

Belastbarhet for roterende frekvensomformere for jernbanen i Norge

Ole Johan Ekeli Klingan

Master i energi og miljø

Innlevert: juni 2014

Hovedveileder: Arne Nysveen, ELKRAFT

Medveileder: Øyvind Gebhardt, Jernbaneverket

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for elkraftteknikk

FORORD

Denne oppgaven er skrevet våren 2014 og avslutter mitt studie ved Norges Teknisk-Naturvitenskapelige Universitet i Trondheim. Jeg vil spesielt takke min veileder ved Institutt for Elkraftteknikk, Arne Nysveen. Uten hans dyptgående kunnskaper om elektriske maskiner ville jeg ikke kommet i mål med dette prosjektet. Jeg vil også takke Øyvind Gebhardt i Bane Energi for at jeg fikk jobbe med dette temaet. Arbeidet har gitt en helt unik innsikt i jernbanens energiforsyning som jeg trolig ikke kunne fått noe annet sted.

SAMMENDRAG

I denne oppgaven har det blitt beregnet temperaturøkning i en enfasegenerator med dempevikling ved overlast. Generatoren er en del av en roterende frekvensomformer av typen Q48/Q49 som brukes av Jernbaneverket for å forsyne jernbanen med enfase 16 2/3 Hz elektrisk energi. Jernbaneverket har ønsket å finne ut hvor hardt generatoren kan belastes over en tidsperiode på tre minutter uten at temperaturen i isolasjonen overstiger anbefalt høyeste temperatur som er 155 grader celsius for klasse F. Det var også ønskelig å vite hvor mye kobberet i rotor ville utvide seg ved overlast.

Et litteraturstudie er blitt gjort for å finne en sammenheng mellom statorstrøm og strøm i dempeviklingen. Comsol har blitt brukt for å finne tapene i dempeviklingen og for å simulere temperaturutviklingen i stator ved overlast. Det har ikke lyktes å finne varmeovergangstallene for rotor. Simuleringer av temperaturutvikling ved tre minutters overlast har derfor ikke blitt gjort for rotor. Beregning av termisk utvidelse for kobberet i rotor ble gjort ved å anta at kjøleeffekten for kobberet er den samme ved overlast som ved merkelast. Altså at alt tap utover det ved merkelast går utelukkende til oppvarming av kobberet.

Temperatursimuleringene indikerer at stator tåler en overlast i underkant av 2,4 ganger merkelast i tre minutter. Den største termiske ekspansjonen skjer i dempestavene. Ved 2,4 ganger overlast i tre minutter utvider disse seg opp mot 2 mm i lengderetning med lengden ved merkelast satt som utgangspunkt. Det har ikke blitt gjort en vurdering av hvilke konsekvenser dette kan få for dempeviklingen.

ABSTRACT

In this thesis the temperature rise of an overloaded single phase generator with a damper winding has been calculated. The generator is part of a rotating frequency converter of the type Q48/Q49 used by the Norwegian Railway Administration. The converter is assigned to supply the railway with $16 \frac{2}{3}$ Hz electric power. The Norwegian Railway Administration wants to determine how much overload the machine can handle over a period of three minutes without exceeding the recommended highest temperature of the electric insulation, which is 155 degrees Celsius for insulation of class F. It was also desired to know how much the copper in the rotor would expand because of the rise of temperature during overload.

A literature study has been preformed to find the relation between stator current and current in the damper winding. Comsol has been used to find the losses in the damper winding and to simulate the temperature rise in the stator during overload. For the rotor the heat exchange coefficients have not been found, thus simulations for three minute overload have not been done for this part of the machine.

The calculations of thermal expansion for the copper in the rotor have been done by assuming that the cooling of the copper stays the same during overload as for the rated load. Consequently all losses in the copper in addition to the losses at rated power contributes solely to the heating of the damper winding. The simulations indicate that the stator can handle an overload of a little less than 2.4 times the rated power over three minutes.

The staves in the damper winding will expand the most due to the increasing temperature during overload. After three minutes at 2.4 times rated power the length of these staves will have expanded by nearly 2 mm from their length at rated power. The consequences of such an expansion have not been evaluated.

INNHold

1. Innledning	1
2. Enfase-synkronmaskinens virkemåte	3
2.1 Pulserende magnetfelt	3
2.2 Stators oppbygging	4
2.3 Rotors oppbygging	5
2.4 Spenningsregulering	6
2.5 Utdemping av motroterende felt	6
3. Tapsmekanismer i maskinen	9
3.1 Tap i jernkjernen	9
3.1.1 Hysteresetap	9
3.1.2 Virvelstrømtap	11
3.2 Tap i en leder	12
4. Tap i roterende omformer type Q48/Q49 ved merke- og overlast	13
4.1 Tap i feltviklingen	13
4.2 Tap i dempeviklingen	16
4.2.1 Strømføring i dempeviklingen	16
4.2.2 Strømfortrengning i dempeviklingen	18
4.2.3 Kobbertap i dempeviklingen	19
4.2.4 Andre ac-effekter rundt dempeviklingen	20
4.2.5 Tapsfordeling mellom kortslutningsringer og dempestaver	25
4.3 Tap i stator	26
4.3.1 Jerntap	26
4.3.2 Ohmske tap i stator og ac-effekter	27
4.3.3 Totale tap maskinen Q48/Q49	27
5. Termisk utvidelse i rotor	29
6. Kjøling	30
6.1 Fysikken bak kjøling	30
6.1.1 Konduksjon	30
6.1.2 Konveksjon	31
6.1.3 Stråling	32
6.2 Varmekapasitet	33
6.3 Ulike systemer for kjøling	33

6.3.1	Åpne systemer	33
6.3.2	Radiell ventilasjon	33
6.3.3	Aksial ventilasjon	34
6.4	Kjøling av omformer type Q48/Q49	34
7.	<i>FEM-analyse</i>	38
7.1	Geometri	38
7.1.1	Stator	38
7.1.2	Rotor	41
7.2	Fremgangsmåte	42
8.	<i>Resultater</i>	44
8.1	Temperatur i stator ved tomgang og merkelast	44
8.2	Temperaturendring i stator ved diverse overlaster	47
8.3	Termisk utvidelse av dempestaver og kortslutningsring	52
9.	<i>Diskusjon</i>	55
10.	<i>Konklusjon</i>	57
11.	<i>Videre arbeid</i>	58
	<i>Vedlegg</i>	61
A.	<i>Geometri for Comsol-beregninger</i>	A.1
B.	<i>Parametere</i>	B.1
C.	<i>Tapsmålinger</i>	C.1
D.	<i>Tapsberegninger</i>	D.1
E.	<i>MatLab-kode for beregning av termisk utvidelse</i>	E.1

FIGURER

2.1	Dekomponering av pulserende magnetfelt	3
2.2	Bilde av stator	4
2.3	Bilde av rotor	5
2.4	Elektrisk ekvivalent krets for en enfase-asynkronmaskin	7
2.5	Førenklet elektrisk ekvivalent krets for en enfase-asynkronmaskin	7
2.6	Hastighet/dreiemomentkurve for asynkronmaskin	8
3.1	Magnetisering av ferromagnetisk materiale	10
3.2	Hysteresekurve	10
3.3	Eddystrømmer	11
3.4	Elektrisk leder	12
4.1	Kortslutningsringens plassering i forhold til feltviklingen	14
4.2	Tap i feltviklingene	15
4.3	Dempevikling	16
4.4	Strømfordeling i dempestaver og kortslutningsring	17
4.5	Nærbilde av polsko	18
4.6	Strømfortrengning i dempestav	18
4.7	Strømfortrengning i kortslutningsring	19
4.8	Dempestavens plassering i rotor	20
4.9	Magnetisk felt rundt dempestav	20
4.10	Tilleggspole rundt dempestavene	21
4.11	Ac-tap rundt kortslutningsring situasjon 1	22
4.12	Ac-tap rundt kortslutningsring situasjon 2	23
4.13	Ac-tap rundt kortslutningsring situasjon 3	23
4.14	Tapsfordeling i dempeviklingen	25
4.15	Tapsfordeling i dempeviklingen	26
4.16	Tap i statorvikling som funksjon av statorstrømmen	27
6.1	Illustrasjon av konduksjon	31
6.2	Kjøleluft over polhode, fartsprofil	36
6.3	Kjøling av polhodet, varmeprofiler for én leder	37
7.1	Bilde av stator	39
7.2	Nærbilde av stator	40
7.3	Simuleringsområde for stator	40
7.4	Rotor tverrsnitt	41

7.5	Rotor transparent	41
7.6	Bilde av rotor	42
8.1	Stator sett fra siden ved tomgang	45
8.2	Stator sett fra front ved tomgang	45
8.3	Stator sett fra siden ved merkestrøm	46
8.4	Stator sett fra front ved merkestrøm	46
8.5	Stator sett fra siden ved 1,5 ganger merkestrøm	47
8.6	Stator sett fra front ved 1,5 ganger merkestrøm	48
8.7	Stator sett fra siden ved 2 ganger merkestrøm	48
8.8	Stator sett fra front ved 2 ganger merkestrøm	49
8.9	Stator sett fra siden ved 2,5 ganger merkestrøm	49
8.10	Stator sett fra front ved 2,5 ganger merkestrøm	50
8.11	Stator sett fra siden ved 3 ganger merkestrøm	50
8.12	Stator sett fra front ved 3 ganger merkestrøm	51
8.13	Sluttemperaturer	52
8.14	Plot 1, Termisk utvidelse	53
8.15	Plot 2, Termisk utvidelse	54
A.1	Geometri for rotor	A.1
A.2	Modell av stator	A.2
A.3	Geometri for stator	A.3

TABELLER

4.1	Tap i dempestavene	19
4.2	Tap i kortslutningsringene	20
4.3	Ac-tap rundt dempestavene	21
4.4	Ac-tap rundt kortslutningsringene	24
4.5	Tap i dempeviklingen	26
4.6	Tap i dempeviklingen	28
6.1	Varmeovergangstall og temperaturer for stator	35
8.1	Sluttemperaturer	52

1. INNLEDNING

Den elektrifiserte delen av Norges jernbane kjører på $16\frac{2}{3}$ Hz. Strømmen som brukes er 50 Hz bygdestrøm¹ som må omformes til riktig frekvens. Dette gjøres i dag på to måter. Den gamle måten er ved bruk av roterende frekvensomformere og den moderne måten er ved bruk av kraftelektronikk. Denne oppgaven skal dreie seg om de roterende frekvensomformerne, og i all hovedsak enfase-synkrongeneratoren som genererer strømmen jernbanen bruker. Oppgaven bygger videre på høstprosjektet som ble utført høsten 2013 [14].

En roterende frekvensomformer består av to elektriske maskiner. En trefase-synkronmotor, som er forsynt fra det lokale nettet, har direkte, mekanisk kobling til en enfase-synkrongenerator som er koblet til jernbanens høyspentnett. Motoren har tre ganger generatorens poltall. På denne måten mates jernbanen med strøm som har $1/3$ av distribusjonsnettets frekvens, altså $16\frac{2}{3}$ Hz.

Vanligvis vil det være ca. 80 - 110 km mellom matningspunktene i jernbanens høyspentnett [Kilde: Øyvind Gebhardt, Bane Energi]. Alle matningspunktene samarbeider om å drive togene, men grunnet linjens høye impedans er det begrenset i hvor stor grad et matningspunkt kan hjelpe sitt nabomatningspunkt. Dette vil si at når et tog er i nærheten av ett matningspunkt, må dette punktet i stor grad forsyne toget selv.

Ved en omformerstasjon for roterende frekvensomformere vil det alltid være minst to separate omformere. Stasjonene er dimensjonert for å kunne takle store effekttopper. Dette er på grunn av frykt for spenningsfall eller i verste fall utfall av synkronisme i maskineriet ved store belastninger.

Det ligger i jernbanens natur at belastningen kan variere veldig over kort tid, og de store toppene er som regel vanskelige å forutse. I tillegg tar det tid å starte opp en roterende omformer. En omformer bruker tre minutter fra oppstart til den kan kobles til nettet [Kilde: Øyvind Gebhardt, Bane Energi]. Dette har ført til at de fleste omformerstasjoner i landet som regel har to omformere gående selv om én hadde vært tilstrekkelig mesteparten av tiden [1].

Denne oppgaven er en del av et større arbeid for å se på konsekvenser av å overbelaste en roterende omformer. Målet er å beregne hvilke temperaturend-

¹ Strøm fra det lokale elektriske nettet

ringer forskjellige overbelastninger vil gi. Dersom det viser seg at maskinene takler overbelastninger som de typisk må kunne tåle dersom én omformer skal gå helt alene, og ikke i par som de gjør i dag, vil det være aktuelt å endre kjøremønsteret for omformerstasjonene til mer kjøretid med kun én omformer i drift. Dette vil i så fall resultere i lavere energiforbruk. For å gi et bilde på hvor mye energi som kan spares, kan det nevnes at én 10 MVA omformer har tomgangstap på 255,3 kW [Vedlegg C].

2. ENFASE-SYNKRONMASKINENS VIRKEMÅTE

For å forstå bakgrunnen for tapene, og særlig tapene i dempeviklingen, trengs en forståelse for hvordan maskinen fungerer. Særlig er det nyttig å vite hvilke magnetfelt som er i maskinen og hvilke tap som følger med.

2.1 Pulserende magnetfelt

Magnetfeltet i en enfasemaskin vil ikke rotere slik som det gjør for trefase. Det er ikke intuitivt hvordan et slikt pulserende felt vil kunne gi grunnlag for en roterende bevegelse. Det er to måter å forklare dette på. Den ene kalles "The Double-Revolving-Field Theory" og den andre kalles "The Cross-Field Theory" [2]. I denne oppgaven forklares dette fenomenet ved hjelp av "The Double-Revolving-Field Theory".

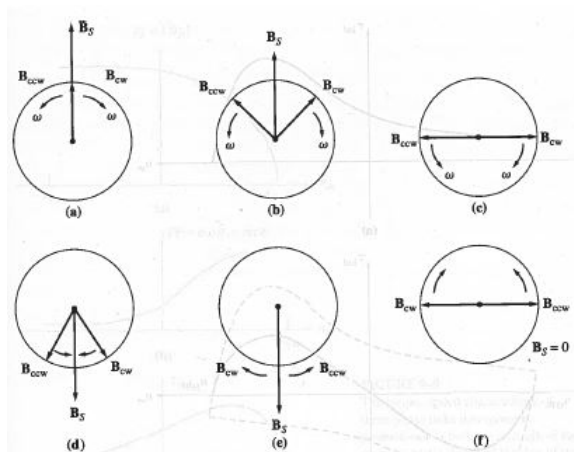


Fig. 2.1: Pulserende magnetfelt delt opp i to like store, motsatt roterende felt. Kilde [2]

Som figur 2.1 viser, kan det pulserende feltet dekomponeres til to felt som hver har halvparten av det originale feltets amplitude. Disse feltene roterer i hver sin retning og vil alltid være hverandres speilbilder sett mot en loddrett akse gjennom maskinens midtpunkt.

$$\mathbf{B}_s(t) = (\mathbf{B}_{max} \cos \omega t) \hat{\mathbf{j}} \quad (2.1)$$

Det originale feltet består kun av en \hat{j} -komponent, og vil derfor ikke ha mulighet til å rotere. Ved å innføre to komponenter i \hat{i} -retning vil det åpnes for rotasjon. Ligning (2.2) viser at summen av de dekomponerte feltene alltid må være lik det originale feltet, altså må alltid summen av \hat{i} -komponentene være null.

$$\mathbf{B}_s(t) = \mathbf{B}_{CW}(t) + \mathbf{B}_{CCW}(t) \quad (2.2)$$

$$\mathbf{B}_{CW}(t) = \left(\frac{1}{2} B_{max} \cos \omega t \right) \hat{i} - \left(\frac{1}{2} B_{max} \sin \omega t \right) \hat{j} \quad (2.3)$$

$$\mathbf{B}_{CCW}(t) = \left(\frac{1}{2} B_{max} \cos \omega t \right) \hat{i} + \left(\frac{1}{2} B_{max} \sin \omega t \right) \hat{j} \quad (2.4)$$

Her står cw for clockwise og ccw for counter clockwise.

2.2 Stators oppbygging

Stator har totalt 96 spor fordelt over fire poler. Den er viklet slik at under hver pol har 12 spor dobbelt lag med viklinger, 6 spor har enkelt lag og 6 spor er tomme. Lederne i stator består av åtte delledere som hver har en dimensjon på 12 mm x 5,5 mm. Oppgitt er også at gjennomsnittslengden for en vikling er 5930 mm. Figur 2.2 viser stator uten rotor [3].



Fig. 2.2: Q48/Q49 stator uten rotor. Kilde [3]

Maskinen i figur 2.2 står til vanlig på Rombak i Nordland og er tilknyttet Ofotbanen som går mellom Narvik i Norge og Kiruna i Sverige. Banen brukes til

transport av malm fra Kiruna til Narvik. Maskinen er her til revisjon i Åmål i Sverige.

2.3 Rotors oppbygging

Rotor har fire utpregede poler. Omformer type Q48/Q49 er utstyrt med dempevikling i rotor. Dette er en kortsluttet burvikling med dempestaver og kortslutningsring som er satt inn i rotor [3]. Ideelt skal stavene være jevnt fordelt over rotor som i en sirkel akkurat som for en asynkronmaskin. Dette krever en sylindrisk rotor, noe Q48/Q49-maskinene ikke har. Kompromisset ved utpregede poler er å plassere stavene i polskoene. Resultatet er en dempevikling som ikke vil klare å gjøre en like god jobb som en ideell dempevikling, men som er langt bedre enn å ikke ha noen form for demping [8]. Som det kommer frem i Vedlegg B har Q48/Q49 20 staver per pol og hver stav har en diameter på 22 mm. Stavene er laget av kobber.

Dempeviklingen har i oppgave å dempe det motroterende feltet fra stator samt å dempe svingninger i forbindelse med lastendringer. Figur 2.3 viser hele omformerstasjonens aksling med både motorens og generatorens rotor. Den lengste rotoren tilhører generatoren.

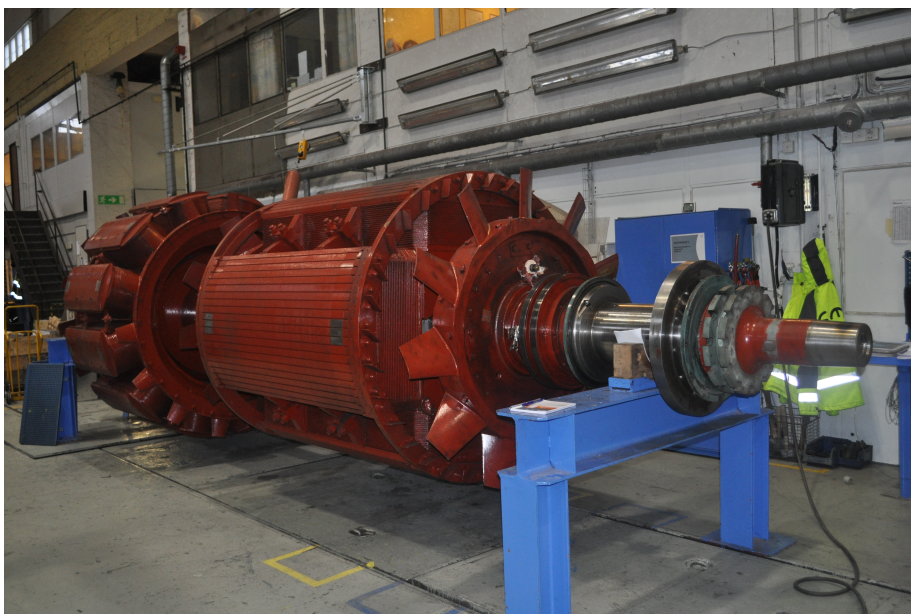


Fig. 2.3: trefasemotorens rotor og enfasegeneratorens rotor på samme aksling. Generatorens rotor er lengst til venstre. Klide [3]

2.4 Spenningsregulering

Den norske jernbanens høyspentnett har en spenning på 15 kV [4]. Idét et tog øker sitt pådrag vil generatoren merke dette som et fall i impedansen den ser. Dette vil medføre at linjestrømmen øker. Når linjestrømmen øker vil dette føre til at det pulserende statorfeltet i maskinen tiltar.

Formel (2.5) beskriver induisert spenning som følge av et tidsvarierende magnetfelt gjennom en spole. Siden frekvensen må holdes konstant i nettet, må spenningen reguleres ved å endre feltstrømmen og dermed feltet satt opp av feltviklingene [3, s. 47].

$$\varepsilon = -N \frac{d\phi}{dt} \quad (2.5)$$

En lastøkning i nettet vil kreve en økning i feltstrømmen. Dette motvirker feltendringen i maskinen forårsaket av lastøkningen på linjen, men kun for den medroterende komponenten av statorfeltet. Økningen i det motroterende feltet vil føre til større strømmer i dempeviklingen.

2.5 Utdemping av motroterende felt

For en trefase-synkronmaskin vil rotors og stators magnetfelt rotere synkront med hverandre. For å danne grunnlag for et moment må det være en fasevinkel mellom disse to, men de to roterer like fort ved stabil drift. Rotor setter opp et magnetfelt som vil virke på viklingene i stator. Går maskinen som motor vil rotor følge magnetfeltet som blir satt opp av stator. Dersom maskinen går som generator vil feltet fra rotor indusere spenning i statorviklingene.

I en enfase-synkronmaskin vil derimot feltet pulsere. Som vist kan dette pulserende magnetfeltet dekomponeres i to felt som roterer i hver sin retning. Under normal drift vil rotor gå synkront med ett av disse to feltene. Rotor vil da også føle et felt som roterer i motsatt retning. Det motroterende feltet, som av rotor oppleves som et felt som roterer med dobbel frekvens, er ikke ønsket i maskinen.

