

# Beregning av generatorer ved modernisering av kraftverk

**Aleksander Lundseng**  
**Ivar Vikan**

Master of Science in Electric Power Engineering  
Oppgaven levert: Juni 2010  
Hovedveileder: Arne Nysveen, ELKRAFT



# Oppgavetekst

Oppgaven har sin bakgrunn i at Europa står foran en periode med oppgradering og modernisering av vannkraftgeneratorer. Dette er motivert ut fra alder, økonomi og endrede behov. Ved oppgradering /modernisering av vannkraftverk, er det flere muligheter. Disse skal kartlegges og analyseres med bakgrunn i spesifikke anlegg

Oppgaven er todelt. I første del skal et beregningsunderlag utarbeidet i tidligere prosjektoppgave implementeres i et beregningsprogram for generatorer. Programmet skal testes mot produserte maskiner og/eller andre beregningsprogram. Denne delen utføres i samarbeid med student Aleksander Lundseng. Andre del av oppgaven omhandler utarbeidelse og analyse av alternative generatorløsninger ved modernisering av vannkraftverk. Valg av anlegg og underlag for analysen utarbeides i samråd med Voith Hydro.

Oppgaven gitt: 20. januar 2010  
Hovedveileder: Arne Nysveen, ELKRAFT



# Oppgradering og Optimalisering av Vannkraftgeneratorer

Upgrade and Optimization of Hydro Power Generators



*”Hvis vi hadde gjort alt det vi er i stand til  
å gjøre, ville vi blitt meget forbauset”*

*-Thomas Alva Edison-*





**NORGES TEKNISK-NATURVITENSKAPELIGE UNIVERSITET****NTNU****M A S T E R O P P G A V E**

Kandidatens navn : Aleksander Lundseng og Ivar Vikan

Fag : **ELKRAFTTEKNIKK**

Oppgavens tittel (norsk) : Beregning av generatorer ved modernisering av kraftverk

Oppgavens tittel (engelsk) : Generator design for hydropower station upgrade

**Oppgavens tekst:**

Oppgaven har sin bakgrunn i at Europa står foran en periode med oppgradering og modernisering av vannkraftgeneratorer. Dette er motivert ut fra alder, økonomi og endrede behov. Ved oppgradering /modernisering av vannkraftverk, er det flere muligheter. Disse skal kartlegges og analyseres med bakgrunn i spesifikke anlegg

Oppgaven er todelt. I første del skal beregningsunderlaget utarbeidet i tidligere prosjektoppgave implementeres i et beregningsprogram for generatorer. Programmet skal testes mot produserte maskiner og/eller andre beregningsprogram. Andre del av oppgaven omhandler utarbeidelse og analyse av alternative generatorløsninger ved modernisering av vannkraftverk/pumpekraftverk. Valg av anlegg og underlag for analysen utarbeides i samråd med Voith Hydro.

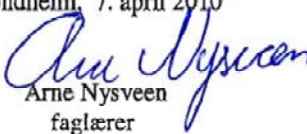
Mer spesifikt vil oppgaven omhandle:

- Programmering av beregningsverktøyet basert på underlag fra prosjektarbeidet høsten 2009.
- Validere og eventuelt forbedre programmet ved sammenligning med konstruerte maskiner.
- Gjennomføre en teknisk analyse og mulighetsstudie ved oppgradering/modernisering av to ulike kraftverk. Valgte løsninger skal begrunnes:
  - Pumpekraftverk (hurtigløpende maskin)
  - Elvekraftverk (langsomtlopende maskin)

Videre detaljer avklares med veiledere i løpet av arbeidet.

Oppgaven gitt : 20. januar 2010  
Oppgaven revidert: : 7. april 2010  
Besvarelsen leveres innen : 17. juni 2010  
Besvarelsen levert :  
Utført ved (institusjon, bedrift) : Inst. for elkraftteknikk/NTNU  
Kandidatens veileder :  
  
Faglærer : Professor Arne Nysveen

Trondheim, 7. april 2010

  
Arne Nysveen  
faglærer

*Forord*

**D**enne prosjektrapporten er utarbeidet av studentene Aleksander Lundseng og Ivar Vikan i forbindelse med Masteroppgaven ved Norges Teknisk-Naturvitenskapelige Universitet (NTNU) våren 2010. Problemstillingen for oppgaven ble utarbeidet i samarbeid med Professor Arne Nysveen og Voith Hydro.

Under utarbeidelsen av denne prosjektrapporten har vi fått bidrag fra en rekke personer. Vi ønsker å rette en spesiell takk til vår faglærer Professor Arne Nysveen for råd og veiledning. Vi vil også takke Voith Hydro ved Øyvind Holm for hjelp til innsamling av nødvendige generatordata.

**NTNU Trondheim**

**Juni 2010**

---

Aleksander Lundseng

---

Ivar Vikan



## Sammendrag og Konklusjon

**B**akgrunnen for dette prosjektet er det økte behovet for rehabilitering og oppgradering av vannkraftgeneratorer både i Norge og i resten av Europa. Behovet er basert på den store usikkerheten med å fastslå gjenstående levetid for aldrende generatorer, samtidig som at konsekvensene ved et havari ofte vil være store. Kostnadene ved en rehabilitering vil normalt være betydelige lavere enn ved et eventuelt havari. I tillegg kan endret drift og kjøremønster stille nye krav til generatorene.

For å kunne gjennomføre beregninger i forbindelse med en rehabilitering eller oppgradering er det nødvendig med et beregningsprogram. Uten et slikt verktøy blir beregningsprosessene meget tidskrevende og uhåndterlige. Siden slike beregningsprogram ikke var tilgjengelige ble det nødvendig å utvikle et eget beregningsprogram. Programmet GenProg ble derfor utarbeidet med utgangspunkt i formelverket fra høstprosjektet [1]. GenProg er basert på et bredt teoretisk grunnlag og dekker de elektromagnetiske aspektene ved konstruksjon av en synkrongenerator.

For å kontrollere påliteligheten til GenProg ble resultatene fra programmet sammenlignet med testresultater fra produserte maskiner. Denne sammenligningen viser at beregningene fra GenProg stemmer godt med de oppgitte verdiene.

Det anbefales at før GenProg tas i bruk bør *Vedlegg 1 - Oppstartseksempel GenProg* og kapittel 3 - *Programforklaring* leses grundig. Dette for å øke forståelsen for hvordan programmet fungerer, og dermed sikre best mulige resultater fra beregningene.

Videre ble det gjennomført oppgraderinger av to maskiner fra 50- og 60-tallet. Maskin 1 er en motor/generator med 14 poler og en merkeeffekt på 14 MVA. Maskin 2 er en elvekraftgenerator med 44 poler og en merkeeffekt på 27 MVA. Det ble undersøkt forbedringspotensialet ved bytte av statorvikling, bytte av statorblikk, endring av spenning og sportall og ved å øke maskinens utnyttelsessiffer.

Resultatene viser at den største virkningsgradsøkningen kommer ved bytte av statorvikling og statorblikk (se *Tabell 1*). For viklingen kommer forbedringen av mindre isolasjon og følgelig større kobberareal i sporet. For blikket er det hovedsakelig reduksjonen av de relative tapene som utgjør forbedringen, men også muligheten for å endre for eksempel tannbredde, sporhøyde og kjølekanalene øker forbedringsmulighetene. For maskinene som ble undersøkt i dette prosjektet ga en økning i spenning liten eller ingen gevinst. Det samme gjelder for sportall, dersom sportallet ikke økes sammen med spenningen.

*Tabell 1 – De viktigste resultatene fra oppgraderingene. Alternativ 1: Bytte av statorvikling. Alternativ 2: Bytte av statorvikling og blikk. Alternativ 3: Bytte av statorvikling og blikk, og med fri spenning og sportall. Alternativ 4: Økning av maskinens utnyttelsessiffer.*

	Virkningsgrader [%]	
	Maskin 1	Maskin 2
Opprinnelig	97,10	97,59
Alt. 1	97,26	97,71
Alt. 2	97,56	97,86
Alt. 3	97,56	97,91
Alt. 4	98,28	97,81

Dersom statorvikling og statorblikk byttes vil dette føre til en svært lite belastet maskin. Det anbefales at dersom generatorene oppgraderes bør muligheten for økning av ytelse undersøkes, selv om dette i mange tilfeller forutsetter bytte av feltvikling.

## Innholdsfortegnelse

<i>Forord</i> .....	vii
<i>Sammendrag og Konklusjon</i> .....	ix
1. <i>Innledning</i> .....	15
2. <i>Symbolliste</i> .....	17
3. <i>Beregningsprogrammet GenProg</i> .....	27
3.1. <i>Inputs</i> .....	28
3.1.1. <i>Required Values</i> .....	28
3.1.2. <i>Optional Values</i> .....	28
3.1.3. <i>Slot Dimensions</i> .....	28
3.1.4. <i>Pole Dimensions</i> .....	29
3.2. <i>Statorberegninger</i> .....	29
3.2.1. <i>Diameter og Jernlengde</i> .....	29
3.2.2. <i>Valg av Sportall</i> .....	30
3.2.3. <i>Valg av Antall Parallele Kretser</i> .....	30
3.2.4. <i>Valg av Antall Vindinger per Vikling</i> .....	30
3.2.5. <i>Valg av Spenning</i> .....	30
3.2.6. <i>Beregning av Sporet</i> .....	30
3.2.7. <i>Valg av Skrittlengde</i> .....	31
3.2.8. <i>Ytterdiameter</i> .....	31
3.2.9. <i>Beregning av Viklingsresistans</i> .....	31
3.3. <i>Rotorberegninger</i> .....	32
3.3.1. <i>Beregning av Dempeviklingen</i> .....	32
3.3.2. <i>Ekvivalent Luftgap</i> .....	32
3.3.3. <i>Poldimensjoner</i> .....	33
3.3.4. <i>Magnetiske Beregninger</i> .....	33
3.3.5. <i>Ankerreaksjonsinduktanser</i> .....	33
3.3.6. <i>Lekkinduktanser</i> .....	34
3.3.7. <i>Magnetiseringsbehov</i> .....	34
3.3.8. <i>Feltviklingens Konstruksjon</i> .....	34
3.4. <i>Tapsberegninger</i> .....	35
3.4.1. <i>Kobbertap</i> .....	35
3.4.2. <i>Jerntap</i> .....	35
3.4.3. <i>Magnetiseringstap</i> .....	35
3.4.4. <i>Tilleggstap</i> .....	36
3.4.5. <i>Lager og Viftetap</i> .....	36

3.5.	Termiske Beregninger .....	36
3.5.1.	<i>Beregning av Nødvendig Kjøleluft</i> .....	36
3.5.2.	<i>Beregning av Maskinens Varmeledningsmotstander</i> .....	37
3.5.3.	<i>Termisk Konduktansmatrise</i> .....	37
3.5.4.	<i>Varmestrømsmatrise</i> .....	37
3.5.5.	<i>Termisk Resistansmatrise</i> .....	37
3.5.6.	<i>Friksjonsmatrise</i> .....	37
3.5.7.	<i>Temperaturmatrise</i> .....	37
3.6.	Reaktanser og Tidskonstanter .....	38
3.6.1.	<i>Transiente Reaktanser</i> .....	38
3.6.2.	<i>Transiente Tidskonstanter</i> .....	38
3.7.	Mekaniske Beregninger .....	38
3.7.1.	<i>Svingmoment</i> .....	39
3.7.2.	<i>Total Maskinvekt</i> .....	39
3.8.	Outputs .....	39
4.	<i>Formelverk</i> .....	41
4.1.	Inputs .....	41
4.2.	Statorberegninger .....	42
4.3.	Rotorberegninger .....	50
4.4.	Tapsberegninger .....	62
4.5.	Termiske beregninger .....	65
4.6.	Induktanser og tidskonstanter .....	68
4.7.	Mekaniske beregninger .....	72
4.8.	Sluttresultat .....	72
5.	<i>Resultater Program</i> .....	73
6.	<i>Oppgradering</i> .....	75
6.1.	Bytte av Vikling .....	75
6.2.	Bytte av Statorblikk og Statorvikling .....	76
6.3.	Optimalisering ved Fri Spenning og Sportall .....	77
6.4.	Øke Ytelsen på Generatoren .....	78
7.	<i>Resultat Oppgradering</i> .....	79
7.1.	Maskin 1 .....	79
7.2.	Maskin 2 .....	80
8.	<i>Diskusjon Program</i> .....	81
8.1.	Maskin 1 .....	82
8.2.	Maskin 2 .....	82



9.	<i>Diskusjon Oppgradering</i> .....	83
9.1.	Maskin 1 .....	83
9.1.1.	<i>Opprinnelig Maskin</i> .....	83
9.1.2.	<i>Alternativ 1 - Bytte av Vikling</i> .....	83
9.1.3.	<i>Alternativ 2 - Bytte av Statorblikk og Vikling</i> .....	84
9.1.4.	<i>Alternativ 3 - Optimalisering med Fri Spenning og Sportall</i> .....	86
9.1.5.	<i>Alternativ 4 - Økt Ytelse</i> .....	88
9.2.	Maskin 2 .....	89
9.2.1.	<i>Opprinnelig Maskin</i> .....	89
9.2.2.	<i>Alternativ 1 - Bytte av Vikling</i> .....	91
9.2.3.	<i>Alternativ 2 - Bytte av Statorblikk og Statorvikling</i> .....	92
9.2.4.	<i>Alternativ 3 - Optimalisering med Fri Spenning og Sportall</i> .....	93
9.2.5.	<i>Alternativ 4 - Ny Generator</i> .....	95
10.	<i>Konklusjon</i> .....	97
11.	<i>Referanseliste</i> .....	99
12.	<i>Vedlegg</i> .....	101
Vedlegg 1	Oppstartseksempel for GenProg .....	103
Vedlegg 2	Maskin 1 - Opprinnelige Inputverdier .....	105
Vedlegg 3	Maskin 1 - Opprinnelige Outputverdier .....	107
Vedlegg 4	Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 1 .....	111
Vedlegg 5	Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 1 .....	113
Vedlegg 6	Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 2 .....	117
Vedlegg 7	Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 2 .....	119
Vedlegg 8	Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 3 .....	123
Vedlegg 9	Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 3 .....	125
Vedlegg 10	Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 4 .....	129
Vedlegg 11	Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 4 .....	131
Vedlegg 12	Maskin 2 - Opprinnelige Inputverdier .....	135
Vedlegg 13	Maskin 2 - Opprinnelige Outputverdier .....	137
Vedlegg 14	Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 1 .....	141
Vedlegg 15	Maskin 2 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 1 .....	143
Vedlegg 16	Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 2 .....	147
Vedlegg 17	Maskin 2 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 2 .....	149
Vedlegg 18	Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 3 .....	153
Vedlegg 19	Maskin 2 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 3 .....	155
Vedlegg 20	Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 4 .....	159

Vedlegg 21	Maskin 2 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 4 .....	161
Vedlegg 22	Isolasjonstykkelser for hovedisolasjon.....	165
Vedlegg 23	Datablad for generatorblikk M270-50A fra SURA.....	167

## 1. Innledning

Oppgaven har sin bakgrunn i det økte behovet for rehabilitering og oppgradering av generatorene som ble satt i drift under de store vannkraftutbyggingene fra andre verdenskrig og frem til 1980. Behovet er basert på den store usikkerheten med å fastslå gjenstående levetid for generatoren, samtidig som at konsekvensene ved et havari ofte vil være store. Kostnadene ved en rehabilitering vil normalt være betydelige lavere enn ved et eventuelt havari.

For å kunne gjøre gode vurderinger for de forskjellige oppgraderingsalternativene var det nødvendig å sette seg dypt inn i generatorteorien. Den generelle teorien ble gjennomgått i høstprosjektet hvor hver enkelt del av generatorkonstruksjonen ble grundig forklart [1]. Et av resultatene fra dette høstprosjektet var et formelverk som skulle benyttes til å utarbeide et beregningsprogram for synkrongeneratorer. Formelverket har i dette prosjektet blitt videreutviklet for å være tilpasset ønsket beregningsprosedyre for beregningsprogrammet.

Formålene med denne Masteroppgaven er å lage et beregningsprogram basert på høstprosjektet, samt å sette seg inn i forskjellige oppgraderingsalternativ for en synkrongenerator. Vurderingene av oppgraderingsalternativene skal basere seg på generatorteorien og resultater fra beregningsprogrammet. For å kontrollere påliteligheten til programmet skal resultatene kontrolleres opp i mot tidligere konstruerte maskiner.

Oppgraderingsalternativene skal undersøkes for to eksisterende maskiner. En motor/generator fra et pumpekraftverk produsert på 1950-tallet med 14 poler og en merkeeffekt på 14 MVA (Maskin 1). I tillegg skal det undersøkes en saktegående generator med 44 poler og en merkeeffekt på 27 MVA (Maskin 2) som ble produsert på 1960-tallet.

Mye av arbeidet med denne rapporten er basert på høstprosjektet. Det anbefales derfor at leseren setter seg inn i den gjennomgatte teorien i rapporten fra høstprosjektet.



## 2. Symbolliste

$a$	- Faktor for beregning av pollekkfluks
$A_{cuD}$	- Kobberverrsnitt av en dempestav
$A_{cus}$	- Kobberverrsnitt av en statorvikling
$a_f$	- Forhold mellom midlere og maks vindingslengde for feltviklingen
$A_f$	- Kobberverrsnitt av en feltvinding
$A_{fnf}$	- Totalt kobberverrsnitt for en pol
$A_{min}$	- Minste kjøleluftareal
$a_{th}$	- Varmeoverføringskoeffisient
$a_s$	- Avstandene mellom de to ytterste dempestavene på en pol
$A_s$	- Ankerbelastning for stator
$A'_s$	- Estimert ankerbelastning ut i fra utnyttelsessiffer
$A_{scm}$	- Ankerbelastning for stator i centimeter
$A'_{s\delta}$	- Midlertidig ankerbelastning brukt til beregning av riktig utnyttelsessiffer
$b_{cs}$	- Bredden på en kjølekanal i stator
$b_{cu}$	- Total kobberbredde i et spor
$b_{cuf}$	- Kobberbredde for en feltvinding
$b_{cus}$	- Bredden av en deller i statorviklingen
$b_d$	- Tannbredde
$B_d$	- Maksimal flukstetthet i en tann
$b_D$	- Sporåpning for en dempestav
$b_{dmax}$	- Maksimal tannbredde
$b_{dmin}$	- Minimal tannbredde
$B_{drmn}$	- Minste tannindusjon
$B_{drmx}$	- Største tannindusjon
$B_\delta$	- Flukstetthet i luftgapet
$b_f$	- Indre bredde for feltvikling
$b_i$	- Isolasjonstykkelse mellom feltvikling og polkjerne inkl. klaring
$b_{if}$	- Isolasjonstykkelse mellom hver feltvinding
$b_{pk}$	- Bredden av polkjerne
$B_{pmx}$	- Største polindusjon
$b_{ps}$	- Bredden av polsko
$B_{dmx}$	- Største tillatte tannindusjon
$b_u$	- Sporbredde
$b_u/b_d$	- Forholdet mellom sporbredde og tannbredde
$b_v$	- Bredden av en kjølekanal i stator
$b_{ve}$	- Ekvivalent bredde på kjølekanal
$B_{ymx}$	- Største tillatte flukstetthet i statoråk
$B_{yr}$	- Største flukstetthet i rotorring
$B_{ys}$	- Største flukstetthet i statoråk

$C$	- Utnyttelsessiffer
$C_2$	- Midlertidig utnyttelsessiffer for beregning av riktig utnyttelsessiffer
$C_{2\delta}$	- Midlertidig utnyttelsessiffer for beregning av riktig utnyttelsessiffer
$C_m$	- Faktor for beregning av luftfriksjonstap
$C_{m2}$	- Faktor for beregning av luftfriksjonstap
$c_p$	- Spesifikk varmekapasitet for kjøleluft
$\text{Cos}\varphi$	- Effektfaktor
$D^2l$	- Faktor for beregning av diameter og lengde
$D^4l$	- Faktor for beregning av diameter og lengde
$D_f$	- Gjennomsnittlig diameter for feltviklingen
$D_i$	- Indre stator diameter, luftgaps diameter
$d_{icu}$	- Dellelederisolasjon for statorvikling
$d_{ij}$	- Jordisolasjon/hovedisolasjon for statorviklingen
$d_{iw}$	- Vindingsisolasjon for statorvikling (hvis formspole, vanligvis=0)
$D_{ps}$	- Diameter gjennom midten av polskoene
$D_r$	- Rotorringen midlere diameter
$D_{ri}$	- Ytre diameter på aksling
$d_{rs}$	- Bredde på røbelseparator
$D_{ry}$	- Rotorringens ytre diameter
$dT_{mx}$	- Største tillatte temperaturstigning for statorvikling
$D_y$	- Ytre stator diameter
$E_b$	- Relativ magnetisering
$E_i$	- Relativ induert spenning
$\text{Eff}$	- Virkningsgrad
$E_Q$	- Del av induert q-akse spenning
$f$	- Frekvens
$F_a$	- Drivende amperevindinger for ankerreaksjon
$F_\delta$	- Amperevindingsbehov for luftgap
$F_{eOld}$	- Variabel for bruk av "gammelt" blikk
$F_g$	- Geometrisk faktor for beregning av viskøse og sentrifugale krefter for kjøleluft i luftgap
$f_j$	- Faktor som beskriver forhold mellom netto og brutto jernlengde
$f_{sp}$	- Faktor for temperaturberegning
$f_w$	- Estimert gjennomsnittlig viklingsfaktor
$F_w$	- Største felles faktor i forholdet antall spor/antall poler

$g$	- Gjennomsnittlig faseforskyvning mellom to staver i et spor
$G$	- Termisk konduktansmatrise
$G_{add}$	- Tilleggsvekt p.g.a. aksling, støttestruktur, tilleggsdeler, etc...
$GD^2$	- Svingmoment
$GD_{add}^2$	- Tillegg i svingmoment p.g.a. nav, bremsering, ventilatorer, etc...
$GD_{flywheel}^2$	- Svingmoment for svinghjul
$GD_p^2$	- Svingmoment for polene med feltvikling
$GD_r^2$	- Svingmoment for rotorring
$G_f$	- Vekt av feltvikling
$G_{flywheel}$	- Vekt av svinghjul
$G_{pk}$	- Vekt av polkjerne
$G_{pkpm}$	- Vekt av polkjerne per meter
$G_{ps}$	- Vekt av polsko
$G_{pspm}$	- Vekt av polsko per meter
$G_r$	- Vekt av rotor
$G_{sw}$	- Vekt av statorvikling
$G_{tot}$	- Total vekt
$h_{cu}$	- Total kobberhøyde i et spor
$h_{cuf}$	- Høyden av en felvinding
$h_{cus}$	- Høyden på en delleder i statorviklingen
$H_{drmn}$	- Minimum feltstyrke i polkjerne
$H_{drmx}$	- Maksimal feltstyrke i polkjerne
$h_{ds}$	- Høyde mellom sporkile og luftgap
$h_f$	- Høyden på feltvikling
$h_{gl}$	- Høyden på glidestrimmel
$h_{kr}$	- Høyde på feltkrave
$h_m$	- Høyde på mellomstrimmel
$h_{pk}$	- Høyde på polkjerne
$h_{ps}$	- Høyde på polsko
$h_{pt}$	- Høyde på poltann
$h_s$	- Høyde av spor
$h_{spk}$	- Høyde på sporkile
$h_{stav}$	- Høyden av en stav
$h_{yr}$	- Høyde av rotorring
$h_{ys}$	- Høyde av rotoråk
$I_c$	- Stavstrøm
$I_{Dtot}$	- Strøm i dempestav
$I_f$	- Feltstrøm
$I_n$	- Statorstrøm
$I_n^2$	- Midlertidig strøm

$k$	- Faktor for beregning av dempestavens resistans referert til stator
$k_C$	- Carter's koeffisient for luftgapet
$k_{Ckj}$	- Carter's koeffisient for kjølekanal
$k_{Cr}$	- Carter's koeffisient for rotorspor
$k_{Cs}$	- Carter's koeffisient for statorspor
$k_d$	- Fordelingsfaktor
$k_f$	- Omregningsfaktor
$k_{Fe}$	- Jernfyllfaktor
$k_{Fed}$	- Faktor for å hensyn til metning i tann
$k_{Fey}$	- Faktor for å hensyn til metning i åk
$k_\phi$	- Faktor for beregning av feltviklingens relative lekkreaktans
$k_l$	- Faktor som tar hensyn til at drivende amperevindinger øker lineært fra bunnen av polen
$k_L$	- Skin-effect faktor for beregning av sporlekkinduktans
$k_m$	- Forholdet mellom maksimal luftgapinduksjon i tomgang og midlere induksjon
$k_{mek}$	- Overflatekonstant som forteller hvor ujevn overflaten er
$k_{mf}$	- Reduksjonsfaktor for pollekkfluks
$K_{mx}$	- Resistansfaktor fr øverste delleder i et spor
$k_p$	- Skrittforkortningsfaktor
$k_{pw}$	- Faktor for beregning av luftfriksjonstap
$k_q$	- Faktor for beregning av ankerreaksjonsreaktansen i q-aksen
$K_{ra}$	- Resistansfaktor for statorvikling
$K_{rad}$	- Resistansfaktor for vikling i spor
$K_{rao}$	- Resistansfaktor for overstav
$K_{rau}$	- Resistansfaktor for understav
$k_{sq}$	- Vridningsfaktoren (skewing)
$k_{vw}$	- Faktor for beregning av lagertap og viftetap
$k_w$	- Viklingsfaktor
$k_{wsv}$	- Harmonisk viklingsfaktor
$l'$	- Ekvivalent jernlengde
$l_{av}$	- Gjennomsnittlig viklingslengde for én statorvikling (to staver)
$l_b$	- Brutto jernlengde
$L_d$	- Tannlekkinduktans
$L'_D$	- Dempeviklingens lekkreaktans referert til stator
$L'_{Dd}$	- Dempeviklingens lekkreaktans i d-akse referert til stator
$L'_{Dq}$	- Dempeviklingens lekkreaktans i q-akse referert til stator
$L_{dt}$	- Transient d-akse induktans
$L_{dtt}$	- Subtransient d-akse induktans
$L_\delta$	- Luftgaplekkinduktans
$L_{\delta v}$	- Luftgaplekkinduktans for v. harmoniske
$L_e$	- Tykkelse av endeplate
$l_{ew}$	- Gjennomsnittlig aksial lengde av endeviklingen



$L_{fmd}$	- Gjennomsnittlig lengde av en feltvinding
$L_{fmx}$	- Maksimal lengde av en feltvinding
$L_{fp}$	- Indre lengde av en feltvikling
$l_{fs}$	- Lengde av en fasevikling
$L_{f\sigma}$	- Feltviklingens lekkinduktans
$L_{ma}$	- Ankerreaksjonsinduktansen
$L_{md}$	- Ankerreaksjonsinduktansen i d-aksen
$L_{mq}$	- Ankerreaksjonsinduktansen i q-aksen
$l_n$	- Netto jernlengde
$L_{qtt}$	- Subtransient q-akse induktans
$l_{rac}$	- Lengde av vikling i spor
$l_{rr}$	- Lengde av rotorring
$l_{th}$	- Termisk konduktivitet
$l_{spolh}$	- Lengden av ett spolehode
$L_{sq}$	- Vridningslekkinduktansen (skew leakage inductance)
$L_{\sigma}$	- Total lekkinduktans
$L_u$	- Sporlekkinduktans
$L_w$	- Spolehodelekkinduktans
$m$	- Antall faser
$m_{ds}$	- Massen til statortenner
$m_{Fe}$	- Total masse til statorblikk (uten tenner)
$M$	- Nødvendig treghetsmoment
$M_2$	- Maskinens treghetsmoment
$n_{dl}$	- Antall delledere per stav
$n_{dlh}$	- Antall delledere i høyden per vinding
$n_{dlp}$	- Antall delledere i parallell per vinding
$N_{Ds}$	- Antall dempestaver per pol
$n_f$	- Vindinger for en feltvikling
$N_p$	- Antall poler
$n_r$	- Ruseturtall
$n_s$	- Nominelt turtall
$N_s$	- Antall vindinger per fase
$N_{sp}$	- Antall statorspor over en rotorpol
$N_u$	- Nusselt nummer
$n_v$	- Antall kjølekanaler
$N_w$	- Antall forskjellige spenningsvektorer for en basevikling
$OB_{ra}$	- Aktuell overflatebelastning for rotorviklingen
$OB_{rt}$	- Tillatt overflatebelastning for rotorviklingen
$OB_{sa}$	- Aktuell overflatebelastning for statorviklingen
$OB_{st}$	- Tillatt overflatebelastning for statorviklingen

$P$	- Maskinens nominelle aktive effekt
$p$	- Antall polpar
$P_{10}$	- Spesifikke jerntap ved 1.0 Tesla
$P_{add}$	- Tilleggstap
$P_{cusac}$	- AC-tap i stator
$P_{cusdc}$	- DC-tap i stator
$P_{Fe}$	- Jerntap
$P_{Fed}$	- Jerntap i tenner
$P_{Fey}$	- Jerntap i åk
$P_{fw}$	- Lager og viftetap
$P_{magn}$	- Magnetiseringstap
$p_{nr}$	- Antall parallelle kretser
$P_{qth}$	- Tap for beregning av nødvendig kjøleluftmengde
$P_r$	- Rotortap
$P_{re}$	- Rotortap i endevikling
$P_{rfl}$	- Rotortap i nominell drift
$P_{rl}$	- Rotortap i luftgap
$P_{ml}$	- Rotortap i tomgang
$P_{\rho w}$	- Luftfriksjonstap
$P_{\rho w1}$	- Luftfriksjonstap i luftgap
$P_{\rho w2}$	- Luftfriksjonstap i endeviklingsområdene
$P_{tot}$	- Totale tap
$P_{warming}$	- Tap for beregning av nødvendig kjøleluftmengde
$q$	- Antall spor per pol og fase
$q_m$	- Antall forskjellige spenningsvektorer per fase
$Q_{min}$	- Minste antall spor i sporfil
$Q_{max}$	- Største antall spor i sporfil
$Q_s$	- Antall spor
$q_{th}$	- Kjøleluftmengde
$R_{ac}$	- AC-resistans
$R_{aco}$	- AC-resistans for overstav
$R_{acu}$	- AC-resistans for understav
$R_{dc}$	- DC-resistans
$R_{dc20}$	- DC-resistans ved 20 °C
$R_{dcprm}$	- DC-resistans per meter
$R_e$	- Reynoldsnummer
$R_f$	- Resistans for feltviklingen
$R_{f20}$	- Resistans for feltviklingen ved 20 °C
$R_{lr\delta}$	- Reynoldsnummer for rotorende
$R_{ls\delta}$	- Reynoldsnummer for rotoroverflate
$R_{mD}$	- Dempeviklingens resistans referert til stator
$R_{mf}$	- Feltviklingens resistans referert til stator

$R_{qth}$	- Termisk resistans for kjøleluften (kjøleluftens evne til å oppta energi)
$r_r$	- Polbueradius
$R_{rdc}$	- Feltviklingens resistans
$R_{ref}$	- Referanseverdi for resistans
$R_{th}$	- Termisk varmeledningsmotstand
$s$	- Skewing
$S_d$	- Minste areal av en statortann
$S_D$	- Tillatt strømtetthet i dempestavene
$S_f$	- Strømtettheten i feltviklingen
$S_n$	- Nominell tilsynelatende effekt
$S_s$	- Strømtettheten i statorviklingen
$S_u$	- Statorsporets areal
$T_a$	- Taylornummer
$T_{am}$	- Modifisert Taylornummer
$T_{dt}$	- Transient d-akse tidskonstant
$T_{dt0}$	- Transient d-akse tidskonstant for <i>open circuit</i>
$T_{dtt}$	- Subtransient d-akse tidskonstant
$T_{dtt0}$	- Subtransient d-akse tidskonstant for <i>open circuit</i>
$Temp$	- Temperaturmatrise
$thc$	- Termisk ledningsevne for den elektriske isolasjonen
$THF$	- <i>Telephone Harmonic Factor</i>
$t_{nr}$	- Antall vindinger per vikling
$T_p$	- Temperaturmatrise
$T_{qtt}$	- Subtransient q-akse tidskonstant
$T_{qtt0}$	- Subtransient q-akse tidskonstant for <i>open circuit</i>
$U_{md}$	- Magnetisk spenningsfall i statortennene
$U_{mdr}$	- Magnetisk spenningsfall i rotorpol
$U_{m\delta}$	- Magnetisk spenningsfall i luftgap
$U_{mtot}$	- Totalt magnetisk spenningsfall
$U_{myr}$	- Magnetisk spenningsfall i rotorring
$U_{mys}$	- Magnetisk spenningsfall i statoråk
$U_n$	- Nominell spenning
$U_{turn}$	- Spenning per vinding i statoren
$V_f$	- Magnetiseringsspenning
$VI_d$	- Vinkelen til d-akse strømmen
$v_i$	- Kjøleluftens hastighet bak statorstavene
$v_{im}$	- Maksimal hastighet på kjøleluften
$v_{mid}$	- Midlere lufthastighet i kjølekanalen
$V_{mx}$	- Maksimal tillatte spenning
$V_{nmx}$	- Maksimal tillatte motroterende spenning

$v_{pl}$	- Kjøleluftens hastighet i polluken
$V_r$	- Periferihastighet ved rusing
$v_y$	- Luftens hastighet i kjølekanalene ved ytre diameter
$W_{ew}$	- Midlere spoleskritt for spolehodet
$W_{ewm}$	- Spoleskritt i meter
$x_{adw}$	- Midlertidig ankerreaksjonsreaktans
$X_d$	- Synkronreaktansen i d-aksen
$X_{d1}$	- Største tillatte transiente reaktans i d-akse
$X_{d2}$	- Minste tillatte subtransiente reaktans i d-akse
$X_{dt}$	- Transiente reaktans i d-akse
$X_{dtt}$	- Subtransiente reaktans i d-akse
$x_{dw}$	- Midlertidig synkronreaktans
$X_f$	- Feltviklingens lekkreaktans
$x_{lw}$	- Midlertidig lekkreaktans
$X_{ma}$	- Ankerreaksjonsreaktans
$X_{md}$	- Ankerreaksjonsreaktans i d-akse
$X_{mq}$	- Ankerreaksjonsreaktans i q-akse
$X_\sigma$	- Lekkreaktansen
$X_q$	- Synkronreaktansen i q-aksen
$X_{qtt}$	- Subtransiente reaktans i q-akse
$y$	- Spoleskritt
$y_Q$	- Relativt spoleskritt
$z_t$	- Antall delledere i høyden i ett spor

