbelvikling. Resterende verdier ved 20 MVA finnes i vedlegg U og V

Dette designet gir høy induksjon i maskinen. Flukstettheten i statortennene er helt på grensen til at jernet går i metning og flukstettheten i polkjernen er over anbefalt verdi slik at jernet er i metning. Strømtettheten i rotor og stator er lave og dette resulterer i moderate temperaturøkninger i maskinen. Reaktansene i maskinen er lave.

De subharmoniske komponentene ved dette designet er presentert i figur 13.2. Designet får en stor andel av 29. og 31. harmoniske, og i tillegg en andel 7.harmoniske men ikke et bidrag fra 5. harmoniske. Vanligvis kommer subharmoniske komponenter parvis, som f.eks 5. og 7. harmoniske. Her står 7., 23. og 37. alene og grunnen til dette er usikker. Som nevnt tidligere er det et usikkerhetsmoment hvor pålitelig GenProg er på beregningene av harmoniske komponenter. Det er diskutert med aktører fra bransjen angående dette og det er vanskelig å oppdrive gode beregningsprogram for de harmoniske komponentene som oppstår i en synkrongenerator [6].



Figur 13.2: Harmoniske komponenter i stator med 300 spor

13.3 Alt A - 330 spor

Utvalgte resultater fra beregning av generatordesignet med 330 spor er listet opp i tabell 13.8 og tabell 13.9.

Parametre	18 MVA $\cos \phi$ 0,86	20 MVA $\cos \phi$ 0,86	22 MVA $\cos \phi$ 0,86
Merkespenning [V]	6600	6600	6600
Merkestrøm [A]	1574,6	1749,5	1924,5
Utnyttelsesfaktor C	4,61	5,12	5,63
Ankerbelastning A_s [A/cm]	486,1	540,1	594,1
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	2,83	3,14	3,46
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,50	2,66	2,83
Strøm feltvikling I_f [A]	469,0	498,4	530,2
$B_{luftgap}$ [T]	0,847	0,847	0,847
$B_{statoråk}$ [T]	1,022	1,022	1,022
$B_{statortann}$ [T]	1,716	1,716	1,716
$B_{polkjerne}$ [T]	1,595	1,627	1,660
$B_{rotorring}$ [T]	1,524	1,554	1,585
P_{fe} [kW]	66,7	66,7	66,7
P_{fw} [kW]	52,9	52,9	52,9
P_{rnl} [kW]	66,7	71,8	77,5
P_{cusdc} [kW]	97,7	120,6	145,9
P_{cusac} [kW]	3,4	4,2	5,1
P_{rfl} [kW]	40,0	48,8	58,9
P_{add} [kW]	25,4	27,4	29,6
P_{magn} [kW]	7,5	8,4	9,6
P_{tot} [kW]	356,9	396,5	441,1
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	44	52	60
Temp.økning statortann [°K]	34	38	43
Temp.økning statoråk [°K]	30	34	37
Temp.økning endevikling [°K]	40	48	57
Temp.økning feltvikling [°K]	26	29	33
Temp.økning rotor endevikling [°K]	19	22	25
Temp.økning polkjerne [°K]	16	18	20
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,752	0,836	0,919
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,423	0,470	0,517
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,100	0,111	0,122
Synkronreaktans X_d [pu]	0,852	0,946	1,041
Synkronreaktans X_q [pu]	0,523	0,581	0,639
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,245	0,272	0,299
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,187	0,207	0,228
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,215	0,238	0,262
Virkningsgrad [%]	97,75	97,75	97,72

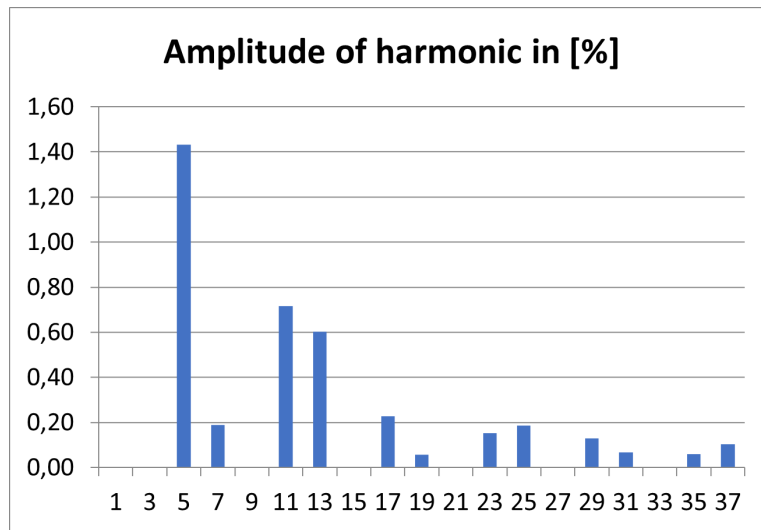
Tabell 13.8: Ny stator med 330 spor med ny flervindingsspole

Parametre	18 MVA	20 MVA	22 MVA
	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86	$\cos \phi$ 0,86
Merkespenning [V]	9000	9000	9000
Merkestrøm [A]	1154,7	1283,0	1411,3
Utnyttelsesfaktor C	4,61	5,12	5,63
Ankerbelastning A_s [A/cm]	457,3	528,1	580,9
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm ²]	2,61	2,89	3,18
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm ²]	2,53	2,68	2,85
Strøm feltvikling I_f [A]	474,1	502,8	533,9
$B_{luftgap}$ [T]	0,866	0,866	0,866
$B_{stator\ddot{a}k}$ [T]	1,046	1,046	1,046
$B_{stator\ddot{a}nn}$ [T]	1,755	1,755	1,755
$B_{polkj\ddot{e}rne}$ [T]	1,624	1,656	1,688
$B_{rotorring}$ [T]	1,517	1,546	1,576
P_{fe} [kW]	69,8	69,8	69,8
P_{fw} [kW]	52,9	52,9	52,9
P_{rnl} [kW]	69,9	75,1	81,0
P_{cusdc} [kW]	72,2	89,2	107,9
P_{cusac} [kW]	4,4	5,5	6,6
P_{rfl} [kW]	39,1	47,6	57,4
P_{add} [kW]	27,7	29,9	32,4
P_{magn} [kW]	7,6	8,6	9,7
P_{tot} [kW]	339,3	373,0	411,0
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16	16
Temp.økning statorvikling [°K]	38	44	51
Temp.økning statortann [°K]	31	34	38
Temp.økning statoråk [°K]	28	31	34
Temp.økning endevikling [°K]	37	43	51
Temp.økning feltvikling [°K]	26	29	33
Temp.økning rotor endevikling [°K]	19	22	24
Temp.økning polkjerne[°K]	16	17	20
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,719	0,799	0,879
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,405	0,450	0,495
Lekkreaktans X_σ [pu]	0,085	0,094	0,103
Synkronreaktans X_d [pu]	0,804	0,893	0,982
Synkronreaktans X_q [pu]	0,490	0,544	0,598
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,224	0,248	0,273
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,168	0,187	0,205
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,193	0,215	0,236
Virkningsgrad [%]	97,86	97,88	97,87

Tabell 13.9: Ny stator med 330 spor med ny røbelvikling

Dette designet gir moderat og jevn fordeling av induksjonen i maskinen. Eneste som skaller seg ut er flukstettheten i polkjernen som er i øvre nivå. Moderate strømtettheter og tilsvarende moderate temperaturøkninger i maskinen. Reaktansene har tilfredsstillende verdier som sammen med de resterende verdier gir en balansert maskin. Virkningsgraden er høyest med dette alternativet på nytt sportall.

De subharmoniske komponentene ved dette designet er presentert i figur 13.3. 5. harmoniske har en betydelig andel i forhold til de andre harmoniske som er representert i dette designet. Dette var noe uventet siden det relative spoleskrittet er gunstig til å undertrykke 5. og 7. harmoniske.



Figur 13.3: Harmoniske komponenter i stator med 330 spor

13.4 Drøfting av sportall

Det er blitt presentert tre alternativer med redusert sportall i forhold til det eksisterende for optimalisering av sportallet. Disse tre alternativene er innenfor det anbefalte verdier på antall spor per pol per fase, henholdsvis $q = 2,25$, $q = 2,5$ og $q = 2,75$. Det er beskrevet i kapittel 9.4 at det viktigste punktet ved valg av sportall er undertrykkelse av subharmoniske komponenter i maskinene. Fra resultatene på de subharmoniske komponentene i de ulike alternativene i figur 13.1, figur 13.2 og figur 13.3 er det sportallet på 330 spor ($q = 2,75$) som gir lavest andel av subharmoniske komponenter og blir derfor valgt til videre optimalisering.

13.5 Ytterligere optimalisering og resultat

Sporetallet i ny stator er valgt til 330 spor. Det vil nå bli utført justering for å optimalisere designet ytterligere slik at resultatet blir mest mulig tilfredsstillende. Dette blir utført med en merkeytelse på 20 MVA.

Valgt generatordesignet gir en flukstetthet i polkjernen som er i overkant av det som er anbefalt og mot metning i jernet i polkjernen, se tabell 13.9 og tabell 13.8. Flukstettheten i rotoren kan justeres ved å senke spenningen i generatoren. En spenning på 8,5 kV ved røbelvikling og 6,4 kV ved flervindingsspole gir akseptabel induksjon i rotoren viser resultatene i tabell 13.10. I begge tilfellene er reduksjonen i spenningen så marginal at en reduksjon i isolasjonen i viklingen er neglisjerbar. Tabell 13.10 viser utvalgte resultater av justeringen på spenningen ved generatordesign med 330 statorspor.

Parametre	Alt 4.1	Alt 4.2
Merkeytelse [MVA]	20	20
Merkespenning [V]	6400	8500
Merkestrøm [A]	1804,2	1358,5
Effektfaktor ($\cos \phi$)	0,86	0,86
Utnyttelsesfaktor C	5,12	5,12
Ankerbelastning A_s [A/cm]	557,0	559,2
Strømtetthet ankervikling S_s [A/mm^2]	3,24	3,07
Strømtetthet feltvikling S_f [A/mm^2]	2,62	2,60
Strøm feltvikling I_f [A]	491,1	487,0
$B_{luftgap}$ [T]	0,821	0,818
$B_{stator\ddot{a}k}$ [T]	0,991	0,987
$B_{stortann}$ [T]	1,664	1,658
$B_{polkjerne}$ [T]	1,592	1,587
$B_{rotorring}$ [T]	1,567	1,569
P_{fe} [kW]	62,8	62,3
P_{fw} [kW]	52,9	52,9
P_{rnl} [kW]	67,6	66,7
P_{cusdc} [kW]	128,2	99,9
P_{cusac} [kW]	4,5	6,1
P_{rfl} [kW]	49,4	48,4
P_{add} [kW]	26,2	27,7
P_{magn} [kW]	8,2	8,1
P_{tot} [kW]	395,3	366,0
Kjøleluftmengde [m^3/s]	16	16
Temp.økning statorvikling [$^{\circ}K$]	53	46
Temp.økning statortann [$^{\circ}K$]	38	34
Temp.økning stator\ddot{a}k [$^{\circ}K$]	34	30
Temp.økning endevikling [$^{\circ}K$]	50	47
Temp.økning feltvikling [$^{\circ}K$]	29	27
Temp.økning rotor endevikling [$^{\circ}K$]	22	20
Temp.økning polkjerne [$^{\circ}K$]	18	17
Ankerreaksjonreaktans X_{md} [pu]	0,889	0,896
Ankerreaksjonreaktans X_{mq} [pu]	0,500	0,504
Lekkreaktans X_{σ} [pu]	0,118	0,106
Synkronreaktans X_d [pu]	1,007	1,002
Synkronreaktans X_q [pu]	0,618	0,610
Transient synkronreaktans X'_d [pu]	0,289	0,279
Subtransient synkronreaktans X''_d [pu]	0,221	0,210
Subtransient synkronreaktans X''_q [pu]	0,254	0,241
Virkningsgrad [%]	97,75	97,92

Tabell 13.10: Ny stator med ny flervindingsspole (Alt 4.1) og ny røbelvikling (Alt 4.2). Resterende verdier finnes i vedlegg AB og vedlegg AD

Det ble nevnt at dimensjonene på luftgapet og ytre diameter ville bli endret som følge av bredere spor. Luftgapet ble økt til 12 mm som gir et forhold mellom sporbredde og luftgap på 1,67. Dette forholdet er akseptabelt. Med denne økningen i luftgapet fra 10 mm

til 12 mm vil indre statordiameter øke fra 5,100 m til 5,104 m og ytre diameter øker fra 5,570 m til 5,578 m siden dimensjonen på statoråket ble beholdt. Ut fra tabell 13.10 ser man at flukstettheten i statoråket er moderat. Det er mulig at man kunne opprettholdt dimensjonene på statorboringen og ytre diameter som da ville ha sørget for en mindre dimensjon på statoråket. Da ville flukstettheten i åket blitt høyere, men mest sannsynlig ville denne økningen vært marginal siden det er snakk om så liten forskjell på dimensjonene.

For å undersøke hvordan dette generatordesignet vil oppføre seg ved ulike laster er det hensiktsmessig å utføre en beregning ved mindre last. Tabell 13.11 viser virkningsgradene ved 100 %, 75 %, 50 % og 25 % i alternativet med flervindingsspole og tabell 13.12 viser det tilsvarende for alternativet med røbelvikling. Beregningene med ulike laster er utført med effektfaktor på 0,86 og på 1,0. Dette gir et sammenligningsgrunnlag til prøvene fra eksisterende design i prøveprotokollen i vedlegg D.

Tabell 13.11 og tabell 13.12 viser virkningsgradene til maskinen under ulik last. I vedlegg D er de opprinnelige virkningsgradene ved ulik last ført opp. Virkningsgradene i det nye designet er høyere ved alle laster enn det opprinnelige generatordesignet.

Virkningsgrader Alt 4.1

Last:	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,75 %	98,32 %
75 % last	97,72 %	98,26 %
50 % last	97,35 %	97,92 %
25 % last	95,75 %	96,52 %

Tabell 13.11: Virkningsgrader ved ulike laster Alt 4.1

Virkningsgrader Alt 4.2

Last:	$\cos \phi = 0,86$	$\cos \phi = 1,0$
100 % last	97,92 %	98,45 %
75 % last	97,85 %	98,36 %
50 % last	97,44 %	98,00 %
25 % last	95,82 %	96,57 %

Tabell 13.12: Virkningsgrader ved ulike laster Alt 4.2

14 Resultater

Resultatet av oppgraderinger og optimaliseringen av generatoren ved Lutufallet kraftverk blir presentert i dette kapittelet. Resultatene er delt i to slik at de ulike alternativene med likt spenningsnivå og lik viklingstype blir ført opp i samme tabell. Det er gjort for å få en enklere presentasjon av de ulike alternativene for å enklere kunne sammenligne opp mot hverandre. Tabell 14.1 og tabell 14.2 inneholder de resultatene som er ansett som de essensielle. Resterende resultat finnes i vedlegg.