Når belastningen ute på jernbanenettet øker, det vil si at strømmen blir større, vil det gå større strømmer i ankeret som også vil øke feltet fra stator. Som nevnt i 2.4 besvares dette med økt strøm i feltviklingene. Dette kan man gjøre fordi man har et justerbart felt som roterer synkront med statorfeltet. Denne muligheten har man ikke for det motroterende feltet. Det er ingen komponent i maskinen som roterer synkront med det motroterende feltet.

Dempeviklingen, som i praksis er en asynkronmaskin satt inn i en synkronmaskin, reagerer kun på endringer i fluks. Den merker kun det motroterende feltet.

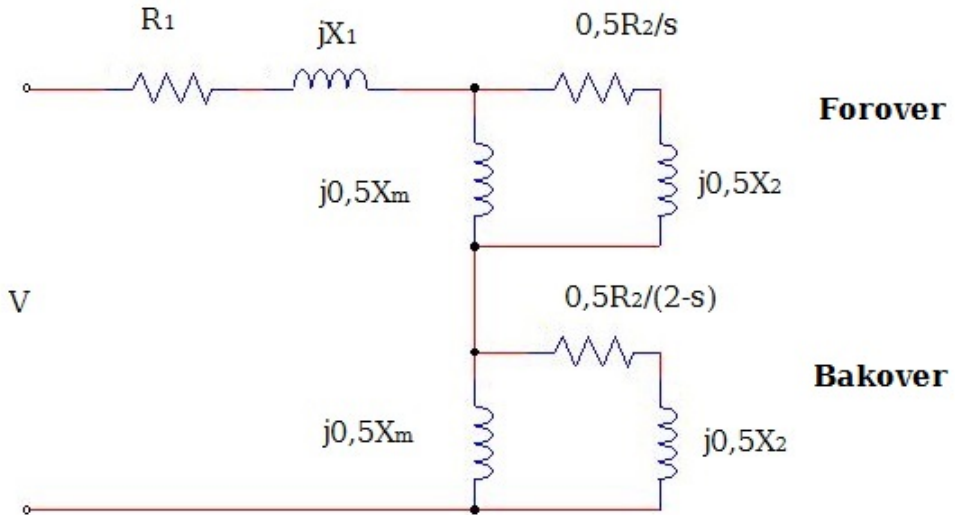


Fig. 2.4: Elektrisk ekvivalent krets for en enfase-asykronmaskin

Figur 2.4 viser den elektriske kretsen for en enfase-asykronmaskin. Siden denne kortsluttede burviklingen går synkront med det medroterende feltet, er sackingen, s , satt til 0. Det vil kun gå strøm i den nederste sløyfen. Figuren kan altså forenkles til figur 2.5.

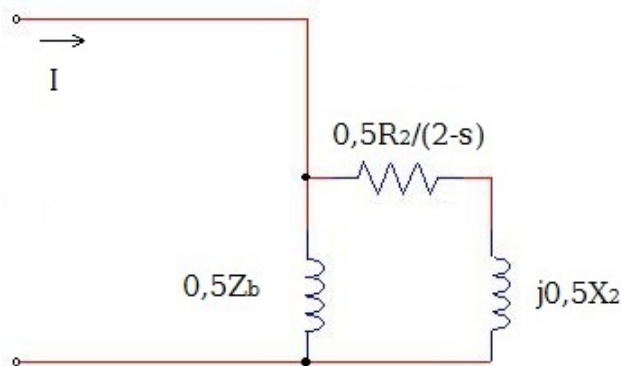


Fig. 2.5: Forenklet elektrisk ekvivalent krets for en enfase-asykronmaskin

Sett bort i fra transienter vil frekvensen i systemet alltid være den samme. Dette betyr at de reaktive komponentene i 2.5 vil være de samme ved økt belastning. Resistansen i kretsen vil derimot være temperaturavhengig. Det er derfor mulig at strømflyten i 2.5 endres noe når dempeviklingen varmes opp. I det ideelle tilfellet med uendelig lav reaktans og resistans i dempeviklingen

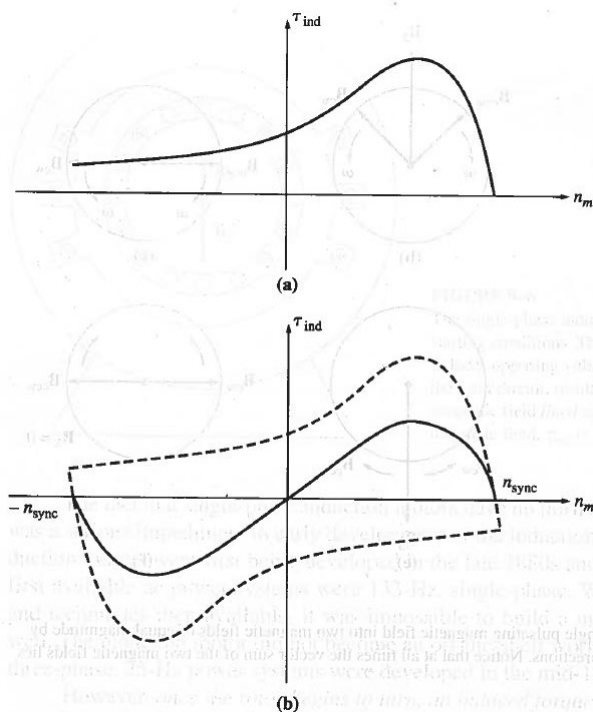


Fig. 2.6: Hastighet/dreiemomentkurve for asynkronmaskin utsatt for a) dreierende felt, b) pulserende felt. Kilde: [2]

vil den dempe det motroterende feltet fullstendig. Den gjør dette ved å sette opp et eget magnetfelt som roterer i motsatt retning av burviklingens rotasjon. Feltet roterer med to ganger rotors omdreiningshastighet. Dempeviklingen setter med andre ord opp et felt som roterer uavhengig av rotor. I praksis vil dempeviklingen ha en reaktans og resistans. Dette samt det faktum at rotor har utpregede poler gjør at det motroterende feltet ikke blir perfekt utdempet. Dette betyr at en liten andel av det motroterende feltet ikke vil bli fjernet av dempeviklingen. Denne andelen vil nødvendigvis bli større ved overlast når dempeviklingens resistans øker på grunn av økt temperatur.

Figur 2.6 viser dreiemoment som funksjon av omdreiningshastighet for en asynkronmaskin utsatt for roterende og pulserende felt. Siden dempeviklingen går synkront med det medroterende feltet, ser den kun det motroterende feltet. Figur 2.6 b blir derfor ikke relevant. Dempeviklingen får to ganger synkron hastighet i forhold til det motroterende feltet. Den blir altså liggende helt til venstre langs kurven.

3. TAPSMEKANISMER I MASKINEN

Denne oppgaven dreier seg om en elektrisk maskin som skal holde konstant hastighet i en situasjon hvor den tilfører jernbanenettet en høy effekt over kort tid. Omformereren kan i teorien føre kraft tilbake til nettet når et tog bremser, men oppgaven dreier seg ikke om en slik situasjon.

Maskinens frekvens og spenning holdes konstant mens strømmen varieres. En del av tapene i maskinen vil derfor ikke i særlig grad påvirkes av en overbelastning. Tapene som varierer som følge av endret stator- og feltstrøm er kobbertap i statorvikling, feltvikling og dempevikling samt eddystrøms- og hysterasetap knyttet til strømmene i disse.

3.1 Tap i jernkjernen

Hysterese- og virvelstrømstap foregår i ferromagnetisk materiale i maskinen. Disse tapene er fordelt utover større områder av maskinen i motsetning til strømtapene som i stor grad er konsentrert rundt lederne.

3.1.1 Hysterasetap

Hysterasetap vil kunne oppstå i ferromagnetiske materialer. Materialet består av mange små seksjoner. Innenfor hver seksjon er atomene slik orientert at de setter opp et magnetisk felt i én retning. Dersom det ikke er noe system i retningen disse seksjonene setter opp magnetfeltene sine og summen av alle feltene er null, er metallstykket magnetisk nøytralt. Dette er illustrert i figur 3.1 a.

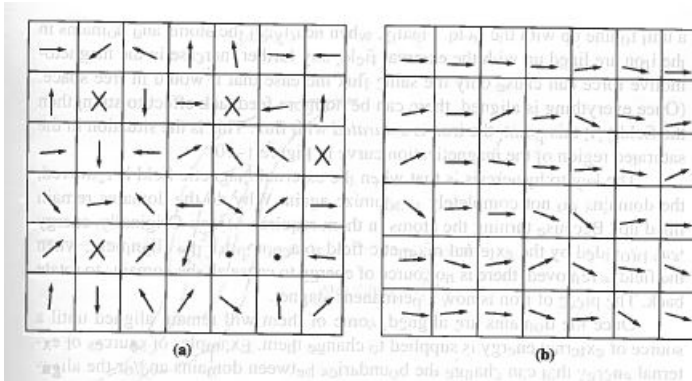


Fig. 3.1: Ferromagnetisk materiale i (a) nøytral og (b) ikke nøytral tilstand. Kilde [2]

Dersom det samme ferromagnetiske materialet påvirkes av et ytre magnetfelt vil dette virke inn på seksjonenes magnetiske orientering. Den tilfeldige rettingsfordelingen vil da opphøre. Dette er tilfellet i 3.1 b. Etterhvert som den ytre påvirkningen øker vil flere og flere seksjoner innrette seg etter det eksterne magnetfeltet. I starten trenger ikke magnetfeltet være stort for å påvirke mange seksjoner. Figur 3.2 viser at flukstettheten øker brått og lineært på begge sider av flukstetthetens nullpunkt. Etterhvert vil kurven flate ut. Det som da skjer er at det blir færre seksjoner igjen som ikke er orientert med feltet. De siste seksjonene krever et kraftig felt for å endre magnetisk orientering. Der hvor grafen flater ut sier man at materialet går i metning.

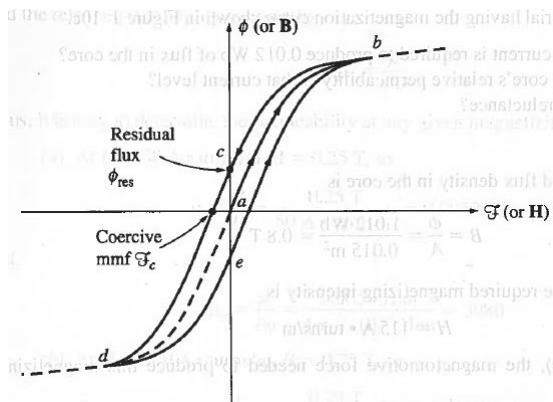


Fig. 3.2: Hysteresekurve for et ferromagnetisk materiale. Kilde [2]

Som det kommer fram av figur 3.2 er kurvens veivalg avhengig av om flukstettheten er på vei fra positiv til negativ eller fra negativ til positiv magnetisering. Arealet som omslutes av kurven representerer et tap som kommer av at mag-

netfeltet endrer materialets magnetisering i takt med frekvensen. Hvor store hysteresetap man har vil være avhengig av hvor nært man går metning. Holder man seg innenfor det lineære området vil man ha veldig små tap. Samtidig betyr dette at man kunne ha greid seg med mindre jern i maskinen.

$$W_e = \int HdB \quad (3.1)$$

Ved bruk av formel 3.1 trekker man arealet under den nedre kurven fra arealet under den øvre kurven. Hysteresetapet vil bli større dersom flukstettheten i maskinen øker eller dersom frekvensen øker [9, Kapittel 27].

3.1.2 Virvelstrømtap

Når metallet i maskinen utsettes for et varierende magnetfelt vil spenninger induseres inne i metallet. Disse spenningene driver strømmer som setter opp et felt som motvirker endringen i maskinens magnetfelt. Tverrsnittet av et metall kan ses på som en metallskive som består av mange små metallringer. Dette er illustrert i figur 3.3.

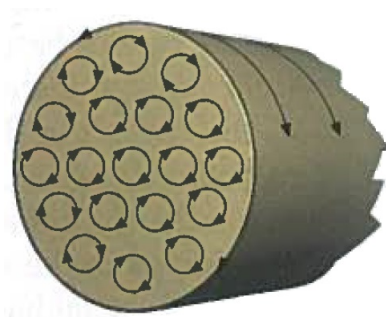


Fig. 3.3: Eddystrømmer i et elektrisk ledende materiale. Kilde [9, Kapittel 27]

Det vil induseres spenning i hver av de små ringene. Dette vil drive strømmer inne i metallet. Disse strømmene gir tap. Fra formel 2.5 har man at induert spenning avhenger av endring i magnetisk fluks over tid. De avgjørende faktorene for virvelstrømtapene er altså de samme som for hysteresetap, nemlig flukstetthet i maskinen og frekvens [9, Kapittel 27].

3.2 Tap i en leder

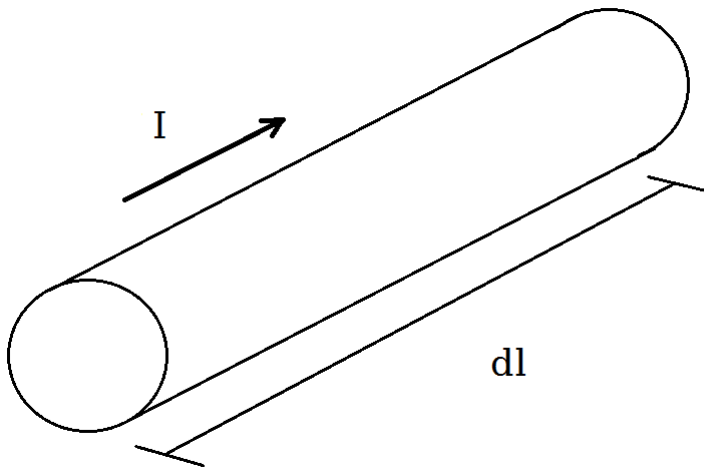


Fig. 3.4: En leder med strøm I , areal A og lengde dl

Figur 3.4 viser en bit av en elektrisk leder med lengde dl og tverrsnitt A som leder en strøm I . ρ er metallens resistivitet. For tap i lederen gjelder

$$P = I^2 R$$
$$R = \frac{dl \cdot \rho}{A}$$
$$P = \frac{\rho I^2 dl}{A}$$

4. TAP I ROTERENDE OMFORMER TYPE Q48/Q49 VED MERKE- OG OVERLAST

I vedlegg C finnes en oversikt over tapene i maskinen ved tomgang og merkelast. De tapene som er relevante for denne oppgaven er jerntap, kobbertap i stator, tilleggstap og kobbertap i rotor. For de to mindre maskintypene skilles det mellom tilleggstap og kobbertap i rotor. Det er ikke tilfellet for Q48/Q49. Det har derfor vært essensielt å skille disse tapene fra hverandre. I dette kapitlet forsøkes det å finne ut hvilken andel av disse tapene som foregår i stator og hvilke som foregår i rotor. For MatLab-kode og forklaring av denne, se Vedlegg D.

4.1 Tap i feltviklingen

I feltviklingen går det en likestrøm som skal sette opp feltet fra rotor. Siden frekvensen for denne strømmen er lik null vil det ikke være andre tap enn det rent ohmske tapet i lederen. I vedlegg C står det at feltviklingene har 10 kW tap ved tomgang og 37,3 kW ved merkestrøm. Motstanden i feltviklingen er oppgitt til 0,198 Ω mens strømmene er oppgitt til 205 A og 322 A ved hhv. tomgang og merkelast. Dette gir et problem da det ikke går opp med de oppgitte tapene.

$$205A^2 \cdot 0.198\Omega = 8321W$$

$$322A^2 \cdot 0.198\Omega = 20529W$$

En forklaring kunne vært temperaturendringer i viklingen under testene. Det ville bety at viklingen var 52,3 og 211,5 grader varmere ved hhv. tomgangstesten og merkelasttesten enn da motstanden i viklingen ble målt. 211,5 grader i viklingen ved merkelast er helt usannsynlig. Det må finnes en annen forklaring på dette. Selv med god hjelp fra veileder Arne Nysveen har det ikke blitt funnet en god løsning.

En teori vil nå legges frem, men dette er altså kun en teori.

Det er mulig at noe av det motroterende magnetfeltet går ned i feltviklingen og induserer strømmer i denne. Liwschitz-Garik skriver om akkurat dette i [16, Kapittel 9-13, s. 337] for enfase-synkronmaskiner *uten* dempevikling

"...Therefore a direct current and an alternating current are superimposed upon one another in the field winding. The resulting rotor

current has the form of

$$i_f = I_{dc} + \sqrt{2}I_{ac}\sin 2\omega t \quad (4.1)$$

where $\omega = 2\pi f$ is the angular velocity of the stator current. The effective value of the rotor current therefore is

$$I_f = \sqrt{I_{dc}^2 + I_{ac}^2} \quad (4.2)$$

The $I_f^2 r_f$ losses in the field winding are

$$I_f^2 r_f = I_{dc}^2 r_f + I_{ac}^2 r_f \quad (4.3)$$

"

Altså dersom det *ikke* er en dempevikling i rotor vil man få indusert en ac-komponent på toppen av dc-strømmen som går i feltviklingen. I dette tilfellet vil denne ha en frekvens på $33\frac{1}{3}$ Hz.

Sannsynligvis vil ikke dempeviklingen som er i Q48/Q49-maskinen klare å motsette seg alt det motroterende feltet. Ikke bare vil dette feltet komme fra statorviklingene, men kortslutningsringen setter også opp et kraftig magnetfelt som vil kunne merkes av feltviklingen. Det antas at dette vil føre til økte tap i feltviklingene. I figur 4.1 ser man at kortslutningsringen er plassert slik i forhold til feltviklingene at store strømmer i ringen vil kunne indusere vekselstrømmer i feltviklingen.



Fig. 4.1: Kortslutningsringen ligger slik at strømmen gjennom den vil kunne indusere strømmer i feltviklingen

I tomgang går det ingen strøm i stator, og dermed heller ingen strøm i kortslutningsringen. Dette betyr at dc-motstand er den eneste tapskilden. Motstanden i viklingen må være $0,238 \Omega$.

$$R_f = \frac{10 \text{ kW}}{205 \text{ A}^2} = 0,238 \Omega$$

Dersom $0,198 \Omega$, motstanden som står oppgitt i databladet, er målt ved 20°C vil det bety at temperaturen i viklingen er $72,3^\circ \text{C}$. Om det antas at feltviklingen når 120 grader ved merkelast, vil dette gi en dc-motstand på $0,2745 \Omega$. Dette gir et tap på 28,46 kW.

$$322 \text{ A}^2 \cdot 0,2745 \Omega = 28458 \text{ W}$$

Da må 8,84 kW av tapet ved merkelast skyldes andre tap enn dc-tap i feltviklingen. Det mest nærliggende er å tenke at disse er proporsjonale med kvadratet av statorstrømmen. Figur 4.2 gir et bilde av hvordan tapene i feltviklingen *kan* utvikle seg ved overlast.

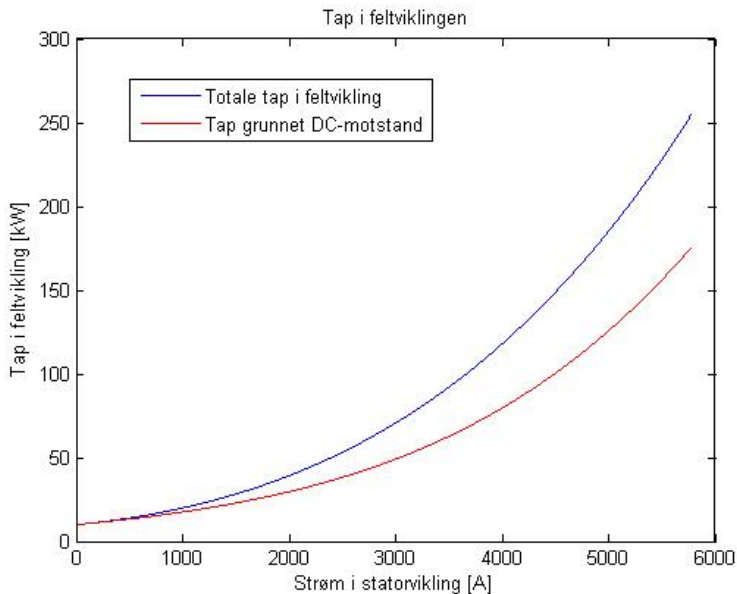


Fig. 4.2: Tapene i feltviklingen som funksjon av strømmen i statorviklingen

Det som taler imot denne teorien er at målingene som har blitt utført på denne maskinen muligens ble utført med et instrument for måling av likestrøm. Dersom et slikt instrument ble benyttet, vil man den gangen ikke ha plukket opp den overliggende ac-komponenten og dermed heller ikke denne typen tilleggstop. Det betyr i så fall at tapene som det her har blitt forsøkt å forklare har et annet opphav.

4.2 Tap i dempeviklingen

Man skulle tro ut i fra plasseringen at tapene fra dempeviklingen ble oppført som kobbertap i rotor i Vedlegg C. Men når man undersøker hvilke strømmer som faktisk går i dempeviklingen ved merkelast, og hvilke tap dette fører med seg, ser man fort at disse tapene ikke får plass i denne kategorien. Konklusjonen blir at tapene i dempeviklingen er oppført som tilleggstop. Hvor store tap som forekommer i dempeviklingen undersøkes i dette delkapittelet. Dempeviklingen er i sin helhet vist i figur 4.3. Dette er slik den hadde sett ut om man hadde tatt den ut av rotor.