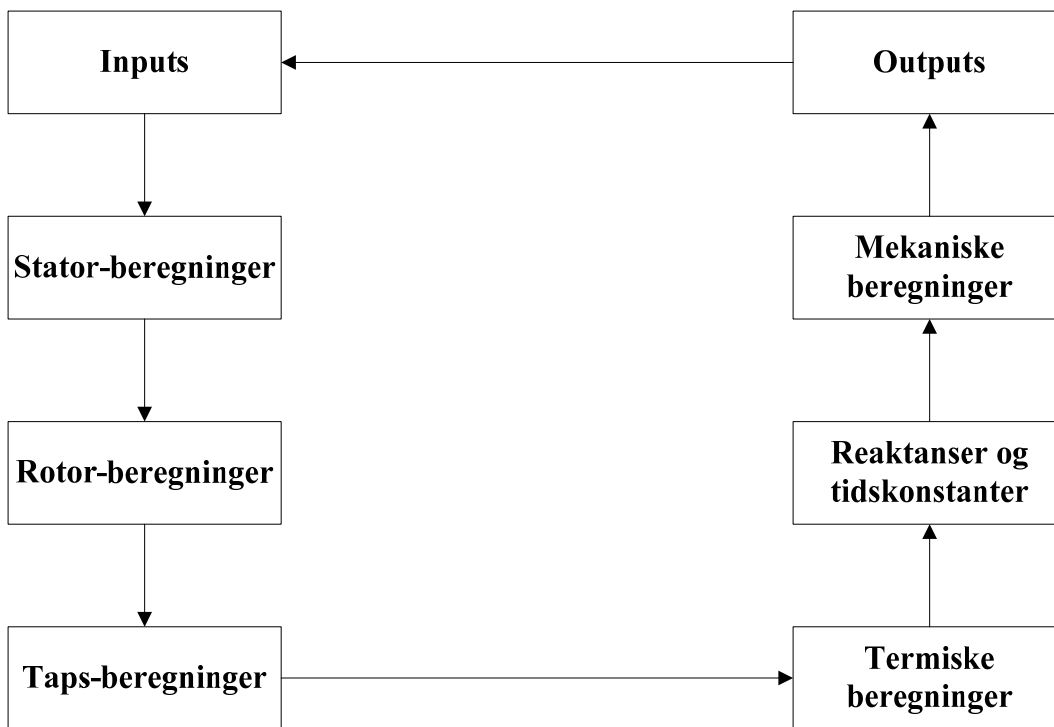
$\alpha_r$	- Relativ polbue
$\alpha_{Kra}$	- Faktor for beregning av $R_{ac}$
$\beta$	- Empirisk konstant for beregning av $GD^2$
$\beta_2$	- Vinkel mellom statorstrøm og q-akse
$\gamma$	- Faktor for å bestemme minimum luftgap
$\gamma_2$	- Halv vinkel mellom to nabopoler i mekaniske grader
$\gamma_{cu}$	- Massetetthet for kobber
$\gamma_{Fe}$	- Massetetthet for jern
$\varepsilon$	- Skrittforkortning i antall spor
$\delta_0$	- Minste luftgap
$\delta_{0e}$	- Minste ekvivalente luftgap
$\delta_2$	- Lastvinkel
$\delta_{de}$	- Ekvivalent luftgap for d-akse
$\delta_{def}$	- Ekvivalent luftgap for d-akse inkludert magnetisk spenningsfall i jern
$\delta_{me}$	- Midlere ekvivalent luftgap
$\delta_{mx}$	- Maksimalt reelt luftgap
$\delta_{qe}$	- Ekvivalent luftgap for q-akse
$\delta_{qef}$	- Ekvivalent luftgap for q-akse inkludert magnetisk spenningsfall i jern
$\zeta$	- Faktor for beregning av $R_{ac}$
$\zeta_d$	- Faktor for beregning av tidskonstant i d-akse
$\zeta_q$	- Faktor for beregning av tidskonstant i d-akse
$\Theta_{mn}$	- Totalt magnetiseringsbehov
$\Theta_\sigma$	- Drivende amperevindinger for pollekkfluks
$\lambda_{air}$	- Termisk konduktivitet for kjøleluften
$\lambda_d$	- Permeansfaktor for en tann
$\Lambda_{Ds}$	- Permeansfaktor for en dempestav
$\lambda_{lew}$	- Permeansfaktor for spolehodet
$\Lambda_{pk}$	- Permeans mellom polkjernene for to nærliggende poler
$\Lambda'_{pk}$	- Permeans mellom polkjernene for to nærliggende poler, tatt hensyn til at forslunget fluks stiger med avstanden fra bunnen av polen
$\Lambda_{ps}$	- Permeans mellom polskoene for to nærliggende poler
$\Lambda_\sigma$	- Total permeans mellom to nærliggende poler
$\lambda_u$	- Permeansfaktor for et spor
$\lambda_w$	- Permeansfaktor for spolehodet
$\mu_0$	- Permeabiliteten til vakuum
$\mu_{air}$	- Viskositeten til luft ved 40 °C
$\mu_{rpk}$	- Relativ permeabilitet til polkjernen
$\mu_{ryr}$	- Relativ permeabilitet til rotorringen
$\xi$	- Redusert lederhøyde
$\rho_{20}$	- Resistiviteten for kobber ved 20 °C
$\rho_{75}$	- Resistiviteten for kobber ved 75 °C
$\rho_{th}$	- Tettheten til luft ved 40 °C
$\sigma_{cu75}$	- Konduktansen til kobber ved 75 °C
$\sigma_f$	- Faktor for beregning av reaktanser

$\tau_{md}$	- Midlere avstand mellom to nærliggende polkjerner
$\tau_{mn}$	- Minste avstand mellom to nærliggende polkjerner
$\tau_{mx}$	- Største avstand mellom to nærliggende polkjerner
$\tau_p$	- Poldeling i meter
$\tau_{pr}$	- Polbuebredde
$\tau_{ps}$	- Poldeling i antall spor
$\tau_{pt}$	- Avstand mellom poltennene til to nærliggende poler
$\tau_r$	- Spordeling for dempeviklingen
$\tau_u$	- Spordeling i meter
$\tau_{ukj}$	- Bredden av en kjølekanal og en blikkpakke
$\tau_{yr}$	- Midlere buelengde rotorringen mellom to nabopoler
$\tau_{ys}$	- Lengden på fluksveien i åket
$\varphi_2$	- Faseforskyvning ved nominell drift
$\varphi_{cu}$	- Faktor for beregning av $R_{ac}$
$\varphi'_\xi$	- Funksjon av $\xi$
$\Phi_d$	- Maksimal fluks gjennom en statortann
$\Phi_m$	- Maksimal fluks gjennom en poldeling
$\Phi_\sigma$	- Pollekkfluks
$\Phi_{\sigma ps}$	- Lekkfluksen over polskoen
$\Psi_{cu}$	- Faktor for beregning av $R_{ac}$
$\Psi'_\xi$	- Funksjon av $\xi$
$\omega$	- Vinkelhastigheten, elektrisk
$\omega_m$	- Vinkelhastigheten, mekanisk

### 3. Beregningsprogrammet GenProg

**D**ette kapitlet tar for seg oppbygningen av konstruksjonsprogrammet GenProg. GenProg er basert på MatLab og Excel. Programmet deles inn i flere mindre programdelar som vist i *Figur 1*. Oppbygningen av hver programdel vil bli forklart for å gi en bedre oversikt over strukturen i programmet.

Fremgangsmåten som blir brukt i dette programmet er én av flere mulige metoder for konstruksjon av synkronmaskiner. Denne fremgangsmåten ble valgt fordi den ble vurdert som mest hensiktsmessig og på grunn av kildetilgangen for denne konstruksjonsmetoden. Beregningene som blir gjennomført av programmet er basert på formelverket i kapittel 4. Forklaringene vil inneholde fremgangsmåte og oppbygging av programmet. Det blir ikke gått i detalj i hver enkelt beregning, da dette blir gjennomgått i kapittel 4.



Figur 1 - Flytdiagram for GenProg

### 3.1. Inputs

GenProg er bygd opp slik at parametrene som MatLab bruker til beregningene leses inn fra en Excel-fil. Filen består av fire tabeller der verdier for generatoren blir skrevet inn. De fire tabellene er:

- *Required Values*
- *Optional Values*
- *Slot Dimensions*
- *Pole Dimensions*

#### 3.1.1. *Required Values*

I denne tabellen skal verdier som programmet **må** ha for å kunne gjøre beregninger på generatoren leses inn. Det eneste unntaket er tregghetsmomentet,  $M$ , fordi denne verdien i noen tilfeller ikke er kjent. Hvis denne verdien settes lik null, vil programmet finne et fornuftig tregghetsmoment for maskinen. Denne bør kun benyttes som et utgangspunkt for å komme i gang med beregningene. Ellers fylles tabellen ut med verdier som oppfyller de krav som ønskes for maskinen.

#### 3.1.2. *Optional Values*

Etter at GenProg har gjennomført en beregning basert på de satte verdiene i tabellen *Required Values* i Input-filen, vil de beregnede generatorparametrene bli skrevet ut til en tilsvarende Output-fil. De resultatene fra Output-filen som virker fornuftig og skal brukes videre i maskinkonstruksjonen kan skrives inn i tabellen *Optional Values*. Hvis noen av verdiene i denne tabellen er kjent kan disse fylles inn før beregningen starter. Verdier som skrives inn (ikke er satt til null) blir da fastsatt men kan endres, om ønskelig, senere i konstruksjonen.

#### 3.1.3. *Slot Dimensions*

I denne tabellen kan det fylles inn ønskelige verdier for statorsporene på generatoren. Programmet er utarbeidet slik at **alle** eller **ingen** verdier i denne tabellen settes. Det er variabelen  $h_s$  som brukes som betingelse for verdiene som er satt skal brukes i beregningen. Hvis ingen av verdiene for sporet er kjent, kan verdiene fra Output-filen brukes som utgangspunkt.



Det er viktig å kontrollere at alle variablene som settes inn er korrekte siden dette ikke blir kontrollert i programmet.

#### 3.1.4. Pole Dimensions

I denne tabellen kan det fylles inn ønskelige verdier for rotorpolen. Her er det mulig å sette variablene enkeltvis. De verdiene som ikke brukes skal settes lik null. Det er også her viktig å kontrollere at alle verdiene som fylles inn er riktig.

### 3.2. Statorberegninger

I denne programbiten vil nødvendige beregninger for statoren gjennomføres. Statorberegningene består i hovedsak av:

- Valg av diameter og jernlengde
- Valg av sportall
- Valg av antall parallelle kretser
- Valg av antall vindinger per vikling
- Valg av spenning
- Beregning av sporet
- Valg av skrittlengde
- Beregning av ytterdiameter
- Beregning av vinklingsresistans

Hvis programmet kjøres når sportall, antall parallelle kretser, antall vindinger per vikling og skrittlengden ikke er valgt, må disse verdiene bestemmes og skrives inn i kommandovinduet i "MatLab" før beregningene fortsetter. Programmet gir beskjed dersom disse verdiene skal skrives inn.

#### 3.2.1. Diameter og Jernlengde

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Utnyttelsessifferet
- Svingmomentet
- Indre statordiameter
- Brutto jernlengde

Indre diameter og brutto jernlengde er viktige parametere som brukes i videre beregninger av både stator og rotor.

### 3.2.2. *Valg av Sportall*

Hvis sportall ikke er satt i tabellen *Optional Values* i input-filen vil programmet beregne mulige sportall for forskjellige antall parallelle kretser for den aktuelle maskinen. Sportallene som blir beregnet av programmet blir lagt i en egen excel-fil, *sporfil.xls*. Brukeren kan da gå inn i filen for å finne ønsket sportall. I kommandovinduet i MatLab vil det komme spørsmål om hvor mange spor som er ønsket. Dette må skrives inn før beregningen forsetter.

### 3.2.3. *Valg av Antall Parallele Kretser*

Etter at antall spor er valgt må antall parallelle kretser for maskinen velges. Hvilke antall parallelle kretser som er aktuelle for valgt sportall kan leses ut i fra *sporfil.xls*. Det vil også her komme spørsmål i kommandovinduet om hvor mange parallelle kretser som er ønsket. Dette må skrives inn før beregningen forsetter.

### 3.2.4. *Valg av Antall Vindinger per Vikling*

For å øke spenningen i generatoren kan det i være aktuelt å velge flere vindinger per vikling. Dette må bestemmes og skrives inn i kommandovinduet før beregningen kan fortsette.

### 3.2.5. *Valg av Spenning*

Ut i fra satte verdier fra *Optional Values* og statorberegningene vil programmet beregne en ”fornuftig” spenning for generatoren.

### 3.2.6. *Beregning av Sporet*

Dersom sporet ikke settes vil programmet beregne dimensjoner på sporet og delledere samt tykkelse på isolasjon ut i fra antall spor, strømtetthet i stator, spenning og forholdet  $b_u/b_d$ . Dersom det benyttes formspole vil programmet velge kun én delleleder i bredden.

### 3.2.7. Valg av Skrittlengde

Når verdiene over er valgt kan skrittlengden for viklingen (spoleskrittet) velges. Denne velges ut fra poldeling i antall spor og ønsket relativt spoleskritt. Poldelig i antall spor blir oppgitt i MatLab-vinduet før spoleskrittet skal skrives inn.

### 3.2.8. Ytterdiameter

Ut i fra den ønskede flukstettheten for åket som er satt i input-filen, vil den nødvendige høyden på åket og ytterdiameter for generatoren bli beregnet.

### 3.2.9. Beregning av Viklingsresistans

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- DC-resistans
- Resistansfaktorer for viklingen
- AC-resistans

For at DC-resistansen skal beregnes korrekt er det viktig at lengden på viklingen blir korrekt. Hvis viklingslengden ikke er ført inn i tabellen, *Optional Values*, blir viklingslengden beregnet empirisk ut i fra maskinens lengde, diameter og spoleskritt. Erfaring viser også at det er fornuftig å legge til ca. 6 % [11] på DC-resistansen på grunn av høyere resistans i forbindelser. Programmet beregner også egne resistansfaktorer for hele viklingen, kun sporet og for øverste delleder i sporet. I tillegg er kobberarealet redusert med 2 % [11] på grunn av avrundede hjørner på delledere.

### 3.3. Rotorberegninger

Her skal alle beregninger for rotoren utføres. Rotorberegningene er delt inn i følgende programbiter:

- Beregning av dempevikling
- Ekvivalent luftgap
- Poldimensjoner
- Magnetiske beregninger
- Ankerreaksjonsinduktanser
- Lekkinduktanser
- Magnetiseringsbehov
- Feltviklingens konstruksjon

#### 3.3.1. *Beregning av Dempeviklingen*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Spordelingen for rotorsporene
- Antall dempestaver
- Total strøm per dempestav
- Kobberareal per dempestav

Grunnen til at dette er det første som beregnes for rotoren er at spordelingen for rotoren må være kjent før ekvivalent luftgap beregnes.

#### 3.3.2. *Ekvivalent Luftgap*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Carterskoeffisient for statorspor
- Carterskoeffisient for rotorspor
- Ekvivalent luftgap

I tillegg blir sporåpningen for dempeviklingen bestemt. Denne er som utgangspunkt satt til 3mm [11].

### 3.3.3. Poldimensjoner

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Bredden på polskoen
- Bredden på polkjernen
- Foreløpig høyde på polkjernen
- Midlere ekvivalent luftgap

Høyden av polkjernen må beregnes fra en empirisk formel (se formel (4.3.9)). Dette kommer av at for å beregne denne eksakt må maskinens magnetiseringsbehov være kjent. Denne formelen er i programmet justert med erfaringstall. Polskohøyden over senter av polen blir satt til 5 cm [11].

### 3.3.4. Magnetiske Beregninger

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Magnetisk spenningsfall for luftgapet
- Magnetisk spenningsfall for statortennene
- Magnetisk spenningsfall for åket
- Magnetisk spenningsfall for rotorpolen
- Magnetisk spenningsfall for rotorring
- Totalt magnetisk spenningsfall for maskinen

For å beregne det magnetiske spenningsfallet i de forskjellige maskindelen må feltstyrken gjennom hele delen, samt lengden på fluksveien gjennom maskindelen, beregnes. Dersom feltstyrken endrer seg gjennom maskindelen kan det være hensiktsmessig å integrere feltstyrken over fluksveien. For å gjøre dette benyttes et eget program kalt *Int.m* som må ligge i samme mappe som *GenProg.m*. Det er lagt inn metningskurver for rotor- og statorblikk for å ta hensyn til metning i maskinen.

### 3.3.5. Ankerreaksjonsinduktanser

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Ankerreaksjonens induktans og reaktans i d-aksen
- Ankerreaksjonens induktans og reaktans i q-aksen

Grunnen til at ankerreaksjonsreaktansen blir beregnet her og ikke i programdelen *Reaktanser og tidskonstanter* er at ankerreaksjonsreaktansen må være kjent for at maskinens totale magnetiseringsbehov skal kunne beregnes.

### 3.3.6. *Lekkinduktanser*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Luftgapslekkinduktansen
- Sporlekkinduktansen
- Tannlekkinduktansen
- Spolehodelekkinduktansen
- Vridningslekkinduktansen (skewing)
- Maskinens totale lekkinduktans

Som for ankerreaksjonsreaktansen trengs også lekkinduktansen for å finne maskinens totale magnetiseringsbehov.

### 3.3.7. *Magnetiseringsbehov*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Relativ magnetisering
- Relativ indusert spenning
- Maskinens totale magnetiseringsbehov

Når magnetiseringsbehovet er beregnet kan man dimensjonere feltviklingen og finne en ny høyde på polkjernen.

### 3.3.8. *Feltviklingens Konstruksjon*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Feltviklingens bredde
- Feltviklingens høyde
- Ny polkjerne høyde
- Høyden av en feltvinding
- Arealet av en feltvinding
- Gjennomsnittlig lengde av feltviklingen

- Nødvendig magnetiseringsstrøm
- Polklaring

Etter at ny polkjerne høyde er beregnet må denne sammenlignes med tidligere antatte verdi. Dersom avviket er for stort må beregningene gjennomføres på nytt med den nye polkjerne høyden.

### 3.4. Tapsberegninger

I denne delen av programmet blir tapene beregnet. Tapene består av følgende deler:

- Kobbertap
- Jerntap
- Magnetiseringstap
- Tilleggstap
- Lager og Viftetap

#### 3.4.1. *Kobbertap*

I følge IEC 34-1 [5] skal kobbertapene beregnes ved 75°C. For å få korrekte kobbertap er det viktig at resistansen for viklingen blir korrekt beregnet.

#### 3.4.2. *Jerntap*

Jerntapene blir beregnet ut i fra egenskapene til generatorens blikk. Hvis ikke noe annet er spesifisert i *Optional Values*, blir blikket SURA M270-50A brukt (se vedlegg 23). I tabellen *Optional Values* er det også mulig å legge inn blikk med spesifisert tap, i W/kg, ved 1 Tesla. I tillegg kan det benyttes en ”typisk” metningskuve fra 60-tallet ved å sette FeOld=1 i *Optional Values*.

#### 3.4.3. *Magnetiseringstap*

Disse tapene er beregnet empirisk til 7 % [17] av kobbertapene i rotor ved nominell drift.

#### 3.4.4. Tilleggstep

For en synkrongenerator er tilleggstepene vanligvis i område 0,1 til 0,2 % [2] av levert effekt. I programmet er den satt til 0,15 % av levert effekt. Tilleggstepene består av:

- Strøtap i statorkonstruksjon
- Strøtap i endeplater
- Strøtap i spolehodene
- Strøtap i polhatten
- Børstetap

#### 3.4.5. Lager og Viftetap

Beregning av lagertap og viftetap er vanskelig å beskrive med et generelt uttrykk. Lagertapene er i avhengig av turtall, opplagringstype, lagerdiameter og antall lager på akslingen, noe som varierer fra maskin til maskin. Viftetapene er avhengige av kjøleluftmengde og hvordan kjølekretsen er konstruert. Disse tapene må derfor undersøkes i hvert enkelt tilfelle. Lager og viftetapene blir derfor beregnet empirisk.

### 3.5. Termiske Beregninger

For å kunne konstruere en maskin er det viktig å vite hva temperaturene i maskinen vil bli. De termiske beregningene er delt inn i følgende programbiter:

- Beregning av nødvendig kjøleluft
- Beregning av maskinens varmeledningsmotstander
- Maskinens konduktansmatrise
- Varmestrømsmatrise
- Termisk resistansmatrise
- Friksjonsmatrise
- Temperaturmatrise

#### 3.5.1. Beregning av Nødvendig Kjøleluft

For å beregne nødvendig kjøleluft benytter programmet en iterasjonssløyfe som øker kjøleluftmengden til alle maskintemperaturene er innenfor tillatte temperaturstigning. Kjøleluftmengden kan også settes i *Optional Values*.



### 3.5.2. *Beregning av Maskinens Varmeledningsmotstander*

Her beregnes alle varmeledningsmotstandene i maskinens termiske ekvivalentkrets. Usikkerhetsmomentet i disse beregningene er ofte overgangstallene til luft, samt beregning av Taylornummer.

### 3.5.3. *Termisk Konduktansmatrise*

Med utgangspunkt i maskinens termiske ekvivalentkrets settes det opp en termisk konduktansmatrise. Denne matrisen beskriver det termiske nettverket for maskinen.

### 3.5.4. *Varmestrømsmatrise*

Tapene i maskinen som må ledes ut gjennom maskinens termiske ekvivalentkrets betraktes som varmemestrømmer, og plasseres i en matrise ut fra hvilken node varmemestrømmen kommer inn i.

### 3.5.5. *Termisk Resistansmatrise*

Denne resistansmatrisen tilhører den ytre kretsen (kjøleluften). Resistansene representerer kjøleluftens evne til å oppta energi (varme fra omgivelsene).

### 3.5.6. *Friksjonsmatrise*

Denne matrisen bestemmer i hvilke noder friksjonstapene skal inkluderes.

### 3.5.7. *Temperaturmatrise*

Temperaturmatrisen inneholder temperaturene i nodene i den termiske ekvivalentkretsen. Noen av disse temperaturene representerer de reelle temperaturer i maskinen og er oppgitt i Output-filen.

### 3.6. Reaktanser og Tidskonstanter

Her blir maskinens transiente reaktanser og tidskonstanter beregnet. Denne programdelen er delt inn i følgende programbiter:

- Transiente reaktanser
- Transiente tidskonstanter

#### 3.6.1. *Transiente Reaktanser*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Feltviklingens resistans
- Feltviklingens relative lekkreaktans
- Transiente reaktanser
- Transiente induktanser

Induktansverdiene for feltvikling og dempevikling må refereres over til statoren før de transiente reaktansene kan beregnes.

#### 3.6.2. *Transiente Tidskonstanter*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Dempeviklingens resistans
- Dempeviklingens lekkinduktans
- Transiente tidskonstanter

Her må resistansverdiene for feltvikling og dempevikling refereres til stator før tidskonstantene kan beregnes.

### 3.7. Mekaniske Beregninger

Det har ikke blitt lagt stor vekt på mekaniske beregninger i dette prosjektet. De mekaniske beregningene er delt inn i følgende programbiter:

- Svingmoment
- Total maskinvekt

### 3.7.1. *Svingmoment*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Svingmoment for poler og feltviklinger
- Svingmoment til rotorring
- Tillegg for nav, bremsering, ventilatorer, svinghjul og støttestrukturer.
- Maskinens totale svingmoment

Usikkerheten i beregningene ligger hovedsakelig i rotorringen og tilleggene.

### 3.7.2. *Total Maskinvekt*

De viktigste parametrene som blir beregnet i denne programbiten er:

- Vekt av polkjernene
- Vekt av feltvikling
- Vekt av statorvikling
- Tilleggsvekt
- Maskinens totale vekt

Her blir totalvekten justert empirisk for å beregne vekt av det som ikke inngår direkte i den elektromagnetiske konstruksjonen. Dette omfatter innkapsling, rammeverk og tilsvarende.

## 3.8. Outputs

I denne programdelen blir alle nødvendige parametre fra maskinberegningen skrevet ut til et Excel-ark med navnet *Output.xls*. Det er viktig at malen til denne filen er lagret i samme mappe som *GenProg.m* for at forklaringene til utskriften skal komme med.



## 4. Formelverk

I dette kapittelet vil formelverket som er grunnlaget for GenProg gjennomgås. Det er tatt utgangspunkt i formelverket fra *Beregning av Vannkraftgeneratorer* [1]. Det ble under utarbeidelsen av GenProg gjort en rekke forbedringer i det opprinnelige formelverket.

I det oppgraderte formelverket er det tatt i bruk flere kilder og et bredere teoretisk grunnlag for å sikre et mer pålitelig resultat. Formelverket er godt egnet som grunnlag for å utvikle et beregningsprogram for synkrongeneratorer i størrelsesorden 10 – 50 MVA. Gjennom utarbeidelsen av GenProg har formelverket blitt kontrollert og verifisert med reelle verdier fra konstruerte maskiner.

Dette kapittelet inneholder begrenset med teori, og er ment som et rent formelverk. For utfyllende teori henvises det til *Beregning av Vannkraftgenerator* [1] og øvrige kilder (se referanseliste).

### 4.1. Inputs

For å kunne konstruere en generator må følgende maskinparametere være gitt før konstruksjonen starter:

- Aktiv effekt,  $P$
- $\cos \varphi$
- Spenning,  $U$  (kan være gitt)
- Krav til tregghetsmoment
- Mekanisk turtall,  $n$  (eller antall poler,  $N_p$ )
- Frekvens,  $f$
- Krav til synkronreaktanser
- Temperaturkrav

## 4.2. Statorberegninger

### 4.2.1. Diameter og jernlengde [1][9][11]

Først bestemmes utnyttelsesfaktoren som erfaringsmessig er gitt som

$$C = \frac{S[KVA]}{D_i^2 \cdot l_b \cdot n} \quad (4.2.1)$$

$$C = 0,02 \cdot S \cdot [MVA] + 5,6 \quad (4.2.2)$$

der

- $D_i$  er luftgapdiameter
- $l_b$  er brutto jernlengde

Utnyttelsesfaktoren er basert på erfaring og brukes til å bestemme et utgangspunkt for luftgapdiameter og brutto lengde. Utnyttelesesfaktoren brukes også til å beregne produktet  $D^2l$ .

$$D^2l = \frac{KVA}{C \cdot n_s} \quad (4.2.3)$$

Svingmomentet  $GD^2$  for en rotor er gitt som

$$GD^2 = \beta \cdot D_i^4 \cdot l_b \quad (4.2.4)$$

der

$\beta$  er en konstant som forteller om massetettheten i rotor (om den er sylindrisk eller massiv). Dette har en tendens til å forandre seg med poltallet og er erfaringsmessig gitt som

$$\beta = -0,03 \cdot Np + 2,9 \quad (4.2.5)$$

For å oppfylle krav til svingmasse kan  $GD^2$  beregnes som

$$GD^2 = 2 \cdot 10^3 \cdot \frac{P[kW]}{n_s^2} \quad [t \cdot m^2] \quad (4.2.6)$$

Ved høyt turtall og liten diameter kan uttrykket over gi for høy  $GD^2$ . Da blir det nødvendig å krysme maskinen og ha et svinghjul for å få en optimal konstruksjon.

Det blir da mulig å beregne  $D_i^4 \cdot l_b$  fra ligning (4.2.4), (4.2.5) og (4.2.6)

Et utgangspunkt for diameteren og brutto jernlengde kan da beregnes som

$$D_i = \sqrt{\frac{D_i^4 \cdot l_b}{D_i^2 \cdot l_b}} \quad (4.2.7)$$

$$l_b = \frac{D_i^2 \cdot l_b}{D_i^2} \quad (4.2.8)$$

Hvis sentrifugalkreftene blir for store vil det føre til at den mekaniske konstruksjonen blir vanskelig. For å unngå dette bør den ikke periferihastigheten på yttersiden av rotor,  $V_r$ , ikke overstiger 150 m/s.

$$V_r = \pi \cdot D_i \cdot \frac{n_r}{60} \quad (4.2.9)$$

der

- $n_r$  er ruseturtallet til generatoren [o/min].

#### 4.2.2. Valg av vikling og sportall [1][2][11]

Når antall spor i stator skal velges, er det viktig at det blir likt antall spor per fase for at maskinen skal være i balanse.

$$\frac{Q_s}{2 \cdot m} \text{ og } \frac{Q_s}{p_{nr}} \text{ er et heltall} \quad (4.2.10)$$

der

- $Q_s$  er antall statorspor
- $p_{nr}$  er antall parallelle kretser

Viklingsbalansen kan videre undersøkes ved å se på antall spor pr. pol.

$$\frac{Q_s}{Np} = \frac{F_W \cdot N_W}{F_W \cdot D_W} \quad (4.2.11)$$

der

- $F_W$  er største felles nevner for brøken
- $N_W$  er antall forskjellige spenningsvektorer over  $D_W$  poler

Spordelingen,  $\tau_u$ , for maskinen kan bestemmes som

$$\tau_u = \frac{\pi \cdot D}{Q_s} \quad (4.2.12)$$

Poldelingen,  $\tau_p$ , kan også bestemmes

$$\tau_p = \frac{\pi \cdot D}{2 \cdot p} \quad (4.2.13)$$

Etter at spordelingen er bestemt kan det antas et utgangspunkt for sporbredde og tannbredde. Forholdet  $b_u/b_d$  ligger vanligvis i området 0,55 til 0,75.

#### 4.2.3. Valg av spenning og ankerbelastning [1][11]

Ut i fra utnyttelsessifferet er det mulig å finne en estimert ankerbelastning,  $A'_s$ .

$$A'_s = \frac{C \cdot 60 \cdot k_m \cdot 10}{\pi^2 \cdot k_f \cdot f_w \cdot \frac{f_j}{1 + b_u/b_d} \cdot B_t} \quad [At / cm] \quad (4.2.14)$$

der

-  $k_f$  er konstant lik  $\frac{\pi}{2\sqrt{2}} \approx 1,11$

-  $k_m$  er forholdet mellom maksimal og midlere flukstetthet og er lik  $\frac{\pi}{2}$

-  $f_w$  er viklingsfaktor (gjennomsnittlig rundt 0,925)

-  $f_j$  er netto jernlengde (vanligvis rundt 0,8-0,85)

Fra ankerbelastningen kan strømmen i en stav bestemmes.

$$I_c = \frac{A'_s \cdot \tau_u}{2} \quad (4.2.15)$$

Når et utgangspunkt for strømmen i en stav er estimert må antall parallelle kretser bestemmes for å beregne hva spenningen på generatoren blir. Når dette er valgt kan spenningen beregnes som

$$U_n = \frac{S_n}{I \cdot p_{nr} \cdot \sqrt{3}} \quad (4.2.16)$$



#### 4.2.4. Oppbygning av sporet [1][11]

Når sporbredden,  $b_u$ , og strømmen er bestemt kan resten av dimensjonene for sporet bestemmes. Målet er å få mest mulig kobber i sporet for å redusere resistansen i viklingen mest mulig. Hvilke verdier som må bestemmes er vist i *Figur 2*. Siden sporbredden er bestemt er det sporthøyden som må varieres for å få nok plass i sporet. Det er i hovedsak temperaturen som er begrensningen for sporet. Tillatt overflatebelastning for sporet kan beregnes empirisk som

$$W/cm^2 = (0,135 - 0,003 \cdot U) \cdot (1 + 0,02(\Delta T - 60)) \quad (4.2.17)$$

der

- U er spenning i kV
- $\Delta T$  er tillatt temperaturstigning

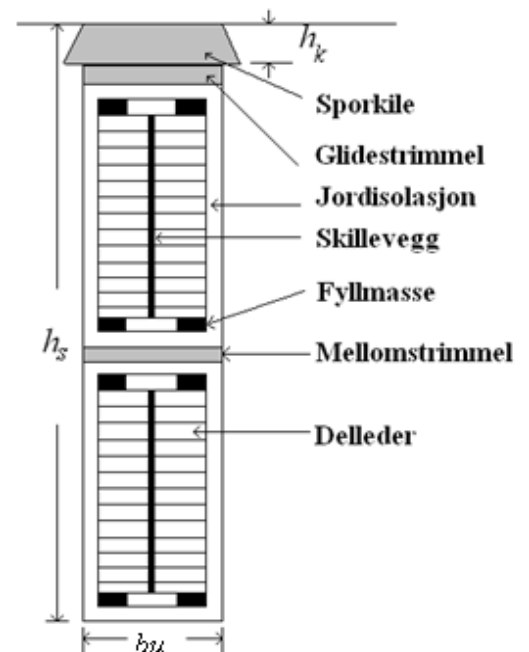
Etter at dimensjonene på sporet er bestemt kan den aktuelle overflatebelastningen beregnes som (antar at det ikke er strømfortrengning):

$$W/cm^2 = \frac{2,1 \cdot 10^{-6} \cdot I_n^2}{A_{Cu,s} (b_u + h_s - h_k)} \quad (4.2.18)$$

der

$$A_{Cu,s} = 0,98 \cdot b_{delle} \cdot h_{delle} \cdot n_{delle} \quad [cm^2] \quad (4.2.19)$$

Strømtettheten i stator bør kontrolleres for å unngå at den blir for høy. For en luftkjølt maskin ligger den vanligvis mellom 2 [A/mm<sup>2</sup>] og 4,5 [A/mm<sup>2</sup>].



*Figur 2 - Viser utsnitt av et spor med tolagsvikling hvor det er brukt røbelstav, [1]*

## 4.2.5. Beregning av Ytre Diameter og Jernlengder [1][2][6][8][11][14][15]

I dette avsnittet skal ytre diameter på statoren og netto og brutto jernlengde bestemmes.

Først skal fordelingsfaktoren beregnes. For en generator med  $60^\circ$  fasebelte og

$$k_d = \frac{\sin \frac{\pi}{6}}{q' \sin \frac{\pi}{q' \cdot 6}} \quad (4.2.20)$$

der  $q'$  er antall forskjellige spenningsvektorer per fase og kan beregnes som

$$q' = \frac{Q_s}{m \cdot F_w} \quad (4.2.21)$$

For å redusere harmoniske komponenter i fluksen og for å redusere viklingslengden legges viklingen ut med forkortet skritt ( $y / y_Q$  bør ligge mellom 0,8 og 0,85 for å redusere 5.- og 7. harmoniske mest mulig). Skrittforkortningsfaktoren kan beregnes som

$$k_p = \sin \left( \frac{y}{y_Q} \frac{\pi}{2} \right) = \sin \left( \frac{W}{\tau_p} \frac{\pi}{2} \right) \quad (4.2.22)$$

Hvis  $q$  velges som et helt tall er det nødvendig å skråstille sporene for å redusere sporharmonisk fluks. Dette reduserer den totale fluksen gjennom maskinen. Skewingfaktoren (faktor for skråstilling) kan beregnes som.  $s$  bør velges til 1. spor for å redusere mest mulig av den harmoniske fluksen

$$k_{sqv} = \frac{\sin \left( \frac{s}{\tau_{ps}} \frac{\pi}{2} \right)}{\frac{s}{\tau_{ps}} \frac{\pi}{2}} \quad (4.2.23)$$

der  $\tau_{ps}$  er poldelingen i antall spor

Den totale viklingsfaktoren blir da lik

$$k_w = k_d \cdot k_p \cdot k_{sq} \quad (4.2.24)$$

Effektivverdien til den grunnharmoniske fluksen kan beregnes som

$$e = N_s \cdot k_w \frac{d\hat{\Phi}_m}{dt} \Rightarrow \quad (4.2.25)$$

$$\hat{\Phi}_m = \frac{U_n}{4 \cdot k_f \cdot k_w \cdot f \cdot N_s} \quad (4.2.26)$$

der

- $N$  er antall vindinger i serie per fase
- $f$  er frekvensen til fluksen

Antar en flukstetthet i luftgapet,  $\hat{B}_\delta = 0,9 T$

For en synkronmaskin der polen er formet for å produsere en sinusformet flukstetthet i luftgapet kan luftgapet beregnes empirisk som

$$\delta \geq \gamma \cdot \tau_p \cdot \frac{A_a}{\hat{B}_\delta} = \gamma \cdot \tau_p \cdot \frac{A'_s}{\hat{B}_\delta} \quad (4.2.27)$$

der  $\gamma = 4 \cdot 10^{-7}$

Ekvivalent netto jernlengde kan da beregnes som

$$l' = l - n_v \cdot b_{ve} + 2\delta \quad (4.2.28)$$

der

- $n_v$  er antall kjølekanaler
- $b_{ve}$  er ekvivalent bredde på luftgapet
- $n_v = l/0,048$ , antar bredde på blikkpakke pluss kjølekanal lik 48 mm og  $n_v$  rundes av til nærmeste heltall.

Den ekvivalente bredden av kjølekanalen når det er tatt hensyn til Carterskoeffisienten blir

$$b_{ve} = k_{c,kj} \cdot b_v = \frac{\tau_{u,kj}}{\tau_{u,kj} - \frac{b_v/\delta}{5 + b_v/\delta} \cdot b_v} \cdot b_v \quad (4.2.29)$$

der

- $b_v$  er bredde på kjølekanal
- $\tau_{u,kj}$  er bredde på blikkpakke pluss kjølekanal

Beregner den reelle maksimale flukstettheten i luftgapet

$$\hat{B}_\delta = \frac{\pi \cdot \hat{\Phi}_m \cdot f_w}{2 \cdot l' \cdot \tau_p} \quad (4.2.30)$$

Sammenlign denne med tidligere antatt verdi.