Alt 1: Optimalisering av eksisterende design

Alt 2.1: Ny flervindingsspole

Alt 3.1: Nytt statorblikk og ny flervindingsspole

Alt 4.1: Ny stator med optimalisering av sportall, ny flervindingsspole og økt merkeytelse

Parametere	Reelle verdier	Beregnete verdier	Alt 1	Alt 2.1	Alt 3.1	Alt 4.1
Merkeytelse [MVA]	18	18	18	18	18	20
Merkespenning [V]	6600	6600	6600	6600	6600	6400
Merkestrøm [A]	1575	1574,6	1574,6	1574,6	1574,6	1804,2
Effektfaktor [$\cos \phi$]	0,8	0,8	0,86	0,86	0,86	0,86
Utnyttelsesfaktor, C	4,61	4,61	4,61	4,61	4,61	5,12
Statorboring, D_i [mm]	5100	5100	5100	5100	5100	5104
Ytre stator diameter, D_y [mm]	5570	5570	5570	5570	5570	5578
Brutto jernlengde, l_b [m]	0,88	0,88	0,88	0,88	0,91	0,87
Strømtetthet stator [A/mm^2]	-	3,68	3,68	3,27	3,27	3,24
Strømtetthet rotor [A/mm^2]	-	2,27	2,19	2,18	2,15	2,62
Feltstrøm [A]	400	426,2	410,4	409,7	403,7	491,1
$B_{luftgap}$ [T]	-	0,838	0,838	0,838	0,838	0,821
$B_{stator\hat{a}k}$ [T]	-	1,004	1,004	1,004	0,970	0,991
$B_{stator\hat{t}ann}$ [T]	-	1,567	1,567	1,567	1,515	1,664
$B_{polkj\hat{e}rne}$ [T]	-	1,546	1,523	1,523	1,520	1,592
$B_{rotorr\hat{i}ng}$ [T]	-	1,494	1,472	1,472	1,469	1,567
Sporbredde [mm]	17,5	17,5	17,5	17,5	17,5	20
Sporhøyde [mm]	103	103	103	103	103	105
Hovedisolasjon [mm]	2,05	2,05	2,05	2,10	2,10	2,10
Dellederisolasjon [mm]	0,20	0,20	0,20	0,30	0,30	0,30
Vindingsisolasjon [mm]	2,3	2,3	2,3	0	0	0
Dellederhøyde [mm]	3,5	3,5	3,5	2,6	2,6	2,0
Dellederbredde [mm]	10,4	10,4	10,4	5,9	5,9	7,0
Antall delledere	9	9	9	24	24	30
Resistansfaktor K_{ra}	-	1,021	1,021	1,059	1,059	1,035
Resistansfaktor K_{rad}	-	1,158	1,158	1,110	1,110	1,067
Resistansfaktor K_{max}	-	1,505	1,505	1,352	1,352	1,213
Sportall, Q	336	336	336	336	336	330
Relative jerntap [W/kg]	1,3	1,3	1,3	1,3	1,1	1,1
Minimalt luftgap [mm]	10	10	10	10	10	12
Synkronreaktans, x_d	1,10	1,043	1,043	1,040	1,043	1,007
Totale tap [kW]	370	366,9	359,9	349,5	333,4	395,3
Virkningsgrad [%]	97,5	97,52	97,73	97,79	97,89	97,75

Tabell 14.1: Resultater for oppgradering ved opprinnelig spenningsnivå og flervindingsspole

Alt 1: Optimalisering av eksisterende design

Alt 2.2: Ny røbelvikling

Alt 3.2: Nytt statorblikk og ny røbelvikling

Alt 4.2: Ny stator med optimalisering av sportall, ny røbelvikling og økt merkeytelse

Parametere	Reelle verdier	Beregnete verdier	Alt 1	Alt 2.2	Alt 3.2	Alt 4.2
Merkeytelse [MVA]	18	18	18	18	18	20
Merkespenning [V]	6600	6600	6600	9000	9000	8500
Merkestrøm [A]	1575	1574,6	1574,6	1154,7	1574,6	1804,2
Effektfaktor [$\cos \phi$]	0,8	0,8	0,86	0,86	0,86	0,86
Utnyttelsesfaktor, C	4,61	4,61	4,61	4,61	4,61	5,12
Statorboring, D_i [mm]	5100	5100	5100	5100	5100	5104
Ytre stator diameter, D_y [mm]	5570	5570	5570	5570	5570	5578
Brutto jernlengde, l_b [m]	0,88	0,88	0,88	0,88	0,91	0,87
Strømtetthet stator [A/mm^2]	-	3,68	3,68	3,35	3,35	3,24
Strømtetthet rotor [A/mm^2]	-	2,27	2,19	2,19	2,15	2,62
Feltstrøm [A]	400	426,2	410,4	410,3	403,8	491,1
$B_{luftgap}$ [T]	-	0,838	0,838	0,857	0,857	0,821
$B_{stator\ddot{a}k}$ [T]	-	1,004	1,004	1,026	0,992	0,991
$B_{stator\ddot{a}nn}$ [T]	-	1,567	1,567	1,603	1,550	1,664
$B_{polkjerner}$ [T]	-	1,546	1,523	1,547	1,544	1,592
$B_{rotorring}$ [T]	-	1,494	1,472	1,461	1,459	1,567
Sporbredde [mm]	17,5	17,5	17,5	17,5	17,5	20
Sporhøyde [mm]	103	103	103	103	103	105
Hovedisolasjon [mm]	2,05	2,05	2,05	2,3	2,3	2,3
Dellederisolasjon [mm]	0,20	0,20	0,20	0,11	0,11	0,11
Vindingsisolasjon [mm]	2,3	2,3	2,3	0	0	0
Dellederhøyde [mm]	3,5	3,5	3,5	3,2	3,2	2,25
Dellederbredde [mm]	10,4	10,4	10,4	5,5	5,5	6,7
Antall delledere	9	9	9	20	20	30
Resistansfaktor K_{ra}	-	1,021	1,021	1,100	1,100	1,061
Resistansfaktor K_{rad}	-	1,158	1,158	1,153	1,153	1,0956
Resistansfaktor K_{max}	-	1,505	1,505	1,487	1,487	1,304
Sportall, Q	336	336	336	336	336	330
Relative jern tap [W/kg]	1,3	1,3	1,3	1,3	1,1	1,1
Minimalt luftgap [mm]	10	10	10	10	10	12
Synkronreaktans, x_d	1,10	1,043	1,043	0,985	0,988	1,002
Totale tap [kW]	370	366,9	359,9	335,8	318,9	366,0
Virkningsgrad [%]	97,5	97,52	97,73	97,88	97,98	97,92

Tabell 14.2: Resultater for oppgradering ved økt spenningsnivå og røbelvikling

15 Diskusjon

Resultatene fra de ulike alternativene er drøftet i hvert enkelt kapittel. Som nevnt i introduksjonen av denne rapporten var målet med dette prosjektet å optimalisere synkrongeneratoren for å utnytte maskinen bedre. Dette gjør at man må vurdere virkningsgradene som ble oppnådd fra hvert enkelt oppgraderingsalternativ. Overordnet ser man ut fra tabellene i kapittel 14 at alternativene hvor spenningsnivået er økt slik at røbelvikling kan benyttes gir best virkningsgrad i maskinen. Dette er med på å styrke begrunnelsen for å øke spenningen i generatoren. Oppgraderingen som gir høyest virkningsgrad er alternativet hvor statorblikket og statorviklingen er byttet ut, men spordimensjonene og sportallet er beholdt. Dette alternativet gir en økning av virkningsgraden på 0,48 % til 97,98 % som tilsvarer 48,0 kW.

Dersom kraftverkseier vil unngå å øke spenningsnivået i generatoren vil man oppnå en virkningsgrad på 97,89 % ved alternativet hvor statorblikket og statorviklingen er byttet ut, men spordimensjonene og sportallet er beholdt. Dette er den høyeste virkningsgraden oppnådd ved opprinnelig spenningsnivå og er en økning av virkningsgraden på 0,39 % som tilsvarer 33,5 kW. Dette er alternativet som er mest sannsynlig at kraftverkseier kan iverksette siden dette gir best virkningsgrad ved lavest investering. Alternativet med nytt spenningsnivå har høyest virkningsgrad men gir en ekstrakostnad på ny generatortransformator som ikke gjør det gunstig å investere i det alternativet.

Det er verdt å bemerke at alternativet med nytt optimalt sportall på 330 spor gir en virkningsgrad som er lavere enn alternativ 3. Teoretisk skal designet med 330 spor gi en mer balansert maskin med det optimale parametrene for å undertrykke subharmoniske komponenter. Generator designet er diskutert med en aktør/representant fra bransjen og konkludert med å være det optimale for denne maskinen [6]. Allikevel er det minimal forskjell på disse harmoniske komponentene fra designet med 336 spor til designet med 330 spor. Det er viktig å understreke at troverdigheten til beregningene av disse harmoniske er usikkert og det er utfordrende å beregne disse eksakt. Selv om teorien tilsier at 336 spor ($q = 2,8$) skal kunne gi vibrasjoner i statoren har det ikke vært oppdaget at dette er tilfelle ved Lutufallet kraftverk [17] og dermed grunn til å tro at det er et sportall som er akseptabelt.

Fordelen med alternativer med nytt sportall er at denne optimaliseringen er gjort med en økt ytelse fra 18 MVA til 20 MVA. Normalt er det nødvendig å bytte feltvikling ved en slik økning i ytelsen men beregningene utført i denne rapporten viser at rotoren tåler den økte belastning som følge av økning i ytelse. Dette er meget positivt og tydeliggjør at det er ubenyttet strømløst i generatoren ved Lutufallet kraftverk som kan utnyttes. Dette krever dog en økning i slukeevnen til løpehjulet, men dette er ikke tatt med i betrakningen i denne rapporten. Det er grunn til å tro at ytelsen på generatoren kan økes ytterligere dersom rotoren også blir oppgradert. De vanligste tiltaken på rotor er omisolering av feltviklingen eller bytte ut feltviklingen.

16 Konklusjon

Dette prosjektet startet med å validere GenProg sin troverdighet til å benytte beregningsprogrammet i dette prosjektet. GenProg sine resultater på generatoren i Lutufallet kraftverk ble sammenlignet med reelle verdier på maskinen og disse stemte godt overens. Dermed ble det klart at GenProg gir tilfredstillende resultater og kunne benyttes videre i en oppgraderingsprosess, selv om det var enkelte usikkerheter i resultatene programmet ga.

I en slik beregningsprosess på synkrongenerator som er blitt utført i dette prosjektet er det essensielt å kjenne til oppbygningen, virkemåten og teorien til en synkrongenerator som blir benyttet i vannkraftverk. Derfor er det i denne rapporten en betydelig del med teori som skal øke forståelsen til leseren angående den kompliserte prosessen ved konstruksjon og dimensjonering av en slik maskin. Denne teoridelen ble utarbeidet i fordypningsprosjektet høsten 2020 ” Konstruksjon og optimalisering av synkrongenerator ” [1].

Videre blir det vurdert fire oppgraderingsalternativer til generatoren ved Lutufallet kraftverk som har som mål å øke virkningsgraden til maskinen og muligens ytelsen. Resultatet fra disse alternativene viser at den største virkningsgradsøkningen får man ved å bytte statorvikling, statorblikk og øke spenningen i generatoren. Ved å øke spenningen i maskinen ble det mulig å benytte en røbelvikling i statoren og dette ga det beste resultatet. Røbelviklingen gir en bedre utnyttelse av kobberet i viklingen som vil senke tapene i viklingen. Dette vil si at å øke spenningen i generatoren for å kunne benytte en røbelvikling gir en bedre maskin, men dette alternativet forutsetter at generatortransformatoren blir byttet ut. Dette gjør at dette alternativet blir økonomisk ugunstig og derfor lite trolig at kraftverkseier vil realisere dette alternativet.

Det oppgraderingsalternativet som er mest reellt at kraftverkseier investere i er alternativet der statorviklingen og statorblikket blir byttet ut. Grunnen til at dette gir en bedre virkningsgrad i maskinen er at viklingen har mindre isolasjon som gir mer kobberareal i sporet og dermed mindre strømtetthet. Dette resulterer i mindre tap i viklingen. Nytt statorblikk har den fordelen med at moderne blikk har mindre relative tap enn blikk fra 60-tallet og dermed vil tapene i statorkjernen reduseres. Videre ble det konstatert at maskinen er lavt belastet temperaturmessig og dermed var det mulig å redusere dimensjonene på ventilasjonskanalene. Dette ga større blikkpakker som videre ga mindre flukstetthet i statoråket. Virkningsgradsøkningen i alternativet med opprinnelig spenningsnivå er ført opp i tabell 16.1.

Virkningsgrader	
Opprinnelig	97,52 %
Alt 1	97,73 %
Alt 2.1	97,79 %
Alt 3.1	97,89 %
Alt 4.1	97,79 %

Tabell 16.1: Virkningsgrader ved oppgradering av maskinen med opprinnelig spenningsnivå

Det ble også utført en optimalisering av sportallet i statoren med hensyn på de harmoniske komponentene i maskinen. Det ble konkludert med at en reduksjon fra 336 spor til 330 spor vil være gunstig for å undertrykke de harmoniske best mulig. Dette gir en tryggere design

mot uønskede vibrasjoner i maskinen, men det ga ikke den beste virkningsgradsøkningen. Det er viktig å trekke fram at ytelsen er økt ved dette designet.

I et videre arbeid med alternativet som kan benyttes av kraftverkseier er det nødvendig å utføre styrkeberegninger i de mekaniske beregningene. Det er også nødvendig å utføre beregninger av kraftbølgen som kan føre til vibrasjoner i statoren som følge av subharmoniske komponenter. Dette bør utføres for å forsikre seg om at designet gir en tilfredstillende maskin.

Referanser

- [1] Nils Andreas Sande. «Konstruksjon og optimalisering av synkrongenerator». I: *Fordypningsprosjekt ved NTNU* (des. 2020).
- [2] *Kein Folientitel*. https://www.ew.tu-darmstadt.de/media/ew/vortrge/greenenergyconversion/gec_4.pdf. (Accessed on 12/10/2020).
- [3] Valéria Hrabovcová Juha Pyrhönen Tapani Jokinen. *Design of Rotating Electrical Machines*. 1. utg. Bd. 1. John Wiley Sons, Ltd, 2008.
- [4] *NVF 2020 - Nasjonal veileder for funksjonskrav i kraftsystemet*. <https://www.statnett.no/sok/?q=funksjonskrav>. (Accessed on 04/27/2021). 2020.
- [5] Aleksander Lundseng og Ivar Vikan. «Beregning av vannkraftgenerator». I: *Fordypningsprosjekt ved NTNU* (des. 2009).
- [6] *Samtale med Øyvind Linnebo, ABB*.
- [7] Statkraft og Vattenfall. *Nordic Generator Technical Requirements (NGTR)*. Bd. 7. 2019.
- [8] Theodore Wildi. *Electrical Machines, Drives, and Power Systems*. 6. utg. Bd. 1. Pearson Education Limited, 2014.
- [9] Aleksander Lundseng og Ivar Vikan. «Beregning av generator ved modernisering av kraftverk». I: *Masteroppgave ved NTNU* (jun. 2010).
- [10] Hafslund Eco Vannkraft. *Forprosjektrapport - Lutufallet turbin*. Jun. 2020.
- [11] *HV WINDING DESIGN — m-and-g-consulting*. <https://www.gmeccs.com.au/hv-winding-design?lightbox=dataItem-ij5ugf3b>. (Accessed on 12/09/2020).
- [12] Prof. E. Westgaard Dosent O.W. Andersen. *Dimensjoneringseksempel for synkronmaskin*. Bd. 2. NTH, 1965.
- [13] *Lutufallet* -. <https://www.e-co.no/project/lutufallet-kraftverk/>. (Accessed on 11/13/2020).
- [14] Hafslund Eco Vannkraft. *Lutufallet generator rapport tilstandskontroll*. Aug. 2019.
- [15] O.W. Andersen. *Subharmoniske komponenter i synkronmaskin*. NTH, 1967.
- [16] *Samtale med Professor Arne Nysveen, NTNU*.
- [17] *Samtale med veileder Tormod Kleppa, Hafslund Eco*.

A Inputs til GenProg - Lutufallet kraftverk

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	18 MVA
Power factor	Cosphi	0,8
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,58
Core section length	bcs	0,055 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	3,5 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6600 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	336
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,10 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg
Minimum air gap	delta0	10,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,3 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Heigth	hs	0,103 m
Sloth Width	bu	0,0175 m
Number of strands in a Bar	ndl	9
Number of Strands per Turn	ndlp	3
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	3
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0104 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0054 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,0022 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,004 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,00205 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0002 m
Winding Insulation Thickness	diw	0,0007 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Heigth	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Heigth	hpk	0,215 m
Total Field Winding Heigth	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

B Resultater fra GenProg - Lutufallet kraftverk

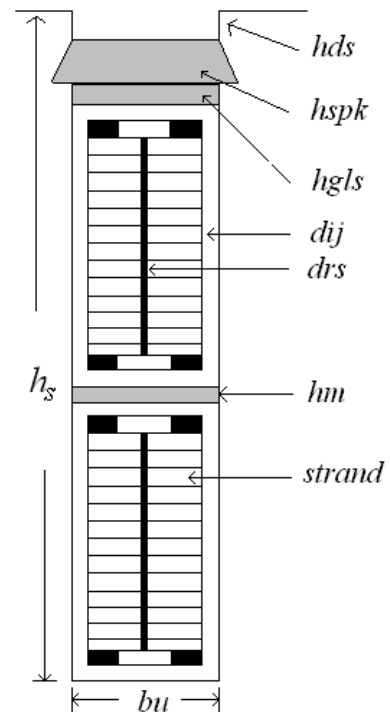
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	18 MVA
System Voltage	U_n	6600 V
Nominal Current	I_n	1574,6 A
Cosphi		0,8
Efficiency	η	97,52 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,61	
Armature Loading	A_s	495,3 A/cm	
Inner Diameter	D_i	5,10 m	
Outer Diameter	D_y	5,57 m	
Gross Iron Length	l_b	1,00 m	
Net Iron Length	l_n	0,88 m	
Number of Slots	Q_s	336 slots	
Number of Cooling Ducts	n_v	15	
Number of Turns Per Phase	N_s	84	
Number of Turns per Coil	t_{nr}	3	
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	4	
Slots per pole and phase	q	2,8	
Relative polepitch	y	0,833	
Coil Span	W_w	7 slots	
Winding Factor	k_w	0,923	
Sloth Hight	h_s	103,0 mm	
Sloth width	b_u	17,5 mm	
Tooth width	b_d	30,18 mm	
Slot Pitch	τ_u	47,68 mm	
Number of strands per bar	n_{dl}	9	
Height of a Strand	h_{cus}	3,5 mm	
Width of a Strand	b_{cus}	10,40 mm	
Main Insulation	d_{ij}	2,05 mm	
Strand Insulation	d_{icu}	0,20 mm	
Winding lenght	l_{av}	11,505531 m	
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	107,0 mm ²	
Stator Current Density	S_s	3,68 A/mm ²	
Stator Winding Resistance	R_{dc20}	0,01420 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	R_{dc75}	0,01727 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>



Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,021	
Slot Resistance Factor	Krad	1,158	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,505	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0	slots

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	10,0	mm
Equivalent average Air Gap	δ_m	12,9	mm
Pole Shoe width	bps	290,0	mm
Pole Shoe Height	hps	55,0	mm
Pole Core Width	bpc	214,0	mm
Pole Core Height	hpc	215,0	mm
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	426,2	A
Field Winding Width	bcuf	38,0	mm
Field Winding Height	hcuf	4,7	mm
Cross Section of Field Winding	Af	173,9	mm ²
Current Density, Field Winding	Sf	2,27	A/mm ²
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176	Ω <i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079	Ω <i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	115,7	mm ²
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3	mm

Magnetic Parameters

Air Gap	0,838	T	8631	At	
Stator Core	1,004	T	48	At	
Stator Tooth	1,567	T	186	At	
Pole Core	1,546	T	280	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,494	T	521	At	

Relative Magnetization	Ef	1,817	pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,077	pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	17050	At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	P _{fe}	72,6 kW
Windage and Bearing Loss	P _{fw}	52,8 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	P _{rnl}	48,5 kW
Full load:		
DC- stator loss	P _{cusdc}	128,5 kW
AC-stator	P _{cusac}	2,7 kW
Additional Kopper Loss Rotor	P _{rfl}	39,7 kW
Additional loss	P _{add}	18,8 kW
Magnetizing losses	P _{magn}	6,2 kW
Total Losses	P _{tot}	366,9 kW

Reactances and Time Constants

Armature Reaction

Reactance	X _{md}	0,931 pu
	X _{mq}	0,524 pu
Leakage Reactance	X _σ	0,113 pu
Synchronous Reactance	X _d	1,043 pu
	X _q	0,637 pu
Transient Reactance	X' _d	0,270 pu
Sub-Transient Reactance	X'' _d	0,207 pu
	X'' _q	0,238 pu
Transient Time Constant	T' _d	1,107 s
Sub-Transient Time Constant	T'' _d	0,021 s
	T'' _q	0,015 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	q _{th}	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	v _{im}	13,1 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	57 °K
Stator Tooth	39 °K
Stator Core	34 °K
Stator End Winding	53 °K

C Utdrag fra kontrakt - Lutufallet kraftverk

4 NATIONAL INDUSTRI

Hedmark Kraftverk
Kontrakt nr. 452.