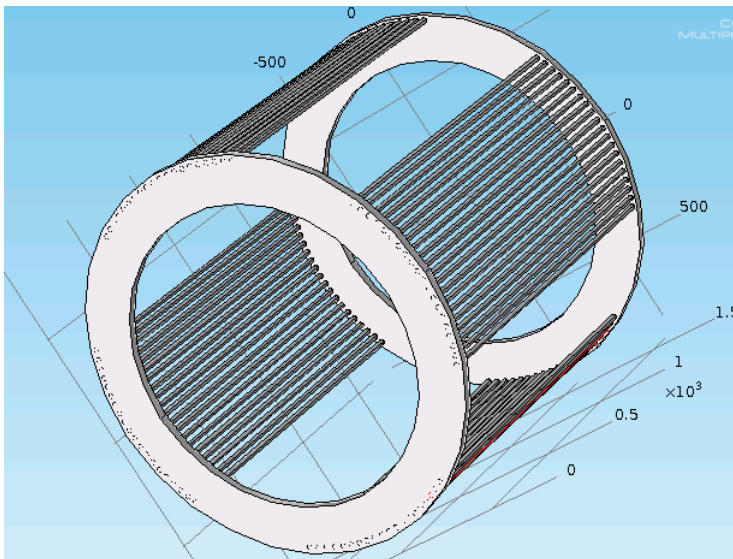


Fig. 4.3: Dempeviklingen modellert i Comsol

4.2.1 Strømføring i dempeviklingen

I rotors dempeviklinger vil det induseres strømmer. Det har blitt antatt at dempeviklingene klarer å utjevne det motroterende feltet fra stator fullstendig. Det motroterende feltet i stator settes opp av halve statorstrømmen. Ved merkelast vil det si at det motroterende feltet teoretisk settes opp av 120 ledere som hver fører 962,5 A, som er halvparten av merkestrømmen på 1925 A. Dette feltet skal motvirkes av 80 dempeviklinger som da i snitt vil føre 1443,8 A hver. Disse strømmene vil fordele seg utover kortslutningsringen, som knytter dempestavene sammen.

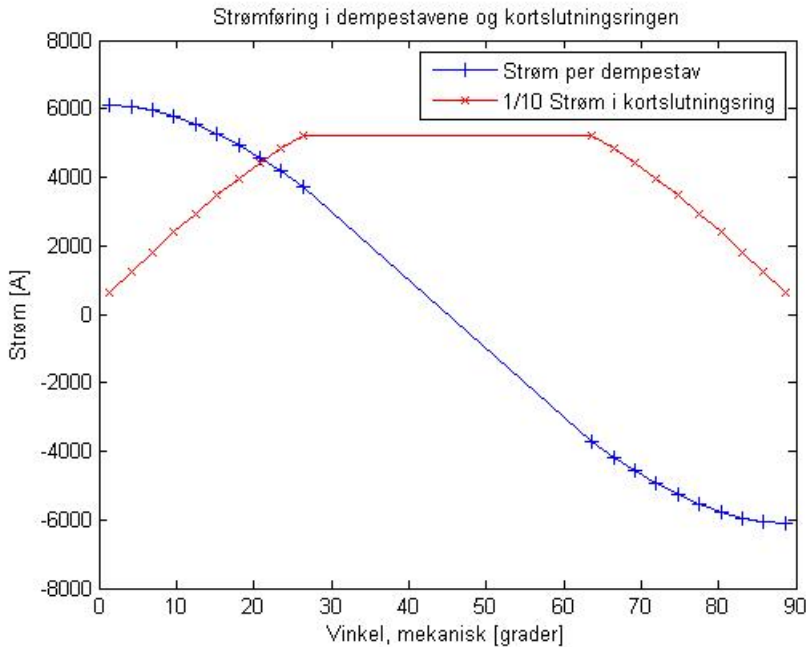


Fig. 4.4: Stavene, som er markert med kryss, får induisert ulike strømmer avhengig av posisjon i forhold til feltet. Strømmene summerer seg langs med kortslutningsringen. Strømmen i kortslutningsringen er delt på 10 for å passe bedre inn i grafen

Figur 4.4 viser hvordan strømmen fordeler seg i dempestavene. Merk at strømmen i kortslutningsringen er delt på 10 for å passe bedre inn. Mekanisk sees det på et 90° segment av rotor, fra midtpunktet på én pol til midtpunktet på neste. Elektrisk strekker grafen seg over 180°. Hver stav er markert med et kryss. Hver av de to demperingene kan deles opp i fire slike elementer. Figur 4.5 viser området grafen i figur 4.4 er hentet fra. Strømføringen fordeler seg som en sinusbølge som går over to hele sykluser over lengden av kortslutningsringen.



Fig. 4.5: Nærbilde av området figur 4.4 refererer til

4.2.2 Strømfortrengning i dempeviklingen

For likestrøm fordeler strømmen seg jevnt over lederens tverrsnitt. Det samme er ikke tilfelle for vekselstrøm. Når frekvensen øker vil strømmen i større og større grad søke ut mot ytterkanten av lederen. Dette gjør at tverrsnittet strømmen går gjennom i praksis blir mindre og motstanden øker. Figur 4.6 og 4.7 viser hvordan strømtettheten øker ut mot ytterkanten av lederne.

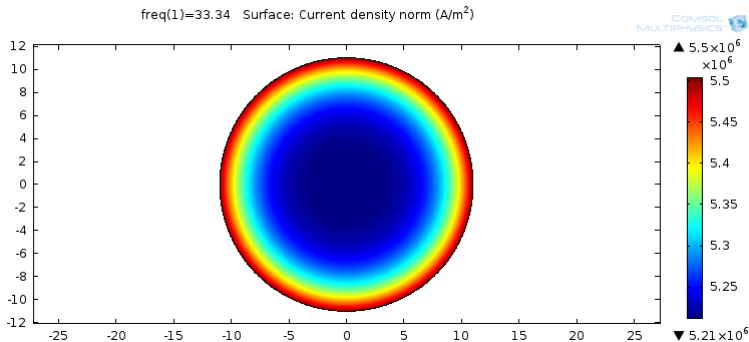


Fig. 4.6: Strømfortrengning i tverrsnittet av en dempestav

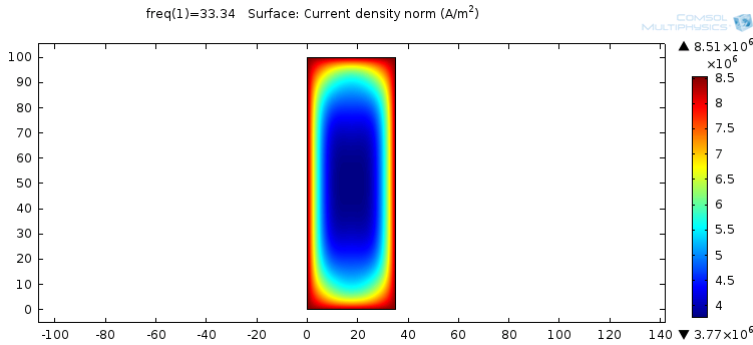


Fig. 4.7: Strømfortengning i tverrsnittet av kortslutningsringen

4.2.3 Kobbertap i dempeviklingen

Tabell 4.1 viser strømmen, motstanden og tapene i dempestavene ved ulike laster. Motstanden som vises i tabellen er de rent ohmske tapene inkludert effekten av strømfortengning. Siden temperaturen i rotor ikke blir beregnet i denne oppgaven er det ikke tatt hensyn til motstandsøkningen som kommer som følge av at temperaturen i kobberet øker under overlast. Motstanden i kobberet er satt ut i fra en temperatur på 90 °C.

Tab. 4.1: Her vises motstanden i én stav, strømmen i én stav og det totale tapet i alle dempestavene for laster mellom merkelast og tre ganger merkestrøm.

Belastning [x merkestrøm]	Motstand [$\mu\Omega$]	Strøm, rms [A]	Tap i 80 staver [kW]
1	96,3	1443,8	16,0
1,5	96,3	2165,6	36,1
2	96,3	2887,5	64,3
2,5	96,3	3609,4	100,4
3	96,3	4331,3	144,6

For å finne tapene i kortslutningsringen har det blitt valgt å se på situasjonen i figur 4.4. Det blir antatt at strømmen fra staven lengst til venstre i grafen går hele veien over til tilsvarende stav på den andre siden av grafen. Kvadratet av denne strømmen ganges så med motstanden i kortslutningsringen mellom de to stavene. Resultatet blir tapet i kortslutningsringen grunnet strømmen i dette stavparet. Det samme gjøres så for alle de ti stavparene. Tapene legges sammen for å få det totale tapet i en kvart kortslutningsring.

Tabell 4.2 viser, for ulike laster, motstand i kortslutningsringen per meter, strømmen mellom polskoene og tapene som vil gå i begge kortslutningsringene.

Tab. 4.2: Her vises motstanden per meter i kortslutningsringene, den største strømmen som føres i disse og det totale tapet for begge kortslutningsringene

Belastning [x merkestrøm]	Motstand [$\frac{\mu\Omega}{m}$]	Strøm [kA]	Tap [kW]
1	8,69	17,38	2,1
1,5	8,69	26,07	4,7
2	8,69	34,76	8,4
2,5	8,69	43,45	13,2
3	8,69	52,14	18,9

4.2.4 Andre ac-effekter rundt dempeviklingen

Dempestavene

En vekselstrøm i dempestavene vil også føre til tap i metallet som omgir stavene. Figur 4.8 og 4.9 viser hhv. geometrien for dempestaven og magnetfeltet som oppstår på grunn av vekselstrømmene. Selve staven er i figur 4.8 farget rød og er omgitt av metall med unntak av et lite spor ut til luft. Figuren har til hensikt å se på metallet akkurat rundt én stav og har symmetribetingelser på hver side der det ser ut til at metallet slutter.

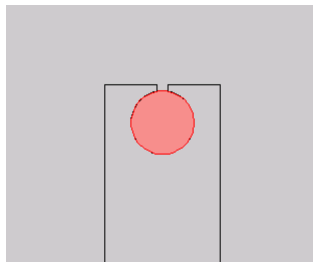


Fig. 4.8: Dempestavene er plassert rett under rotors overflate med et spor slik at det er i kontakt med luft.

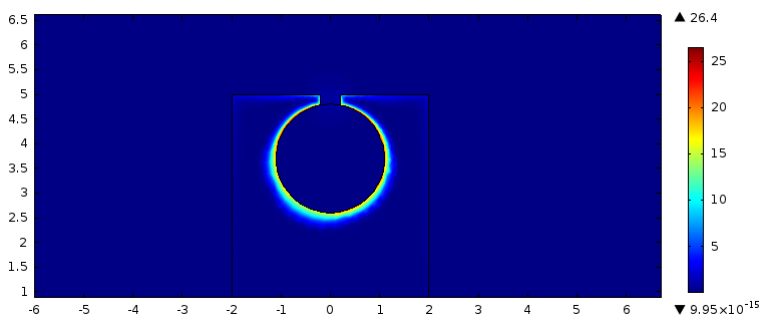


Fig. 4.9: Magnetfeltet satt opp av strømmen i dempestavene ved merkelast.

Dette magnetfeltet vil føre til tap som vil kunne sees som en motstand. Tabell 4.3 og figur 4.10 viser simulerte tap i metallet rundt én dempestav for ulike stator- og dempestavstrømmer.

Tab. 4.3: Tap i metallet rundt hver dempestav

Statorstrøm [A]	Strøm i dempevikling, rms [A]	Tap [W/m]
240,6	180,5	4,92
481,25	360,9	19,68
962,5	721,9	78,73
1925	1443,8	314,90
2887,5	2165,6	708,53
3850	2887,5	1259,55
4812,5	3609,4	1968,07
5775	4331,3	2834,04

Tallene i tabell 4.3 er plottet i figur 4.10. I samme figur vises også en rød kurve. Dette er grafen til en funksjon som stemmer bra med de blå punktene. Denne funksjonen brukes for beregning av tap i rotor.

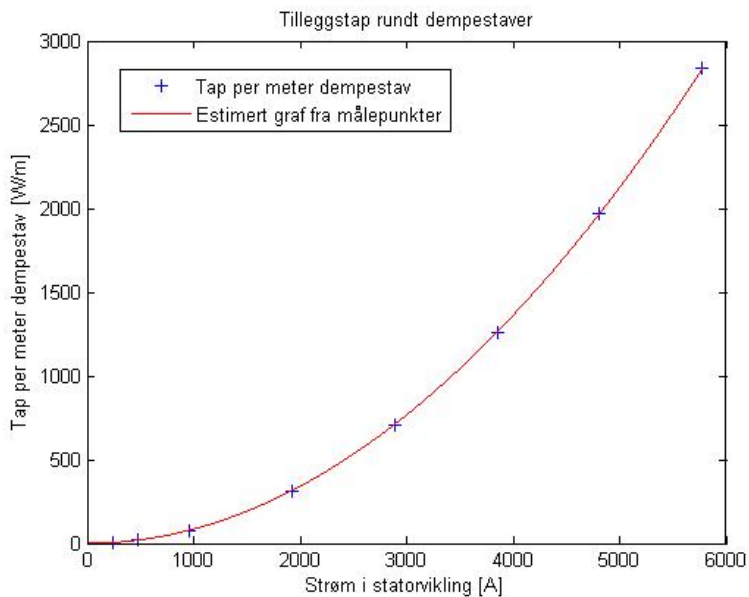


Fig. 4.10: De blå kryssene representerer beregnede tilleggstop rundt dempestaven mens den røde linjen er en funksjon som passer til disse punktene

Kortslutningsringen

Det er vanskelig å si noe om hvor store ac-tapene rundt kortslutningsringen er. Deler av ringen omgis kun av luft, mens andre deler av ringen omgis av det laminerte jernet i rotor med varierende avstand ned til kobberet i feltviklingen. Langs hele kortslutningsringen er det liten avstand ut til stator, så noen tap kan også forekomme helt i enden av denne.

Kortslutningsringen leder ved merkelast og høyere belastninger strømmer i størrelsesorden 10^4 A.

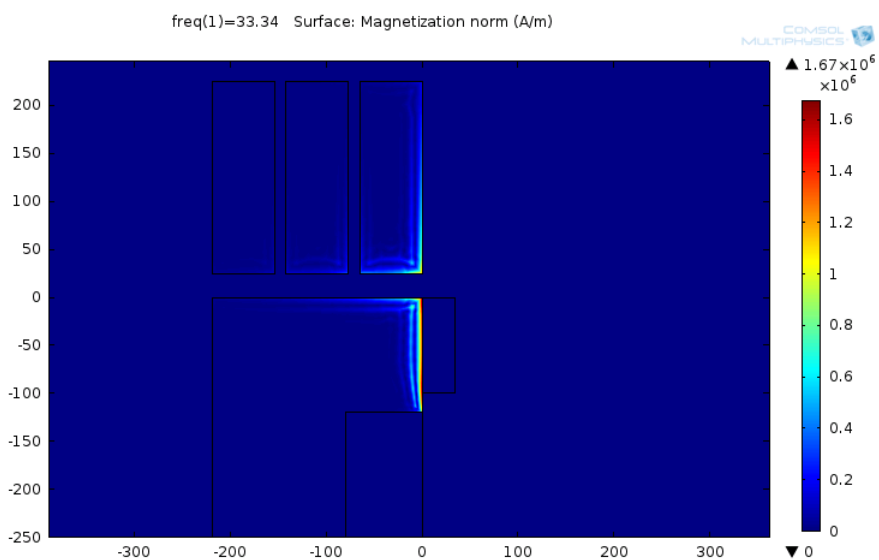


Fig. 4.11: Magnetfeltet fra kortslutningsringen ser både stator og rotor. Kortslutningsringen er den lille helblå firkanten, stator ligger helt inntil og er flerfarget. Feltviklingene er helblå. Stator er øverst i figuren.

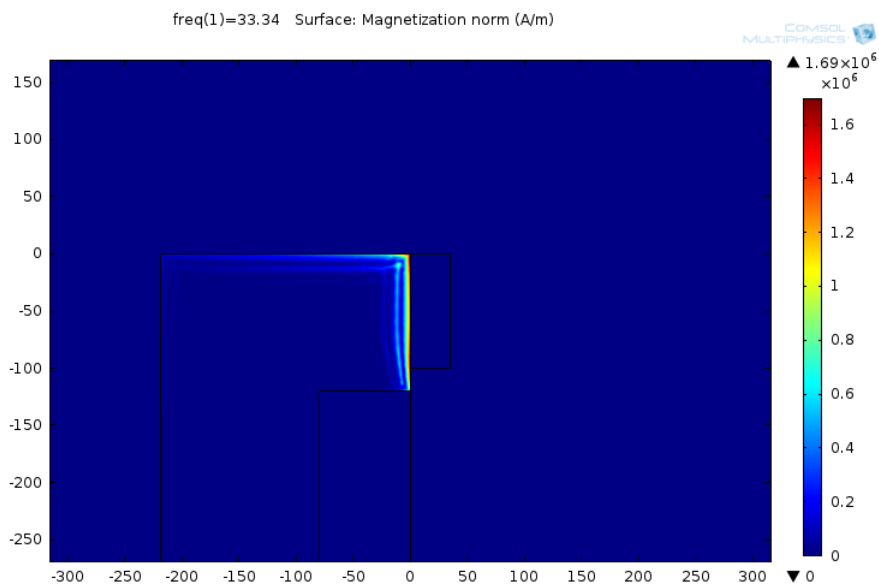


Fig. 4.12: Magnetfeltet fra kortslutningsringen ser kun rotor

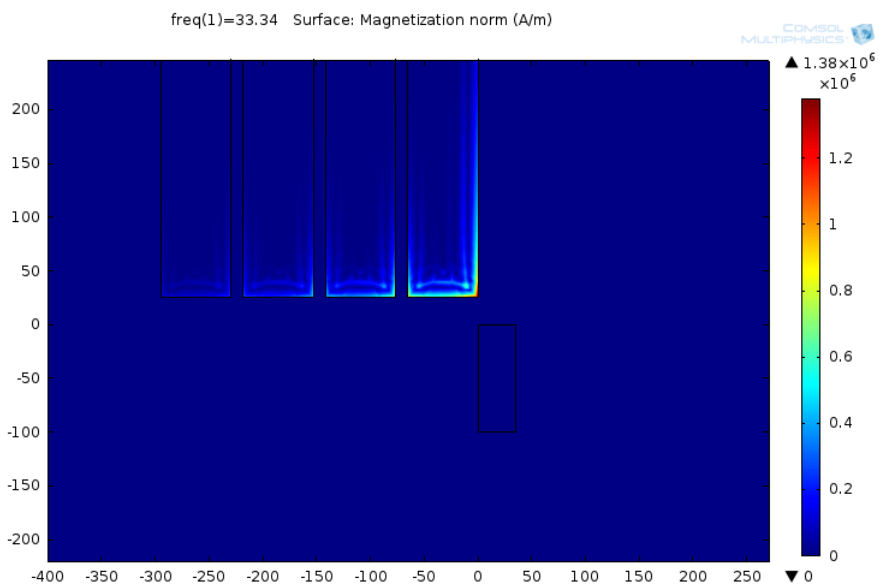


Fig. 4.13: Magnetfeltet fra kortslutningsringen ser kun stator

Det er tre ulike situasjoner magnetfeltet fra kortslutningsringen kan møte. Disse tre er gjengitt i figur 4.11, 4.12 og 4.13. Her ser magnetfeltet hhv. stator og

rotor, kun rotor og kun stator. Når det sees på den delen av kortslutningsringen som befinner seg i polskoene er det figur 4.11 og 4.12 som er alternativene. Feltet ser her alltid rotor, men på 32,7% av dette området vil feltet se sporet i stator og ikke tannområdet. Utenfor polskoene blir det antatt at feltet ikke ser rotor. Det veksler her mellom å se kun tannområdet, som i figur 4.13, og å ikke se noe metall i det hele tatt. Fordelingen er her hhv. 67,3% og 32,7%.

Mellom senterpunktene for to dempestaver er det 4,07 cm mens området uten dempestaver, altså der feltet ikke ser rotor, er 55 cm langt. Beregninger i Comsol er gjort med en strøm i kortslutningsringen på 10 kA. Tapene i metallet vil være lik kvadratet av strømmen i kortslutningsringen ganget med en konstant, α . For figur 4.11 er α lik $1,3327 \cdot 10^{-5}$, for figur 4.13 er den $8,564 \cdot 10^{-6}$ og for figur 4.12 er den $1,028 \cdot 10^{-5}$. Ved å nå ta med hvor stor prosentandel disse situasjonene gjelder over 45 mekaniske grader for rotor, fra midt på én pol og halvveis til neste pol, blir det funnet to verdier for α . én gjennomsnittsverdi for området der kortslutningsringen ligger inntil metall og én gjennomsnittsverdi der hvor ringen ikke ligger inntil metall. Disse verdiene er hhv. $1,2178 \cdot 10^{-5}$ og $5,764 \cdot 10^{-6}$.

Dersom man ser spesifikt på situasjonen i figur 4.4 får man et tap som vist i tabell 4.4.

Tab. 4.4: Tap i metallet rundt 1/8 av én kortslutningsring. En strøm føres over en gitt lengde av kortslutningsringen. Denne lengden er knyttet til en konstant α . Disse tre faktorene gir tapet over den gitte lengden.

Strøm [A]	Lengde [m]	α [$\frac{W}{A^2 \cdot m}$]	Tap [W]
2039,4	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	2,06
4060	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	8,17
6042	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	18,09
7968	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	31,47
9819	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	47,79
11578	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	66,44
13228	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	86,73
14755	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	107,91
16143	0,0407	$1,2178 \cdot 10^{-5}$	129,16
17380	0,275	$5,764 \cdot 10^{-6}$	478,80

Summen av alle tapene i tabell 4.4 blir 976,62 W. Dette gjelder for 1/8 av én av de to ringene. For å finne det totale tapet i begge ringene må dette tallet ganges med 16. Da blir det totale tapet 15 626 W. Dette er ikke en nøyaktig beregning av ac-tapene som foregår på grunn av strømmene i kortslutningsringen, men det viser hvor store disse tapene *kan* være.

Disse tapene må sies å ha blitt beregnet med lav nøyaktighet, og det er flere usikkerhetsfaktorer. Dette gjør at disse tapene ikke vil bli tatt med videre i temperaturberegningene, men det er blitt vist at betydelige tap *kan* forekomme på grunn av ac-tap fra kortslutningsringen.

4.2.5 Tapsfordeling mellom kortslutningsringer og dempestaver

I figur 4.14 kommer det tydelig frem at tapene i dempeviklingen i all hovedsak foregår ved dempestavene. I denne figuren er *ikke* de mulige ac-tapene i kortslutningsringen, som ble beskrevet i forrige delkapittel, tatt med. Det er viktig å poengtere at ikke alle disse tapene foregår inne i stavene, men også i metallet som omgir dem grunnet hysterese- og virvelstrømstap. Noen av verdiene fra grafene er gjengitt i tabell 4.6.