Netto reell jernlengde,  $l_n$ , blir da

$$l_n = l - n_v \cdot b_v \quad (4.2.31)$$

Den totale lengden på stator kan beregnes som

$$l = l_n + l_{kjølekanal} = l_n + n_v \cdot b_v \quad (4.2.32)$$

For å beregne høyden på statoråket må det først bestemmes en ønsket flukstetthet for åket,  $B_y$ , i tomgang.

Høyden på åket,  $h_y$ , kan da bestemmes som

$$h_y = \frac{\hat{\Phi}_m}{2 \cdot 0,95 \cdot l_n \cdot B_y} \quad (4.2.33)$$

Ytre diameter på åket,  $D_y$ , blir da

$$D_y = D + 2(h_s + h_a) \quad (4.2.34)$$

Etter at innholdet i sporet er bestemt kan resistansen til viklingen beregnes som:

$$R = R_{ac} + R_{dc} \quad (4.2.35)$$

$$R_{dc} = \rho_{75} \cdot \frac{l_{av}}{A_{cu}} \quad (4.2.36)$$

der

- $l_{av}$  er lengden på faseviklingen
- $A_{cu}$  er kobberarealet

$R_{ac}$  for den delen av viklingen som ligger i sporet kan beregnes som

$$K_{rad} = f_{icu} + \frac{(2 \cdot t_{nr} \cdot n_{dlh})^2 - 1}{3} \cdot p_{sicu} \quad (4.2.37)$$

$$R_{ac} = R_{dc,spolehode} + R_{dc,spor} \cdot K_{rad} \quad (4.2.38)$$

$$K_{ra} = \frac{R_{ac}}{R_{dc}} \quad (4.2.39)$$

der

- $f_{icu} = zeta \cdot \frac{\sinh(2 \cdot zeta) + \sin(2 \cdot zeta)}{(\cosh(zeta) + \sin(zeta))}$
- $p_{sicu} = 2 \cdot zeta \cdot \frac{\sinh(zeta) - \sin(zeta)}{(\cosh(zeta) + \sin(zeta))}$

$$- \quad \zeta = \sqrt{\pi^2 \cdot f \cdot 4 \cdot 10^{-7} \left(\frac{1}{\rho_{75}}\right) \cdot \frac{b_{cu}}{b_u} \cdot h_{cus}}$$

- $n_{dlh}$  er antall delledere i høyden i sporet
- $\rho_{75} = 2,165 \cdot 10^{-8}$
- $b_{cu}$  er total kobberbredde i sporet
- $b_u$  er sporbredde
- $h_{cus}$  er dellederhøyden

Husk å ta hensyn til eventuelle parallelle kretser ved beregning av resistans.

### 4.3. Rotorberegninger

#### 4.3.1. Beregninger av dempeviklingen [1][2][11][18]

Velger minimum 6 dempestaver per pol. Ut fra dette velges  $\tau_r = (0,82 - 0,88)\tau_s$  eller  $\tau_r = 1,15\tau_s$  for å redusere sporharmoniske komponenter. Areal per dempestav beregnes ut fra  $A_r = 0,2 \cdot A_s$  og  $S_D = 3A / \text{mm}^2$ . Dersom det tas hensyn til at dempeviklingens bredde ikke er lik polbredden, blir maksimal strøm per dempestav:

$$I_{D,tot} = \frac{0,2 \cdot A_s \cdot 0,7 \cdot \tau_p \cdot (1 - 2 / (ND_S + 2))}{ND_S} \quad (4.3.1)$$

Nødvendig tverrsnitt blir da

$$A_{cu,D} = \frac{I_{D,tot}}{S_D} \quad (4.3.2)$$

#### 4.3.2. Ekvivalent luftgap [1][2]

Nå kan Carterskoeffisienten for rotorsporene beregnes til

$$k_{Cr} = \frac{\tau_r}{\tau_r - \frac{b_D / \delta}{5 + b_D / \delta} \cdot b_D} \quad (4.3.3)$$

Carterskoeffisienten for statorsporene blir

$$k_{Cs} = \frac{\tau_u}{\tau_u - \frac{b_1 / \delta}{5 + b_1 / \delta} \cdot b_1} \quad (4.3.4)$$

Total Carterskoeffisient blir da

$$k_C = k_{Cr} + k_{Cs} \quad (4.3.5)$$

og ekvivalent luftgap kan finnes fra følgende formel:

$$\delta_e = \delta_{0e} = k_C \cdot \delta \quad (4.3.6)$$

## 4.3.3. Poldimensjoner [1][2][11][18]

Velger så polskoform til enbuet polsko der polbredden  $\tau_{pr} = 0,7 \cdot \tau_p$  og radiusen  $r_r = 0,7 \cdot r_s = 0,7 \cdot D/2$ . Som utgangspunkt settes høyde på polskoen og poltannen til henholdsvis  $h_{ps} = 5 \text{ cm}$  og  $h_{pt} = 2,8 \text{ cm}$ . Bredden på polkjernen settes foreløpig til  $b_{pk} = 1,8 \cdot h_a$ , og polskobredden beregnes ut fra

$$b_{ps} = 2 \cdot \alpha_r \cdot D_i / 2 \cdot \sin(\tau_{pr} / (2 \cdot \alpha_r \cdot D_i / 2)) \quad (4.3.7)$$

Beregner midlere luftgap ut fra følgende formel:

$$\delta_{me} = \delta_e + \frac{1}{3}(\delta_{\max} - \delta_e) = \delta_e \left[ 1 + \frac{1}{3} \left( \frac{\delta_{\max}}{\delta_e} - 1 \right) \right] \quad (4.3.8)$$

For enbuet polsko regnes  $\delta_{\max} / \delta_{\min} = \delta_{\max} / \delta_e = 1,5$ . Høyden av polkjernen i centimeter finnes foreløpig fra empiriske betraktninger til

$$h_{pk} = 2 \cdot 1,2 + \sqrt{\frac{2,1 \cdot 10^{-6} \cdot 0,935}{\left(0,22 + 0,0055 \cdot \frac{\pi D n}{60}\right) [1 + 0,016(\Delta T - 60)] \cdot 5,1}} \cdot \frac{1,1 \cdot 2 \cdot \hat{B}_\delta \cdot 1,9}{\pi \mu_0} \delta_{0e} \quad (4.3.9)$$

I programmet har dette uttrykket blitt justert empirisk.

## 4.3.4. Magnetiske beregninger [1][2][9][11][15][18]

Videre skal alle de magnetiske spenningsfallene for maskinen beregnes. Først beregnes spenningsfallet over luftgapet.

$$U_{m,\delta} = \frac{\hat{B}_\delta}{\mu_0} \cdot \delta_{0e} \quad (4.3.10)$$

Magnetisk spenningsfall for en statortann kan finnes som

$$U_{m,d} = \int_0^{h_d} H(B_d) \cdot dl \quad (4.3.11)$$

der BH-karakteristikken til blikket må oppgis på formen  $H(B)$ . Begynner med å finne Maksimal flukstetthet i tannen, tannens miste og største areal, samt tannfluksen.

$$\hat{B}_d = \frac{l_b \tau_u}{S_d} \hat{B}_s \cdot 0,99 \quad (4.3.12)$$

$$S_d = k_{Fe} (l - n_v b_v) b_d \quad (4.3.13)$$

$$S_u = l' \tau_u - k_{Fe} (l - n_v b_v) b_d \quad (4.3.14)$$

Maksimal flukstetthet i tannen er en forenkling siden fluksen som går i sporet er tatt hensyn til som én prosent av den totale fluksen. Beregninger viser at fluksen som går i sporet utgjør 0,85 % ved 1,7 tesla og 1,24 % ved 1,9 tesla. Dette er tatt med i formel (4.3.12) som faktoren 0,99. Videre er tannfluksen gitt av:

$$\hat{\Phi}_d = S_d \hat{B}_d \quad (4.3.15)$$

Det magnetiske spenningsfallet blir på formen

$$U_{m,d} = \int_0^{h_d} H(\hat{B}_d) \cdot dh = \int_0^{h_d} (u + v\hat{B}_d + w\hat{B}_d^2 + x\hat{B}_d^3 + y\hat{B}_d^4 + z\hat{B}_d^5) \cdot dh \quad (4.3.16)$$

der

$$\hat{B}_d = \frac{\hat{\Phi}_d}{S_d} = \frac{\hat{\Phi}_d}{k_{Fe} (l - n_v b_v) b_d(h)} \quad (4.3.17)$$

der

$$b_d(h) = b_{d,\min} + \left( \frac{b_{d,\max} - b_{d,\min}}{h_s} \right) \cdot h \quad (4.3.18)$$

Selve integralet løses ved hjelp av en *quad*-funksjon for å redusere tidsbruken.

Magnetisk spenningsfall for åket kan finnes som

$$U_{m,ys} = \int_d^q H(B_{ys}) dl \quad (4.3.19)$$

der

$$B_{ys}(x) = \hat{B}_{ys} \sin \theta = \frac{\hat{\Phi}_m}{2S_{ys}} \sin \theta = \frac{\hat{\Phi}_m}{2k_{Fe} (l - n_v b_v) h_{ys}} \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot \tau_{ys}} \cdot x\right) \quad (4.3.20)$$

Dette gir

$$U_{m,ys} = \int_0^{\tau_{ys}} H(B_{ys}(x)) dx \quad (4.3.21)$$



For å kunne beregne det magnetiske spenningsfallet i rotorpolen må først pollekkfluksen og foreløpig drivende amperevindinger beregnes. For å gjøre dette må målene for polen beregnes.

$$\gamma = \frac{180}{2p} \quad (4.3.22)$$

$$\tau_{pt} = 2\left(\frac{D_i}{2} - \delta_0 - h_{ps}\right) \sin \gamma - b_{ps} \cos \gamma \quad (4.3.23)$$

$$\tau_{mx} = 2\left(\frac{D_i}{2} - \delta_0 - h_{ps}\right) \sin \gamma - b_{pk} \cos \gamma \quad (4.3.24)$$

$$\tau_{md} = 2\left(\frac{D_i}{2} - \delta_0 - h_{ps} - \frac{h_{pk}}{2}\right) \sin \gamma - b_{pk} \cos \gamma \quad (4.3.25)$$

$$\tau_{mn} = 2\left(\frac{D_i}{2} - \delta_0 - h_{ps} - h_{pk}\right) \sin \gamma - b_{pk} \cos \gamma \quad (4.3.26)$$

Videre kan permeansen mellom polskoene og polkjernene beregnes.

$$\Lambda_{ps} = 4\mu_0 \cdot [l_b \left( \frac{0,5 \cdot \delta_{mx} + h_{pt}}{\tau_{pt}} + \frac{b_{ps} - b_{pk}}{\tau_{pt} + \tau_{mx}} \right) + \frac{(h_{pt} + 2h_{ps})b_{ps}}{3(\tau_{pt} + \frac{\pi}{4}b_{ps})}] \quad (4.3.27)$$

$$\Lambda_{pk} = 4\mu_0 \cdot k_l \left( \frac{l_b h_{pk}}{\tau_{md}} + \frac{b_{pk} h_{pk}}{\tau_{md} + \frac{\pi}{4}b_{pk}} \right) \quad (4.3.28)$$

der

$$k_l = \frac{1}{a^2} \left(1 + \frac{a}{2}\right) [a - \ln(1 + a)] \quad (4.3.29)$$

$$a = \frac{\tau_{mx}}{\tau_{mn}} - 1 \quad (4.3.30)$$

Den totale permeansen finnes som summen av de to permeansene.

$$\Lambda_{\sigma} = \Lambda_{ps} + \Lambda_{pk} \quad (4.3.31)$$

Høyden på rotorringen kan bestemmes ved:

$$h_{yr} = \frac{\hat{\Phi}_m}{2 \cdot k_{Fe} \cdot l_b} \quad (4.3.32)$$

Rotorringens ytre diameter blir:

$$D_{yr} = D_i - 2 \cdot (\delta_0 + h_{ps} + h_{pk}) \quad (4.3.33)$$

Her beregnes også integrasjonsveien i rotorringen:

$$\tau_{yr} = \frac{\pi(D_{ryi} - h_{yr})}{2p} \quad (4.3.34)$$

Videre må den relative magnetiseringen beregnes. Samtidig beregnes den relative induerte spenningen. For å beregne dette trengs en foreløpig verdi for ankerreaksjonsreaktans og lekkreaktans. Til dette benyttes Westgaards beregninger.

Bestemmer først relativt spoleskritt.

$$y = \frac{W_W \cdot N_p}{Q_S} \quad (4.3.35)$$

der  $W_W$  er spoleskrittet i antall spor. Videre bestemmes ankerreaksjonens strømforslyngning.

$$F_a = \frac{2,7 \cdot k_W \cdot I_n \cdot N_S}{N_p} \quad (4.3.36)$$

Det magnetiske spenningsfallet i luftgapet kan beregnes som:

$$F_\delta = \frac{\hat{B}_\delta \cdot \delta_{0e}}{1,256 \cdot 10^{-6}} \quad (4.3.37)$$

Fra dette kan ankerreaksjonsreaktansen og lekkreaktansen beregnes.

$$X_{ad} = \frac{F_a}{F_\delta} \cdot 0,835 \quad (4.3.38)$$

$$X_\sigma = 6,54 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{F_a l_b}{\hat{\Phi}_m k_W^2} \cdot \left( \frac{N_p}{Q_S (3y+1)} \cdot \frac{(h_s + d_{icu} + d_{ij} + 2h_{spk})}{b_u} + \frac{3,6}{N_p} (3y+1) \frac{D_i}{l_b} \right) + 1,1 \cdot \frac{F_a}{F_\delta} \left( \frac{N_p}{Q_S} \right)^2 + \left( \frac{N_p \delta_{me}}{D_i} \right)^2 \cdot \frac{X_{ad}}{2} \quad (4.3.39)$$

Videre kan den relative magnetiseringen og den relative induerte spenningen beregnes.

$$E_b = \sqrt{(1 + X_d \sin(\arccos(\cos \phi)))^2 + (X_d \cos \phi)^2} \quad (4.3.40)$$

$$E_i = \sqrt{(1 + X_\sigma \sin(\arccos(\cos \phi)))^2 + (X_\sigma \cos \phi)^2} \quad (4.3.41)$$

Foreløpig drivende amperevindinger for pollekkfluksen kan nå finnes som:

$$\hat{\Theta}_\sigma = E_i \cdot \frac{\hat{U}'_m + \frac{\hat{\Phi}_m}{\mu_{r,pk} \cdot b_{pk} \cdot l_b} + \frac{\hat{\Phi}_m \tau_{yr}}{2k_{Fe} l h_{yr} \cdot \mu_{r,yr}}}{1 - \frac{(2\Lambda_\sigma - \Lambda_{pk})}{2\mu_{r,pk} \cdot b_{pk} \cdot l_b} - \frac{\Lambda_\sigma \tau_{yr}}{2k_{Fe} l h_{yr} \cdot \mu_{r,yr}}} \quad (4.3.42)$$

der

$$\hat{U}'_m = \hat{U}_{m\delta} + \hat{U}_{m,d} + \frac{\hat{U}_{m,ys}}{2} \quad (4.3.43)$$

og den relative permeabiliteten til polkjernen antas som 1000, og for rotorringen som 2000.

Fra dette kan pollekkfluksen beregnes som

$$\hat{\Phi}_\sigma = \Lambda_\sigma \hat{\Theta}_\sigma \quad (4.3.44)$$

For å finne flukstettheten i toppen av polen må også lekkfluksen for polskoene finnes separat.

$$\hat{\Phi}_{\sigma,ps} = \Lambda_{ps} \hat{\Theta}_\sigma \quad (4.3.45)$$

Fra dette kan flukstettheten i bunnen og i toppen av polkjernen finnes som maksimal og minimal flukstetthet i polkjernen.

$$\hat{B}_{dr,max} = \frac{E_i \cdot \hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma}{b_{pk} l_b} \quad (4.3.46)$$

$$\hat{B}_{dr,min} = \frac{E_i \cdot \hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_{\sigma,ps}}{b_{pk} l_b} \quad (4.3.47)$$

Bruker videre  $H(B)$  for å finne  $H_{dr,max}$  og  $H_{dr,min}$  når det er tatt hensyn til metningen. Det magnetiske spenningsfallet finnes til slutt som

$$U_{m,dr} = \frac{H_{dr,max} + H_{dr,min}}{2} \cdot h_{pk} \quad (4.3.48)$$

Det blir her forenklet ved å linearisere metningskurven i det aktuelle området, noe som ikke gir vesentlig store avvik. Til slutt beregnes den magnetiske spenningen i rotorringen.

$$\hat{U}_{m,yr} = \int_q^d H \cdot dl = \hat{H}_{yr}(\hat{B}_{yr}) \cdot \tau_{yr} \quad (4.3.49)$$

der

$$\hat{B}_{yr} = \frac{\hat{\Phi}_p}{2S_{yr}} = \frac{E_i \cdot \hat{\Phi}_m + \hat{\Phi}_\sigma}{2k_{Fe} l_b h_{yr}} \quad (4.3.50)$$

Både for rotorring og for rotorpolen må det benyttes metningskurver for det aktuelle blikket som har blitt brukt, og ikke samme metningskurve som for statorblikket.

Det totale magnetiske spenningsfallet kan finnes som

$$U_{m,tot} = I_{fDC} N_f = \hat{U}_{m,\delta} + \hat{U}_{m,d} + \hat{U}_{m,dr} + \frac{\hat{U}_{m,ys}}{2} + \frac{\hat{U}_{m,yr}}{2} \quad (4.3.51)$$

## 4.3.5. Ankerreaksjonsinduktanser [1][9][11][18]

Ankerreaksjonsreaktansen i per unit og ankerreaksjonsinduktansen finnes ut fra følgende formler:

$$X_{ma} = \frac{\mu_0 \cdot m \cdot k_w \cdot q \cdot t_{nr} \cdot I_n}{k_f \cdot p_{nr} \cdot \delta_{0e} \cdot B_\delta} \quad (4.3.52)$$

$$L_{ma} = \frac{X_{ma} R_{ref}}{\omega} \quad (4.3.53)$$

For å bestemme reaktansverdiene for d- og q-akse må  $k_d$  og  $k_q$  oppgis. Dette er faktorer som varierer med polskoform og luftgap. Her vil de settes til faste verdier lik  $k_d=0,835$  og  $k_q=0,47$ . Nå kan ankerreaksjonsreaktansen i d- og q-akse beregnes.

$$X_{md} = k_d X_{ma} \quad (4.3.54)$$

$$X_{mq} = k_q X_{ma} \quad (4.3.55)$$

## 4.3.6. Lekkinduktanser [1][2][4][7][9][11][18]

Før magnetiseringsbehovet i fullast kan beregnes må også lekkinduktansene beregnes. Den første lekkinduktansen som beregnes er luftgapekkinduktansen som består av både zig-zag induktansen og belt-leakage induktansen.

$$L_\delta = \frac{\mu_0}{\pi} \frac{m}{\delta_{def}} D l' \left( \frac{N_s}{p} \right)^2 \sum_{\substack{v=-\infty \\ v \neq 1}}^{v=+\infty} \left( \frac{k_{wsv}}{v} \right)^2 \quad (4.3.56)$$

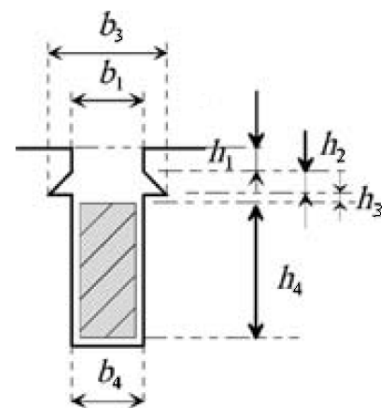
Videre må sporlekkinduktansen beregnes.

$$L_u = \frac{4m}{Q} \mu_0 l' N^2 \lambda_u \quad (4.3.57)$$

For tolagsvikling blir permeansfaktoren

$$\lambda_u = k_L k_1 \frac{h_4 - h'}{3b_4} + k_2 \left( \frac{h_3}{b_4} + \frac{h_1}{b_1} + \frac{h_2}{b_4 - b_1} \ln \frac{b_4}{b_1} \right) + \frac{h'}{4b_4} \quad (4.3.58)$$

der



Figur 3 - Viser benevnelse på spordimensjoner, [2]

$$k_1 = \frac{5+3g}{8} \quad (4.3.59)$$

$$k_2 = \frac{1+g}{2} \quad (4.3.60)$$

$$g = \frac{1}{2 \frac{\tau_p}{3}} \left[ 2\varepsilon\tau_p \cdot 0,5 + 2 \left( \frac{\tau_p}{3} - \varepsilon\tau_p \right) \cdot 1 \right] = 1 - \frac{3}{2} \varepsilon \quad (4.3.61)$$

- $\varepsilon$  er skrittforkorting i antall spor

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

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

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

- $\xi$  er redusert lederhøyde
- $z_t$  er antall delledere oppå hverandre

$$\xi = h_4 \sqrt{\omega \mu_0 \sigma \frac{b_{cu}}{2b_4}} \quad (4.3.65)$$

- $\sigma$  er lederens spesifikke konduktivitet
- $b_{cu}$  er bredden av lederen i sporet

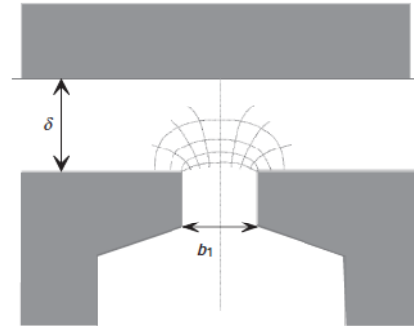
Neste lekkinduktans er tannlekkinduktansen. Den beregnes på samme måte som sporlekkinduktansen, men det må finnes en ny permeansfaktor.

$$\lambda_d = k_2 \frac{5 \left( \frac{\delta}{b_1} \right)}{5 + 4 \left( \frac{\delta}{b_1} \right)} \quad (4.3.66)$$

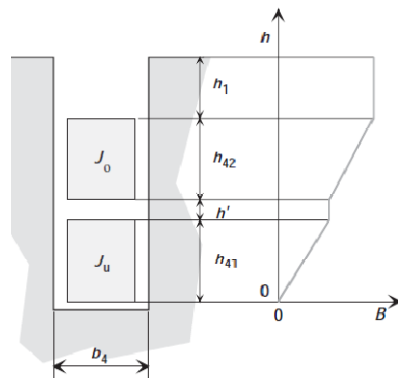
der  $k_2$  fortsatt er gitt av

$$k_2 = (1+g)/2 \quad (4.3.67)$$

Tannlekkinduktansen finnes da fra



Figur 4 - Viser oppdeling dersom det benyttes tolagsvikling, [2]



Figur 5 - Viser tannlekkfluksen, [2]

$$L_d = \frac{4m}{Q} \mu_0 l' N^2 \lambda_d \quad (4.3.68)$$

Videre skal spolehodeinduktansen beregnes.







$$L_w = \frac{4m}{Q} q N^2 \mu_0 l_w \lambda_w \quad (4.3.69)$$

der

$$l_w \lambda_w = 2l_{ew} \lambda_{lew} + W_{ew} \lambda_w \quad (4.3.70)$$

Permeansfaktorene  $\lambda_{lew}$  og  $\lambda_w$  kan finnes i tabellen under.

Tabell 2 - Permeansfaktorer for beregning av spolehodeinduktans [2]

Cross-section of end winding	Nonsalient-pole machine		Salient-pole machine	
	$\lambda_{lew}$	$\lambda_w$	$\lambda_{lew}$	$\lambda_w$
	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

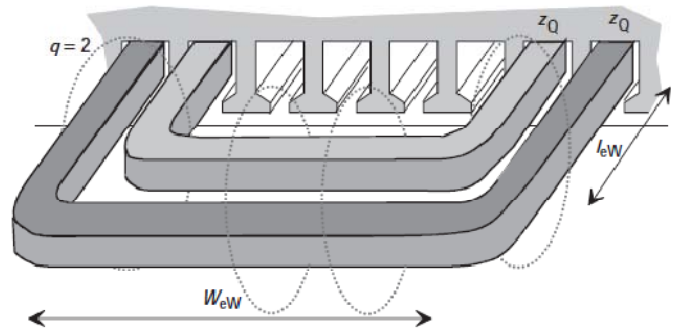
Den siste lekkinduktansen som beregnes her er vridningslekkinduktansen (skew leakage inductance) dersom dette blir benyttet i maskinen. Den kan beregnes ved

$$L_{sqv} = (1 - k_{sqv}^2) L_m \quad (4.3.71)$$

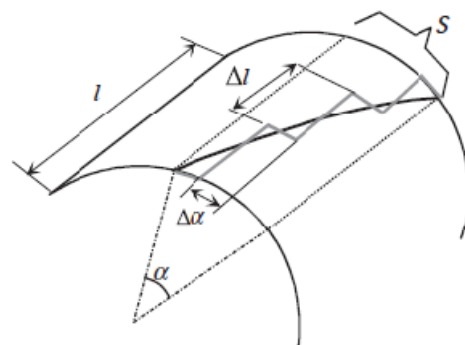
der

$$k_{sqv} = \frac{\sin\left(v \frac{s}{\tau_p} \frac{\pi}{2}\right)}{v \frac{s}{\tau_p} \frac{\pi}{2}} \quad (4.3.72)$$

Det må beregnes en induktans for alle



Figur 6 - Viser benevninger i forbindelse med beregning av spolehodeinduktans, [2]



Figur 7 - Viser skewing av en stav, [2]

harmoniske som man ønsker å inkludere.

Ut fra dette kan den totale lekkinduktansen beregnes som

$$L_{\sigma} = L_{\delta} + L_u + L_d + L_w + L_{sq} \quad (4.3.73)$$

#### 4.3.7. Totalt magnetiseringsbehov

Videre kan maskinens totale magnetiseringsbehov beregnes. Det første som må beregnes er vinkelen  $\delta$ . Den kan beregnes som vinkelen til spenningen  $E_Q$ .

$$\underline{E}_Q = \underline{U}_n + (R_{ac} + jX_q)\underline{I}_n \quad (4.3.74)$$

Videre kan d-akse strømmen beregnes som

$$I_d = -I_n \sin \beta \quad (4.3.75)$$

der

$$\beta = \delta + \varphi \quad (4.3.76)$$

og

$$\varphi = \arccos(\cos \varphi_N) \quad (4.3.77)$$

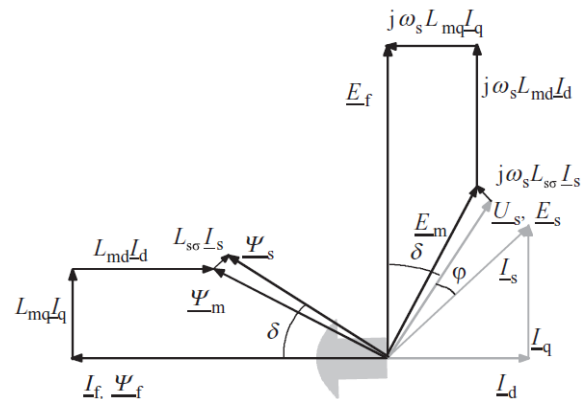
Ut fra dette kan spenningene  $E_f$  og  $E_i$  for maskinen beregnes fra formlene

$$\underline{E}_f = \underline{U}_n + R_{ac}\underline{I}_n + jX_q\underline{I}_n + j(X_d + X_q)\underline{I}_n = \underline{E}_Q + j(X_d + X_q)\underline{I}_d \quad (4.3.78)$$

$$\underline{E}_i = \left| \underline{U}_n + (R_{ac} + jX_{\sigma})\underline{I}_n \right| \quad (4.3.79)$$

Nå kan det totale magnetiseringsbehovet for maskinen i fullast finnes fra

$$\hat{\Theta}_{mn} = \left| E_f \right| \cdot \hat{\Theta}_m \quad (4.3.80)$$



Figur 8 - Vektordiagram for strømmer, spenningsfall og fluksforsyning i en synkrongenerator med utpregede poler, [2]

## 4.3.8. Feltviklingens konstruksjon [1][2][11]

For å bestemme konstruksjonen av feltviklingen benyttes en empirisk formel for tillatte overflatebelastning i rotorviklingen.

$$W / \text{cm}^2 = \left( 0,22 + 0,0055 \cdot \frac{\pi D n}{60} \right) [1 + 0,016(\Delta T - 60)] \quad (4.3.81)$$

der  $\Delta T$  er tillatte temperaturstigning. Etter dette må en del mål for polen og feltviklingen bestemmes. Disse målene er

- Høyde på feltkraven ( $h_{kr} \approx 7\text{mm}$ )
- Isolasjonstykkelse mot pol (inklusive toleranser) ( $b_i \approx 4\text{mm}$ )
- Vindingsisolasjon ( $b_{if} \approx 0,3\text{mm}$ )
- Foreløpig tykkelse av feltspole ( $b_{cuf} \approx 60\text{mm}$ )
- Foreløpig tykkelse av endeplate ( $L_e \approx 25\text{mm}$ )

Målene gitt i parentes er veiledende mål som kan benyttes som mal. Videre oppgis et empirisk forhold mellom midlere og maksimal vindingslengde for feltviklingen.

$$\frac{L_{fmd}}{L_{fmx}} = a_f = 0,935 \quad (4.3.82)$$

Ut fra dette kan høyden av feltspolen beregnes i centimeter til

$$h_f = \sqrt{\frac{2,1 \cdot 10^{-8} \cdot L_{fmd} / L_{fmx}}{(W / \text{cm}^2) \cdot 0,85 \cdot b_{cuf}}} \cdot \hat{\Theta}_{mN} \quad (4.3.83)$$

Det kan nå finnes en ny høyde for polkjernen.

$$h_{pk} = h_f + 2h_{kr} \quad (4.3.84)$$

Denne høyden bør ikke avvike for mye fra den tidligere antatte høyden beregnet i ligning (4.3.9). I beregningsprogrammet vil det her bli gjennomført iterasjoner dersom avviket er for stort. Nå kan nødvendig kobberversnitt finnes.

$$A_f n_f = \frac{2,1 \cdot 10^{-8} \Theta_{mN}^2 \cdot L_{fmd}}{(W / \text{cm}^2) h_f \cdot L_{fmx}} \quad (4.3.85)$$

Finner midlere vindingslengde



$$L_{fmd} = 2(L_f + b_f + 2b_{cuf}) \quad (4.3.86)$$

$$L_f = L_p + 2 \cdot 0,8 \quad (4.3.87)$$

$$b_f = b_{pk} + 2 \cdot 0,4 \quad (4.3.88)$$

Et uttrykk for feltspenningen ved 75°C kan finnes som

$$V_f = \frac{\rho_{cu,75^\circ C} \cdot l}{A} \cdot I_f = 2,1 \cdot 10^{-6} \frac{L_{fmd} n_f 2p}{A_f} \cdot \frac{\hat{\Theta}_{mn}}{n_f} \quad (4.3.89)$$

Bestem så ønsket feltspenning ( $\approx 100V$ ). Antall turn i feltspolen kan dermed beregnes.

$$n_f = \frac{V_f (A_f n_f)}{2,1 \cdot 10^{-8} L_{fmd} \cdot Np \cdot \hat{\Theta}_{mn}} \quad (4.3.90)$$

Bestemmer så høyden av hver feltvinding.

$$h_{cuf} = \frac{h_f - b_{if}(n_f - 1)}{n_f} \quad (4.3.91)$$

der  $b_{if}$  er vindingsisolasjonstykkelsen. Det neste er å beregne bredden av feltvindingen.

$$b_{cuf} = \frac{(A_f n_f)}{n_f h_{cuf}} \quad (4.3.92)$$

Også her bør den beregnede verdien av feltvindingsbredden sammenlignes med den tidligere antatte verdien. Tverrsnittet av feltvindingen finnes som

$$A_f = h_{cuf} \left[ b_{cuf} - \left( 1 - \frac{\pi}{4} \right) h_{cuf} \right] \quad (4.3.93)$$

Beregn ny  $L_{fmd}$  fra ligning (4.3.86), samt

$$L_{fmx} = L_{fmd} + 2 \cdot b_{cuf} \quad (4.3.94)$$

Finn aktuell overflatebelastning.

$$W / cm^2 = 2,1 \cdot 10^{-8} \frac{\hat{\Theta}_{mn}^2}{(A_f n_f) h_f} \cdot \frac{L_{fmd}}{L_{fmx}} \quad (4.3.95)$$

Denne verdien bør ikke være større enn tillatt verdi som ble beregnet i ligning (4.3.81)

Beregner til slutt feltviklingens strømtetthet.

$$S_f = \frac{\hat{\Theta}_{mn}}{A_f n_f} \quad (4.3.96)$$

## 4.4. Tapsberegninger

### 4.4.1. Kobbertap [1]

Det må beregnes kobbertap for både stator og rotorviklingen. For statorviklingen må det tas hensyn til strømfortregning. Kobbertapene for stator beregnes som

$$P_{cu, \text{stator}} = 3 \cdot R_{ac} \cdot I_n^2 \quad (4.4.1)$$

$$P_{cu, \text{stator}} = R_f \cdot I_f^2 \quad (4.4.2)$$

$$P_{cu} = P_{cu, \text{stator}} + P_{cu, \text{rotor}}$$

der

- $R_f$  er resistans i feltviklingen
- $I_f$  er feltstrøm

### 4.4.2. Tilleggstap [1][2]

I tillegg til kobbertapene i stator og rotor er det virvelstrømstap i polskooverflate, endeplater, statorkonstruksjon og spolehoder. Disse tapene i tillegg til børstetap benevnes som tilleggstap. Tilleggstapene ligger vanligvis mellom 0,1 og 0,2 prosent av levert effekt for en vannkraftmaskin

$$P_{add} \approx 0,0015 \cdot S_n \cdot \cos \phi \quad (4.4.3)$$

### 4.4.3. Jerntap [1][2]

Jerntapene for åket uten tenner kan beregnes som

$$P_{Fe, \hat{a}k} = k_{Fe, \hat{a}k} P_{10} \left( \frac{\hat{B}_n}{1 T} \right)^2 m_{Fe, \hat{a}k} \quad (4.4.4)$$

Jerntap for tenner beregnes som

$$P_{Fe,tenner} = k_{Fe,tenner} P_{10} \left( \frac{\hat{B}_n}{1 T} \right)^2 m_{Fe,tenner} \quad (4.4.5)$$

der

- $k_{Fe}$  er en faktor som tar hensyn til metning i jernet og er ca 1,5 til 1,7 for åket og 2 for tennene.
- $P_{10}$  er tap i W/kg oppgitt fra produsent ved 1 T

$m_{Fe}$  er total masse til jernet

#### 4.4.4. Mekaniske tap [1][2][8]

Mekaniske tap består hovedsakelig av lagertap, viftetap og luftfriksjonstap. Luftfriksjonstap er tap på grunn av friksjon mellom rotoren (overflatetap) og gassen rundt.

Beregning av lagertap og viftetap er vanskelig å beskrive med et generelt uttrykk.

Lagertapene er i avhengig av turtall, opplagringstype, lagerdiameter og antall lager på akslingen, noe som varierer fra maskin til maskin. Viftetapene er avhengige av kjøleluftmengde og hvordan kjølekretsen er konstruert. Disse tapene må derfor undersøkes i hvert enkelt tilfelle.

