

Utnyttelse av omformer- kapasiteten i Oslo-området

Februar 2003



Prosjektnr.:	292192
Saksref.:	02/4556 JI 135
Prosjektnavn:	Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området
Oppdragsgiver:	Jernbaneverket BaneEnergi
Rapport nr.:	01

Sammendrag

På bakgrunn av vurderingene i denne rapporten kan det ikke anbefales at det gjøres store investeringer i ny omformerstasjon i Oslo-området på grunn av kravene til redundans i strømforsyningen. Med den forutsatte fremtidige trafikkveksten er det stor sannsynlighet for at en løsning med begrensnere på spenningsregulatorene i omformerstasjonene Asker, Alnabru og Holmlia vil gi den ønskede sikkerhet mot utfall i en avvikssituasjon i strømforsyningen.

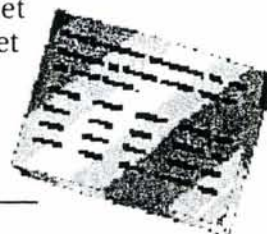
I simuleringene er det funnet at spenningsregulatorer med begrensingsfunksjoner vil gi en god sikkerhet mot overbelastning. Med spenningsregulatorer med begrensingsfunksjon installert også i de roterende omformerstasjonene (de statiske omformerstasjonene har allerede slike funksjoner) er det i langt større grad enn tidligere den totale ytelsen i området som er av betydning. Overbelastning av omformerstasjonene kan da uansett unngås, hovedproblemet blir å ha tilstrekkelig installert ytelse slik at spenningsnivået i området blir akseptabelt også i avvikssituasjoner. Installert ytelse, spesielt i Asker omformerstasjon, bør derfor i henhold til kapittel 2.3 utredes nærmere. Det er funnet at 2 x 10 MVA i Asker ikke er tilstrekkelig og det kan med stor sikkerhet konkluderes med at 3 x 10 MVA vil være tilstrekkelig. Hvorvidt 2 x 10 MVA + 5, 8 MVA er tilstrekkelig er noe usikkert og bør utredes.

Enkelte ruter og togsammensetninger i den benyttede ruteplanen er i henhold til Jernbaneverkets rutekontor ikke lenger aktuelle og vil kunne gi en for høy belastning på banestrømforsyningen i simuleringene. Dette gir en ytterligere usikkerhet i hvor stor ytelse som egentlig behøves i Asker omformerstasjon.

Strøm/temperaturbegrensnere anbefales, uansett hvilke andre tiltak som innføres, som en rimelig forsikring for å redusere uønskede utfall.

Det er ikke funnet at tekniske løsninger som omfatter installering av SVC-anlegg og oppdeling av kontaktledningsanlegget er gode nok løsninger for å redusere belastningen i Holmlia.

Det anbefales at det utarbeides en ny dimensjonerende ruteplan for Oslo-området siden flere forutsetninger i den eksisterende ruteplanen ikke lenger er gyldige. Det anbefales at det utføres en grunnsimulering med ny ruteplan for å se hvorvidt denne gir betydelig lavere belastning i de utsatte omformerstasjonene.



Dersom man velger å fortsette å legge den eksisterende ruteplanen til grunn for dimensjonering av banestrømforsyningen i Oslo-området, anbefales det å øke den installerte ytelsen i Asker til $2 \times 10 + 5,8$ MVA i simuleringene og gjøre en ny simulering med begrensere installert i Asker, Holmlia og Alnabru. Dette forutsetter at man utvikler en termisk modell for Q38-aggregatet.

En studie av reguleringsstrategien som ser på muligheten for at nye regulator typer for spenningsvinkel og amplitude kan bedre samkjøringen i Oslo-området som nevnt i kapittel 1.1 (punkt 5 og 6) anbefales utført for å redusere energitapene i systemet.

For BanePartner:

Prosjektansvarlig (PA): Siri Fredriksen Aas

Signatur:



Prosjektleder (PL):

Frode Johannessen

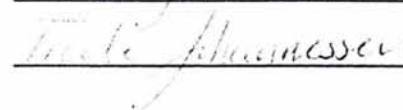
Signatur:



Rapport utarbeidet av:

Frode Johannessen

Signatur:



SIDE FOR DOKUMENTKONTROLL

Oppdragsgiver: Jernbaneverket BaneEnergi

Prosjektbeskrivelse: Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området

Prosjektnr: 292192

Dokumenttittel: Hovedrapport

Dokument nr.: 01

Rev.nr: 0

Sjekkpunkter	Utførende (saksbehandler) (dato/sign.)	Kontroll (SL) /andre (dato/sign)
Samsvar med egne fagkrav og bestemmelser	2003-01-10 / [sign]	4/2-03 [sign]
Samsvar med andre fag	2003-01-10 / [sign]	4/2-03 [sign]
Samsvar med kontrakt	2003-01-10 / [sign]	4/2-03 [sign]
Disposisjon, logisk oppbygging, presentasjon	2003-01-10 / [sign]	4/2-03 [sign]
Språk	2003-01-10 / [sign]	4/2-03 [sign]

Generelle kommentarer:

Dokument godkjent for utsendelse

Dato:

Sign.

Innhold

1. INNLEDNING	1
1.1 BAKGRUNN.....	3
1.2 MÅLSETTING	3
1.3 FORUTSETNINGER.....	4
2. OPPSUMMERING AV DELRAPPORTENE.....	5
2.1 SEKSJONERING AV KONTAKTLEDNINGSANLEGGET VED HOLMLIA	5
2.2 MÅLING FOR VERIFISERING AV MODELLER FOR STRØM- OG TEMPERATURBEGRENSERE.....	5
2.3 STRØM- OG TEMPERATURBEGRENSERE I OSLO-OMRÅDET	6
3. DISKUSJON	7
3.1 RUTEPLAN SOM LEGGES TIL GRUNN	7
3.2 KRAV TIL REDUNDANS.....	7
3.3 VALG AV BEGRENSER TIL SPENNINGREGULATORER	8
4. KONKLUSJON OG ANBEFALING.....	10
4.1 VIDERE ARBEID	10
5. REFERANSEDOKUMENTER	11
6. VEDLEGG.....	12

1. Innledning

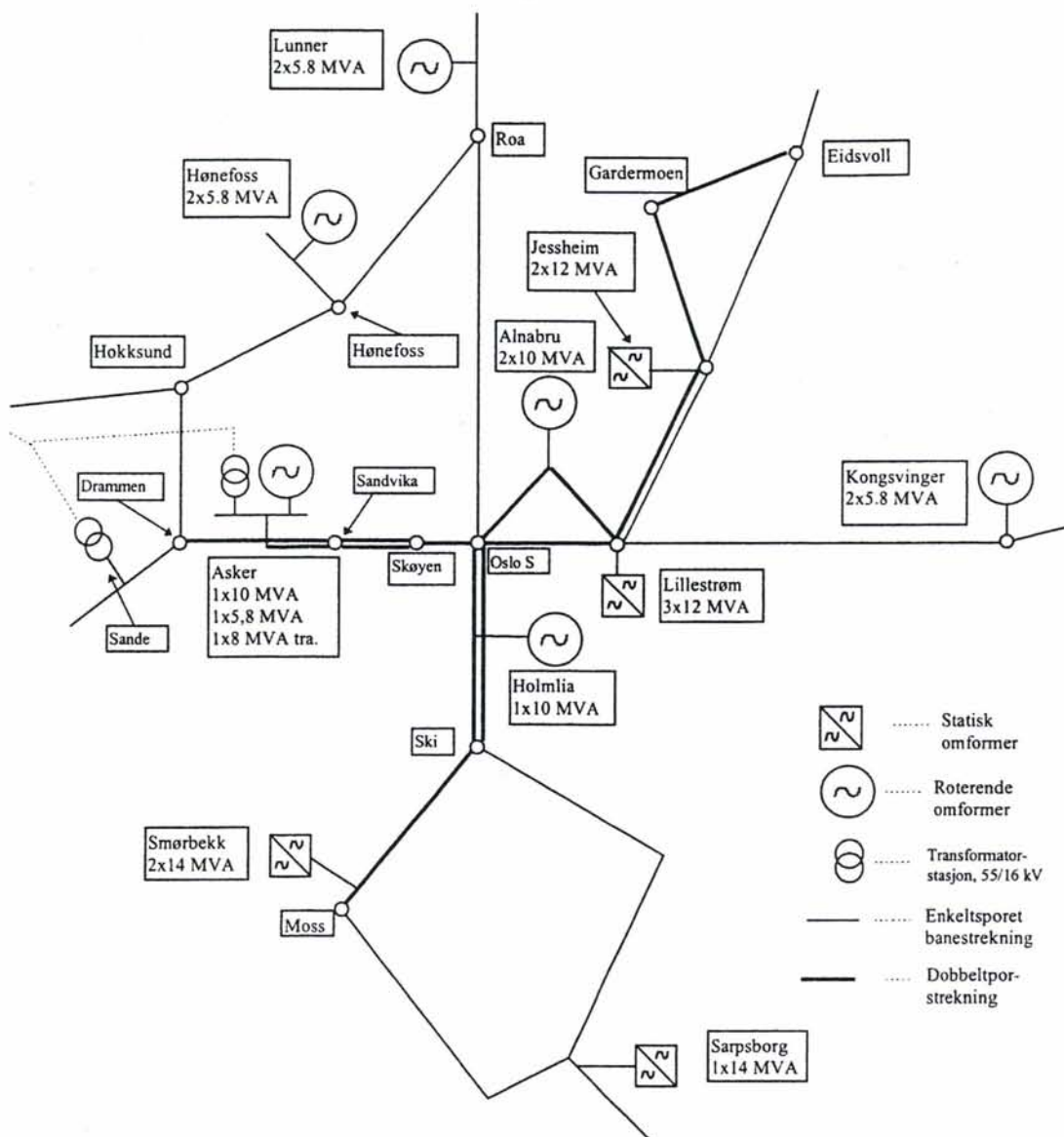
Banestrømforsyningen i det sentrale Oslo-området består av omformerstasjonene Holmlia, Asker, Alnabru og Lillestrøm. Figur 1 viser en skjematisk fremstilling av nettet. Angitt omformerytelse er lik den simulerte omformerytelsen i [1] og [2]. Omformerstasjonene i Oslo-området ligger relativt tett plassert og består av få aggregater med høy ytelse.

Teknisk regelverk stiller krav til redundans i banestrømforsyningen. Redundanskriteriet for omformeraggregater i Oslo-området er formulert slik i utgave 01.01.02 [3] (kapittel 5.2 punkt 3):

Energiforsyningen dimensjoneres slik at utfall av en mateenhet i én matestasjon ikke fører til overbelastning av andre mateenheter i samme stasjon eller i nabostasjoner. I Oslo-området skal energiforsyningen dimensjoneres slik at det ikke fører til overbelastning av mateenheter i matestasjonene med en mateenhet planlagt ute av drift i en matestasjon og samtidig utfall av en mateenhet i en annen matestasjon. Dimensjonerende belastning legges her til grunn.

...Med mateenhet menes her en omformerenhet i en omformerstasjon eller transformator i en transformatorstasjon i forbindelse med en fjernledning.

...Med Oslo-området menes her banestrekningene med baneprioritet 1 i østlandsområdet.



Figur 1 Skjematisk fremstilling av banestrømforsyningen i Oslo-området

Tidligere utredninger, hovedplaner og kraftsystemplaner ([1],[4],[5]) har konkludert med at det er en reell fare for overbelastning og utfall av stasjoner i Oslo-området. Problemet med overbelastning oppstår i spesielle driftssituasjoner som beskrevet i teknisk regelverks krav til redundans og innebærer ett omformeraggregat ute av drift i to stasjoner samtidig. Simuleringer i SIMTRAC har vist at Holmlia omformerstasjon er mest utsatt for overbelastning. Holmlia blir spesielt hardt belastet dersom det er ett aggregat ute av drift i denne stasjonen samtidig med at det er ett aggregat (10 MVA) ute av drift i Asker omformerstasjon.

Tidligere studier ([1],[4],[5]) har anbefalt bygging av en ny omformerstasjon sentralt i Oslo-området. På grunn av de store investeringene en ny omformerstasjon innebærer, er det startet opp et prosjekt i regi av Bane Energi som skal utrede mulige alternativer for å kunne utsette investering i ny omformerstasjon.

I tillegg til denne rapporten er det utarbeidet tre delrapporter som ligger i henholdsvis vedlegg 1, 2 og 3.

1.1 Bakgrunn

Holmlia omformerstasjon vil i den skisserte driftssituasjonen belastes med en stor andel reaktiv effekt som skyldes vinkelforskjeller mellom Holmlia omformerstasjon og Smørbekk omformerstasjon. Vinkelforskjellene mellom Holmlia og Smørbekk skyldes i hovedsak at Holmlia omformerstasjon har et større antall tog i sin nærhet, høyere belastningsgrad og dermed en større belastningsvinkel (polhjulsinkel). Asker omformerstasjon er også relativt høyt belastet i de utførte studiene.

På et møte hos Bane Energi 7. desember 2001 ble det diskutert ulike tiltak for å redusere utvekslingen av reaktiv effekt mellom Holmlia og Smørbekk og redusere risikoen for utfall av stasjoner i hele Oslo-området. De foreslåtte tiltakene på møtet er listet opp under, møtereferatet ligger som vedlegg 5:

1. Vurdering av overordnede krav ("redundanskriteriene").
2. Ny simulering med økt ytelse i Asker, roterende fasekompensator i Ski (og deling av kl-nettet.).
3. SVC/Shuntbatteri på 1-fase siden i Holmlia, og/eller (?) roterende fasekompensator i Ski.
4. Felt- og statorstrømbegrensning for generatorer (ny spenningsregulator). Dette blir trolig tema i hovedoppgaven for NTNU student Steinar Danielsen vår 2002.
5. Effektregulering av statiske omformere (regulering på frekvens (statikk)). Dekobling av fasevinklene på 1-fase og 3-fasesiden (regulere X_q kontinuerlig).
6. EMS (driftsentralen) inklusiv kommunikasjon mellom regulatorer for optimal regulatorinnstilling.
7. Aktiv utnyttelse av spenningsregulator (evt.: spenningsreguleringsfunksjon) i rullende materiell

Forslagene er i etterkant blitt vurdert slik:

Punkt 1; anbefales utredet av Jernbaneverket Hovedkontoret

Punkt 2; utføres ved hjelp av simuleringer i Simtrac

Punkt 3; utføres ved hjelp av simuleringer i Simtrac

Punkt 4; utføres i hovedoppgave ved NTNU og videre studier av Jernbaneverket

Punkt 5; bør utføres, men mer som et virkemiddel for å redusere energitap

Punkt 6; som punkt 5

Punkt 7; utføres ikke i denne omgang siden spenningen i Oslo-området er såpass stiv at reduksjonen av strømtrekk fra toget som funksjon av kontaktledningsspenningen må inngripe svært tidlig. Dette kan gi problemer med trafikkfremføringen. En endret spenningsavhengighet er også vanskelig å implementere på eldre materiell som ikke er softwarestyrt i samme grad som det nye asynkronmateriellet. I forbindelse med spenningsregulatorer med begrensingsfunksjon i de roterende omformerstasjonene kan dette allikevel være interessant, men svært komplisert å gjennomføre.

Våren 2002 ble det utført en simulering med SVC-anlegg på Ski som foreslått i punkt 3. Resultatene av denne simuleringen finnes i notatet "Simulering av Oslo-området med SVC anlegg på Ski og øket ytelse i Asker" som også ligger vedlagt (vedlegg 4).

Steinar Danielsen utarbeidet i sin hovedoppgave ved NTNU ([2]) modeller av en felt/statorstrømbegrensende spenningsregulator og en temperaturbegrensende spenningsregulator som nevnt i punkt 4 over. Resultatene av simuleringer med disse utført i hovedoppgaven var meget gode.

1.2 Målsetting

Denne rapporten skal oppsummere og konkludere delrapportene som studerer nærmere to av forslagene som kom opp på møtet 7. desember 2001. Følgende punkter i listen fra møtet er det ønsket å studere nærmere:

2. . Ny simulering i Simtrac med økt ytelse i Asker, roterende fasekompensator i Ski (og deling av kontaktledningsnettet.). Det simuleres kun med delt kontaktledningsanlegg mellom Holmlia og Ski ikke med SVC anlegg på Ski.

4. Felt- og statorstrømbegrensning for generatorer (ny spenningsregulator). Verifisering og videre utredning av spenningsregulatorene som ble utviklet i [2].

1.3 Forutsetninger

Simuleringene i Simtrac bygger på modellene av Oslo-området og trafikk for år 2005 som utviklet til [4].

2. Oppsummering av delrapportene

2.1 Seksjonering av kontaktledningsanlegget ved Holmlia

Rapporten ligger i sin helhet i vedlegg 1. Under er det gjengitt ett kort sammendrag.

I denne rapporten har en simulert forslaget med å bryte samkjøringen mellom Holmlia og Ski. Bruddet er tatt på utgående linjebrytere i Holmlia for å redusere belastningen i Holmlia mest mulig. Simuleringene er utført i programmet SIMTRAC. Simuleringsresultatene viser en redusert belastning i forhold til tidligere simuleringer av den samme trafikksituasjonen med samkjøring. I forhold til nominelle verdier for times- og seksminuttsbelastning ligger de beregnede resultatene helt på grensen til overbelastning. Med en forventet feilmargin på 15 - 20 % vil Holmlia omformerstasjon kunne overbelastes termisk.

Basert på strømtoppene som er beregnet i Holmlia kan man konkludere med at det er en stor fare for at stasjonen faller ut på grunn av triggering av vernutrustningen i stasjonen, fortrinnsvis overstrømsvernet for generatoren.

Asker omformerstasjon har i tidligere simuleringer vært høyt belastet, men ikke overbelastet. Ved utfall av samkjøringen mellom Holmlia og Ski viser resultatene at Asker omformerstasjon får en merbelastning som fører til overbelastning. Dersom ytelsen i Asker økes til tre 10 MVA aggregater vil dette gi den nødvendige reservekapasitet i den studerte driftssituasjonen.

De beregnede spenningsforholdene i området mellom Holmlia og Ski og sannsynligvis også på østre linje, tilfredsstillende ikke krav i IEC 60 850 og PrEN 50 163 til kontaktledningsspenning i avvikssituasjoner. Det dreier seg imidlertid om svært kortvarige spenningsdipper i forbindelse med togenes pådrag. Siden Holmlia omformerstasjon står i fare for å falle ut i den simulerte driftssituasjonen, er det ikke sett på tiltak som kan bedre spenningsforholdene, for eksempel SVC-anlegg på Ski.

Som en oppsummering kan man si at å ta ut samkjøringen mellom Holmlia og Ski har redusert belastningen i Holmlia, men ikke tilstrekkelig dersom man tar hensyn til unøyaktigheter i beregningen og i forhold til kortvarige strømtopper. Det er i henhold til beregningsresultatene stor risiko for at hele stasjonen faller ut i den simulerte driftssituasjonen. Utkobling av samkjøringen fører også til at Asker omformerstasjon vil ha behov for forsterkning.

2.2 Måling for verifisering av modeller for strøm- og temperaturbegrensere.

Rapporten ligger i sin helhet i vedlegg 2, under er et kort sammendrag.

Formålet med denne rapporten er å verifisere den enkle termiske modellen samt SIMPOWs modellering av den magnetiske metningen i synkronmaskiner gjennom målinger. På den måten kan en få et inntrykk av hvor riktige modellene er og hvor riktig simuleringsresultatene dermed blir.

Det er gjennomført en måling av de nødvendige størrelsene på generatoren til omformer nummer 83 som står i Asker under vanlig drift og i tomgang. Belastningen som ble målt var ikke høy nok til at en kan si noe om nøyaktigheten til modellene og dermed begrensene i det området som de er tenkt brukt, altså rundt merkelast. Målingene er forringet av støy samt at det er usikkerhet rundt spenningsfallet over børster og sleperinger for utregning av temperaturen i rotor.

Ved de belastningene som er målt og simulert er differansen mellom den målte temperaturen og den simulerte oftest innen et område på 10 [K], unntaksvis opp til 15.

Avhengig av hvor nøyaktig en ønsker modellene og simuleringsresultatene bør en legge ned mer arbeid i detaljering og verifisering av modellene. Det er vanskelig å kategorisk anbefale hvilke parameteroppsett som bør brukes i framtiden på bakgrunn av de målingene og

sammenligningene en har gjort da den målte og simulerte belastningen ikke er den samme som det tiltenkte arbeidsområdet for modellene.

For å være på den sikre siden bør en bruke den modellen som gir de høyeste temperaturene ved høy belastning da dette gir mest konservative resultater. Til videre trafikksimuleringer med begrensere anbefales modellene, både strømbegrensere og temperaturbegrensere, som brukt i simulering 1 uten magnetisk metning og med merkecos ϕ lik 0,9 utledet i [2].