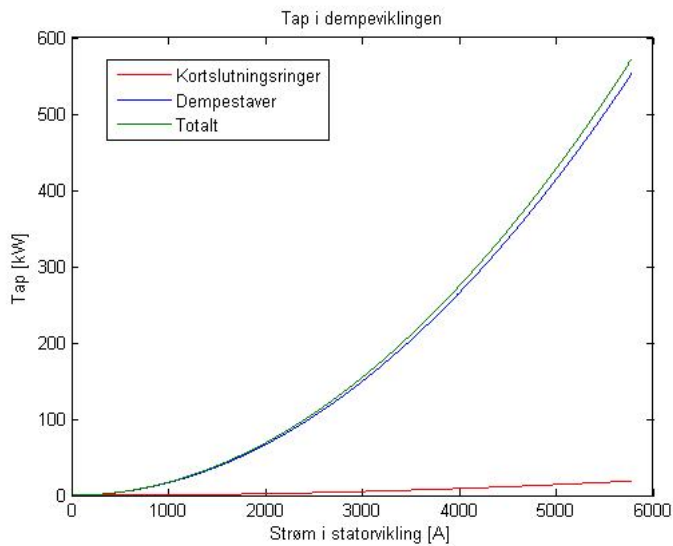


Fig. 4.14: Det aller meste av tapene i dempeviklingen foregår i dempestavene og ikke i kortslutningsringen

I figur 4.15 er de mulige ekstra ac-tapene grunnet strømmen i kortslutningsringene tatt med. Da ser man at tapene fra disse øker.

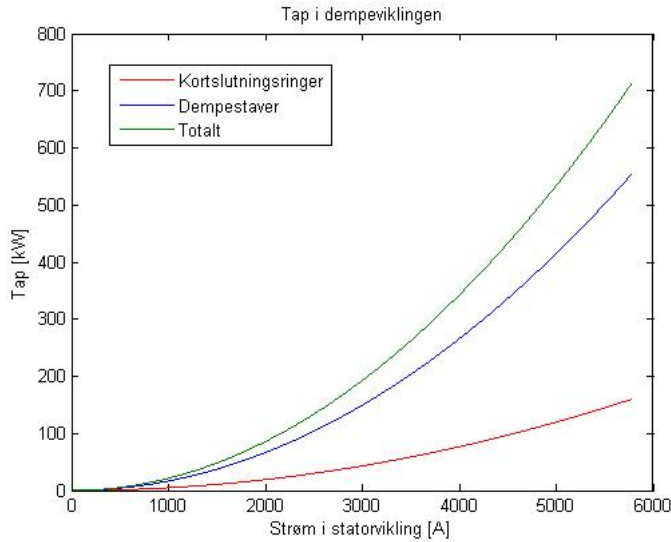


Fig. 4.15: Tapene i kortslutningsringen blir tydelig større når man tar med mulige ac-tap for kortslutningsringen

Tab. 4.5: Her vises tapsfordelingen mellom dempestaver og kortslutningsringen. Verdi-er både med (merket med *) og uten ekstra ac-tap i kortslutningsringen er tatt med.

Belastning [x merkelast]	1	1,5	2	2,5	3
Dempestaver [W]	61 408	138 170	245 630	383 800	552 680
Kortsl.ring [W]	2 104	4 734	8 416	13 150	18 936
Kortsl.ring* [W]	17 730	39 893	70 920	110 810	159 570
Dempevikling [W]	63 512	142 900	254 050	396 950	571 610
Dempevikling* [W]	79 138	178 060	316 550	494 620	712 250

4.3 Tap i stator

4.3.1 Jerntap

Det er antatt at jerntapene i maskinen ikke endres med økt belastning. Dette er som tidligere nevnt fordi frekvensen og spenningen holdes konstant. 25,56 prosent av jerntapene foregår i tannområdet i stator. De resterende 74,44 prosentene avsettes i jernet innenfor tannområdet. Dette forholdet er funnet ved å sette at det i tannområdet er dobbelt så store jerntap per kilo jern som i resten av stator. Dette var et forhold som ble anbefalt av veileder Arne Nysveen. I simuleringsoppsettet som følger i kap. 7 har stator radielt blitt delt i to deler, der den ene er tannområdet og den andre er resten av jernet i stator.

4.3.2 Ohmske tap i stator og ac-effekter

I vedlegg C står motstanden i statorviklingen oppgitt til 0.0155Ω . Dette er en motstand målt for likestrøm. Veileder Arne Nysveen har anbefalt å gange dette tallet med en faktor 1,3 for å få en riktig motstand for vekselstrøm. Dette inkluderer faktorer som strømfortrengning og andre tapsfaktorer som oppstår ved vekselstrøm. En graf som viser tapene i stator som funksjon av statorstrømmen gitt denne faktoren er vist i figur 4.16.

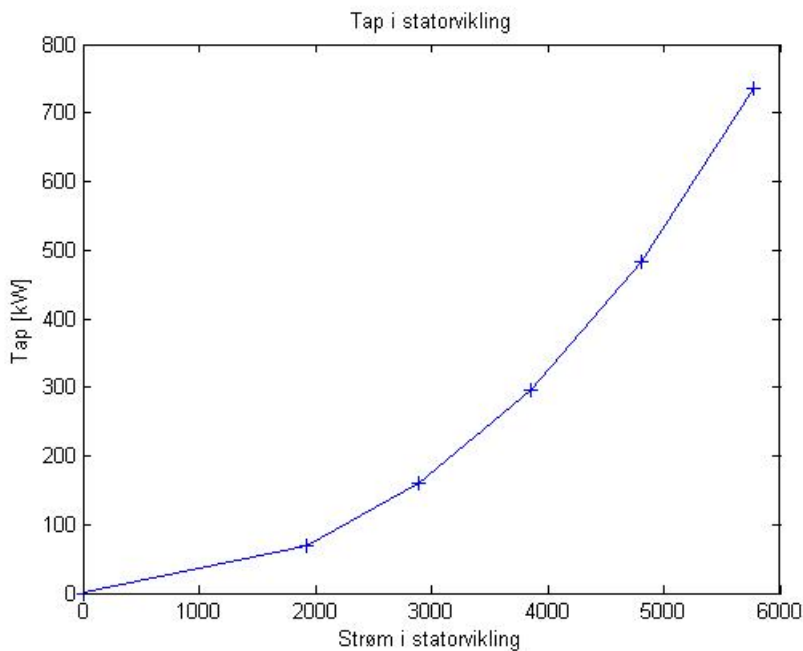


Fig. 4.16: Tap i statorvikling som funksjon av statorstrømmen

4.3.3 Totale tap maskinen Q48/Q49

Tabell 4.6 oppsummerer funnene i dette kapitlet. Kategoriene merket med stjerne viser resultatene dersom de beregnede hysteres- og eddystrømstapene for kortslutningsringen inkluderes.

Tab. 4.6: Her vises tapsfordelingen mellom dempestaver og kortslutningsringen. Verdi-er både med (merket med *) og uten ekstra ac-tap i kortslutningsringen er tatt med.

Belastning [x merkelast]	1	1,5	2	2,5	3
Jerntap [W]	53 000	53 000	53 000	53 000	53 000
Statorvikling [W]	69 867	160 660	295 370	482 790	736 450
Dempevikling [W]	63 512	142 900	254 050	396 950	571 610
Dempevikling* [W]	79 138	178 060	316 550	494 620	712 250
Statorkobber- og tilleggstep [W]	133 379	303 560	549 420	879 740	1 308 060
Statorkobber- og tilleggstep* [W]	149 005	338 720	611 920	977 410	1 448 700
Feltvikling [W]	37 301	66 238	109 360	170 620	254 690

5. TERMISK UTVIDELSE I ROTOR

Ved beregning av termisk utvidelse i dempeviklingen, altså dempestavene og kortslutningsringen, er det tatt utgangspunkt i tapene oppgitt i figur 4.14. Alt tap som går i dempestavene antas å bidra direkte til oppvarming av disse uten å overføre varme videre til omgivelsene. Det samme gjelder for kortslutningsringen.

I beregningen blir lengden ved merkelast satt som nullpunkt. Går belastningen f.eks. opp til 1,5 ganger merkelast, vil differransen i tap mellom denne lasten og merkelast bli satt til å bidra utelukkende til temperaturøkning som beskrevet over.

Beregningene er utført for en varighet på tre minutter ved hver last. Den termiske utvidelseskoeffisienten er satt til $17 \cdot 10^{-6} \frac{m}{m \cdot K}$ [9, Tabell 20-1, s. 666]. MatLab-koden for beregning av termisk utvidelse kan ses i Vedlegg E.

6. KJØLING

Tap i maskinen vil føre til oppvarming. Denne varmen må føres bort fra maskinen. Konsekvensen dersom ikke nok varme føres bort er at maskinen blir varmere enn den er beregnet for. Dette vil kunne føre til raskere aldring, særlig av isolasjonen, enn ved anbefalte temperaturer. Tester har vist at isolasjonens levetid omtrent halveres for hver 10°C temperaturen økes [10, Kapittel 6]. Formel 6.1 er kjent som Montsinger's lov og sier akkurat dette.

$$L(\vartheta + 10K) = 0,5 \cdot L(\vartheta) \quad (6.1)$$

Forventet livslengde L for isolasjon av temperaturklasse ϑ halveres når den brukes ved en temperatur på $\vartheta + 10K$.

6.1 Fysikken bak kjøling

Varme vil strømme fra et varmt reservoar til et kaldt. Dette vil foregå i maskinen når oppvarmingen skjer ett sted i metallet mens avkjølingen skjer et annet sted. I denne seksjonen vil de tre måtene varme transporteres på bli gjennomgått.

6.1.1 Konduksjon

Konduksjon er når varme overføres på molekylært nivå uten at masser beveger seg. Varme molekyler vibrerer og beveger seg mer enn kalde molekyler. Denne energien overføres fra de molekylene som beveger seg mye til de som beveger seg mindre. På denne måten sprer varme seg i et material [9, s. 674]. Et eksempel på dette er når en spole varmes opp på grunn av resistive tap. Varmen sprer seg gjennom isolasjonen og ut til det kaldere metallet rundt.

Frie elektroner er viktige for et materials konduktive egenskaper. Metaller som har god elektrisk ledningsevne vil som regel også ha god termisk ledningsevne. Dette er fordi metallet har en stor andel frie elektroner [7, s. 463]. I maskinen vil det oppstå en situasjon der noen områder av metallet varmes opp. Dette er de delene hvor det forekommer tap. Ved metallens overflate vil det strømme kjøleluft. Det vil si at metallet kjøles ned på overflaten. Dette er selvfølgelig gitt at kjøleluften er kaldere enn de områder inni maskinen som varmes opp av tapene. Det er konduksjon som vil virke inne i maskinens metall for å overføre varme fra de varme områdene til metallens overflate.

I formel (6.2) defineres det som kalles varmestrøm, I_{th} .

$$I_{th} = \frac{dQ}{dt} = -kA \frac{dT}{dx} \quad (6.2)$$

Her er dQ en varmemengde som er ledet gjennom et tverrsnitt over en tid dt . k er en konstant kalt termisk konduktivitet, A er arealet varmen overføres gjennom, dx er distansen varmen overføres over mens dT er temperaturdifferansen. Figur 6.1.1 og formel (6.2) er hentet fra [9, s. 675].

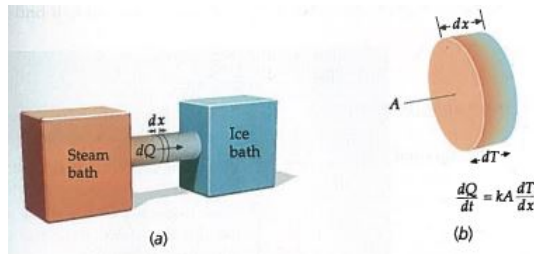


Fig. 6.1: Konduksjon utjevner varmedifferansen i et objekt. a) Hele objektet. b) fokus på området dx . [9]

Om ligning (6.2) skrives om på formen

$$|\Delta T| = I_{th} \frac{|\Delta x|}{kA}$$

kan varmestrømmer ses på på samme måte som elektriske strømmer der temperaturdifferansen ΔT driver en varmestrøm I_{th} gjennom en motstand R_{th} .

$$R_{th} = \frac{|\Delta x|}{kA}$$

Parallellkobling og seriekobling av termiske motstander blir akkurat som for elektriske motstander [9, s. 677].

6.1.2 Konveksjon

Konveksjon er varmetransport der varmen beveger seg med en gass eller væske. Altså at et kjølemedium varmes opp i et varmt område for så å bevege seg til et kaldt, eller motsatt. For at kald kjøleluft skal kunne ta til seg varme fra en varm maskin trengs også konduksjon. Akkurat i overgangen mellom metall og luft ligger luften stille. Varme overføres ved konduksjon fra metallet til luften som ligger helt inntil maskinen. Etterhvert som varmen ved konduksjon overføres til luft lengre fra metallet kommer den inn i luftlag som beveger seg. Derfra transporteres varmen ved konveksjon [12]. Hvor effektiv denne prosessen er beskrives av varmeovergangstallet, $h[W/m^2K]$. Det har blitt antatt at

alle luftstrømmer over alle overflater i maskinen er turbulente. Da vil h kunne finnes ved bruk av formel (6.6).

$$Dh = \frac{4 \cdot Ac}{P} \quad (6.3)$$

$$Re = \frac{v \cdot \rho_{luft} \cdot Dh}{\nu} \quad (6.4)$$

$$Nu = 0,023 \cdot Re^{\frac{4}{5}} \cdot Pr^n \quad (6.5)$$

$$h = \frac{Nu \cdot k}{Dh} \quad (6.6)$$

Her er Ac tverrsnittet luften strømmer gjennom, P er lengden av veggsegmentet i tverrsnittet, Dh er hydraulisk diameter, v er gjennomsnittlig lufthastighet, ρ_{luft} er luftens tetthet, ν er luftens kinematiske viskositet, Re er Reynoldstallet, Nu er Nusseltallet og Pr er Prandtlallet [15, Kapittel 8].

Varmeovergangen mellom et kjølemedium og en overflate kan beregnes ved bruk av formel (6.7).

$$Q = hA(T_s - T_f) \quad (6.7)$$

Her er Q varmetransporten, h er konduktivt varmeovergangstall, A er kontakt-overflaten, T_s er overflatetemperaturen mens T_f er fluidtemperaturen langt fra overflaten. Tabell 6.1 viser varmeovergangstall og kjølelufttemperaturer for de ulike delene av kjølekanalen i stator.

Naturlig konveksjon

Naturlig konveksjon er når konveksjonen foregår av seg selv uten ytre påvirkning. Et eksempel på dette kan være så enkelt som et stearinlys som brenner. Luften som varmes stiger opp og transporterer på den måten varme bort fra flammen.

Tvungen konveksjon

Tvungen konveksjon er konveksjon hvor gass- eller væskestrømmen drives av en ytre påvirkning. En vifte som er koblet på en maskins rotor er et godt eksempel. Denne vil blåse luft over deler av maskinens metall. Luften vil varmes opp idét den passerer det varme metallet. Luften transporterer så varmen bort fra maskinen.

6.1.3 Stråling

All materie sender fra seg elektromagnetisk stråling. Den utstrålte effekten finnes ved hjelp av Stefan-Boltzmanns lov.

$$P = e\sigma AT^4 \quad (6.8)$$

Her er P utstrålt effekt, e er materialets emissivitet, σ er Stefan-Boltzmann's konstant, A er legemets overflate og T er den absolutte temperaturen. Strålingen skjer på et spekter av bølgelengder. Objektets temperatur bestemmer

hvilken bølgelengde som er dominerende, λ_{max} . Forholdet mellom T og λ_{max} er gitt av Wiens Forskyvningslov

$$\lambda_{max} = \frac{2.898 \text{ mm} \cdot \text{K}}{T} \quad (6.9)$$

Samtidig som alle objekter sender ut stråling tar de også imot stråling. Dette føyes inn i formel (6.8) ved å trekke fra omgivelsestemperaturen. Dette er gjort i formel 6.10.

$$P_{net} = e\sigma A (T^4 - T_0^4) \quad (6.10)$$

Når et objekt er i termisk likevekt med omgivelsene absorberer det like mye energi fra stråling som det selv stråler ut. Dermed endres ikke temperaturen [9, Kapittel 20].

I følge Luke [12] er kjølingen fra stråling av liten betydning for overflater inne i maskinen. Dette er fordi differansen mellom T og T_0 inne i maskinen er liten.

6.2 Varmekapasitet

Forskjellige materialer har ulik evne til å lagre energi i form av varme. Det vil variere fra stoff til stoff hvor mye energi som må tilføres for å øke en gitt masse av et stoff med én grad celsius. Energienheten kalori brukes ofte for å betegne energimengde i mat. Enheten kalori er direkte koblet til vannets spesifikke varmekapasitet da en kalori er den energimengden som skal til for å øke temperaturen i ett gram vann med en grad celsius.

$$Q = \Delta E_{int} = C\Delta T = mc\Delta T \quad (6.11)$$

I (6.11) er ΔE_{int} energimengden som trengs for å øke temperaturen i et objekt med varmekapasitet C med ΔT grader. Den totale varmekapasiteten kan skrives om til en spesifikk varmekapasitet c ganget med massen m . Energimengden ΔE_{int} tilsvarer en varmemengde Q [9, Kapittel 18].

6.3 Ulike systemer for kjøling

6.3.1 Åpne systemer

Åpne systemer henter kjøleluften fra friluft og sender luften tilbake til friluft etter avkjøling. Dette fjerner behovet for en varmeveksler, men åpner også for at forurensning kan bli et større problem. Dessuten vil kjølelufttemperaturen avhenge av sesong og vær.

6.3.2 Radiell ventilasjon

Radiell ventilasjon fungerer i prinsippet som en sentrifugalventilator. Rotors roterende bevegelse presser luften radiellt utover. Luften trekker inn i maskinen fra sidene av rotor og presses utover mot stator. I stator vil luften gå i

kanaler og kjøle ned det varme metallet.

Et minus for denne kjølemetoden er at varmen mange steder i stator må gå på tvers av lamineringene for å komme til en kjølekanal. Lamineringene har ca 30 - 50 ganger høyere termisk motstand enn metallet. Dette gjør at disse kanalene må være tett plassert slik at varmen ikke behøver å bevege seg langt [12]. For maskinen det simuleres på har det blitt valgt å sette den termiske konduktiviteten til $21 \frac{W}{m \cdot K}$ langs med lamineringene, altså normalt på rotors akse, mens tilsvarende verdi er satt til $2,8 \frac{W}{m \cdot K}$ i retningen på tvers av lamineringene. Dette er verdier som har blitt anbefalt av veileder Arne Nysveen.

6.3.3 Aksial ventilasjon

Aksial ventilasjon av en maskin innebærer at luft flyter gjennom kanaler i kjerne som går parallelt med maskinens rotasjonsakse. Luften føres gjennom slike kanaler ved hjelp av en vifte. En stor fordel her er at varmen ikke trenger å gå gjennom kjernens lamineringer for å komme frem til kjølemediumet.

Minuset med denne metoden er at kanalene ikke går der temperaturen er høyest. Varmen må altså bevege seg et stykke i metallet før den kommer frem til kjølingen. I tillegg vil man trenge en vifte for å drive luftstrømmen samt at det vil bygge seg opp en temperaturdifferanse mellom maskinens ender [12].

6.4 Kjøling av omformer type Q48/Q49

Omformer type Q48/Q49 baserer seg på luftkjøling i et åpent system. Rotor har vifter på hver side som blåser luft inn mellom stator og rotor fra begge sider. Rotoren fungerer også i seg selv som en vifte som blåser luft radielt utover og inn i luftekanalene som går tvers gjennom stator.

Lufthastigheten- og temperaturen vil variere gjennom stator. Luften blir varmere og varmere jo lengre inn i kjølekanalen den kommer. Hastigheten vil variere med tverrsnittet luften må gjennom. Farten vil være høyest i tannområdet siden dette er det trangeste området i kjølekanalen. Bak i åket er tverrsnittet av kjølekanalen større og farten lavere. Oppgitt kjøleluftsmengde for maskinen er $14 \frac{m^3}{s}$. Det er antatt at 70% av dette går inn i kjølekanalene i stator mens de resterende 30% går over polhodene. Gjennomsnittstverrsnittet for kjølekanalene er $3,68 \text{ cm}^2$ og $8,74 \text{ cm}^2$ for hhv. område 1 og område 2. Dette gjør at kjøleluft-hastighetene blir 13,87 m/s i område 1 og 5,84 m/s i område 2.

Luftfarten- og temperaturen vil føre til at varmeovergangstallet varierer i de ulike områdene av kjølekanalen i stator. Kjølekanalen har blitt delt opp i fem områder som vist i tabell 6.4. Tabellen viser også temperaturer og varmeovergangstall i de ulike områdene. Verdt å merke seg er at varmeovergangstallet blir mindre når lufttemperaturen øker. Unntaket er flatene som står vinkelrett på luftstrømmen. Disse områdene vil bidra lite til varmeoverføring. Varmeovergangstallet har i disse områdene blitt satt til $5 \frac{W}{m^2 \cdot K}$.

Tab. 6.1: Varmeovergangstall og temperaturer for stator. Tallene med en x øverst angir belastningen i ganger merkelast. $T_{kj} [^{\circ}C]$ er kjøleluftens temperatur og $h [\frac{W}{m^2K}]$ er varmeovergangstallet.