Lager og viftetap kan beregnes empirisk som

$$P_{fr} \approx k_v \cdot D^3 \cdot n_s^2 \cdot \sqrt{l_b} \cdot 10^{-5} [kW] \quad (4.4.6)$$

Overflatetapene beregnes som

$$P_{\rho w1} = \frac{1}{32} \cdot k \cdot C_M \cdot \pi \cdot \rho \cdot \Omega^3 \cdot D_r^4 \cdot l_r \quad (4.4.7)$$

der

- $k$  er en overflatekonstant som forteller om hvor ujevn overflaten er ( $k=1$  for en glatt overflate og ligger vanligvis mellom 1 og 1,4)
- $C_M$  er momentkoeffisient
- $\rho$  er tetthet for kjølemediumet
- $\Omega$  er mekanisk vinkelfrekvensen til rotor
- $D_r$  er rotordiameter
- $l_r$  er lengde av rotor

Momentkoeffisienten  $C_M$  er bestemt av målinger og den er avhengig av Reynolds nummer

$$R_{\ell\delta} = \frac{\rho \cdot \Omega \cdot D_r \cdot \delta}{2 \cdot \mu} \quad (4.4.8)$$

der

- $\delta$  er lengden på luftgapet
- $\mu$  er viskositeten til kjølemediet

$$C_M = 10 \cdot \frac{(2 \cdot \delta / D_r)^{0,3}}{R_{\ell\delta}}, \quad \text{hvis } R_{\ell\delta} < 64 \quad (4.4.9)$$

$$C_M = 2 \cdot \frac{(2 \cdot \delta / D_r)^{0,3}}{R_{\ell\delta}^{0,6}}, \quad \text{hvis } 64 < R_{\ell\delta} < 5 \cdot 10^2 \quad (4.4.10)$$

$$C_M = 1,03 \cdot \frac{(2 \cdot \delta / D_r)^{0,3}}{R_{\ell\delta}^{0,5}}, \quad \text{hvis } 5 \cdot 10^2 < R_{\ell\delta} < 10^4 \quad (4.4.11)$$

$$C_M = 0,065 \frac{(2 \cdot \delta / D_r)^{0,3}}{R_{\ell\delta}^{0,2}}, \quad \text{hvis } 10^4 < R_{\ell\delta} \quad (4.4.12)$$

Tapene i endeflatene kan beregnes som

$$P_{\rho w2} = \frac{1}{64} \cdot C_M \cdot \rho \cdot \Omega^3 \cdot (D_r^5 - D_{ri}^5) \quad (4.4.13)$$

der

- $D_r$  er ytre diameter på rotor
- $D_{ri}$  er diameter på aksling

$$C_M = \frac{3,87}{R_{\ell r}^{0,5}} \quad \text{hvis } R_{\ell r} < 3 \cdot 10^5 \quad (4.4.14)$$

$$C_M = \frac{0,146}{R_{\ell r}^{0,2}} \quad \text{hvis } R_{\ell r} < 3 \cdot 10^5 \quad (4.4.15)$$

$R_{\ell\delta}$  er kjent som ”tip Reynolds” nummer og kan skrives som

$$R_{\ell\delta} = \frac{\rho \cdot \Omega \cdot D_r^2}{4 \cdot \mu} \quad (4.4.16)$$

De totale luftfriksjonstapene kan skrives som

$$P_{\rho w} = P_{\rho w1} + P_{\rho w2} \quad (4.4.17)$$

De totale tapene for generatoren blir da

$$P_{tot} = P_{cu} + P_{Fe} + P_{fr} + P_{\rho w} + P_{add} \quad (4.4.18)$$

#### 4.4.5. Tap i magnetisering [11][17]

Hvis generatoren har egen magnetiseringsmaskin kan magnetiseringstapene beregnes som 15 % [11] av kobbertap i rotor. Hvis det blir benyttet statisk magnetisering kan kobbertapene beregnes som 7 % [17] av kobbertap i rotor.

#### 4.5. Termiske beregninger [1][2]

Det er her gjort en forenkling ved at når varmestrømmen kommer ut av blikket og over i statorrammen, vil all varmen ledes bort. Ekvivalentkretsen er bygd opp av en rekke mindre ekvivalentkretser for hver maskindel. For hver av disse må  $R_0$ ,  $R_1$  og  $R_2$  beregnes fra følgende formler:

$$R_2 = \frac{1}{G} \quad (4.5.1)$$

$$R_1 = \frac{1}{G} \left[ \frac{\sqrt{RG}}{\sinh \sqrt{RG}} - 1 \right] \quad (4.5.2)$$

$$R_0 = \sqrt{\frac{R}{G}} \tanh \frac{\sqrt{RG}}{2} \quad (4.5.3)$$

hvor  $R$  er varmeledningsmotstanden langs materialet og  $G$  er varmeledningskonduktansen ut av materialet.  $R$  og  $G$  er avhengig av hvilken type varmeoverføring som er gjeldende for hver del-ekvivalentkrets.

For varmeledning gjelder følgende:

$$R = \frac{l}{\lambda S} = \frac{\delta}{\lambda(h_R \cdot l_R)} \quad (4.5.4)$$

$$\frac{1}{G} = \frac{\delta}{\lambda h_s l} + \frac{1}{\alpha_{th} h_s l} = \left( \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_{th}} \right) \frac{1}{h_s l} \quad (4.5.5)$$

der  $\lambda$  er materialets termiske konduktivitet og  $\alpha_{th}$  er varmeoverføringskoeffisienten mellom to medier.  $\alpha_{th}$  er et usikkerhetsmoment i beregningene, og det vil her bli benyttet erfaringsverdier for de viktigste varmeoverføringskoeffisientene (se *Tabell 3*).

Tabell 3 - Empiriske ekvivalentverdier for de viktigste sammenføyningene i maskinen, [2]

Type sammenføyning	Ekvivalent luftgaplengde [mm]	Varmeoverføringskoeffisient [ $W / m^2 K$ ]
Mellom statorvikling og stator kjerne	0,10-0,30	80-250
Mellom statorrammen (Al) og stator kjernen	0,03-0,04	650-870
Mellom statorrammen (Fe) og stator kjernen	0,05-0,08	350-550
Mellom rotorvikling og rotorkjerne	0,01-0,06	430-2600

For konveksjon må man ta hensyn til turbulens i luftstrømmen. Først beregnes Taylornummeret.

$$Ta = \frac{\rho^2 \Omega^2 r_m \delta^3}{\mu^2} \quad (4.5.6)$$

der

- $\Omega$  er rotorens vinkelhastighet
- $\rho$  er massetettheten til kjølemediet
- $\mu$  er dynamisk viskositet til kjølemediet
- $r_m$  er gjennomsnittlig radius til stator og rotor

For å ta hensyn til radiell luftgaplengde og rotorradius beregnes et modifisert Taylornummer.

$$Ta_m = \frac{Ta}{F_g} \quad (4.5.7)$$

der

$$F_g = \frac{\pi^4 \left[ \frac{2r_m - 2,304 \cdot \delta}{2r_m - \delta} \right]}{1697 \left[ 0,0056 + 0,0571 \left( \frac{2r_m - 2,304 \cdot \delta}{2r_m - \delta} \right)^2 \right] \left[ 1 - \frac{\delta}{2r_m} \right]^2} \quad (4.5.8)$$

Siden luftgapet er svært kort sammenlignet med rotorradiusen, forenkler vi med å si  $Ta_m \approx Ta$ . Dette kan imidlertid ikke gjøres for spolehodeområdene. Varmeoverføringskoeffisienten kan videre finnes som

$$\alpha_{th} = \frac{Nu\lambda}{\delta} \quad (4.5.9)$$

der Nusseltnummeret  $Nu$  kan finnes fra

$$Nu = 2 \quad \text{for} \quad Ta_m < 1700 \text{ (laminær strøm)}$$

$$Nu = 0,128Ta_m^{0,367} \quad \text{for} \quad 1700 < Ta_m < 10^4$$

$$Nu = 0,409Ta_m^{0,241} \quad \text{for} \quad 10^4 < Ta_m < 10^7$$

Setter så opp konduktansmatrisen for ekvivalentkretsen til systemet.

$$\begin{bmatrix} G(1,3) & 0 & -G(1,3) & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & G(2,3) & -G(2,3) & \dots & 0 & 0 & 0 \\ -G(1,3) & -G(2,3) & G(1,3)+G(2,3)+G(3,4)+G(3,6) & \dots & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & G(15,21)+G(21,22) & -G(21,22) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & -G(21,22) & G(18,22)+G(21,22)+G(22,23) & -G(22,23) \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & -G(22,23) & G(22,23) \end{bmatrix}$$

Figur 9 - Termisk konduktansmatrise for ekvivalentkretsen

der

$$G_{1,1} = G(1,3) = \frac{1}{R_1 + R_2} \quad (4.5.10)$$

$$\begin{aligned} G_{3,3} &= G(1,3) + G(2,3) + G(3,4) + G(3,6) \\ &= \frac{1}{R_1 + R_2} + \frac{1}{R_3 + R_4} + \frac{1}{R_5} + \frac{1}{R_6 + R_7} \end{aligned} \quad (4.5.11)$$

$$\begin{bmatrix} \Theta_1 \\ \Theta_2 \\ \Theta_3 \\ \vdots \\ \Theta_{21} \\ \Theta_{22} \\ \Theta_{23} \end{bmatrix} \quad \begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ \vdots \\ P_{21} \\ P_{22} \\ P_{23} \end{bmatrix}$$

Setter videre opp temperaturmatrisen og varmestrømsmatrisen.  $\Theta_1$  representerer temperaturen i node 1, og  $P_1$  representerer varmestrømmen inn i node 1. Der varmestrømmen går ut av noden benevnes  $P_n$  som  $\Phi_n$ . Dette kan skrives som

Figur 10 - Temperatur- og varmestrømsmatrise

$$[\mathbf{G}] \cdot [\Theta] = \begin{bmatrix} \mathbf{P} \\ [-\Phi_e] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P} \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ [\Phi_e] \end{bmatrix} \quad (4.5.12)$$

Av disse er hele  $[\Theta]$  og  $[\Phi_e]$  ukjente verdier. Dette krever  $n_{\Phi_e}$ -antall tilleggsligninger. Disse settes opp med utgangspunkt i kjølestrømskretsen slik vist under.

$$\Theta_{10} = R_q (\Phi_{11,10} + P_{\rho 10}) \quad (4.5.13)$$

$$\Theta_5 = 2R_q (\Phi_{11,10} + P_{\rho 10}) + R_q \Phi_{6,5} \quad (4.5.14)$$

For kjølestrømskretsen må først nødvendig kjølestrøm beregnes for å kunne beregne  $R_q$ .

$$q_{th} = \frac{P_{tot}}{\rho c_p dT_{mx}} \quad (4.5.15)$$

$$R_q = \frac{1}{2\rho c_p q_{th}} \quad (4.5.16)$$

der  $P_{tot}$  er summen av alle tap i maskinen,  $\Theta$  er tillatte temperaturstigning,  $\rho$  [ $kg / m^3$ ] er tettheten til kjølemediet og  $c_p$  [ $kJ / kg K$ ] er spesifikk varmekapasitet for kjølemediet. Videre kan følgende matriser settes opp:

$$[\Theta_e] = [R_e] \cdot [\Phi_e] + [\Theta_p] \quad (4.5.17)$$

$$\begin{bmatrix} \Theta_{10} \\ \Theta_5 \\ \dots \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_q & 0 & 0 & \dots \\ 2R_q & R_q & 0 & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Phi_{11,10} \\ \Phi_{6,5} \\ \dots \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} R_q P_{\rho 10} \\ 2R_q P_{\rho 10} \\ \dots \end{bmatrix} \quad (4.5.18)$$

Dette kan løses ved

$$[\Theta] = \left[ [G] + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & [R_e]^{-1} \end{bmatrix} \right]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} [P_{th}] \\ [R_e]^{-1} \cdot [\Theta_p] \end{bmatrix} \quad (4.5.19)$$

Fra dette finnes alle temperaturene for maskinen.

#### 4.6. Induktanser og tidskonstanter [1][2][10][11]

Først beregnes en faktor,  $a$ , som beskriver avstandsforskjellen mellom polene. Denne faktoren brukes til å beregne pollekkfluksen

$$a = \frac{\tau_{mx}}{\tau_{mn}} - 1 \quad (4.5.20)$$

der

- $\tau_{mx}$  er største avstand mellom polkjernene
- $\tau_{mn}$  er minste avstand mellom polkjernene

Så blir det beregnet en reduksjonsfaktor for pollekkfluksen,  $k_f'$ .



$$k'_f = \frac{1}{a^3} \cdot \left(1 + \frac{a}{8}\right) \cdot \left(\log(1+a) + a \cdot \left(\frac{a}{2} - 1\right)\right) \quad (4.5.21)$$

Den totale lekkledningsevnen mellom polkjernene hvor det er tatt hensyn til stigende forslынget fluks fra bunnen av polen kan da beregnes som

$$\Lambda'_{pk} = \Lambda_{pk} \cdot \frac{k'_f}{k_l} \quad (4.5.22)$$

der

- $k_l$  er reduksjonsfaktor for pollekkfluksen

For å beregne transient reaktans må feltviklingens relative lekkreaktans,  $x_f$ , og feltviklingens relative resistans,  $r_f$ , være kjent.

$$x_f = \frac{4}{\pi} \cdot F_a \cdot \frac{k_{dx}^2}{\hat{\Phi}_m} \cdot (\Lambda'_{pk} + \Lambda_{ps}) + X_{md} \left( \left( \frac{4}{\pi} \right) \cdot k_{fi} \cdot k_{dx} - 1 \right) \quad (4.5.23)$$

$$r_f = \frac{F_a \cdot k_{dx}}{\hat{\Theta}_{mm}} \cdot \frac{P_{cu,rotor}}{S_n \cdot \cos \phi} \quad (4.5.24)$$

der  $k_{fi} \approx 0,99$

For å beregne sub-transient reaktans må polhjulsspredningen beregnes først

$$\sigma_f = \frac{x_f}{X_{md}} \quad (4.5.25)$$

Reaktansene kan nå beregnes som

$$X'_d = X_{sigma} + X_{md} \cdot \frac{\sigma_f}{1 + \sigma_f} \quad (4.5.26)$$

$$X''_d \approx X_{sigma} + 0,6 \cdot X_{md} \cdot \frac{\sigma_f}{1 + \sigma_f} \quad (4.5.27)$$

$$X''_q \approx 1,15 \cdot X''_d \quad (4.5.28)$$

For å beregne tidskonstantene må induktansene for de forskjellige reaktansene beregnes

$$L_{f\sigma} = \frac{x_f \cdot R_{ref}}{\omega} \quad (4.5.29)$$

$$L'_d = \frac{X'_d \cdot R_{ref}}{\omega} \quad (4.5.30)$$

$$L''_d = \frac{X''_d \cdot R_{ref}}{\omega} \quad (4.5.31)$$

$$L''_q = \frac{X''_q \cdot R_{ref}}{\omega} \quad (4.5.32)$$

For å beregne de sub-transiente tidskonstantene i d- og q-akse må dempeviklingens resistans,  $R'_D$ , og dempeviklingens induktans,  $L'_D$ , referert til stator være kjent.

$$R'_D = 2 \frac{m_s}{\sigma_{Ds}} \left( \frac{a_s l_{Ds}}{N_{Ds} S_{Ds}} + \frac{D_{Dr}}{\pi p S_{Dr}} \frac{\sigma_{Ds}}{\sigma_{Dr}} \right)^2 \kappa \quad (4.5.33)$$

der

$$\kappa = \frac{(k_{ws1} N_s)^2}{p} \quad (4.5.34)$$

$$a_s = (N_{Ds} - 1) \frac{\tau_{Ds}}{\tau_p} \quad (4.5.35)$$

- $m_s$  er antall faser i stator
- $\sigma_{Ds}$  er konduktiviteten til materialet i dempeviklingen
- $\tau_{Ds}$  er spordelingen for dempeviklingen referert til statorens indre diameter
- $N_{Ds}$  er antall dempestaver per pol
- $\sigma_{Dr}$  er konduktiviteten til materialet i kortslutningsringen
- $S_{Ds}$  er arealet av en dempestav
- $l_{Ds}$  er lengden av en dempestav
- $S_{Dr}$  er arealet av kortslutningsringen
- $D_{Dr}$  er kortslutningsringens gjennomsnittlige diameter

Dempeviklingens lekkinduktans beregnes først med konstant luftgap.

$$L'_D = 8\mu_0 \omega_s m_s l' \frac{a_s}{N_{Ds}} \left( \lambda_{Ds} + 0,133 \frac{a_s D}{p N_{Ds} \delta_e} \right)^2 \kappa \cdot 10^{-2} \quad (4.5.36)$$

Permeansfaktoren for en rund dempestav er

$$\lambda_{Ds} = 0,47 + 0,066 \frac{b_4}{b_1} + \frac{h_1}{b_1} \quad (4.5.37)$$

For generatorer med utpregede poler må  $L'_D$  bestemmes for d- og q-akse.

$$L'_{Dd} = \frac{L'_D}{\zeta_d} \quad (4.5.38)$$

$$L'_{Dq} = \frac{L'_D}{\zeta_q} \quad (4.5.39)$$

hvor

$$\zeta_d = 1,746 - 0,422 \cdot a_s - \frac{0,2913}{a_s - 0,138} \quad (4.5.40)$$

$$\zeta_q = 1,222 - 0,1 \cdot a_s - \frac{0,102}{a_s - 0,1} \quad (4.5.41)$$

Den transiente induktansen i q-aksen er lik den stasjonære induktansen i q-aksen siden det ikke er noen feltvikling i q-aksen.

Til slutt skal tidskonstantene til maskinen beregnes.

$$\tau'_{d0} = \frac{L_{f\sigma} + L_{md}}{r_f \cdot R_{ref}} \quad (4.5.42)$$

$$\tau'_d = \frac{L_{f\sigma} + \frac{L_{s\sigma} L_{md}}{L_{s\sigma} + L_{md}}}{r_f \cdot R_{ref}} \quad (4.5.43)$$

$$\tau''_{d0} = \frac{L'_{Dd} + L'_d}{R'_D} \quad (4.5.44)$$

$$\tau''_d = \tau''_{d0} \cdot \frac{L''_d}{L'_d} \quad (4.5.45)$$

$$\tau''_{q0} = \frac{L'_{Dq} + L_{mq}}{R'_D} \quad (4.5.46)$$

$$\tau''_q = \tau''_{q0} \cdot \frac{L''_q}{L'_{mq}} \quad (4.5.47)$$

#### **4.7. Mekaniske beregninger [1][11]**

De mekaniske beregningene er en stor del av generatorkonstruksjonen. Siden dette faller utenfor oppgavens begrensninger er det ikke lagt mye vekt på disse beregningene. Det som har blitt beregnet er maskinens vekt og swingmoment. Dette er beregnet ut i fra generelle formler.

#### **4.8. Sluttresultat (outputs)**

Her vil alle beregnede verdier som er interessante for designeren bli opplistet. Disse verdiene er ferdig behandlet av programmet, og skal oppfylle de krav og begrensninger som er gitt som inputs, samt de underliggende kravene som er innbakt i programmet. Hensikten med sluttresultatverdiene er å gi designeren alle relevante parametere for den beregnede maskinen. Ut fra disse verdiene må designeren vurdere om resultatene er tilfredsstillende. Dersom det er parametre som ikke er tilfredsstillende må det gjøres endringer i inputdata, eventuelt tilføyes flere begrensninger, før beregningsprosessen gjennomføres på nytt.

## 5. Resultater Program

For å kontrollere at programmet gir pålitelige resultater, er programmet kontrollert opp mot resultater fra tidligere konstruerte generatorer. Maskin 1 er en relativt hurtiggående (14 poler) motor/generator fra et pumpekraftverk. Maskin 2 er en saktegående (44 poler) generator fra et elvekraftverk. På grunn av at begge maskinene er fra 50- og 60-tallet ble magnetiseringstap og tilleggstap korrigert manuelt i programmet for å gjøre korrekte beregninger. Resultatene fra de opprinnelige og de beregnede generatorene er vist i Tabell 4.

Tabell 4 – Resultat fra kontroll av GenProg mot reelle maskiner

Maskinparameter	Symbol/ benevning	Maskin 1		Maskin 2	
		Reelle Verdier	Beregnete Verdier	Reelle Verdier	Beregnete Verdier
Tilsynelatende Effekt	$S_N$ [MVA]	14	14	27	27
Nominell Spenning	$U_N$ [V]	6300	6300	11000	11000
Nominell Strøm	$I_N$ [A]	1283	1283	1418	1417
Effektfaktor	$\cos \varphi$	0,73	0,73	0,8	0,8
Indre Diameter	$D_i$ [m]	2,5	2,5	6	6
Brutto Jernlengde	$l_b$ [m]	1	1,048	1,2	1,24
Hovedisolasjon Stator	$d_{ij}$ [mm]	2,5	2,5	4	4
Dellelderisolasjon	$d_{icu}$ [mm]	0,15	0,15	0,2	0,2
Sporhøyde	$h_s$ [mm]	96	96	130,5	130,5
Sporbredde	$b_u$ [mm]	19	19	23,4	23,4
Dellederhøyde	$h_{cus}$ [mm]	2,5	2,5	3,6	3,6
Antall delledere	$n_{dl}$	22	22	22	22
Statorresistans (20°C)	$R_{dc20}$ [mΩ]	10,83	10,83	15,6	15,5
Resistansfaktor for Vikling	$K_{ra}$	-	1,044	-	1,172
Resistansfaktor for Spor	$K_{rad}$	-	1,067	1,3	1,269
Resistansfaktor for Øverste Delleder	$K_{max}$	-	1,214	-	1,856
Strømtetthet i Statorvikling	$S_s$ [A/mm <sup>2</sup> ]	-	4,03	2,62	2,61
Sportall	$Q_s$	168	168	330	330
Spesifikke Jerntap	$P_{10}$ [W/kg]	1,7	1,7	1,3	1,3
Forhold mellom Sporbredde og Tannbredde	$b_u/b_d$	0,686	0,686	0,693	0,693
Tanninduksjon	$B_d$ [T]	-	1,82	-	1,676
Minste Luftgap	$\delta_0$ [mm]	15,5	15,5	13	13
Synkronreaktans	$X_d$ [pu]	-	0,96	0,975	0,940
Statorviklingens temperaturøkning	$\Theta_{sw}$ [°K]	-	46	45	45
Rotorstrøm	$I_f$ [A]	488	469,6	588	541
Totale Tap	$P_{tot}$ [kW]	304,5	304,7	550	534
Virkningsgrad	$\eta$ [%]	97,1	97,1	97,51	97,59

De beregnede verdiene samsvarer godt med de reelle verdiene for generatorene. Avviket i synkronreaktans for maskin 2 skyldes blant annet forskjell i polskoform. Den oppgitte

reaktansverdien for maskin 2 er i tillegg oppgitt med en toleranse på 15 %. Videre er også magnetiseringsstrømmen for begge maskinene litt lavere enn oppgitte verdier. Dette kan skyldes egenskapene til blikket og forskjell i midlere luftgap som følge av annen polskoform.

## 6. Oppgradering

I Norge ble store deler av vannkraftutbyggingene gjennomført i etterkrigstiden og ut over 1960- og 1970-tallet. Maskinparken som ble satt i drift i denne perioden nærmer seg nå en alder hvor det er nødvendig med rehabilitering eller oppgradering. Bakgrunnen for dette er hovedsakelig å redusere risiko for havari som kan føre til lange driftsstanser og store økonomiske tap. I tillegg til å redusere risiko kan det være ønskelig å øke generatorens ytelse.

Det første som må gjøres i rehabiliterings-/oppgraderingsprosessen er å definere mål og kostnadsramme for oppgraderingen. Som nevnt kan målene med en oppgradering være å øke driftssikkerhet, levetid og/eller ytelse. På kostnadssiden er de økonomiske rammene avgjørende for hva en eventuell oppgradering kan omfatte. Den billigste løsningen er kun å bytte vikling men beholde statorblikk og rotor. Denne løsningen hever imidlertid ikke levetiden til blikket eller rotoren, og vil kun gi en begrenset økning i driftssikkerhet. Neste alternativ er å skifte ut både statorvikling og statorblikk. Dette øker driftssikkerheten til statoren betraktelig siden de aktive delene i statoren nå er nye. En stator med moderne blikk vil ha et redusert magnetiseringsbehov som fører til en kaldere og mindre belastet rotor. Dette kan øke den resterende levetiden til rotoren, men tidligere slitasje og mulige feil i rotoren blir ikke fjernet og faren for rotorhavari er fortsatt til stede.

Før en eventuell oppgradering skal gjennomføres er det også veldig viktig at det foretas en grundig teknisk undersøkelse av generatoren. Tilstanden på generatoren er en viktig faktor som bør vurderes sammen med de økonomiske rammene og ønsket mål.

I dette kapittelet vil mulighetene ved fire forskjellige oppgraderingsalternativ bli undersøkt. Disse alternativene er:

- 1 Bytte av vikling
- 2 Bytte av statorblikk og vikling
- 3 Optimalisering ved fri spenning og sportall
- 4 Øke ytelse på generatoren

### 6.1. Bytte av Vikling

Dette er det enkleste inngrepet ved oppgradering av generator. I hovedsak går dette ut på å bytte den gamle viklingen med en ny vikling med moderne og tynnere isolasjon. Maskiner fra 50- og 60-tallet har ofte temperaturklasse B isolasjon som er utnyttet klasse A (se *Tabell 5*).

*Tabell 5 - Temperaturklasser for isolasjon [5]*

Temperaturklasse	Tillatt temperaturstigning [°C]
A	65
E	80
B	90
F	115
H	140

Moderne isolasjon har som regel temperaturklasse F og utnyttes klasse B. Dersom denne isolasjonen benyttes i en gammel maskin hvor driftstemperaturen er tilpasset klasse A, vil dette føre til lav temperaturbelastning av isolasjonen. Dette gir redusert aldring og lengre levetid for isolasjonen. Grunnen til at isolasjonstykkelsen kan reduseres ved bruk av moderne isolasjon er at den kan belastes med høyere elektrisk feltstyrke. Den økte elektriske motstandsstyrken gir også isolasjonen lavere varmeledningsevne.

Den reduserte isolasjonstykkelsen medfører at det blir bedre plass til kobber i sporet. Større kobberareal vil føre til lavere resistans og dermed lavere tap og viklingstemperatur. Ved driftstemperaturer opp i mot den tillatte temperaturstigningen for isolasjonen vil, i følge Arrhenius' lov for aldring av isolasjon ([12] s.45), en reduksjon av viklingstemperatur på 10°C medføre dobling av levetid for isolasjon. Dersom driftstemperaturen er betydelig lavere enn den tillatte temperaturstigningen for isolasjonen kan man se bort fra den termiske aldringen for isolasjonen.

Kobbertapene består av DC- og AC-tap, der DC-tap er resistive tap i viklingen. AC-tap er frekvensavhengige tilleggstop som kommer av strømfortrengning og *proximity effect* ([15] s.114-116). I de tilfellene hvor den gamle viklingen har høye AC-tap kan det benyttes lavere dellederdhøyde. Dette vil bidra til å redusere AC-tapene.

Når viklingen skal byttes kan det velges et nytt spoleskritt dersom det opprinnelige ikke er optimalt. For å redusere bidrag fra 5. og 7. harmoniske bør det relative spoleskrittet velges mellom 0,8 og 0,85. Dersom spoleskrittet økes må den totale fluksen i maskinen reduseres for å beholde samme spenning. Dette fører til reduserte jern- og rotortap. En økning i spoleskritt vil også føre til en økning i ankerreaksjonsreaktansen som følge av høyere permeans for viklingen. Her kan endringen i spoleskrittet kun gjennomføres dersom endringen i ankerreaksjonsreaktansen kan aksepteres. En økning i spoleskritt vil også gi en økning i vinklenslengde og resistans.

## 6.2. Bytte av Statorblikk og Statorvikling

Ved å benytte dette oppgraderingsalternativet øker mulighetene for oppgradering siden flere av maskinparametrene nå kan endres. Fordelene med vinklensoppgradering gjelder fortsatt, men i tillegg har moderne blikk mindre relative tap (i W/kg) og bedre magnetiseringskarakteristikk. I dette oppgraderingsalternativet blir spenning og sportall beholdt.

Oppvarming av statoren vil føre til raskere aldring av isolasjonen mellom blikkene. Hvis det er brukt organisk lakkisolasjon vil denne tørke ut på grunn av fordamping av bestanddeler med lav molekylær vekt [12]. Når dette inntreffer blir isolasjonen sprø, og når den i tillegg utsettes for vibrasjoner vil den ødelegges. Dette kan føre til kortslutning mellom blikkene, økte eddystrømmer og lokal overoppheting av blikket. Bytte av blikk vil derfor redusere faren for havari.



En stor forbedring med moderne blikk er de relative tapene. I maskiner frem til 50- og 60-tallet kunne de relative tapene være så høye som 1,7-1,9 W/kg. I moderne blikk kan disse tapene være redusert til 0,85 W/kg. Vanlige verdier for blikk i nye vannkraftgeneratorer er mellom 1 og 1,1 W/kg. Denne forbedringen av relative tap kan redusere jerntapene betraktelig ved bytte av blikk.

På grunn av bedre metningskarakteristikk i moderne blikk vil det magnetiske spenningsfallet i blikket bli redusert. Dette fører til redusert magnetiseringsbehov i maskinen, reduserte magnetiseringstap og derfor økt levetid for rotoren på grunn av lavere driftstemperatur for feltviklingen.

Ved utskifting av blikk kan også sporformen endres. Dette kan være ønskelig for å redusere tanninduksjon, øke kobberareal eller endre sporhøyde. Endring av sporhøyde kan være fordelaktig for å redusere AC-tap eller for å påvirke lekkreaktansen og dermed den transiente ankerreaksjonsreaktansen. Lekkreaktansen endres ved å endre permeansen for sporlekkfluksen.

### 6.3. Optimalisering ved Fri Spenning og Sportall

Det blir her sett på forbedringspotensialet ved å velge ny spenning og/eller nytt sportall. Hvis spenningen skal endres vil det i de fleste tilfeller føre til at transformatoren må skiftes. I dette oppgraderingsalternativet vil maskinens merkeytelse og effektfaktor holdes konstant.

Dersom maskinens nominelle spenning økes vil merkestrømmen reduseres tilsvarende. Dette vil føre til at det blir større behov for isolasjon men mindre behov for kobber. Hvor mye spenningen øker, er avhengig av økning i viklingens linkede fluks. Dette kan gjøres ved å øke antall vindinger eller øke fluksen gjennom viklingen. Antall vindinger kan økes ved øke antall vindinger per vikling for formspole, eller ved å øke sportall. Fluksen gjennom viklingen kan økes ved å øke hovedfluksen i maskinen eller øke spoleskrittet. En av farene ved å øke maskinens hovedfluks er at flukstettheten i enkelte maskindeler kan bli for høy. Dette kan føre til økte tap og lokal overoppheting. I tillegg kan økt magnetiseringsstrøm føre til overoppheting av rotorvikling. Dersom spoleskrittet skal endres kan dette føre til økte harmoniske komponenter i maskinen.

Som regel vil sportallet være valgt fornuftig ut i fra generatorens diameter, spenning og viklingstype. For å oppfylle krav til en ballansert vikling blir mulige valg av sportall begrenset av antall faser og antall parallelle kretser ( $Q_s$  må være delelig med  $2 \cdot m$  og  $p_{nr}$ ). Vanligvis ligger spordelingen mellom tre og sju centimeter og forholdet mellom sporbredde og tannbredde bør ligge mellom 0,45 og 0,75. Dette begrenser også mulige valg av sportall. Det er også vanlig å velge sportall der antall spor per pol og fase blir enten et heltall eller et bruddent tall der nevneren er lik to. Dersom brudden vikling med nevner ulik to benyttes er det viktig å være klar over faren for vibrasjoner på grunn av subharmoniske komponenter.

Fordelen med bruddet vikling er at antall ulike spenningsvektorer per fase øker. Dette resulterer i mindre overharmoniske komponenter og en renere sinusspenning i maskinen.

Dersom dette oppgraderingsalternativet er aktuelt vil det i de fleste tilfeller være fornuftig å endre både spenning og sportall for å få et optimalt resultat.

#### 6.4. Øke Ytelsen på Generatoren

Som en del av en kraftverkkoppgradering er det av og til ønskelig å øke turbineffekten i tillegg til å oppgradere generatoren. Dette medfører at nominell ytelse eller nominell effektfaktor for generatoren må økes.

I eldre maskiner var det mer vanlig med en lavere effektfaktor. Dette førte til at maskinene ofte hadde store *strømreserver* i normal drift. Dersom ytelsen på generatoren skal økes må maskinen merkes om. Det kan da være ønskelig å øke effektfaktoren til 0,9 – 0,95.

Etter at generatoren er oppgradert er det rotoren som blir begrensende for en eventuell effektøkning. Grunnen til dette er at rotortemperaturen/rotorstrømmen ikke kan økes ut over de opprinnelige verdiene. Økt effektfaktor og nytt blikk med lavere magnetiseringsbehov bidrar til at rotoren belastes lavere. Derfor kan ytelsen på maskinen økes noe uten at rotoren overbelastes. Statortemperaturen vil normalt ikke være noe problem ved en effektøkning siden isolasjonstykkelsen er redusert og isolasjonen vanligvis har en høyere temperaturklasse enn den opprinnelige.

Det er også et alternativ å bytte feltviklingen for å ha mulighet til å øke rotortemperaturen. Dette gir mulighet til å opprettholde den opprinnelige effektfaktoren selv om ytelsen økes.

Hvis merkeytelsen på en generator skal økes er det nødvendig med en grundig analyse hvordan økningen påvirker maskinens parametere. For eksempel hvis merkestrømmen økes og spenningen holdes konstant, vil referanseverdien for generatorens synkronreaktans reduseres. Dette gir en høyere per unit verdi for reaktansen. For å opprettholde opprinnelig reaktansverdi må luftgapet økes, noe som fører til større magnetiseringsbehov og dermed varmere rotor.

## 7. Resultat Oppgradering

I dette kapittelet blir resultatene fra oppgradering av Maskin 1 og Maskin 2 presentert. Tabell 6 og Tabell 7 inneholder de verdiene som er mest egnet for sammenligning av de forskjellige oppgraderingsalternativene. De komplette resultatene for maskinene er vedlagt.