2.3 Strøm- og temperaturbegrensere i Oslo-området

Rapporten ligger i sin helhet i vedlegg 3.

I nevnte hovedoppgave ([2]) er det gjort trafikksimuleringer i SIMTRAC med utfall av et 10 MVA aggregat i Asker og et 10 MVA aggregat i Holmlia omformerstasjon. Installert ytelse i Asker var $2 \times 10 + 5,8$ MVA. Det var installert begrensere på det gjenværende aggregatet i Holmlia. Simuleringen viste at aggregatet ble beskyttet mot overbelastning, men at belastningen på omformerstasjonene rundt økte. Derfor ble det anbefalt å utføre simuleringer med begrensere også i Asker og Alnabru.

I denne rapporten studeres belastning på omformerne og spenningen på kontaktledning med den samme trafikksituasjonen, men med en installert ytelse i Asker på 2×10 MVA og installerte spenningsregulatorer med begrensere, henholdsvis strøm og temperaturbegrensere, i Asker, Holmlia og Alnabru. Simuleringene viser at aggregatene med installerte begrensere beskyttes mot overlast, men at en får en kollektiv spenningssenkning i Oslo for å trekke inn effekt fra de perifere områdene og redusere lastuttaket i togene. Dette fører til at enkelte tog opplever spenninger under 11,0 kV, hvilket ikke tilfredstiller de krav som IEC 60850 og prEN 50163 stiller.

På grunn av de lave spenningene anbefales det å øke den installerte ytelsen i Asker til $2 \times 10 + 5,8$ MVA og gjøre en ny simulering med begrensere installert i Asker, Holmlia og Alnabru.

3. Diskusjon

3.1 Ruteplan som legges til grunn

Ruteplanen som ligger til grunn for alle simuleringene i dette prosjektet ble utarbeidet i 1998 ([4]). Ruteplanen ble da satt opp ut fra hva man forventet seg ville være rushtidssituasjonen i 2005. I ruteplanen ligger en jevn utskifting av materiell på regionaltogstrekningene fra motorvognsett type 69 til motorvognsett type 72. De frigjorte 69-settene på regionaltogstrekningene er delvis benyttet til å forlenge togene på strekningen Sandvika – Ski fra doble trevognsett til doble trevognsett pluss ett tovgognsett. De nye type 72-settene er antatt satt inn på regionaltogstrekningene Spikkestad - Moss, Skøyen – Mysen og Kongsberg – Eidsvoll. I rushtiden er det antatt at det vil gå doble 72-sett på de regionale strekningene. For de andre rutene er oppsettet omtrent som dagens situasjon.

Jernbaneverkets rutekontor ved Nils Hansegård er av den oppfatning at det ikke lengre er aktuelt med lokaltog Sandvika-Ski siden man ikke planlegger vendespor i Sandvika. Det kan bli vendespor på Stabekk, men per i dag snur de på Skøyen. Det er heller ikke særlig aktuelt med en forlengning av doble 69-sett til tredoble sett på grunn av at dette gir forsinket innkjøring til stasjonene og dermed forstyrrelser i trafikken. De tredoble togene Sandvika – Ski må antas å utgjøre en stor del av belastningen på Holmlia og til dels Asker omformerstasjon i simuleringene. Når disse faktorene i ruteplanen faller bort er det grunn til å tro at man har bedre kapasitet i banestrømforsyningen enn antatt i tidligere planer ([1],[4],[5]). Som en virkning i motsatt retning kommer at man har planer om å sette inn type 72 på strekningen Skøyen – Årnes, dette vil sannsynligvis gi en øket belastning i det østre Oslo-området.

I forbindelse med simuleringene av fremtidig banestrømforsyning er også de nye dobbeltsporene Skøyen – Asker og Oslo – Ski tatt med. Det er ikke gjort endringer i trafikkmengden med de nye dobbeltsporene, kun en fordeling av hurtigtog på det nye sporet og lokal- og godstog på det gamle sporet. Dette er en forutsetning som fremdeles gjelder og som må antas å være riktig i overskuelig fremtid.

3.2 Krav til redundans

Et hovedpoeng i forbindelse med behovet for tiltak i banestrømforsyningen i Oslo-området er kravet til redundans i omformerstasjonene. Overbelastningen i Holmlia oppstår kun i situasjoner med høylast og halvert ytelse i de høyest belastede stasjonene. Siden omformerstasjonene i jernbanenettet normalt sett er utstyrt med kun to aggregater innebærer selv den minst mulige reduksjon i ytelsen en halvering av installert ytelse. Kravet om ett aggregat ute av drift i to omformerstasjoner samtidig i Oslo-området er strengere enn for landet for øvrig på grunn av de store konsekvensene et kollaps i strømforsyningen her får.

Kravet til redundans i Oslo-området begrunnes med muligheten for at ett aggregat skal være planlagt ute av drift og at ett aggregat i en annen stasjon skal falle ut på grunn av en feil. Det har vært argumentert med at dette kriteriet kanskje er noe strengt på grunn av alle de statiske omformerstasjonene i Oslo-området som ikke har det samme vedlikeholdsbehovet. Imidlertid er det ikke de statiske omformerstasjonene som gir de potensielle problemene ved utfall av ett aggregat. Det er de tre omformerstasjonene med roterende aggregater, Holmlia, Asker og Alnabru, som er utsatt for overbelastning i en situasjon som beskrevet. Det er altså ett aggregat i to av tre stasjoner, (der den ene sannsynligvis må være Holmlia), som må være ute av drift for å få overbelastning av banestrømforsyningen i Oslo-området. Det kan også tenkes at det er tilstrekkelig med ett aggregat ute kun i Holmlia for å få overbelastning i denne stasjonen. Dette er aldri blitt studert, det vil være naturlig å studere dette i sammenheng med en ny vurdering av redundanskriteriet for Oslo-området. En ny vurdering av redundanskriteriet i Teknisk regelverk bør derfor være på sin plass.

3.3 Valg av begrensere til spenningsregulatorer

Trafikksimuleringene utført i [2] og vedlegg 3 viser at begrensene, både strøm- og temperatur-, er i stand til å beskytte de roterende omformeraggregatene mot overlast. Sistnevnte simulering med temperaturbegrensere viste imidlertid at en kan få utkopling av generatorvernet på grunn av kortvarig høye strømmer når generatoren er kald. En bør likevel ikke legge for stor vekt på disse siden det er litt usikkerhet omkring hvor realistiske beregningene av kortvarige strømtopper er.

Simuleringene viste også at med den belastningen en forventer i Oslo-området, er det i det over tid liten forskjell på virkningen til strømbegrensere og temperaturbegrensere. Fordelen med temperaturbegrensere er at den er dynamisk gjennom at en har mulighet for overlast på grunn av at en har bygd seg opp en termisk reserve. Belastningen i Oslo er imidlertid så stor over så lang tid at den termiske reserven raskt blir brukt opp. Dette i motsetning til en fjernstrekning der en kan tenke seg kun kortvarige forløp med høyt effekttrekk.

Undersøkelsene i [2] viser at strømbegrensere ikke påvirker utløsningen av distansevernets sone 1 og 2 ved en kortslutning, men kan være rask nok til å hindre at det tidsforsinkede generatorvernet og eventuelt overstrømsvernet på utgående linje i noen tilfeller løser ut. En fordel med strømbegrensere kan derfor være at den er med på å hindre at overstrømsvernet på generatoren løser på grunn av et høye kortvarige strømmer.

En kan med dette tenke seg en kombinasjon av strøm- og temperaturbegrensere. Temperaturbegrensere er innstilt slik som i nevnte simuleringer, mens strømbegrensere er stilt litt høyere, for eksempel ved dobbel grunnlast. Denne kombinasjonen vil både la generatoren overlastes til den termiske reserven er brukt opp og bedre hindre utløsning av generatorvernet ved kortvarig høyt strømtrekk. Det er imidlertid ikke gjort undersøkelser med en innstilling av strømgrensene ved dobbel grunnlast. Konfigurasjonen vil avhengig av den innstilte strømgrensene også i en viss grad forhindre at den termiske reserven brukes hurtig opp. Dersom denne konfigurasjonen er ønskelig, bør dette utredes for om mulig å finne optimalt forhold mellom de to begrensere.

Det bør vurderes om begrensere kun skal settes inn midlertidig for å gi bedre tid for å finne eventuelt utføre andre løsninger for å hindre overlast i Oslo-området eller om begrensere er den endelige permanente løsningen i stedet for en ny Oslo-omformer. Dersom andre løsninger velges, kan begrensere ha sin funksjon permanent ved å hindre aggregatene å overbelastes og som en rimelig forsikring mot utfall.

Slik det kan se ut på bakgrunn av simuleringene, har muligheten til utnyttelse av oppspart termisk reserve med temperaturbegrensere liten reell nytteverdi på grunn at den høye belastningen i ettermiddagsrushet varer så lenge. Spesielt med tanke på at en før tidspunktet 15.00 i simuleringen har en oppbygging av trafikken slik at generatoren kan ha lavere starttemperatur i simuleringen enn i virkeligheten. Det kan derfor være at den termiske reserven vil være enda mindre i virkeligheten enn i simuleringen.

Tabell 1 viser en sammenstilling av de ulike begrensers fordeler og ulemper.

Tabell 1: Sammenstilling av fordeler og ulemper ved de forskjellige typene begrenser.

	Fordeler	Ulemper
Statorstrøm- og feltstrømbegrenser	<ul style="list-style-type: none"> • Konsekvent beskyttelse av generatoren • Standard løsning som kan kjøpes fra leverandør • Kan hindre generatorvern fra å løse ut ved kortvarig høye strømmer 	<ul style="list-style-type: none"> • For konservativ, tillater ikke kortvarig overlast • For rask slik at den kan hindre overstrømsvern på utgående linjer i å løse ut forsinket ved kortslutning
Temperaturbegrenser	<ul style="list-style-type: none"> • Dynamisk; utnytter generatorens termiske reserve (usikker nytteverdi ved jevnt høy belastning) 	<ul style="list-style-type: none"> • Tillater utkopling av generatorvern ved kortvarig høyt effekttrekk ved kald maskin. • Kan hindre overstrømsvern på utgående linjer i å løse ut forsinket ved kortslutning ved høy temperatur i maskinen
Kombinasjon av strøm- og temperaturbegrenser	<ul style="list-style-type: none"> • Utnytter generatorens termiske tregghet gjennom temperaturbegrenseren • Kan hindre for hurtig forbruk av termisk reservere gjennom strømbegrenseren • Kan hindre utkopling av generatorvern ved kortvarig høyt strømmuttak 	<ul style="list-style-type: none"> • Kan påvirke utkopling av overstrømsvern på utgående linjer ved kortslutning • Lite utredet, usikker virkning

4. Konklusjon og anbefaling

På bakgrunn av de utarbeidete dokumentene i dette prosjektet, se vedlegg 1, 2 og 3 samt vedlegg 4, kan det ikke anbefales at det gjøres store investeringer i ny omformerstasjon i Oslo-området på grunn av kravene til redundans i strømforsyningen. Med den forutsatte fremtidige trafikkveksten er det stor sannsynlighet for at en løsning med begrensere på spenningsregulatorene i omformerstasjonene Asker, Alnabru og Holmlia vil gi den ønskede sikkerhet mot utfall i en avvikssituasjon i strømforsyningen.

I simuleringene er det funnet at spenningsregulatorer med begrensingsfunksjoner vil gi en god sikkerhet mot overbelastning. Med spenningsregulatorer med begrensingsfunksjon installert også i de roterende omformerstasjonene (de statiske omformerstasjonene har allerede slike funksjoner) er det i langt større grad enn tidligere den totale ytelsen i området som er av betydning. Overbelastning av omformerstasjonene kan da uansett unngås, hovedproblemet blir å ha tilstrekkelig installert ytelse slik at spenningsnivået i området blir akseptabel. Installert ytelse, spesielt i Asker omformerstasjon, bør derfor i henhold til kapittel 2.3 utredes nærmere. Det er funnet at 2 x 10 MVA i Asker ikke er tilstrekkelig og det kan med stor sikkerhet konkluderes med at 3 x 10 MVA vil være tilstrekkelig. Hvorvidt 2 x 10 MVA + 5, 8 MVA er tilstrekkelig er noe usikkert og bør utredes.

Enkelte ruter og togsammensetninger i den benyttede ruteplanen er i henhold til Jernbaneverkets rutekontor ikke lenger aktuelle og vil kunne gi en for høy belastning på banestrømforsyningen i simuleringene. Dette gir en ytterligere usikkerhet i hvor stor ytelse som egentlig behøves i Asker omformerstasjon. Strøm/temperaturbegrensere anbefales, uansett hvilke andre tiltak som innføres, som en rimelig forsikring for å redusere uønskede utfall.

Det er ikke funnet at tekniske løsninger som omfatter installering av SVC-anlegg og oppdeling av kontaktledningsanlegget er gode nok løsninger for å redusere belastningen i Holmlia.

4.1 Videre arbeid

Det anbefales at det utarbeides en ny dimensjonerende ruteplan for Oslo-området siden flere forutsetninger i den eksisterende ruteplanen ikke lenger er gyldige. Det anbefales at det utføres en grunnsimulering med ny ruteplan for å se hvorvidt denne gir betydelig lavere belastning i de utsatte omformerstasjonene.

Redundanskriteriene for Oslo-området bør gjennomgås. I forbindelse med dette bør det også utredes hvorvidt det gjenværende omformeraggregatet på Holmlia overbelastes ved et utfall kun i denne stasjonen.

Dersom man velger å fortsette å legge den eksisterende ruteplanen til grunn for dimensjoneringen av banestrømforsyningen i Oslo-området anbefales det å øke den installerte ytelsen i Asker til 2 x 10 + 5,8 MVA og gjøre en ny simulering med begrensere installert i Asker, Holmlia og Alnabru. Dette forutsetter at man utvikler en termisk modell for Q38 aggregatet. Det bør også utredes om en kombinasjon av strømbegrensere og temperaturbegrensere kan gi en bedre virkning enn bare en av dem installert alene.

En studie av reguleringsstrategien som ser på muligheten for at nye regulator typer for spenningsvinkel og amplitude kan bedre samkjøringen i Oslo-området som nevnt i kapittel 1.1 (punkt 5 og 6) anbefales utført for å redusere energitapene i systemet.

5. Referansedokumenter

- [1] BanePartner, *Simulering av banestrømforsyningen i Oslo-området*, november 2000
- [2] S. Danielsen, *Spenningsregulator med statorstrøm- og feltstrømbegrensning for jernbanens roterende omformere*. Hovedoppgave NTNU 2002.
- [3] Jernbaneverket, *Teknisk Regelverk JD 546*, 01.01.2002
- [4] Bane Energi, *Kraftsystemplan Oslo-området*, november 1998
- [5] Bane Energi, *Landsdekkende Kraftsystemplaner, Delrapport 3 av 7, Kraftsystemplan Region Øst*, April 1999

6. Vedlegg

Vedlegg 1. Rapport: Simulering av utfall av samkjøringen mellom Holmlia og Ski

Vedlegg 2. Rapport: Verifisering av modeller for strøm- og temperaturbegrensere

Vedlegg 3. Rapport: Trafikksimulering med begrensere

Vedlegg 4. Notat: Simulering av Osloområdet med SVC anlegg på Ski og øket ytelse i Asker

Vedlegg 5. Møtereferat 07.12.2001

Vedlegg 1.
Rapport: Simulering av utfall av samkjøringen mellom Holmlia og Ski

Prosjektnr.: **292192**
Saksref.: **02/4556 JI 735**
Prosjektnavn: **Utnyttelse av omformerkapasiteten i Oslo-området**
Oppdragsgiver: **Bane Energi**
Rapport nr.: **02**

Sammendrag

Tidligere utredninger, hovedplaner og kraftsystemplaner har konkludert med at det er en reell fare for overbelastning og utfall av stasjoner i Oslo – området. Problemet med overbelastning oppstår i spesielle driftssituasjoner som beskrevet i teknisk regelverks krav til redundans og innebærer ett omformeraggregat ute av drift i to stasjoner samtidig. Simuleringer i Simtrac og andre programmer har vist at Holmlia omformerstasjon er mest utsatt for overbelastning. Holmlia blir spesielt hardt belastet dersom det er ett aggregat ute av drift i denne stasjonen samtidig med at det er ett aggregat (10 MVA) ute av drift i Asker.

På et møte hos Bane Energi 7. desember 2001 ble det diskutert ulike tiltak for å redusere utvekslingen av reaktiv effekt mellom Holmlia og Smørbekk og redusere risikoen for utfall av stasjoner i hele Oslo – området. Ett av tiltakene som ble foreslått var å bryte samkjøringen mellom Holmlia og Ski slik at man ikke får elektrisk forbindelse mellom de ulikt belastede områdene.

I denne rapporten har en simulert forslaget med å bryte samkjøringen mellom Holmlia og Ski i programmet Simtrac. Simuleringsresultatene viser en redusert belastning i forhold til tidligere simuleringer av den samme trafikksituasjonen med samkjøring. I forhold til nominelle verdier for times- og seksminuttsbelastning ligger de beregnede resultatene helt på grensen til overbelastning. Med en forventet feilmargin på 15 - 20 % vil Holmlia omformerstasjon kunne overbelastes termisk.

Basert på strømtoppene som er beregnet i Holmlia kan man konkludere med at det er en stor fare for at stasjonen faller ut på grunn av trigging av vernutrustningen i stasjonen, fortrinnsvis overstrømsvernet for generatoren.

Asker omformerstasjon har i tidligere simuleringer vært høyt belastet, men ikke overbelastet. Ved utfall av samkjøringen mellom Holmlia og Ski viser resultatene at Asker omformerstasjon får en merbelastning som fører til overbelastning. Dersom ytelsen i Asker økes til tre 10 MVA aggregater vil dette gi den nødvendige reservekapasitet i den studerte driftssituasjonen.

De beregnede spenningsforholdene i området mellom Holmlia og Ski og sannsynligvis også på Østrelinje tilfredsstillende ikke krav i IEC 60 850 og PrEN 50 163 til kontaktledningsspenning i avvikssituasjoner. Det dreier seg imidlertid om svært kortvarige spenningsdip i forbindelse med pådrag. Siden Holmlia omformerstasjon står i fare for å falle ut i den simulerte driftssituasjonen, er det ikke sett på tiltak som kan bedre spenningsforholdene, for eksempel SVC-anlegg på Ski.

Som en oppsummering kan man si at å ta ut samkjøringen mellom Holmlia og Ski har redusert belastningen i Holmlia, men ikke tilstrekkelig dersom man tar hensyn til unøyaktigheter i beregningen og i forhold til kortvarige strømtopper. Det er i henhold til beregningsresultatene stor risiko for at hele stasjonen faller ut i den simulerte driftssituasjonen. Utkobling av samkjøringen fører også til at Asker omformerstasjon vil ha behov for forsterkning.



For BanePartner
Prosjektansvarlig (PA): SFA

Prosjektleder (PL): FrJ

Rapport utarbeidet av: FrJ

Signatur: Tore J. H. Tøftedal

Signatur: Tore J. H. Tøftedal

Signatur: Tore J. H. Tøftedal

DOKUMENTKONTROLL SIDE

Oppdragsgiver: Bane Energi

Prosjektbeskrivelse: Utnyttelse av omformerkapasiteten i Oslo-området

Prosjektnr: 292192

Dokumenttittel: Simulering av utfall av samkjøringen mellom Holmlia og Ski Dokument nr.: 2

Rev.nr: 0

Sjekkpunkter	Utførende (saksbehandler) (dato/sign.)	Kontroll (SL) /andre (dato/sign)
Samsvar med egne fagkrav og bestemmelser	2003-01-28 / F. J.	4/2 03 / SLF
Samsvar med andre fag	2003-01-28 / F. J.	4/2 03 / SLF
Samsvar med kontrakt	2003-01-28 / F. J.	4/2 03 / SLF
Disposisjon, logisk oppbygging, presentasjon	2003-01-28 / F. J.	4/2 03 / SLF
Språk	2003-01-28 / F. J.	4/2 03 / SLF

Generelle kommentarer:

Dokument godkjent for utsendelse

Dato:

4/2 03

Sign.

SLF

Innhold

1. INNLEDNING	1
1.1 <i>Bakgrunn</i>	1
1.2 <i>Målsetting</i>	1
1.3 <i>Forutsetninger</i>	1
2. SIMULERINGSRESULTATER.....	3
2.1 <i>Belastning av omformerstasjoner i Oslo-området</i>	3
2.2 <i>Spenningsforhold på strekningen Holmlia - Ski</i>	6
3. KONKLUSJON.....	7
4. REFERANSEDOKUMENTER.....	8

1. Innledning

Denne rapporten inngår i et et prosjekt opprettet av Bane Energi. Prosjektet har som mål å utrede tiltak mot utfall av hardt belastede omformerstasjoner i Oslo – området i spesielle driftssituasjoner. Rapporten er utarbeidet av BanePartner på oppdrag fra Bane Energi.