18.000 kVA generator - Lutufallet
Spesifikasjon og teknisk beskrivelse.

1 stk. trefase synkrongenerator med vertikal aksel, helkapslet med omløpskjøling og påbyggede luft- vannkjølere, og med arrangement for uttak av en viss del av varmluften for oppvarmingsformål og tilførsel av tilsvarende kald kjøleluft utenfra.

Generatoren blir av paraplytypen, dvs. med et underliggende kombinert bærelager og styrelager og uten overliggende styrelager. Generatoren har kjerneboret aksel med smidd flens for direkte kopling til kaplanturbin. Generatoren har følgende data:

Effekt	18.000 kVA
Effektfaktor	0,8 induktivt
Omdreiningstall	150 o/min.
Frekvens	50 p/s
Spenning	6.600 ± 15% V
Kopling	Stjerne
Rusningsomdreiningstall	414 o/min.
Svingmoment GD ² min.	1270 tm ²
Ekstra last på bærelagret fra turbinen ca.	220 tonn
Målskisse	M-10644
Antall statoruttak	6
Kjerneboring av aksel ca.	210 mm
Dreieretning sett ovenfra	med urviser

Generatoren skal monteres med hele statoren forsenket i en grube i maskinsalgulvet. Overliggende armkryss som bærer turbinens kombinator, pendelgeneratorens stator, børsteholdere, dørkeplaten samt eventuelt magnetiseringsmaskinens stator, skal også være forsenket i gulvet slik at dørkeplaten går i ett med maskinsalgulvet.

Generatoren leveres komplett, med alle nødvendige fotplater, fundamentbolter, kapsler, dørkeplater over generatoren mot maskinsalen og dekkplater under underliggende armkryss mot turbinen, kjølere for luft og lagerolje, nødvendige overvåkingsorganer for luftkjølere og lagre, nødvendige rør og ledninger innen maskinen, hvori-blant nedenfor nevnte utstyr:

Motstandselement

9 stk.	1 statorviklingen (3 i hver fase)
3 "	1 varmluft foran luftkjølere
3 "	1 kaldluft etter
3 "	1 bærelagersegment
2 "	1 styrelagersegment

1 stk. i varm olje i lagret

1 " i innkommende kjølevann til ~~lagerkøler~~ lagerkjøler.

Signaltermometre med 2 instillbare maksimalkontakter.

2 stk. i bærelageret

1 " i generatorens varmluft

Strømningsvisere med signalkontakt for kjølevann til luftkjølere og lagerkjølere.

Voltmeter for lagerspenning.

Manometer for bærelagerets oljetrykk.

Oljenivåviser med signalkontakter påbygd lagerets oljebeholder leveres og monteres av N.I.

Inspeksjonsluker på passende steder på statorhuset og viklingskapsler.

Filter for kjølevannet for luftkjøler og ~~lagerkøler~~ lagerkjøler.

Kontroll-ledningene trekkes frem til rekkeklemmer i kapslede bokser på statorhuset.

Magnetiseringsmaskinen blir rikelig dimensjonert. Shuntregulatoren, som er motordrevet, utføres for stabil håndregulering av generatorspenning. Alternativt kan leveres likerettermagnetisering etter nærmere avtale. Hvis magnetiseringsmaskinen blir direkte koblet på hovedakselen, skal den utføres egenmagnetisert ved håndregulering. Batterispenningen blir 110 volt.

Pendelgenerator, direktekoplet, passende for turbinleverandørens turbinregulator.

Bremser for plassering under generatorens rotor manøvreres hydrauliske. Bremsene skal også brukes for løfting av aggregatets roterende deler.

Olje for første gangs fylling av lageret. Typen bestemmes av leverandøren, men bestilleren oppgir fabrikat.

Maling av maskinen med tilbehør, med en av bestilleren godkjent farge foretas av leverandøren etter monteringen i kraftstasjonen. ///

Løftestropper for montasje og vedlikehold.

Spesialverktøy, nødvendig for maskinen.

Passende brannslukningsanlegg med antall CO₂-flasker etter gjeldende forskrifter.

Diverse oppgaver:

Dimensjoner:

Nødvendig heisehøyde	5,5 m
Statorboring	5100 mm
Ytterdiameter statorhus	6600 mm
Kote akselens generator/akselens turbin	306,50
med stasjonsgulvet på kote	312,00
Største sjaktdiameter	5 m

Vekter:

Generator komplett med stator, rotor, aksel, lager, armkryss, dekkplater, bremses, kjølere, magnetiseringsmaskin, pendelgenerator og bunnklosser	165 tonn
Rotor komplett med aksel	84 "
Største transportvekt	21 "
" montasjevekt	76 "

Kjøling

Kjøleluftmengde	16 m ³ /sek
Temperatur av kaldt kjølevann	20° C
" " varmt "	26° C
" " kald kjøleluft	30° C
" " varm "	50° C
Kjølevannsmengde i luftkjølere	18 l/sek
" i lagerkjølere	3,0 "
Nødvendig trykk på kjølevannet	ca. 15 m VS
Kjølernes prøvetrykk skal ikke være under 40 m VS.	

Bremsetid fra 50% omdreiningstall til stillstand ca. 3 min.

Reaktanser, relativverdier (per unit) i langsaksen :

Synkronreaktans	$X_d = 1,1$
Transient reaktans (mettet)	$X_d' = 0,32$
Subtransient reaktans	$X_d'' = 0,22$

Kortslutningsforhold ved tomgangsmagnetisering : 1,0.

Spenningsstigning ved fraslag av 1/1 last,

6,6 kV, $\cos. \phi = 0,8$: 38 %

Magnetiseringsmaskinen blir dimensjonert for å arbeide sammen med en hurtigvirkende spenningsregulator.

Nominell effekt : 90 kW
" spenning : 220 V

Pendelgenerator

Effekt ca. 0,8 kVA
Effektfaktor " 0,4 "
Spenning - trefase-stjerne 220 V
Omdreiningstall 150 o/min.
Frekvens 50 p/s

Garantier

1. Virkningsgrad

Last	1/1	3/4	1/2	1/4
cos. $\phi = 0,8$	97,25	97,09	96,52	94,10
cos. $\phi = 1,0$	97,96	97,86	97,35	95,32

2. Temperaturgarantier

Overtemperatur over kjøleluften med kjølevannstemperatur av maksimalt 20° C ved 18.000 kVA, 6.600 volt cos. $\phi = 0,8$:

- a) Generator med statorvikling, målt med motstandselement mellom spolesider : 60° C
- b) Generatorens rotorvikling, målt med motstandsmåling : 65° C
- c) Magnetiseringsmaskin ved motstandsmåling : 60° C
- d) Sleperinger ved termometermåling : 70° C
- e) Kommutator " " 50° C
- f) Pendelgenerator ved motstandsmåling : 60° C

3. Kortslutningsstrøm

- a) Støtkortslutningsstrøm - største symmetriske amplitude - ved plutselig trefase klemmekortslutning ved 6.600 V i tomgang : 18.500 A.
- b) Varig kortslutningsstrøm ved tomgangsmagnetisering, 6.600 V : 1575 A.

- 4. Lagrenes maksimaltemperatur målt i segmentene med innkommende kjølevann av maksimalt 20° C . 70° C.

- 5. Isolasjonen skal i 1 minutt tåle følgende prøvespenninger ved 50 p/s:

Statorviklingen : 16,2 kV - hver fase til jord og de
Rotorviklingene : 2,2 kV andre faser.
Magnetiseringsmaskinen : 2,2 kV
Pendelgeneratoren : 2,2 kV

P R Ø V E R

Av de deler av rotoren som er utsatt for særlig påkjenning samt av akselen skal det tas et tilstrekkelig antall prøvestaver for å få konstatert at materialene har de ved delens konstruksjon og beregning forutsatte egenskaper.

Før de respektive deler settes i arbeide skal forslag til prøve-stavenes anbringelse og prøvenes utførelse forelegges bestillerens konsulent til godkjennelse.

Prøvesertifikatene oversendes bestilleren etter hvert som de foreligger. ??

Leverandøren skal nøye kontrollere at de anvendte materialer er homogene og fri for sprekker og blærer.

I leverandørens verksted

- a) Statorviklingen spenningsprøves.
- b) Pendelgenerator og eventuell magnetiseringsmaskin spenningsprøves.
- c) Leverandøren skal i god tid før prøvene varsle bestillerens representant slik at han kan få anledning til å være tilstede ved prøvene.

Bekreftet protokoll over alle prøvene i verkstedet og de herav beregnede garantiverdier, skal settes opp av leverandøren. ??

Ved anlegget

De endelige avleveringsprøver skal foretas etter monteringen ved anlegget. I prøvene skal inngå bl.a. :

- 1) Spenningsprøve av spolene i statorens delefuger. Disse skal prøves med 80% av prøvespenningen i verkstedet, d.v.s. 13 kV i 1 minutt og ved 50 p/s.
- 2) Spenningsprøve av generatorens rotorvikling ved 80% av 2,2 kV, d.v.s. 1,74 kV i 1 minutt og ved 50 p/s.
- 3) Bestemmelse av maskinens tomgangskurve og kortslutningskurve samt måling av magnetiseringsbehov ved forskjellige belastninger og effektfaktorer. ??
- 4) Varmeprøve
- 5) Rusekontaktprøver, og andre prøver som leverandør og bestiller blir enige om å utføre.
- 6) Kalorimetrisk virkningsgradprøver foretas på anlegget. Tidspunktet bestemmes av HK, og NI varsles i rimelig tid.

N O R M E R

Hvor ikke annet er foreskrevet i denne spesifikasjon skal "Norske Normer for roterende elektriske maskiner" av 1956 legges til grunn for generatorens utførelse, samt for oppgaver, garantier og prøver.

Bestemmelse om utførelsen

Leverandøren skal samarbeide intimt med turbinleverandøren, Karlstad Mekaniska Werkstad. Turbinleverandøren skal levere koplingsbolter, brotsje hullene i koplingsflensen mot turbinflensen samt levere boresjablong for denne. Hvis N.I. har mistanke om at fundamentet for generatoren ikke er tilfredsstillende, plikter N.I. å underrette H.K.

Statoren plasseres på og blir festet til fotplater innstøpt i fundamentet. Fotplatene leveres og opprettes av leverandøren.

Statorhuset og trykkapslene bygges opp av sammensveisede stålplater og blir rikelig dimensjonert for å hindre deformasjoner og vibrasjoner. Trykkapslene blir skrudd fast til statorhuset. De kan lett tas av ved eventuell rengjøring av statorviklingen. Av hensyn til transport gjøres statorhuset todelt.

Statorblikket blir stanset ut av 0,5 mm tykt middellegert blikk med et tapstall på ca. 1,3 watt/kg ved 50 p/s og 10.000 Gauss. Etter stansing og eventuell sliping blir blikket lakkert på begge sider. Blikksegmentene fastsettes til svalehalelister i statorhuset. Statorblikket holdes sammen på begge sider med trykkplater med trykkfingre på disse og gjennomgående bolter. Utformingen er slik at det oppnås rikelig trykk såvel på tennene som i ryggen.

Statorviklingen utføres som en symmetrisk, tolags sløyfevikling med 3 vindinger pr. spole og 4 strømkretser pr. fase. Hver leder er i høyden delt opp i flere delledere for å minske tilleggstapene p.g.a. tverrfeltene. Transponeringen av dellederne foretas i overkoplingene mellom spolegruppene. Statorviklingen vil bli utført med Thermalastic-isolasjon som beskrevet i vedlagte orientering, d.v.s. gjennomgående isolasjonsmateriale av klasse B.

Viklingen blir omhyggelig avstivet i spolehodene med en støttering på hver side. Støttingene er av umagnetisk materiale.

Rotoren

Rotornavet med armer utføres helsveiset av stålplater og profiler.

Rotoringen blir av den såkalte kjedetype og bygges opp av segmenter som stanses ut av ca. 2 mm tykke valsede stålplater som holdes sammen med gjennomgående bolter. Sammenbyggingen av rotoringen blir gjort i kraftstasjonen. Etter sammenbyggingen blir rotoringen varmet opp og kiler slått inn mellom ring og armer. På undersiden får rotoringen en tykkere bearbeidet stålplate som tjener som bremsebane. Ved rusning blir sikkerheten mot overskridelse av flytegrensen minst 1,35.

Akselen blir kjerneboret i hele sin lengde.

Rotorpolene blir utført av lamminert dynamoblikk med endeplater i støpestål. Polene holdes sammen av gjennomgående bolter festet til endeplatene og festes til rotoringen med en svalehaleforbindelse. Sikkerheten ved rusning vil bli minst 1,35 som ovenfor nevnt.

Polviklingen består av blankt kobber viklet på høykant i ett lag. Det vil gjennomgående bli brukt isolasjonsmaterialer av klasse B. Isolasjonen mellom vindinger består av en glassfibervev-asbest-kombinasjon innsatt med en termoherdende lakk med god bindeevne, også til kobber. Isolasjonen mot polkjerne og polsko samt til rotorring er også på glassfibervev-asbestbasis.

Dempeviklingen består av runde uisolerte kopperstaver plasert i halvlukkede spor i polskoen. I hver ende er alle stavene forbundet innbyrdes og til nabopolen med kopperskinner.

Sleperingene utføres av støpejern med slipte løpeflater. Sleperingene med børsteholdere plasseres over maskinsalgulvet og blir lett tilgjengelige.

Børstene av kull blir slik dimensjonert at de kan byttes under drift.

Øvre armkryss blir av sveiset konstruksjon og blir dimensjonert for å bære kombinator, pendelgenerator, børsteholdere og dørkeplate. Armkryssets stivhet bestemmes av kombinatoren.

Nedre armkryss blir av sveiset konstruksjon og legges opp på klosser innstøpt i fundamentet. Armkrysset, som skal bære det kombinerte bærelagret, dimensjoneres med hensyn til spenninger samt til maksimal tillatt nedfjæring ved tilslag av full hydraulisk last. Opplagringen i fundamentet blir bestemt av total vertikal belastning samt av de radielle krefter som måtte oppstå.

Bremsene utføres for såvel bremsing og løftning av de roterende deler. Olje for bremsing tas fra turbinregulatorens oljebeholder. For løftning av de roterende deler leverer A/S National Industri en dertil egnet håndoljepumpe. Bremsesystemet forsynes med tilbakeføringsfjærer samt endekontakter.

Bærelagret blir plasert på det underliggende armkrysset og blir av segmenttypen bygget etter Fismens (A/S Kværner) patenterte bearbeidningsmetode.

Styrelagret er et segmentlager og blir sammenbygget med bærelagret. N.I. leverer og monterer oljebeholder og dagtank for 20 min. kjøring etter strømbrudd.

Luft- vannkjølere for kjøling av den overløpende kjøleluft med ferskvann av maksimalt 20° C og kjøleluft etter kjøler 30° C dimensjonert for bortføring av generatortapene ved merkedata. Alle nødvendige rørledninger av korrosjonsfritt materiale - isolert mot kondens. Stengeventiler for hver kjøler, etc., slik at kjølesystemet blir komplett fra og med en felles innløpsflens til og med en felles utløpsflens for kjølevannet og frem til filteret. Det leveres og monteres utstyr for betryggende skjerming av generatoruttak og olje-vannrør i generatorgruben.

Kjøleluftuttak blir utført slik at en viss del av den varme kjøleluft kan tas ut og tilsvarende kald kjøleluft tilføres utenfra.