Område	1 x		1,5 x		2 x		2,5 x		3 x	
	T_{kj}	h	T_{kj}	h	T_{kj}	h	T_{kj}	h	T_{kj}	h
Luftgap	39,3	5	49,8	5	65,7	5	89,2	5	126,6	5
Tann	43	63,3	57,6	60,2	79,9	56,2	113,4	51,2	166,3	45,3
Tann/Åk	46,6	5	65,3	5	94,1	5	137,5	5	205,9	5
Åk	48,3	22,9	67,1	21,2	18,9	96	139,7	16	208,9	12
Bak Åk	50	5	68,8	5	97,9	5	142	5	211,8	5

Den totale kjøleluftmengden er $14 \frac{m^3}{s}$. Det er antatt at 70% av denne luften går gjennom kjølekanalene i stator, mens resten går over polhodene. I steady state må det være en likevekt mellom tap i maskinen og varme avledet av kjølesystemet. Det er stor usikkerhet angående varmeovergangstallene for overflatene på rotor. Derfor er det antatt at alle tap i rotor fordeles jevt over all kjøleluft som går inn i maskinen. Det er antatt at dette skjer umiddelbart når lasten øker selv om de økte tapene i praksis vil gå med til å varme opp metallet rett etter en belastningsøkning. I tillegg antas det at luften får en temperaturøkning på fem grader grunnet kompresjon mellom rotor og stator. Matlab-kode for beregning av varmeovergangstall kan finnes i vedlegg D.

For å finne varmeovergangstallet ved polhodet ble det først antatt at luften kommer inn mot polhodet med en fart på ca. 2,5 m/s. Dette tilsvarer at luften fordeler seg på et areal lik

$$A = 1,664m * \pi * 0,16m = 0,836m^2$$

Dette vil gi en hastighetsprofil for luften over polhodet som vist i fig 6.2. Her kommer luften inn nederst i bildet med 2,5 m/s. Mellom lederne har luften en gjennomsnittstemperatur på 4,03 m/s.

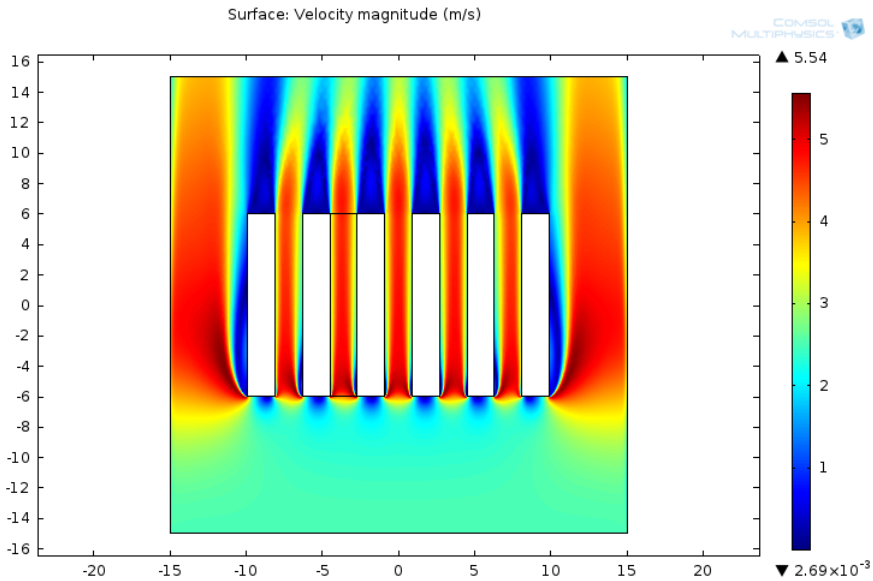


Fig. 6.2: Luften får en gjennomsnittshastighet på 4,03 m/s mellom lederne i polhodet

Ved bruk av formel 7.37 hentet fra [15, s. 395] har det blitt regnet ut at varmeovergangstallet for dette området er $25,35 \frac{W}{m^2 K}$.

I etterkant av simuleringene ble det funnet en metode hvor Comsol ble brukt for å teste om det utregnede varmeovergangstallet stemte. For samme situasjon som for 6.2 ble én av lederne satt til å være en varmekilde med varmeutvikling på 100 W/m i lengderetning. Resultatet av denne simuleringen er vist i figur 6.3.

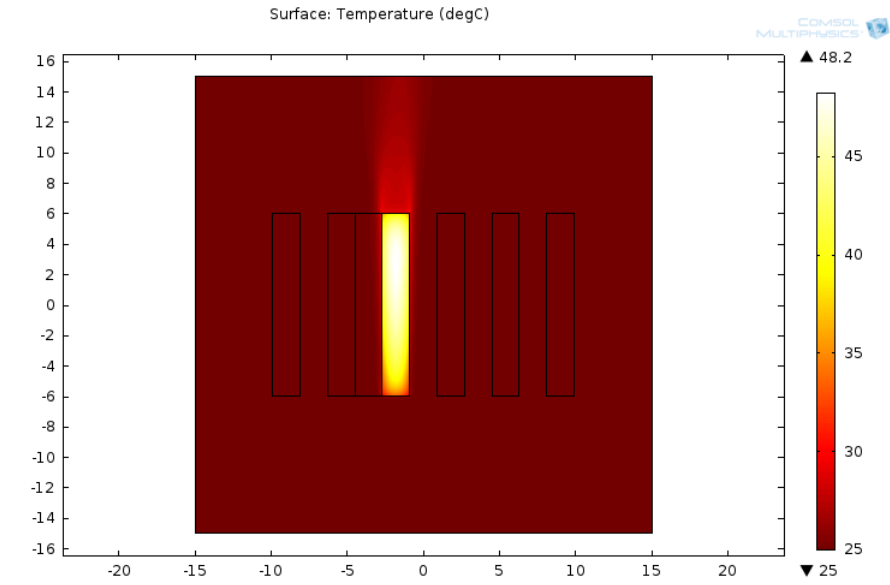


Fig. 6.3: Ved et tap på 100 W/m stabiliserer lederen seg på 42,3 °C

Ved 100 W/m stabiliserte lederen seg på 42,3 °C. Dette tilsvarer et varmeovergangstall på 24,08 $\frac{W}{m^2K}$. Differansen mellom det manuelt utregnede varmeovergangstallet og det funnet i Comsol har blitt sett på som så liten at simuleringene ikke har blitt utført på nytt.

7. FEM-ANALYSE

For simulering av temperaturendringer og varmeflyt i maskinen er programmet Comsol blitt brukt. Comsol baserer seg på FEM-analyse. Simuleringene har blitt gjort i 3D.

7.1 Geometri

Første steg i en Comsol-simulering er å bygge opp geometrien man ønsker å simulere for. Stator har blitt simulert i 3D. For rotor ble det først satt opp en modell 3D, men det viste seg at det ikke fantes nok data om temperaturer ved tomgang og merkelast til å si noe om temperaturfordelingen i denne. Modellene for rotor vil bli vist, men det har ikke blitt foretatt beregninger for rotors temperaturer.

7.1.1 Stator

For størst mulig nøyaktighet ville det være ønskelig å simulere hele maskinen med både rotor og stator i samme modell. Dette ville i midlertid blitt en stor og kompleks modell. Simuleringene ville blitt tunge og tatt lang tid. En elektrisk maskin har stor grad av symmetri. Denne symmetrien har det blitt valgt å utnytte for å minimere simuleringsområdet. Figur 7.1 viser en maskin av typen Q48/Q49.

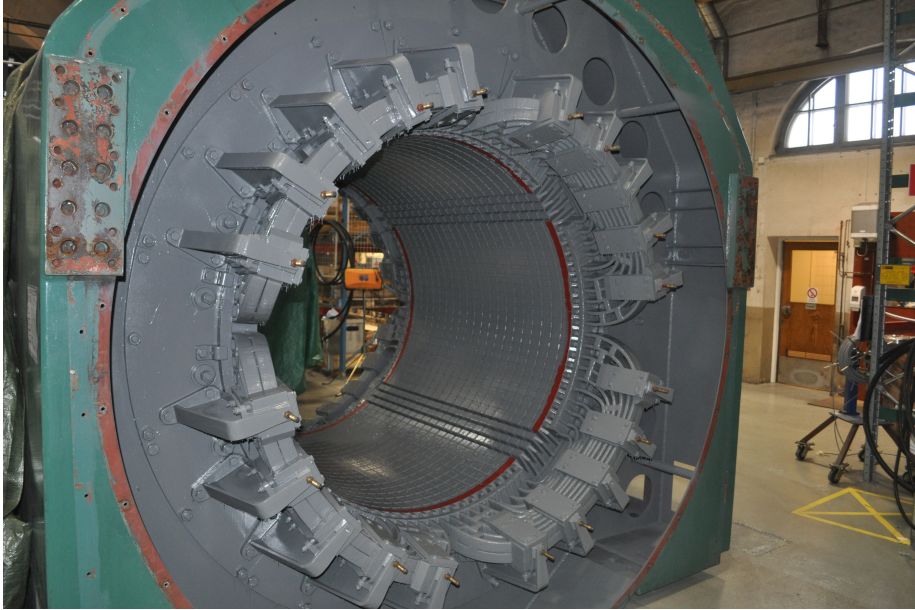


Fig. 7.1: Type Q48/Q49 stator til revisjon i Åmål, Sverige. Foto: Privat

Maskinen har høy grad av symmetri både i aksial retning og langs omkretsen. Figur 7.2 viser tydelig spor, tenner og luftkanaler i stator. For å forenkle geometrien har maskinen blitt delt i to langs med rotors rotasjonsakse. I tillegg har det blitt valgt å se på ett spor med en halv tann på hver side. Dette området er merket i figur 7.2. Halve polhodet er også tatt med i simuleringen for å få med effekten av den nedkjølingen som skjer der.

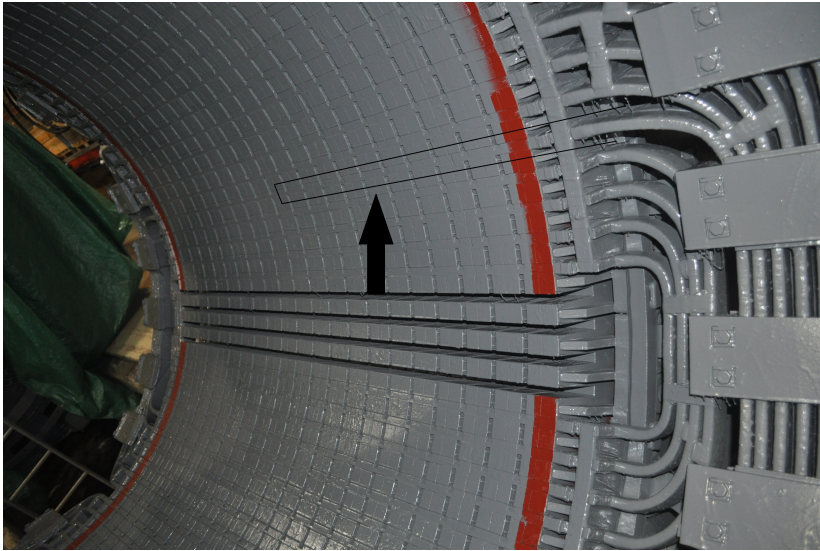


Fig. 7.2: Nærbilde av stator type Q48/Q49 med aktuelt simuleringsområde omrisset i svart. Foto: Privat

I figur 7.3 ser man hvilket område det skal simuleres for. Geometrien er gjengitt i tall i Vedlegg A.

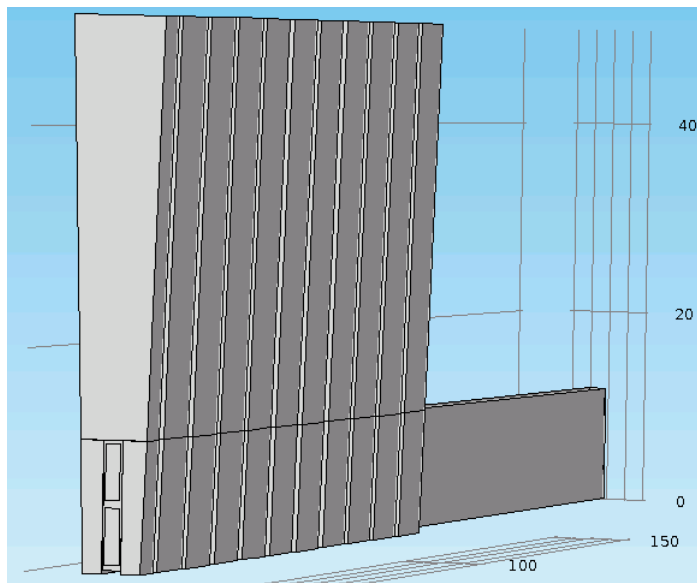


Fig. 7.3: Området det simuleres på for stator.

7.1.2 Rotor

Rotor vil også kunne forenkles på grunn av symmetri. Den kan deles i to i aksial retning samt at sylinderen man da står igjen med kan deles i åtte. Dette gir en geometri som vist i figur 7.4 og 7.5. Figur 7.4 viser et tverrsnitt av rotor etter at den er blitt delt opp i åtte like store segment, mens figur 7.5 også har med endestykkene.

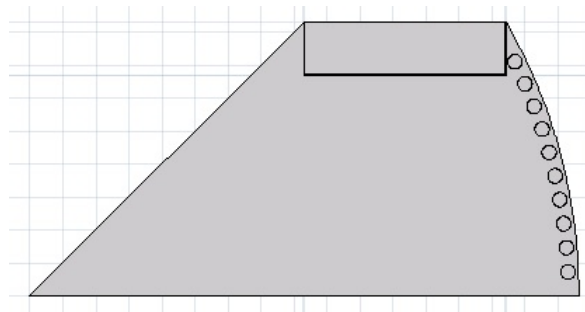


Fig. 7.4: Tverrsnittsbilde av rotor type Q48/Q49 fra Comsol. Foto: Privat

Figur 7.4 viser geometrien simuleringene har blitt utført på. Denne figuren ble valgt fordi Comsol ikke ville akseptere den komplekse geometrien i figur 7.5. Dette er sannsynligvis fordi denne hadde for mange skarpe kanter som gir programmet problemer med å sette opp ligningene det trenger for å utføre simuleringen.

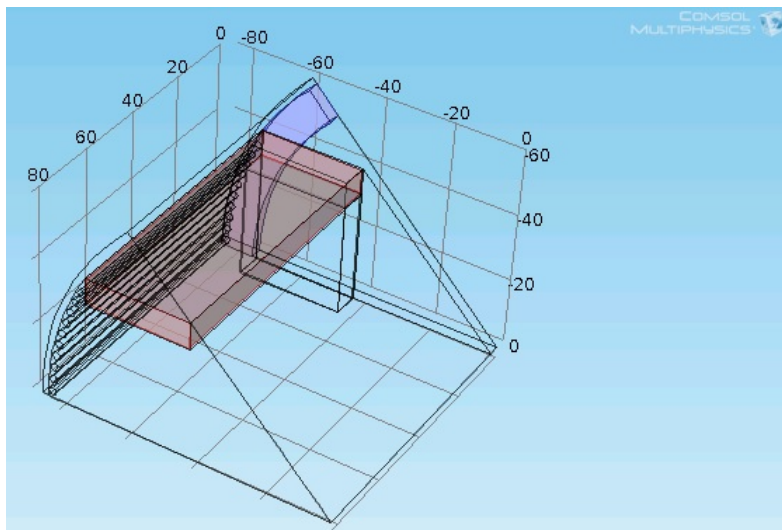


Fig. 7.5: Transparent bilde av rotor type Q48/Q49 fra Comsol. Foto: Privat

Figur 7.6 viser hele rotor. Lengst bort er trefaserrotoren som drives med 50 Hz og nærmest er enfaserrotoren.



Fig. 7.6: Oversiktsbilde av rotor type Q48/Q49. Foto: Privat

7.2 Fremgangsmåte

Det første som ble simulert i denne oppgaven var steady state tomgang og merkelast. Det ble brukt stasjonær simulering som vil si at Comsol kjører simuleringen helt til steady state er nådd. Merkelast skulle brukes som utgangspunkt for videre simuleringer.

Det ble så gjort ytterligere fem simuleringer. Disse var transiente simuleringer for overlast fra 1,5 ganger til 3 ganger merkestrøm med 0,5 satt som intervall mellom disse. Simuleringen tok utgangspunkt i at maskinen hadde gått ved merkelast i lang tid for så å gå direkte til overlast. I løpet av de tre minuttene det simuleres for endrer temperaturen i statorkobberet seg. Det vil medføre en endring i kobberets resistivitet. Strømmen vil derimot ikke endres. Dette betyr at tapet fra kobberet vil øke i løpet av de tre minuttene.

Kobberet var i simuleringen satt opp som en varmekilde som ikke kunne endres gjennom simuleringen. Løsningen på dette ble å kjøre simuleringen flere ganger og hver gang hente ut kobbertemperaturen ved 90 sekunder. Fra denne temperaturen ble en ny motstand og tapsverdi beregnet. Slik ble simuleringene kjørt helt til det hele konvergente og temperaturen i kobberet ved 90 sekunder

var uendret fra simuleringen før.

Det ble tidlig i arbeidet forsøkt å simulere kjølingen med Comsols innebygde modus for simulering av luftstrømmer og varmeovergang. Det viste seg imidlertid at dette var langt mer omfattende enn først antatt. Det ble derfor besluttet å regne ut varmeovergangstall manuelt. Dette gjorde at Comsol ikke trengte å simulere de turbulente luftstrømmene i maskinen. Det samme problemet som med tapene i statorkobberet ble også møtt her. Temperaturene og varmeovergangstallene endrer seg gjennom simuleringen. Nye gjennomsnittsverdier for disse to parameterne ble også regnet ut mellom hver simulering.

For all manuell utregning ble koden i Vedlegg D benyttet. Varmeovergangstallet for polhodet ble beregnet til 25,35 manuelt.

8. RESULTATER

8.1 *Temperatur i stator ved tomgang og merkelast*

Her følger fire figurer som viser resultatet av simuleringene for stasjonær drift. Figur 8.1 og 8.2 viser tomgang mens figur 8.3 og 8.4 viser merkelast. Ved tomgang er det kun tap i jernet, mens det ved merkelast også er tap i viklingen.

For hver simulering er det lagt inn to figurer. Figurene slik som figur 8.1 er sett fra siden. Her sees halve polhodet strukket ut på høyre side mens venstre side viser ett spor inn til midten av stator. Sporet inneholder en dobbel leder og har en halv tann på hver side.

Figurene slik som figur 8.2 viser et tverrsnitt midt mellom to kjølekanaler i midten av stator.

I figurene som følger har ikke overflaten av stator lengst til høyre blitt gitt noe varmeovergangstall. Stråling er heller ikke inkludert i modellen. Dette er årsaken til at delen lengst til høyre i stator blir varmere enn de andre tilsvarende delene innover mot midten. I beregningene som følger i neste delkapittel har det blitt antatt at hele åket har lik starttemperatur.