I denne rapporten skal et tiltak med utkobling av samkjøringen mellom Holmlia og Ski utredes ved hjelp av simuleringer i programmet Simtrac.

1.1 Bakgrunn

Tidligere utredninger, hovedplaner og kraftsystemplaner for Oslo – området [1, 2] har konkludert med at det er en reell fare for overbelastning og utfall av stasjoner i Oslo – området. Problemet med overbelastning oppstår i spesielle driftssituasjoner som beskrevet i teknisk regelverks krav til redundans og innebærer ett omformeraggregat ute av drift i to stasjoner samtidig. Simuleringer i Simtrac og andre programmer har vist at Holmlia omformerstasjon er spesielt utsatt for overbelastning. Holmlia blir spesielt hardt belastet dersom det er ett aggregat ute av drift i denne stasjonen samtidig med at det er ett aggregat (10 MVA) ute av drift i Asker.

Holmlia omformerstasjon vil i den skisserte driftssituasjonen belastes med en stor andel reaktiv effekt som skyldes vinkelforskjeller mellom Holmlia omformerstasjon og Smørbeek omformerstasjon. Vinkelforskjellene skyldes at Holmlia omformerstasjon har et større antall tog i sin nærhet, høyere belastningsgrad og dermed en større belastningsvinkel (polhjulsinkel).

På et møte hos Bane Energi 7. desember 2001 ble det diskutert ulike tiltak for å redusere utvekslingen av reaktiv effekt mellom Holmlia og Smørbeek og redusere risikoen for utfall av stasjoner i hele Oslo – området. Ett av tiltakene som ble foreslått var å bryte samkjøringen mellom Holmlia og Ski slik at man ikke får elektrisk forbindelse mellom de ulikt belastede områdene.

1.2 Målsetting

Målsettingen i denne rapporten er å studere det beskrevne driftstilfellet med ett 10 MVA aggregat ute i Asker og i Holmlia og brudd på samkjøringen mellom Holmlia og Ski.

Rapporten skal beskrive belastningen på omformerstasjonene i rushtiden på ettermiddagen med trafikk for en tenkt ruteplan for år 2005. Spenningen på togene skal også utredes og vurderes opp mot gjeldende normer for spenningsforhold til togfremføring i avvikssituasjoner.

1.3 Forutsetninger

Det utføres simuleringer i Simtrac av en driftssituasjon med ett 10 MVA aggregat ute i Asker og i Holmlia og brudd på samkjøringen mellom Holmlia og Ski (Ski omformerstasjon er ikke i drift). For å avlaste Holmlia omformerstasjon maksimalt tas bruddet på utgående linjebrytere i Holmlia mot Ski. Simuleringen utføres på modellen "bas1" som tidligere er benyttet i utredninger av Oslo – området. Ved å benytte en tidligere vurdert modell kan man best studere effekten av det nye tiltaket (bortfall av samkjøringen).

De planlagte dobbeltsporene mellom Oslo og Ski og mellom Skøyen og Asker er tatt med i modellen.

Modellen "bas1" innebærer følgende installerte ytelse i omformerstasjonene i Oslo - området:

Tabell 1-1 Installert ytelse i matestasjonsanleggene

Matestasjon	Maksimal 2 s verdi [A]	Maksimal timesverdi [MVA]	Maksimal 6 minuttverdi [MVA]
Asker, 1 x 10 + 1 x 5,8 MVA roterende omformer-aggregater (ett 10 MVA aggregat ute av drift)	1800	15,8	22
Holmlia, 1 x 10 MVA roterende omformer-aggregater (ett 10 MVA aggregat ute av drift)	1175	10	14
Alnabru, 2 x 10 MVA roterende omformer-aggregater	2300	20	28
Kongsvinger, 2 x 5,8 MVA, roterende omformer-aggregater	1250	11,6	16
Tangen, 2 x 5,8 MVA roterende omformer-aggregater	1250	11,6	16
Jessheim, 2 x 14 MVA statiske omformer-aggregater	-	28	-
Lillestrøm, 3 x 14 MVA statiske omformer-aggregater	-	42	-
Smørbekk, 2 x 15 MVA, statiske omformer-aggregater	-	30	-
Sarpsborg, 2 x 14 MVA statiske omformer-aggregater	-	28	-
Lunner, 2 x 5,8 MVA roterende omformer-aggregater	1250	11,6	16
Hønefoss, 2 x 5,8 MVA roterende omformer-aggregater	1250	11,6	16

I tillegg til omformerstasjonene over er Hakavik kraftstasjon tatt med som en fast produksjon på 2,4 MW som skal tilsvare ett aggregat i drift.

Spenningsforholdene vurderes etter IEC 60850, [3], som stiller krav til 12 kV som laveste kontinuerlige spenning på kontaktledningsanlegget. Kortvarig (maksimalt 10 minutter) aksepteres spenninger ned til 11 kV.

Draft til ny EN 50 163 norm (PrEN 50 163), [4], stiller også krav til 12 kV som laveste kontaktledningsspenning, men tillater 11 kV kortvarig (ikke spesifisert nærmere) kun i avvikssituasjoner.

2. Simuleringsresultater

Det er utført en simulering på filen "bas1" som er beskrevet i kapittel 1.3 og benyttet under simulering av Oslo-området tidligere [2].

I simuleringen er linjene fra Holmlia mot Ski koblet ut ved Holmlia. Dette er det samme som om utgående linjebrytere mot Ski i Holmlia skulle vært lagt ut.

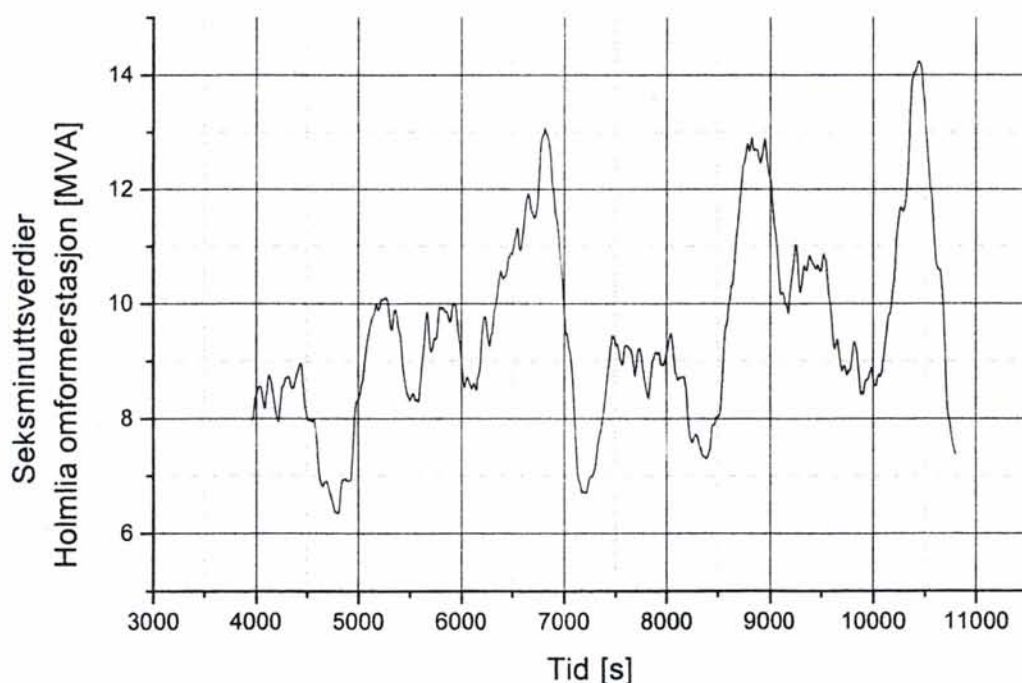
2.1 Belastning av omformerstasjoner i Oslo-området

Tabell 2-1 angir belastningen på omformerstasjonene i den simulerte situasjonen. For å kunne sammenligne direkte med tidligere simulering av filen "bas1" er resultatene satt opp både for tidsrommet 15.00 – 16.00 og tidsrommet 15.00 – 17.00. Fete tall i kursiv angir overbelastning i forhold til nominell ytelse som oppgitt i tabell 1-1.

Tabell 2-1 Belastning av omformeraggregater

Belastning av omformerstasjoner i Oslo området						
fil:bruddhol	Tidsrom: 15.00 - 17.00			Tidsrom 15.00 - 16.00		
	S time [MVA]	S 6 min [MVA]	I 2 sek [A]	S time [MVA]	S 6 min [MVA]	I 2 sek [A]
Sarpsborg	9,3	13,3	996	6,9	8,7	854
Smørbekk	17,2	22,7	1780	14,6	19,6	1764
Holmlia	9,8	14,2	1689	9,0	13,1	1332
Asker	18,4	23,1	2408	17,3	22,2	2370
Alnabru	11,1	13,8	1306	10,4	12,8	1087
Lillestrøm	18	22,4	2129	17,3	22,3	1976

Beregnete seksminuttsverdier for Holmlia omformerstasjon er vist i figur 1. Tidsaksen er oppgitt i sekunder, der 3600 s er klokken 15.00, 7200 s er klokken 16.00 og 10800 s er klokken 17.00.

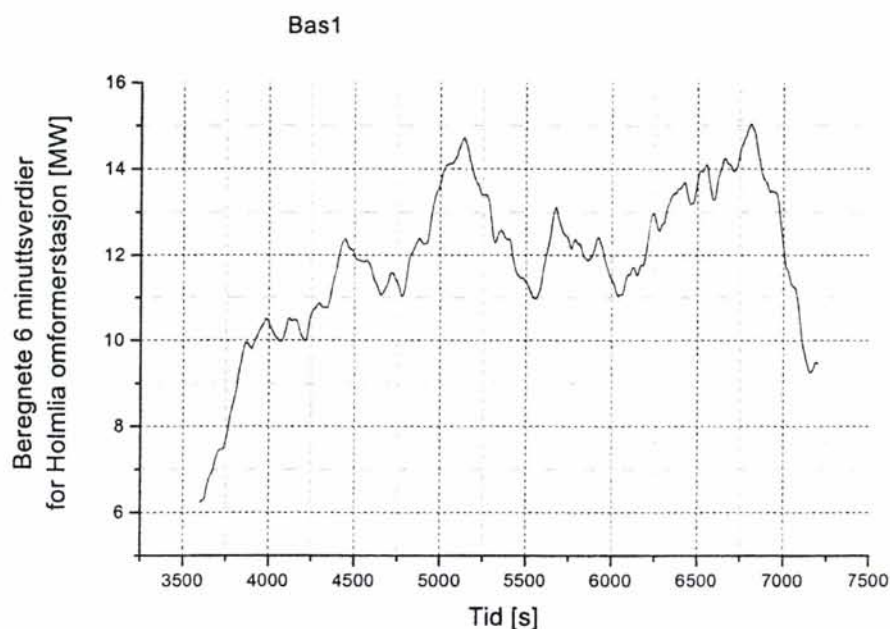


Figur 1 Beregnede seksminuttsverdier for Holmlia omformerstasjon

I denne simuleringen av "bas1", med brudd på samkjøringen mellom Holmlia og Ski, varierer belastningen i Holmlia mer enn tidligere simuleringer med samkjøring. Grunnbelastningen ligger også

betydelig lavere. Figur 2 er hentet fra [2] og viser beregnede seksminuttsverdier for Holmlia omformerstasjon med samkjøring. Figur 2 viser kun beregnede verdier mellom 3600 s og 7200 s det vil si mellom klokken 15.00 og 16.00 i ettermiddagsrushet. Figur 1 viser beregnede resultater, uten samkjøring, mellom klokken 15.00 og 17.00, man kan derfor kun sammenligne den første halvdel av figur 1 med figur 2. Sammenligner man samme tidsperiode i de to simuleringene ser man at toppverdien har sunket fra 15 MVA til 13 MVA og at lasten varierer mer, men med en lavere grunnlast i simuleringen uten samkjøring.

Totalt sett er belastningen på Holmlia redusert såpass mye at faren for termisk overbelastning er redusert betydelig. Beregnede tosekundsverdier for strømmen i tabell 2-1 er imidlertid fremdeles meget for høy.



Figur 2 Seksminuttsverdier for Holmlia omformerstasjon med samkjøring mellom Holmlia og Ski

Tidligere simuleringer med filen "bas1", [2], viste belastninger i omformerstasjonene i Oslo-området som fremvist i tabell 2-2.

Tabell 2-2 Belastning av omformerstasjoner i Oslo-området. Simuleringsfil "bas1"

Belastning av omformere i Oslo-området kl. 15.00 – 16.00			
Simulering: Bas1			
Smørbekk	Energiuttak	38854.00	MWs
	Integrert tilsynelatende effekt	39873.00	MVAs
	P 6 min	13.46	MW
	Q 6 min	3.75	MVA _r
	S 6 min	13.73	MVA
	I 2 sek	1393.00	A
	Effektfaktor	0.9744	
Holmlia	Energiuttak	25934.00	MWs
	Integrert tilsynelatende effekt	43232.00	MVAs

	P 6 min	9.09	MW
	Q 6 min	12.00	MVA
	S 6 min	15.04	MVA
	I 2 sek	1584.00	A
	Effektfaktor	0.60	
Asker	Energiuttak	42399.00	MWs
	Integrert tilsynelatende effekt	58473.00	MVA
	P 6 min	15.14	MW
	Q 6 min	14.35	MVA
	S 6 min	20.69	MVA
	I 2 sek	2308.00	A
	Effektfaktor	0.725	
Alnabru	Energiuttak	40643.00	MWs
	Integrert tilsynelatende effekt	44598.00	MVA
	P 6 min	13.67	MW
	Q 6 min	7.60	MVA
	S 6 min	15.07	MVA
	I 2 sek	1475.00	A
	Effektfaktor	0.91	
Lillestrøm	Energiuttak	64250.00	MWs
	Integrert tilsynelatende effekt	66257.00	MVA
	P 6 min	22.00	MW
	Q 6 min	8.06	MVA
	S 6 min	23.09	MVA
	I 2 sek	2034.00	A
	Effektfaktor	0.97	
Jessheim	Energiuttak	39420.00	MWs
	Integrert tilsynelatende effekt	40999.00	MVA
	P 6 min	13.13	MW
	Q 6 min	4.03	MVA
	S 6 min	13.90	MVA
	I 2 sek	1339.00	A
	Effektfaktor	0.96	
Totalt energiuttak i Osloområdet fra kl 15.00 - 16.00:		251500.00	MWs

Sammenligner man tabell 2-1 og tabell 2-2 ser man at belastningen på Asker omformerstasjon har økt ved å fjerne samkjøringen mellom Holmlia og Ski. Stasjonen er overbelastet både termisk og i form av høye kortvarige strømtopper. Dette kan imidlertid løses ved å installere tre 10 MVA aggregater i Asker omformerstasjon.

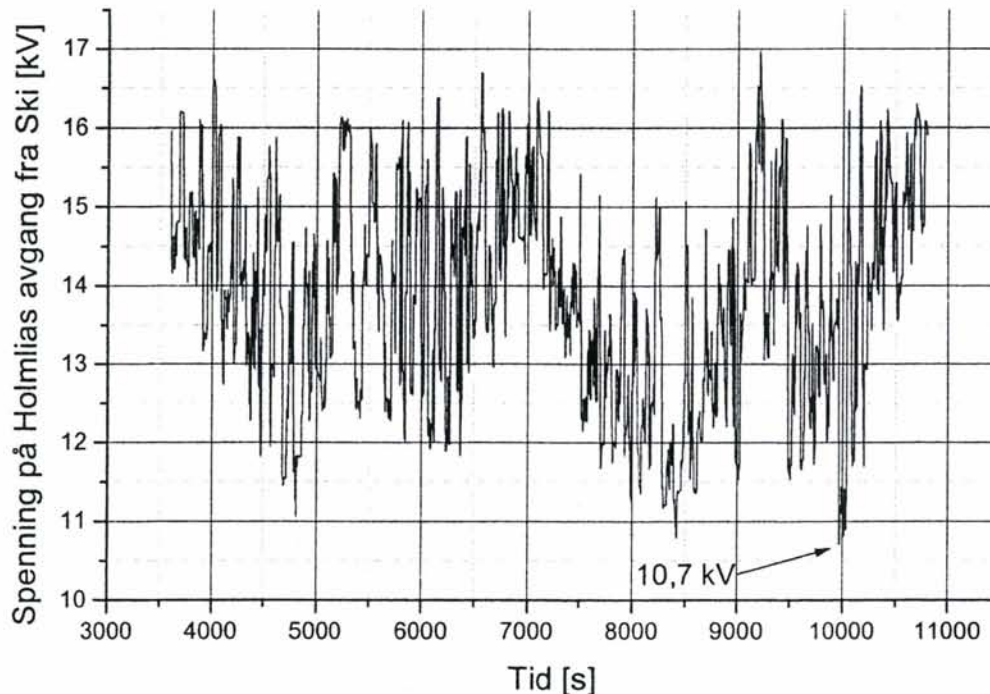
Belastningen på Alnabru omformerstasjon har også økt, men denne stasjonen har fremdeles en stor reservekapasitet.

2.2 Spenningsforhold på strekningen Holmlia - Ski

Ved å ta ut linjebryterne mot Ski på Holmlia øker spenningsfallet på kontaktledningen siden all strømmen må komme fra den ene retningen (fra Ski). Det er derfor interessant å studere spenningsforholdene for togene i denne driftssituasjonen.

Dersom man ser på spenningen på kontaktledningen ved tilknytningen til Holmlia vil dette være laveste spenning mellom Holmlia og Ski, sett bort fra eventuelle spenningshevinger på grunn av tog med regenerativ brems.

Spenningsforholdene på kontaktledningen ved Holmlia er fremstilt i figur 3.



Figur 3 Spenningsforhold på kontaktledningen mot Ski ved Holmlia

Laveste spenning i figur 3 er 10,7 kV. Spenningsforholdene er dermed lavere enn anbefalte minimumsspenninger i IEC 60 850 og EN 50 163. Spenningsdip'ene er imidlertid svært kortvarig, kun noen titalls sekunder og oppstår under et akselerasjonsforløp.

Det kan være mulig å bedre spenningsforholdene ved å la Ski omformerstasjon fortsette i drift som roterende fasekompensator (produserer reaktiv effekt), eller ved installering av et SVC anlegg på Ski. Siden belastningen av Holmlia omformerstasjon viser så høye tosekundsverdier at brudd bør unngås er det ikke sett nærmere på dette alternativet.

3.Konklusjon

Simuleringsresultatene med brudd på samkjøringen mellom Holmlia og Ski viser en redusert belastning i forhold til tidligere simuleringer av den samme trafikksituasjonen med samkjøring. I forhold til nominelle verdier for time og seksminutt belastning ligger de beregnede resultatene helt på grensen til overbelastning. Med en forventet feilmargin på 15 - 20 % vil Holmlia omformerstasjon kunne overbelastes termisk.

Kortvarige strømtopper i simuleringene er svært usikre og vil kunne variere på grunn av tilfeldige sammenfall av belastninger og små endringer i ruteplanene. Høye kortvarige strømmer i simuleringene bør allikevel vurderes som realistiske og oppnåelige. Basert på strømtoppene som er beregnet i Holmlia kan man derfor konkludere med at det er en stor fare for at stasjonen faller ut på grunn av trigging av vernutrustningen i stasjonen, fortrinnsvis overstrøm generator.

Asker omformerstasjon har i tidligere simuleringer vært høyt belastet, men ikke overbelastet. Ved utkobling av samkjøringen mellom Holmlia og Ski viser resultatene at Asker omformerstasjon får en merbelastning som fører til overbelastning. Dersom ytelsen i Asker økes til tre 10 MVA aggregater vil dette gi den nødvendige reservekapasitet i den studerte driftssituasjonen.

De beregnede spenningsforholdene i området mellom Holmlia og Ski og sannsynligvis også på Østrelinje tilfredsstillende ikke krav i IEC 60 850 og PrEN 50 163 til kontaktledningsspenning i avvikssituasjoner. Det dreier seg imidlertid om svært kortvarige spenningsdip i forbindelse med pådrag. Siden Holmlia omformerstasjon står i fare for å falle ut i den simulerte driftssituasjonen, er det ikke sett på tiltak som kan bedre spenningsforholdene, for eksempel SVC-anlegg på Ski.

Som en oppsummering kan man si at å ta ut samkjøringen mellom Holmlia og Ski har redusert belastningen i Holmlia, men ikke tilstrekkelig dersom man tar hensyn til unøyaktighetene i beregningen og i forhold til kortvarige strømtopper. Det er fremdeles stor risiko for at hele stasjonen faller ut i den simulerte driftssituasjonen. Utkobling av samkjøringen fører også til at Asker omformerstasjon vil ha behov for forsterkning.