### 7.1. Maskin 1

Alternativ 1: Ny vikling

Alternativ 2: Ny vikling og nytt blikk

Alternativ 3: Ny vikling og nytt blikk samt fri spenning og sportall

Alternativ 4: Økt ytelse

Tabell 6 - Resultater fra oppgradering av maskin 1

Maskinparameter	Symbol/ benevning	Reelle Verdier	Beregnete Verdier	Alt. 1	Alt. 2	Alt. 3	Alt. 4
Tilsynelatende Effekt	$S_N$ [MVA]	14	14	14	14	14	20
Nominell Spenning	$U_N$ [V]	6300	6300	6300	6300	8000	8000
Nominell Strøm	$I_N$ [A]	1283	1283	1283	1283	1010	1443
Effektfaktor	$\cos \varphi$	0,73	0,73	0,73	0,73	0,73	0,9
Indre Diameter	$D_i$ [m]	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
Brutto Jernlengde	$l_b$ [m]	1	1,048	1,048	1,052	1,052	1,052
Hovedisolasjon Stator	$d_{ij}$ [mm]	2,5	2,5	1,8	1,8	2,2	2,2
Dellederisolasjon	$d_{icu}$ [mm]	0,15	0,15	0,1	0,1	0,1	0,1
Sporhøyde	$h_s$ [mm]	96	96	96	96	108	108
Sporbredde	$b_u$ [mm]	19	19	19	19,8	15	15
Dellederhøyde	$h_{cus}$ [mm]	2,5	2,5	2,4	2,4	2,4	2,4
Antall delledere	$n_{dl}$	22	22	26	28	32	32
Statorresistans (20°C)	$R_{dc20}$ [mΩ]	10,83	10,83	8,05	7,38	11,86	11,86
Res. faktor for Vikling	$K_{ra}$	-	1,044	1,074	1,086	1,075	1,075
Res. faktor for Spor	$K_{rad}$	-	1,067	1,112	1,138	1,118	1,118
Res. faktor for Øverste Delle	$K_{max}$	-	1,214	1,358	1,439	1,376	1,376
Strømtetthet i Stator	$S_s$ [A/mm <sup>2</sup> ]	-	4,03	3,0	2,6	2,92	4,17
Sportall	$Q_s$	168	168	168	168	192	192
Spesifikke Jerntap	$P_{10}$ [W/kg]	1,7	1,7	1,7	1,07	1,07	1,07
Forhold mellom Sporbredde og Tannbredde	$b_u/b_d$	0,686	0,686	0,686	0,735	0,581	0,581
Tanninduksjon	$B_d$ [T]	-	1,82	1,82	1,71	1,72	1,7
Minste Luftgap	$\delta_0$ [mm]	15,5	15,5	15,5	17	14	21
Synkronreaktans	$X_d$ [pu]	-	0,96	0,956	0,971	0,988	0,99
Statorviklingens temperaturøkning	$\Theta_{sw}$ [°K]	-	46	35	30	38	50
Rotorstrøm	$I_f$ [A]	488	469,6	468,4	471,4	435,3	593,1
Totale Tap	$P_{tot}$ [kW]	304,5	304,7	288,4	255,7	255,1	315,8
Virkningsgrad	$\eta$ [%]	97,1	97,1	97,26	97,56 (97,60)	97,56 (97,68)	98,28 (98,30)

## 7.2. Maskin 2

Alternativ 1: Ny vikling

Alternativ 2: Ny vikling og nytt blikk

Alternativ 3: Ny vikling og nytt blikk samt fri spenning og sportall

Alternativ 4: Ny generator

Tabell 7 - Resultater fra oppgradering av maskin 2

Maskinparameter	Symbol/ benevning	Reelle Verdier	Beregnete Verdier	Alt. 1	Alt. 2	Alt. 3	Alt. 4
Tilsynelatende Effekt	$S_N$ [MVA]	27	27	27	27	27	27
Nominell Spenning	$U_N$ [V]	11000	11000	11000	11000	15000	11000
Nominell Strøm	$I_N$ [A]	1418	1417	1417	1417	1039	1417
Effektfaktor	$\cos \varphi$	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8
Indre Diameter	$D_i$ [m]	6	6	6	6	6	4,9
Brutto Jernlengde	$l_b$ [m]	1,2	1,24	1,24	1,24	1,24	1,39
Hovedisolasjon Stator	$d_{ij}$ [mm]	4	4	3,5	3,5	3,83	2,9
Dellederisolasjon	$d_{icu}$ [mm]	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
Sporhøyde	$h_s$ [mm]	130,5	130,5	130,5	130,5	112,5	106,0
Sporbredde	$b_u$ [mm]	23,4	23,4	23,4	25,0	21,9	18,4
Dellederhøyde	$h_{cus}$ [mm]	3,6	3,6	1,9	1,9	2,7	2,9
Antall delledere	$n_{dl}$	22	22	44	44	14	24
Statorresistans (20°C)	$R_{dc20}$ [mΩ]	15,6	15,5	13,7	12,4	26,7	25,0
Resistansfaktor for Vikling	$K_{ra}$	-	1,172	1,059	1,064	1,096	1,107
Resistansfaktor for Spor	$K_{rad}$	1,3	1,269	1,096	1,103	1,154	1,149
Resistansfaktor for Øverste Delleleder	$K_{max}$	-	1,856	1,305	1,327	1,489	1,476
Strømtetthet i Statorvikling	$S_s$ [A/mm <sup>2</sup> ]	2,62	2,61	2,31	2,08	2,59	3,91
Sportall	$Q_s$	330	330	330	330	330	330
Spesifikke Jerntap	$P_{10}$ [W/kg]	1,3	1,3	1,3	1,07	1,07	1,07
Forhold mellom Sporbredde og Tannbredde	$b_u/b_d$	0,693	0,693	0,693	0,778	0,620	0,65
Tanninduksjon	$B_d$ [T]	-	1,676	1,676	1,659	1,619	1,603
Minste Luftgap	$\delta_0$ [mm]	13	13	13	13	11	12
Synkronreaktans	$X_d$ [pu]	0,975	0,940	0,936	0,921	0,959	1,029
Statorviklingens temperaturøkning	$\Theta_{sw}$ [°K]	45	45	37	37	45	65
Rotorstrøm	$I_f$ [A]	588	541	540	537	485	608
Totale Tap	$P_{tot}$ [kW]	550	534	507	471	461	485
Virkningsgrad	$\eta$ [%]	97,51	97,59	97,71	97,86	97,91	97,81

Som alternativ 4 for maskin 2 ble det valgt å beholde merkeeffekten men forsøke å redusere maskinens fysiske størrelse for å øke utnyttelsessifferet.

## 8. Diskusjon Program

Formelverket som ble utviklet i forprosjektet har blitt brukt som grunnlag for å utarbeide programmet GenProg. Under programmeringsprosessen ble det gjort noen forbedringer i formelverket. Forbedringene har kommet som følge av bruk av flere kilder og av at det var hensiktsmessig for framgangsmåten i programmet. Formelverket slik det fremstår i dag kan brukes direkte til å lage et beregningsprogram for synkronmaskiner. Fremgangsmåten i GenProg er den samme som ble brukt i formelverket.

I oppgraderingsprosessen er det nødvendig å ha kjennskap til konkret oppbygning/konstruksjon for at beregningene skal gi korrekte svar. Det kan ofte være problematisk å innhente tilstrekkelig opplysninger for generatoren. Dersom ikke alle verdier blir oppgitt i input-filen, vil programmet estimere fornuftige verdier. Dette gjelder blant annet gjennomsnittelig vindingslengde og lager og viftetap. De estimerte verdiene har som regel ganske god nøyaktighet, men på grunn av forskjellige konstruksjonstyper kan det i noen tilfeller forekomme avvik. Lager og viftetap baserer seg på erfaringsmessig fornuftig kjølig og opplagring, samt for nominelle turtall mellom 300 og 500 omdreininger per minutt. Dersom maskinen avviker fra antatte verdier bør lager og viftetapene kontrolleres. Den estimerte gjennomsnittelige vindingslengden gir som regel gode resultater, men for at kobbertap i stator skal kunne garanteres må vindingslengde beregnes eksakt.

Polskoformen som blir valgt i generatorkonstruksjonsprosessen varierer for forskjellige generatorleverandører og generatorstørrelse. I GenProg blir det brukt en enbuet polskoform der overflaten på polskoen har sirkulær form med en mindre diameter en luftgapsdiameteren. Denne polskoformen vil ikke gi en optimal sinusfordelt fluks i luftgapet, men i programmet antas det at fluksen er rent sinusfordelt.

I rotorberegningene er det ikke tatt hensyn til kjølevikling ved beregning av rotorresistans. Dette vil redusere den reelle rotorresistansen siden for eksempel hver tredje vikling er bredere enn hva som er beregnet. I de termiske beregningene er kjøleviklingen tatt med ved beregning av varmeoverføringsmotstanden for feltviklingen.

Ved valg av sportall fra tabellen i *sporfil.xls* må man være klar over mulighetene for subharmoniske vibrasjoner ved valg av brudden vikling med ugunstig antall spor per pol per fase. I mange tilfeller velges brudden vikling der baseviklingen gjentar seg over to poler dersom dette er mulig ( $q=q_m/2$ ).

Mekaniske beregninger av svingmoment og vekt av maskindeler er basert på beregninger av aktive deler av maskinen. De resterende mekaniske delene er tatt med som en prosentandel av de aktive. Dette fører til at vekter og svingmoment ikke nødvendigvis er korrekte for en konkret maskin.

For å kontrollere nøyaktigheten til programmet var det nødvendig å kontrollere GenProg opp mot tidligere konstruerte maskiner. Det ble valgt to eldre Siemens maskiner, en hurtiggående

motor/generator fra 1955 (Maskin 1) og en saktegående generator fra 1964 (Maskin 2). Resultatene er vist i *Tabell 4*.

### **8.1. Maskin 1**

Ved beregning av denne maskinen ble reelle verdier for spor og poler satt i input-filen. For at tilleggstepene for maskinen skulle stemme med oppgitte tap var det nødvendig å øke tilleggstepene over opprinnelig beregnede verdier. Dette kommer av at moderne maskiner i større grad benytter umagnetiske materialer i konstruksjonen. Rotorstrømmen som ble beregnet av programmet var noe mindre enn oppgitt verdi. Dette kan skyldes andre egenskaper til blikket, valgt polskoform eller tilsvarende. For å ta hensyn til dette ble tilleggsmagnetiseringstepene økt tilsvarende. De resterende verdiene som ble beregnet av programmet stemmer godt med oppgitte verdier.

### **8.2. Maskin 2**

Ved beregning av denne maskinen ble reelle verdier for spor og poler satt i input-filen. Jerntapene for maskinen er hentet fra tilbudspapiret, og er oppgitt for en høyere flukstetthet enn den reelle flukstettheten for maskinen. Dette førte til at de tapene som ble beregnet av programmet er noe lavere enn hva som er oppgitt. Også her ble rotorstrømmen for maskinen noe lavere enn verdien fra testrapporten. Dette skyldes polskoform, lavere magnetiseringsbehov eller tilsvarende.

Siden begge disse maskinene er fra 50- og 60-tallet ble det brukt metningskurve og relative tap for eldre blikk. Generelt stemmer resultatene bra, men på grunn av at GenProg er konstruert for moderne maskiner og som følge av de designvalgene som er gjort var det nødvendig å korrigere enkelte verdier.

## 9. Diskusjon Oppgradering

Utgangspunktet for oppgraderingene er de oppgitte verdiene for de reelle maskinene vist i *Tabell 4*. Siden det er flere verdier for de reelle maskinene som ikke er kjent, er det nødvendig å benytte de beregnede verdiene for de opprinnelige maskinene. De komplette resultatene fra de opprinnelige maskinene, samt alle oppgraderingene, er vedlagt i sin helhet i vedlegg 2 - 21.

### 9.1. Maskin 1

#### 9.1.1. Opprinnelig Maskin

Den opprinnelige maskinen er en motor/generator fra 1954. Maskinen har de vanlige trekkene fra maskiner fra denne tiden sammenlignet med moderne maskiner. Fyllfaktoren for sporene er dårlig på grunn av en mye tykkere isolasjon enn for moderne maskiner. Videre fører isolasjonsklassen til en relativt lav tilatt temperaturstigning. Dette medfører at maskinen er lite utnyttet i forhold til fysisk størrelse.

De relative blikktapene for den opprinnelige maskinen er oppgitt til 1,7 W/kg ved 1 tesla. Moderne blikk har relative tap på rundt 1,1 W/kg, og det vil her være mye å hente på å bytte blikk. Samtidig kan det nevnes at tanninduksjonen er høy, hele 1,82 tesla. Dersom blikket skal byttes bør denne reduseres noe.

Maskinen er dimensjonert med en effektfaktor på 0,73. Dette gjør at maskinen har store *strømreserver* og vil være overdimensjonert ved normal drift med en effektfaktor på 0,9 - 0,95.

#### 9.1.2. Alternativ 1 - Bytte av Vikling

I dette oppgraderingsalternativet blir den gamle viklingen byttet ut med en moderne vikling. Siden blikket ikke byttes er spordimensjonene de samme. Den viktigste endringen som blir gjort her er å benytte en moderne isolasjon, se vedlegg 22. Siden denne er betydelig tynnere enn isolasjon fra 50-tallet kan kobberarealet i sporet økes betraktelig. De endringene som ble utført er vist i *Tabell 8*.

Ved å redusere isolasjonstykkelse, samt benytte flere delledere med litt mindre dellederhøyde, økte kobberarealet med 34,6 %. Gevinsten med dette er et redusert DC-tap i statorviklingen på 16,8 kW, og en påfølgende virkningsgradsøkning fra 97,1 % til 97,26 %. Viklingens resistansfaktor øker noe, men dette utgjør lite i direkte tap.

En annen fordel med å benytte moderne isolasjon er redusert viklingstemperatur. Selv om den termiske konduktiviteten til moderne isolasjon er lavere enn for isolasjon brukt i eldre maskiner, vil den reduserte isolasjonstykkelsen gjøre at det blir lettere å lede ut varmen som blir produsert i viklingen.

I dette tilfellet blir den nye viklingstemperaturstigningen på bare 35 °C, noe som er veldig lavt sammenlignet med tillatte temperaturstigning for isolasjon utnyttet klasse B (se *Tabell 5*). Dette fører til svært liten aldning av isolasjonen som følge av temperatur, og det kan argumenteres for å øke

*Tabell 8 - De viktigste endringene ved oppgradering 1*

	Opprinnelige mål	Alt.1
Antall delledere	22	26
Dellederhøyde [mm]	2,5	2,4
Dellederbredde [mm]	5,9	7
Jordisolasjon [mm]	2,5	1,8
Dellederisolasjon [mm]	0,15	0,1
Sporkile [mm]	6	6
Mellomstrimmel [mm]	5,7	5
Røbelseparator [mm]	0,8	0,5
Statorviklingstemp. [°C]	46	35
Kobberareal i spor [mm <sup>2</sup> ]	318	428,1

isolasjonstykkelsen noe for å redusere den elektriske feltstyrken i isolasjonen ytterligere for dermed å redusere den elektriske aldningen. På denne måten kan man øke levetiden for viklingen, men man må godta litt økt viklingsmotstand og tap.

I den opprinnelige maskinen ble det benyttet et spoleskritt på 9 spor. Dette tilsvarer et relativt spoleskritt på 0,75. Her kan spoleskrittet med fordel økes til 10 spor som gir et relativt spoleskritt på 0,83. Siden maskinen har skråstilte poler vil dette ha liten betydning for de harmoniske komponentene i maskinen, men det fører til redusert fluks i maskinen og dermed en lavere belastet rotor. Samtidig reduseres flukstettheten i statortennene og i åket, og jerntapene i maskinens reduseres. Dette gir en ny virkningsgrad på 97,29 %.

Bakdelene med å øke spoleskrittet er at viklingslengden og motstanden i statoren øker, samtidig som ankerreaksjonsreaktansen vil øke på grunn av økt permeans. Ved å endre spoleskrittet fra 9 til 10 spor vil synkronreaktansen øke fra 0,96 til 1,056. Her kan spoleskrittet kun økes dersom endringen i reaktansverdien er akseptabel.

### 9.1.3. Alternativ 2 - Bytte av Statorblikk og Vikling

Som tidligere nevnt er de relative tapene til blikket som er brukt i maskinen på hele 1,7 W/kg.

Det vil derfor være mye å hente på å bytte til et moderne blikk (se *Tabell 9*).

Bortsett fra å bytte blikk er de viktigste endringene ved dette oppgraderingsalternativet å øke

spoleskrittet, øke luftgapet og redusere bredden på kjølekanalene (se *Tabell 10*).

*Tabell 9 – Verdier for gammelt og nytt statorblikk*

	Opprinnelig	Alt.2
Blikktykkelse [mm]	-	0,5
Relative tap [W/kg]	1,7	1,07



Ved å bytte til moderne blikk reduseres jerntapene i maskinen med 44,1 % fra 67,8 kW til 37,9 kW. Medvirkende til denne reduksjonen er økningen i spoleskrittet fra 9 til 10 spor, da dette reduserer den totale fluksen i maskinen ved merkespenning og reduserer flukstetthetene i blikket. I tillegg til dette vil både reduksjonen i kjølekanalbredden og økningen av forholdet  $b_u/b_d$  påvirke jerntapene. En reduksjon i kjølekanalbredden vil øke netto jernlengde for samme brutto jernlengde, og på den måten redusere flukstettheten i blikket. På den andre siden vil en økning i sporbredde for samme spordeling redusere tannbredden og øke flukstettheten i tennene.

Når blikket skal byttes kan spordimensjonene endres. I dette tilfellet økes sporbredde mens sporthøyden holdes konstant. Den økte sporbredde gjør at kobberarealet i sporet økes ytterligere til 493,9 mm<sup>2</sup>. Selv om det økte spoleskrittet gir en liten økning i viklingslengde, fører det økte kobberarealet til at DC-tapene i stator reduseres med 32 %, som tilsvarer 20,8 kW.

Sammen med de reduserte jerntapene fører dette til en virkningsgradsøkning fra 97,1 % til 97,56 %.

Et resultat av å øke spoleskrittet er at synkronreaktansen øker på grunn av økt permeans for statorviklingen. For å holde reaktansverdien konstant må luftgapet i maskinen økes med 1,5 mm. Selv om den reduserte fluksen på grunn av økt spoleskritt reduserer maskinens magnetiseringsbehov, fører det økte luftgapet til en liten økning i maskinens totale magnetiseringsbehov. Dette gjør at rotortemperaturen øker med 1 °C ved nominell drift.

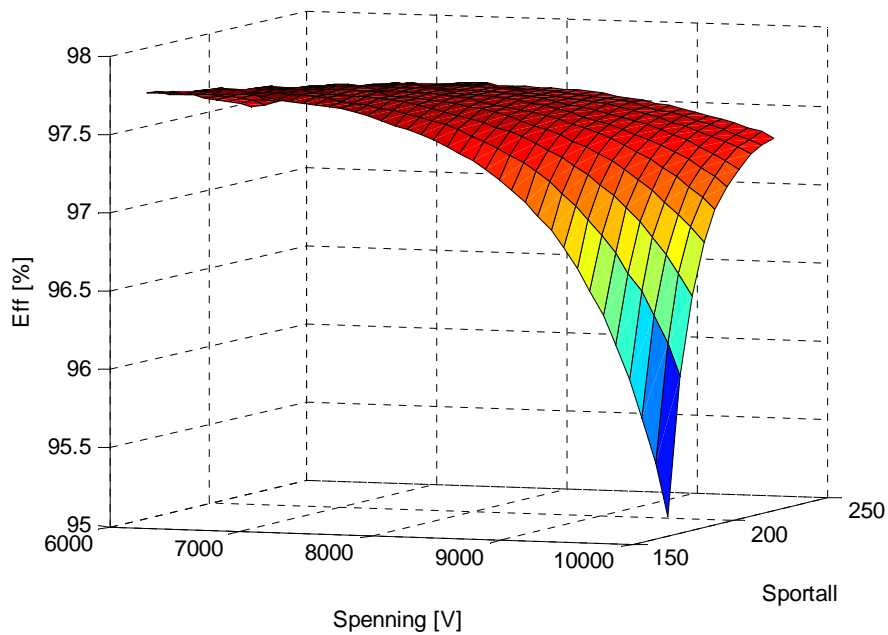
Noe av grunnen til at rotortemperaturen øker er at bredden på kjølekanalene er redusert til 6 mm. Dette begrenser den totale luftmengden i maskinen, og dermed kjøleevnen. For at maksimale kjøleluftshastighet ikke skal overskride 15 meter i sekundet [18] må kjøleluftmengden reduseres fra 11,5 m<sup>3</sup>/s til 9 m<sup>3</sup>/s. Dersom viftebladene på rotor kan justeres, vil den reduserte kjøleluftmengden føre til reduserte viftetap. Denne reduksjonen er ikke tatt hensyn til i beregningene siden den kan være vanskelig å beregne eksakt, men den kan antas å tilsvare ca. 5 kW. Dersom denne tas hensyn til vil den nye virkningsgraden være 97,61 %.

Tabell 10 - De viktigste endringene ved oppgradering 2

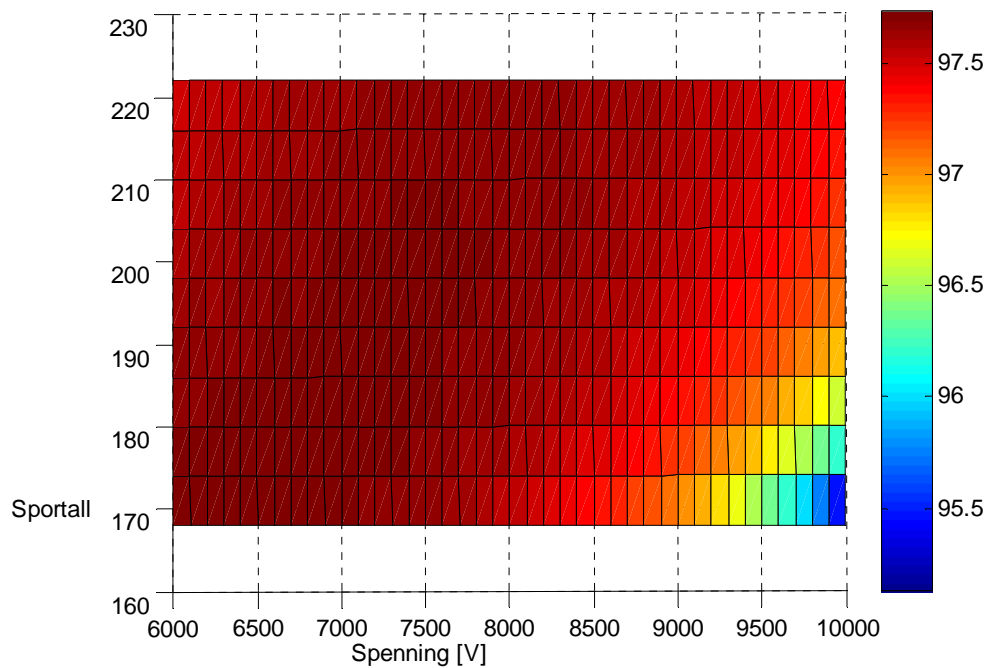
		Opprinnelig	Alt.2
Kjølekanaler	[mm]	8	6
Sporbredde	[mm]	19	19,8
Dellelederbredde	[mm]	5,9	7,5
$b_u/b_d$	[mm]	0,686	0,735
Kobberareal i spor	[mm <sup>2</sup> ]	318	493,9
Spoleskritt	[mm]	9	10
Tanninduksjon	[T]	1,82	1,73
Luftgap	[mm]	15,5	17
Synkronreaktans	[p.u.]	0,96	0,971
Rotorstrøm	[A]	469,6	471,4
Virkningsgrad	[%]	97,1	97,56

### 9.1.4. Alternativ 3 - Optimalisering med Fri Spenning og Sportall

Det vil her bli undersøkt om det er noe potensial for virkningsgradsøkning ved å endre spenning og sportall. Som utgangspunkt ble det gjennomført en virkningsgradsoptimalisering for spenninger fra 6 kV til 10 kV, og for sportall fra 168 til 222 spor.



Figur 11 - Optimaliseringskurve for oppgradering 3



Figur 12 - Optimaliseringskurve for oppgradering 3 sett ovenfra

Resultatene fra optimaliseringen er vist i *Figur 11* og *Figur 12*. Det kommer frem av resultatene at virkningsgraden er høyest rundt et belte som strekker seg fra 6500 volt og 168 spor, til 7800 volt og 204 spor. Denne optimaliseringsprosessen er ikke hundre prosent nøyaktig, men gir et meget godt utgangspunkt for videre optimalisering.

Som vist i resultatene fra optimaliseringen er utgangspunktet med en merkespenning på 6300 volt og 168 spor et meget godt valg. Skulle man allikevel ønske å endre spenningen bør denne økes sammen med sportallet. Det endelige valget av spenning og sportall ble 8000 volt og 192 spor (se *Tabell 11*). Dette er litt

utenfor det optimale området fra optimaliseringen. Grunnen til at sportallet ble valgt litt lavere enn det som ble anbefalt var at spordelingen ble en begrensning. Dersom spordelingen blir for lav går for mye av sporet bort til isolasjon, samtidig som at flukstettheten i tennene vil bli høy. Det valgte sportallet gir en

*Tabell 11 - De viktigste endringene ved oppgradering 3*

	Opprinnelig	Alt.3
Merkespenning [V]	6300	8000
Merkestrøm [A]	1283	1010
Sportall	168	192
Spor per pol og fase	4	4 <sup>4</sup> / <sub>7</sub>
Flukstetthet i luftgap [T]	0,812	0,893
Luftgap [mm]	15,5	14
Synkronreaktans [p.u.]	0,96	0,988
Virkningsgrad [%]	97,1	97,56

brudden vikling. Det er da viktig å være klar over mulighetene for å introdusere subharmoniske komponenter i maskinen. Grunnen til at spenningen ble valgt litt høyere enn anbefalt var hovedsakelig at dette var ønskelig for oppgraderingsalternativ 4.

Et resultat av økt spenning er at synkronreaktansens p.u.-verdi reduseres, selv om synkroninduktansen øker som følge av økt permeans (spoleskritt) og økt antall vindinger. Dette kommer av at referanseverdien øker mer enn induktansen. For å holde reaktansverdien konstant reduseres luftgapet til 14 mm. Selv om spenningsøkningen gir økt fluks i maskinen vil det reduserte luftgapet føre til lavere magnetiseringsbehov og mindre rotortap. Dette fører isolert sett til bedre virkningsgrad og kaldere rotor.

Et annet resultat av økt spenning og fluks er at det magnetiske spenningsfallet i luftgapet øker som følge av økt flukstetthet. Dette gir større magnetiseringsbehov og økt rotortap. Videre vil den økte fluksen i maskinen gi økt flukstetthet i åket siden den ytre diameteren er fast. Dette gir større jern- og ståltap i åket. Disse økte tapene veier opp for fortjenesten fra luftgapsreduksjonen, og den resulterende virkningsgraden vil fortsatt være 97,56 %, det samme som for oppgraderingsalternativ 2.

Fordelen med oppgraderingsalternativ 3 er at man får en kaldere maskin, eventuelt at kjøleluftmengden og viftetapene reduseres ved samme maskintemperatur. Redusert kjølemengde gir en anslått virkningsgrad på 97,67 %.

Økning i spenning og sportall i forhold til oppgraderingsalternativ 2 vil gi en dyrere vikling. Den beskjedne, eller manglende, økningen i virkningsgrad sett bort fra viftetap kan vanskelig forsvare denne kostnadsøkningen.

### 9.1.5. Alternativ 4 - Økt Ytelse

I de foregående oppgraderingene har den opprinnelige maskinen blitt forbedret med nytt blikk og ny statorvikling uten at hoveddimensjonene har blitt endret. Dette har resultert i en kald og lite utnyttet maskin. I denne oppgraderingen vil det bli undersøkt hvor mye maskinen fra oppgradering 3 kan utnyttes, og hvordan dette påvirker maskinens egenskaper.

Den største begrensningen i oppgradering 3 er rotortemperaturen. Ved å bytte feltviklingen kan det tillates en betydelig høyere temperatur og belastning av feltviklingen. Det vil derfor bli byttet feltvikling i denne oppgraderingen for å hente ut mest mulig av maskinens potensial. Den nye feltviklingen vil ha isolasjon av klasse F, og belastes etter klasse B. Ifølge IEC 34-1 er den tillatte temperaturstigningen for denne klassen 80 °C ved resistansmåling. På grunn av levetid for viklingen er det ikke ønskelig med driftstemperaturer som ligger helt opp mot tillatte verdi, men rotortemperaturer på 60 – 65 °C er normalt.

Det ble benyttet statisk magnetisering for denne oppgraderingen da dette er mer realistisk for en moderne maskin av denne størrelsen. Dette reduserer magnetiseringstapene en del og vil føre til bedre virkningsgrad. Tilleggstapene holdes konstante.

Siden ytelsen for maskinen økes vil referanseverdien for synkronreaktansen reduseres.

Dette gjør at den relative verdien for synkronreaktansen øker. For å

holde reaktansverdien på opprinnelig verdi må luftgapet økes til 21 mm. Med økt luftgap øker magnetiseringsbehovet og dermed rotorbelastningen.

I dette oppgraderingsalternativet endres effektfaktor ved merkedrift fra 0,73 til 0,9, da dette er mer vanlig for merking av moderne maskiner. Dette reduserer rotorbelastningen ved merkedrift, reduserer statorstrøm ved samme leverte aktive effekt og gir dermed bedre virkningsgrad. Denne virkningsgradsøkningen er ikke reell i den forstand at det ikke er gjort noen endringer på maskinen.

Sammenlignet med maskinen fra oppgradering 3 er resultatet av denne oppgraderingen en økning i tilsynelatende effekt på 43 % og en økning i virkningsgrad fra 97,56 % til 98,28 %. Dersom man ser bort fra virkningsgradsøkningen på grunn av endret effektfaktor, statisk magnetisering, samt øker tilleggstapene proporsjonalt med ytelsen, tilsvarer den nye virkningsgraden 97,62 %. Det vil si at ved å belaste maskinen hardere øker virkningsgraden

Tabell 12 - De viktigste endringene ved oppgradering 4

	Opprinnelig	Alt.4
Merkeytelse [MVA]	14	20
Effektfaktor	0,73	0,9
Merkespenning [V]	6300	8000
Merkestrøm [A]	1283	1443
Sportall	168	192
Spor per pol og fase	4	4 <sup>4/7</sup>
Flukstetthet i luftgap [T]	0,812	0,887
Luftgap [mm]	15,5	21
Synkronreaktans [p.u.]	0,96	0,99
Statorviklingstemp. [°C]	46	50
Rotorviklingstemp. [°C]	45	63
Virkningsgrad [%]	97,1	98,28

relativt sett. Dette bekrefter at maskinen i oppgradering 3, og også de tidligere maskinene, er svært lite utnyttet.

Den nye maskinen er fortsatt ikke utnyttet maksimalt. Begrensningen ligger fortsatt i rotoren, der temperaturstigningen er 63 °C. Temperaturstigningen i statoren er ikke på mer enn 50 °C. Dette kommer av at det høye sportallet gir smale og spor og dermed god kjøling av statorstavene. Hovedgrunnen til at rotoren blir så hardt belastet er at luftgapet økes ganske mye for å holde synkronreaktansen på opprinnelig verdi. Dersom dette isteden gjøres ved å endre statorviklingen kan rotortemperaturen reduseres og stator kan belastes hardere.

Normalt vil det være uaktuelt å øke ytelsen på en maskin med hele 43 %, men resultatene i denne oppgraderingen viser at en moderne maskin med samme ytelse vil ha en betydelig mindre fysisk størrelse. Samtidig vil den moderne maskinen ha en langt bedre virkningsgrad. Dersom reduksjonen i kjølebehov tas med i beregningene blir virkningsgraden for den nye maskinen 98,30 %. Det er sannsynlig at denne kan økes ytterligere dersom det tillates at de fysiske målene på maskinen kan endres.

## 9.2. Maskin 2

### 9.2.1. Opprinnelig Maskin

Den opprinnelige maskinen er en saktegående elvekraftgenerator produsert i 1964. Som de fleste eldre generatorer er også denne lite utnyttet i forhold til fysisk størrelse (lavt utnyttelsessiffer). Dette fører til at maskinen har større diameter og lengde enn hva som er vanlig i moderne generatorkonstruksjon for samme turtall og merkeeffekt. I tillegg er driftstemperaturene lavere på grunn av at eldre isolasjon ofte har en lavere temperaturklasse samt lengre dimensjonert levetid enn moderne isolasjon.

Jordisolasjonen i maskinen er 4 mm tykk og har temperaturklasse B som er utnyttet klasse A. Siden denne maskinen har formspole vil det være noe høyere spenning mellom hver delleder enn ved bruk av røbelstav. Det er derfor brukt tilleggsisolasjon på 0,5 mm mellom hver delleder i tillegg til lakkisolasjon.

Generatoren har en ytre diameter på 6 meter og en brutto jernlengde på 1,2 meter, noe som gir et utnyttelsessiffer på 4,6. De relative jerntapene er oppgitt til 1,3 W/kg ved 1 tesla. Moderne generatorer har vanligvis noe bedre blikk med jerntap rundt 1,1 W/kg ved 1 T.

Statoren har opprinnelig 11 parallelle kretser og 11 vindinger per fase. Hver vinding er delt inn i to delledere hvorav bredden er 7 mm og høyden er 3,6 mm. Normale dellederhøyder i en statorvikling ligger vanligvis mellom 2 mm og 3 mm. Den høye dellederhøyden vil føre til betydelige AC-tap for viklingen. Resistansfaktorene  $K_{rad}$  og  $K_{mx}$  bør ikke overstige henholdsvis 1,15 og 1,5 (ref. [11][17][18]) for å unngå høye tilleggstep i sporet og problemer

ved kjøling. Resultatene viser at resistansfaktorene for denne maskinen er betydelig høyere (se *Tabell 7*).

9.2.2. *Alternativ 1 - Bytte av Vikling*

Her blir det sett på fordelene ved å bytte ut den opprinnelige viklingen med en ny moderne vikling. Ved å velge en moderne isolasjon med isolasjonsklasse F som blir belastet klasse B kan viklingen ha en høyere driftstemperatur. Moderne isolasjon kan også belastes med høyere elektrisk feltstryke, noe som fører til at det kan brukes tynnere isolasjon. I tillegg kan også tilleggsisolasjonen mellom hver dellede fjernes siden lakkisolasjonen på hver dellede er nok. Resultatet blir da at fyllfaktoren for sporet øker (bedre plass til kobber) og viklingsresistansen synker.

Tabell 13 - De viktigste endringene ved oppgradering 1

	Opprinnelige mål	Nye mål
Antall delledere	11	22
Delledehøyde [mm]	3,6	1,9
Delledebredde [mm]	7	7,5
Jordisolasjon [mm]	4	3,5
Delledeisolasjon [mm]	0,2	0,2
Sporkile [mm]	5,5	5,5
Mellomstrimmel [mm]	7	7
Statorviklingstemp. [°C]	45	37
Kobberareal i spor [mm <sup>2</sup> ]	554,4	627,0

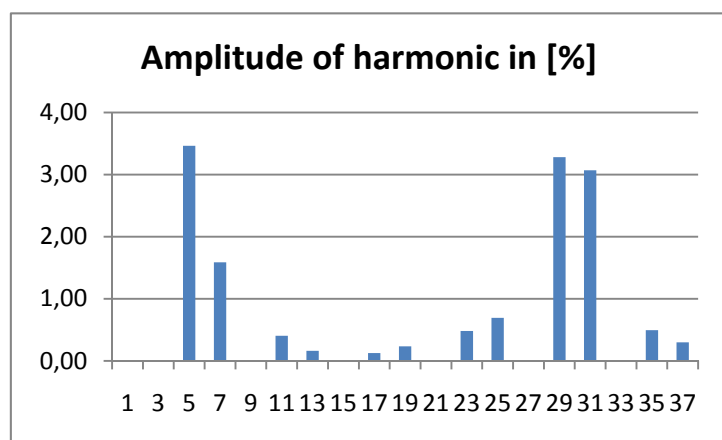
Siden den opprinnelige delledehøyden førte til høye AC-tap i viklingen vil det også være naturlig å bytte til en vikling med lavere delledere.

Resultatene for maskinen med den nye viklingen er vist i Tabell 13 og Tabell 14.

Etter at isolasjonstykkelsen og delledehøyden ble redusert ble kobberarealet for sporet økt med 13 % og de totale kobbertapene for viklingen redusert med 20 %. Ser også at resistansfaktorene er innenfor anbefalte verdier. De reduserte kobbertapene førte også til at viklingstemperaturen i stator ble redusert fra 45°C til 37°C. Dette er veldig lav temperaturlastning for isolasjon med temperaturklasse F, noe som vil resultere i ubetydelig termisk aldring av isolasjonen. Resultatet av å bytte kun viklingen ble at virkningsgraden for maskinen ble økt fra 97,59 % til 97,71 %.

Tabell 14 - De viktigste resultatene fra oppgradering 1

	Opprinnelige verdier	Nye verdier
$K_{rad}$	1,269	1,096
$K_{mx}$	1,856	1,305
$P_{DC}$ [kW]	113,8	100,6
$P_{AC}$ [kW]	19,6	6,0
Statorviklingstemp. [°C]	45	37
Totale kobbertap [kW]	133,4	106,6
Virkningsgrad [%]	97,59	97,71



Figur 13 - Harmoniske komponenter i maskinen

Det relative spoleskrittet for den opprinnelige maskinen var 0,933. Fordelen med å velge et så høyt relativt spoleskritt er at mye av hovedfluksen går gjennom viklingen (høyere spenning med samme fluks). Bakdelen er at det kan bli produsert mer av lavere harmonisk fluks (se *Figur 13*). Vanligvis velges skrittet for å redusere mest mulig av 5. og 7. harmoniske. Dette tilsvarer et relativt spoleskritt mellom 0,8 og 0,85. Selv om det er høyt bidrag av lavere harmoniske blir spoleskrittet beholdt i dette oppgraderingsalternativet for å unngå å endre maskinens øvrige parametere.