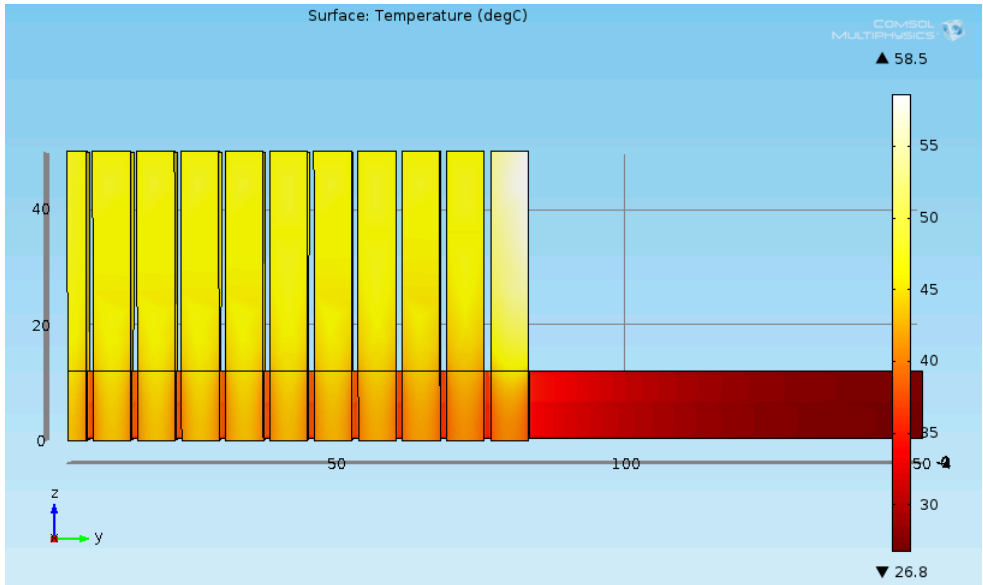


Fig. 8.1: Stator sett fra siden ved tomgang

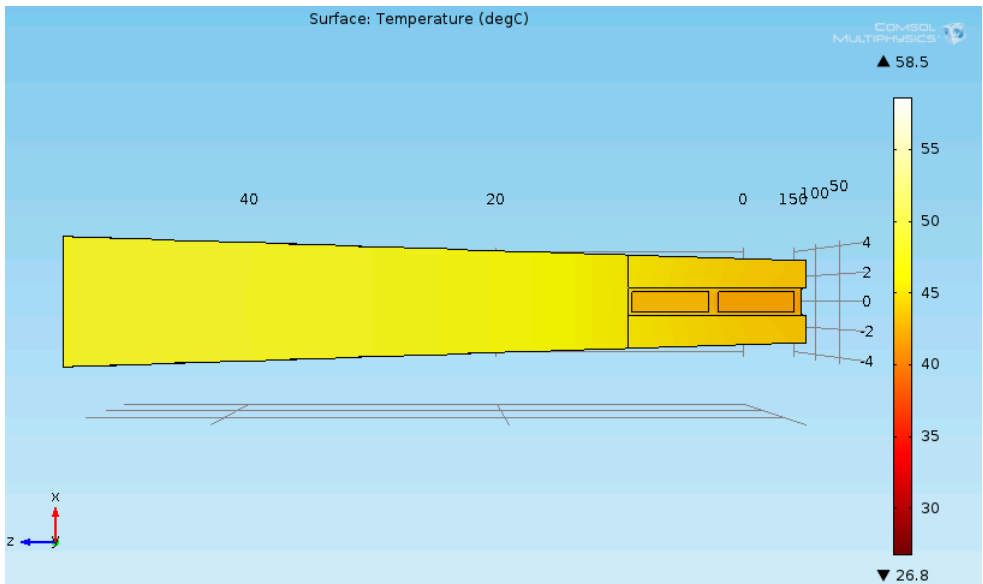


Fig. 8.2: Stator sett fra front ved tomgang

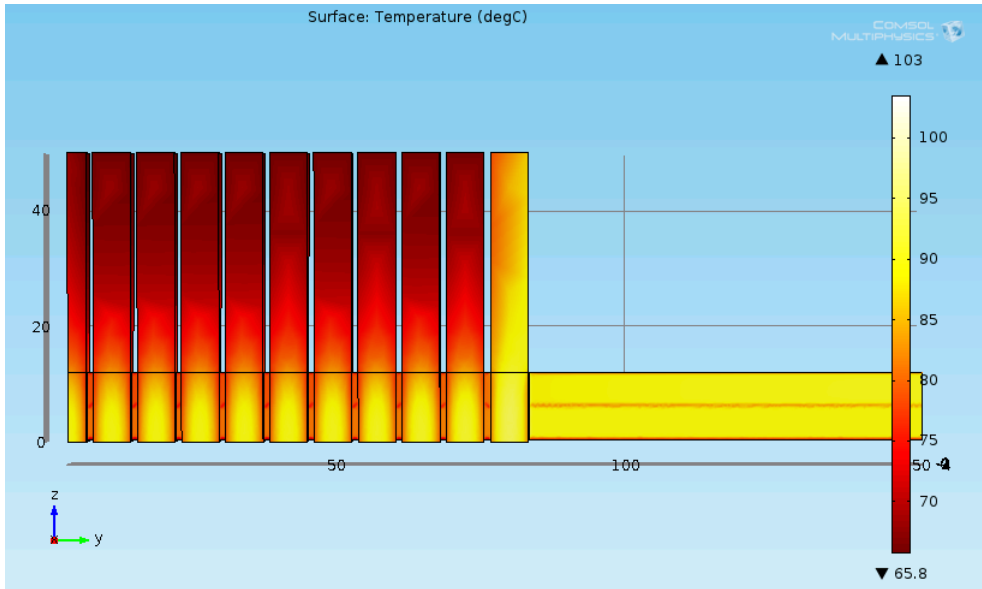


Fig. 8.3: Stator sett fra siden ved merkestrøm

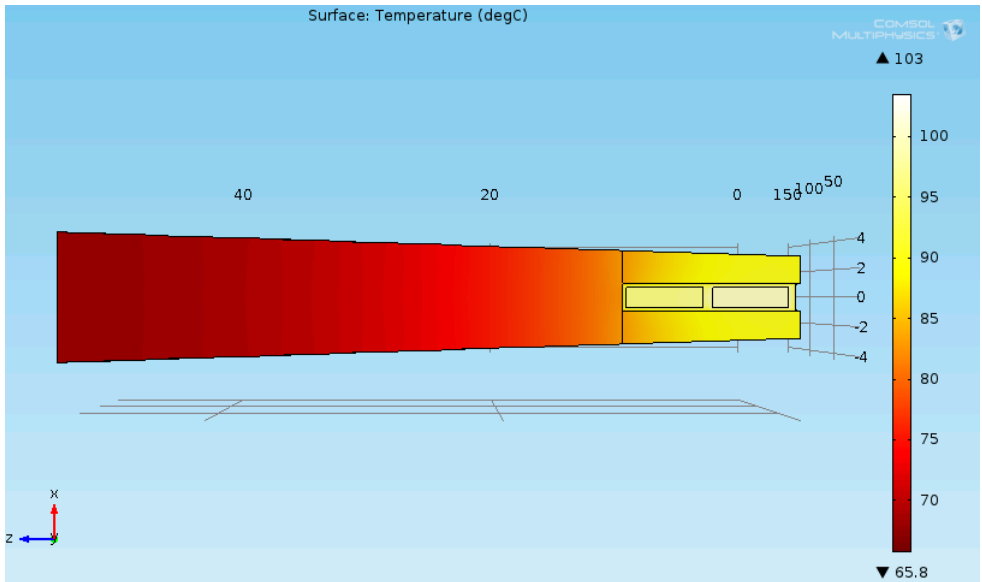


Fig. 8.4: Stator sett fra front ved merkestrøm

8.2 Temperaturendring i stator ved diverse overlaster

Figurene som følger i dette delkapittelet viser temperaturen i stator ved overlaster som varierer fra 1,5 ganger merkelast til 3 ganger merkelast med intervaller på 0,5.

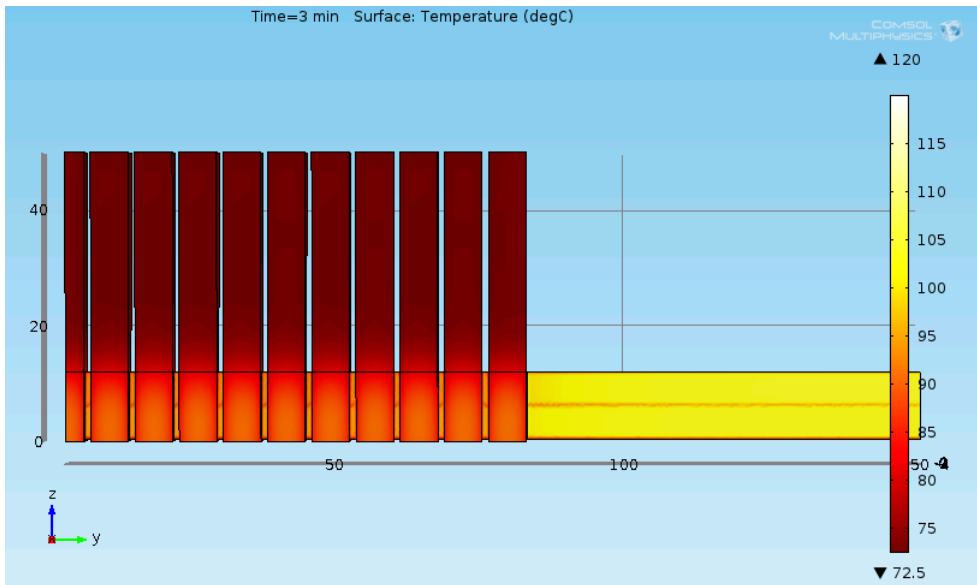


Fig. 8.5: Stator sett fra siden ved 1,5 ganger merkestrøm

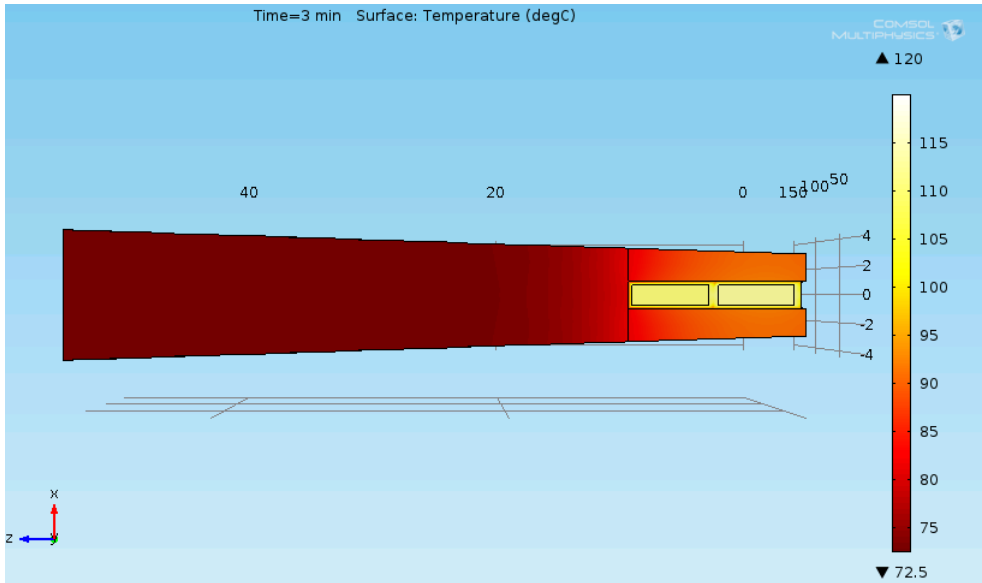


Fig. 8.6: Stator sett fra front ved 1,5 ganger merkestrøm

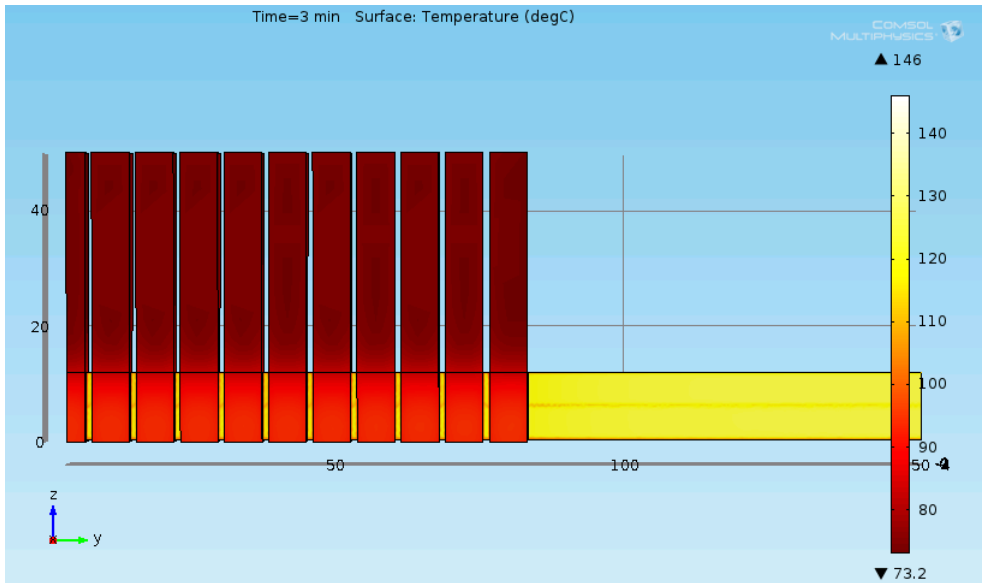


Fig. 8.7: Stator sett fra siden ved 2 ganger merkestrøm

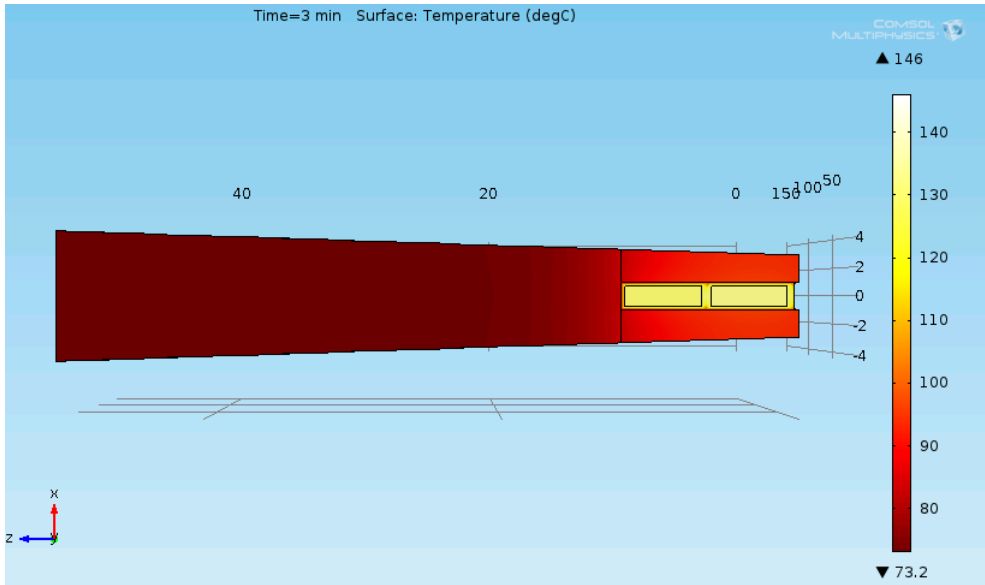


Fig. 8.8: Stator sett fra front ved 2 ganger merkestrøm

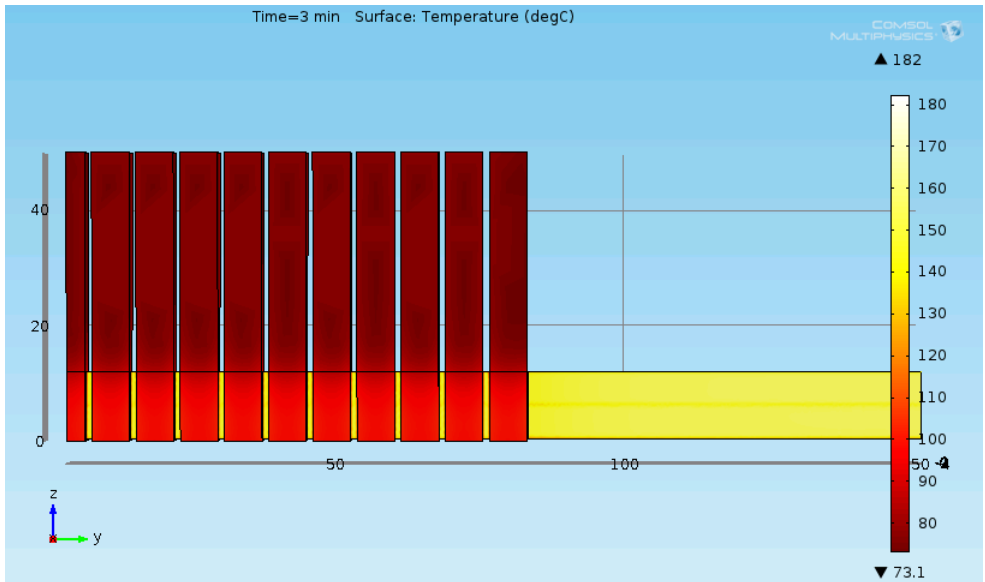


Fig. 8.9: Stator sett fra siden ved 2,5 ganger merkestrøm

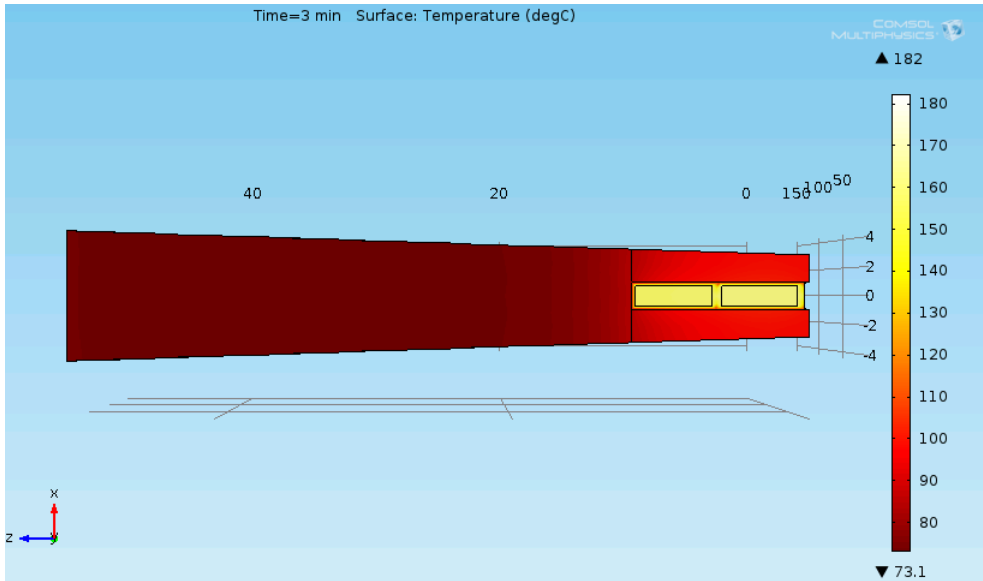


Fig. 8.10: Stator sett fra front ved 2,5 ganger merkestrøm

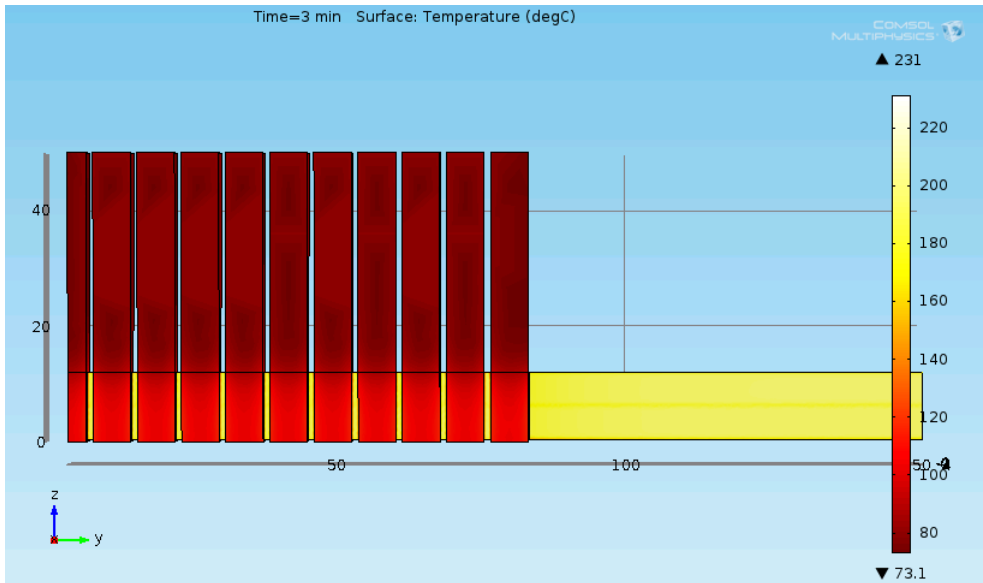


Fig. 8.11: Stator sett fra siden ved 3 ganger merkestrøm

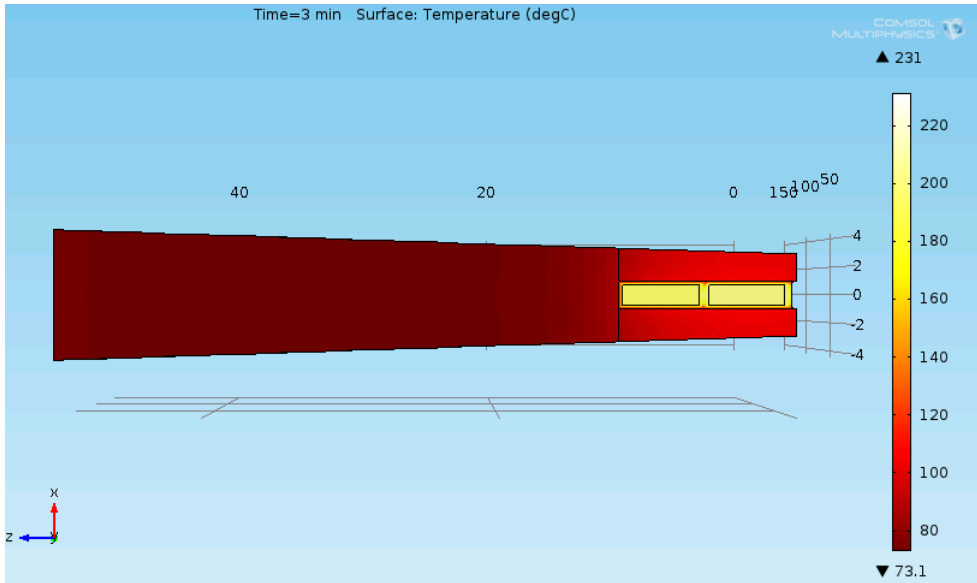


Fig. 8.12: Stator sett fra front ved 3 ganger merkestrøm

Figur 8.13 viser et sammendrag av resultatene fra alle simuleringene i dette delkapittelet. Målepunktet for isolasjonstemperaturen er i isolasjonen mellom de to lederne. Det er her isolasjonstemperaturen normalt vil måles i praksis.

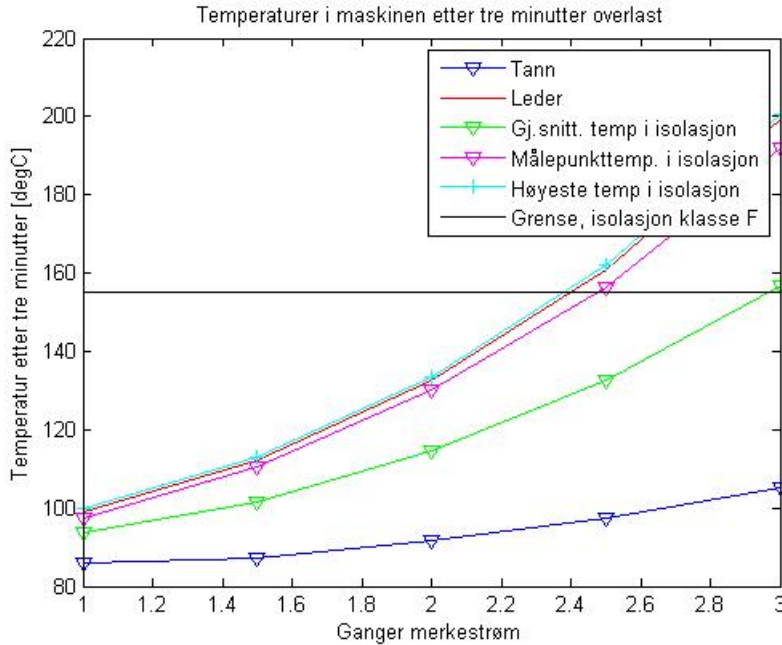


Fig. 8.13: Oversikt over gjennomsnittstemperaturene i ulike deler av maskinen etter tre minutter overlast

Tabell 8.1 viser verdiene fra figur 8.13 fra merkelast og opp til 3 ganger merkelast med intervall på 0,5.