4.Referansedokumenter

- [1] Kraftsystemplan Oslo-området, Bane Energi, november 1998
- [2] Simulering av Oslo-området, Bane Energi, november 2000
- [3] IEC60 850 Railway applications – Supply voltages of traction systems, second edition 2000-08
- [4] PrEN 50 163
- [5] Systemstudie, Samkörning och trafiksimuleringar, Adtranz Sweden AB, 1997

Vedlegg 2.

Rapport: Verifisering av modeller for strøm- og temperaturlbegrensere

Prosjektnr.: **292192**
Saksref.: **02/4556 JI 135**
Prosjektnavn: **Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området**
Oppdragsgiver: **Jernbaneverket BaneEnergj**
Rapport nr.: **3**

Sammendrag

Tidligere simuleringer og utredninger av Oslo-området med fremtidig trafikk viser problemer med overbelastning dersom en skal oppfylle regelverkets krav til redundans i banestrømsforsyningen. Dette til tross for at den samlede installerte ytelsen i Oslo-området dekker det samlede effektbehovet.

En av mulighetene for bedre utnyttelse av omformerkapasiteten i Oslo-området er å utstyre de roterende omformerne med en lastbegrensende regulatorfunksjon, enten strøm eller temperatur, som styrer ned spenningen og overfører last til omkringliggende omformerstasjoner når den aktuelle omformeren står i fare for å bli overbelastet. Det vil være ei bedre løsning enn om den overbelastes og koples ut av vern. Prinsippene rundt begrenserne er studert i en hovedoppgave ved NTNU ([1]) der det også er laget en enkel termisk modell for synkrongeneratoren til omformertypen Q48.

Formålet med denne rapporten er å verifisere den enkle termiske modellen samt SIMPOW's modellering av den magnetiske metningen i synkronmaskiner gjennom målinger. På den måten kan en få et inntrykk av hvor riktige modellene er og hvor riktig simuleringsresultatene dermed blir.

Det er gjennomført en måling av de nødvendige størrelsene på generatoren til omformer nummer 83 som står i Asker under vanlig drift. Belastningen som ble målt var ikke høy nok til at en kan si noe om nøyaktigheten til modellene og dermed begrenserne i det området som de er tenkt brukt, altså rundt merkelast. Målingene er forringet av støy samt at det er usikkerhet rundt spenningsfallet over børster og sleperinger for utregning av temperaturen i rotor.

Ved de belastningene som er målt og simulert er differansen mellom den målte temperaturen og den simulerte oftest innen et område på 10 [K], unntaksvis opp til 15.

Avhengig av hvor nøyaktig en ønsker modellene og simuleringsresultatene bør en legge ned mer arbeid i detaljering og verifisering av modellene. Det er vanskelig å kategorisk anbefale hvilke parameteroppsett som bør brukes i framtiden på bakgrunn av de målingene og sammenligningene en har gjort da den målte og simulerte belastningen ikke er den samme som det tiltenkte arbeidsområdet for modellene.

For å være på den sikre siden bør en bruke den modellen som gir de høyeste temperaturene ved høy belastning da dette gir mest konservative resultater. Til videre trafikksimuleringer med begrenserne anbefales modellene, både strømbegrenserne og temperaturbegrenserne, som brukt i simulering 1 uten magnetisk metning og med merkecos ϕ lik 0,9 utledet i [1].



For BanePartner:

Prosjektansvarlig (PA): *he* Siri Fredriksen Aas Signatur: *Siri Fredriksen Aas*

Prosjektleder (PL): Frode Johannessen Signatur: *Frode Johannessen*

Rapport utarbeidet av: Steinar Danielsen Signatur: *Steinar Danielsen*

SIDE FOR DOKUMENTKONTROLL

Oppdragsgiver: Jernbaneverket BaneEnergi

Prosjektbeskrivelse: Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området

Prosjektnr: 292192

Dokumenttittel: Verifisering av modeller for strøm- og temperaturbegrensere Dokument nr.: 3

Rev.nr: 0

Sjekkpunkter	Utførende (saksbehandler) (dato/sign.)	Kontroll (SL) /andre (dato/sign)
Samsvar med egne fagkrav og bestemmelser	2003-01-28 [Sign.]	2003 [Sign.]
Samsvar med andre fag	2003-01-28 [Sign.]	2003 [Sign.]
Samsvar med kontrakt	2003-01-28 [Sign.]	2003 [Sign.]
Disposisjon, logisk oppbygging, presentasjon	2003-01-28 [Sign.]	2003 [Sign.]
Språk	2003-01-28 [Sign.]	2003 [Sign.]

Generelle kommentarer:

Dokument godkjent for utsendelse

Dato:

Sign.

Innhold

1. INNLEDNING	1
1.1 BAKGRUNN.....	1
1.2 MÅLSETTING	1
1.3 FORUTSETNINGER.....	1
1.4 TEORETISK BAKGRUNN.....	1
2. MÅLING	2
2.1 OM MÅLINGEN	2
2.2 TOMGANGSMÅLINGEN.....	3
2.3 DRIFTSMÅLINGEN	3
3. SIMULERING OG SAMMENLIGNING.....	6
3.1 GJENSKAPNING AV DEN MÅLTE LASTSITUASJONEN.....	6
3.2 SAMMENLIGNING AV MÅLING OG SIMULERING	7
3.2.1 Feltstrøm	7
3.2.2 Temperatur i rotor	8
3.2.3 Temperatur i stator	9
3.2.4 Oppsummering	10
4. DISKUSJON OG KONKLUSJON	11
4.1 FORSLAG TIL JUSTERING AV MODELLER.....	11
4.2 OPPSUMMERING OG DISKUSJON	11
4.3 KONKLUSJON	12
4.4 VIDERE ARBEID	13
5. REFERANSEDOKUMENTER	14
6. VEDLEGG.....	15

1. Innledning

1.1 Bakgrunn

Tidligere simuleringer viser at belastningen på enkelte omformeraggregater i Oslo-området kan bli for høy dersom en har utfall av et aggregat i en stasjon samtidig med at en har et aggregat planlagt ute av drift i en annen stasjon. Verst tenkelige tilfelle er dersom disse to aggregatene befinner seg henholdsvis Asker og Holmlia omformerstasjoner. Situasjonen kan bedres ved å bygge en ny Oslo omformer, men dette er en dyr løsning. Som et alternativ ser derfor BaneEnergi på andre løsninger som kan være med på å bedre omformer kapasiteten.

I en hovedoppgave ved NTNU ([1]) studeres overbelastning av omformeraggregatene i Oslo-området og muligheten for å sette inn begrensere som styrer ned spenningen og overlater last til omformerstasjoner for å hindre at utsatte aggregater overbelastes. Det foreslås to løsninger, den konservative ved å begrense stator- og feltstrøm til merkestrøm og den mer dynamiske som begrenser temperaturen for å tillate midlertidig overlast og utnytte den termiske kapasiteten til generatoren. Det er utviklet en enkel termisk modell for generatoren som er implementert i SIMPOW for bruk i simuleringer.

1.2 Målsetting

For å vite noe om nøyaktigheten og påliteligheten til simuleringene som blir gjort av banestrømforsyningen med modellering av magnetisk metning og den enkle termiske modellen, bør modellene verifiseres gjennom målinger. Målsetningen er å finne ut om den simulerte feltstrømmen og temperaturene samsvarer med den virkelige feltstrømmen og temperaturen i omformeren.

1.3 Forutsetninger

Målingene er gjort på et spesielt aggregat, men det forutsettes at de resultatene en komme fram til kan overføres til de andre aggregatene av samme type. Det vil si at alle Q48 anses som like.

For å kunne verifisere modellene under i det arbeidsområdet som de er tiltenkt, rundt og over merkelast, bør også målingene foregå med tilsvarende belastning.

1.4 Teoretisk bakgrunn

Vedlegg 1 gir en kort innføring i magnetisk metning og hvordan denne skal modelleres i synkronmaskinmodellene i SIMPOW. Til slutt er metningen modellert for generatoren i omformertypen ASEA Q48.

2. Måling

2.1 Om målingen

Det er utført målinger som bakgrunn for verifiseringen av den magnetiske metningen og den enkle termiske modellen. Det mest ideelle hadde vært om en fikk satt et aggregat i en testbenk for så å kunne bestemme belastningen selv. Det har dessverre ikke vært mulig, og en har isteden foretatt en måling i tomgang samt en måling i drift. Tomgangsmålingen skulle gi svar på manglende data om temperaturer i tomgang.

Driftsmålingen skulle tjene som en verifisering av modellene ved belastning. Under målingen logges belastning, feltstrøm og temperatur. Modellene skulle dermed verifiseres ved å simulere den loggede belastningen og se om den simulerte feltstrømmen og temperaturen var lik de loggede verdiene.

Selve målingen som ble utført på omformer nummer 83 som står i Asker 12.-13.09.02 er beskrevet i detalj i egen målerapport i vedlegg 4. Ved hjelp av BaneEnergi sitt bærebare måleopplegg sammen med litt ekstra utstyr for de måleverdiene som ikke var standard, ble størrelsene logget på BaneEnergi sin bærbare PC.

Følgende verdier ble målt:

1. Generatorstrøm (statorvikling) Is.
2. Generatorspenning (klemmespenning) Ut.
3. Feltspenning Uf.
4. Feltstrøm If.
5. Temperatur i generatorvikling (stator) STemp

På bakgrunn av disse ble det fortløpende under målingen beregnet

6. Levert aktiv effekt P
7. Levert reaktiv effekt Q

I ettertid beregnes

8. Temperatur i feltviklingen (rotor) FTemp.

Temperaturen i feltviklingen ble beregnet ved hjelp av resistansmetoden siden det ikke finnes mulighet for måling av temperaturen direkte. Resistansmetoden går ut på å beregne temperaturen på bakgrunn av resistansen i viklingen siden denne endres ved endring i temperaturen. Resistansen beregnes ved hjelp av den målte feltstrømmen og feltspenningen. I feltekretsen inngår også spenningsfallet over børstene og sleperingene. Dette spenningsfallet kan være vanskelig å bestemme, og en har ikke funnet noen god beskrivelse av hvilke verdier en skal bruke i utregningen. Derfor har en gjort to beregninger med to forskjellige spenningsfall, det ene (metode A) med konstant 2 [V] spenningsfall og det andre (metode B) med 2 [V] i tomgang som øker til 6 [V] i fullast.

Temperaturen i statorviklingen ble målt ved hjelp av generatorens innebygde temperatursensorer (PT250). Som en backup og tilleggsinformasjon ble temperaturen i fra to av sensorene i generatorviklingen (stator) samt temperaturen i innkommende kjøleluft logget ved Elkraftsentralen på Oslo S. I rapporten er det gjort sammenligninger mellom ten temperaturen en målte selv, temperaturen på måleapparatet i apparatvogna (RANVA) og temperaturen som ble registrert på Elkraftsentralen for generatorvikling, innkommende og utgående kjøleluft.

2.2 Tomgangsmålingen

Tabell 2-1 viser hvilke temperaturer som ble funnet i tomgang. Under tomgangsmålingen var den innkommende kjøleluften 24°C.

Størrelse	Verdi °C	Temperaturstigning [K]
Statortemp	34	10
Rotortemp, metode A	39	15
Rotortemp, metode B	42	18

Tabell 2-1: Temperaturer i tomgang.

Feltstrømmen ble i målt til å være 179 [A] i tomgang. Dette er 10% lavere enn det en hadde forventet. Tomgangskarakteristikken for nettopp omformer nummer 83 sier at feltstrømmen i tomgang skal være 200 [A]. På tomgangskarakteristikken leste en av 5200 [V], mens gjennomsnittlig tomgangsspenning i driftsprøven var 16,46 [kV] på 15kV-siden. Det tilsvarer 5,03 [kV] på generatoren, altså en senkning på 3 %.

2.3 Driftsmålingen

For å oppnå høyest mulig belastning i driftsmålingen ble aggregatet kjørt alene i den tyngste perioden av ettermiddagsrushet den 12.09. Gjennom målingen varierte kjølelufttemperaturen fra 23 og 28°C. En kom ikke helt opp i den belastningen som en ønsket, og som var nødvendig for å verifisere modellene ved merkelast. Men det som er gjort kan likevel benyttes til å verifisere modellene i det lavere belastningsområdet, det vil si opp til grunnlast i stator. Tabell 2-2 viser hvilke belastninger som ble oppnådd under driftsmålingen. På det tidspunktet som belastningen var størst, var temperaturen på innkommende kjøleluft 28°C.

Størrelse	Enhet	Merkebel	1 [time]	6 [min]	2 [s]	
Syntyelse	S	MVA	10,0	7,5	10,0	14,5
Aktiv effekt	P	MW	7,0	4,5	6,0	8,4
Reaktiv effekt	Q	MVA _r	7,1	6,0	8,0	11,7
Statorstrøm	I _s	A	588	490	638	919
Feltstrøm	I _f	A	460	398	494	(støy)
Feltspenning	U _f	V	110	99	124	(støy)

Tabell 2-2: Målte maksimalverdier under driftsmålingen sammenlignet med merkebelastning.

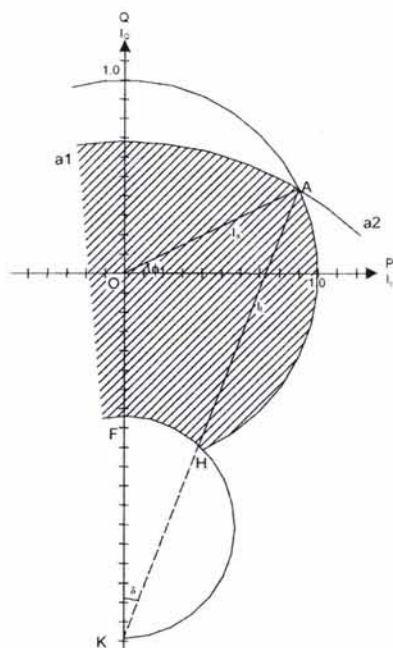
Størrelse	Enhet	Max	Alarm	Temperaturstigning
Statortemp	Grader C	76	90	48
Rotortemp, metode A	Grader C	99	-	71
Rotortemp, metode B	Grader C	92	-	64

Tabell 2-3: Målte og beregnede maksimaltemperaturer i stator og rotor under driftsmålingen. I tillegg er angitt temperaturstigningen i forhold til innkommende kjøleluft.

På generatoren til omformer nummer 83 sitt merkeskilt står det 10 [MVA] $\cos \phi$ 0,7 og Magn. 110 [V]/460 [A]. Målingene viser at høyeste timeverdi av feltstrømmen var på 398 [A] og en maksimal 6min-verdi på 494 [A]. Sett i forhold til belastningen og merkeskiltet virker dette som en fornuftig verdi, men kanskje litt for høyt på grunn av at høyelastperiodene var forstyrret av litt støy med noen store strømtopper opp i 1600 [A] som nok trekker opp middelen.

Den målte statortemperaturen ligger i det området en forventet, det vil si en belastning (7,5 [MVA]) gir temperaturstigning 48 [K] mens [1] side 91 sier at grunnlast (7 [MVA]) i følge ASEA skal gi en temperaturstigning på 46 [K].

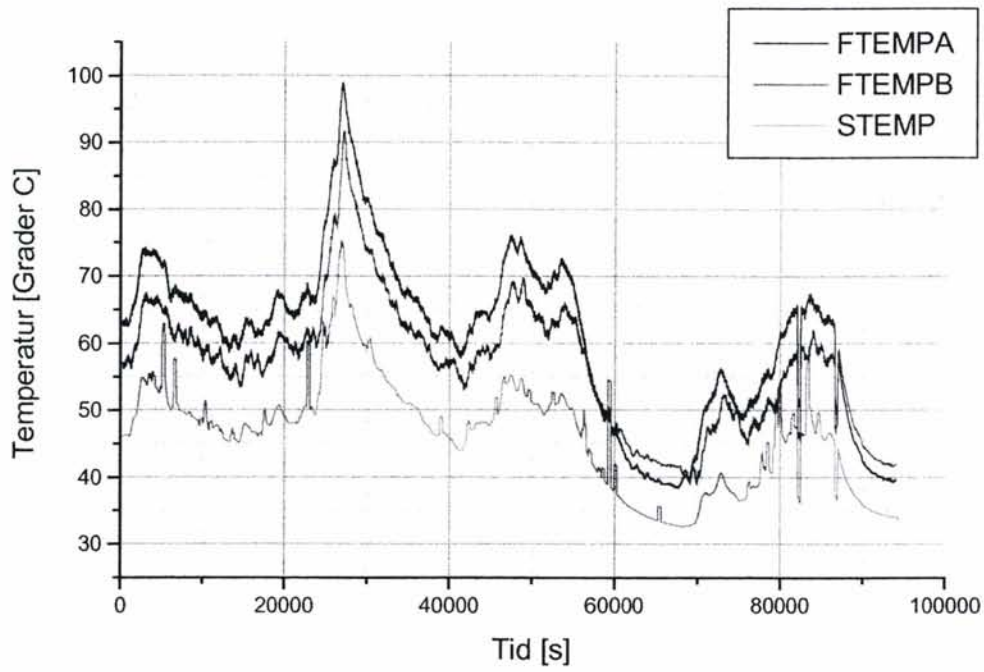
Når det gjelder temperaturen i feltviklingen er en litt usikker på om den beregnede temperaturen er den som virkelig var i rotor siden en ikke har noen referanse. Mye av usikkerheten begrunnes i at en ikke kjenner spenningsfallet over børster og sleperinger. Derfor er rotortemperaturen beregnet på to forskjellige måter, hvor den måten med flatt spenningsfall på 2 [V] gir lavest temperatur ved lav belastning og høyest temperatur ved høy belastning. I tillegg er målingene påvirket av støy.



Figur 2-1: Driftsdiagram for Q48 med 10 [MVA] $\cos \varphi 0,9$. Hentet fra [1] figur 4.9.

Som høyeste temperatur i driftsmålingen har en funnet temperaturstigninger på respektive 71 og 64 [K] for de to metodene. I følge ASEA har de beregnet en temperaturstigning i rotor i merkelast 10 [MVA] $\cos \varphi 0,9$ til å være 70 [K]. Dersom merkebelastningen på generatoren virkelig er ved $\cos \varphi 0,9$ slik som [1] regner, virker temperaturen fornuftig, belastningspunktet på (4,5+j6,0 [MVA]) i følge driftsdiagrammet i figur 2-1 ligger rett utenfor det skraverte tillatte området. Dersom merkebelastningen derimot er slik som på merkeskiltet på omformer nummer 83, er temperaturstigningen for høy i forhold til den tillatte merkelasten. En har ikke klart å få klarhet i hvordan omformeren virkelig kan belastes. Figur 2-2 viser den målte statortemperaturen og de to beregnede rotortemperaturene.

Oppsummert målingen er den beregnede temperaturen i rotor er litt høyere enn det en hadde forventet i forhold til lastsituasjonen og maskinens påstemplede merkedata. Den målte temperaturen i stator er i henhold til forventningene. For feltstrømmen kan en ikke si annet enn at verdiene som er oppnådd virker fornuftige i forhold til belastningssituasjonen og de antatte merkeverdiene til omformeren (10 [MVA] $\cos \varphi 0,7$).



Figur 2-2: Målt statortemperatur og beregnet rotortemperatur i driftsmålingen.

3. Simulering og sammenligning

3.1 Gjenskapning av den målte lastsituasjonen

For å kunne gjenskape den målte lastsituasjonen bruker en de loggede verdiene av aktiv og reaktiv effekt. Denne lasten legges inn som tabeller i simuleringen. Selve simuleringsmodellen er en enmaskinmodell med et aggregat av type Q48 slik som brukt i [1].

En har prøvd å etterligne innstillingene til spenningsregulatoren på omformer nummer 83. Hvordan spenningsregulatoren nøyaktig er innstilt får en vite fra BaneEnergi at de ikke vet på grunn av at den innstilte verdien kan ha vært endret og stilt på etter at innstillingene ble gjort. I tillegg påvirkes spenningen av at det i deler av simuleringen (slutten av ettermiddagsrushet og hele morgenrushet) var to aggregater i drift. Generatorstrømmen er sterkt avhengig av spenningen når en velger en spenningseksponent (MP og MQ) lik null. Det er kontrollert at den simulerte strømmen ikke avviker fra den målte.

Det er gjort tre simuleringer med forskjellig innstilling av den termiske modellen:

1. Som brukt i [1] uten modellering av magnetisk metning.
2. Nye parametere på bakgrunn av modelleringen av metningen gjort i kapittel V1.4 i vedlegg 1 og den simulerte feltstrømmen funnet for $\cos \varphi 0,7$ i tabell 2, inkludert modellering av tomgangstap i rotor. Denne modellen representerer en maskin dimensjonert for ytelsen 10 [MVA] $\cos \varphi 0,7$.
3. Nye parametere på bakgrunn av modelleringen av metningen gjort i kapittel V1.4 i vedlegg 1 og den simulerte feltstrømmen funnet for $\cos \varphi 0,9$ i tabell 2, inkludert modellering av tomgangstap i rotor. Denne modellen representerer en maskin dimensjonert for ytelsen 10 [MVA] $\cos \varphi 0,9$ men som tillates drevet med 10 [MVA] $\cos \varphi 0,7$, dog med høyere temperatur i rotor.