Magnetiseringsmaskinen, hvis ikke likerettermagnetisering, direktekoblet. Magnetiseringsmaskinen blir dimensjonert såvel med hensyn til kontinuerlig effekt som til toppeffekten under reguleringsforløp.

Shuntregulator blir motormanøvrert for fjernbetjening og forsynes dessuten med håndratt.

Pendelgeneratoren blir montert over generatorens rotor. Den vil bli utført med permanente magneter i rotoren.

Automatisk brannslukningsanlegg for generatoren etter gjeldende forskrifter med nødvendig antall CO₂-flasker med tilhørende egnede automatventiler, montert i stativ. Kontrollvekt medfølger. Leveransen omfatter nødvendige rørledninger mellom CO₂-batteri og generator, nødvendige organer for utløsninger av batteriet, signal og sperring av ventilene.

Reservedeler

- 1/10 Statorvikling med nødvendige isolasjonsdeler, klosser etc. pakket i kasse for lagring.
- 1 sett Børsteutstyr bestående av 2 stk. børsteholdere for sleperingene, 1 sett børster for samme.
- 1 sett Bærelagersegmenter
- 1 sett Styrelagersegmenter
- 1 sett Bremsesko med bremsebelegg
- 1 sett Reservedeler for magnetiseringsmaskinen bestående av $\left. \begin{array}{l} 1/10 \text{ stk. ankervikling, } 2 \text{ stk. kullholdere, } 1 \text{ sett kull.} \end{array} \right\}$

Reservedelene leveres i kraftstasjonen før anlegget blir overtatt av H.K.

D Prøveprotokoll - Lutufallet kraftverk

A S NATIONAL INDUSTRI

FABRIKKER OG REGNSKAPSAVD.
DRAMMEN - TELEFON 837870
TELEGRAMADR.: KOBBER



SALG OG INNKJØP - OSLO 1
DRONNINGENSGT. 14. TLF. 425904
POSTB. 638 - SENTRUM - OSLO 1

Hedmark Kraftverk
Strandgt. 23
H a m a r

H.K.V.
Ank. - 1. NOV. 1966
Sett <i>BR 77/1</i>
Besv. _____
Ark. <i>433.14</i>

DERES REF.

DERES BREV

VÅR REF.

He.631-OKE/KJK

OSLO,

21.10.1966

Lutufallet Kraftstasjon
Vår ordre M-9324

- ./.
- Vedlagt oversendes 3 kopier av prøveprotokoll over tapsmålinger og varmeprøver foretatt i tiden 28.10. - 1.11.1965. Grunnen til at vi ikke har sendt prøveprotokollen tidligere er at vi ville foreta kalorimetrisk tapsmålinger på andre generatorer for å få bekreftet at denne metoden for tapsmålinger var tilfredsstillende.

Vedr. tap. Det har ikke med de spennings- og effektforhold som har rådet i kraftstasjon og -nett vært mulig å få bestemt eksakt magnetiseringsstrømmen ved nominelle data, dvs. 18 MVA, 6,6 kV, 1575 A, $\cos.\phi = 0,8$. Ut fra de belastningspunktene som er tatt, samt målt tomgangs- og kortslutningskarakteristikk, er magnetiseringsstrømmen ved 6,6 kV og de indenfor nevnte belastninger beregnet til :

	Last 1/1 (18 MVA)	3/4 (13,5 MVA)	1/2 (9 MVA)	1/4 (4,5 MVA)
$\cos.\phi = 1$	280	250	227	207 A
$\cos.\phi = 0,8$	383	330	280	240 "

Lagertapene er målt til 42,6 kW. Vekten av generatorens roterende deler er 86 tonn, og tilleggslasten på bærelageret er oppgitt til 220 tonn. Ved bærelageret bare belastet med generatorens roterende deler, er lagertapene beregnet til ca. 25 kW. Vi får da følgende tap og virkningsgrad ved forskjellige belastninger :

d. $\cos.\phi = 1,0$	Last 1/1 (18 MVA)	3/4 (13,5 MVA)	1/2 (9 MVA)	1/4 (4,5 MVA)
Sum tap	336	271	224	195 kW
Avgitt effekt	18000	13500	9000	4500 "
Virkningsgrad	98,17	98,03	97,57	95,85 %
Garantert	97,96	97,86	97,35	95,32 "

3 NATIONAL INDUSTRI

b. cos $\phi = 0,8$	Last 1/1 (18 MVA)	3/4 (13,5 MVA)	1/2 (9 MVA)	1/4 (4,5 MVA)
Sum tap	370	294	238	202 kW
Avgitt effekt	14400	10800	7200	3600 "
Virkningsgrad	97,5	97,35	96,8	94,68 %
Garantert	97,25	97,09	96,52	94,1 "

Vedr. varmeprøve

Som det fremgår av prøveprotokollen, var det ikke mulig å få kjørt varmeprøver ved merkedata. Ut fra de målte temperaturer og overtemperaturer ved 7325 volt, 1345 amp., 17,1 MVA, cos $\phi = 0,5$, 468,8 amp. magn.strøm, er en omregning til merkedata foretatt:

Målt ved 7,325 kV, 1345 A, 17.1 MVA, cos $\phi = 0,5$	Beregnet v/6,6 kV, 1575A 18 MVA cos $\phi = 0,8$	Garantert
---	--	-----------

Temperaturer

Kaldluft	21,1	20,0	
Varmluft	42,5	40,4	
Bærelager	57,3	57,3	70
Styrelager	35,0	35,0	70
Kald olje	22,0	22,0	-
Varm olje	28,0	28,0	-

Overtemperaturer

Statorblikk	33,5	31,0	
Statorvikl. (motst. element)	36,5	40,0	60
Spolehoder oppe	34,4	52,0	-
" nede	22,4	32,0	-
Overkoblinger	29,4	45,0	-
Rotorvikling	46,8	30,0	65

Vi går ut fra at de tetningsskjermer som ble satt opp under bærelageret har hatt den tilsiktede hensikt m.h.t. oljedamp etc. Videre går vi ut fra at det nye signaltermometeret som ble satt inn i styrelageret virker tilfredsstillende. Med hensyn til akselkastet og -oppfetting er vi som tidligere nevnt av den oppfatning at årsaken til dette må tilskrives de ulike og varierende temperaturforhold som råder i kraftstasjonen. Generatoren skulle nå ha gjennomløpet de forskjellige forhold uten probelemer. Det vil dog være en fordel at akselkastet som avtalt blir kontrollert med jevne mellomrum med det kastur som er anskaffet for dette formål.

Vi hører gjerne nærmere fra Dem ifall det skulle være ting ved prøvene De ønsker å drøfte.

Med hilsen

pr. A/S NATIONAL INDUSTRI

O. Klebo Espe



A/S NATIONAL INDUSTRI
DRAMMEN

PRØVEPROTOKOLL FOR
ROTERTENDE MASKIN

Bestiller Hedmark Kraftverk
Anlegg Lutufallet Kraftstasjon
Prøvested Lutufallet Kraftstasjon
Prøvedato 28/10 - 1/11 - 65

Nr.	M-9324	Type	VKK 2-557/Fåse	Per.	50
kVA	18000	cos Ø	0,8	o/min.	150
kW		(for motorer)		Drift	
Volt	6600 \pm 15 %	Amp	1575 \pm 15 %	Kobl.	Y
Magn.sp.		Magn.str.			
Volt	(207)	Amp.	456		

Følgende prøver ble utført:

1. Kalorimetrisk måling av deltapene
2. Varmeprøve med kalorimeterisk måling av totale tap.

Bestillerens kontrollant

Drammen, den 2019 19 36

pr. A/S NATIONAL INDUSTRI

G. Olse

1. Kalorimetrisk måling av deltapene:

1.1 Målemetode og utstyr:

Metoden går ut på å bestemme tapene som føres bort av kjølevannet. Om man kan stille inn en kjølevannsmengde som gir samme temperatur inne i generatorgruben som omgivelsetemperaturen, blir tapene som ledes bort gjennom dørker og fundament meget små og kan neglisjeres.

Tapene som føres bort av kjølevannet bestemmes av formelen:

$$P = C_v \cdot Q_v \cdot t$$

$$C_v = \text{Vannets spesifikke varme} = 4,19 \text{ kWs / kg } ^\circ\text{C}$$

$$Q_v = \text{Vannmengde i kg / s.}$$

$$t = \text{Kjølevannets temperaturstigning i } ^\circ\text{C.}$$

Vannmengden bestemmes med en måler som gir elektriske pulser ved rotasjon. Pulsene telles av en elektronisk pulsteller i et tidsrom av f.eks. 100 sekunder.

Av vannmålerens kalibreringskurve med linearitet på $\pm 0,5\%$ finner man så vannmengden i liter pr. sek. Kalibreringskurven er kontrollert ved målinger i målekar.

For måling av temperaturstigningen på kjølevannet til om-luftkjølerne blir det brukt 5 seriekoblede termoelementer på innkommende vann og 5 på utgående.

De to gruppene er koblet mot hverandre og man måler differansespenningen, og dermed temperaturstigningen. Av termoelementenes kalibreringskurve finner man at spenningen pr. grad celsius er 0,04 mV. Med 5 elementer blir konstanter 0,20 mV / $^\circ\text{C}$.

Differansespenningen måles med en kompensasjonsskiver av klasse 0,25. Til samme skiver er koblet termoelementer fra statorblikk, kaldt kjølevann og temperatur i generatorgruben. Dessuten er det tilkoblet termoelementer for måling av temperaturstigning på kjølevann til lageroljekjølere. Man har således en kontinuerlig avlesning av temperaturer og kan lett se når alt er stabilt, og prøven kan avsluttes.

1.2 Deltapene.

Det ble kjørt 3 prøver for å bestemme deltapene.

Først ble ventilasjonstapene målt. Maskinen gikk da med normalt turtall uten magnetisering. Ved neste prøve ble jerntapene bestemt idet maskinen gikk i tomgang ved nominell spenning. Kortslutningstapene ble målt ved å kjøre maskinen i kortslutning ved nominell strøm. Lagertapene ble målt ved samtlige prøver. Da temperaturen i generatorgrube og omgivelser ble praktisk tatt den samme, er det regnet med at tapene bare føres bort med kjølevannet.

Resultat av tapsmålingene:

P_{tot} = Tap som bortføres med kjølevann til omluftkjølere.

P_{lager} = Tap som bortføres med kjølevann til oljekjølere.

Prøve 1. Bestemmelse av ventilasjonstap.

$$P_{tot} = P_{vent} = 45,3 \text{ kW}$$

Prøve 2. Bestemmelse av jern- og magnetstap ved Enom.

$$\begin{aligned} P_{tot} &= P_{vent} + P_{magn.} + P_{jern} &&= 156,2 \text{ kW} \\ P_{vent} + P_{magn.} &= 45,3 + 15,8 &&= 61,1 \text{ kW} \\ &P_{jern} &&= 95,1 \text{ kW} \end{aligned}$$

Prøve 3. Bestemmelse av kortslutningstap ved Inom.

$$\begin{aligned} P_{tot} &= P_{vent} + P_{magn.} + P_{kortsl.} &&= 192,0 \text{ kW} \\ P_{vent} + P_{magn.} &= 45,3 + 15,6 &&= 60,9 \text{ kW} \\ &P_{kortsl.} \text{ ved } 42^{\circ}\text{C} &&= 131,1 \text{ kW} \\ &P_{vent} + P_{jern} + P_{kortsl.} &&= 271,5 \text{ kW} \\ \text{Lagertap i tomgang } P_{lager} &&&= 42,6 \text{ kW} \end{aligned}$$

Prøve 4. Tapsmåling ved belastning.

$$\begin{aligned} P_{tot} &= 362,0 \text{ kW} \\ P_{magn.} &= 97,2 \text{ kW} \\ &P_{vent} + P_{jern} + P_{kortsl.} (55^{\circ}\text{C}) &&= 264,8 \text{ kW} \\ \text{Lagertap} &= 42,6 \text{ kW} \end{aligned}$$

Prøve 4 kunne ikke kjøres ved merbelastning, men uten omregning av tapene ser man at de i størrelseorden er riktig.

2. Varmeprøve.

På grunn av liten vannføring gikk det ikke å kjøre med merkelast. Maskinen ble derfor kjørt kraftig overmagnetisert, men uten at rotorviklingen ble for varm.

Belastningen var 7325 volt - 1345 amp. 17100 kVA - $\cos.\phi = 0,54$.
Imagn. = 468,8 amp.

Temperaturstigningen på rotorviklingen ble $67,9 - 21,1 = 46,8^{\circ}\text{C}$.
Omregnet til fullast magnetiseringstrøm blir temperaturstigningen

$$46,8 \cdot \left(\frac{400}{468,8}\right)^2 = \underline{\underline{34,1^{\circ}\text{C}}}$$

Resultat av varmeprøven:

Inngående kjølevann til luftkjølere: $3,0^{\circ}\text{C} - 622 \text{ l/min.}$
Utgående " " fra " " : $11,36^{\circ}\text{C}$
Inngående " " til ag rkjølere: $3,0^{\circ}\text{C} - 62,1 \text{ l/min.}$
Utgående " " fra " " : $12,85^{\circ}\text{C}$

	$^{\circ}\text{C}$	Temp.stigning $^{\circ}\text{C}$
Kaldluft spritterm.	21,1	0
Varmluft motst.element	42,5	21,4
Statorblikk. termoelement	54,6	33,5
Statorvikling motst.element (max)	57,6	36,5
Spolehoder oppe spritterm. (max)	55,5	34,4
Spolehoder nede spritterm. (max)	43,5	22,4
Overkoblinger spritterm. (max)	50,5	29,4
Bærelager motst.element	57,3	35,3
Styrelager motst.element	35,0	13,0
Kald olje termometer	22,0	
Varm olje "	28,0	6,0
Oljemengde 150 l/min.		

A/S NATIONAL INDUSTRI

FABRIKKER OG REGNSKAPSAVD.
DRAMMEN - TELEFON 837870
TELEGRAMADR.: KOBBER



SALG OG INNKJØP - OSLO 1
DRONNINGENSGT. 14. TLF. 425904
POSTB. 638 - SENTRUM - OSLO 1

Hedmark Kraftverk
Strandgt. 23
Hamar

H.K.V.	
Ank.	22.12.1965
Sett	BR/g
Besv.	
Ark.	423/14

DERES REF.

DERES BREV

VÅR REF.

OSLO,

He 631-Li/MS

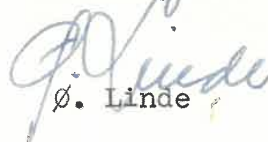
21.12.1965

Generator - Lutufallet
Vår ordre M-9324

Vi henviser til samtale mellom Deres driftsingeniør Syverud og vår overingeniør Schanche vedrørende feil på lager i Lutufallet og oversender vedlagt vår rapport om saken.

Hva reparasjonsutgiftene angår vil vi belaste Dem for disse, idet det må være helt på det rene at feilårsaken ikke er å søke i mangler eller feil som kan tilbakeføres til konstruksjonen eller utførelsen av maskinen.

Arbødigst
pr. A/S NATIONAL INDUSTRI


Ø. Linde



REISE-/PRØVE- RAPPORT

Dato 24/11.65

Kopi til: Schanche - Fergestad - Haraldsen -
Blattmann - Grøy - G.Olsen.

Arkivhode

Blad
1Ordre
RM-22852Dato for besøk
14-17/11.65.

Anledning

Undersøke årsaken til vibrasjoner på M-9324, Hedmark Kraftverk,
Lutufallet Kraftstasjon.

Deltagere

Montørene Stordalen og Rosmara.

Henv. til tid-
ligere rapport

Sign. GJO/TL

Kommentarer

Ved ankomsten til kraftstasjonen, fortalte maskinist Skommedal følgende.

Helt plutselig hadde det kommet en kraftig dunke og skrapelyd fra maskinen. Belastningen var ca. 6 MW og 8 MVar. Det kom ingen signal for feil på aggregatet, men ved avlesning av temperaturer, ble det notert en økning på bærelageret med 1°C. Styrelageret hadde øket fra 32°C til 61°C. På grunn av arbeide i det tørrlagte elveleiet, måtte folk og utstyr fjernes før maskinen kunne avlastes. Det gikk derfor ca. 10 min. før maskinen ble koblet fra nettet. Ved frakoblingen sakk maskinen 5-6 o/min., og aggregatet ble stoppet. Maskinisten hadde fått inntrykk av at rotoren "Subbet" i statoren, men han hadde ikke observert svilukt eller røkutvikling.

Da maskinen ble stoppet umiddelbart etter utkobling fra nettet, visste man ikke hvordan magnetiseringen virket på vibrasjonene. For å få en kraftig magnetisk ubalanse, burde en eller flere poler være kortsluttet gjennom rotorjernet. Det hadde ikke kommet signal for jordfeil feltkrets. Ved megging med 1000 volt ved ca. 20°C var rotorviklingens isolasjonsmotstand 5 MΩ samme verdi som tidligere. Det ble så foretatt en grundig inspeksjon av maskinen fra over- og undersiden. Man kunne ikke finne noe sted hvor viftebladene hadde subbet, dermed var det også umulig at rotoren hadde vært i statoren. Derimot var det trolig av vifteringen hadde subbet mot luftførings-skjermen for her var avstanden ganske liten fra 2 til 4 mm.

Etter å ha diskutert med driftsingeniør Syverud, ble det bestemt å starte maskinen for å se hvordan den oppførte seg uten magnetisering.