### 9.2.3. Alternativ 2 - Bytte av Statorblikk og Statorvikling

I dette oppgraderingsalternativet blir både statorblikk og statorvikling byttet ut. Det opprinnelige blikket med relativt jerntap på 1,3 W/kg ved 1 T ble erstattet med nytt blikk med relativt jerntap på 1,07 W/kg ved 1 T. Det nye blikket har en tykkelse på 0,5 mm (se vedlegg 23). Dette resulterte i at jerntapene ble redusert fra 129,9 kW til 106,1 kW.

I tillegg til å endre kvaliteten på blikket ble det valgt bredere blikkpakker og smalere kjølekanaler (se *Tabell 15*). Dette sammen med at jernfyllfaktoren ble økt fra 0,93 til 0,95 førte til at netto jernlengde,  $l_n$ , økte. Denne økningen resulterte i at tanninduksjonen ble redusert på grunn av større areal for fluksen. Et resultat var at sporbredden kunne økes ytterligere (fra 7 mm til 8,3 mm). Verdier for det nye sporet er vist i *Tabell 16*.

Resultatet ved å skifte ut både blikk og vikling var at virkningsgraden for maskinen ble økt fra 97,59 % til 97,86 %. Dette tilsvarer en reduksjon i tap med 58,3 kW ved nominell drift. Bytte av blikk i tillegg til vikling vil derfor gi et betydelig bedre resultat enn kun bytte av vikling.

Tabell 15 - De viktigste endringene og resultatene ved oppgradering 2

		Opprinnelige verdier	Nye verdier
Jerntap	[kW]	129,9	106,1
Kobbertap (DC)	[kW]	113,8	90,9
Kjøleluftmengde	[m <sup>3</sup> /s]	23	16
Bredde kjølekanal	[mm]	8	6
Bredde blikkpakke	[mm]	40	40
Jernfyllfaktor, $k_{Fe}$		0,93	0,95
Virkningsgrad		97,59	97,86

Tabell 16 – Spordimensjoner og mål for nytt spor

		Opprinnelige mål	Nye mål
Sporhøyde	[mm]	130,5	130,5
Sporbredde	[mm]	23,4	25,0
bu/bd		0,693	0,778
Antall delledere		11	22
Dellederhøyde	[mm]	3,6	1,9
Dellederbredde	[mm]	7	8,3
Jordisolasjon	[mm]	4	3,5
Dellederisolasjon	[mm]	0,2	0,2
Sporkile	[mm]	5,5	5,5
Mellomstrimmel	[mm]	7	7
Kobberareal i spor	[mm <sup>2</sup> ]	554,4	693,8



Viklingen som er brukt i oppgraderingsalternativ 1 og 2 gir en strømtetthet i stator på henholdsvis  $2,31 \text{ A/mm}^2$  og  $2,08 \text{ A/mm}^2$ . Viklingstemperaturstigningen i stator ble da  $37 \text{ }^\circ\text{C}$ , noe som er mye lavere enn tillatt temperaturstigning for viklingen. Det hadde derfor vært mulig å bruke en vikling med høyere resistans for denne maskinen uten å overstige tillatte temperaturer. En slik vikling ville vært billigere å produsere men ville gitt høyere kobbertap. Viklingen med lavest tap ble valgt for denne maskinen.

Ved bytte av blikk og vikling kunne kjøleluftmengden reduseres fra  $23 \text{ m}^3/\text{s}$  til  $16 \text{ m}^3/\text{s}$  uten at maskintemperaturene økte ut over opprinnelige verdier. Den reduserte kjøleluftmengden vil føre til at virkningsgraden for maskinen økes ytterligere.

#### 9.2.4. Alternativ 3 - Optimalisering med Fri Spenning og Sportall

I de tilfeller hvor transformatoren skal skiftes ut samtidig med oppgradering av generatoren kan også spenningen på generatoren forandres. Dette gjør at generatordesigneren kan bruke spenningen som en fri variabel. Ved forandring av spenning kan det også være nødvendig å forandre sportallet for å få en optimal maskin.

Tabell 17 - De viktigste endringene ved oppgradering 3

	Opprinnelige mål	Nye mål
Sportall	330	330
Sporhøyde [mm]	130,5	112,5
Sporbredde [mm]	23,4	21,9
bu/bd	0,693	0,620
Antall delledere	11	14
Dellederhøyde [mm]	3,6	2,7
Dellederbredde [mm]	7	13,8
Jordisolasjon [mm]	4	3,83
Dellederisolasjon [mm]	0,2	0,2
Sporkile [mm]	5,5	6
Mellomstrimmel [mm]	7	7
$A_{\text{cu}}$ per vinding [ $\text{mm}^2$ ]	50,4	37,3

For å unngå at antall spor per pol og fase ble et heltall, ble sportallet for generatoren fortsatt valgt til 330 ( $q=2,5$ ). De nærmeste alternativene som var aktuelle med  $q$  som et bruddent tall med 11 parallelle kretser var:

$$Q_s=198 \quad (q=1,5)$$

$$Q_s=462 \quad (q=3,5)$$

Disse alternativene gir enten veldig smale eller veldig brede spor og ble derfor ikke valgt.

Grunnen til at det er ønskelig å unngå  $q$  som et heltall er at dette kan føre store harmoniske flukskomponenter. Hvis  $q$  velges som et heltall hadde det blitt nødvendig å vri polene eller statorsporene for å unngå dette. Vridning (skewing) er ofte uønskelig på grunn av at produksjonskostnadene for generatoren øker.

Ved valg av ny spenning ble det forsøkt både øke og redusere spenningen i forhold til opprinnelig verdi. Det var økning av spenning som førte til best resultat. For å unngå at

dellederhøyden skulle bli like høy som opprinnelig verdi var det nødvendig å øke spenningen en del for å redusere strømmen. I tillegg var det ønskelig å bruke kun én delleder i høyden per vinding for at viklingsproduksjon skulle bli enklere. Hvis antall vindinger i serie per vikling ble økt fra 11 til 14 og

strømtettheten ble valgt til det samme som den opprinnelige ( $2,6 \text{ A/mm}^2$ ), resulterte dette i en spenning på 15000 volt ved en dellederhøyde på 2,7 mm. For å kunne velge denne spenningen var det nødvendig å ha bredere tenner i tillegg til flere vindinger enn opprinnelig for å unngå metning i tennene.

Tabell 18 - De viktigste resultatene fra oppgradering 3

		Opprinnelige verdier	Nye verdier
Spenning	[V]	11000	15000
Strøm	[A]	1417	1039
Luftgap	[mm]	13	11
Synkronreaktans	[p.u.]	0,940	0,959
Antall vindinger, $t_{nr}$		11	14
Kobbertap (DC)	[kW]	113,8	105,3
Jerntap	[kW]	129,9	97,5
Virkningsgrad	[%]	97,59	97,91

Siden det ble valgt høyere spenning for denne generatoren enn den opprinnelige ble referanseverdien for synkronreaktansen økt. Dette førte til at per unit reaktansene for maskinen ble redusert. I tillegg til at synkronreaktansen ble lavere, resulterte den høye spenningen til at magnetiseringsbehovet for generatoren økte. Høyere magnetiseringsbehov førte til at driftstemperaturen for rotorviklingen økte. For å opprettholde tilnærmet samme synkronreaktans og rotortemperatur var det nødvendig å redusere luftgapet. Reduksjon i luftgap fra 13 mm til 11 mm resulterte i tilnærmet uendret reaktans og samme rotortemperatur i forhold til alternativ 2.

I dette oppgraderingsalternativet ble det ikke satt verdier for sporet i input-filen. Hvis sporet ikke blir satt vil GenProg beregne sporet ut i fra valgt dellederhøyde, strømtetthet og forholdet mellom sporbredde og tannbredde (bu/bd). Hvis antall vindinger per vikling er større enn 1 ( $t_{nr} > 1$ ) vil programmet lage en formspolevikling. Dersom programmet benytter formspoleberegningene blir det valgt kun én delleder i bredden. Verdier som GenProg satte for sporet er vist i *Tabell 17*.

Økning i spenning, nytt blikk og ny vikling førte til at virkningsgraden for generatoren økte fra 97,59 % til 97,91 %. Dette er 0,05 % (10,8 kW) bedre enn ved bytte av kun blikk og vikling. Det er derfor ikke mye å hente på å forandre spenning, men hvis generatoren skal oppgraderes i tillegg til at transformatoren skal skiftes gir dette et bedre resultat enn de tidligere alternativene.

9.2.5. *Alternativ 4 - Ny Generator*

I de tre foregående oppgraderingsalternativene ble det undersøkt forskjellige muligheter for oppgradering av statoren på eksisterende maskin. Siden generatorens diameter og lengde er bestemt var det ikke mulig å

endre utnyttelsessifferet. En økning av generatorens merkeeffekt, med opprinnelig effektfaktor, var heller ikke mulig uten at rotortemperaturen ble høyere enn opprinnelig. Resultatet av disse oppgraderingsalternativene ble derfor en lite utnyttet maskin med lave driftstemperaturer.

I moderne generatordesign er det ofte ønskelig å produsere generatoren mindre og varmere (billigere) enn hva som var vanlig i eldre konstruksjoner. Det ble derfor i dette alternativet undersøkt hvordan en moderne konstruksjon ble i forhold til den opprinnelige.

Tabell 19 – Verdier for ny generator

		Opprinnelige verdier	Nye verdier
Nominell Effekt	[MVA]	27	27
Spenning	[V]	11000	11000
Strøm	[A]	1417	1417
Effektfaktor		0,8	0,8
Utnyttelsessiffer		4,61	6,32
Indre Diameter	[m]	6	4,9
Brutto Jernlengde	[m]	1,24	1,39
Synkronreaktans	[p.u.]	0,940	1,029
Luftgap	[mm]	13	12
Sportall		330	330
Rel. Spoleskritt	[p.u.]	0,933	0,800
Antall Vindinger, $t_{nr}$		11	12
Viklingstemp, Stator	[°C]	45	60
Strømtetthet, Stator	[A/mm <sup>2</sup> ]	2,61	3,93
Statorresistans (20°C)	[mΩ]	15,5	25,0
Kobbertap (DC)	[kW]	113,8	183,0
Jerntap	[kW]	129,9	81,3
Lager og Viftetap	[kW]	82,1	43,1
Magnetiseringstap	[kW]	44,0	8,0
Virkningsgrad	[%]	97,59	97,81

For at resultatene skulle være sammenlignbare ble det valgt samme effekt og effektfaktor som den opprinnelige generatoren. Siden det er krav om statisk magnetisering for generatorer over 25 MVA i det norske kraftnettet ble magnetiseringstapene beregnet av programmet i dette alternativet. Magnetiseringstapene ble derfor betydelig lavere enn i de tre foregående eksemplene.

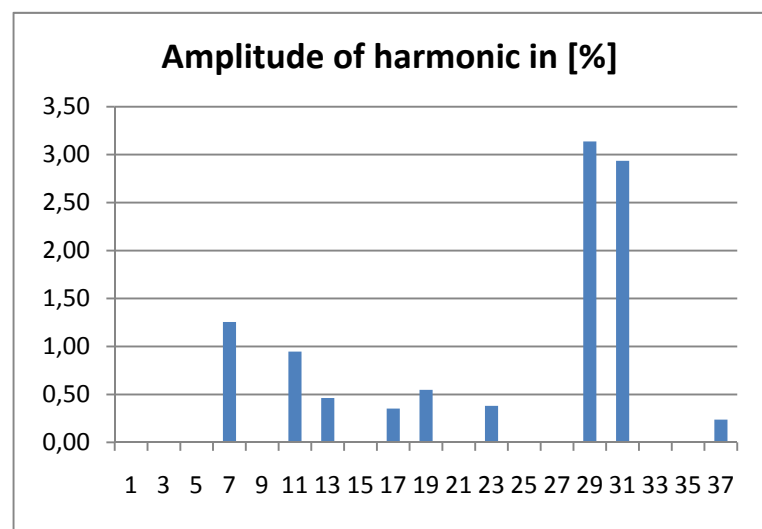
Den største forskjellen på den nye og den opprinnelige generatoren er at diameteren ble redusert fra 6 meter til 4,9 meter. Lengden ble økt fra 1,24 til 1,39 meter for å kunne beholde samme spenning uten at flukstettheten i luftgapet skulle bli for stor. Dette resulterte i at utnyttelsessifferet økte fra 4,61 til 6,32 og driftstemperaturen for statorviklingen økte fra 45 °C til 60 °C. Siden den største kjøleluftshastigheten i maskinen allerede var 14,7 m/s for denne driftstemperaturen ble ikke maskinens dimensjoner redusert ytterligere. Siden kjøleluftshastigheten ikke burde overstige 15 m/s kunne kjøleluftmengden nesten ikke økes for denne maskinen. En ytterligere reduksjon av maskinens dimensjoner ville dermed resultere i en varm stator og økt termisk aldring av isolasjonen.

Den økte strømtettheten og resistansen i statoren førte til at koppertapene økte fra 113,8 kW til 183,0 kW. Dette er ofte en bakdel med å redusere de fysiske størrelsene på generatoren. Fordelen med å redusere størrelsen på maskinen var at jerntapene ble redusert på grunn av redusert statorvolum. Flukstettheten i stator for begge generatorene er 1,2 tesla. Siden generatorens fysiske størrelser ble redusert førte dette til at vekten på generatoren reduseres. På grunn av dette ble også lager og luftfriksjonstapene ble redusert.

For å unngå at rotorviklingen ble for varm, ble luftgapet redusert fra 13 mm til 12 mm for å redusere magnetiseringsbehovet. Dette førte til at synkronreaktansen for maskinen økte fra 0,940 per unit til 1,029 per unit. For større maskiner er synkronreaktansen vanligvis rundt 1,1 per unit. Økningen i synkronreaktans vil derfor vanligvis ikke føre til noe problem siden den var så lav i utgangspunktet.

For å unngå at det blir produsert mye 5.- og 7. harmoniske ble det nye relative spoleskrittet valgt til 0,8 (opprinnelig 0,933). *Figur 14* viser at valgt spoleskritt har redusert de aktuelle harmoniske bidragene betraktelig i forhold til opprinnelig.

Resultatene for dette alternativet viser at hvis den opprinnelige generatoren har blitt erstattet med denne nye generatoren vil virkningsgraden økes fra 97,59 % til 97,81 %. På grunn av at den nye generatoren er mindre, vil den også være noe billigere å produsere i forhold til den opprinnelige generatoren. Dette fordi produksjonskostnad er avhengig av materialvekt. Å erstatte den opprinnelige generatoren med en ny generator kan derfor være ett godt alternativ.



*Figur 14 - Harmoniske komponenter i maskinen*

## 10. Konklusjon

Den første delen av prosjektet bestod av å utvikle et beregningsprogram for synkronmaskiner. Denne prosessen viste seg å være meget omfattende, og dette var den klart mest tidkrevende delen av prosjektet. Resultatet ble et beregningsprogram, GenProg, som fungerer meget bra til oppgradering av eksisterende generatorer i størrelsesorden 10 til 50 MVA. For større maskiner bør det gjennomføres kontroller av programmet før påliteligheten fastslås.

Resultatene fra beregningsprogrammet er generelt meget gode. De største avvikene kommer av at generatorenes konstruksjonsmessige valg ikke bestandig samsvarer med programmets beregningsmetode. Dette gjelder blant annet valg av polform, viklingstype, spolehodeutforming og kjølemetode. Det er ikke mulig i programmet å velge for eksempel polskoformen. Dersom dette skal være mulig for alle konstruksjonsvalg økes beregningsprogrammets kompleksitet betraktelig.

Det anbefales at brukeren leser og setter seg inn i *Vedlegg 1 - Oppstartseksempel GenProg* og kapittel 3 - *Programforklaring* før GenProg tas i bruk. Dette for å øke forståelsen for hvordan programmet fungerer, og dermed sikre best mulige resultater fra beregningene.

Andre del av prosjektet bestod av å oppgradere to maskiner fra 50- og 60-tallet. Det ble undersøkt forbedringspotensialet ved bytte av statorvikling, bytte av statorvikling og statorblikk, endring av spenning og sportall, og ved å øke maskinens utnyttelsessiffer.

Resultatene viser at den største virkningsgradsøkningen kommer ved bytte av statorvikling og statorblikk. For viklingen kommer forbedringen av mindre isolasjon og følgelig større kobberareal i sporet. For blikket er det hovedsakelig reduksjonen av de relative tapene som utgjør forbedringen, men også muligheten for å endre for eksempel tannbredde, sporhøyde og kjølekanalene øker forbedringsmulighetene. For maskinene som ble undersøkt i dette prosjektet ga en økning i spenning liten eller ingen gevinst. Det samme gjelder for sportall, dersom sportallet ikke økes sammen med spenningen. Grunnen til at det er lite å hente på å endre spenning og sportall er at disse ofte er valgt fornuftig ut fra maskinens dimensjoner, effekt og pottall.

*Tabell 20 – De viktigste resultatene fra oppgraderingene. Alternativ 1: Bytte av statorvikling. Alternativ 2: Bytte av statorvikling og blikk. Alternativ 3: Bytte av statorvikling og blikk, og med fri spenning og sportall. Alternativ 4: Økning av maskinens utnyttelsessiffer.*

	Virkningsgrader [%]	
	Maskin 1	Maskin 2
Opprinnelig	97,10	97,59
Alt. 1	97,26	97,71
Alt. 2	97,56	97,86
Alt. 3	97,56	97,91
Alt. 4	98,28	97,81

Dersom statorvikling og statorblikk byttes vil dette føre til en svært lite belastet maskin. Det anbefales at dersom generatorene oppgraderes bør muligheten for økning av ytelse undersøkes, selv om dette i mange tilfeller forutsetter bytte av feltvikling.

For videreføring anbefales det at det også inkluderes styrkeberegninger i de mekaniske beregningene. Det anbefales også at det gjennomføres beregninger av kraftbølgene i maskinen for å kartlegge mulighetene for statorvibrasjoner som følge av subharmoniske komponenter.

## 11. Referanseliste

- [1] – Lundseng, Vikan (2009) *Beregning av Vannkraftgeneratorer* (NTNU)
- [2] – Pyrhönen, Jokinen, Hrabovcová (2008) *Design of Rotating Electrical Machines* (John Wiley & Sons, Ltd)
- [3] – Machowski, Bialek, Bumby (2008) *Power System Dynamics, Stability and Control* (John Wiley & Sons, Ltd)
- [4] – Alger (1970) *Induction Machines, Their Behavior and Uses* (Gordon and Breach Science Publishers)
- [5] – IEC 34-1 (1996-11) *Rotating Electrical Machines, Part 1: Rating and Performance* (IEC)
- [6] – Schuisky (1960) *Berechnung Elektrischer* (Wien Springer-Verlag)
- [7] – Langsdorf (1955) *Theory of Alternating Current Machinery* (McGraw – Hill Book Company)
- [8] – Westgaard (1955) *Forelesninger i Elektromaskinbygg Grunnkurs Del 1* (NTH)
- [9] – Westgaard (1957) *Forelesninger i Elektromaskinbygg Grunnkurs Del 2* (NTH)
- [10] – Westgaard (1957) *Forelesninger i Elektromaskinbygg Særkurs* (NTH)
- [11] – Westgaard, Andersen (1965) *Dimensjoneringseksempel for Synkronmaskin* (NTH)
- [12] – Stone, Boulter, Culbert, Dhirani (2004) *Electrical Insulation for Rotating Machines* (Wiley InterScience)
- [13] – Ilstad (2008) *High Voltage Insulating Materials* (NTNU)
- [14] – Boldea (2006) *Synchronous Generators, The Electric Generators Handbook* (CRC Press, Taylor & Francis Group)
- [15] – Nilssen (2008) *Electromagnetics in Power Engineering* (NTNU)
- [16] – Taraldsen (1985) *Statorschwingungen in Synchronmaschinen mit Bruchlochwicklungen* (NTNU)
- [17] – Muntlig samtale med veileder, Voith Hydro
- [18] – Muntlig samtale med Professor Arne Nysveen, NTNU





## 12. Vedlegg

1. Oppstartseksempel for GenProg
2. Maskin 1 – Opprinnelige Inputverdier
3. Maskin 1 – Opprinnelige Outputverdier
4. Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 1
5. Maskin 1 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 1
6. Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 2
7. Maskin 1 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 2
8. Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 3
9. Maskin 1 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 3
10. Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 4
11. Maskin 1 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 4
12. Maskin 2 – Opprinnelige Inputverdier
13. Maskin 2 – Opprinnelige Outputverdier
14. Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 1
15. Maskin 2 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 1
16. Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 2
17. Maskin 2 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 2
18. Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 3
19. Maskin 2 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 3
20. Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 4
21. Maskin 2 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 4
22. Isolasjonstykkelser for hovedisolasjon
23. Datablad for generatorblikk M270-50A fra SURA



## Vedlegg 1      Oppstartseksempel for GenProg

For at det skal være enklere å komme i gang med bruken av GenProg vil en fremgangsmåte bli beskrevet i dette kapitlet. I fremgangsmåten som blir gjennomgått er det tatt utgangspunkt i konstruksjon av en ny maskin. For mer detaljert forklaring, se programforklaring og symbolliste.

Før beregningsprosessen starter må følgende filer plasseres i ønsket mappe:

- GenProg.m
- Input.xls
- Output.xls
- sporfil.xls
- Int.m

For at MatLab skal kunne skrive til sporfil.xls og Output.xls må filene være lukket før beregningen starter.

Beregningsprosessen kan deles inn i tre hoveddeler:

- Input
- Beregning/Simulering
- Output

### Input

For å kunne simulere må alle nødvendige verdier settes i tabellen *Required Values* i *Input.xls*. Husk å lagre filen ved endring. Hvis nødvendig treghetsmoment,  $M$ , ikke er kjent kan denne settes lik 0. Programmet vil da velge et fornuftig treghetsmoment for maskinen.

	A	B	C	D	E
1					
2	Generator specifications				
3					
4	Required values:				
5	Apparent power	Sn	40	MVA	
6	Power factor	Cosp <sub>hi</sub>	0,9		
7	Frequency	f	50	Hz	
8	Number of poles	Np	16	poles	
9	Runaway speed	nr	650	rpm	
10	Maximum temperatur rise	dT <sub>mx</sub>	75		
11	Moment of inertia	M	0	tm <sup>2</sup>	
12	Generator maximum voltage	V <sub>mx</sub>	15	kV	
13	Maximum value of synchronous reactance	x <sub>d</sub>	1,1	pu	
14	Maximum value of transient reactance	x <sub>d1</sub>	0,4	pu	
15	Minimum value of subtransient reactance	x <sub>d2</sub>	0,15	pu	
16	Maximum tooth flux density	B <sub>tmx</sub>	1,7	T	
17	Maximum pole core flux density	B <sub>pmx</sub>	1,6	T	
18	Maximum yoke flux density	B <sub>ymx</sub>	1,2	T	
19	Specify ratio	bsdbt	0,6		
20	Core section length	bcs	0,038	m	
21	Cooling duct length	bv	0,006	m	
22	Filling factor (iron core)	kFe	0,95		
23	Current density in stator winding	Ss	4	A/mm <sup>2</sup>	
24	Height of one strand i the statorbar	hcus	2,2	mm	
25	Required feild voltage	Vf	200	V	
26	Current density in rotor winding	Sf	3	A/mm <sup>2</sup>	
27	Negative sequence voltage	V <sub>mx</sub>	20	%	
28	Skewing (in number of slots)	s	0	spor	

Figur 15 - Utsnitt av tabellen "Required Values" fra input-filen

### *Beregninger*

For å starte beregningene må GenProg.m kjøres ved å velge *Run* i *Debug*-menyen. Ved beregning av ny maskin må følgende verdier velges i *MatLab*-vinduet:

- Sportall (kan velges fra sporfil.xls)
- Antall parallell kretser
- Antall vindinger per statorspole
- Spoleskritt

Hvis disse valgene gir ønskede resultat bør verdiene skrives inn i tabellen *Optional Values* i *Input.xls* før neste simulering. Med dette slipper man å oppgi disse verdiene ved hver simulering. Fremdriften i programmet kan følges i *MatLab*-vinduet.

### *Output*

De beregnede verdiene blir skrevet til filen *Output.xls*. Ut i fra disse verdiene kan flere inputverdier settes før neste beregning.

For å få et optimalt resultat er det ofte nødvendig at de fleste av parametrene i inputfilen er satt. Dette kan også føre til at beregningsprosessen går raskere.

## Vedlegg 2

## Maskin 1 - Opprinnelige Inputverdier

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	14 MVA
Power factor	Cosphi	0,73
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	14 poles
Runaway speed	nr	810 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	26,25 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,2 T
Specify ratio	bu/bd	0,686
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,93
Current density in stator winding	Ss	3 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,5 mm
Required feild voltage	Vf	154 V
Current density in rotor winding	Sf	2,90 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	6300 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	168	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	1	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	1	0=Default
Coil Span	y	9 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	2,50 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	11,5 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	15,5 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,055 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,7 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	3,26 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Height	hs	0,096 m	0=Default
Slot Width	bu	0,019 m	0=Default
Number of strands in a Bar	ndl	22	0=Default
Number of Strands per Turn	ndlp	22	
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	11	
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0059 m	0=Default
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,005 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,006 m	0=Default
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0 m	0=Default
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,0057 m	0=Default
Roebel Separator	drs	0,0008 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0025 m	0=Default
Strand Insulation Thickness	dicu	0,00015 m	0=Default
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	0=Default

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,405 m	0=Default
Pole Shoe Height	hps	0,065 m	0=Default
Pole Core Width	bpc	0,27 m	0=Default
Pole Core Height	hpc	0,2 m	0=Default
Total Field Winding Height	hf	0,17 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	49	0=Default
Height of a Field Winding	hcuf	0,003 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	10 m	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	19,6 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,004 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00035 m	0=Default

## Vedlegg 3

## Maskin 1 - Opprinnelige Outputverdier

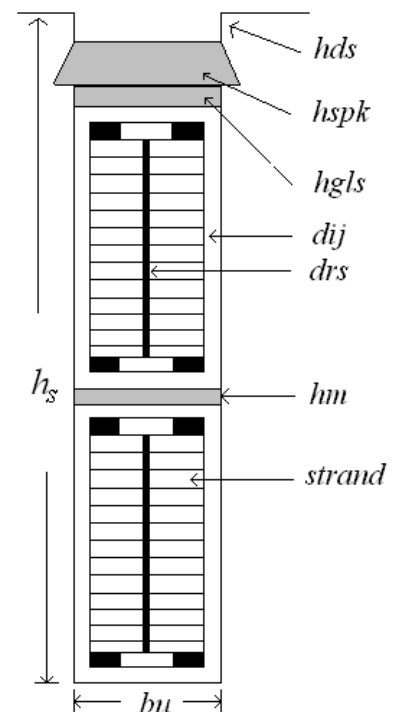
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	$S_n$	14 MVA
System Voltage	$U_n$	6300 V
Nominal Current	$I_n$	1283,0 A
Cosphi		0,73
Efficiency	$\eta$	97,10 %
Rotational Speed	$n_s$	428,6 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	$A_s$	548,9 A/cm
Inner Diameter	$D_i$	2,50 m
Outer Diameter	$D_y$	3,03 m
Gross Iron Length	$l_b$	1,05 m
Net Iron Length	$l_n$	0,88 m
Number of Slots	$Q_s$	168 slots
Number of Cooling Ducts	$n_v$	21
Number of Turns Per Phase	$N_s$	56
Number of Turns per Coil	$t_{nr}$	1
Number of Parallel Circuits	$p_{nr}$	1
Slots per pole and phase	q	4
Relative polepitch	y	0,750
Coil Span	$W_w$	9 slots
Winding Factor	$k_w$	0,885
Sloth Height	$h_s$	96,0 mm
Sloth width	$b_u$	19,0 mm
Tooth width	$b_d$	27,75 mm
Slot Pitch	$\tau$	46,75 mm
Number of strands per bar	$n_{dl}$	22
Height of a Strand	$h_{cus}$	2,5 mm
Width of a Strand	$b_{cus}$	5,9 mm
Main Insulation	$d_{ij}$	2,50 mm
Strand Insulation	$d_{icu}$	0,15 mm
Winding length	$l_{av}$	3,26 m
Cross Section of Stator Bar	$A_{cus}$	318,0 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	$S_s$	4,03 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	$R_{dc20}$	0,01083 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01317 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,044	
Slot Resistance Factor	Krad	1,067	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,214	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	15,5 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	19,7 mm	
Pole Shoe width	bps	405,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	65,0 mm	
Pole Core Width	bpk	270,0 mm	
Pole Core Hight	hpk	200,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	49	
Field Current	If	469,6 A	
Field Winding Width	bcuf	55,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,0 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	163,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,88 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,2109 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,2565 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	10	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	119,7 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	56,3 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,852	T	11448	At	
Stator Core	1,200	T	92	At	
Stator Tooth	1,820	T	674	At	
Pole Core	1,630	T	509	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,395	T	364	At	

Relative Magnetization	Ef	1,789 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,049 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	23010 At

---



---

 Loss Calculations
 

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	67,8 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	61,3 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	32,6 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	65,1 kW
AC-stator	Pcusac	2,9 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	25,7 kW
Additional loss	Padd	29,8 kW
Magnetizing losses	Pmagn	19,6 kW

Total Losses	Ptot	304,7 kW
--------------	------	----------

---

 Reactances and Time Constants
 

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,895 pu
	Xmq	0,504 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,065 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,960 pu
	Xq	0,569 pu
Transient Reactance	X'd	0,208 pu
	X''d	0,151 pu
	X''q	0,173 pu
Transient Time Constant	T'd	0,919 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,012 s
	T''q	0,008 s

---

 Thermal Calculations
 

---

Cooling Air Flow	qth	11,5 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	14,7 m/s

Maximal Temperature Rise  
in:

Stator Winding	46 °K
Stator Tooth	34 °K
Stator Core	32 °K
Stator End Winding	30 °K

Field Winding	45 °K
Rotor End Winding	41 °K
Pole core	13 °K

## Air Temperature Rise in:

End Winding Area	2 °K
Air Gap	4 °K
Stator Winding	
Surroundings	10 °K
In middle of Cooling Duct	12 °K
At end of Cooling Duct	12 °K
Outlet	13 °K

*(Total temperature rise of air)*

---

Mechanical Calculations

---

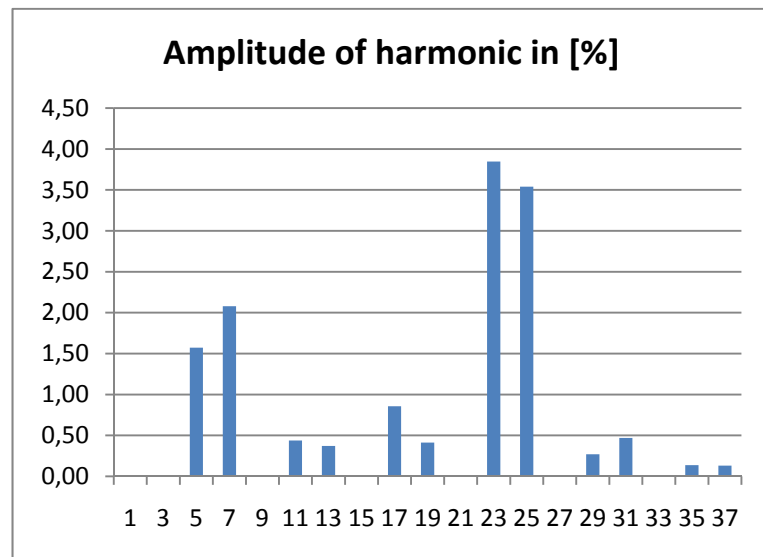
Calculated Moment of Inertia	M	22,6 tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	71,3 tons

---

Harmonic components in the machine

---

Harm.Nr.	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	1,57
7	2,08
9	0,00
11	0,44
13	0,37
15	0,00
17	0,86
19	0,41
21	0,00
23	3,85
25	3,54
27	0,00
29	0,27
31	0,47
33	0,00
35	0,14
37	0,13



Telephone Harmonic Factor THF 0,64441 %

## Vedlegg 4

## Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 1

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	14 MVA
Power factor	Cosphi	0,73
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	14 poles
Runaway speed	nr	810 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	26,25 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,2 T
Specify ratio	bu/bd	0,686
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,93
Current density in stator winding	Ss	3 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,4 mm
Required feild voltage	Vf	154 V
Current density in rotor winding	Sf	2,90 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	6300 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	168	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	1	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	1	0=Default
Coil Span	y	9 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	2,50 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	11,5 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	15,5 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,055 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,7 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	3,26 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Height	hs	0,096 m	0=Default
Slot Width	bu	0,019 m	
Number of strands in a Bar	ndl	26	
Number of Strands per Turn	ndlp	26	
Nr.of Strands on Top of each other per Turn	ndlh	13	
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,007 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,005 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,006 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,005 m	
Roebel Separator	drs	0,0005 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0018 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0001 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,405 m	0=Default
Pole Shoe Height	hps	0,065 m	0=Default
Pole Core Width	bpc	0,27 m	0=Default
Pole Core Height	hpc	0,2 m	0=Default
Total Field Winding Height	hf	0,17 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	49	0=Default
Height of a Field Winding	hcuf	0,003 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	10	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	19,6 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,004 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00035 m	0=Default

## Vedlegg 5

## Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 1

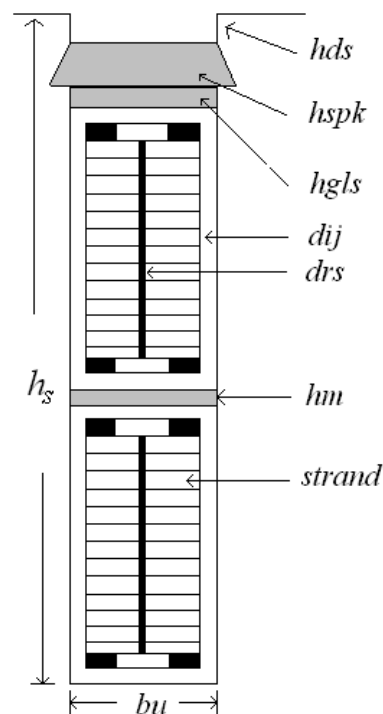
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	Sn	14 MVA
System Voltage	Un	6300 V
Nominal Current	In	1283,0 A
Cosphi		0,73
Efficiency	$\eta$	97,26 %
Rotational Speed	ns	428,6 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	C	5,12
Armature Loading	As	548,9 A/cm
Inner Diameter	Di	2,50 m
Outer Diameter	Dy	3,03 m
Gross Iron Length	lb	1,05 m
Net Iron Length	ln	0,88 m
Number of Slots	Qs	168 slots
Number of Cooling Ducts	nv	21
Number of Turns Per Phase	Ns	56
Number of Turns per Coil	tnr	1
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Slots per pole and phase	q	4
Relative polepitch	y	0,750
Coil Span	Ww	9 slots
Winding Factor	kw	0,885
Sloth Height	hs	96,0 mm
Sloth width	bu	19,0 mm
Tooth width	bd	27,75 mm
Slot Pitch	$\tau$	46,75 mm
Number of strands per bar	ndl	26
Height of a Strand	hcus	2,4 mm
Width of a Strand	bcus	7,0 mm
Main Insulation	dij	1,80 mm
Strand Insulation	dicu	0,10 mm
Winding length	lav	3,26 m
Cross Section of Stator Bar	Acus	428,1 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	Ss	3,00 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	Rdc20	0,00805 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,00979 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,074	
Slot Resistance Factor	Krad	1,112	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,358	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	15,5 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	19,7 mm	
Pole Shoe width	bps	405,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	65,0 mm	
Pole Core Width	bpk	270,0 mm	
Pole Core Hight	hpk	200,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	49	
Field Current	If	468,4 A	
Field Winding Width	bcuf	55,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,0 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	163,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,87 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,2109 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,2565 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	10	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	119,7 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	56,3 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,852	T	11448	At	
Stator Core	1,200	T	92	At	
Stator Tooth	1,820	T	674	At	
Pole Core	1,630	T	508	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,395	T	363	At	