Dataene angitt i den termiske modellen for hver simulering er gjengitt i tabell 3-1. Utregningen av disse finnes i vedlegg 5. Modelleringen av metningen er lik for simulering 2 og 3.

Parameter		Enhet	Simulering1	Simulering2	Simulering3
Basestrøm stator	ISB	[A]	1923	1923	1923
Basestrøm rotor	IFB	[A]	205	165	165
Statorresistans	RA	[Ω]	0,04759	0,04759	0,04759
Rotorresistans	RF	[Ω]	0,1978	0,1954	0,1954
Temperatur som RA er målt ved	RATEMP	$^{\circ}\text{C}$	75	75	75
Temperatur som RF er målt ved	RFTEMP	$^{\circ}\text{C}$	18	20,3	20,3
Termisk overgangsmotstand stator-omgivelser	RTS	[K/kW]	0,36	0,27	0,27
Termisk overgangsmotstand rotor-omgivelser	RTF	[K/kW]	1,62	1,43	1,98
Termisk overgangsmotstand rotor-stator	RTFS	[K/kW]	0,4	0,4	0,4
Varmekapasitet i stator	CS	[kJ/K]	3570	3570	3570
Varmekapasitet i rotor	CF	[kJ/K]	500	500	500
Tomgangstap i stator	P0	[kW]	0	53	53
Omgivelsestemperatur	TO	$^{\circ}\text{C}$	25	25	25
Feltstrøm i merkelast	IF0	[A]	409	435	374

Tabell 3-1: Termiske data angitt i de tre simuleringene. Uthevningen i kursiv angir at de respektive data endres mellom simuleringene.

Det er simulert med konstant temperatur på inngående kjøleluft på 25°C selv om denne varierte fra $23-28^{\circ}$ under målingen. Både i starten og slutten av perioden er den simulerte temperaturen lik den målte.

3.2 Sammenligning av måling og simulering

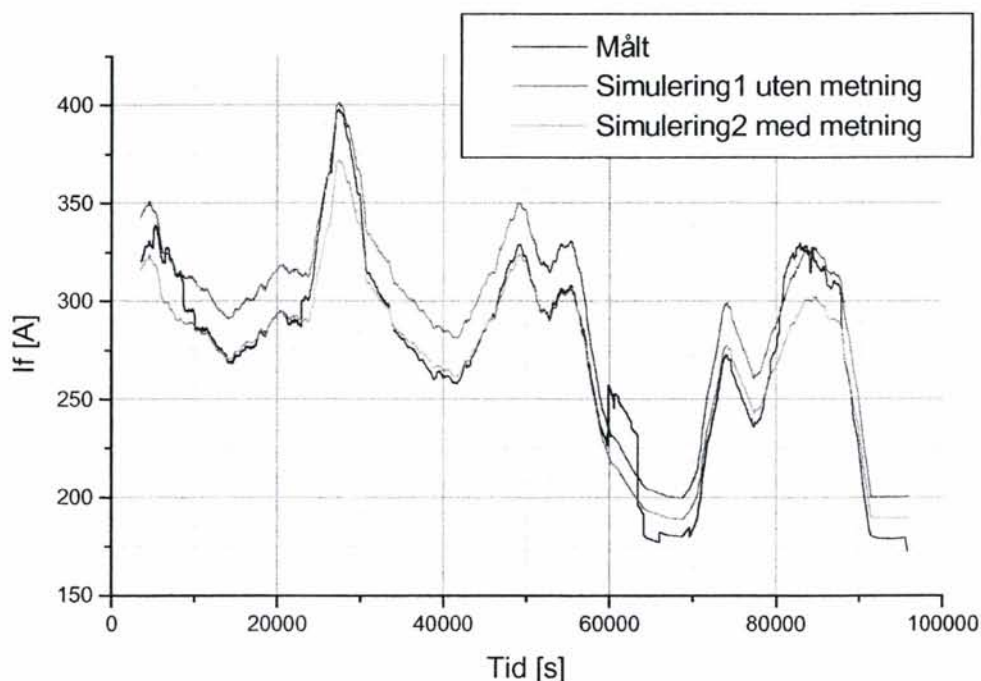
Sammenligningen mellom de målte og de simulerte verdiene foretas på grunnlag av kurver som viser verdiene som funksjon av tiden. De målte verdiene er preget av litt støy som ikke finnes i simuleringene. Denne støyen gjør at de midlede målte verdiene er litt høyere enn de skulle ha vært.

3.2.1 Feltstrøm

En har kun sammenlignet timeverdien av feltstrømmen fordi den aktuelle verdien og 6min-verdien varierer så mye at kurvene blir utydelige.

En ser at den simulerte feltstrømmen når en modellerer metningen er ganske lik den målte feltstrømmen. Avvikene kommer ved de belastningsstoppene som er påvirket av støy (ved ca 5000 [s], 15000 [s] og 80000 [s]), i tillegg til den meget merkbare forstyrrelsen ved 60000 [s]. Det er ikke mye støy rundt lasttoppen ved 50000 [s] og her stemmer den simulerte verdien bra med den målte.

En observerer imidlertid at under 375 [A] er den målte feltstrømmen mindre enn den simulerte, og over 375 [A] er den målte over den simulerte. Det er vanskelig å si om dette bare er tilfeldigheter for det lille belastningsområdet en kan sammenligne eller om forskjellen vil bli enda større ved høyere belastning.



Figur 3-1: Sammenligning av målt og simulert feltstrøm som funksjon av tiden.

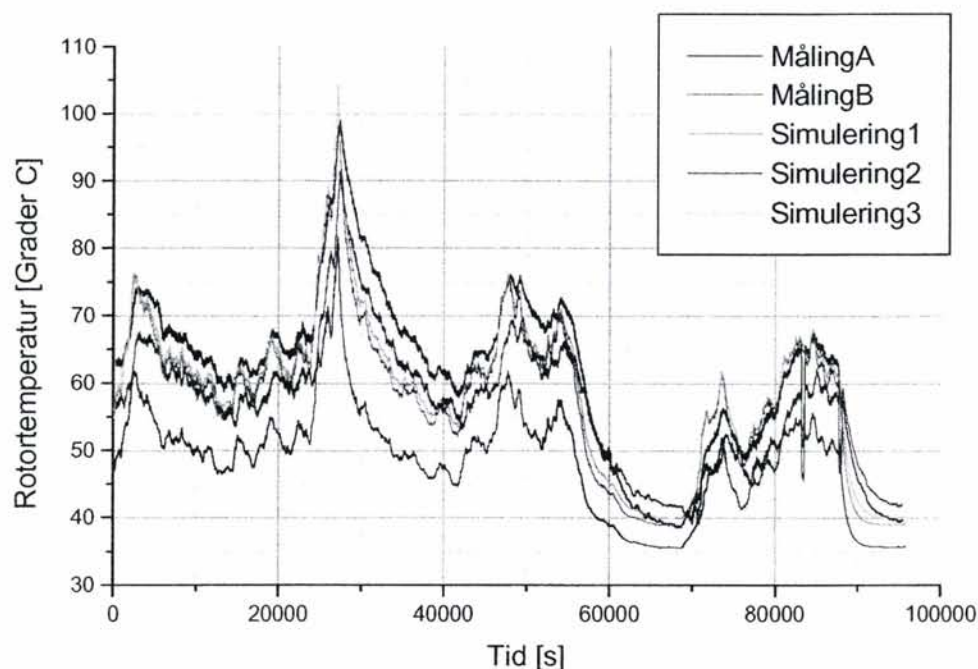
I tomgang er det også et avvik som skyldes at den målte feltstrømmen i tomgang var 20 [A] lavere enn den en hadde ventet ut fra protokollen til tomgangsprøven. Simuleringene i kapittel **Feil! Fant ikke referanse-kilden.** viser at SIMPOWs modellering av metningen i tomgang stemmer veldig bra med det som er oppgitt på tomgangsprøven. Dersom en antar at avvikene ved lasttoppene skyldes støyen, stemmer den simulerte feltstrømmen med metning veldig bra, men dette er en som sagt ikke sikker på.

Den simulerte feltstrømmen når en ikke har modellert magnetisk metning slik som brukt i [1] ligger generelt høyere enn den målte. Unntak er i lasttoppene der den målte er lik den simulerte.

Det var ikke forventet at den så grov modell som brukt i [1] av feltstrømmen skulle stemme bedre enn dette.

3.2.2 Temperatur i rotor

Temperaturen i rotor er som tidligere nevnt beregnet ut fra målt strøm og spenning med to forskjellige spenningsfall over børster og sleperinger, henholdsvis metode A og B. Dette spenningsfallet gir en usikkerhet målingene som brukes til å verifisere simuleringmodellene. Figur 3-1 viser de beregnede temperaturene med de simulerte.



Figur 3-2: Sammenligning av målte og simulerte temperaturer i rotor.

Det er liten forskjell på den simulerte temperaturen i simulering 1 uten magnetisk metning og simulering 3 hvor generatoren er tillatt større belastning enn den er konstruert for. Disse to simuleringene ligger i hovedsak mellom de to beregnede temperaturene. En legger imidlertid merke til at den simulerte temperaturen stiger fortere og avtar fortere enn den målte temperaturen. Alle disse fire kurvene (målingA, målingB, simulering1 og simulering3) ligger innenfor et variasjonsområde på 10 [K] hele tiden.

Simulering 2 med en modell av generatoren med merkedata 10 [MVA] $\cos \phi 0,7$ skiller seg litt fra de andre kurvene i det den ligger 10 [K] under den laveste av de andre kurvene. Også denne kurven stiger og avtar raskere enn målingene. En god illustrasjon på det er tomgangsmålingen helt i slutten av perioden der temperaturen avtar eksponentielt.

Simuleringene ligger generelt høyt i forhold til målingene ved høy belastning og lavt i ved lav belastning. I sammenligningen er det imidlertid ikke tatt med i betraktningen at den målte temperaturen på innkommende kjøleluft endres som funksjon av tid på døgnet mens den er konstant i simuleringene. Det vil si at den simulerte temperaturen første del av simulering er litt lavere, opp til 3 [K], enn den hadde vært dersom den termiske modellen hadde tatt dette med i betraktning. Og tilsvarende er den simulerte temperaturen litt for høy, opp til 2 [K], i siste halvdel som var om natten.

Ved de belastningene som er simulert er det opptil 10 [K] avvik mellom målt og simulert temperatur, unntaksvis opp til 15. Dette selv om de termiske parameterne, termisk motstand og varmekapasitet, er beregnet ut fra situasjonen i merkelast. Likevel registrerer en at den simulerte temperaturen ofte øker mer i forhold til den målte ved høyere belastning. Sett i forhold til simuleringene som modellene er tenkt brukt i er dette fordelaktig med tanke på sikkerhetsmargin og verst tenkelig tilfelle.

En bør imidlertid være oppmerksom på at rotortemperaturen i simulering 2 ikke er høyere, men lavere enn målingene. Om dette skyldes at den beregnede temperaturen i rotor på bakgrunn av målingene var for høy på grunn av støyen er uvisst. Avvik i rotortemperaturen kan også skyldes feil spenningsfall over børster og sleperinger.

Det er sådd tvil om hva som er riktige merkedata for Q48. [3] oppgir 10 [MVA] $\cos \phi$ 0,9, mens prøveprotokollen og merkeskiltet til omformer nummer 83 er påstemplet $\cos \phi$ 0,7. Sistnevnte er en verdi som virker mer fornuftig ut i fra belastningen som omformerne opplever. En har ikke klart å få klarhet i hva som er riktig merkedata innen prosjektfristens utløp. Men det kan virke som at de første Q 48 som ble produsert og som [3] (1959) beskriver er produsert med 0,9, mens de senere modellene (nummer 83 er levert i 1977) er produsert med 0,7. Hva som er forskjellen mellom disse to modellene, eller om det virkelig er noen forskjell konstruksjons- og dimensjoneringsmessig, har en heller ikke klart å få klarhet i.

På grunn av dette er det også gjort flere simuleringer med forskjellige termiske parameteroppsett, både med aggregater som er dimensjonert for 0,7 og som er dimensjonert for 0,9, men med tillatt høyere belastning. En har ikke noe annet sammenligningsgrunnlag for feltstrømmen enn de målingene som er gjort og tomgangsprøven. Verdien for merkemagnetiseringsstrøm som [2] oppgir ser ikke ut til å stemme med verken den målte eller simulerte strømmen. To av simuleringene er gjort med inkludering av jerntapene i stator, dette ga for høy temperatur i tomgang.

En har heller ikke data fra leverandør på hvor stor feltstrømmen er i forskjellige belastningssituasjoner, for eksempel merkelast og grunnlast. Det en har er antatt å gjelde for merkecos ϕ 0,9. Derfor har en brukt den simulerte verdien av feltstrømmen som grunnlag for å beregne termiske parametere.

Det er vanskelig å avgjøre hvilket parameteroppsett som bør brukes i fremtidige simuleringer. Som verst tenkelige tilfelle faller det naturlig å bruke oppsettet brukt i simulering 1 siden denne alltid ser ut til å gi en for høy feltstrøm og temperatur. Denne metoden modellerer imidlertid ikke den magnetiske metningen slik som de to andre oppsettene gjør. Men igjen, en har ikke grunnlag for å uttale seg om de høye belastningene som modellene er tenkt for.

4.3 Konklusjon

En mangler grunnlag for å si at modelleringen av den magnetiske metningen stemmer ved høy last. Simuleringen med den magnetiske metningen modellert ser ut til å gi resultater som delvis samsvarer med den målte feltstrømmen, men det kan se ut som om den målte feltstrømmen er lavere i enn den simulerte ved lav belastning og motsatt med høyere belastning. Den målte feltstrømmen er 10% lavere enn det en forventet ut fra tomgangskarakteristikken og som en simulerte.

En bør simulere uten modellering av metningen slik som gjort i [1] da dette gir de mest konservative resultatene. Som bakgrunn for innstilling av strømgrense på feltstrømbegrenseren dersom en likevel skal simulere med metning, bør en bruke den verdien som en har kommet fram til ved 10 [MVA] $\cos \phi$ 0,7 i tabell 2 i vedlegg 1 (435 [A]) selv om dette gir for liten feltstrøm ved høy belastning.

Verifiseringen av den termiske modellen er ikke fullstendig. For det første er belastningen ikke så høy som det modellen er beregnet å gjelde for. For det andre er det usikkerhet omkring

4. Diskusjon og konklusjon

4.1 Forslag til justering av modeller

Modelleringen av den magnetiske metningen ser ut til å stemme ganske bra i den simulerte belastningssituasjonen, så en ser ikke grunnlag til å endre på denne. Det er heller ikke så lett å endre modellene som tilhører SIMPOW uten at en kan dokumentere feil i dem. Derimot gir modelleringen av metningen for lav feltstrøm ved høy belastning.

Den enkle termiske modellen har en utviklet selv ([1]). En legger spesielt merke til to ting. Det som går igjen i både rotor og stator er at den simulerte temperaturen stiger eller avtar raskere enn den målte. Dette kommer veldig tydelig fram i slutten av måleperioden der en har eksponentielt avtakende temperatur i tomgang.

Den termiske tidskonstanten er avhengig av to størrelser, den ene er den termiske overgangsmotstanden. Denne er beregnet på grunnlag av statiske temperaturer vist i vedlegg 5. Den andre er viklingenes varmekapasitet. I [1] har en prøvd å regne ut varmekapasiteten på bakgrunn av koppervekten i viklingen. Det førte til at en ikke fikk den dynamiske responsen som en ønsket. Derfor ble varmekapasiteten tilpasset for å gi best mulig respons og en har dermed ikke utledet størrelsen på grunnlag av de fysiske data.

Ved å øke varmekapasiteten vil den termiske tidskonstanten øke fordi viklingen har mulighet for å lagre mer termisk energi. Det gir at temperaturen vil stige og synke saktere. Dette vil også føre til at den simulerte temperaturen ikke vil gå så høyt opp ved høy last og langt ned ved lav last i den lastsituasjonen som er simulert her.

Som bakgrunn for å beregne bedre varmekapasiteter kan en muligens bruke de målte tidskonstantene under tomgangsmålingen. Detaljeringsgraden i den enkle termiske modellen er lav i forhold til synkronmaskinens virkelige kompleksitet. Den termiske modellen inneholder tre termiske motstander og to energilagre, mens den virkelige generatoren er et konglomerat av termiske overgangsmotstander og energilagre som vil være en enorm oppgave å modellere nøyaktig ([4]).

Endring av de dynamiske dataene på bakgrunn av målinger som er gjort ved lav last bør en imidlertid være forsiktig med når modellen er tenkt å brukes ved høy belastning. Det er helt naturlig å tro at synkrongeneratoren har annen termisk respons ved lav temperatur enn ved høy temperatur.

4.2 Oppsummering og diskusjon

Det er gjort målinger for å verifisere både modelleringen av magnetisk metning og den enkle termiske modellen. En egen målerapport beskriver de utførte målingene.

Tomgangsmålingen beskriver temperaturen i stator og rotor i tomgang. Det er imidlertid stilt spørsmål ved den målte feltstrømmens verdi i tomgang siden denne var 10 % lavere enn det som framgår av tomgangskarakteristikken fra ASEA og som er gjort på akkurat dette aggregatet.

Driftsmålingen er utført over et helt døgn. Aggregatet som en målte på ble kjørt alene i deler av ettermiddagsrushet den 12.09.02 for å få høyest mulig belastning. Imidlertid var ikke denne belastningen høy nok i forhold til den belastningen som modellene er tenkt å gjelde ved, altså merkelast og litt over. Det gjør at verifiseringen ikke er gjort ved de høyeste belastningene og modellene kan dermed ikke kommenteres med tanke på denne belastningen. Hvor stor belastning en tør å påtrykke aggregatet når det går alene i vanlig drift er en avveining som må gjøres i forhold hvor store sjanser en ønsker å ta og driftsmessige konsekvensene et eventuelt utfall vil føre til.

Driftsmålingen er preget av en del støy som gjør at resultatene ikke blir helt klare, men det er sannsynlig at de ligger litt over de verdiene som en virkelig opplevde.

3.2.4 Oppsummering

For å oppsummere sammenligningen av de ulike simuleringene med de målte verdiene er hovedtrekkene satt inn i tabell 3-2 med målingen som referanse.

Simulering nummer	Feltstrøm	Rotortemperatur	Statortemperatur
1: Ikke metning, brukt i [1]	Generelt for høy	Stemmer bra	(Stemmer bra ved lav last,) Men høyere ved høy last
2: Metning, 10 [MVA] $\cos \varphi$ 0,7	Stemmer veldig bra med den opplevde belastningen, (høyere enn måling i tomgang).	Generelt for lav	(Stemmer bra ved lav last,) Men høyere ved høy last og i tomgang
3: Metning, 10 [MVA] $\cos \varphi$ 0,9		Stemmer bra	Generelt for høy

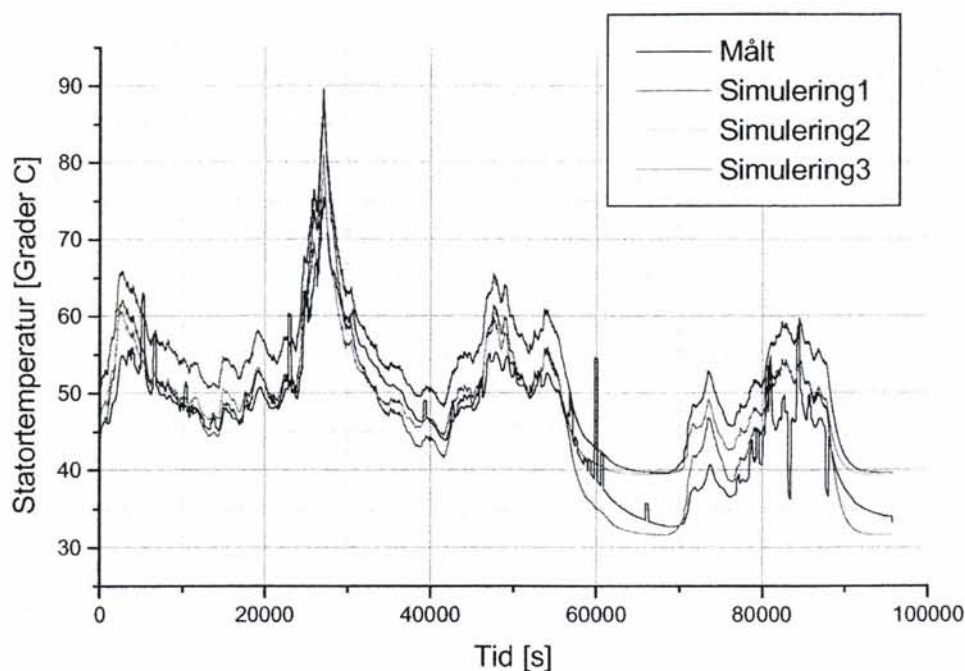
Tabell 3-2: Sammenligning av de ulike simuleringene mot de målte verdiene.