Ved normalt startpådrag gikk turtallet 15 o/min. for høyt så pådraget måtte reduseres for å få det normale 150 o/min.

Vibrasjonene var kraftige, indikert på aksel ved sleperingene ca 2 mm., og ved nedre dørk ca 1.5 mm. dobbelamplitude. Man kunne tydelig se at styrelageret rørte seg i festeboltene på undersiden, og oljen rant ut ved akselen. En svak subbelyd hørtes fra maskinens overside. Videre ble det observert at turtalls-instrumentene samt ringen på ledeapparatet pendlet, øyensynlig med turtallfrekvensen. Ved turbinstyrelageret var ingen vibrasjoner og det hørtes ingen ulyd fra turbinen. Denne kjøringen tok knapt 5 min. og det ble ikke notert noen temperaturstigning på styrelageret.

På grunn av at maskinen vibrerte så kraftig uten magnetisering og at turbinregulatoren pendlet, man utgikk fra



REISE-/PRØVE- RAPPORT

Schanche - Fergestad - Haraldsen -
Kopi til: Blattmann - Grøv - G.Olsen.

Dato 24/11.65.

Arkivhode

Blad
2

Ordre
RM-22852

Dato for besøk
14-17/11.65.

Anledning
Undersøke årsaken til vibrasjoner på M-9324, Hedmark Kraftverk,
Lutufallet kraftstasjon.

Deltagere
Montørene Stordalen og Rosmara.

Henv. til tid-
ligere rapport

Sign.
GJO/TL

Kommentarer

at pendelmotoren bare reagerte på frekvensvibrasjoner, tydet det på at noe var galt med turbinen.

Styrelageret skulle demonteres fordi det var oljelekkasje ved akselen når maskinen stod stille og med redusert olje-sirkulasjon i lageret. Det viste seg ^{at} lagermetallet var "hamret" løst og at lageret hadde skjært seg. På bærelagerets glidring kunne man kjenne langsående riller, og da det var kommet en masse løst lagermetall mellom segmentene, måtte også bærelageret demonteres.

Til slutt ble det kontrollert at det ikke var vindingskortslutninger i noen av polene.

E Alt 1 Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	18 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,58
Core section length	bcs	0,055 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	3,5 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6600 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	336
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,10 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	0,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	10,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,3 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Heigth	hs	0,103 m
Sloth Width	bu	0,0175 m
Number of strands in a Bar	ndl	9
Number of Strands per Turn	ndlp	3
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	3
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0104 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0054 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,0022 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,004 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,00205 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0002 m
Winding Insulation Thickness	diw	0,0007 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Heigth	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Heigth	hpk	0,215 m
Total Field Winding Heigth	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

F Alt 1 Resultater fra GenProg

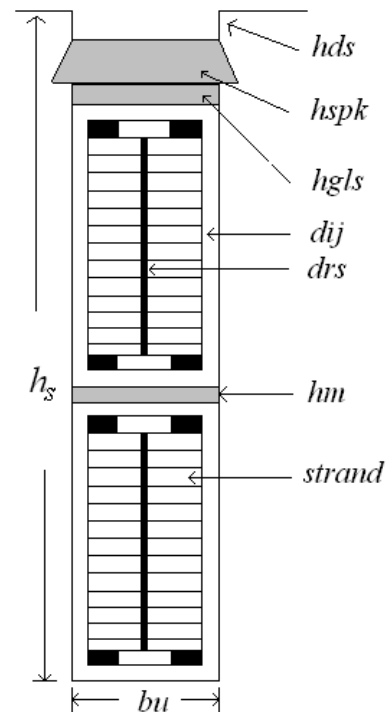
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	18 MVA
System Voltage	U_n	6600 V
Nominal Current	I_n	1574,6 A
Cosphi		0,8
Efficiency	η	97,52 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,61	
Armature Loading	A_s	495,3 A/cm	
Inner Diameter	D_i	5,10 m	
Outer Diameter	D_y	5,57 m	
Gross Iron Length	l_b	1,00 m	
Net Iron Length	l_n	0,88 m	
Number of Slots	Q_s	336 slots	
Number of Cooling Ducts	n_v	15	
Number of Turns Per Phase	N_s	84	
Number of Turns per Coil	t_{nr}	3	
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	4	
Slots per pole and phase	q	2,8	
Relative polepitch	y	0,833	
Coil Span	W_w	7 slots	
Winding Factor	k_w	0,923	
Sloth Hight	h_s	103,0 mm	
Sloth width	b_u	17,5 mm	
Tooth width	b_d	30,18 mm	
Slot Pitch	τ_u	47,68 mm	
Number of strands per bar	n_{dl}	9	
Height of a Strand	h_{cus}	3,5 mm	
Width of a Strand	b_{cus}	10,40 mm	
Main Insulation	d_{ij}	2,05 mm	
Strand Insulation	d_{icu}	0,20 mm	
Winding lenght	l_{av}	11,505531 m	
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	107,0 mm ²	
Stator Current Density	S_s	3,68 A/mm ²	
Stator Winding Resistance	R_{dc20}	0,01420 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	R_{dc75}	0,01727 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>



Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,021	
Slot Resistance Factor	Krad	1,158	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,505	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0	slots

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	10,0	mm
Equivalent average Air Gap	δ_m	12,9	mm
Pole Shoe width	bps	290,0	mm
Pole Shoe Height	hps	55,0	mm
Pole Core Width	bpc	214,0	mm
Pole Core Height	hpc	215,0	mm
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	426,2	A
Field Winding Width	bcuf	38,0	mm
Field Winding Height	hcuf	4,7	mm
Cross Section of Field Winding	Af	173,9	mm ²
Current Density, Field Winding	Sf	2,27	A/mm ²
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176	Ω <i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079	Ω <i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	115,7	mm ²
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3	mm

Magnetic Parameters

Air Gap	0,838	T	8631	At	
Stator Core	1,004	T	48	At	
Stator Tooth	1,567	T	186	At	
Pole Core	1,546	T	280	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,494	T	521	At	

Relative Magnetization	Ef	1,817	pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,077	pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	17050	At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	P _{fe}	72,6 kW
Windage and Bearing Loss	P _{fw}	52,8 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	P _{rnl}	48,5 kW
Full load:		
DC- stator loss	P _{cusdc}	128,5 kW
AC-stator	P _{cusac}	2,7 kW
Additional Kopper Loss Rotor	P _{rfl}	39,7 kW
Additional loss	P _{add}	18,8 kW
Magnetizing losses	P _{magn}	6,2 kW
Total Losses	P _{tot}	366,9 kW

Reactances and Time Constants

Armature Reaction

Reactance	X _{md}	0,931 pu
	X _{mq}	0,524 pu
Leakage Reactance	X _σ	0,113 pu
Synchronous Reactance	X _d	1,043 pu
	X _q	0,637 pu
Transient Reactance	X' _d	0,270 pu
Sub-Transient Reactance	X'' _d	0,207 pu
	X'' _q	0,238 pu
Transient Time Constant	T' _d	1,107 s
Sub-Transient Time Constant	T'' _d	0,021 s
	T'' _q	0,015 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	q _{th}	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	v _{im}	13,1 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	57 °K
Stator Tooth	39 °K
Stator Core	34 °K
Stator End Winding	53 °K

G Alt 2.1 Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	18 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,58
Core section length	bcs	0,055 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,6 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6600 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	336
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,10 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	10,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,3 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Heigth	hs	0,103 m
Sloth Width	bu	0,0175 m
Number of strands in a Bar	ndl	24
Number of Strands per Turn	ndlp	8
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	4
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0059 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0054 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0021 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0003 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Heigth	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Heigth	hpk	0,215 m
Total Field Winding Heigth	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

H Alt 2.1 Resultater fra GenProg

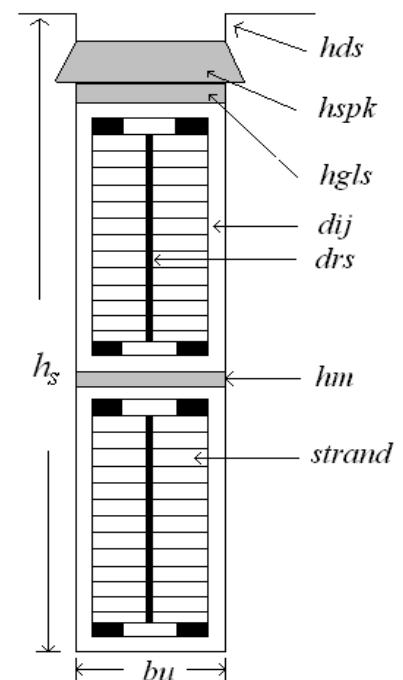
Calculated data

Main Data

Apparent Power	Sn	18 MVA
System Voltage	Un	6600 V
Nominal Current	In	1574,6 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,79 %
Rotational Speed	ns	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,61
Armature Loading	As	495,3 A/cm
Inner Diameter	Di	5,10 m
Outer Diameter	Dy	5,57 m
Gross Iron Length	lb	1,00 m
Net Iron Length	ln	0,88 m
Number of Slots	Qs	336 slots
Number of Cooling Ducts	nv	15
Number of Turns Per Phase	Ns	84
Number of Turns per Coil	tnr	3
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Slots per pole and phase	q	2,8
Relative polepitch	y	0,833
Coil Span	Ww	7 slots
Winding Factor	kw	0,923
Sloth Height	hs	103,0 mm
Sloth width	bu	17,5 mm
Tooth width	bd	30,18 mm
Slot Pitch	tu	47,68 mm
Number of strands per bar	ndl	24
Height of a Strand	hcus	2,6 mm
Width of a Strand	bcus	5,90 mm
Main Insulation	dij	2,10 mm
Strand Insulation	dicu	0,30 mm
Winding length	lav	11,50553 m
Cross Section of Stator Bar	Acus	120,3 mm ²
Stator Current Density	Ss	3,27 A/mm ²
Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01264 Ω



Per Phase Resistance (20°C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01537 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,059	
Slot Resistance Factor	Krad	1,110	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,352	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	$\delta 0$	10,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δm	12,9 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpk	214,0 mm	
Pole Core Hight	hpk	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	409,7 A	
Field Winding Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field Winding	Sf	2,18 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	115,7 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,838	T	8631	At	
Stator Core	1,004	T	48	At	
Stator Tooth	1,567	T	186	At	
Pole Core	1,523	T	243	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,472	T	460	At	

Relative Magnetization	Ef	1,759 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,066 pu

Total Required Magnetization	Θ_{mn}	16387 At
------------------------------	---------------	----------

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	P_{fe}	72,6 kW
Windage and Bearing Loss	P_{fw}	52,8 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	P_{rnl}	46,3 kW

Full load:

DC- stator loss	P_{cusdc}	114,3 kW
AC-stator	P_{cusac}	6,7 kW
Additional Kopper Loss Rotor	P_{rfl}	35,1 kW
Additional loss	P_{add}	22,7 kW
Magnetizing losses	P_{magn}	5,7 kW

Total Losses	P_{tot}	349,5 kW
--------------	-----------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	X_{md}	0,931 pu
	X_{mq}	0,524 pu
Leakage Reactance	X_{σ}	0,110 pu
Synchronous Reactance	X_d	1,040 pu
	X_q	0,633 pu
Transient Reactance	X'_d	0,267 pu
Sub-Transient Reactance	X''_d	0,204 pu
	X''_q	0,235 pu
Transient Time Constant	T'_d	1,098 s
Sub-Transient Time Constant	T''_d	0,020 s
	T''_q	0,014 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	q_{th}	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	v_{im}	13,1 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	51 °K
Stator Tooth	37 °K
Stator Core	32 °K
Stator End Winding	47 °K
Field Winding	21 °K

Rotor End Winding	16 °K
Pole core	13 °K

Air Temperature Rise in:

End Winding Area	2 °K
Air Gap	5 °K
Stator Winding Surroundings In middle of Cooling	12 °K
Duct	13 °K
At end of Cooling	
Duct	13 °K
Outlet	15 °K

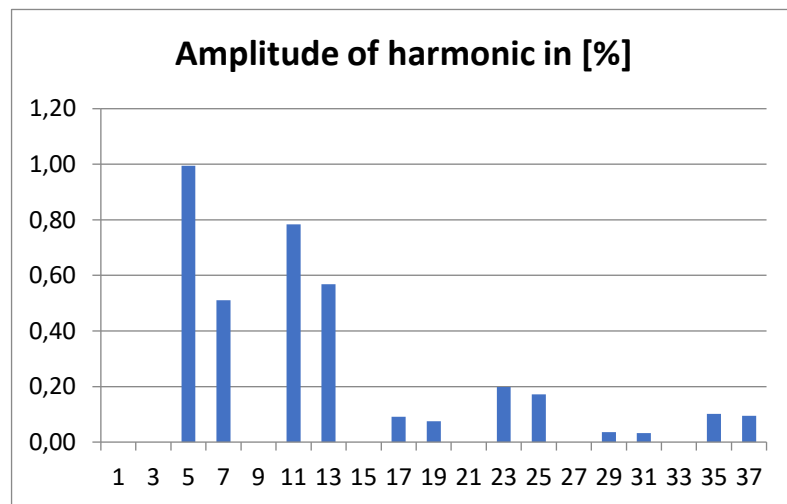
(Total temperature rise of air)

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	235,3 tm ²
Weight of Machine	m	135,8 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr.	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	0,99
7	0,51
9	0,00
11	0,78
13	0,57
15	0,00
17	0,09
19	0,07
21	0,00
23	0,20
25	0,17
27	0,00
29	0,04
31	0,03
33	0,00
35	0,10
37	0,09



Telephone Harmonic Factor THF 0,005144 %

I Alt 2.2 Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	18 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,58
Core section length	bcs	0,055 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	3,2 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	9000 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	336
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Number of Turns per Coil	tnr	1
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,10 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	10,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,3 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Heigth	hs	0,103 m
Sloth Width	bu	0,0175 m
Number of strands in a Bar	ndl	20
Number of Strands per Turn	ndlp	20
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	10
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0055 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0023 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,00011 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Heigth	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Heigth	hpk	0,215 m
Total Field Winding Heigth	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

J Alt 2.2 Resultater fra GenProg

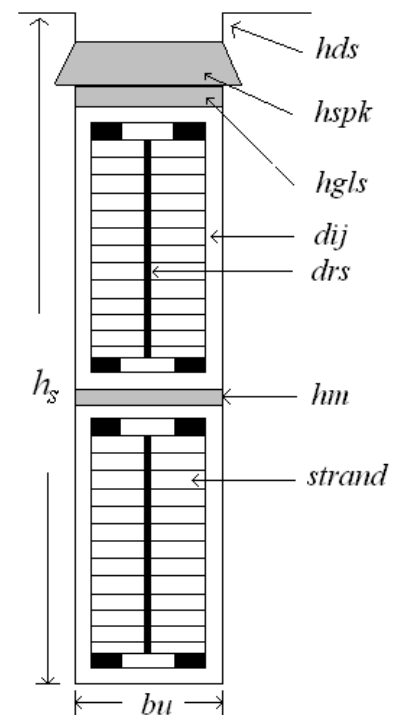
Calculated data

Main Data

Apparent Power	Sn	18 MVA
System Voltage	Un	9000 V
Nominal Current	In	1154,7 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,88 %
Rotational Speed	ns	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,61
Armature Loading	As	484,3 A/cm
Inner Diameter	Di	5,10 m
Outer Diameter	Dy	5,57 m
Gross Iron Length	lb	1,00 m
Net Iron Length	ln	0,88 m
Number of Slots	Qs	336 slots
Number of Cooling Ducts	nv	15
Number of Turns Per Phase	Ns	112
Number of Turns per Coil	tnr	1
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Slots per pole and phase	q	2,8
Relative polepitch	y	0,833
Coil		
Span	Ww	7 slots
Winding Factor	kw	0,923
Sloth Hight	hs	103,0 mm
Sloth width	bu	17,5 mm
Tooth width	bd	30,18 mm
Slot		
Pitch	τ	47,68 mm
Number of strands per bar	ndl	20
Height of a Strand	hcus	3,20 mm
Width of a Strand	bcus	5,50 mm
Main Insulation	dij	2,30 mm
Strand Insulation	dicu	0,11 mm
Winding lenght	lav	3,1476841 m
Cross Section of Stator Bar	Acus	345,0 mm ²
Stator Current Density	Ss	3,35 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01928 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,02345 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,100	
Slot Resistance Factor	Krad	1,1530	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,487	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	10,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	12,9 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpc	214,0 mm	
Pole Core Height	hpc	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	410,3 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	2,19 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	113,2 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,857	T	8827	At	
Stator Core	1,026	T	50	At	
Stator Tooth	1,603	T	238	At	
Pole					
Core	1,547	T	284	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,461	T	436	At	

Relative Magnetization	Ef	1,711 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,056 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	16410 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	75,9 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,8 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	47,7 kW

Full
load:

DC- stator loss	Pcusdc	93,8 kW
AC-stator	Pcusac	9,4 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	33,9 kW
Additional loss	Padd	25,9 kW
Magnetizing losses	Pmagn	5,7 kW