Relative Magnetization	Ef	1,785 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,045 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	22951 At

---

---

Loss Calculations

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	67,8 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	61,3 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	32,5 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	48,3 kW
AC-stator	Pcusac	3,6 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	25,5 kW
Additional loss	Padd	29,8 kW
Magnetizing losses	Pmagn	19,6 kW

Total Losses	Ptot	288,4 kW
--------------	------	----------

---

Reactances and Time Constants

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,895 pu
	Xmq	0,504 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,061 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,956 pu
	Xq	0,564 pu
Transient Reactance	X'd	0,204 pu
	X''d	0,146 pu
	X''q	0,168 pu
Transient Time Constant	T'd	0,904 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,011 s
	T''q	0,008 s

---

Thermal Calculations

---

Cooling Air Flow	qth	11,5 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	14,7 m/s

Maximal Temperature Rise  
in:

Stator Winding	35 °K
Stator Tooth	31 °K
Stator Core	29 °K
Stator End Winding	21 °K

Field Winding	44 °K
Rotor End Winding	40 °K
Pole core	13 °K

## Air Temperature Rise in:

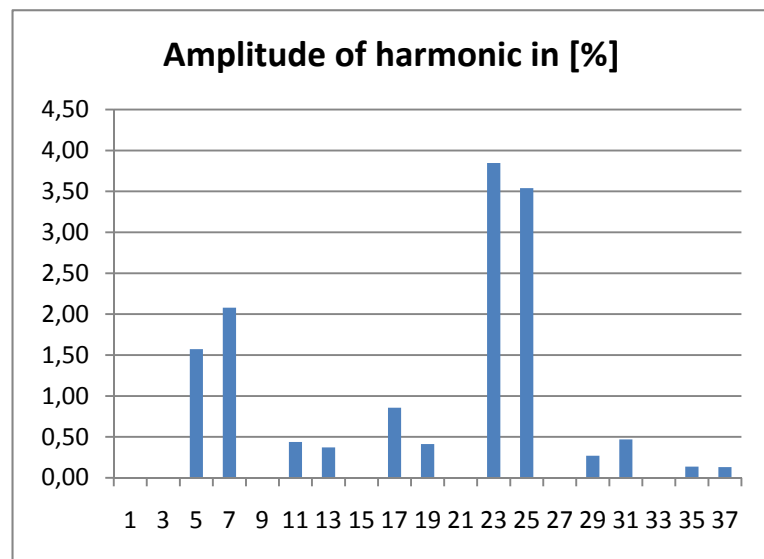
End Winding Area	2 °K	
Air Gap	4 °K	
Stator Winding		
Surroundings	9 °K	
In middle of Cooling Duct	11 °K	
At end of Cooling Duct	11 °K	
Outlet	12 °K	(Total temp. rise of air)

## Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	22,6 tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	72,3 tons

## Harmonic components in the machine

Harm.Nr.	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	1,57
7	2,08
9	0,00
11	0,44
13	0,37
15	0,00
17	0,86
19	0,41
21	0,00
23	3,85
25	3,54
27	0,00
29	0,27
31	0,47
33	0,00
35	0,14
37	0,13



Telephone Harmonic Factor THF 0,64441 %



## Vedlegg 6

## Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 2

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	14 MVA
Power factor	Cosphi	0,73
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	14 poles
Runaway speed	nr	810 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	26,25 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,1 T
Specify ratio	bu/bd	0,735
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,93
Current density in stator winding	Ss	3 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,4 mm
Required feild voltage	Vf	154 V
Current density in rotor winding	Sf	2,90 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	6300 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	168	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	1	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	1	0=Default
Coil Span	y	10 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	2,50 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	9 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	17 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,055 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,07 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	3,45 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Height	hs	0,096 m	0=Default
Slot Width	bu	0,0198 m	
Number of strands in a Bar	ndl	28	
Number of Strands per Turn	ndlp	28	
Nr.of Strands on Top of each other per Turn	ndlh	14	
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0075 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,001 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,006 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,002 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,006 m	
Roebel Separator	drs	0,0005 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0018 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0001 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,405 m	0=Default
Pole Shoe Height	hps	0,065 m	0=Default
Pole Core Width	bpc	0,27 m	0=Default
Pole Core Height	hpc	0,2 m	0=Default
Total Field Winding Height	hf	0,17 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	49	0=Default
Height of a Field Winding	hcuf	0,003 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	10	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	19,6 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,004 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00035 m	0=Default

## Vedlegg 7

## Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 2

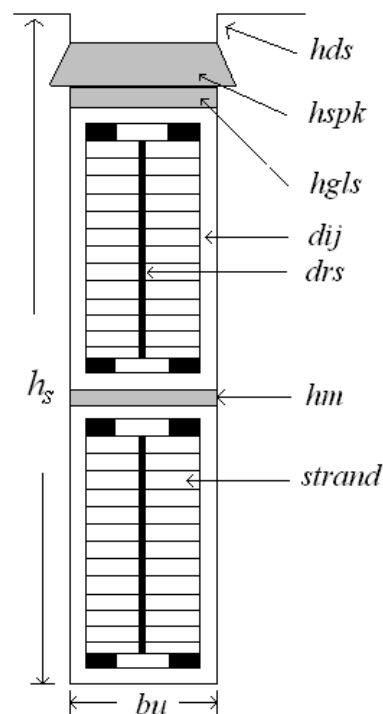
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	Sn	14 MVA
System Voltage	Un	6300 V
Nominal Current	In	1283,0 A
Cosphi		0,73
Efficiency	$\eta$	97,56 %
Rotational Speed	ns	428,6 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,98
Armature Loading	As	548,9 A/cm
Inner Diameter	Di	2,50 m
Outer Diameter	Dy	3,03 m
Gross Iron Length	lb	1,05 m
Net Iron Length	ln	0,92 m
Number of Slots	Qs	168 slots
Number of Cooling Ducts	nv	22
Number of Turns Per Phase	Ns	56
Number of Turns per Coil	tnr	1
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Slots per pole and phase	q	4
Relative polepitch	y	0,833
Coil Span	Ww	10 slots
Winding Factor	kw	0,925
Sloth Height	hs	96,0 mm
Sloth width	bu	19,8 mm
Tooth width	bd	26,95 mm
Slot Pitch	$\tau$	46,75 mm
Number of strands per bar	ndl	28
Height of a Strand	hcus	2,4 mm
Width of a Strand	bcus	7,5 mm
Main Insulation	dij	1,80 mm
Strand Insulation	dicu	0,10 mm
Winding length	lav	3,45 m
Cross Section of Stator Bar	Acus	493,9 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	Ss	2,60 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	Rdc20	0,00738 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,00898 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,086	
Slot Resistance Factor	Krad	1,138	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,439	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	17,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	21,6 mm	
Pole Shoe width	bps	405,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	65,0 mm	
Pole Core Width	bpk	270,0 mm	
Pole Core Hight	hpk	200,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	49	
Field Current	If	471,4 A	
Field Winding Width	bcuf	55,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,0 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	163,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,89 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,2115 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,2573 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	10	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	119,7 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	55,6 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,812	T	11962	At	
Stator Core	1,100	T	57	At	
Stator Tooth	1,714	T	380	At	
Pole Core	1,591	T	316	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,429	T	312	At	

---

Relative Magnetization	Ef	1,799 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,055 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	23100 At

---

---

 Loss Calculations
 

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	37,9 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	61,4 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	32,8 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	44,3 kW
AC-stator	Pcusac	3,8 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	26,2 kW
Additional loss	Padd	29,8 kW
Magnetizing losses	Pmagn	19,6 kW

Total Losses	Ptot	255,7 kW
--------------	------	----------

---

 Reactances and Time Constants
 

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,896 pu
	Xmq	0,504 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,075 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,971 pu
	Xq	0,579 pu
Transient Reactance	X'd	0,228 pu
	X''d	0,167 pu
	X''q	0,192 pu
Transient Time Constant	T'd	0,921 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,009 s
	T''q	0,008 s

---

 Thermal Calculations
 

---

Cooling Air Flow	qth	9,0 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	15,1 m/s

 Maximal Temperature Rise  
 in:

Stator Winding	30 °K
Stator Tooth	25 °K
Stator Core	23 °K
Stator End Winding	18 °K

Field Winding	46 °K
Rotor End Winding	41 °K
Pole core	13 °K

## Air Temperature Rise in:

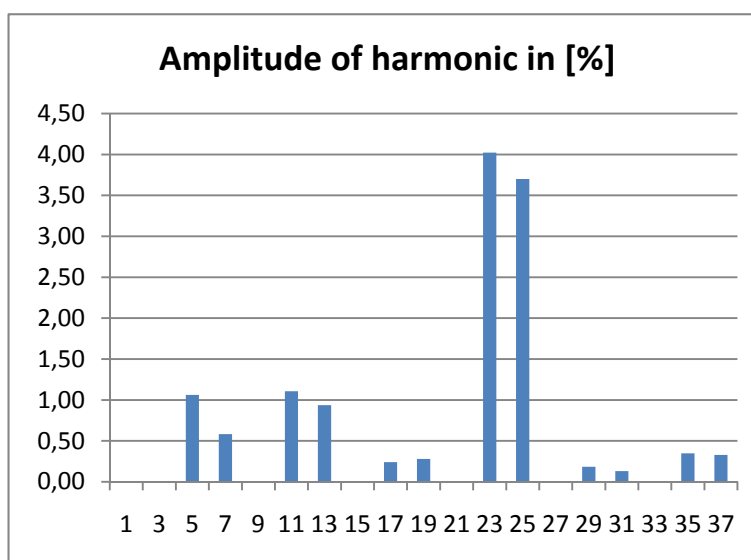
End Winding Area	3 °K	
Air Gap	5 °K	
Stator Winding		
Surroundings	11 °K	
In middle of Cooling Duct	12 °K	
At end of Cooling Duct	12 °K	
Outlet	13 °K	(Total temp. rise of air)

## Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	22,3 tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	73,5 tons

## Harmonic components in the machine

Harm.Nr.	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	1,06
7	0,58
9	0,00
11	1,11
13	0,94
15	0,00
17	0,24
19	0,28
21	0,00
23	4,02
25	3,70
27	0,00
29	0,18
31	0,13
33	0,00
35	0,35
37	0,33



Telephone Harmonic Factor THF 0,69486 %

## Vedlegg 8

## Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 3

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	14 MVA
Power factor	Cosphi	0,73
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	14 poles
Runaway speed	nr	810 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	26,25 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,25 T
Specify ratio	bu/bd	0,581
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,93
Current density in stator winding	Ss	3 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,4 mm
Required feild voltage	Vf	154 V
Current density in rotor winding	Sf	2,90 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	8000 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	192	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	1	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	1	0=Default
Coil Span	y	12 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	2,49 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	5,5 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	14 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,055 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,07 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	3,4 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Height	hs	0,108 m	0=Default
Slot Width	bu	0,015 m	
Number of strands in a Bar	ndl	32	
Number of Strands per Turn	ndlp	32	
Nr.of Strands on Top of each other per Turn	ndlh	16	
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0046 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,002 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,006 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,002 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,006 m	
Roebel Separator	drs	0,0005 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0022 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0001 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,405 m	0=Default
Pole Shoe Height	hps	0,065 m	0=Default
Pole Core Width	bpc	0,27 m	0=Default
Pole Core Height	hpc	0,2 m	0=Default
Total Field Winding Height	hf	0,17 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	49	0=Default
Height of a Field Winding	hcuf	0,003 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	10	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	19,6 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,004 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00035 m	0=Default



## Vedlegg 9

## Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 3

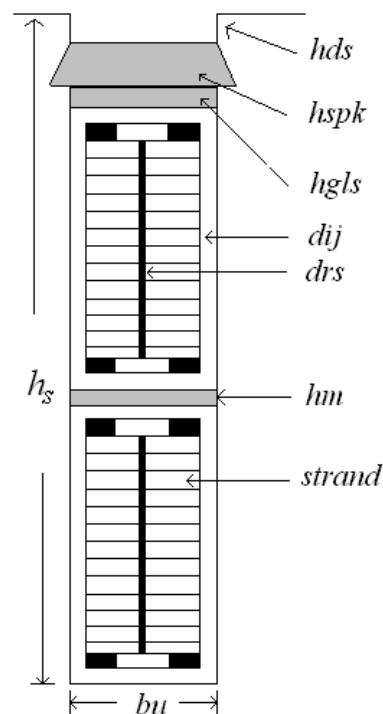
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	Sn	14 MVA
System Voltage	Un	8000 V
Nominal Current	In	1010,4 A
Cosphi		0,73
Efficiency	$\eta$	97,56 %
Rotational Speed	ns	428,6 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,93
Armature Loading	As	495,2 A/cm
Inner Diameter	Di	2,49 m
Outer Diameter	Dy	3,03 m
Gross Iron Length	lb	1,05 m
Net Iron Length	ln	0,92 m
Number of Slots	Qs	192 slots
Number of Cooling Ducts	nv	22
Number of Turns Per Phase	Ns	64
Number of Turns per Coil	tnr	1
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Slots per pole and phase	q	4,57143
Relative polepitch	y	0,875
Coil Span	Ww	12 slots
Winding Factor	kw	0,937
Sloth Height	hs	108,0 mm
Sloth width	bu	15,0 mm
Tooth width	bd	25,81 mm
Slot Pitch	$\tau$	40,81 mm
Number of strands per bar	ndl	32
Height of a Strand	hcus	2,4 mm
Width of a Strand	bcus	4,6 mm
Main Insulation	dij	2,20 mm
Strand Insulation	dicu	0,10 mm
Winding length	lav	3,4 m
Cross Section of Stator Bar	Acus	346,2 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	Ss	2,92 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01186 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01442 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,075	
Slot Resistance Factor	Krad	1,118	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,376	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	14,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	17,5 mm	
Pole Shoe width	bps	405,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	65,0 mm	
Pole Core Width	bpk	270,0 mm	
Pole Core Hight	hpk	200,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	49	
Field Current	If	435,3 A	
Field Winding Width	bcuf	55,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,0 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	163,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,67 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,2115 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,2573 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	10	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	107,8 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	55,6 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,893	T	10668	At	
Stator Core	1,250	T	72	At	
Stator Tooth	1,719	T	433	At	
Pole Core	1,660	T	525	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,358	T	189	At	

Relative Magnetization	Ef	1,814 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,053 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	21328 At

---

---

 Loss Calculations
 

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	47,1 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	60,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	27,7 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	44,2 kW
AC-stator	Pcusac	3,3 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	22,5 kW
Additional loss	Padd	29,8 kW
Magnetizing losses	Pmagn	19,6 kW

Total Losses	Ptot	255,1 kW
--------------	------	----------

---

 Reactances and Time Constants
 

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,915 pu
	Xmq	0,515 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,073 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,988 pu
	Xq	0,588 pu
Transient Reactance	X'd	0,208 pu
	X''d	0,154 pu
	X''q	0,177 pu
Transient Time Constant	T'd	0,991 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,010 s
	T''q	0,008 s

---

 Thermal Calculations
 

---

Cooling Air Flow	qth	5,5 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	8,4 m/s

Maximal Temperature Rise  
in:

Stator Winding	38 °K
Stator Tooth	33 °K
Stator Core	32 °K
Stator End Winding	21 °K

Field Winding	45 °K
Rotor End Winding	40 °K
Pole core	15 °K

## Air Temperature Rise in:

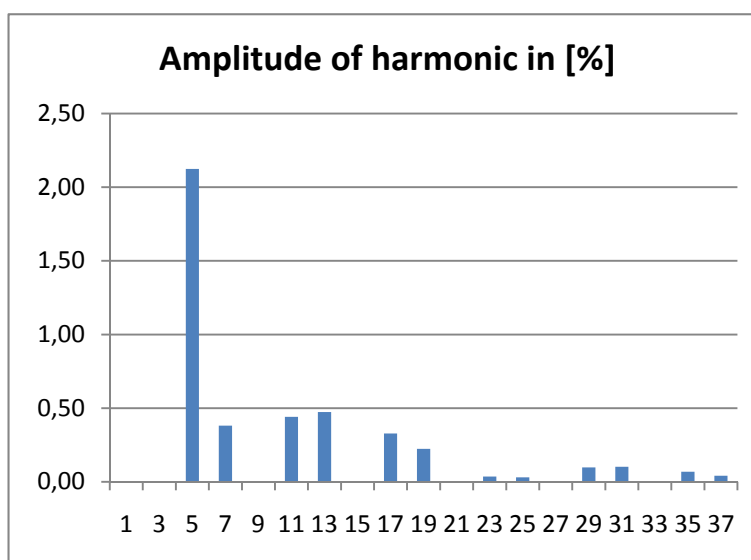
End Winding Area	4 °K	
Air Gap	8 °K	
Stator Winding		
Surroundings	17 °K	
In middle of Cooling Duct	19 °K	
At end of Cooling Duct	19 °K	
Outlet	21 °K	(Total temp. rise of air)

## Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	22,8 tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	74,9 tons

## Harmonic components in the machine

Harm.Nr.	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	2,12
7	0,38
9	0,00
11	0,44
13	0,47
15	0,00
17	0,33
19	0,22
21	0,00
23	0,04
25	0,03
27	0,00
29	0,10
31	0,10
33	0,00
35	0,07
37	0,04



Telephone Harmonic Factor THF 0,00442 %

## Vedlegg 10

## Maskin 1 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 4

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	20 MVA
Power factor	Cosphi	0,9
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	14 poles
Runaway speed	nr	810 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	75
Moment of inertia	M	26,25 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,33 T
Specify ratio	bu/bd	0,581
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,93
Current density in stator winding	Ss	3 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,4 mm
Required feild voltage	Vf	154 V
Current density in rotor winding	Sf	2,90 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	8000 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	192	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	1	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	1	0=Default
Coil Span	y	12 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	2,51 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	9,9 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	21 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,07 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,07 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	3,4 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Height	hs	0,108 m	0=Default
Slot Width	bu	0,015 m	
Number of strands in a Bar	ndl	32	
Number of Strands per Turn	ndlp	32	
Nr.of Strands on Top of each other per Turn	ndlh	16	
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0046 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,001 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,006 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,002 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,006 m	
Roebel Separator	drs	0,0005 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0022 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0001 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,405 m	0=Default
Pole Shoe Height	hps	0,065 m	0=Default
Pole Core Width	bpc	0,27 m	0=Default
Pole Core Height	hpc	0,2 m	0=Default
Total Field Winding Height	hf	0,17 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	49	0=Default
Height of a Field Winding	hcuf	0,003 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	10	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	0 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,004 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00035 m	0=Default

## Vedlegg 11

## Maskin 1 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 4

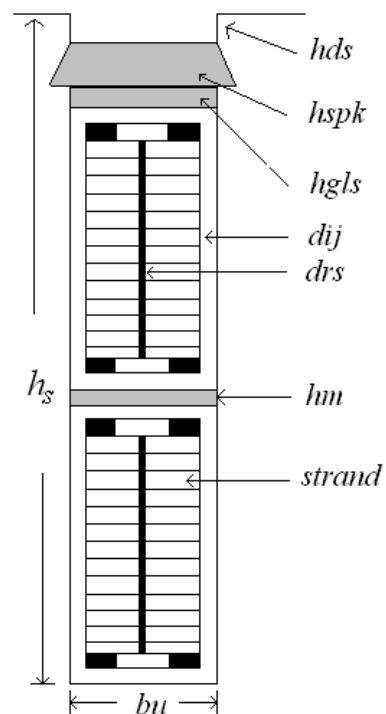
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	Sn	20 MVA
System Voltage	Un	8000 V
Nominal Current	In	1443,4 A
Cosphi		0,9
Efficiency	$\eta$	98,28 %
Rotational Speed	ns	428,6 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	C	6,99
Armature Loading	As	702,9 A/cm
Inner Diameter	Di	2,51 m
Outer Diameter	Dy	3,03 m
Gross Iron Length	lb	1,05 m
Net Iron Length	ln	0,92 m
Number of Slots	Qs	192 slots
Number of Cooling Ducts	nv	22
Number of Turns Per Phase	Ns	64
Number of Turns per Coil	tnr	1
Number of Parallel Circuits	pnr	1
Slots per pole and phase	q	4,57143
Relative polepitch	y	0,875
Coil Span	Ww	12 slots
Winding Factor	kw	0,937
Sloth Height	hs	108,0 mm
Sloth width	bu	15,0 mm
Tooth width	bd	26,07 mm
Slot Pitch	$\tau$	41,07 mm
Number of strands per bar	ndl	32
Height of a Strand	hcus	2,4 mm
Width of a Strand	bcus	4,6 mm
Main Insulation	dij	2,20 mm
Strand Insulation	dicu	0,10 mm
Winding length	lav	3,4 m
Cross Section of Stator Bar	Acus	346,2 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	Ss	4,17 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	Rdc20	0,01186 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01442 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,075	
Slot Resistance Factor	Krad	1,118	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,376	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	21,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	25,7 mm	
Pole Shoe width	bps	405,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	65,0 mm	
Pole Core Width	bpk	270,0 mm	
Pole Core Hight	hpk	200,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	49	
Field Current	If	593,1 A	
Field Winding Width	bcuf	70,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,0 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	208,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,85 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,1692 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,2058 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	10	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	154,0 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	26,8 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,887	T	15567	At	
Stator Core	1,330	T	91	At	
Stator Tooth	1,702	T	391	At	
Pole Core	1,801	T	1192	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,474	T	434	At	

Relative Magnetization	Ef	1,669 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,049 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	29064 At

---



---

 Loss Calculations
 

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	48,7 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	62,2 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	44,7 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	90,1 kW
AC-stator	Pcusac	6,7 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	29,9 kW
Additional loss	Padd	28,2 kW
Magnetizing losses	Pmagn	5,2 kW

Total Losses	Ptot	315,8 kW
--------------	------	----------

---

 Reactances and Time Constants
 

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,896 pu
	Xmq	0,504 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,094 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,990 pu
	Xq	0,599 pu
Transient Reactance	X'd	0,268 pu
	X''d	0,198 pu
	X''q	0,228 pu
Transient Time Constant	T'd	1,149 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,018 s
	T''q	0,015 s

---

 Thermal Calculations
 

---

Cooling Air Flow	qth	9,9 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	15,0 m/s

Maximal Temperature Rise  
in:

Stator Winding	50 °K
Stator Tooth	36 °K
Stator Core	34 °K
Stator End Winding	31 °K

Field Winding	63 °K
Rotor End Winding	56 °K
Pole core	20 °K

## Air Temperature Rise in:

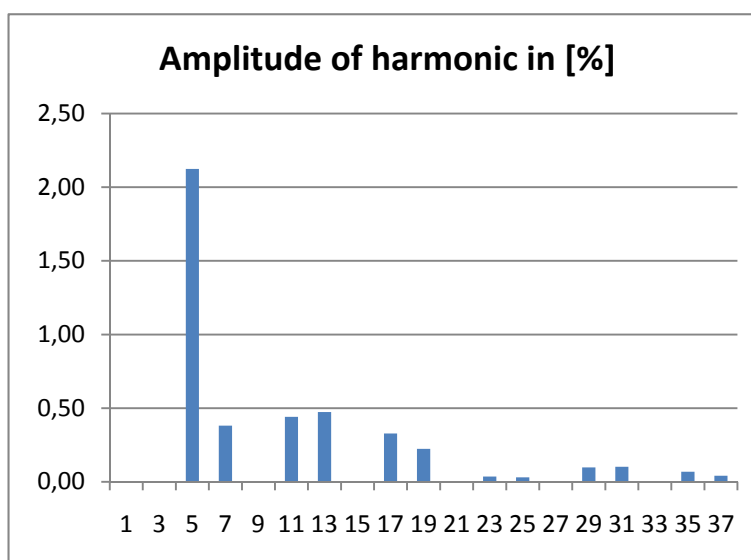
End Winding Area	4 °K	
Air Gap	6 °K	
Stator Winding		
Surroundings	15 °K	
In middle of Cooling Duct	16 °K	
At end of Cooling Duct	16 °K	
Outlet	18 °K	(Total temp. rise of air)

## Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	24,2 tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	76,1 tons

## Harmonic components in the machine

Harm.Nr.	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	2,12
7	0,38
9	0,00
11	0,44
13	0,47
15	0,00
17	0,33
19	0,22
21	0,00
23	0,04
25	0,03
27	0,00
29	0,10
31	0,10
33	0,00
35	0,07
37	0,04



Telephone Harmonic Factor THF 0,00442 %

## Vedlegg 12

## Maskin 2 - Opprinnelige Inputverdier

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	27 MVA
Power factor	Cosphi	0,8
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	44 poles
Runaway speed	nr	310 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	800 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,2 T
Specify ratio	bu/bd	0,693
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,93
Current density in stator winding	Ss	2,6 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	3,6 mm
Required feild voltage	Vf	227 V
Current density in rotor winding	Sf	2 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	11000 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	330	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	11	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	11	0=Default
Coil Span	y	7 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	6,00 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1,2 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	23 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	13 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,069 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,3 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	44,7 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Heigth	hs	0,1305 m	0=Default
Sloth Width	bu	0,0234 m	
Number of strands in a Bar	ndl	22	
Number of Strands per Turn	ndlp	2	
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	1	
Total Copper Width in Slot	bcus	0,007 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,0055 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,0026 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,007 m	
Roebel Separator	drs	0 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,004 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0002 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,34 m	0=Default
Pole Shoe Heigth	hps	0,05 m	0=Default
Pole Core Width	bpk	0,21 m	0=Default
Pole Core Heigth	hpk	0,15 m	0=Default
Total Field Winding Heigth	hf	0,138 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	32	0=Default
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0038 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	5 m	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	44 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,0035 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00033 m	0=Default

## Vedlegg 13

## Maskin 2 - Opprinnelige Outputverdier

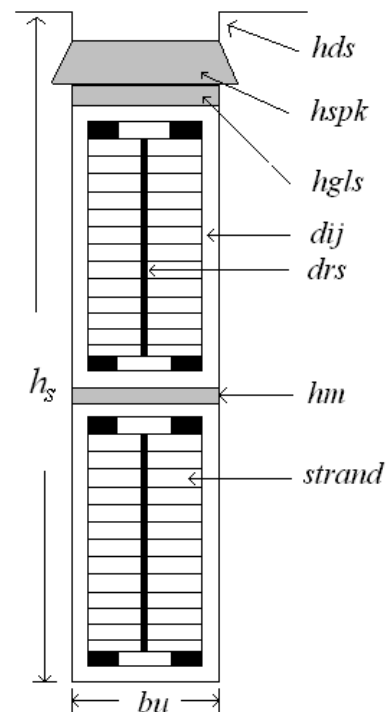
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	$S_n$	27 MVA
System Voltage	$U_n$	11000 V
Nominal Current	$I_n$	1417,1 A
Cosphi		0,8
Efficiency	$\eta$	97,59 %

## Stator Parameters

Utilization Factor	C	4,61	
Armature Loading	$A_s$	496,2 A/cm	
Inner Diameter	$D_i$	6,00 m	
Outer Diameter	$D_y$	6,50 m	
Gross Iron Length	$l_b$	1,24 m	
Net Iron Length	$l_n$	1,04 m	
Number of Slots	$Q_s$	330 slots	
Number of Cooling Ducts	$n_v$	25	
Number of Turns Per Phase	$N_s$	110	
Number of Turns per Coil	$t_{nr}$	11	
Number of Parallel Circuits	$p_{nr}$	11	
Slots per pole and phase	$q$	2,5	
Relative polepitch	$y$	0,933	
Coil Span	$W_w$	7 slots	
Winding Factor	$k_w$	0,951	
Sloth Height	$h_s$	130,5 mm	
Sloth width	$b_u$	23,4 mm	
Tooth width	$b_d$	33,72 mm	
Slot Pitch	$\tau_u$	57,12 mm	
Number of strands per bar	$n_{dl}$	22	
Height of a Strand	$h_{cus}$	3,6 mm	
Width of a Strand	$b_{cus}$	7,0 mm	
Main Insulation	$d_{ij}$	4,00 mm	
Strand Insulation	$d_{icu}$	0,20 mm	
Winding length	$l_{av}$	44,7 m	
Cross Section of Stator Bar	$A_{cus}$	49,4 mm <sup>2</sup>	
Stator Current Density	$S_s$	2,61 A/mm <sup>2</sup>	
Stator Winding Resistance	$R_{dc20}$	0,01552 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (20 °C)</i>
Stator Winding Resistance	$R_{dc75}$	0,01888 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>



Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,172	
Slot Resistance Factor	Krad	1,269	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,856	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	13,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	17,1 mm	
Pole Shoe width	bps	340,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	50,0 mm	
Pole Core Width	bpc	210,0 mm	
Pole Core Height	hpc	150,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	32	
Field Current	If	540,9 A	
Field Winding Width	bcuf	69,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,8 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	259,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,09 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,3025 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,3679 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	5	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	141,7 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	44,5 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,780	T	9070	At	
Stator Core	1,200	T	65	At	
Stator Tooth	1,676	T	491	At	
Pole Core	1,528	T	200	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,456	T	476	At	

Relative Magnetization	Ef	1,725 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,068 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	17307 At

---

---

**Loss Calculations**


---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	129,9 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	82,1 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	64,3 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	113,8 kW
AC-stator	Pcusac	19,6 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	46,6 kW
Additional loss	Padd	33,6 kW
Magnetizing losses	Pmagn	44,0 kW

Total Losses	Ptot	533,8 kW
--------------	------	----------

---

**Reactances and Time Constants**


---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,839 pu
	Xmq	0,472 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,101 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,940 pu
	Xq	0,573 pu
Transient Reactance	X'd	0,257 pu
	X''d	0,194 pu
	X''q	0,224 pu
Transient Time Constant	T'd	1,163 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,018 s
	T''q	0,013 s

---

**Thermal Calculations**


---

Cooling Air Flow	qth	23,0 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	10,3 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	45 °K
Stator Tooth	32 °K
Stator Core	28 °K
Stator End Winding	30 °K

Field Winding	45 °K
Rotor End Winding	41 °K
Pole core	19 °K

## Air Temperature Rise in:

End Winding	
Area	3 °K
Air	
Gap	4 °K
Stator Winding Surroundings	9 °K
In middle of Cooling Duct	11 °K
At end of Cooling Duct	11 °K
Outlet	13 °K

*(Total temp. rise of air)*

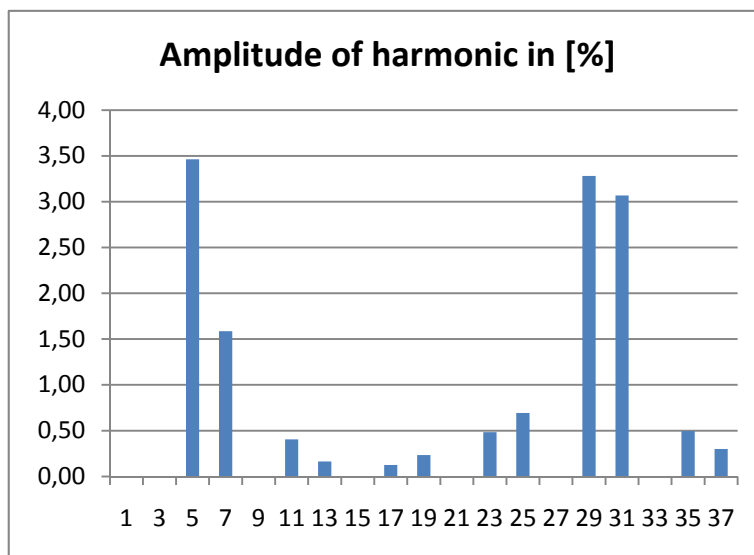
## Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	454,4	tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	181,2	tons

## Harmonic components in the machine

## Harm.Nr. Amplitude

1	0,00
3	0,00
5	3,46
7	1,59
9	0,00
11	0,40
13	0,16
15	0,00
17	0,13
19	0,23
21	0,00
23	0,48
25	0,69
27	0,00
29	3,28
31	3,07
33	0,00
35	0,49
37	0,30



Telephone Harmonic Factor THF 0,55358 %



## Vedlegg 14

## Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 1

---

**Generator specifications**


---



---

**Required values:**


---

Apparent power	Sn	27 MVA
Power factor	Cosphi	0,8
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	44 poles
Runaway speed	nr	310 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	800 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,2 T
Specify ratio	bu/bd	0,693
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,008 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,93
Current density in stator winding	Ss	2,6 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	1,9 mm
Required feild voltage	Vf	227 V
Current density in rotor winding	Sf	2 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

---

**Optional values:**


---

Nominal Voltage	Un	11000 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	330	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	11	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	11	0=Default
Coil Span	y	7 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	6,00 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1,2 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	23 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	13 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,069 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,3 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	1 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	44,7 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Heigth	hs	0,1305 m	0=Default
Sloth Width	bu	0,0234 m	
Number of strands in a Bar	ndl	44	
Number of Strands per Turn	ndlp	4	
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	2	
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0075 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,0055 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,0015 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,007 m	
Roebel Separator	drs	0 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0035 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0002 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,34 m	0=Default
Pole Shoe Heigth	hps	0,05 m	0=Default
Pole Core Width	bpk	0,21 m	0=Default
Pole Core Heigth	hpk	0,15 m	0=Default
Total Field Winding Heigth	hf	0,138 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	32	0=Default
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0038 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	5 m	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	44 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,0035 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00033 m	0=Default

## Vedlegg 15

## Maskin 2 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 1

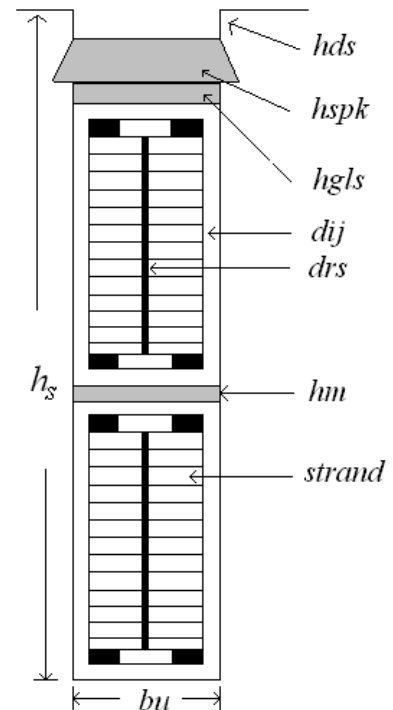
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	$S_n$	27 MVA
System Voltage	$U_n$	11000 V
Nominal Current	$I_n$	1417,1 A
Cosphi		0,8
Efficiency	$\eta$	97,71 %

## Stator Parameters

Utilization Factor	$C$	4,61	
Armature Loading	$A_s$	496,2 A/cm	
Inner Diameter	$D_i$	6,00 m	
Outer Diameter	$D_y$	6,50 m	
Gross Iron Length	$l_b$	1,24 m	
Net Iron Length	$l_n$	1,04 m	
Number of Slots	$Q_s$	330 slots	
Number of Cooling Ducts	$n_v$	25	
Number of Turns Per Phase	$N_s$	110	
Number of Turns per Coil	$t_{nr}$	11	
Number of Parallel Circuits	$p_{nr}$	11	
Slots per pole and phase	$q$	2,5	
Relative polepitch	$y$	0,933	
Coil Span	$W_w$	7 slots	
Winding Factor	$k_w$	0,951	
Sloth Height	$h_s$	130,5 mm	
Sloth width	$b_u$	23,4 mm	
Tooth width	$b_d$	33,72 mm	
Slot Pitch	$\tau_u$	57,12 mm	
Number of strands per bar	$n_{dl}$	44	
Height of a Strand	$h_{cus}$	1,9 mm	
Width of a Strand	$b_{cus}$	7,5 mm	
Main Insulation	$d_{ij}$	3,50 mm	
Strand Insulation	$d_{icu}$	0,20 mm	
Winding length	$l_{av}$	44,7 m	
Cross Section of Stator Bar	$A_{cus}$	55,9 mm <sup>2</sup>	
Stator Current Density	$S_s$	2,31 A/mm <sup>2</sup>	
Stator Winding Resistance	$R_{dc20}$	0,01373 $\Omega$	Per Phase Res. (20 °C)
Stator Winding Resistance	$R_{dc75}$	0,01669 $\Omega$	Per Phase Res. (75 °C)



Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,059	
Slot Resistance Factor	Krad	1,096	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,305	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	13,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	17,1 mm	
Pole Shoe width	bps	340,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	50,0 mm	
Pole Core Width	bpc	210,0 mm	
Pole Core Height	hpc	150,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	32	
Field Current	If	539,6 A	
Field Winding Width	bcuf	69,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,8 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	259,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,08 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,3025 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,3679 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	5	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	141,7 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	44,5 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,780	T	9070	At	
Stator Core	1,200	T	65	At	
Stator Tooth	1,676	T	491	At	
Pole Core	1,528	T	199	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,456	T	475	At	

Relative Magnetization	Ef	1,721 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,064 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	17266 At

---

---

**Loss Calculations**


---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	129,9 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	82,1 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	64,2 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	100,6 kW
AC-stator	Pcusac	6,0 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	46,3 kW
Additional loss	Padd	33,6 kW
Magnetizing losses	Pmagn	44,0 kW

Total Losses	Ptot	506,5 kW
--------------	------	----------

---

**Reactances and Time Constants**


---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,839 pu
	Xmq	0,472 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,097 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,936 pu
	Xq	0,569 pu
Transient Reactance	X'd	0,253 pu
	X"q	0,219 pu
Sub-Transient Reactance	X"q	0,219 pu
	X"q	0,219 pu
Transient Time Constant	T'd	1,150 s
Sub-Transient Time Constant	T"q	0,012 s
	T"q	0,012 s

---

**Thermal Calculations**


---

Cooling Air Flow	qth	23,0 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	10,3 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	37 °K
Stator Tooth	29 °K
Stator Core	26 °K
Stator End Winding	23 °K

Field Winding	45 °K
Rotor End Winding	41 °K
Pole Core	19 °K

## Air Temperature Rise in:

End Winding	
Area	2 °K
Air	
Gap	4 °K
Stator Winding Surroundings	9 °K
In middle of Cooling Duct	10 °K
At end of Cooling Duct	10 °K
Outlet	12 °K

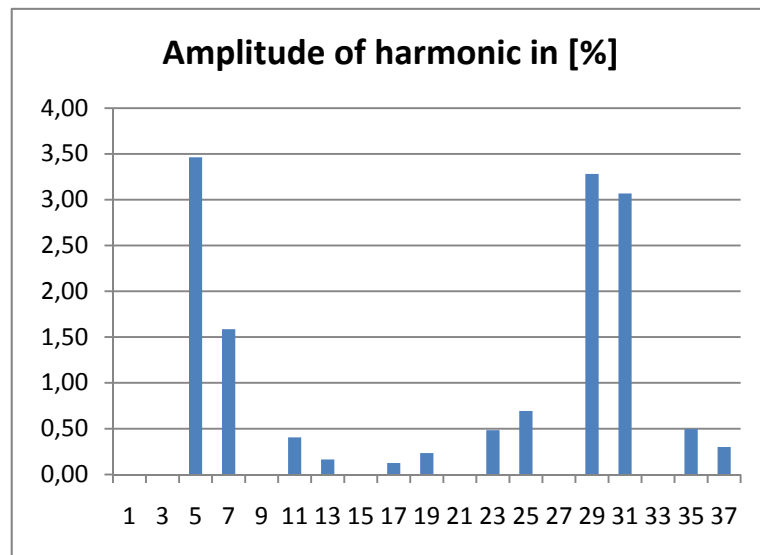
*(Total temp. rise of air)*

## Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	454,4	tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	182,7	tons

## Harmonic components in the machine

Harm.Nr.	Amplitude
1	0,00
3	0,00
5	3,46
7	1,59
9	0,00
11	0,40
13	0,16
15	0,00
17	0,13
19	0,23
21	0,00
23	0,48
25	0,69
27	0,00
29	3,28
31	3,07
33	0,00
35	0,49
37	0,30



Telephone Harmonic Factor THF 0,55358 %

## Vedlegg 16

## Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 2

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	27 MVA
Power factor	Cosphi	0,8
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	44 poles
Runaway speed	nr	310 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	800 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,2 T
Specify ratio	bu/bd	0,778
Core section length	bcs	0,04 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	2,6 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	1,9 mm
Required feild voltage	Vf	227 V
Current density in rotor winding	Sf	2 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	11000 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	330	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	11	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	11	0=Default
Coil Span	y	7 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	6,00 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1,2 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	16 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	13 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,069 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,07 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	44,7 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Heigth	hs	0,1305 m	0=Default
Sloth Width	bu	0,025 m	
Number of strands in a Bar	ndl	44	
Number of Strands per Turn	ndlp	4	
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	2	
Total Copper Width in Slot	bcus	0,0083 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,0055 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,0015 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,007 m	
Roebel Separator	drs	0 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0035 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0002 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,34 m	0=Default
Pole Shoe Heigth	hps	0,05 m	0=Default
Pole Core Width	bpk	0,21 m	0=Default
Pole Core Heigth	hpk	0,15 m	0=Default
Total Field Winding Heigth	hf	0,138 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	32	0=Default
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0038 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	5 m	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	44 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,0035 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00033 m	0=Default



## Vedlegg 17

## Maskin 2 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 2

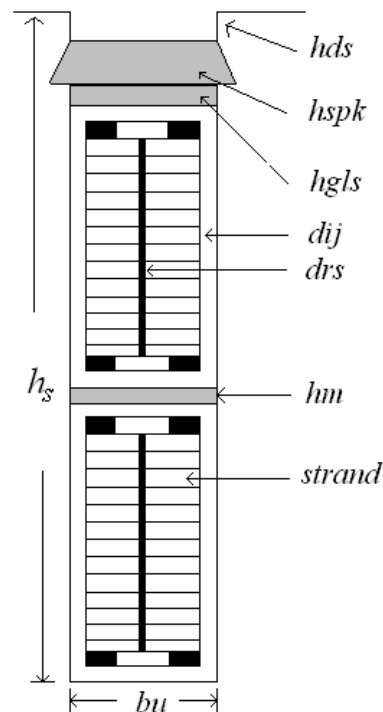
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	$S_n$	27 MVA
System Voltage	$U_n$	11000 V
Nominal Current	$I_n$	1417,1 A
Cosp $\phi$		0,8
Efficiency	$\eta$	97,86 %
Rotational Speed	$n_s$	136,4 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	$C$	4,39
Armature Loading	$A_s$	496,2 A/cm
Inner Diameter	$D_i$	6,00 m
Outer Diameter	$D_y$	6,48 m
Gross Iron Length	$l_b$	1,24 m
Net Iron Length	$l_n$	1,08 m
Number of Slots	$Q_s$	330 slots
Number of Cooling Ducts	$n_v$	26
Number of Turns Per Phase	$N_s$	110
Number of Turns per Coil	$t_{nr}$	11
Number of Parallel Circuits	$p_{nr}$	11
Slots per pole and phase	$q$	2,5
Relative polepitch	$y$	0,933
Coil Span	$W_w$	7 slots
Winding Factor	$k_w$	0,951
Sloth Height	$h_s$	130,5 mm
Sloth width	$b_u$	25,0 mm
Tooth width	$b_d$	32,12 mm
Slot Pitch	$\tau_u$	57,12 mm
Number of strands per bar	$n_{dl}$	44
Height of a Strand	$h_{cus}$	1,9 mm
Width of a Strand	$b_{cus}$	8,3 mm
Main Insulation	$d_{ij}$	3,50 mm
Strand Insulation	$d_{icu}$	0,20 mm
Winding length	$l_{av}$	44,7 m
Cross Section of Stator Bar	$A_{cus}$	61,8 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	$S_s$	2,08 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	$R_{dc20}$	0,01240 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,01509 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,064	
Slot Resistance Factor	Krad	1,103	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,327	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	13,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	17,3 mm	
Pole Shoe width	bps	340,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	50,0 mm	
Pole Core Width	bpk	210,0 mm	
Pole Core Height	hpk	150,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	32	
Field Current	If	537,1 A	
Field Winding Width	bcuf	69,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,8 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	259,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	2,07 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,3017 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,3670 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	5	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	141,7 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	44,5 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,782	T	9236	At	
Stator Core	1,200	T	46	At	
Stator Tooth	1,659	T	460	At	
Pole Core	1,528	T	161	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,451	T	361	At	

Relative Magnetization	Ef	1,708 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,064 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	17186 At

---

---

Loss Calculations

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	106,1 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	81,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	63,9 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	90,9 kW
AC-stator	Pcusac	5,8 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	45,3 kW
Additional loss	Padd	33,6 kW
Magnetizing losses	Pmagn	44,0 kW

Total Losses	Ptot	471,4 kW
--------------	------	----------

---

Reactances and Time Constants

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,824 pu
	Xmq	0,464 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,098 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,921 pu
	Xq	0,561 pu
Transient Reactance	X'd	0,252 pu
	X''d	0,190 pu
	X''q	0,219 pu
Transient Time Constant	T'd	1,149 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,018 s
	T''q	0,013 s

---

Thermal Calculations

---

Cooling Air Flow	qth	16,0 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	9,7 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	37 °K
Stator Tooth	30 °K
Stator Core	27 °K

Stator End Winding	22 °K
Field Winding	46 °K
Rotor End Winding	42 °K
Pole core	20 °K

Air Temperature Rise in:

End Winding	
Area	3 °K
Air	
Gap	5 °K
Stator Winding Surroundings	12 °K
In middle of Cooling Duct	13 °K
At end of Cooling Duct	13 °K
Outlet	15 °K

*(Total temp. rise of air)*

---

#### Mechanical Calculations

---

Calculated Moment of Inertia	M	450,0	tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	183,3	tons

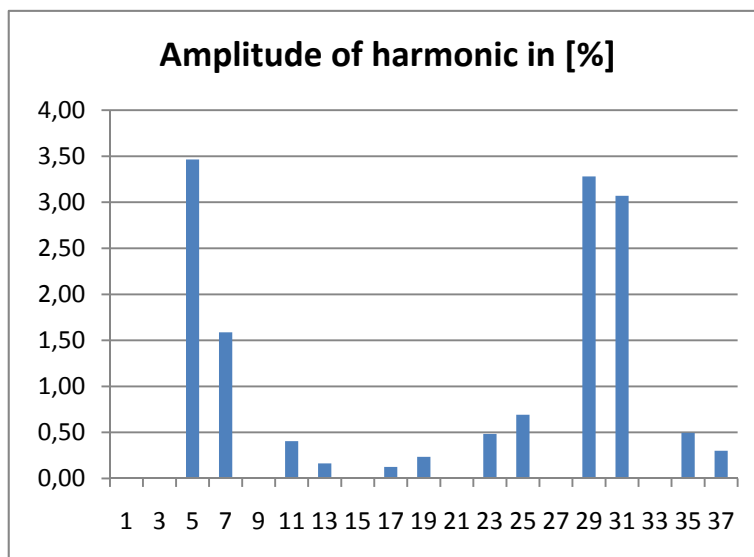
---

#### Harmonic components in the machine

---

Harm.Nr. Amplitude

1	0,00
3	0,00
5	3,46
7	1,59
9	0,00
11	0,40
13	0,16
15	0,00
17	0,13
19	0,23
21	0,00
23	0,48
25	0,69
27	0,00
29	3,28
31	3,07
33	0,00
35	0,49
37	0,30



Telephone Harmonic Factor THF 0,55358 %

## Vedlegg 18

## Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 3

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	27 MVA
Power factor	Cosphi	0,8
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	44 poles
Runaway speed	nr	310 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	60
Moment of inertia	M	800 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Bdmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,05 T
Specify ratio	bu/bd	0,62
Core section length	bcs	0,04 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 <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,7 mm
Required feild voltage	Vf	227 V
Current density in rotor winding	Sf	2 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	15000 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	330	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	11	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	14	0=Default
Coil Span	y	7 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	6,00 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1,2 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	15 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	11 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,069 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	1,07 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	56,9 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Heigth	hs	0 m	0=Default
Sloth Width	bu	0 m	
Number of strands in a Bar	ndl	0	
Number of Strands per Turn	ndlp	0	
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	0	
Total Copper Width in Slot	bcus	0 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0 m	
Roebel Separator	drs	0 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,34 m	0=Default
Pole Shoe Heigth	hps	0,05 m	0=Default
Pole Core Width	bpk	0,21 m	0=Default
Pole Core Heigth	hpk	0,15 m	0=Default
Total Field Winding Heigth	hf	0,138 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	32	0=Default
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0038 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	5	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	44 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0,0035 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0,00033 m	0=Default

## Vedlegg 19

## Maskin 2 - Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 3

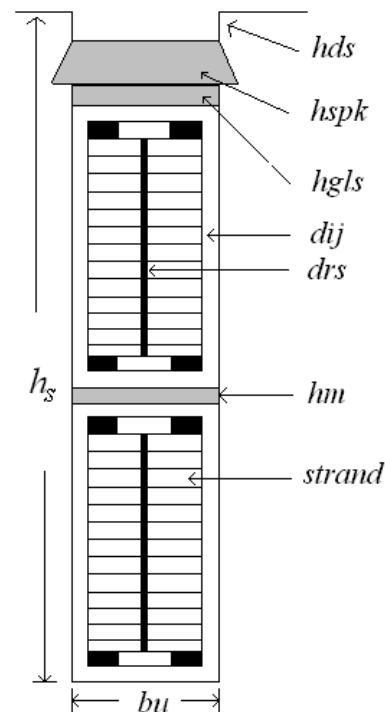
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	$S_n$	27 MVA
System Voltage	$U_n$	15000 V
Nominal Current	$I_n$	1039,2 A
Cosphi		0,8
Efficiency	$\eta$	97,91 %
Rotational Speed	$n_s$	136,4 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	$C$	4,50
Armature Loading	$A_s$	463,1 A/cm
Inner Diameter	$D_i$	6,00 m
Outer Diameter	$D_y$	6,50 m
Gross Iron Length	$l_b$	1,24 m
Net Iron Length	$l_n$	1,08 m
Number of Slots	$Q_s$	330 slots
Number of Cooling Ducts	$n_v$	26
Number of Turns Per Phase	$N_s$	140
Number of Turns per Coil	$t_{nr}$	14
Number of Parallel Circuits	$p_{nr}$	11
Slots per pole and phase	$q$	2,5
Relative polepitch	$y$	0,933
Coil Span	$W_w$	7 slots
Winding Factor	$k_w$	0,951
Sloth Height	$h_s$	112,5 mm
Sloth width	$b_u$	21,9 mm
Tooth width	$b_d$	35,26 mm
Slot Pitch	$\tau_u$	57,12 mm
Number of strands per bar	$n_{dl}$	14
Height of a Strand	$h_{cus}$	2,7 mm
Width of a Strand	$b_{cus}$	13,8 mm
Main Insulation	$d_{ij}$	3,83 mm
Strand Insulation	$d_{icu}$	0,20 mm
Winding length	$l_{av}$	56,9 m
Cross Section of Stator Bar	$A_{cus}$	36,5 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	$S_s$	2,59 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	$R_{dc20}$	0,02671 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,03248 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (20 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,096	
Slot Resistance Factor	Krad	1,154	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,489	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	11,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	14,4 mm	
Pole Shoe width	bps	340,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	50,0 mm	
Pole Core Width	bpk	210,0 mm	
Pole Core Height	hpk	150,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	32	
Field Current	If	484,6 A	
Field Winding Width	bcuf	69,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	3,8 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	259,1 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	1,87 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,3017 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,3670 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	5	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	132,3 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	44,8 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,838	T	8257	At	
Stator Core	1,050	T	38	At	
Stator Tooth	1,619	T	328	At	
Pole Core	1,551	T	196	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,375	T	208	At	

Relative Magnetization	Ef	1,741 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,066 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	15506 At

---



---

 Loss Calculations
 

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	97,5 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	81,9 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	51,0 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	105,3 kW
AC-stator	Pcusac	10,1 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	37,8 kW
Additional loss	Padd	33,6 kW
Magnetizing losses	Pmagn	44,0 kW

Total Losses	Ptot	461,3 kW
--------------	------	----------

---

 Reactances and Time Constants
 

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,860 pu
	Xmq	0,484 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,099 pu
Synchronous Reactance	Xd	0,959 pu
	Xq	0,583 pu
Transient Reactance	X'd	0,240 pu
	X''d	0,184 pu
	X''q	0,211 pu
Transient Time Constant	T'd	1,229 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,018 s
	T''q	0,012 s

---

 Thermal Calculations
 

---

Cooling Air Flow	qth	15,0 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	8,3 m/s

Maximal Temperature Rise in:

Stator Winding	45 °K
Stator Tooth	32 °K
Stator Core	28 °K

Stator End Winding	28 °K
Field Winding	39 °K
Rotor End Winding	36 °K
Pole core	18 °K

Air Temperature Rise in:

End Winding	
Area	4 °K
Air	
Gap	5 °K
Stator Winding Surroundings	12 °K
In middle of Cooling Duct	13 °K
At end of Cooling Duct	13 °K
Outlet	15 °K

*(Total temp. rise of air)*

---

#### Mechanical Calculations

---

Calculated Moment of Inertia	M	462,7	tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	189,6	tons

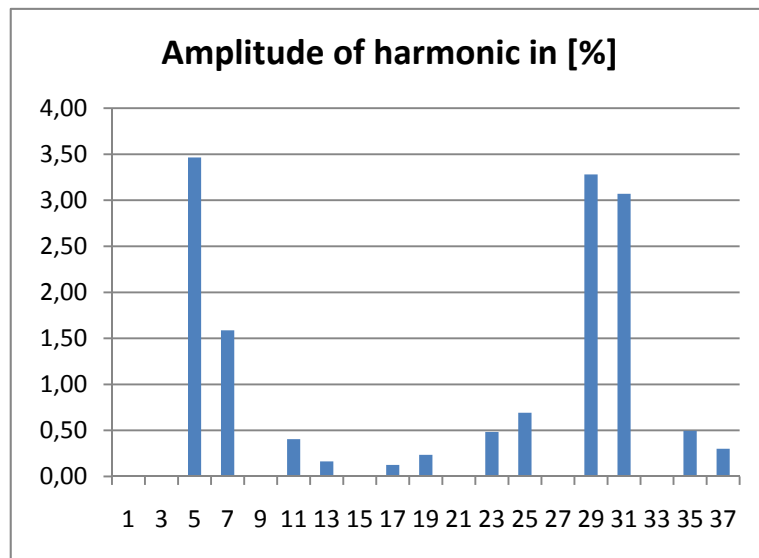
---

#### Harmonic components in the machine

---

Harm.Nr. Amplitude

1	0,00
3	0,00
5	3,46
7	1,59
9	0,00
11	0,40
13	0,16
15	0,00
17	0,13
19	0,23
21	0,00
23	0,48
25	0,69
27	0,00
29	3,28
31	3,07
33	0,00
35	0,49
37	0,30



Telephone Harmonic Factor THF 0,55358 %

## Vedlegg 20

## Maskin 2 – Inputverdier for Oppgraderingsalternativ 4

## Generator specifications

## Required values:

Apparent power	Sn	27 MVA
Power factor	Cosphi	0,8
Frequency	f	50 Hz
Number of poles	Np	44 poles
Runaway speed	nr	310 rpm
Maximum temperatur rise	dTmx	75
Moment of inertia	M	400 tm <sup>2</sup>
Generator maximum voltage	Vmx	15 kV
Maximum value of synchronous reactance	xd	1 pu
Maximum value of transient reactance	xd1	0,25 pu
Minimum value of subtransient reactance	xd2	0,15 pu
Maximum tooth flux density	Btmx	1,7 T
Maximum pole core flux density	Bpmx	1,6 T
Maximum yoke flux density	Bymx	1,2 T
Specify ratio	bu/bd	0,65
Core section length	bcs	0,042 m
Cooling duct length	bv	0,006 m
Filling factor (iron core)	kFe	0,95
Current density in stator winding	Ss	4 A/mm <sup>2</sup>
Height of one strand i the statorbar	hcus	2,9 mm
Required feild voltage	Vf	240 V
Current density in rotor winding	Sf	2,5 A/mm <sup>2</sup>
Negative sequence voltage	Vnmx	20 %
Skewving (in number of slots)	s	0 spor

## Satte verdier:

Nominal Voltage	Un	11000 V	0=Default
Utilization factor	C	0	0=Default
Number of Slots	Qs	330	0=Default
Number of Parallel Circuits	pnr	11	0=Default
Number of Turns per Coil	tnr	12	0=Default
Coil Span	y	6 slots	0=Default
Inner Diameter of Stator	Di	4,90 m	0=Default
Gross Iron Length	lb	1,35 m	0=Default
Air Gap Flux Density	Bδ	0 T	0=Default
Height of rotor yoke	hyr	0 m	0=Default

Cooling Air Flow	qth	23 m <sup>3</sup> /s	0=Default
Flywheel	GD2add	0 kg	0=Default
Minimum air gap	delta0	12 mm	0=Default
Field Winding Width	bcuf	0,07 m	0=Default
Specific Iron Loss, at 1 Tesla	P10	0 W/kg	0=Default
Use old iron sheets (1950-1960)	FeOld	0 1=YES	0=Default
Average Stator Coil Length	lav	48 m	0=Default

---

#### Chosen Slot Dimensions

---

Slot Heigth	hs	0,106 m	0=Default
Sloth Width	bu	0,0184 m	
Number of strands in a Bar	ndl	24	
Number of Strands per Turn	ndlp	2	
Nr. of Strand on Top of each other per Turn	ndlh	1	
Total Copper Width of a Strand	bcus	0,0058 m	
Distance from Slot Wedge to Air Gap	hds	0,001 m	
Slot Wedge Thickness	hspk	0,006 m	
Slot Wedge Spacer (glidestrimmel)	hgls	0,001 m	
Bar Separator (mellomstrimmel)	hm	0,007 m	
Roebel Separator	drs	0 m	
Earth Insulation Thickness	dij	0,0029 m	
Strand Insulation Thickness	dicu	0,0002 m	
Winding Insulation Thickness	diw	0 m	

---

#### Chosen Pole Dimensions

---

Pole Shoe Width	bps	0,27 m	0=Default
Pole Shoe Heigth	hps	0,05 m	0=Default
Pole Core Width	bpk	0,17 m	0=Default
Pole Core Heigth	hpk	0,158 m	0=Default
Total Field Winding Heigth	hf	0,144 m	0=Default
Number of turns in Field Winding	nf	30	0=Default
Heigth of a Field Winding	hcuf	0,0045 m	0=Default
Number of Damper Bars	NDs	5	0=Default
Magnetizing Losses	Pmagn	8 kW	0=Default
Insulation between winding and pole core	bi	0 m	0=Default
Field winding insulation	bif	0 m	0=Default

## Vedlegg 21

## Maskin 2 – Outputverdier for Oppgraderingsalternativ 4

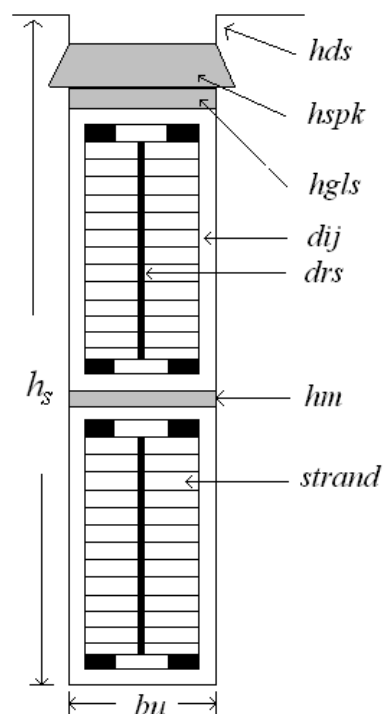
## Calculated data

## Main Data

Apparent Power	Sn	27 MVA
System Voltage	Un	11000 V
Nominal Current	In	1417,1 A
Cosphi		0,8
Efficiency	$\eta$	97,81 %
Rotational Speed	ns	136,4 rpm

## Stator Parameters

Utilization Factor	C	6,32
Armature Loading	As	662,8 A/cm
Inner Diameter	Di	4,90 m
Outer Diameter	Dy	5,30 m
Gross Iron Length	lb	1,39 m
Net Iron Length	ln	1,22 m
Number of Slots	Qs	330 slots
Number of Cooling Ducts	nv	28
Number of Turns Per Phase	Ns	120
Number of Turns per Coil	tnr	12
Number of Parallel Circuits	pnr	11
Slots per pole and phase	q	2,5
Relative polepitch	y	0,800
Coil Span	Ww	6 slots
Winding Factor	kw	0,910
Sloth Height	hs	106,0 mm
Sloth width	bu	18,4 mm
Tooth width	bd	28,25 mm
Slot Pitch	$\tau$	46,65 mm
Number of strands per bar	ndl	24
Height of a Strand	hcus	2,9 mm
Width of a Strand	bcus	5,8 mm
Main Insulation	dij	2,90 mm
Strand Insulation	dicu	0,20 mm
Winding length	lav	48 m
Cross Section of Stator Bar	Acus	33,0 mm <sup>2</sup>
Stator Current Density	Ss	3,91 A/mm <sup>2</sup>
Stator Winding Resistance	Rdc20	0,02497 $\Omega$



Per Phase Res. (20 °C)

Stator Winding Resistance	Rdc75	0,03038 $\Omega$	<i>Per Phase Res. (75 °C)</i>
Stator Wdg. Resistance Factor	Kra	1,107	
Slot Resistance Factor	Krad	1,149	
Maximum Resistance Factor	Kmax	1,476	<i>For the topmost strand</i>
Skewing	s	0 slots	

---

**Rotor Parameters**


---

Minimum Air Gap	$\delta_0$	12,0 mm	
Equivalent average Air Gap	$\delta_m$	15,5 mm	
Pole Shoe width	bps	270,0 mm	
Pole Shoe Height	hps	50,0 mm	
Pole Core Width	bpk	170,0 mm	
Pole Core Hight	hpk	158,0 mm	
Number of Turns per Pole	nf	30	
Field Current	If	607,6 A	
Field Winding Width	bcuf	70,0 mm	
Field Winding Height	hcuf	4,5 mm	
Cross Section of Field Winding	Af	310,7 mm <sup>2</sup>	
Current Density, Field Winding	Sf	1,96 A/mm <sup>2</sup>	
Rotor Winding Resistance	Rf20	0,2524 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (20 °C)</i>
Rotor Winding Resistance	Rf75	0,3070 $\Omega$	<i>Field Wind. Res. (75 °C)</i>
Relative Pole Width	$\alpha$	0,7	
Number of Damperbars	NDs	5	
Cross Section of Damper Bar	AcuD	154,6 mm <sup>2</sup>	
Clearance, Pole Windings	polklaring	2,0 mm	

---

**Magnetic Parameters**


---

Air Gap	0,819	T	8646	At	
Stator Core	1,200	T	37	At	
Stator Tooth	1,603	T	263	At	
Pole Core	1,768	T	772	At	<i>(max at bottom of core)</i>
Rotor Ring	1,590	T	805	At	

Relative Magnetization	Ef	1,804 pu
Relative Induced Voltage	Ei	1,076 pu
Total Required Magnetization	$\Theta_{mn}$	18228 At

---

---

 Loss Calculations
 

---

No load:

Iron Loss Stator Core	Pfe	81,3 kW
Windage and Bearing Loss	Pfw	43,1 kW
Kopper Loss Rotor (No-load)	Prnl	64,7 kW

Full load:

DC- stator loss	Pcusdc	183,0 kW
AC-stator	Pcusac	19,5 kW
Additional Kopper Loss Rotor	Prfl	52,1 kW
Additional loss	Padd	33,0 kW
Magnetizing losses	Pmagn	8,0 kW

Total Losses	Ptot	484,7 kW
--------------	------	----------

---

 Reactances and Time Constants
 

---

Armature Reaction Reactance	Xmd	0,918 pu
	Xmq	0,517 pu
Leakage Reactance	X $\sigma$	0,111 pu
Synchronous Reactance	Xd	1,029 pu
	Xq	0,627 pu
Transient Reactance	X'd	0,307 pu
	X''d	0,229 pu
	X''q	0,263 pu
Transient Time Constant	T'd	1,397 s
Sub-Transient Time Constant	T''d	0,022 s
	T''q	0,016 s

---

 Thermal Calculations
 

---

Cooling Air Flow	qth	23,0 m <sup>3</sup> /s
Maximal Air Speed	vim	14,7 m/s

Maximal Temperature Rise  
in:

Stator Winding	60 °K
Stator Tooth	35 °K
Stator Core	30 °K
Stator End Winding	43 °K

Field Winding	59 °K
Rotor End Winding	54 °K
Pole core	34 °K

## Air Temperature Rise in:

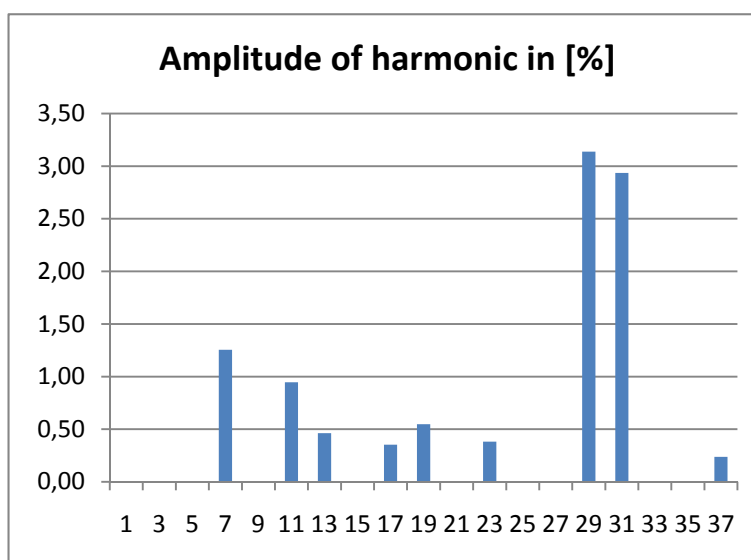
End Winding Area	3 °K	
Air Gap	4 °K	
Stator Winding		
Surroundings	10 °K	
In middle of Cooling Duct	12 °K	
At end of Cooling Duct	12 °K	
Outlet	14 °K	(Total temp. rise of air)

## Mechanical Calculations

Calculated Moment of Inertia	M	268,6 tm <sup>2</sup>
Weight of Machine	m	154,7 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 0,49532 %



## Vedlegg 22

## Isolasjonstykkelser for hovedisolasjon

## 2. Main Insulation

## 2.1. Samicatherm® range of tapes

VRI has developed a full range of Resin Rich Samicatherm® products fulfilling all requirements up to the highest voltages. Two types of Samicatherm are available, i.e. products made either with calcined or non-calcined mica paper (Samica).



Calcined glass-backed Samicatherm® grades

363.28	0.19 mm
363.31	0.21 mm
363.27	0.26 mm

Calcined film-backed Samicatherm® P grade (up to 11 kV)

315.20	0.16 mm
--------	---------

Non-calcined glass-backed Samicatherm® grades

366.33	0.24 mm
366.33-62	0.25 mm (with open-weave glass backing)
366.32	0.28 mm

Calcined Samica tapes have optimum electrical properties and are more suitable for use in hot climates due to the dryer surface.

Non-calcined Samica tapes are softer and more compressible.

## 2.2. Application

There are two ways to apply Samicatherm®:

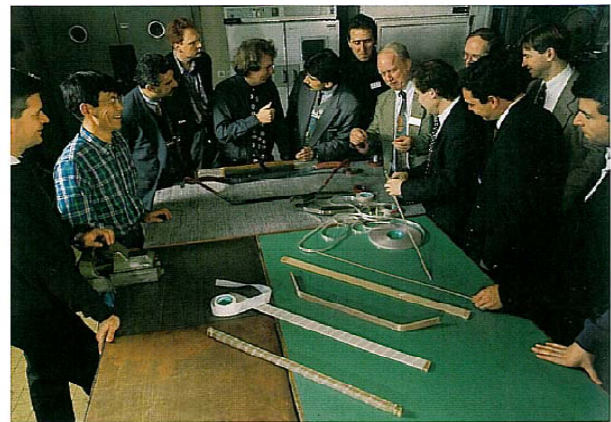
- ☞ as a tape normally 20, 25 or 30 mm wide by hand or machine
- ☞ as a foil having slightly longer length than the slot section.

The decision regarding tape or sheet (foil) wrapping will be determined by several factors including:

- ☞ facilities (i.e. equipment). Taping machines are available which will tape not only the slot section but also the overhang or a part of it.
- ☞ slot length of coil
- ☞ cost of labour

We normally recommend foil wrapping up to 1 m wide and 2 mm insulation thickness.

⚠ Samicatherm® should always be applied with the glass or the film to the outside after application.



For a given rated machine voltage with conventional three phase winding, the table below gives typical pressed insulation thicknesses:

Rated voltage	kV	2	3	6	10	16	25
Thickness	mm	0.8	1.0	1.8	2.8	4.0	6.0



## Vedlegg 23

## Datablad for generatorblikk M270-50A fra SURA

## Typical data for SURA® M270-50A

T	W/kg at 50 Hz	VA/kg at 50 Hz	A/m at 50 Hz	W/kg at 100 Hz	W/kg at 200 Hz	W/kg at 400 Hz	W/kg at 1000 Hz	W/kg at 2500 Hz
0,1	0,02	0,07	31,5	0,04	0,10	0,29	1,40	5,75
0,2	0,07	0,18	42,0	0,17	0,43	1,15	5,01	20,1
0,3	0,14	0,32	49,4	0,35	0,91	2,48	10,2	42,4
0,4	0,23	0,48	56,1	0,58	1,51	4,17	17,2	73,7
0,5	0,33	0,67	63,1	0,85	2,24	6,24	26,1	116
0,6	0,45	0,89	70,7	1,16	3,09	8,75	37,4	173
0,7	0,58	1,14	79,5	1,51	4,07	11,7	51,4	248
0,8	0,73	1,45	90,1	1,90	5,19	15,2	68,7	344
0,9	0,90	1,80	103	2,33	6,47	19,3	89,6	468
1,0	1,07	2,25	121	2,81	7,94	24,1	115	627
1,1	1,27	2,82	145	3,36	9,61	29,7	145	
1,2	1,50	3,64	185	3,98	11,5	36,0		
1,3	1,76	5,12	273	4,71	13,6	43,3		
1,4	2,13	9,35	557	5,62	16,3	51,9		
1,5	2,52	25,3	1520	6,69	19,2	61,9		
1,6	2,87	66,0	3560					
1,7	3,13	139	6730					
1,8	3,37	257	11400					

Loss at 1.5 T , 50 Hz, W/kg	2,52
Loss at 1.0 T , 50 Hz, W/kg	1,07
Anisotropy of loss, %	10

## Magnetic polarization at 50 Hz

H = 2500 A/m, T	1,55
H = 5000 A/m, T	1,64
H = 10000 A/m, T	1,77

Coercivity (DC), A/m	30
Relative permeability at 1.5 T	770
Resistivity, $\mu\Omega\text{cm}$	55

Yield strength, N/mm <sup>2</sup>	470
Tensile strength, N/mm <sup>2</sup>	585
Young's modulus, RD, N/mm <sup>2</sup>	175 000
Young's modulus, TD, N/mm <sup>2</sup>	190 000
Hardness HV5 (VHN)	220

RD represents the rolling direction  
TD represents the transverse direction  
Values for yield strength (0.2 % proof strength)  
and tensile strength are given for the rolling direction  
Values for the transverse direction are approximately 5% higher



June 2008