For temperaturene er det et moment som går igjen, det er at den simulerte temperaturen ligger høyere enn den målte. Statortemperaturen er generelt for høy i tomgang når en regner med jerntapene. Ellers gjelder det generelt at simuleringene, spesielt feltstrømmen, ikke stemmer med målingen i tomgang.

Lav belastning er i utgangspunktet en uinteressant belastningssituasjon sett i forhold til arbeidsområdet til modellene, rundt merkelast.

3.2.3 Temperatur i stator

Den målte temperaturen i stator sammenlignes med de simulerte temperaturene i figur 3-2.



Figur 3-3: Sammenligning mellom målt og simulert temperatur i stator.

Temperaturen i simulering 1 og 2 sammenfaller i drift med den målte temperaturen. Men ved høyere belastning er den simulerte temperaturen høyere enn den målte. Nå skal det sies at den belastningen som ble målt for stator ikke var stor i forhold til dens merkelast. Det vil si at den simulerte temperaturen nok vil være enda høyere enn den målte ved belastning opp mot og over merkelast. Avviket mellom den målte temperaturen og den høyeste simulerte temperaturen ved den høyest oppnådde belastningen er funnet til omtrent 15 [K]. Ved lavere belastning er avviket mindre.

I tomgang er det bare simulering 1 som har en noenlunde lik temperatur som den målte. De to andre simuleringene har modellering av tomgangstapene (jernetap i stator) og får dermed tilført effekt selv når det ikke går noen strøm. Det gir en høyere temperatur i tomgang. Rent fysisk er det riktig å ta med jernetapene, men det er vanskelig å bestemme hvor mye av disse som går med til å varme opp viklingen.

Simulering3 som er en maskin med oppgadert ytelse ligger over de andre i temperatur, både målingen og simuleringene. Dette på grunn av at denne har den høyeste rotortemperaturen i og med at denne er tillatt høyere temperatur og dermed får overført mer effekt fra rotor til stator. Praksis vil det si at kjøleluften i stator blir forvarmet mer av rotor jo varmere rotor blir. Det gir en mindre temperaturforskjell mellom statorviklingen og kjølemediet og dermed mindre effektutveksling (kjøling).

Generelt kan det også her se ut som om de simulerte temperaturene stiger og avtar fortere enn den simulerte, dog ikke så fort som i rotor. Dette illustreres bra i tomgangsmålingen helt i slutten av perioden.

beregningen av rotortemperaturen ut fra resistansmetoden. En er ikke sikker på spenningsfallet over børster og sleperinger og i tillegg er der støy som forstyrrer. Det kan virke som om beregningen av rotortemperaturen på grunnlag av målingene er for høy dersom generatorens merkecos ϕ er 0,7, dette sett i forhold til den temperaturstigningen som er naturlig å konstruere maskinen etter i merkelast. Ved de belastningene som er målt og simulert er differansen mellom den målte temperaturen og den simulerte oftest innen et område på 10 [K], unntaksvis opp til 15.

For å være på den sikre siden bør en bruke den modellen som gir de høyeste temperaturene ved høy belastning da dette gir mest konservative resultater. Til videre trafikksimuleringer med begrensere anbefales modellene, både strømbegrensere og temperaturbegrensere, som brukt i simulering 1 uten magnetisk metning og med merkecos ϕ lik 0,9 utledet i [1].

4.4 Videre arbeid

Det bør absolutt gå an å finne ut hva som er riktig merkebelastning for Q48, 10 [MVA] cos ϕ lik 0,7 eller 0,9 slik at det i ettertid ikke er noen tvil om dette. En sendt forespørsel til Banverket og Alstom, men en har innen prosjektfristen ikke fått noe klart svar.

Avhengig av hvor store krav en setter til nøyaktighet for simuleringene som den termiske modellen skal brukes i bør en vurdere å sette mer arbeid inn i verifisering og eventuelt detaljering av denne. Det vil imidlertid kreve mer målinger og teoretiske arbeider.

5. Referansedokumenter

- [1] S. Danielsen, *Spenningsregulator med statorstrøm- og feltstrømbegrensning for jernbanens roterende omformere*. Hovedoppgave NTNU 2002.
- [2] Gammelt svensk skriv med samling av data for Q24, Q38 og Q48, *Diverse dataoppgifter på transportable omformere*. Ikke oppgitt dato eller forfatter/opprinnelse.
- [3] R. Lundberg, *Lärobok i elektroteknik Del IV – Omformarstationer*. Svenska Tryckeriaktiebolaget Stockholm 1959.
- [4] W. R. Lachs, D. Sutanto, *A Voltage Stability Indicator Based on Rotor Heating*. IEEE 2nd International Conference on Advances in Power System Control, Operating and Management, December 1993, Hong Kong.

6. Vedlegg

- Vedlegg 1. Bakgrunnsteori om magnetisk metning
- Vedlegg 2. Skriv fra ABB om modellering av metning i SIMPOW
- Vedlegg 3. Tomgangskarakteristikk ASEA Q48
- Vedlegg 4. Målerapport
- Vedlegg 5. Utregning av termiske data.

Vedlegg 1.
Bakgrunnsteori om magnetisk metning

Vedlegg 1. Bakgrunnsteori om magnetisk metning

V1.1 Innledning

Dette kapittelet gir en kort innføring i magnetisk metning og hvordan denne skal modelleres i synkronmaskinmodellene i SIMPOW. Til slutt er metningen modellert for generatoren i omformertypen ASEA Q48.

Vedleggene som det refereres til i teksten er vedlegg til rapporten " Verifisering av modeller for strøm- og temperaturbegrensere" som også denne teksten er vedlegg til.

V1.2 Magnetisk metning generelt

Det har vært vanlig å simulere uten å ta hensyn til den magnetiske metningen. Dette har lite å si for nettets oppfatning av maskinen siden egenskapene til maskinen sett fra nettet ikke endres. I simuleringene med strøm- og temperaturbegrensere i Oslo-området skal en studere feltstrømmen i rotor som grunnlag for å bestemme tap og temperatur. Da er det nødvendig å ta med metningen i beregningen. Det vil i praksis si at feltstrøm I_f og induisert spenning E_r ikke lenger er proporsjonale størrelser.

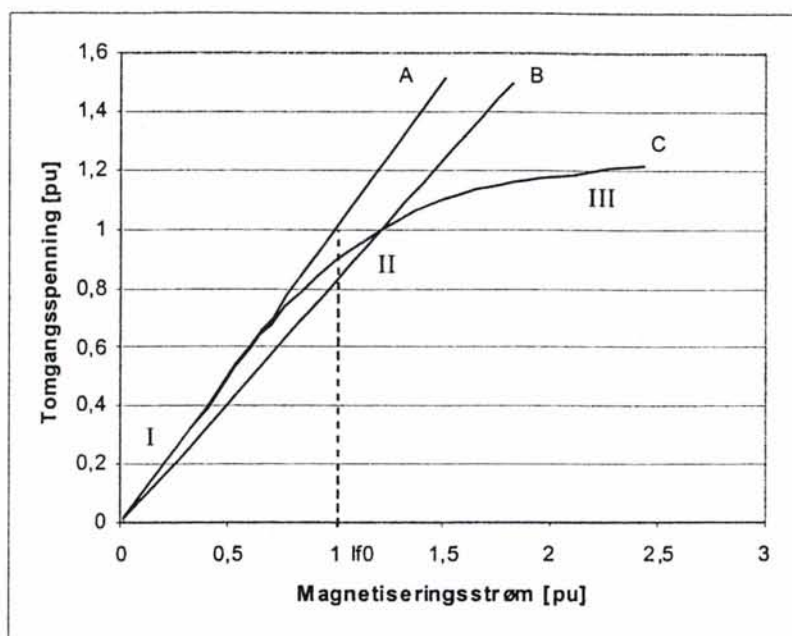
Synkronmaskinens karakteristikk avhenger sterkt av bruken av de magnetiske materialene som utgjør maskinens magnetiske krets. Magnetiske materialer er ikke ideelle, men ulineære. Når den magnetiske fluksen øker, går de i metning. Hvilket fører til at den magnetiske ledningsevnen, permeabiliteten, minker. Reaktansene i den elektriske modellen av maskinen endrer derfor størrelse.

Jern og luft har ulike magnetiske egenskaper. Det vil si at det er de reaktansene hvor mye av fluksveien går i jern som er mest påvirket av metningen, for eksempel synkronreaktansen X_d . Den transiente og subtransiente reaktansen hvor en større del av fluksveien går i luft er i mindre grad påvirket av metningen. På samme måte er reaktansene i tverraksen (q-ledd) mindre påvirket enn reaktansene i langsaksen (d-ledd) i en maskin med utpregede poler på grunn av større luftgap mellom rotor og stator ([2] side 350). Jernet i q-aksen går derfor sjelden i metning ([3] side 114, [6] side 116).

V1.2.1 Tomgangskarakteristikk

Det nødvendige grunnlaget for å studere metningen finner en i tomgangskarakteristikken (TK, eng.: OCC – open-circuit-curve) som også kalles magnetiseringskurven (eng.: saturation curve eller magnetization curve) ([4] side 201). Dette er den vanligste datakilden for modelleringen og som regel den eneste tilgjengelige.

Tomgangskarakteristikken finnes ved å kjøre generatoren i merketurtall med bare et voltmeter koplet over klemmene. Siden det da ikke kan gå strøm i stator måler en derfor den indre induerte spenningen i generatoren E_r . Alternativt kan TK beregnes ut fra de magnetiske forholdene i maskinen. Eksempel på tomgangskarakteristikk er vist i kurve C i figur 1. Det er også vanlig å angi fluksen ψ som funksjon av den magnetomotoriske kraften (mmk) slik som vist i figur 2.



Figur 1: A: luftgapskurve (LK), B: mettet luftgapskurve og C: tomgangskarakteristikk (TK).

Kurve A i figur 1 kalles luftgapskurven og viser sammenhengen mellom feltstrøm og induisert spenning dersom en ikke har metning i jernet. Sammenhengen er lineær. Ved metning blir sammenhengen lik tomgangskarakteristikken i kurve C. Luftgapskurven og tomgangskarakteristikken er bare sammenfallende for lav magnetisering, altså når metning ikke er tilfelle. Tomgangskarakteristikken kan deles inn i tre deler/segmenter:

- I. Umettet lineært segment; den delen som sammenfaller med luftgapskarakteristikken.
- II. Ulineært segment; den delen hvor tomgangskarakteristikken bøyer av. Kan beskrives ved matematiske funksjoner, vanligvis eksponentiell.
- III. Mettet lineært segment; den lineære delen av den mettede tomgangskarakteristikken.

[5] forteller på side 41 at magnetiseringsstrømmen i tomgang er 10 –15 % høyere ved metning enn uten metning. Ved belastning av maskinen vil statorstrømmen sette opp et motfelt, ankerreaksjonen, og den totale magnetiske fluksen i jernet reduseres. Da reduseres også virkningen av metningen, dog ikke nødvendigvis så mye at maskinen er å betrakte som umettet. Ankerreaksjonen er avhengig av belastningsstrømmens størrelse og den totale fluksen er også avhengig av strømmens fasevinkel i forhold til spenningen.

Kurve B er en mettet luftgapskurve og er et slags kompromiss mellom luftgapskurvens linearitet og tomgangskarakteristikkens hensyn til metningen. Det er denne kurven som er brukt i parametriseringen av den termiske modellen i [1] uten at det er uttrykt spesielt.

For feltstrømmen I_f velger en 1.0 [pu] lik den strømmen som må til for å gi merkespenning i tomgang for en umettet maskin ([5] side 41). I [1] er det som sagt valgt tilsvarende strøm for mettet maskin og dette gir en for stor verdi av feltstrømmen.

Ved modellering av metningen må en gjøre noen antakelser og forenklinger. [6] skriver på side 112-113 at det er vanlig å anta følgende:

1. Lekkinduktansene er uavhengige av metningen på grunn av at fluksveien for det meste går i luft og er lite påvirket av metningen i jern-delen av fluksveien.
2. Fluksen til lekkinduktansene bidrar ikke til metning i jernet på grunn av at lekkfluksen vanligvis er liten og bare i liten grad går i jernet.
3. Sammenhengen mellom den resulterende luftgapsfluksen og den magnetomotoriske kraften er den samme ved belastning som i tomgang. Det gjør at en kan bruke tomgangskarakteristikken som datagrunnlag.
4. Det er ingen magnetisk kopling mellom d-aksen og q-aksen som resultat av ulineariteter introdusert av metningen. For eksempel strøm i viklingene i en akse gir ikke fluks som går gjennom viklingene i de andre aksene.

V1.2.2 Metningsfaktor

Metningen ved forskjellige driftstilfeller kan beskrives med en tilhørende metningsfaktor S (eng.: saturation factor) og er en enklere metode å angi metningen på som er vanlig å bruke i Nord Amerika ([vedlegg 2]). Det finnes flere måter å angi metningsfaktoren på og her er presentert to ulike metoder. Den første er hentet fra [2] side 351.

Eksempel på fluksen som funksjon av den magnetomotoriske kraften er vist i figur 2. Enhver fluks drives av en magnetomotorisk kraft (mmk) som oppgis i ampereturns/ampereviklinger. Den totale mmk F_T består av to komponenter, F_a i luftgapet og F_i i jernet. F_i er tilstede bare ved metning av jernet, mens F_a er tilstede hele tiden.

$$F_T = F_a + F_i$$

Metningsfaktoren forteller om forholdet mellom mmk, fluks eller magnetiseringsstrøm ved mettet og umettet maskin. S ut fra mmk bli da:

$$S = \frac{F_a}{F_a + F_i} = \frac{F_a}{F_T}$$

Og det samme kan en si om fluksen:

$$S = \frac{\Psi_T}{\Psi_T + \Psi_S} = \frac{\Psi_T}{\Psi_{aT}}$$

Ved sammenligning av figur 1 og figur 2 finner en at metningsfaktoren på grunnlag av magnetiseringsstrømmen uten metning I_{f0} og med metning I_{fsat} er:

$$S = \frac{I_{f0}}{I_{fsat}}$$

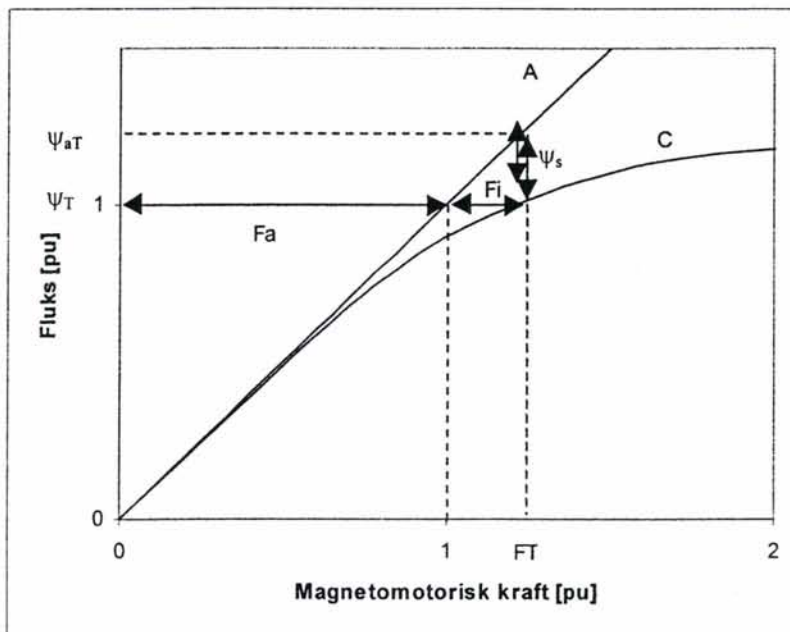
På den måten kan en finne magnetiseringsstrømmen ved metning ved ulike belastninger gjennom:

$$I_{fsat} = \frac{I_{f0}}{S}$$

Når størrelsene er oppgitt i per unit og I_f er lik 1.0 for umettet maskin som definert, kan en finne klemmespenningen i tomgang som funksjon av feltstrømmen når en vet metningsfaktoren:

$$U_T = E_f = I_f \cdot S$$

Merk at metningsfaktoren er belastningsavhengig og må beregnes i hvert enkelt belastningstilfelle. [2] side 353 oppgir en rutine for å beregne metningen og nye reaktanser når belastningen endres.



Figur 2: Fluks som funksjon av magnetomotorisk kraft.

[3] side 425 angir en annen måte for å regne ut metningsfaktoren. Metningsfaktoren er ikke definert lik i de to beregningsmetodene. For en gitt klemmespenning U_t er metningsfaktoren S_G er definert slik:

$$S_G = \frac{I_{fsat} - I_{f0}}{I_{f0}}$$

hvor I_{f0} er feltstrømmen på luftgapskurven og I_{fsat} er tilsvarende feltstrøm på tomgangskurven.

Det er vanlig å beregne metningsfaktoren for to klemmespenninger 1.0 [pu] og 1.2 [pu]. Siden luftgapskurven er lineær og den umettede feltstrømmen i pu er lik klemmespenningen i pu, kan metningsfaktoren $S_{G1,2}$ ved $U_t = 1,2$ finnes ved

$$S_{G1,2} = \frac{I_{fsat1,2} - 1,2I_{f0}}{1,2I_{f0}}$$

Se for øvrig vedlegg 2Feil! Fant ikke referansekilden. for figur av metningsfaktoren beregnet på denne måten.

V1.3 Modellering av metning i SIMPOW

Modellering av magnetisk metning i SIMPOW er veldig kort beskrevet i manualen ([7]), men er utdypet i et eget skriv vedlagt i vedlegg 2Feil! Fant ikke referansekilden.. I SIMPOW kan en for synkronmaskiner av type 1, 2 og 3 modellere tre former for metning:

1. Metning i d-aksen
2. Metning i q-aksen
3. Metning med hensyn til den totale fluksen

Det er som sagt normalt å bare modellere metningen i d-aksen for synkronmaskiner med utpregede poler. Som bakgrunn brukes tomgangskarakteristikken. For turbomaskiner med sylindrisk rotor går en ut fra at den magnetiske kretsen er homogen rundt omfanget av maskinen slik at en også bruker tomgangskarakteristikken for d-aksen som underlag for modellering av q-aksen. Det er også bare ved turbomaskiner det kan være nødvendig å modellere metningen med hensyn til den totale fluksen, og da brukes samme tomgangskurve som ved modelleringen av d-aksen.

Dersom en modellerer metningen oppgis alltid den umettede verdien av stasjonær reaktans og transient tidskonstant for respektive akser. De andre størrelsene av reaktanser og tidskonstanter kan oppgis enten som mettet eller umettet alt etter hvilket situasjon en simulerer med hensyn på hvor konservative resultater en ønsker.

Manualen til SIMPOW oppgir på side 47 i kapittelet om Dynpow at metningen kan oppgis på to måter, ved hjelp av *saturation table* eller *saturation factor*. Dersom det ikke oppgis noen parametre simulerer SIMPOW uten å modellere metningen.

V1.3.1 Saturation table

Saturation table for de tre metningstilfellene angis i henholdsvis DTAB, QTAB og TAB. Korresponderende verdier av mmk og luftgapsfluks angis i per unit. Dette tilsvarer korresponderende verdier av feltstrøm og klemmespenning i per unit som finnes i tomgangskarakteristikken. Tabellen må starte i punktet $I_f = 0, U = 0$. Eksempel på angivelse av metning for d-aksen er gitt i figur 3. For turbomaskiner der en bruker tomgangskarakteristikken som underlag for alle tre metningstilfellene kan en henvise til samme tabell. Det er tilstrekkelig å angi 10-15 punkter på tomgangskarakteristikken.


```

SYNCHRONOUS MACHINES
  A-G AG TYPE=2 SN=10.0 UN=5.2 RA=0.0176 XA=0.11
      XD=1.35 XDP=0.22 TDOP=13.9 XDB=0.1 TDOB=0.42
      XQ=0.53 XQB=0.13 TQOB=0.1
      D=1 H=1.8 VREG=11 CNODE=A16 DTAB=1
END

TABLES
!!!! Metningstabell
  1 TYPE=1 F 0,00 0,00 0,30 0,31 0,61 0,61 0,91 0,85
            1,21 1,00 1,52 1,10 1,82 1,15 2,12 1,19
            2,42 1,22 2,73 1,25 3,03 1,28
END

```

Figur 3: Eksempel på angivelse av metning i Dynpow-filen.