Total Losses	Ptot	335,8 kW
--------------	------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,890 pu
	Xmq	0,501 pu
Leakage Reactance	Xσ	0,095 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,985 pu
	Xq	0,596 pu
Transient Reactance	X'd	0,246 pu
	X''d	0,185 pu
Sub-Transient Reactance	X''q	0,213 pu
Transient Time Constant	T'd	1,066 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,019 s
	T''q	0,013 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	13,1 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	47 °K
Stator Tooth	35 °K
Stator Core	31 °K
Stator End Winding	48 °K

Field Winding	20 °K
Rotor End Winding	15 °K
Pole	
core	12 °K

Air Temperature Rise in:

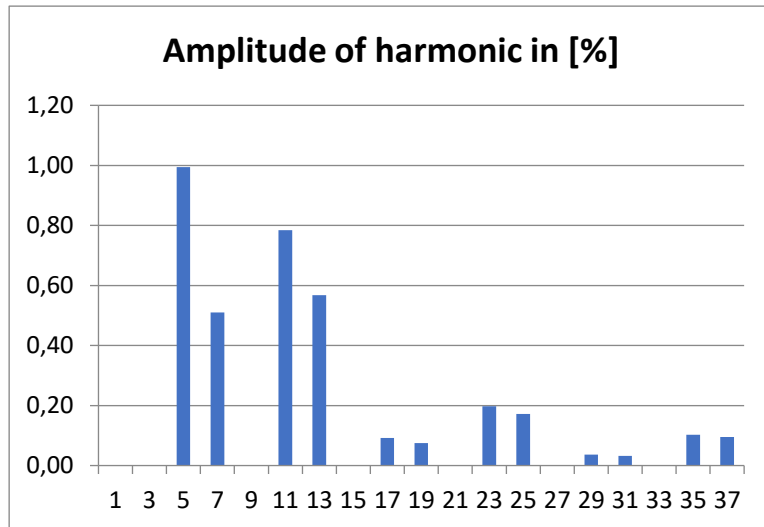
End Winding Area	2 °K	
Air Gap	5 °K	
Stator Winding Surroundings	11 °K	
In middle of Cooling Duct	13 °K	
At end of Cooling Duct	13 °K	
Outlet	15 °K	(Total temperature rise of air)

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	236,9 tm ²
Weight of Machine	m	134,6 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	0,99
7	0,51
9	0,00
11	0,78
13	0,57
15	0,00
17	0,09
19	0,07
21	0,00
23	0,20
25	0,17
27	0,00
29	0,04
31	0,03
33	0,00
35	0,10
37	0,09



Telephone Harmonic Factor THF 0,005144 %

K Alt 3.1 Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	18 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,58
Core section length	bcs	0,056875 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,6 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6600 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	336
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,10 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	10,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Heigth	hs	0,103 m
Sloth Width	bu	0,0175 m
Number of strands in a Bar	ndl	24
Number of Strands per Turn	ndlp	8
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	4
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0059 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0054 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0021 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0003 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Heigth	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Heigth	hpk	0,215 m
Total Field Winding Heigth	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

L Alt 3.1 Resultater fra GenProg

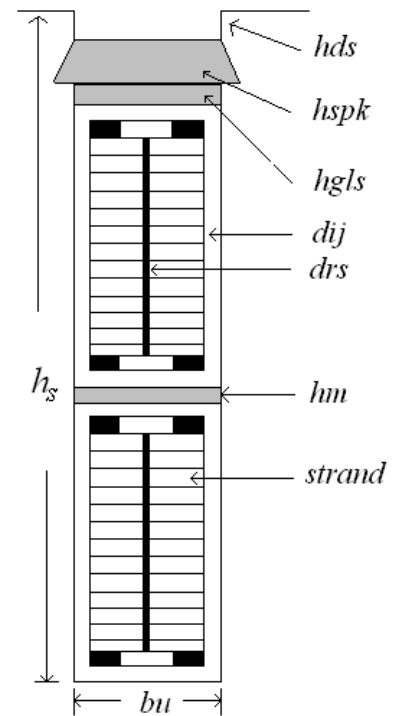
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	18 MVA
System Voltage	U_n	6600 V
Nominal Current	I_n	1574,6 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,89 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,61
Armature Loading	A_s	495,3 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,100 m
Outer Diameter	D_y	5,570 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,91 m
Number of Slots	Q_s	336 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	15
Number of Turns Per Phase	N_s	84
Number of Turns per Coil	t_{nr}	3
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	4
Slots per pole and phase	q	2,8
Relative polepitch	y	0,833
Coil		
Span	W_w	7 slots
Winding Factor	k_w	0,923
Sloth Hight	h_s	103,0 mm
Sloth width	b_u	17,5 mm
Tooth width	b_d	30,18 mm
Slot		
Pitch	τ_u	47,68 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	24
Height of a Strand	h_{cus}	2,60 mm
Width of a Strand	b_{cus}	5,90 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,10 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,30 mm
Winding lenght	l_{av}	11,505531 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	120,3 mm ²
Stator Current Density	S_s	3,27 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01264 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01537 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,059	
Slot Resistance Factor	Krad	1,1105	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,352	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	10,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	12,9 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpc	214,0 mm	
Pole Core Height	hpc	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	403,7 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	2,15 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	115,7 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,838	T	8631	At	
Stator Core	0,970	T	33	At	
Stator Tooth	1,515	T	135	At	
Pole					
Core	1,520	T	198	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,469	T	368	At	

Relative Magnetization	Ef	1,762 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,067 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	16149 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	59,4 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,8 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	44,9 kW

Full

load:

DC- stator loss	Pcusdc	114,3 kW
AC-stator	Pcusac	6,7 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	34,2 kW
Additional loss	Padd	22,3 kW
Magnetizing losses	Pmagn	5,5 kW

Total Losses	Ptot	333,4 kW
--------------	------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,931 pu
	Xmq	0,524 pu
Leakage Reactance	Xσ	0,113 pu
Synchronous Reactance	Xd	1,043 pu
	Xq	0,637 pu
Transient Reactance	X'd	0,270 pu
	X"q	0,238 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,238 pu
	X"q	0,238 pu
Transient Time Constant	T'd	1,107 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,015 s
	T"q	0,015 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	9,4 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	10,3 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	59 °K
Stator Tooth	45 °K
Stator Core	41 °K

Stator End Winding	52 °K
Field Winding	24 °K
Rotor End Winding	18 °K
Pole core	16 °K

Air Temperature Rise in:

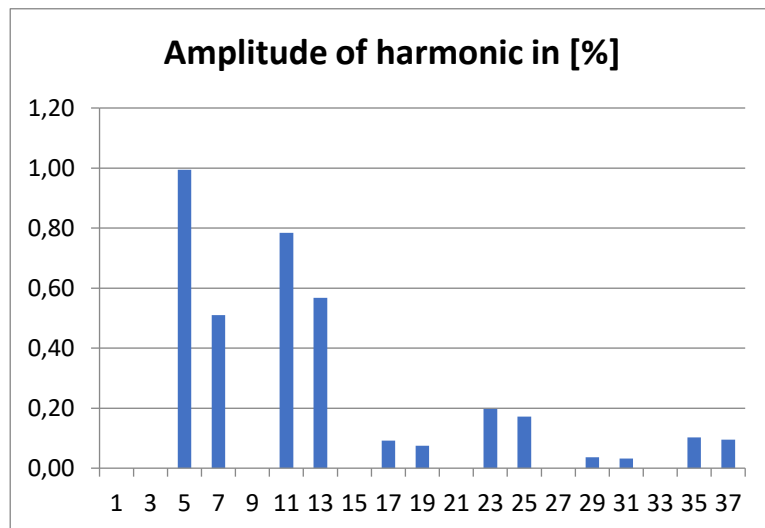
End Winding Area	4 °K	
Air Gap	9 °K	
Stator Winding Surroundings	20 °K	
In middle of Cooling Duct	22 °K	
At end of Cooling Duct	22 °K	
Outlet	25 °K	<i>(Total temperature rise of air)</i>

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	235,3 tm ²
Weight of Machine	m	137,4 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	0,99
7	0,51
9	0,00
11	0,78
13	0,57
15	0,00
17	0,09
19	0,07
21	0,00
23	0,20
25	0,17
27	0,00
29	0,04
31	0,03
33	0,00
35	0,10
37	0,09



Telephone Harmonic Factor THF 0,005144 %

M Alt 3.2 Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	18 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	10 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,58
Core section length	bcs	0,056875 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	3,2 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	9000 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	336
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Number of Turns per Coil	tnr	1
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,10 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	0,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	10,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,103 m
Slot Width	bu	0,0175 m
Number of strands in a Bar	ndl	20
Number of Strands per Turn	ndlp	20
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	10
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0055 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0023 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,00011 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

N Alt 3.2 Resultater fra GenProg

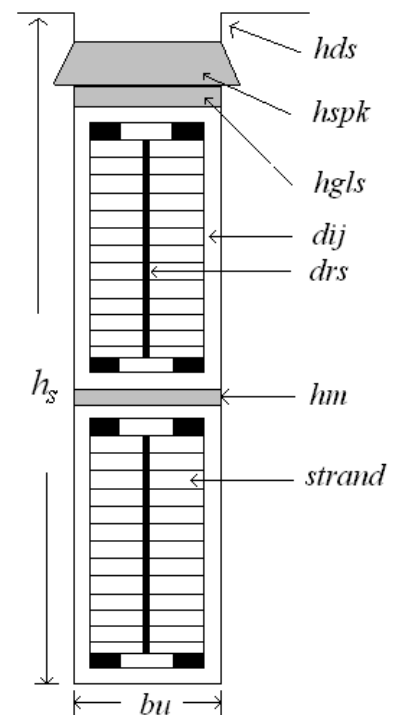
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	18 MVA
System Voltage	U_n	9000 V
Nominal Current	I_n	1154,7 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,98 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,61
Armature Loading	A_s	484,3 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,100 m
Outer Diameter	D_y	5,570 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,91 m
Number of Slots	Q_s	336 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	15
Number of Turns Per Phase	N_s	112
Number of Turns per Coil	t_{nr}	1
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	1
Slots per pole and phase	q	2,8
Relative polepitch	y	0,833
Coil		
Span	W_w	7 slots
Winding Factor	k_w	0,923
Sloth Hight	h_s	103,0 mm
Sloth width	b_u	17,5 mm
Tooth width	b_d	30,18 mm
Slot		
Pitch	τ_u	47,68 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	20
Height of a Strand	h_{cus}	3,20 mm
Width of a Strand	b_{cus}	5,50 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,30 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,11 mm
Winding lenght	l_{av}	3,1476841 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	345,0 mm ²
Stator Current Density	S_s	3,35 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01928 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,02345 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,100	
Slot Resistance Factor	Krad	1,1530	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,487	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	10,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	12,9 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpk	214,0 mm	
Pole Core Height	hpk	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	403,8 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	2,15 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	113,2 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,857	T	8827	At	
Stator Core	0,992	T	34	At	
Stator Tooth	1,550	T	178	At	
Pole					
Core	1,544	T	233	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,459	T	340	At	

Relative Magnetization	Ef	1,714 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,058 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	16152 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	62,1 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,8 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	46,2 kW

Full

load:

DC- stator loss	Pcusdc	93,8 kW
AC-stator	Pcusac	9,4 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	33,0 kW
Additional loss	Padd	25,5 kW
Magnetizing losses	Pmagn	5,5 kW

Total Losses	Ptot	318,9 kW
--------------	------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,890 pu
	Xmq	0,501 pu
Leakage Reactance	Xσ	0,098 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,988 pu
	Xq	0,599 pu
Transient Reactance	X'd	0,249 pu
	X"q	0,217 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,217 pu
Transient Time Constant	T'd	1,076 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,014 s
	T"q	0,014 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	9,1 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	10,0 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	56 °K
Stator Tooth	44 °K
Stator Core	40 °K

O 270 spor flervindingsspole - Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,70
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,0 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6600 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	270
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	6 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,104 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,020 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	10
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	5
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0071 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0021 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0003 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

P 270 spor flervindingspole - Resultater fra GenProg

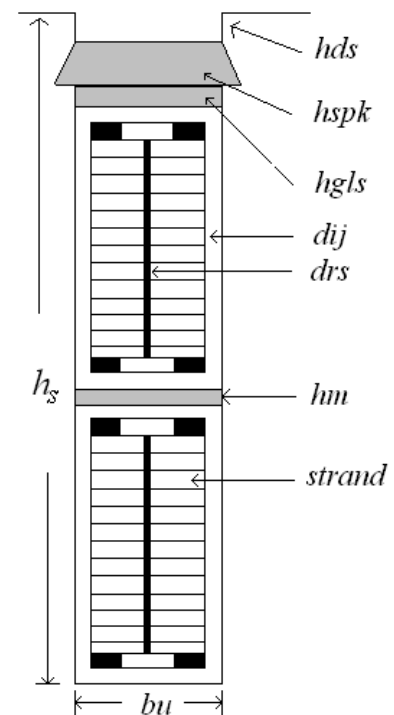
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	6600 V
Nominal Current	I_n	1749,5 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,45 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	441,9 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	270 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	67,5
Number of Turns per Coil	t_{nr}	3
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	4
Slots per pole and phase	q	2,25
Relative polepitch	y	0,889
Coil		
Span	W_w	6 slots
Winding Factor	k_w	0,941
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	39,39 mm
Slot		
Pitch	τ_u	59,39 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,00 mm
Width of a Strand	b_{cus}	7,10 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,10 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,30 mm
Winding lenght	l_{av}	11,776277 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	139,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	3,14 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,00898 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01092 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,035	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0670	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,213	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,3 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpc	214,0 mm	
Pole Core Height	hpc	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	568,5 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	3,03 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	103,3 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	1,021	T	12459	At	
Stator Core	1,233	T	46	At	
Stator Tooth	1,836	T	1103	At	
Pole					
Core	1,874	T	1815	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,484	T	410	At	

Relative Magnetization	Ef	1,457 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,052 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	22739 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	90,7 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	107,6 kW

Full

load:

DC- stator loss	Pcusdc	100,3 kW
AC-stator	Pcusac	3,5 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	49,2 kW
Additional loss	Padd	38,1 kW
Magnetizing losses	Pmagn	11,0 kW

Total Losses	Ptot	449,8 kW
--------------	------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,587 pu
	Xmq	0,330 pu
Leakage Reactance	Xσ	0,088 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,675 pu
	Xq	0,419 pu
Transient Reactance	X'd	0,200 pu
	X"q	0,178 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,178 pu
Transient Time Constant	T'd	1,096 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,011 s
	T"q	0,009 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	11,9 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	57 °K
Stator Tooth	44 °K
Stator Core	39 °K

Q 270 spor røbelvikling - Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	10,35 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,70
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,25 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	9000 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	270
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Number of Turns per Coil	tnr	1
Coil Span	y	6 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,104 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,020 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	30
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	15
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0067 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0023 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,00011 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

R 270 spor røbelvikling - Resultater fra GenProg

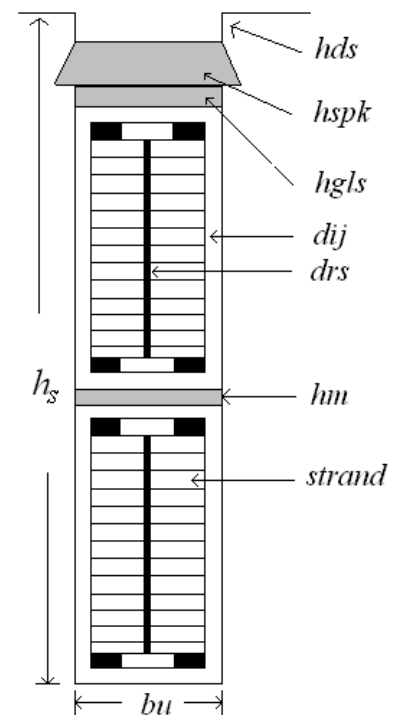
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	9000 V
Nominal Current	I_n	1283,0 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,47 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	432,1 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	270 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	90
Number of Turns per Coil	t_{nr}	1
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	1
Slots per pole and phase	q	2,25
Relative polepitch	y	0,889
Coil		
Span	W_w	6 slots
Winding Factor	k_w	0,941
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	39,39 mm
Slot		
Pitch	τ_u	59,39 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,25 mm
Width of a Strand	b_{cus}	6,70 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,30 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,11 mm
Winding lenght	l_{av}	3,2252765 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	443,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	2,89 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01236 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01503 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,060	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0956	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,304	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,3 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpk	214,0 mm	
Pole Core Height	hpk	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	590,8 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	3,15 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	101,0 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	1,044	T	12742	At	
Stator Core	1,261	T	49	At	
Stator Tooth	1,878	T	1359	At	
Pole					
Core	1,913	T	2238	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,481	T	402	At	

Relative Magnetization	Ef	1,427 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,044 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	23633 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	P _{fe}	94,8 kW
Windage and Bearing Loss	P _{fw}	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	P _{rnl}	118,7 kW

Full

load:

DC- stator loss	P _{cusdc}	74,2 kW
AC-stator	P _{cusac}	4,5 kW
Additional Kopper Loss Rotor	P _{rfl}	50,7 kW
Additional loss	P _{add}	42,7 kW
Magnetizing losses	P _{magn}	11,9 kW