Tab. 8.1: Her vises noen av verdiene fra figur 8.13

Belastning [x merkelast]	1	1,5	2	2,5	3
Tann [°C]	85,8	87,2	91,5	97,3	105,2
Leder [°C]	99	112,1	132,5	160,9	199,4
Gj.snitt temp. i isolasjon [°C]	93,6	101,6	114,5	132,4	156,9
Målepunkttemp. i isolasjon [°C]	97,5	110,5	130	156,5	191,8
Høyeste temp. i isolasjon [°C]	99,8	112,9	133,3	161,9	200,5

8.3 Termisk utvidelse av dempestaver og kortslutningsring

Figur 8.14 viser hvordan dempestavene og kortslutningsringenes radius endrer seg ved ulike belastninger. Her er det tatt utgangspunkt i merkelast. Dette er grunnen til at kurvene møtes i 0 mm utvidelse ved 1925 A. Begge kurvene

indikerer utvidelser godt under 1 mm i radiell retning.

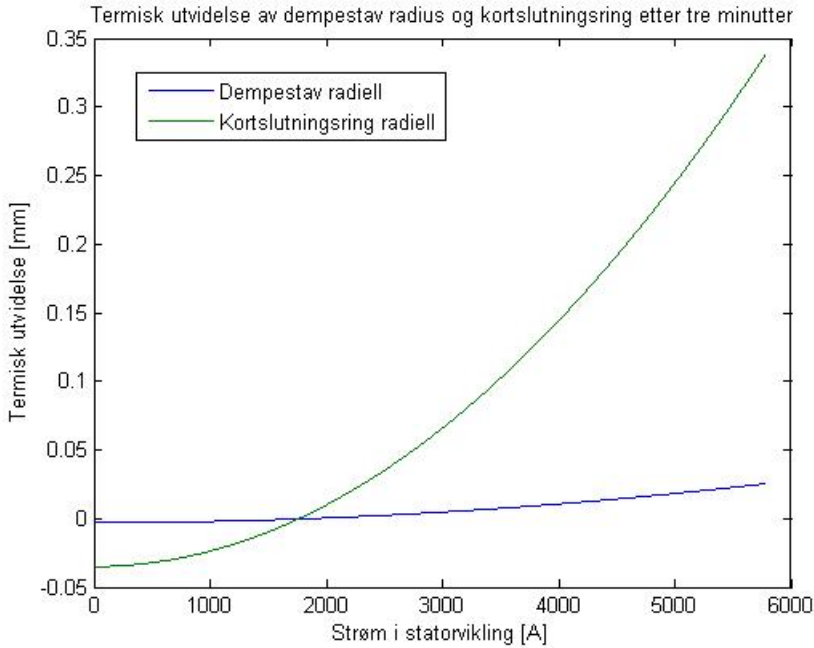


Fig. 8.14: Termisk radiell utvidelse for dempestav og kortslutningsring som funksjon av statorstrøm

Figur 8.15 viser at dempestavens utvidelse i lengderetning ligger hele to størrelsesordner over sin radielle utvidelse. Ved tre ganger merkestrøm indikerer disse beregningene at staven vil utvide seg 3,5 mm. Ved 2,4 ganger merkestrøm, som er den høyeste belastningen isolasjonen i stator ser ut til å tåle, er utvidelsen omtrent 2 mm.

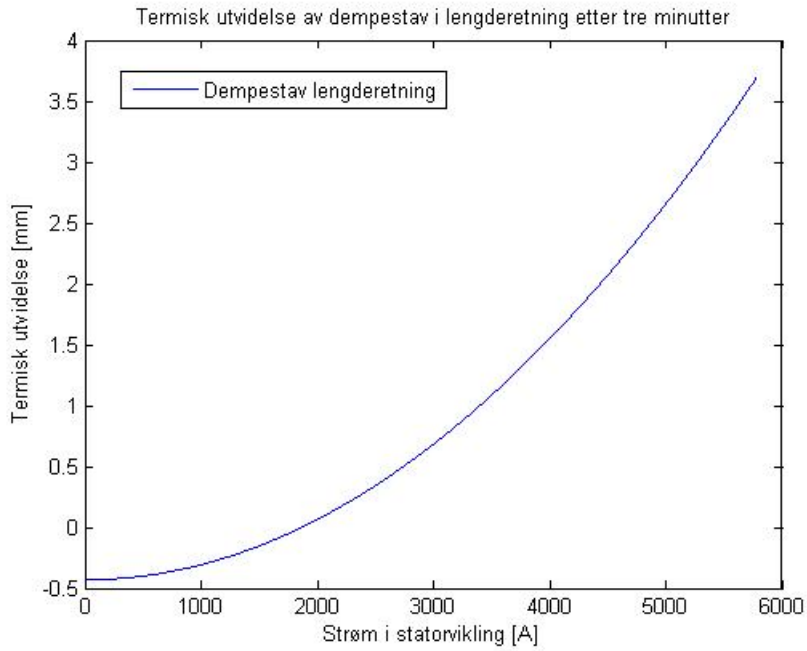


Fig. 8.15: Termisk utvidelse i lengderetning for dempestav som funksjon av statorstrøm

9. DISKUSJON

Denne oppgaven har hatt som formål å finne ut hvor varm Jernbaneverkets roterende omformer av typen Q48/Q49 blir ved overlast. Det har blitt forsøkt å finne svar på hvilke begrensninger temperaturen i isolasjonen og termisk utvidelse av kobber i rotor setter for overbelastning. Det er essensielt for en beregning av en transient temperaturutvikling å finne ut hvor tapene, som i Vedlegg C er oppført som tilleggstep, faktisk forekommer.

I Vedlegg C står det oppført et kombinert tap i statorkobberet og tilleggstep på 145 kW ved merkelast. 69,87 kW går, ifølge beregningene gjort i denne oppgaven, tapt i statorviklingene. De restende 75,13 kW vil være tilleggstep. Slik modellen er satt opp er det redegjort for 63,5 av disse. Det mangler altså redegjøring for 11,63 kW. Det er sannsynlig at en stor del av disse tapene grunnes eddystrømmer og hysterestap i endene av rotor og stator som følge av de store strømmene i kortslutningsringen. Det er blitt gjort beregninger i Comsol som anslår at disse tapene kan komme opp mot 15,6 kW. Det ville bety at tilleggstepene kom opp på 79,14 kW. Dette er for store tap til å passe inn i tapsberegningene gjort i Vedlegg C, men det viser at dette er en mulig forklaring på hvor de siste tilleggstepene foregår. Et annet sted det kan forekomme tap er i klammene som holder statorviklingene på plass ved polhodet. Dette avhenger av hva slags metall disse er laget av.

I rotor er det flere forhold som bør kommenteres. Tapene i feltviklingen øker betydelig fra tomgang til merkelast, mer enn hva som kan forklares av dc-motstanden i viklingen alene. Det har ikke blitt funnet noen fullgod forklaring på hvorfor tapene i feltviklingen øker fra 10 kW ved tomgang til 37,3 kW ved merkelast, som er 8,8 kW høyere enn det som var forventet for denne belastningsøkningen. Det blir antatt i oppgaven at dette har en tilknytning til statorstrømmen, men dette kan ikke bekreftes.

I tillegg har det vist seg at tapene i dempeviklingen er store. Som tidligere poengtert er 63,5 av 75,13 kW tilleggstep tillagt dempeviklingen med mulighet for at store deler av differansen på 11,63 kW går tapt i metallet inntil kortslutningsringen på grunn av hysterese- og eddystrømstep.

Det har ikke vært mulig å finne temperaturfordelingen i rotor. Strømningsmønsteret for kjøleluften er svært komplekst rundt rotor, noe som medfører at det ikke har lyktes å finne ut hvordan temperaturfordelingen ser ut hverken i

tomgang eller merkelast. Når dette ikke ligger til grunn er det vanskelig å si noe om den videre temperaturutviklingen ved kortvarig overbelastning.

Det er i oppgaven tatt utgangspunkt i at alle tap i rotor går med til å varme opp kjøleluften som skal inn i stator. I virkeligheten er det ikke sikkert at kjøleluften ville blitt mer oppvarmet over rotor ved overlast i tre minutter enn ved merkelast. Dette er fordi disse tapene i hovedsak vil gå til oppvarming av kobber og jern i rotor. Dersom isolasjonen i maskinen utsettes for høyere temperaturer enn den er beregnet for vil dette forringe dens levetid. Det er derfor viktig at simuleringene ikke viser lavere temperaturer enn det som vil inntreffe i praksis. Når det så likevel er valgt å se bort i fra rotors varmekapasitet, er det for å sørge for å ha slike marginer.

For beregning av termisk utvidelse av kobberet i rotor har det blitt tenkt motsatt av tankesettet for oppvarming av kjøleluften. Her antas det at all energi som går tapt i rotor kun går til oppvarming av kobber, selv eddystrøms- og hysterese tapene som foregår i jernet rett i ytterkant av dempestavene. Dette er også antagelser som er gjort for å skaffe marginer. Dersom dempeviklingen skulle utvide seg for mye, kunne denne utvidelsen ført til en deformering av metallet i rotor. Særlig vil for stor utvidelse i kortslutningsringen være farlig, da denne i et slikt tilfelle vil forsøke å dra dempestavene ut av sporene de ligger i. I tillegg vil overgangen fra dempestav til kortslutningsring kunne bli deformert. Dette vil føre til større motstand som også vil gi større tap og høyere temperaturer.

10. KONKLUSJON

I denne oppgaven har det blitt laget en termisk modell for Jernbaneverkets Q48/Q49 roterende frekvensomformer. Formålet har vært å finne ut hvor mye overlast generatordelen av omformeren tåler før isolasjonen når sin temperaturgrense eller kobberet i rotor utvider seg skadelig mye på grunn av høye temperaturer. For maskinens stator har en slik modell blitt laget. For rotor var ikke tilstrekkelig informasjon tilgjengelig. Det har derfor ikke blitt gjort temperaturberegninger for rotor.

Figur 8.13 viser at det varmeste punktet i stators isolasjon når $155\text{ }^{\circ}\text{C}$ etter tre minutter med en overlast i underkant av 2,4 ganger merkestrøm. $155\text{ }^{\circ}\text{C}$ er valgt fordi dette er grensetemperaturen for isolasjon av klasse F. Som nevnt i diskusjonen er det usikkerhetsmomenter i disse beregningene. Det mangler i utgangspunktet redegjøring for 11,63 kW tap i kategorien statorkobber- og tilleggstop fra Vedlegg C. Det har blitt vist at det er mulig en del av dette skyldes eddystrøms- og hysterese tap i endene av stator og rotor på grunn av de store strømmene i kortslutningsringene.

Figur 8.14 og 8.15 viser hvordan kobberet i dempeviklingen utvider seg ved overlast. Dette er gitt forutsetningen om at alt tap i dempeviklingen utover tapet ved merkelast utelukkende går med til oppvarming av denne. Den ved 2,4 ganger merkelast vil dempestavene utvide seg omtrent 2 mm i lengderetning. I denne oppgaven blir det ikke vurdert hvor mye maskinen tåler at kobberet utvides.

Det har ikke blitt funnet temperaturmålinger av maskinen som holder en jevn last over lengre tid. Det har derfor ikke vært mulig å sammenligne resultater fra modellen med målte data.

11. VIDERE ARBEID

Før modellens nøyaktighet kan fastsettes trengs det å sammenligne beregninger med målte data. Dette betyr at det må gjøres forsøk på en omformer av typen Q48/Q49. Det anbefales da at maskinen får gå ved merkelast til temperaturen stabiliseres før man så øker belastningen til en gitt overlast som varer i tre minutter.

For å finne varmeovergangstall for rotor er det nødvendig med temperaturmålinger både ved en dempestav og ved feltviklingen. Disse målingene kan gjøres ved merkelast. I tillegg anbefales en måling av tap i feltviklingen ved tomgang og merkelast.

BIBLIOGRAFI

- [1] Øyvind Gebhardt,
Økt ytelse roterende omformere
Jernbaneverket, Bane Energi
- [2] Stephen J. Chapman,
Electric Machinery Fundamentals
5th Edition,
2012
- [3] Rune Lundberg,
Lärobok i Elektroteknik för statens Järnvägars personal, Del IV, Omformarstationer
Svenska Tryckeriaktiebolaget,
Stockholm,
1959
- [4] Jernbaneverket,
Slik fungerer jernbanen
2011
- [5] Prof. Dr. Ing. Robert Kristoffer Nilssen,
Electromagnetics in Power Engineering
Norwegian University of Science and Technology,
Dept. of Electric Power Engineering,
2012
- [6] B.L. Robertson og T.A. Rogers,
Performance of the Single-Phase Synchronous Machine
- [7] Juha Pyrhönen, Tapani Jokinen og Valéria Hrabovcová,
Design of Rotating Electrical Machines
1st edition, 2008
- [8] Bernt Ingvaldsen og Oktor M. Hanssen,
Referat av Prof. K. Faye-Hansens forelesninger over Synkronmaskiner
Tapirs forlag, 1932
- [9] Paul A. Tipler og Gene Mosca,
Physics for Scientists and Engineers
6th edition, 2008

-
- [10] Theodore Wildi,
Electrical Machines, Drives, and Power Systems
Sixth Edition, 2006
- [11] Eli Kristin Dimmen,
Temperaturfordeling i luftkjølt vannkraftgenerator ved ulike kjøremønstre
Institutt for Elkraftteknikk, Norges Teknisk-Naturvitenskaplige Universitet, 2003
- [12] George E. Luke,
The Cooling of Electric Machines
Associate, A.I.E.E.
Westinghouse Electric & Mfg. Co., 1923
- [13] Gottfried Gotter,
Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen
Springer-Verlag, Berlin/Göttingen/Heidelberg
1954
- [14] Ole Johan Klingan,
Termiske konsekvenser ved økt korttidsbelastning av jernbanens roterende frekvensomformere, NTNU
2013
- [15] Frank P. Incropera og David P. DeWitt,
Fundamentals of Heat and Mass Transfer, Fifth Edition, John Wiley & Sons
2002
- [16] Dr. Ing Michael Liwschitz-Garik og Clyde C. Whipple,
Electric Machinery, Volume II, A-C Machines, Third Printing, D. Van Nostrand Company, Inc., New York, 1946

VEDLEGG

A. GEOMETRI FOR COMSOL-BEREGNINGER

Rotor

Figur A.1 viser geometrien i en åttendedel av rotor. Om kortslutningsringen ses bort i fra, er rotor 1600 mm lang og har en diameter på 1664 mm.

Dempestavene har hver en diameter på 22 mm. Hver pol har 20 staver, totalt 80 staver i hele rotor.

Kortslutningsringen er 35 mm tykk, har en ytre diameter på 1664 mm og en indre diameter på 1564 mm.

Feltviklingen har det ikke blitt funnet informasjon om. Det eneste som vites om dennes geometri er at sporet denne ligger i er 306 mm bredt og 80 mm dypt.

Isolasjonen, som er merket i blått i figur A.1, har blitt satt til 2 mm.

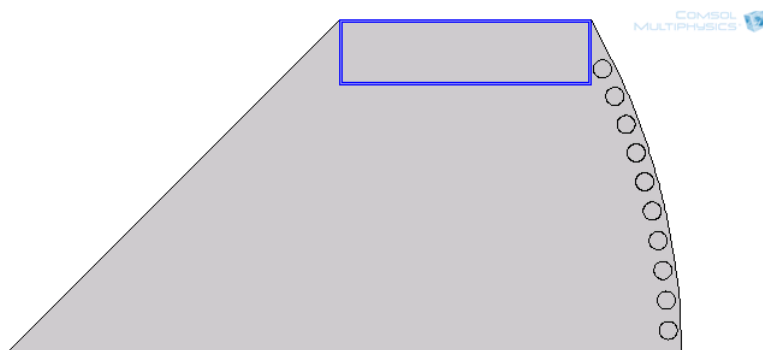


Fig. A.1: 2D-modell av rotor

Stator

Modellen av stator kan sees i figur A.2. Det har blitt simulert for en 1482,5 mm lang del av en dobbel leder i statorviklingen. 800 mm av lederen ligger inne i stator og resten ligger i polhodet. Hver leder er satt til å være 14 mm x 51 mm med kobber. Denne lederen fungerer i simuleringen kun som en varmekilde. Isolasjonen rundt lederne er satt til å være 2 mm tykk på sidene av lederne. Innerst i sporet er isolasjonen satt til 3 mm, mellom lederne er den 7 mm mens den er 5 mm tykk ut mot luftgapet. Avstanden fra ytterste kant på tannen ned

til isolasjonen i sporet er satt til 3 mm. Sporet er 120 mm dypt og 18 mm bredt. Ved luftgapet er det 55 mm fra den ene siden av modelleringsområdet til den andre. Øverst på modellen har denne bredden blitt 87,74 mm.

Langs med lederen er metallet i stator oppdelt. Hver metall-del er 65 mm lang langs med lederen mens hver luftkanal er 11,5 mm. Metallstykket som er lengst inn i maskinen, altså nærmest i bildet, er halvparten så lang som de andre. Dette er fordi dette er det midterste av totalt 21 slike metallstykker gjennom hele maskinen og er blitt delt i to på grunn av symmetri.

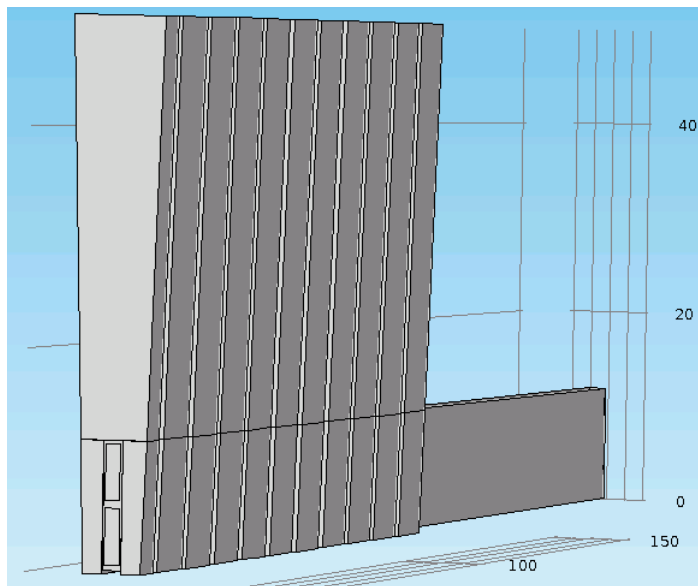


Fig. A.2: Stator slik den har blitt modellert i Comsol

Overflaten som vender inn mot kjølekanalen har blitt delt inn i to områder. Disse kan sees i figur A.3. Område 1 er der kjøleluften har høyest fart. Her må den gå rundt selve viklingen.

I område 2 har luften lavere fart og har blitt varmere enn den var i område 1. Denne områdeinndelingen har vært viktig for beregning av varmeovergangstall og temperaturer på kjøleluft.

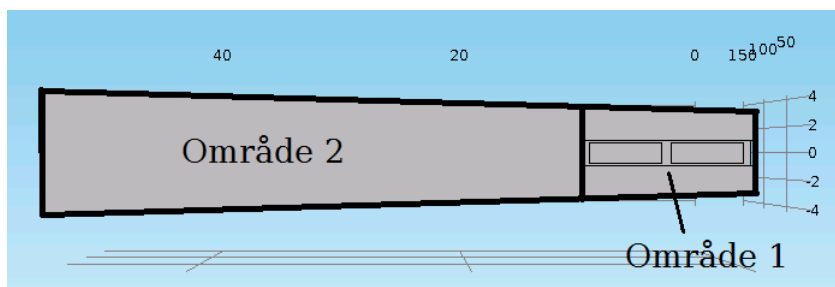


Fig. A.3: De ulike seksjonene det har blitt valgt å dele stator opp i

B. PARAMETERE

Generatordata	Enhet	Q24/Q25	Q38/Q39	Q48/Q49
Typbeteckning	typ	G 1810	G 1814	G 1916
Märkeffekt	kVA	2400	4000	10000
Märkström	A	800	1000	1925
Märkspänning	V	3000	4000	5200
Max kont belastn	kVA	3100	5800	10000
Max 6 min belastn	kVA	4800	8000	14000
Tomgångsmagnetisering	I_{m_0} A	95	148	205
Märklastmagnetisering	I_{m_1} A	170	268	322
Kortslutn ström slutvärde	A	800	1085	1615
Kortslutn ström plötslig	kA	7,2	8,9	12,0
Kortslutningseffekt	MVA	21	36	63
Belastningspunkt $1/l \cos = 0$	A	208	308	497
Synkron reaktans i direktled	X_d %	97	102	139% ¹⁾
Synkron reaktans i tvärled	X_q %	37	47	53% ¹⁾
Kortslutn reaktans (efter 60 ms) (på 16 kV-sidan)	$X_{d''}$ Ω	j 14,5	j 8,25	j 4,9
Statorresistans (1s-mätt)	Ω	0,0238	0,0179	0,0155
Läckreaktans	%	9	9,6	10,7
Övergångsreaktans	%	13,5	13,5	20,7
Synkron reaktans (märkt)	Ω /%	3,75/100	4,13/103	3,75/139
Statorns förlustresistans	%	2,3	1,75	1,76 ¹⁾
Luftgap	mm	15		
Lindningstyp		2 plan-stavlindr	2 plan-stavlindr	1-plan
Antal statorspår	st	108	108	96
Spår utnyttj per pol: 2 led	st	18	18	12
Spår utnyttj per pol: 1 led	st	-	-	6
Spår utnyttj per pol: 0 led	st	9	9	4
Ledardimension	mm	16x16	15x15,5	12x5,5
Antal parter i ledare	st	1	2	8
Medelhärvans längd	mm	-	-	5930

1) Vid grundlast 10 MVA som bas

Generatordata		Enhet	Q24/Q25	Q38/Q39	Q48/Q49
Kopparvikt		kg	900+6 %	1695+6 %	1780+4 %
Luftavstånd till järn		mm	25	25	25
Rotorlindn resistans		Ω		0,208	0,198
Elektr belastn vink \odot grundl		$^{\circ}$	13,7	16,3	16
Matare		typ	LB 91	LE 102	LE 103
Effekt		kW		42	55
Märkspänning		V		110	115
Märkström		A		365	480
Ankarlind resistans		Ω		0,0172	0,0102
Magnetlind resistans		Ω		18,7	13,09
Komm. lind resistans		Ω		0,0049	0,00386
Kylluftsmängd		m ³ /sek	5,6	8	14
Dämplindning.	Stavar/pol	st	19	19	20
	Stavdimens	\emptyset mm	19	21	22

C. TAPSMÅLINGER

Förluster	Enhet	Q24/Q25		Q38/Q39		Q48/Q49	
		Tong	1/1 last	Tong	1/1 last	Tong	1/1 last
<u>Motor</u>							
Järnförluster	kW	23	23	32	32	63	63
Statorkopparförluster	"	-	17	-	25,1	}	80
Tillsatsförluster	"	-	18	-	7,2		
Rotorkopparförluster	"	5,6/3	20/10	5	16,2	12,5	38,1
Matare förluster	"	-	1	1	2,8	2,5	3,9
Summa	"	28,6/26	79/69	38	83,3	78,0	185,0
<u>Generator</u>							
Järnförluster	"	30	30	28	28	53,0	53,0
Statorkopparförluster	"	-	18	-	21,5	}	145,0
Tillsatsförluster	"	-	25	-	50,5		
Rotorkopparförluster	"	4	11	5,5	17,5	10,0	37,5
Matare förluster	"	-	1	1	3,4	2,3	3,8
Summa	"	34	85	34,5	120,9	65,3	239,1
<u>Hela omformaren</u>							
Luft och lagerfriktion	"	50	50	55	55	72	72
Summa	"	110	204	127,5	259,2	215,3	496,1
<u>Transformator</u>							
Järnförluster	"	8	8	12,1	12,1	19	19
Kopparförluster	"	-	30	-	54,9	-	132
Kylaggregat m m	"	7	7	14,7	14,7	21	21
Summa	"	15	45	26,8	81,7	40	172
Totalsumma	"	125	249	154,3	340,9	255,3	668,1
Förlustprocent	%	-	11,5	-	9,6	-	7,0
Avgiven effekt	kW	-	1920	-	3200	-	8849
Verkningsgrad	%	-	88,5	-	90,4	-	93,0

D. TAPBEREGNINGER

Under følger koden for beregning av tap i statorvikling, feltvikling og dempevikling. Koden beregner også varmeovergangstall.