V1.3.2 Saturation factor

Modellering av metning ved hjelp av saturation factor/metningsfaktor er ikke så nøyaktig som saturation table, men brukes ofte for å forenkle innleggingen av data for simulering av stabilitet i store systemer. En spesifiserer to punkter på tomgangskararakteristikken og så beregner SIMPOW en tilnærmet kurve. SIMPOW bruker den siste metoden i V1.2.2 for angitt metningsfaktoren og er hentet fra [3].

$$S_G = \frac{I_{fsat} - I_{f0}}{I_{f0}}$$

Det er vanlig å spesifisere metningsfaktoren for 1.0 og 1.2 ganger merkespenning og dette er lagt inn som default, men en har mulighet til å endre på dette. Alle de tre metningstypene kan angis på denne måten ved hjelp av parameterne V1x og V2x som er spenningene og SE1x og SE2x som er metningsfaktoren. X erstattes med D dersom en modellerer metningen i d-aksen, tilsvarende Q for q-aksen og fjernes i modelleringen av metningen med hensyn til den totale fluksen. Eksempel på angivelse av metning for d-aksen er vist i figur 4.

```

SYNCHRONOUS MACHINES
  A-G AG TYPE=2 SN=10.0 UN=5.2 RA=0.0176 XA=0.11
      XD=1.35 XDP=0.22 TDOP=13.9 XDB=0.1 TDOB=0.42
      XQ=0.53 XQB=0.13 TQOB=0.1
      D=1 H=1.8 VREG=11 CNODE=A16
      V1D=1.0 SE1D=0.16 V2D=1.2 SE2D=0.43
END

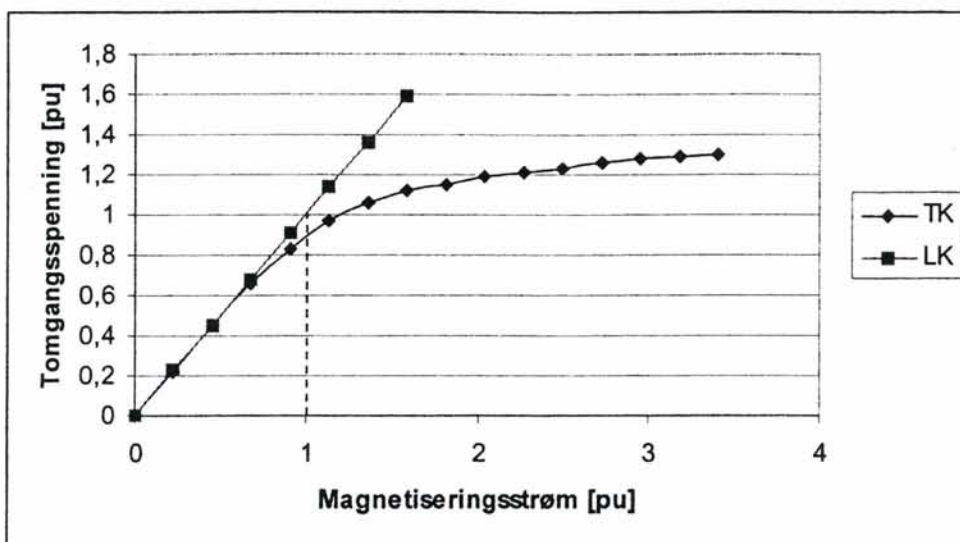
```

Figur 4: Eksempel på angivelse av metning i Dynpow-filen.

V1.4 Modellering av metning for ASEA Q48

Vedlegg 3 viser tomgangskararakteristikken for ASEA Q48 NSB omformer nummer 83 etter en prøve gjort av ASEA 12.01.77. Denne er lagt til grunn for modelleringen av metningen. Figur 5 viser tomgangs- og luftgapskarakteristikken, mens tabell 1 viser tomgangskararakteristikken og metningsfaktoren i tabellform. Kolonnene med feltstrøm og klemmespenning er lagt inn i dynpow-filen til SIMPOW med 2

desimalers nøyaktighet. Metningsfaktoren i tabellen er beregnet etter den første metoden beskrevet i kapittel V1.2.2.



Figur 5: Tomgangskarakteristikk (TK) og luftgapskarakteristikk (LK) for Q48.

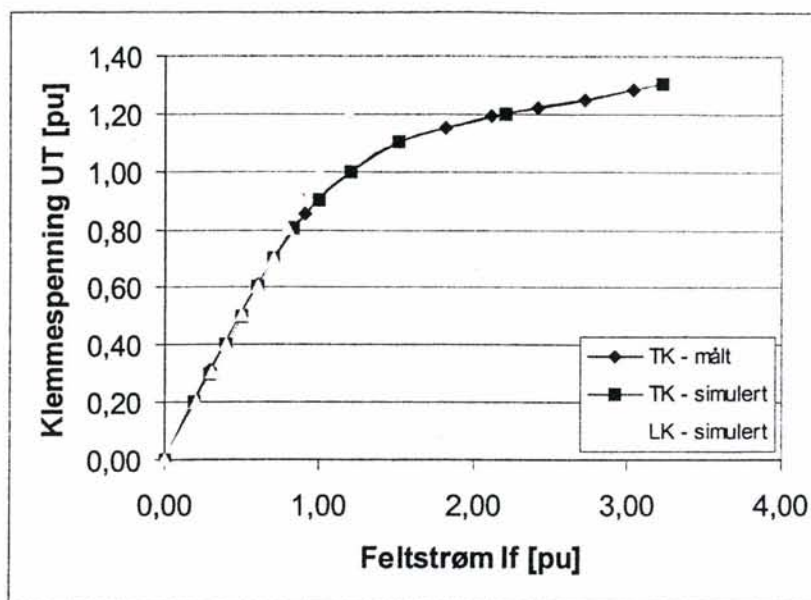
I_f	U_T	S
0,00	0,00	-
0,30	0,31	1,0
0,61	0,61	1,0
0,91	0,85	1,1
1,21	1,00	1,2
1,52	1,10	1,4
1,82	1,15	1,6
2,12	1,19	1,8
2,42	1,22	2,0
2,73	1,25	2,2
3,03	1,28	2,4

Tabell 1: Feltstrøm, klemmespenning og metningsfaktor ut fra avlest tomgangskarakteristikk.

For Q48 viser avlesning på tomgangskarakteristikken at en feltstrøm på 1 [pu] i henhold til definisjonen gitt i kapittel V1.2.1 tilsvarer 165 [A].

For å verifisere at SIMPOW modellerer metningen riktig, har en tatt ut tomgangskarakteristikken ved simuleringer. Simuleringene er gjort i en enmaskinmodell i tomgang. Spenningen er endret ved at en har endret på referansespenningen til spenningsregulatoren og lest av den tilhørende feltstrømmen.

Figur 6 viser en sammenligning mellom den målte og den simulerte tomgangskarakteristikken. Kurvene er sammenfallende. I merkespenning er feltstrømmen funnet til å være 1,21 [pu], hvilket tilsvarer 200 [A]. Dette stemmer med avlesning på tomgangskarakteristikken fra prøveprotokollen og med det som er oppgitt i [8] på 205 [A]. Tabell 2 viser en sammenligning mellom oppgitte, simulerte og beregnede feltstrømmer i ulike belastningssituasjoner.



Figur 6: Sammenligning av målt og simulert tomgangskarakteristikk (TK). I tillegg også simulert luftgapskarakteristikk (LK).

Belastning	Oppgitt [8]	Simulert i SIMPOW	Beregnet for hand
Tomgang	205 [A]	200 [A] / 1,21 [pu]	165 [A] / 1,00 [pu]
Merkelast (10 [MVA] $\cos\phi$ 0,9)	322 [A]	374 [A] / 2,27 [pu]	318 [A] / 1,93 [pu]
Merkelast (10 [MVA] $\cos\phi$ 0,7)	-	435 [A] / 2,64 [pu]	356 [A] / 2,16 [pu]
Grunnlast (7 [MVA] $\cos\phi$ 0,8)	-	338 [A] / 2,05 [pu]	289 [A] / 1,75 [pu]
Dobbel grunnlast (14 [MVA] $\cos\phi$ 0,9)	-	464 [A] / 2,81 [pu]	398 [A] / 2,41 [pu]

Tabell 2: Sammenligning av oppgitte, simulerte og beregnede feltstrømmer i ulike belastningssituasjoner.

Kolonnen med tittel "Oppgitt [8]" i tabell 2 viser feltstrømmens størrelse i ulike belastningssituasjoner oppgitt fra ASEA. En antar at det med merkelast er ment en $\cos\phi$ på 0,9 slik som beskrevet i [9] side 127. Verdiene beregnet for hand er funnet ved hjelp av synkronmaskinens driftsdiagram som er beskrevet i [1] kapittel 4.5. Den metoden tar ikke hensyn til maskinens magnetiske metning. En registrerer at den simulerte verdien i merkelast $\cos\phi$ 0,9 er 16 % høyere enn den oppgitte. Den beregnede verdien er tilnærmet lik den oppgitte.

Det er tvil om hvilken merkebelastning som gjelder for Q48. En vet også lite om feltstrømmens størrelse ved ulike belastninger. Dette gjør at referanseunderlaget for målingene som skal utføres er tynt.

V1.5 Referanseliste

- [1] S. Danielsen, *Spenningsregulator med statorstrøm- og feltstrømbegrensning for jernbanens roterende omformere*. Hovedoppgave NTNU 2002.
- [2] J. Machowski, J. W. Bialek, J. R. Bumby, *Power System Dynamics and Stability*. John Wiley & Sons 1997.
- [3] P. M. Anderson, A. A. Fouad, *Power System Control and Stability*. The Iowa State University Press, Volume 1 1977.
- [4] A. E. Fitzgerald, C. Kingsley Jr, S. D. Umans, *Electric Machinery 5th edition*. Mc Graw-Hill 1992.
- [5] M. Dalva, O. V. Thorsen, S. Bua, *Roterende elektriske maskiner*. Universitetsforlaget 1987 2.utgave.
- [6] P. Kundur, *Power System Stability and Control*. Mc Graw-Hill 1994.
- [7] ABB Power System Analysis Department, *SIMPOW – User Manual*. Rev. 10.1
- [8] Gammelt svensk skriv med samling av data for Q24, Q38 og Q48, *Diverse dataoppgifter på transportable omformere*. Ikke oppgitt dato eller forfatter/opprinnelse.
- [9] R. Lundberg, *Lärobok i elektroteknik Del IV – Omformarstationer*. Svenska Tryckeriaktiebolaget Stockholm 1959.
- [10] W. R. Lachs, D. Sutanto, *A Voltage Stability Indicator Based on Rotor Heating*. IEEE 2nd International Conference on Advances in Power System Control, Operating and Management, December 1993, Hong Kong.

Vedlegg 2.
Skriv fra ABB om modellering av magnetisk metning i SIMPOW

Dynpow: Synchronous Machines

Magnetic saturation representation for the Simpow synchronous machine models of type 1, 2 and 3

To model the saturation of a synchronous machine rigorously is a very intricate subject. Furthermore, usually only d-axis saturation primary data are readily available. An approximate treatment of saturation effects is, therefore, commonly accepted for time simulations of power systems.

The usual simplified basic approach has been applied in Simpow: In terms of equivalent circuits, saturation effects on the stator-to-rotor mutual inductances, L_{ad} and L_{aq} , are considered, but ignored for all leakage inductances. Saturation can be included for the Simpow synchronous machine models of type 1,2 and 3 by specifying saturation data. If no saturation data is specified, saturation is ignored.

The subject has been divided into the following subsections:

- A. Direct-axis saturation
- B. Quadrature-axis saturation
- C. Saturation representation treatment with respect to the resultant air-gap flux linkage
- D. Usage and practices of saturation representation

A. Direct-axis saturation

D-axis (and, as well, q-axis) saturation is a matter of non-linear relationship between the air-gap flux linkage and the magnetomotive force (m.m.f.) producing it. Assuming that this relationship is the same under loaded and open-circuit conditions, the open-circuit-saturation curve (OCSC) provides the d-axis saturation primary data. The curve gives the stator terminal voltage U versus the field current I_f at open circuit, rated speed and steady-state conditions. At these conditions the d-axis air-gap flux linkage Ψ_{ad} , in p.u., is equal to the stator voltage U , in p.u., and the field current I_f is the sole current contribution to the d-axis m.m.f.

The curve is usually readily available as calculated by the manufacturer or even better from test. Figure 1 depicts an OCSC in p.u. form. The Simpow synchronous machine models of type 1,2 and 3 use a non-reciprocal rotor p.u. base system, in which one p.u. field current is the field current which theoretically would be required to produce one p.u. stator terminal voltage on the air-gap line, at open-circuit, rated speed and steady-state conditions. (This rotor p.u. base system is commonly referred to in conjunction with excitation systems.)

The use of d-axis saturation representation is initiated by specifying a table DTAB or by a set of data items V1D, SE1D, V2D, SE2D.

DTAB = (0)

Identification number of a table of type 1 in a data group TABLES, specifying the d-axis magnetic saturation according the OCSC stator voltage U p.u. versus field current I_f p.u. The table shall specify a number of points I_f, U , starting with 0., 0. Observe the order of sequence of I_f, U and the I_f p.u. base as defined above. It is usually sufficient to specify 10 to

15 points. Several and different machines can refer to the same table. DTAB=0 means no d-axis saturation, as specified by DTAB.

The points defined by DTAB are used by Simpov as input values to a spline function, which in turn is used to give a continuous saturation function used in the simulation process.

The data set V1D, SE1D, V2D, SE2D

In particular in North America it is usual to specify two points only of the OCSC by stator voltage and a saturation function value or saturation factor, defined and treated in one way or another, usually for 1.0 and 1.2 p.u. stator voltage. The simulation program then produces an approximate representation of the OCSC. Naturally, the use of a table is the most accurate way if a sufficient number of points are defined. However, this alternative way of specifying saturation for two points only of the OCSC is often used in large-system stability studies for reasons of convenience.

In Simpov a similar way of specifying saturation data is available. Figure 1 shows the Simpov approximate saturation curve ASC, a continuous function of two straight-line segments with different slopes. The curve is based on data for two points of the OCSC, for each point stator voltage U and a saturation function value S have to be specified. Figure 1 defines the saturation function values by the example $SE2D = S(V2D) = (A-B) / B$ for $U = V2D$. Figure 2 is graph of $S = S(U)$.

V1D = (1.0)

Stator voltage, in p.u. of a first point of the OCSC.

SE1D =

D-axis first point saturation-function value

V2D = (1.2)

Stator voltage, in p.u., of a second point of the OCSC

SE2D =

D-axis second point saturation-function value

B. Quadrature-axis saturation

Per se, Simpov allows to introduce as well q-axis saturation data, in analogy with the d-axis saturation data. However, q-axis saturation data are usually not available. Different methods exist to get the nonlinear relationship between the q-axis air-gap flux linkage and m.m.f., but there is no simple commonly agreed curve to refer to as for d-axis saturation. As to definition of the q-axis parameters below, see the corresponding d-axis parameters above and have in mind that the stator voltage U of the OCSC is equal to the d-axis air-gap flux linkage Ψ_{ad} , if both are expressed in p.u.

The use of q-axis saturation representation is initiated by specifying a table QTAB or by a set of data items V1Q, SE1Q, V2Q, SE2Q.

QTAB = (0)

Identification number of a table of type 1 in a data group TABLES, specifying the q-axis magnetic saturation

The data set V1Q, SE1Q, V2Q, SE2Q

V1Q = (1.0)

Q-axis air-gap flux linkage, in p.u., of a first point of the flux-m.m.f. "curve"

SE1Q =

Q-axis first point saturation-function value

V2Q = (1.2)

Q-axis air-gap flux linkage, in p.u., of a second point of the flux-m.m.f. "curve"

SE2Q =

Q-axis second point saturation-function value

C. Saturation representation treatment with respect to the resultant air-gap flux linkage

The saturation representation is based on:

- The simplifying assumption that the permeance of the magnetic path is homogenous around the rotor periphery
- Treating saturation with respect to the resultant air-gap flux linkage $\Psi_{ares} = \sqrt{\Psi_{ad}^2 + \Psi_{aq}^2}$, and not individually with respect to Ψ_{ad} and Ψ_{aq}
- Using the OCSC as saturation primary data

The use of this saturation representation treatment is initiated by specifying a table TAB or by a set of data items V1, SE1, V2, SE2. The definitions of these data are identical to the corresponding d-axis saturation data DTAB and VID, SE1D, V2D, SE2D.

TAB = (0)

Identification number of a table of type 1 in a data group TABLES, specifying the saturation according the OCSC.

The data set V1, SE1, V2, SE2

V1 = (1.0)

Stator voltage, in p.u. of a first point of the OCSC.

SE1 =

First point saturation-function value

V2 = (1.2)

Stator voltage, in p.u., of a second point of the OCSC

SE2 =

Second point saturation-function value

D. Usage and practices of saturation representation

Salient-pole machines

Hydro generators, diesel generators, synchronous compensators, railway rotary converters and low-speed synchronous motors belong to this group.

Usually, only the d-axis saturation is considered, while q-axis saturation is ignored, because the q-axis magnetic flux is largely in air.

Round-rotor machines

Turbo generators and high-speed synchronous motors belong to this group.

Both d- and q-axis saturation representation may be of interest for round-rotor machines.

However, as stated before, q-axis saturation data are usually not available. If that is the case, there are two Simpow options, which probably are better than ignoring the q-axis saturation.

Separate d- and q-axis saturation representations

DTAB or the set V1D, SE1D, V2D, SE2D is used for the d-axis saturation.

As to q-axis saturation, one possibility applied is to assume that the permeance of the magnetic path is homogenous around the rotor periphery and then specify the same data for the q-axis as for the d-axis, i.e. QTAB = DTAB or the data set V1Q, SE1Q, V2Q, SE2Q = the data set V1D, SE1D, V2D, SE2D

Saturation representation treatment with respect to the resultant air-gap flux

This other option applied is described in subsection C above.

Choice of reactance and time constant values in cases of saturation representation used

D-axis parameters

For the Simpow synchronous machine models of type 1,2 and 3, the mutual inductance L_{ad} ($= X_d - X_a$, in p.u.) is not separately specified but through X_d and X_a . The saturation influences directly the L_{ad} and, indirectly through L_{ad} the time constants, in particular T_{do} . The following simple practice may be used:

- Specify unsaturated values of XD and TD0P
- As to the d-axis reactances XA, XDP, XDB and the time constant TD0B, it is like cases of no saturation representation: It is a matter of judgement of the analyst if unsaturated or saturated values should be used, considering the type of event to be simulated and with respect to the circumstances and preferable conservatism in the result.

Q-axis parameters

The same simple practice as for the d-axis may be used, but now concerning XQ, XQP, XQB, TQ0P, TQ0B.