Total Losses	P _{tot}	446,0 kW
--------------	------------------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	X _{md}	0,561 pu
	X _{mq}	0,316 pu
Leakage Reactance	X _σ	0,077 pu
Synchronous Reactance	X _d	0,638 pu
	X _q	0,392 pu
Transient Reactance	X' _d	0,183 pu
	X'' _d	0,140 pu
Sub-Transient Reactance	X'' _q	0,162 pu
Transient Time Constant	T' _d	1,064 s
Sub-Transient Time Constant	T'' _d	0,011 s
	T'' _q	0,009 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	q _{th}	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	v _{im}	11,9 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	49 °K
Stator Tooth	41 °K
Stator Core	37 °K

Stator End	
Winding	47 °K
Field Winding	40 °K
Rotor End Winding	30 °K
Pole	
core	24 °K

Air Temperature Rise in:

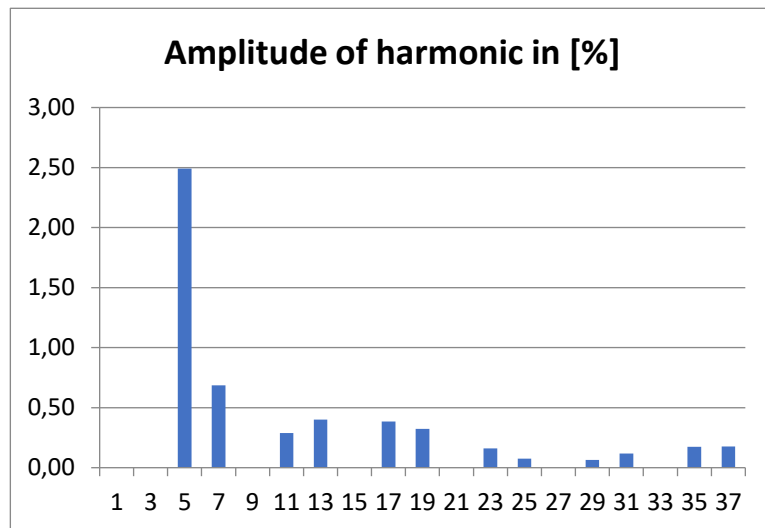
End Winding Area	2 °K	
Air Gap	7 °K	
Stator Winding Surroundings	16 °K	
In middle of Cooling Duct	17 °K	
At end of Cooling Duct	17 °K	
Outlet	19 °K	(Total temperature rise of air)

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	252,1 tm ²
Weight of Machine	m	142,1 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	2,49
7	0,69
9	0,00
11	0,29
13	0,40
15	0,00
17	0,39
19	0,32
21	0,00
23	0,16
25	0,08
27	0,00
29	0,07
31	0,12
33	0,00
35	0,17
37	0,18



Telephone Harmonic Factor THF 0,007343 %

S 300 spor flervindingspole - Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,5986
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,0 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6600 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	300
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	6 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,104 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,020 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	10
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	5
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0071 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0021 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0003 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

T 300 spor flervindingspole - Resultater fra GenProg

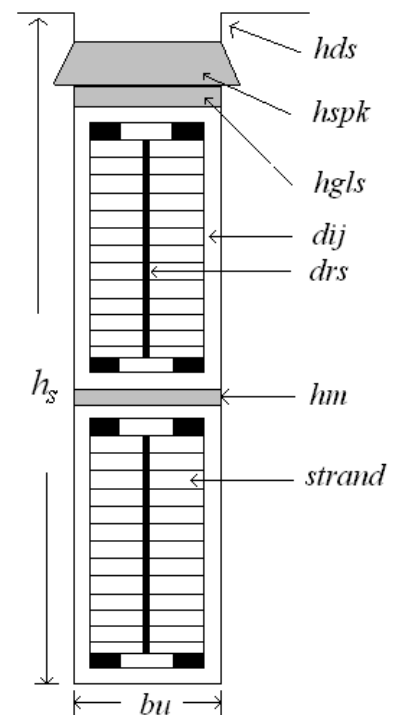
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	6600 V
Nominal Current	I_n	1749,5 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,61 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	491,0 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	300 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	75
Number of Turns per Coil	t_{nr}	3
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	4
Slots per pole and phase	q	2,5
Relative polepitch	y	0,800
Coil		
Span	W_w	6 slots
Winding Factor	k_w	0,910
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	33,45 mm
Slot		
Pitch	τ_u	53,45 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,00 mm
Width of a Strand	b_{cus}	7,10 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,10 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,30 mm
Winding lenght	l_{av}	11,348685 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	139,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	3,14 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,00962 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01170 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,036	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0670	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,213	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,5 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpk	214,0 mm	
Pole Core Height	hpk	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	531,3 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	2,83 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	114,8 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,951	T	11720	At	
Stator Core	1,147	T	40	At	
Stator Tooth	1,811	T	953	At	
Pole					
Core	1,772	T	1003	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,507	T	490	At	

Relative Magnetization	Ef	1,524 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,053 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	21252 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	81,1 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	89,9 kW

Full

load:

DC- stator loss	Pcusdc	107,4 kW
AC-stator	Pcusac	3,9 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	47,1 kW
Additional loss	Padd	32,8 kW
Magnetizing losses	Pmagn	9,6 kW

Total Losses	Ptot	420,8 kW
--------------	------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,671 pu
	Xmq	0,377 pu
Leakage Reactance	Xσ	0,089 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,759 pu
	Xq	0,466 pu
Transient Reactance	X'd	0,217 pu
	X"q	0,191 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,191 pu
Transient Time Constant	T'd	1,050 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,012 s
	T"q	0,012 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	12,7 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	54 °K
Stator Tooth	41 °K
Stator Core	36 °K

Stator End Winding	49 °K
Field Winding	33 °K
Rotor End Winding	25 °K
Pole core	20 °K

Air Temperature Rise in:

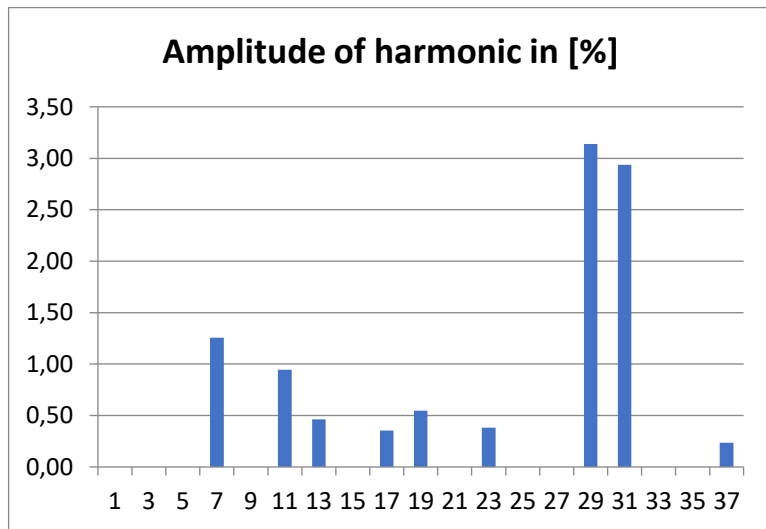
End Winding Area	3 °K	
Air Gap	7 °K	
Stator Winding Surroundings	15 °K	
In middle of Cooling Duct	16 °K	
At end of Cooling Duct	16 °K	
Outlet	18 °K	<i>(Total temperature rise of air)</i>

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	244,6 tm ²
Weight of Machine	m	139,7 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	0,00
7	1,25
9	0,00
11	0,95
13	0,46
15	0,00
17	0,35
19	0,55
21	0,00
23	0,38
25	0,00
27	0,00
29	3,14
31	2,94
33	0,00
35	0,00
37	0,24



Telephone Harmonic Factor THF 0,495325 %

U 300 spor røbelvikling - Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	10,35 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,5986
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,25 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	9000 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	300
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Number of Turns per Coil	tnr	1
Coil Span	y	6 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,104 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,0200 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	30
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	15
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0067 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0023 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,00011 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

V 300 spor røbelvikling - Resultater fra GenProg

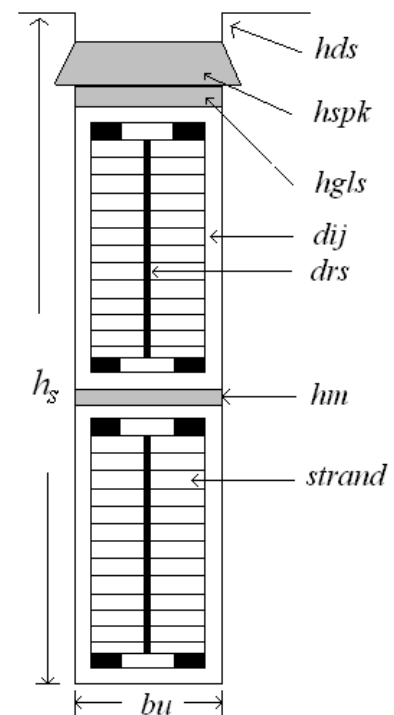
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	9000 V
Nominal Current	I_n	1283,0 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,68 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	480,1 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	300 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	100
Number of Turns per Coil	t_{nr}	1
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	1
Slots per pole and phase	q	2,5
Relative polepitch	y	0,800
Coil		
Span	W_w	6 slots
Winding Factor	k_w	0,910
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	33,45 mm
Slot		
Pitch	τ_u	53,45 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,25 mm
Width of a Strand	b_{cus}	6,70 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,30 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,11 mm
Winding lenght	l_{av}	3,1027609 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	443,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	2,89 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01321 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01607 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,063	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0956	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,304	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,5 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpk	214,0 mm	
Pole Core Height	hpk	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	545,7 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	2,91 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	112,3 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,972	T	11986	At	
Stator Core	1,174	T	41	At	
Stator Tooth	1,852	T	1179	At	
Pole					
Core	1,807	T	1236	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,503	T	475	At	

Relative Magnetization	Ef	1,489 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,044 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	21827 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	84,9 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	97,1 kW

Full

load:

DC- stator loss	Pcusdc	79,3 kW
AC-stator	Pcusac	5,0 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	47,4 kW
Additional loss	Padd	36,4 kW
Magnetizing losses	Pmagn	10,1 kW

Total Losses	Ptot	408,1 kW
--------------	------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,641 pu
	Xmq	0,361 pu
Leakage Reactance	X σ	0,076 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,717 pu
	Xq	0,437 pu
Transient Reactance	X'd	0,198 pu
	X"q	0,172 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,172 pu
Transient Time Constant	T'd	1,016 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,014 s
	T"q	0,011 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	12,7 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	47 °K
Stator Tooth	38 °K
Stator Core	34 °K

Stator End	
Winding	45 °K
Field Winding	34 °K
Rotor End Winding	25 °K
Pole	
core	20 °K

Air Temperature Rise in:

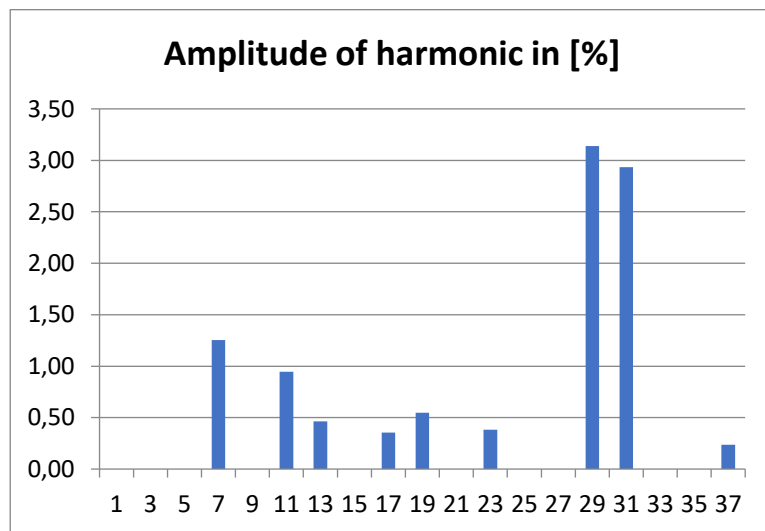
End Winding Area	2 °K	
Air Gap	6 °K	
Stator Winding Surroundings	14 °K	
In middle of Cooling Duct	16 °K	
At end of Cooling Duct	16 °K	
Outlet	18 °K	(Total temperature rise of air)

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	246,3	tm ²
Weight of Machine	m	139,3	tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	0,00
7	1,25
9	0,00
11	0,95
13	0,46
15	0,00
17	0,35
19	0,55
21	0,00
23	0,38
25	0,00
27	0,00
29	3,14
31	2,94
33	0,00
35	0,00
37	0,24



Telephone Harmonic Factor THF 0,495325 %

W 330 spor flervindingsspole - Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,7
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6600 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	330
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,1040 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,0200 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	10
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	5
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0071 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0021 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0003 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

X 330 spor flervindingspole - Resultater fra GenProg

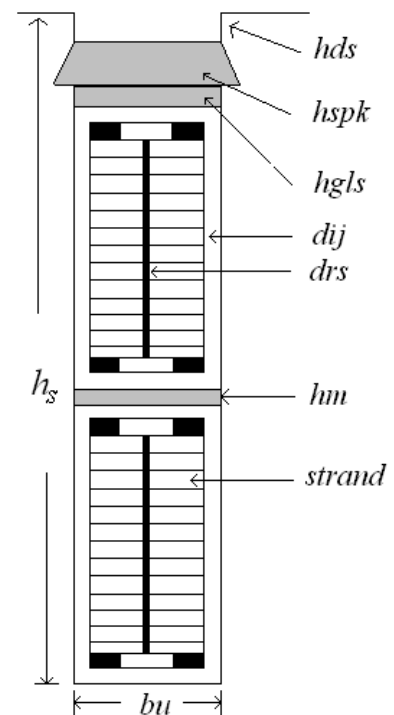
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	6600 V
Nominal Current	I_n	1749,5 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,75 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	540,1 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	330 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	82,5
Number of Turns per Coil	t_{nr}	3
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	4
Slots per pole and phase	q	2,75
Relative polepitch	y	0,848
Coil		
Span	W_w	7 slots
Winding Factor	k_w	0,928
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	28,59 mm
Slot		
Pitch	τ_u	48,59 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,00 mm
Width of a Strand	b_{cus}	7,10 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,10 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,30 mm
Winding lenght	l_{av}	11,581917 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	139,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	3,14 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01080 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01313 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,035	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0670	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,213	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,7 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpc	214,0 mm	
Pole Core Height	hpc	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	498,4 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	2,66 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	126,3 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,847	T	10554	At	
Stator Core	1,022	T	35	At	
Stator Tooth	1,716	T	549	At	
Pole					
Core	1,627	T	400	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,554	T	695	At	

Relative Magnetization	Ef	1,680 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,066 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	19934 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	P _{fe}	66,7 kW
Windage and Bearing Loss	P _{fw}	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	P _{rnl}	71,8 kW

Full

load:

DC- stator loss	P _{cusdc}	120,6 kW
AC-stator	P _{cusac}	4,2 kW
Additional Kopper Loss Rotor	P _{rfl}	48,8 kW
Additional loss	P _{add}	27,4 kW
Magnetizing losses	P _{magn}	8,4 kW

Total Losses	P _{tot}	396,5 kW
--------------	------------------	----------

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	X _{md}	0,836 pu
	X _{mq}	0,470 pu
Leakage Reactance	X _σ	0,111 pu
Synchronous Reactance	X _d	0,946 pu
	X _q	0,581 pu
Transient Reactance	X' _d	0,272 pu
	X'' _d	0,207 pu
Sub-Transient Reactance	X'' _q	0,238 pu
Transient Time Constant	T' _d	1,045 s
Sub-Transient Time Constant	T'' _d	0,021 s
	T'' _q	0,016 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	q _{th}	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	v _{im}	13,5 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	52 °K
Stator Tooth	38 °K
Stator Core	34 °K

Stator End Winding	48 °K
Field Winding	29 °K
Rotor End Winding	22 °K
Pole core	18 °K

Air Temperature Rise in:

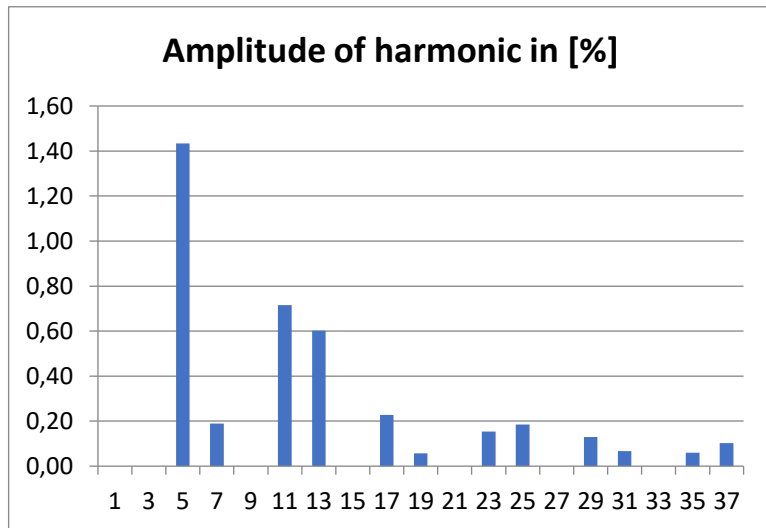
End Winding Area	3 °K	
Air Gap	6 °K	
Stator Winding Surroundings	14 °K	
In middle of Cooling Duct	16 °K	
At end of Cooling Duct	16 °K	
Outlet	18 °K	<i>(Total temperature rise of air)</i>