Dempeviklingen

I første del beregnes strømføring, motstand og tap i dempeviklingen. Det tas utgangspunkt i at dempeviklingen fjerner alt det motroterende feltet. Det betyr at hver dempestavs rms-strøm tilsvarende 1/80-del av rms-strømmen i stator. Denne rms-verdien brukes til beregning av tap i hver stav. Dersom en dempestav ligger ved 0° vil staven føre en strøm som er $\sqrt{2}$ ganger større enn rms-strømmen. Ligger staven ved 45° mekanisk, og dermed på 90° elektrisk, vil ikke staven lede noen strøm.

En vektor, *sps*, opprettes. Denne inneholder strømmene i hver av de 10 dempestavene, basert på antakelsen som nettom er blitt gjort. Disse strømmene er vist i figur 4.4. Det blir så opprettet en vektor, *r*. I denne vektoren legges motstandene i kortslutningsringen mellom én stav og denne stavens tilsvarende stav på neste pol. Altså motstanden mellom én stav og staven på neste pol som fører samme strømmengde. For hvert slikt stavpar ganges kvadratet strømmen som føres med motstanden i kortslutningsringen mellom dem. Disse tapene summeres for hvert stavpar og resultatet blir alle tapene i en kvart kortslutningsring. Dette tallet må til slutt ganges med åtte for å få det totale tapet i kortslutningsringen.

Feltviklingen

For feltviklingen er det tatt utgangspunkt i teorien som ble lagt frem i 4.1. I koden opprettes det et lineært forhold mellom statorstrømmen og feltstrømmen. Tapene i feltviklingen deles opp i to deler. Én del av tapet kommer som følge av dc-motstanden i viklingen og den andre delen har en avhengighet til statorstrømmen.

Statorviklingen

Tapene fra statorviklingen beregnes ved å gange dc-motstanden i viklingen med en faktor 1,3. Dette er etter anbefalinger fra veileder Arne Nysveen. I tillegg til tapet fra viklingene i stator beregnes også fordelingen av jerntapene ut i fra de forutsetninger som er forklart i kapittel 4.3.1.

MatLab-kode

```
1 Last=3;
2 %Belasting, ganger merkestroem
3 T_maskin=90;
4 %Snittemperatur for statorvikling i stator
5 T_polhode=90;
6 %Snittemperatur for statorvikling i polhodet
7 T=(T_maskin*80+T_polhode*(593/4-80))/(593/4);
8 %Snittemperatur for statorvikling
9
10
11 angl=0.0484137;
12 %Vinkel mellom to dempestaver, [rad]
13
14 rad=1.680/2;
15 %Radius stator
16 omkr=rad*2*pi;
17 %Omkrets stator ved luftgap
18 dss=zeros(1,10);
19 %Vektor med elektrisk vinkel for dempestavene
20 vinkel_staver=zeros(1,10);
21 %Vektor med mekanisk vinkel for dempestavene
22 vinkel_staver(1,1)=angl/2;
23 %Stav nr. 1 har halv vinkel ned til symmetriakse
24 dss(1,1)=cos(2*vinkel_staver(1,1));
25 %Elektrisk vinkel, stav nr. en
26 for i=2:10
27     vinkel_staver(1,i)=vinkel_staver(1,i-1)+angl;
28     %Mek.vinkel for stav 2-10
29     dss(1,i)=cos(2*vinkel_staver(1,i));
30     %El.vinkel for stav 2-10
31 end
32
33     templ=0;
34 for j=1:10
35     templ=templ+dss(1,j);
36     %Legger sammen alle de elektriske vinklene for stavene 1-10
37 end
38 templ=templ/10;
39 %Gjennomsnittelig elektrisk vinkel
40 gjs_ang_mek=templ/2;
41 %Gjennomsnittelig mekanisk vinkel
42 I_stator=1925*Last;
43 %Stroem i stator
44 I_stator_mot=I_stator/2;
```

```
45 %Andel av statorstroem som driver motroterende felt
46 ant_pol=4;
47 %Antall poler
48 ledere_per_pol=30;
49 %Statorledere per pol
50 ant_ledere=ledere_per_pol*ant_pol;
51 %Antall ledere i stator for hele maskinen
52
53 tempeff=(1+T*0.003862);
54 %Endring av resistivitet for kobber som funksjon av temperatur
55 lengde_stav=1.600;
56 %Lengde dempestav
57 motstand_stav=(4.46803e-5)*tempeff*lengde_stav;
58 %Motstand for en dempestav
59
60 kortsl_ring_motstand=6.45183e-6*tempeff
61 %Motstand per meter i demperingen
62
63
64 stromtetthet=I_stator_mot*ant_ledere;
65 %Totalt antall ampere over hele stator
66 strom_per_stav_rms=stromtetthet/80;
67 %Stroem per dempestav, rms
68 strom_per_stav_max=strom_per_stav_rms*sqrt(2);
69 %Stroem per dempestav, max
70 tap_per_stav=strom_per_stav_rms^2*motstand_stav;
71 %Tap per dempestav
72 x=strom_per_stav_max;
73 ac_tillegg=(x^2*8.4976e-5+x*6.509e-8)*1.6*80;
74 %Tilleggstep for ac-effekter for dempestavene
75
76 r=zeros(1,10);
77 sps=zeros(1,10);
78 temp2=0;
79 tap_kvart_ring_per_stavsett=0;
80 for k=1:10
81     sps(1,k)=strom_per_stav_max*dss(1,k);
82     %Stroem i dempestav
83     r(1,k)=rad*(pi/2-2*vinkel_staver(1,k))*kortsl_ring_motstand;
84     %Motstand i demperingen mellom denne staven og tilsvarende stav paa neste pol
85     tap_kvart_ring_per_stavsett=tap_kvart_ring_per_stavsett+r(1,k)*sps(1,k)^2;
86     %Tap per kvarte ring per stavsett
87     temp2=temp2+sps(1,k);
88     %Legger sammen alle stroemmene i stavene
89 end
90 temp2
91 tap_kvart_ring_per_stavsett*8
92 totale_tap_demp=tap_kvart_ring_per_stavsett*8+tap_per_stav*80+ac_tillegg;
93 %Totale tap i dempeviklingen
94
95 tap_stav_comsol=(tap_per_stav*80+ac_tillegg)/(80*pi*0.011^2*1.6);
96 %Dempeviklingstep for comsolmodell
97
98 a=zeros(1,20);
99 b=zeros(1,20);
100 c=zeros(1,20);
101 s=0;
```



```

102 for o=1:10
103     a(1,o)=vinkel_staver(1,o);
104     b(1,o)=sps(1,o);
105     if o==1
106         c(1,o)=sps(1,o);
107     else
108         c(1,o)=c(1,o-1)+sps(1,o);
109     end
110     a(1,10+o)=pi/2-vinkel_staver(1,11-o);
111     b(1,10+o)=-sps(1,11-o);
112     s=s+sps(1,o);
113 end
114
115 for o=11:20
116     c(1,o)=c(1,21-o);
117 end
118
119
120 %figure
121 plot(a*180/pi,b,'b+',a*180/pi,c/10,'r-x')
122 title('Stroemfoering i dempestavene og kortslutningsringen')
123 xlabel('Vinkel, mekanisk [grader]') %Plotter figur som viser
124 ylabel('Stroem [A]') %Stroemfoering i dempestaver
125 hl = legend('Stroem per dempestav','1/10 Stroem i kortslutningsring');
126
127 c=0;
128 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% FELTVIKLING %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
129
130 g=zeros(1,1925*3+1);
131 h=zeros(1,1925*3+1);
132 for j=0:1925*3
133     I_f=205+((322-205)/1925)*j;
134     %Feltstroem som funksjon av statorstroem
135     R_f=0.238+((0.2745-0.238)/1925^2)*j^2;
136     %Motstand i feltvikling som funksjon av statorstroem, grunnet temperatur
137     k1=(8840/1925^2);
138     %Konstant for statorstroemavhengige tap i feltvikling
139
140     P_feltvikling=(R_f*I_f^2)+(k1*j^2);
141     %Tap i feltviklingen
142     tap_felt_comsol=P_feltvikling/0.4380;
143     %Tap i feltviklingen for Comsolmodell
144     g(1,j+1)=P_feltvikling;
145     %Vektor med tap i feltvikling
146     h(1,j+1)=R_f*I_f^2;
147     %Vektor med tap i feltvikling, kun den delen som er grunnet feltstroemmen
148 end
149 j=0:1925*3;
150 %figure
151 plot(j,g/1000,'b',j,h/1000,'r')
152 title('Tap i feltviklingen')
153 xlabel('Stroem i statorvikling [A]')
154 ylabel('Tap i feltvikling [kW]')
155 h2=legend('Totale tap i feltvikling','Tap grunnet DC-motstand');
156 %Plotter tapene i feltvikling
157
158 %g(1,1925+1)

```

```

159 % (g(1,1925*1.5+0.5)+g(1,1925*1.5+1.5))/2
160 %g(1,1925*2+1)
161 % (g(1,1925*2.5+0.5)+g(1,1925*2.5+1.5))/2
162 %g(1,1925*3+1)
163 %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% STATORVIKLING %%%%%%%%%%%
164
165
166 A_vikl=0.0055*0.012*8;
167 %Areal, statorvikling
168 l_avg=5.930;
169 %Gjennomsnittslengde for en vikling
170 ant_ledere=60;
171 %Antall viklinger i stator
172 rho_kobber=1.55E-8*(1+T*0.003862);
173 %Resistivitet, kobber
174 R_kobber=rho_kobber*60*l_avg/A_vikl;
175 %Motstand statorvikling
176
177 tap_stator=I_stator^2*R_kobber*1.3;
178 %Tap i stator, her ganget med en faktor 1.3
179
180 tap_stator_for_comsol=(tap_stator/(60*2));
181 %Tap i stator for Comsolmodell
182
183 %figure
184 i=1:3*1925;
185 y=i.^2*R_kobber*1.3;
186 plot(i,y/1000,'b-')
187 xlabel('Stroem i statorvikling [A]')
188 ylabel('Tap i statorvikling [kW]')
189 title('Tap i statorvikling')
190 %Plottet tap i statorvikling
191
192 %1925^2*R_kobber*1.3
193 %(1925*1.5)^2*R_kobber*1.3
194 %(1925*2)^2*R_kobber*1.3
195 %(1925*2.5)^2*R_kobber*1.3
196 %(1925*3)^2*R_kobber*1.3
197
198 %%%%%%%%%% TOTALE TAP I ROTOR %%%%%%%%%%%
199
200 P_rotor=37300+totale_tap_demp; %Totale tap i rotor
201
202
203 T_luft=25;
204 %Omgivelsestemperatur
205 for h=1:50
206
207 rho_luft=1.293+(T_luft*(-0.0031357143));
208 %Tetthet luft [kg/m^3]
209 v=13.3E-6+(T_luft*0.101786E-6);
210 %Kinematisk viskositet
211 Cp=1.005E3+(T_luft*5.71E-2);
212 %Spesifikk varmekapasitet
213 k=0.0243+(T_luft*7.14E-5);
214 %Termisk konduktivitet
215 Pr=0.715-(0.0001428571*T_luft);

```



```

273
274
275
276 for a=1:100
277
278 T_1=(T_0+T_12)/2; %Temperatur, omraade 1[*C]
279
280 rho_luft=1.293+(T*(-0.0031357143)); %Tetthet luft [kg/m^3]
281 v=13.3E-6+(T_1*0.101786E-6); %Kinematisk viskositet
282 Cp=1.005E3+(T_1*5.71E-2); %Spesifikk varmekapasitet
283 k=0.0243+(T_1*7.14E-5); %Termisk konduktivitet
284
285
286 Re1=(Dh_1*rho_luft*u_m_1)/v; %Reynholdstallet, omraade 1
287
288 Pr=0.715-(0.0001428571*T_1); %Prandtlallet
289
290 n=0.4;
291 Nu1=0.023*Re1^(4/5)*Pr.^n; %Nusselttallet
292 hl=Nu1*k/Dh_1; %Varmeovergangstallet
293
294 T_12=T_0+tap_1/(ls*Cp*rho_luft);
295 end
296 for b=1:100
297
298 T_2=(T_12+T_23)/2; %Temperatur[*C]
299
300 rho_luft=1.293+(T_2*(-0.0031357143)); %Tetthet luft [kg/m^3]
301 v=13.3E-6+(T_2*0.101786E-6); %Kinematisk viskositet
302 Cp=1.005E3+(T_2*5.71E-2); %Spesifikk varmekapasitet
303 k=0.0243+(T_2*7.14E-5); %Termisk konduktivitet
304
305
306 Re2=(Dh_2*rho_luft*u_m_2)/v; %Reynholdstallet
307
308 Pr=0.715-(0.0001428571*T_2); %Prandtlallet
309
310
311 n=0.4;
312
313 Nu2=0.023*Re2^(4/5)*Pr.^n; %Nusselttallet
314
315 h2=Nu2*k/Dh_2; %Varmeovergangstallet
316
317 T_23=T_12+tap_2/(ls*Cp*rho_luft);
318 end

```

E. MATLAB-KODE FOR BEREGNING AV TERMISK UTVIDELSE

```
1 %Utvidelse i metall pga. varme
2
3 Last=1;
4 %Belasting, ganger merkestroem
5 T_maskin=31.3;
6 %Snittemperatur for statorvikling i stator
7 T_polhode=41.3;
8 %Snittemperatur for statorvikling i polhodet
9 T=(T_maskin*80+T_polhode*(593/4-80))/(593/4);
10 %Snittemperatur for statorvikling
11
12 a=zeros(1,3*1925+1);
13 b=zeros(1,3*1925+1);
14 c=zeros(1,3*1925+1);
15 d=zeros(1,3*1925+1);
16 e=zeros(1,3*1925+1);
17 f=zeros(1,3*1925+1);
18 g=zeros(1,3*1925+1);
19 for I_stator=0:1925*3;
20 angl=0.0484137;
21 %Vinkel mellom to dempestaver, [rad]
22
23 rad=1.680/2;
24 %Radius stator
25 omkr=rad*2*pi;
26 %Omkrets stator ved luftgap
27 dss=zeros(1,10);
28 %Vektor med elektrisk vinkel for dempestavene
29 vinkel_staver=zeros(1,10);
30 %Vektor med mekanisk vinkel for dempestavene
31 vinkel_staver(1,1)=angl/2;
32 %Stav nr. 1 har halv vinkel ned til symmetriakse
33 dss(1,1)=cos(2*vinkel_staver(1,1));
34 %Elektrisk vinkel, stav nr. en
35 for i=2:10
36     vinkel_staver(1,i)=vinkel_staver(1,i-1)+angl;
37     %Mek.vinkel for stav 2-10
38     dss(1,i)=cos(2*vinkel_staver(1,i));
39     %El.vinkel for stav 2-10
40 end
41
42     templ=0;
43 for j=1:10
```

```
44     temp1=temp1+dss(1,j);
45     %Legger sammen alle de elektriske vinklene for stavene 1-10
46 end
47 temp1=temp1/10;
48 %Gjennomsnittelig elektrisk vinkel
49 gj_s_ang_mek=temp1/2;
50 %Gjennomsnittelig mekanisk vinkel
51
52 I_stator_mot=I_stator/2;
53 %Andel av statorstroem som driver motroterende felt
54 ant_pol=4;
55 %Antall poler
56 ledere_per_pol=30;
57 %Statorledere per pol
58 ant_ledere=ledere_per_pol*ant_pol;
59 %Antall ledere i stator for hele maskinen
60
61 tempeff=(1+T*0.003862);
62 %Endring av resistivitet for kobber som funksjon av temperatur
63 lengde_stav=1.600;
64 %Lengde dempestav
65 motstand_stav=(4.46803e-5)*tempeff*lengde_stav;
66 %Motstand for en dempestav
67
68 kortsl_ring_motstand=6.45183e-6*tempeff;
69 %Motstand per meter i demperingen
70
71
72 stromtetthet=I_stator_mot*ant_ledere;
73 %Totalt antall ampere over hele stator
74 strom_per_stav_rms=stromtetthet/80;
75 %Stroem per dempestav, rms
76 strom_per_stav_max=strom_per_stav_rms*sqrt(2);
77 %Stroem per dempestav, max
78 tap_per_stav=strom_per_stav_rms^2*motstand_stav;
79 %Tap per dempestav
80 x=strom_per_stav_max;
81 ac_tillegg=(x^2*8.4976e-5+x*6.509e-8)*1.6*80;
82 %Tilleggstap for ac-effekter for dempestavene
83
84 r=zeros(1,10);
85 sps=zeros(1,10);
86 temp2=0;
87 tap_kvart_ring_per_stavsett=0;
88 for k=1:10
89     sps(1,k)=strom_per_stav_max*dss(1,k);
90     %Stroem i dempestav
91     r(1,k)=rad*(pi/2-2*vinkel_staver(1,k))*kortsl_ring_motstand;
92     %Motstand i demperingen mellom denne staven og tilsvarende stav paa neste pol
93     tap_kvart_ring_per_stavsett=tap_kvart_ring_per_stavsett+r(1,k)*sps(1,k)^2;
94     %Tap per kvarte ring per stavsett
95     temp2=temp2+sps(1,k);
96     %Legger sammen alle stroemmene i stavene
97 end
98 e(1,I_stator+1)=tap_kvart_ring_per_stavsett*8;
99 f(1,I_stator+1)=tap_per_stav*80+ac_tillegg;
100 totale_tap_demp=tap_kvart_ring_per_stavsett*8+tap_per_stav*80+ac_tillegg;
```

```

101 %Totale tap i dempeviklingen
102 g(1,I_stator+1)=totale_tap_demp;
103 tap_ring_nom=888.9067;
104 tap_stav_nom=189.2954;
105
106 tap_ring=tap_kvart_ring_per_stavsett*4;
107 tap_stav=strom_per_stav_rms^2*motstand_stav;
108
109 t=3*60;
110 r_stav=1.1;
111 l_stav=160;
112 r_y=166.4/2;
113 r_i=r_y-10;
114 bredde_ring=3.5;
115 exp_kobber=16.6e-6;
116 varmekap_kobber=3.45;
117
118
119
120 pluss_stav=tap_stav-tap_stav_nom;
121 pluss_ring=tap_ring-tap_ring_nom;
122
123
124 dT_stav=(pluss_stav*t)/((l_stav*pi*r_stav^2)*varmekap_kobber);
125 dT_ring=(pluss_ring*t)/(bredde_ring*pi*(r_y^2-r_i^2)*varmekap_kobber);
126
127
128 a(1,I_stator+1)=l_stav*exp_kobber*dT_stav*10;
129 b(1,I_stator+1)=r_stav*exp_kobber*dT_stav*10;
130
131 c(1,I_stator+1)=(r_y+r_i)/2*exp_kobber*dT_ring*10;
132 d(1,I_stator+1)=bredde_ring*exp_kobber*dT_ring*10;
133 end
134 i=1:1925*3+1;
135 figure
136 plot(i,a)
137 title('Termisk utvidelse av dempestav i lengderetning etter tre minutter')
138 xlabel('Stroem i stator [A]')
139 ylabel('Termisk utvidelse [mm]')
140 h3=legend('Dempestav lengderetning');
141
142 figure
143 plot(i,b,i,c)
144 title('Termisk utvidelse av dempestav radius og kortslutningsring etter tre minutter')
145 xlabel('Stroem i stator [A]')
146 ylabel('Termisk utvidelse [mm]')
147 h4=legend('Dempestav radiell','Kortslutningsring radiell');
148
149 %{
150 figure
151 plot(i,e/1000,'r',i,f/1000,i,g/1000)
152 title('Tap i dempeviklingen')
153 xlabel('Stroem i stator [A]')
154 ylabel('Tap [kW]')
155 h4=legend('Kortslutningsringer','Dempestaver','Totalt');
156 %}

```