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	236,1 tm ²
Weight of Machine	m	136,4 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	1,43
7	0,19
9	0,00
11	0,72
13	0,60
15	0,00
17	0,23
19	0,06
21	0,00
23	0,15
25	0,19
27	0,00
29	0,13
31	0,07
33	0,00
35	0,06
37	0,10



Telephone Harmonic Factor THF 0,005578 %

Y 330 spor røbelvikling - Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	10,35 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,7
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,25 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	9000 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	330
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Number of Turns per Coil	tnr	1
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,1040 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,0200 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	30
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	15
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0067 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0023 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,00011 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

Z 330 spor røbelvikling - Resultater fra GenProg

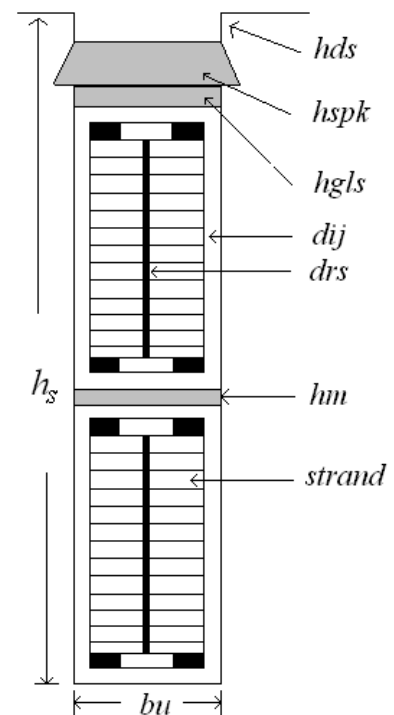
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	9000 V
Nominal Current	I_n	1283,0 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,88 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	528,1 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	330 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	110
Number of Turns per Coil	t_{nr}	1
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	1
Slots per pole and phase	q	2,75
Relative polepitch	y	0,848
Coil		
Span	W_w	7 slots
Winding Factor	k_w	0,928
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	28,59 mm
Slot		
Pitch	τ_u	48,59 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,25 mm
Width of a Strand	b_{cus}	6,70 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,30 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,11 mm
Winding lenght	l_{av}	3,1695876 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	443,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	2,89 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01484 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01805 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,061	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0956	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,304	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,7 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpc	214,0 mm	
Pole Core Height	hpc	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	502,8 A	
Field Winding Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field Winding	Sf	2,68 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	123,5 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,866	T	10794	At	
Stator Core	1,046	T	36	At	
Stator Tooth	1,755	T	689	At	
Pole Core	1,656	T	482	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,546	T	655	At	

Relative Magnetization	Ef	1,634 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,055 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	20112 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	69,8 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	75,1 kW
Full load:		
DC- stator loss	Pcusdc	89,2 kW
AC-stator	Pcusac	5,5 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	47,6 kW
Additional loss	Padd	29,9 kW
Magnetizing losses	Pmagn	8,6 kW
Total Losses	Ptot	373,0 kW

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,799 pu
	Xmq	0,450 pu
Leakage Reactance	X σ	0,094 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,893 pu
	Xq	0,544 pu
Transient Reactance	X'd	0,248 pu
	X"q	0,215 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,215 pu
Transient Time Constant	T'd	1,011 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,020 s
	T"q	0,015 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	13,5 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	44 °K
Stator Tooth	34 °K
Stator Core	31 °K
Stator End Winding	43 °K

AA Alt 4.1 Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	7,59 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,7
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	6400 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	330
Number of Parallel Circuits	pnr	4
Number of Turns per Coil	tnr	3
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,1040 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,0200 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	10
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	5
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0071 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0021 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0003 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

AB Alt 4.1 Resultater fra GenProg

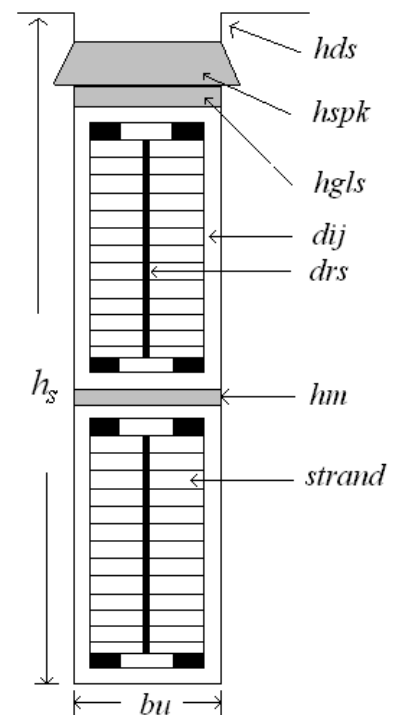
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	6400 V
Nominal Current	I_n	1804,2 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,75 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	557,0 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	330 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	82,5
Number of Turns per Coil	t_{nr}	3
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	4
Slots per pole and phase	q	2,75
Relative polepitch	y	0,848
Coil		
Span	W_w	7 slots
Winding Factor	k_w	0,928
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	28,59 mm
Slot		
Pitch	τ_u	48,59 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,00 mm
Width of a Strand	b_{cus}	7,10 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,10 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,30 mm
Winding lenght	l_{av}	11,581917 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	139,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	3,24 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01080 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01313 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,035	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0670	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,213	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,7 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpc	214,0 mm	
Pole Core Height	hpc	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	491,1 A	
Field Winding			
Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding			
Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field			
Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field			
Winding	Sf	2,62 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole			
Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	130,2 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,821	T	10234	At	
Stator Core	0,991	T	34	At	
Stator Tooth	1,664	T	397	At	
Pole					
Core	1,592	T	315	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,567	T	767	At	

Relative Magnetization	Ef	1,731 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,070 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	19643 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	62,8 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	67,6 kW
Full load:		
DC- stator loss	Pcusdc	128,2 kW
AC-stator	Pcusac	4,5 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	49,4 kW
Additional loss	Padd	26,2 kW
Magnetizing losses	Pmagn	8,2 kW
Total Losses	Ptot	395,3 kW

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,889 pu
	Xmq	0,500 pu
Leakage Reactance	X σ	0,118 pu
Synchronous Reactance	Xd	1,007 pu
	Xq	0,618 pu
Transient Reactance	X'd	0,289 pu
	X"q	0,254 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,254 pu
Transient Time Constant	T'd	1,045 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,017 s
	T"q	0,017 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	13,5 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	53 °K
Stator Tooth	38 °K
Stator Core	34 °K
Stator End Winding	50 °K

Field Winding	29 °K
Rotor End Winding	22 °K
Pole core	18 °K

Air Temperature Rise in:

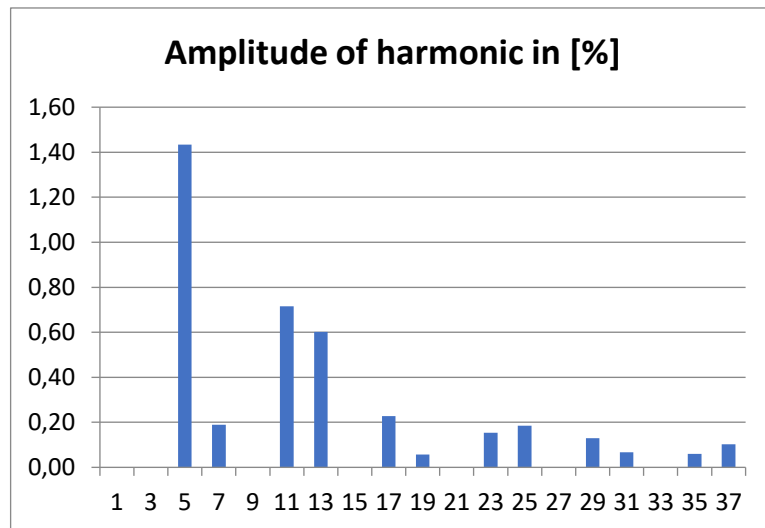
End Winding Area	3 °K	
Air Gap	6 °K	
Stator Winding Surroundings	14 °K	
In middle of Cooling Duct	16 °K	
At end of Cooling Duct	16 °K	
Outlet	18 °K	<i>(Total temperature rise of air)</i>

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	234,0 tm ²
Weight of Machine	m	135,6 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	1,43
7	0,19
9	0,00
11	0,72
13	0,60
15	0,00
17	0,23
19	0,06
21	0,00
23	0,15
25	0,19
27	0,00
29	0,13
31	0,07
33	0,00
35	0,06
37	0,10



Telephone Harmonic Factor THF 0,005578 %

AC Alt 4.2 Inputs til GenProg

Generator specifications

Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,86
Speed of rotation	ns	150 rpm
Number of poles	Np	40 poles
Runaway speed	nr	414 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	90
Moment of inertia	M	1270 tm ²
Generator maximum voltage	Vmx	10,35 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1,2 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,45 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,3 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	2 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,8 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,5 T
Specify ratio	bsdbt	0,7
Core section length	bcs	0,03973 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	3,5 A/mm ²
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,25 mm
Required feild voltage	Vf	220 V
Current density in rotor winding	Sf	3,5 A/mm ²
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

Optional Values:

Nominal Voltage	Un	8500 V
Utilization factor	C	0
Number of Slots	Qs	330
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Number of Turns per Coil	tnr	1
Coil Span	y	7 slots
Inner Diameter of Stator	Di	5,1040 m
Gross Iron Length	lb	1 m
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T
Height of rotor yoke	hyr	0,339 m
Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Flywheel	GD2add	0 kg

Minimum air gap	delta0	12,0 mm
Field Winding Width	bcuf	0,038 m
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,1 W/kg
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES
Average Stator Coil Length	lav	0 m

Slot Dimensions

Slot Height	hs	0,105 m
Slot Width	bu	0,0200 m
Number of strands in a Bar	ndl	30
Number of Strands per Turn	ndlp	30
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	15
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0067 m
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,0055 m
Slot Wedge Thickness	hspk	0,005 m
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,003 m
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,003 m
Roebel Separator	drs	0 m
Earth Insulation Thickness	dij	0,0023 m
Strand Insulation Thickness	dicu	0,00011 m
Winding Insulation Thickness	diw	0 m

Pole Dimensions

Pole Shoe Width	bps	0,290 m
Pole Shoe Height	hps	0,0550 m
Pole Core Width	bpk	0,214 m
Pole Core Height	hpk	0,215 m
Total Field Winding Height	hf	0,1992 m
Number of turns in Field Winding	nf	40,000
Height of a Field Winding	hcuf	0,0047 m
Number of Damper Bars	NDs	6,000 m
Magnetizing Losses	Pmagn	0,000 kW
Insulation between winding and pole core	bi	0,00500 m
Field winding insulation	bif	0,00029 m

AD Alt 4.2 Resultater fra GenProg

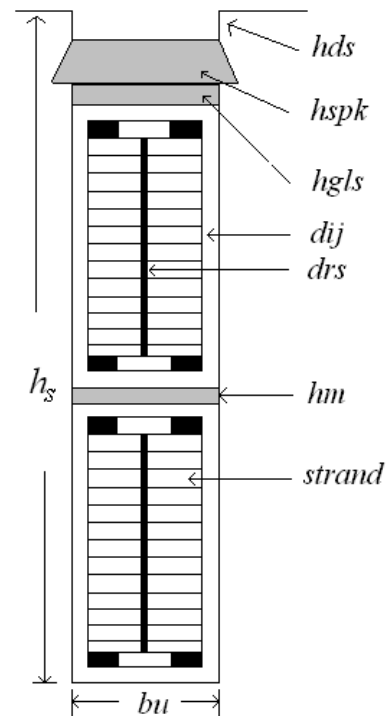
Calculated data

Main Data

Apparent Power	S_n	20 MVA
System Voltage	U_n	8500 V
Nominal Current	I_n	1358,5 A
Cosphi		0,86
Efficiency	η	97,92 %
Rotational Speed	n_s	150,0 rpm

Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	A_s	559,2 A/cm
Inner Diameter	D_i	5,104 m
Outer Diameter	D_y	5,578 m
Gross Iron Length	l_b	1,000 m
Net Iron Length	l_n	0,87 m
Number of Slots	Q_s	330 slots
Number of Cooling Ducts	n_v	21
Number of Turns Per Phase	N_s	110
Number of Turns per Coil	t_{nr}	1
Number of Parallel Circuits	p_{nr}	1
Slots per pole and phase	q	2,75
Relative polepitch	y	0,848
Coil		
Span	W_w	7 slots
Winding Factor	k_w	0,928
Sloth Hight	h_s	105,0 mm
Sloth width	b_u	20,0 mm
Tooth width	b_d	28,59 mm
Slot		
Pitch	τ_u	48,59 mm
Number of strands per bar	n_{dl}	30
Height of a Strand	h_{cus}	2,25 mm
Width of a Strand	b_{cus}	6,70 mm
Main Insulation	d_{ij}	2,30 mm
Strand Insulation	d_{icu}	0,11 mm
Winding lenght	l_{av}	3,1695876 m
Cross Section of Stator Bar	A_{cus}	443,2 mm ²
Stator Current Density	S_s	3,07 A/mm ²



Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01484 Ω	<i>Per Phase Resistance (20°C)</i>
Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01805 Ω	<i>Per Phase Resistance (75°C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,061	
Slot Resistance Factor	Krad	1,0956	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,304	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

Rotor Parameters

Minimum Air Gap	δ_0	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	δ_m	15,7 mm	
Pole Shoe width	bps	290,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	55,0 mm	
Pole Core Width	bpc	214,0 mm	
Pole Core Height	hpc	215,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	40	
Field Current	If	487,0 A	
Field Winding Width	bcuf	38,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	4,7 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	173,9 mm ²	
Current Density, Field Winding	Sf	2,60 A/mm ²	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,4176 Ω	<i>Field Wind. Resistance (20°C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,5079 Ω	<i>Field Wind. Resistance (75°C)</i>
Relative Pole Width	α	0,7	
Number of Damperbars	NDs	6	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	130,8 mm ²	
Clearance, Pole Windings	polklaring	38,3 mm	

Magnetic Parameters

Air Gap	0,818	T	10194	At	
Stator Core	0,987	T	34	At	
Stator Tooth	1,658	T	381	At	
Pole Core	1,587	T	306	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,569	T	777	At	

Relative Magnetization	Ef	1,726 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,063 pu
Total Required Magnetization	Θ_{mn}	19479 At

Loss Calculations

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	62,3 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	52,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	66,7 kW
Full load:		
DC- stator loss	Pcusdc	99,9 kW
AC-stator	Pcusac	6,1 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	48,4 kW
Additional loss	Padd	27,7 kW
Magnetizing losses	Pmagn	8,1 kW
Total Losses	Ptot	366,0 kW

Reactances and Time Constants

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,896 pu
	Xmq	0,504 pu
Leakage Reactance	Xσ	0,106 pu
Synchronous Reactance	Xd	1,002 pu
	Xq	0,610 pu
Transient Reactance	X'd	0,279 pu
Sub-Transient Reactance	X''d	0,210 pu
	X''q	0,241 pu
Transient Time Constant	T'd	1,013 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,022 s
	T''q	0,017 s

Thermal Calculations

Cooling Air Flow	qth	16,0 m ³ /s
Maximal Air Speed	vim	13,5 m/s

Maximal Temperature Rise
in:

Stator Winding	46 °K
Stator Tooth	34 °K
Stator Core	30 °K
Stator End Winding	47 °K

Field Winding	27 °K
Rotor End Winding	20 °K
Pole core	17 °K

Air Temperature Rise in:

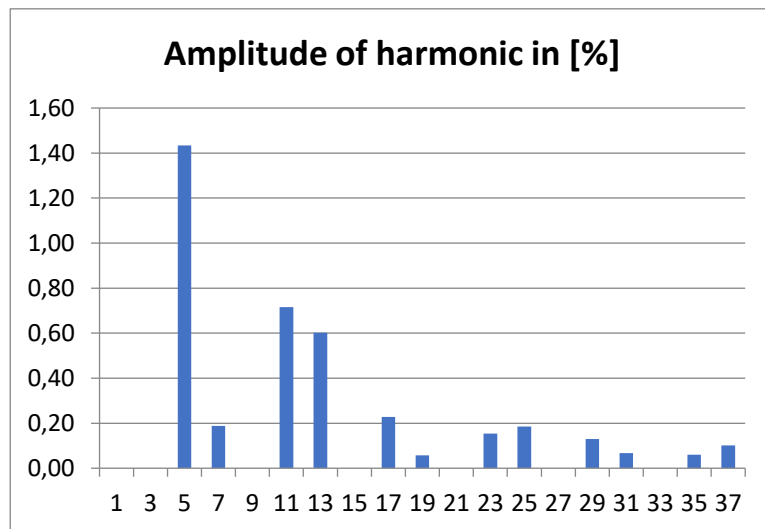
End Winding Area	2 °K	
Air Gap	6 °K	
Stator Winding Surroundings	13 °K	
In middle of Cooling Duct	15 °K	
At end of Cooling Duct	15 °K	
Outlet	16 °K	(Total temperature rise of air)

Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	233,7 tm ²
Weight of Machine	m	134,2 tons

Harmonic components in the machine

Harm.Nr	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	1,43
7	0,19
9	0,00
11	0,72
13	0,60
15	0,00
17	0,23
19	0,06
21	0,00
23	0,15
25	0,19
27	0,00
29	0,13
31	0,07
33	0,00
35	0,06
37	0,10



Telephone Harmonic Factor THF 0,005578 %