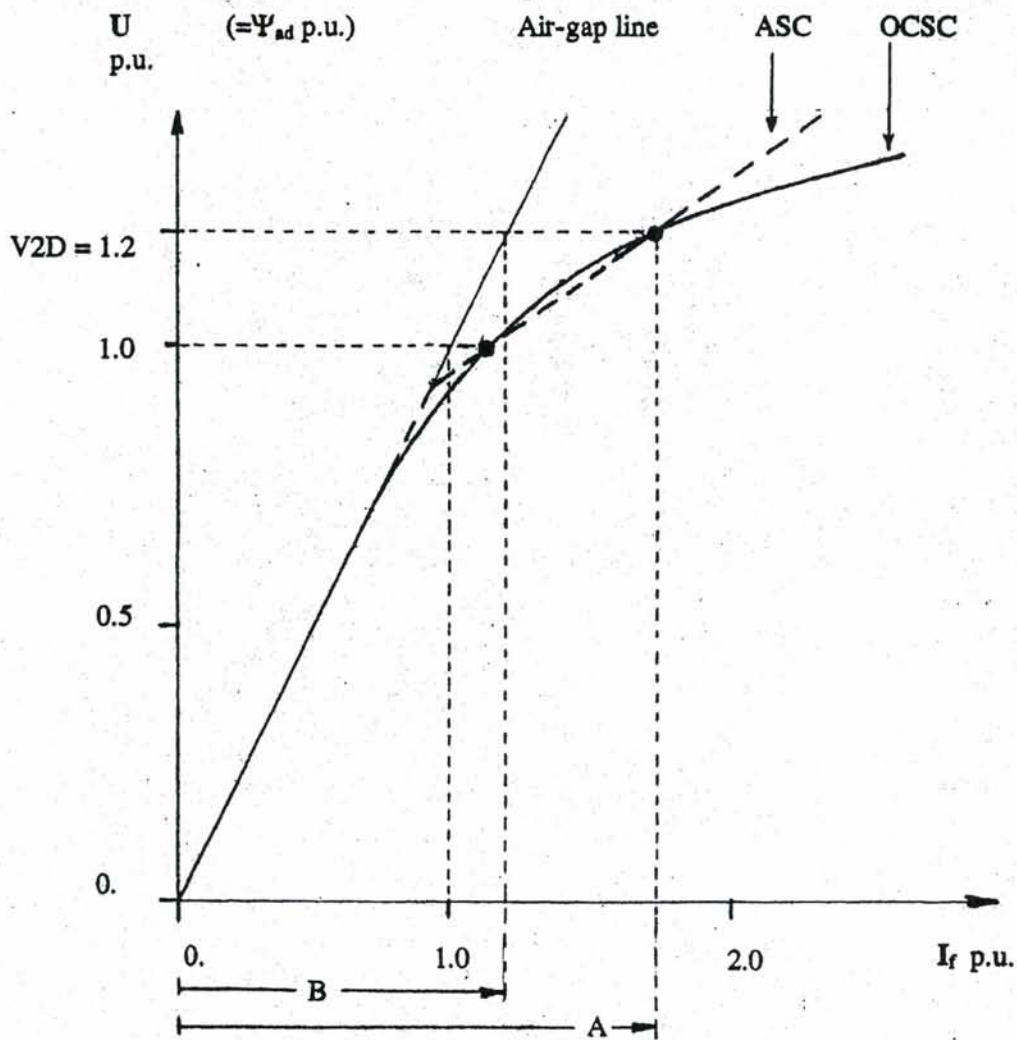


Figure 1 Saturation characteristics

OCSC - Open circuit saturation curve from design calculation or test

ASC - Approximate saturation curve created by Simpow

$$SE2D = \frac{A - B}{B}, \text{ for } V2D$$

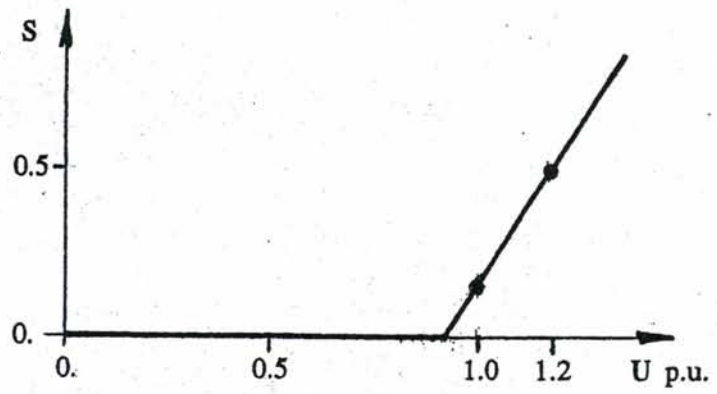


Figure 2 The Simpow approximate saturation function $S = S(U)$

(The definition points refer to a particular case of a hydro generator)

Vedlegg 3.
Tomgangskarakteristikk ASEA Q48

Vedlegg 4.
Målerapport

Rapport

BanePartner

Prosjektnr.: 292192
Saksref.: 02/4556 JI 135
Prosjektnavn: Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området
Oppdragsgiver: Jernbaneverket BaneEnergi
Rapport nr.:

Sammendrag

I forbindelse med prosjektet "Utnyttelse av omformerkapasiteten i Oslo-området" er det gjennomført målinger for å verifisere modellene til simulering av metning og temperatur i synkronmaskinmodellene i SIMPOW. Metningsmodellen er en del av standardbiblioteket til SIMPOW, mens den enkle termiske modellen er et resultat av en hovedoppgave utført ved NTNU ([1]).

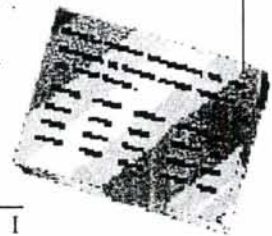
Det er utført en driftsmåling og en tomgangsmåling på omformer nr 83 av type Q48 som er plassert i hall 1 i Asker omformer. Følgende verdier ble målt; Generatorspenning, generatorstrøm, feltstrøm, feltspenning og temperatur i generatorvikling (stator). Ut fra målingene er det beregnet verdier for aktiv og reaktiv effekt samt temperatur i rotorvikling.

Temperaturen i rotorviklingen er ikke målt, men beregnet på bakgrunn av målt feltstrøm og feltspenning ved hjelp av resistansmetoden. Det er litt usikkerhet omkring spenningsfallet over børster og slepinger slik at en ikke er helt sikker på at den beregnede temperaturen er den riktige. Derfor er temperaturen beregnet på to forskjellige måter med to forskjellige spenningsfall.

Den beregnede temperaturen i rotor er litt høyere enn det en hadde forventet i forhold til lastsituasjonen. Den målte temperaturen i stator er i henhold til forventningene. Feltstrømmen virker fornuftige i forhold til belastningssituasjonen og de antatte merkeverdiene til omformeren (10 [MVA] $\cos \phi 0,7$).

For BanePartner:

Prosjektansvarlig (PA): Siri Fredriksen Aas Signatur: 
Prosjektleder (PL): Frode Johannessen Signatur: 
Rapport utarbeidet av: Steinar Danielsen Signatur: 



Innhold

1. INNLEDNING	2
1.1 BAKGRUNN.....	2
1.2 MÅLSETTING	2
1.3 FORUTSETNINGER	2
1.4 BAKGRUNN FOR VALG AV MÅLEMETODE	2
2. MÅLEOPPSETT	3
2.1 ANSVARFORDDELING	3
2.2 MÅLEOPPSETT.....	3
2.3 LOGGING PÅ PC	4
2.4 UTREGNING AV OMREGNINGSFAKTOR OG SKISSE AV OPPSETT	4
2.5 SAMMENLIGNING MÅLTE VERDIER	6
3. MÅLERESULTATER	8
3.1 TOMGANGSPRØVE.....	8
3.1.1 Temperatur i generatorvikling (stator)	8
3.1.2 Strøm og spenning i feltvikling	8
3.1.3 Temperatur i feltvikling	9
3.2 DRIFTSMÅLING	11
3.2.1 Støy.....	12
3.2.2 Aktiv og reaktiv effekt, samt synytelse og $\cos \varphi$	14
3.2.3 Temperatur i statorvikling.....	16
3.2.4 Feltstrøm	17
3.2.5 Feltspenning	18
3.2.6 Temperatur i feltvikling	19
4. DISKUSJON OG KONKLUSJON	20
4.1 USIKKERHETER	20
4.1.1 Målevariable	20
4.1.2 Spenningsfall over børster og sleperinger	20
4.1.3 Støy.....	20
4.2 VURDERING AV RESULTATENE	20
4.2.1 Feltstrøm	20
4.2.2 Temperatur i statorvikling.....	21
4.2.3 Temperatur i rotorvikling	21
4.3 DISKUSJON.....	22
4.4 OPPSUMMERING OG KONKLUSJON	23
5. REFERANSEDOKUMENTER	24
6. VEDLEGG	25

1. Innledning

1.1 Bakgrunn

Denne rapporten beskriver målingene som ble gjort i forbindelse med aktivitet nummer 3; "Verifisering av modeller for strøm- og temperaturbegrensning" i prosjektet "Utnyttelse av omformerkapasiteten i Oslo-området". Bakgrunnen for målingen er et ønske om å verifisere modeller for strøm- og temperaturbegrensning i hovedoppgaven "Spenningsregulator med feltstrøm- og statorstrømbegrensning for jernbanens roterende omformere" utført ved NTNU våren 2002 av Steinar Danielsen ([1]).

1.2 Målsetting

Hensikten med de utførte målingene var å verifisere en enkel termisk modell samt innføring av magnetisk metning i modellen av synkrongeneratoren som BanePartner bruker i sine simuleringer av banestrømsforsyningen:

1. Modellering av metning (standard i SIMPOW)
2. Enkel termisk modell utviklet av Steinar Danielsen og implementert i SIMPOW ved hjelp av DSL-kode.

1.3 Forutsetninger

For at modellene skal kunne verifiseres bør målingene være utført ved høy belastning over tid (timesverdi rundt merkelast) for at temperaturen i stator og rotor skal få tid til å stabilisere seg.

1.4 Bakgrunn for valg av målemetode

For å kunne verifisere modellene er den enkleste gjennomførbare fremgangsmåten å måle belastning og temperatur i vanlig drift. Målingen bør utføres med så høy belastning som mulig for å kunne verifisere modellene i den belastningssituasjonen som de er tenkt brukt i, altså rundt merkelast. I ettertid skal den målte belastningssituasjonen simuleres og en kan sammenligne målt og simulert feltstrøm og temperatur. Dette er ikke den beste metoden for verifisering, men eneste mulige. Å sette omformeren i en testbenk og selv styre belastningen lar seg ikke gjøre.

Som en referanse har en valgt å gjøre en tilsvarende måling når maskinen går i tomgang.

Som en kontroll av målingene har en logget belastning og temperatur ved Elkraftsentralen på Oslo S.

2. Måleoppsett

Målingen ble gjort på omformer 1 i Asker, aggregat nr 83 som er en ASEA Q48.

Følgende verdier ble målt:

1. Generatorstrøm (statorvikling) Is.
2. Generatorspenning (klemmespenning) Ut.
3. Feltspenning Uf.
4. Feltstrøm If.
5. Temperatur i generatorvikling (stator) STemp

Følgende verdier ble fortløpende beregnet under målingen av egne måleverdiomformere på bakgrunn av de målte verdiene:

6. Lvert aktiv effekt P
7. Lvert reaktiv effekt Q

I ettertid beregnes

8. Temperatur i feltviklingen (rotor) FTemp.

2.1 Ansvarsfordeling

Måleverdi fra målepunkt til rekkeklemmelist for PC-tilkobling: Inge Skaale, BaneEnergi. Håkon Kleiveland fra BaneEnergi bisto i oppkoblingen.

Måleverdi fra rekkeklemmelist for PC-tilkobling til og med logging på PC: Steinar Danielsen BanePartner.

2.2 Måleoppsett

Målingene ble utført i apparatvognen og logget ved hjelp av BaneEnergi sitt bærbare måleoppsett og PC. Det ble også brukt ekstra måleverdiomformere og målemotstander. Tilkoblingspunkter for målingene er gitt i tabell 2-1.

Måleverdi	Klemme 1 (+)	Klemme 2 (-)	Størrelse	Type signal
Is	K4.B50.X2.10	K4.B50.X2.11	0-10 [mA]	DC
Ut	K4.D1.X1.1	K4.D1.X2.2	0-110 [V]	AC
Uf	K4.D5.4	K4.D5.8	0-150 [V]	DC
If	K4.D1.X1.5	K4.D1.X1.6	0-60 [mV]	DC
STemp	K3.D5.X1.36	K3.D5.X1.37	0-20 [mA]	DC

Tabell 2-1: Klemmetilkobling i apparatvognen.

De ulike måleverdiomformerne som ble brukt er vist i tabell 2-2. Måleverdiomformerne til If og Uf ble hentet fra sløyfestrømmen til nødfrakoblingen. Plasseringen "Målebrett" angir at måleverdiomformeren er plassert på BaneEnergi sitt bærbare måleoppsett.

Måleverdi	Primærverdi	Sekundærverdi	Plassering	Klasse
Is	800 [A] AC	5 [A] AC	Apparatvogn nr 731	
Is	10 [A] AC	10 [V] DC	Målebrett, plass nr 2	0,5
Ut	16000 [V] AC	110 [V] AC	Apparatvogn nr 732	
Ut	137,5 [V] AC	10 [V] DC	Målebrett, plass nr 1	0,5
Uf	150 [V] DC	10 [mA] DC		0,5
If	60 [mV] DC	10 [mA] DC		0,5
STemp			RANVA i apparatvogn	
P	10 A AC * 137,5 [V] AC	10 [V] DC	Målebrett, plass nr 3	0,5
Q	10 A AC * 137,5 [V] AC	10 [V] DC	Målebrett, plass nr 4	0,5

Tabell 2-2: Brukte måleverdiomformere

For enkelte av størrelsene ble det brukt målemotstander slik tabell 2-3 viser.

Måleverdi	Motstand før	Motstand etter
Uf	393 [Ω]	393 [Ω]
If	500 [Ω]	500 [Ω]
STemp	252 [Ω]	251 [Ω]

Tabell 2-3: Brukte målemotstander med verdi før og etter målingen

2.3 Logging på PC

Loggingen ble gjort på BaneEnergi sin bærbare PC ved hjelp av Virtual Bench Logger versjon 2.0 fra National Instruments. Dataene ble hentet inn ved hjelp av et datainnsamlingskort av type PCMCIA DAQ700. Kortet tar kun inn spenninger på 0-10 V DC. Programmet er et rent loggeprogram hvor de målte spenningene omregnes ved hjelp av en oppgitt faktor og lagres rett på en tekstfil. Filen kan åpnes i MS Excel, Notisblokk eller lignende. Online viser programmet kurver av de loggede størrelsene på skjermen. Faktorer for konvertering av målesignal 0-10 V DC til rett størrelse og benevning er vist i tabell 2-4 sammen med maksimal- og minimalverdier for plot direkte på skjermen. I tillegg er det valgt loggeintervall på 1 sekund samt at programmet skal skrive til disk hvert intervall. For hver halve time begynner programmet på ny loggefil.

Måleverdi	Omregningsfaktor	Enhet for måleverdi	Max	Min
Is	1000	A	800	0
Ut	2	KV	20	0
P	-20	MW	20	0
Q	-20	MVA _r	20	0
If	160	A	800	0
Uf	38,17	V	150	0
STemp	29,74	Grader C	150	0

Tabell 2-4: Konverteringsfaktorer angitt i Virtual Bench Logger.

2.4 Utregning av omregningsfaktor og skisse av oppsett

På inngangen til måle-PCen måler en en spenning gitt av størrelsen på den målte verdien og måleverdiomformerne i oppsettet. Forholdet mellom denne spenningen og den virkelige målte verdien beskrives ved hjelp av en omregningsfaktor

Videre følger utregning av den enkelte omregningsfaktor samt tegning av oppkoblingen med mindre en har brukt den ferdige oppkoblingen på BaneEnergi sitt målebrett. For generatorstrømmen Is stemte ikke størrelsen på målesignalet med det som en forventet. Lavere

målesignal førte til lavere logget strøm. Dette påvirket også beregningen av aktiv og reaktiv effekt. En fant ut ved å sammenligne med amperemetret i apparatvognen at en måtte angi faktor lik 1000 isteden for den beregnede 160. Altså 6,25 ganger mer. I ettertid har en sammenlignet den loggede reaktive effekten med den reaktive effekten som er registrert ved Elkraftsentralen på Oslo S og funnet at også disse er i samme størrelsesorden. En har ikke funnet noen forklaring på hvorfor det målte signalet var så lavt. Beregningene under stemmer derfor ikke med faktoren som er brukt og oppgitt i tabell 2-4 for disse generatorstrøm, aktiv og reaktiv effekt.

Aktiv og reaktiv effekt (P og Q) ble en også nødt til å bytte fortegn for å få positive verdier. Grunnen er ukjent.

Utrekning av faktor for Is:

$$M = \frac{800[AAC]}{5[ADC]} \cdot \frac{10[ADC]}{10[VDC]} = 160 \left[\frac{V}{A} \right]$$

Utrekning av faktor for Ut:

$$M = \frac{16000[VAC]}{110[VAC]} \cdot \frac{137,5[VAC]}{10[VDC]} = 2000 = 2 \left[\frac{kV}{V} \right]$$

Utrekning av faktor for P:

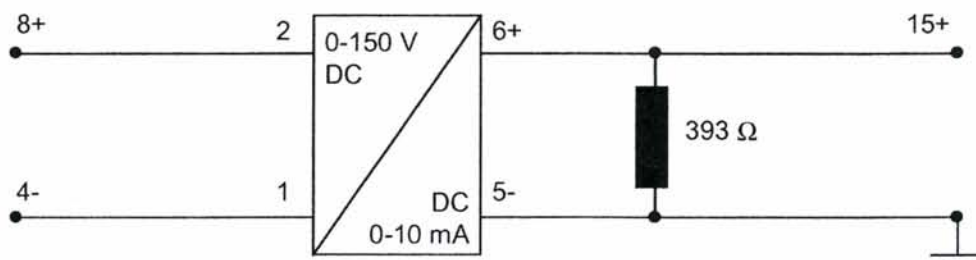
$$M = \frac{16000[VAC]}{110[VAC]} \cdot \frac{800[AAC]}{5[ADC]} \cdot \frac{137,5 \cdot 10[ADC]}{10[VDC]} = 3200000 = 3,2 \left[\frac{MW}{V} \right]$$

Utrekning av faktor for Q:

$$M = \frac{16000[VAC]}{110[VAC]} \cdot \frac{800[AAC]}{5[ADC]} \cdot \frac{137,5 \cdot 10[ADC]}{10[VDC]} = 3200000 = 3,2 \left[\frac{MVA_r}{V} \right]$$

Utrekning av faktor for Uf:

K4.D5

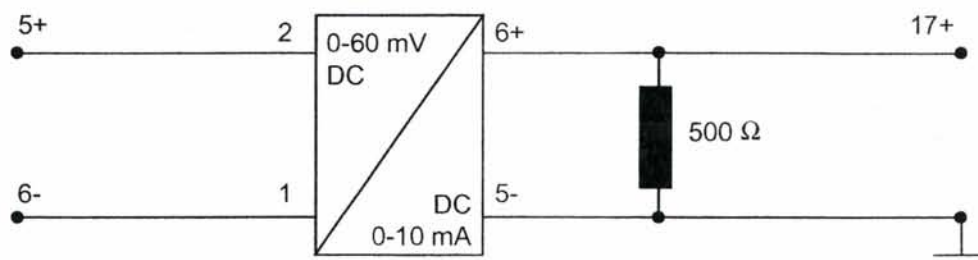


$$M = \frac{150[V_DC]}{10[mA_DC]} \cdot \frac{10[mA_DC]}{10[mA_DC] \cdot 393[\Omega]} = 38,17 \left[\frac{V}{V} \right]$$

Figur 2-1: Måleoppsett for måling av Uf.

Utregning av faktor for If:

K4.D1.X1

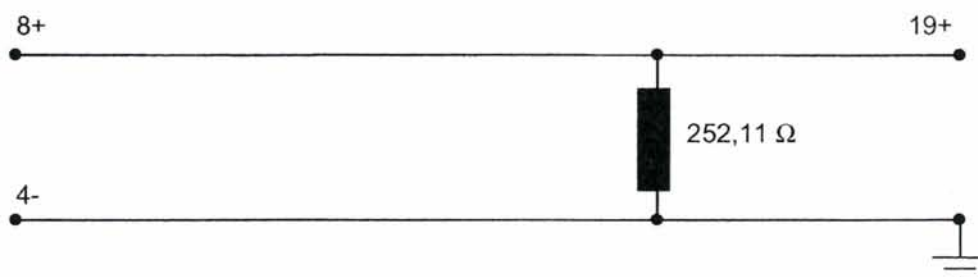


Figur 2-2: Måleoppsett for måling av If.

$$M = \frac{800[A_{DC}] \cdot 60[mV_{DC}]}{60[mV_{DC}] \cdot 10[mA_{DC}]} \cdot \frac{10[mA_{DC}]}{10[mA_{DC}] \cdot 500[\Omega]} = 160 \left[\frac{A}{V} \right]$$

Utregning av faktor for STemp:

K3.D5.X1



Figur 2-3: Måleoppsett for måling av STemp.

$$M = \frac{150[graderC]}{20[mA_{DC}]} \cdot \frac{20[mA_{DC}]}{20[mA_{DC}] \cdot 252,1[\Omega]} = 29,74 \left[\frac{^{\circ}C}{V} \right]$$

2.5 Sammenligning målte verdier

Under målingen ble det på tilfeldige tidspunkter notert temperaturer lest av på logge-PC-en, RANVA-en i apparatvognen og oppgitt fra Elkraftsentralen Oslo S for sammenligning. Tabell 2-5 og tabell 2-6 viser de noterte verdiene for henholdsvis temperatur i inngående og utgående kjøleluft og temperatur i generatorviklingene (stator). Siste avlesning er gjort rett etter at tomgangsmålingen var ferdig.

Innkommende kjøleluft		Utgående kjøleluft	
RANVA/Apparatvogn	Elkraft Oslo S	RANVA/Apparatvogn	Elkraft Oslo S
20	21		
22	24		
25	27	34	36
22	24	27	29
24	27	26	28

Tabell 2-5: Sammenligning av avleste temperaturer for innkommende og utgående kjøleluft. Alle tall i grader C.

Målt	Elkraft 1	Elkraft 2	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A snitt
34	35	36				32				32
46	49	47	52	46	46	42	48	46	46	47
62	63	62	60	54	56	50	56	56	56	55
47	48	49	50	44	46	40	46	44	44	45
34	35	34	38	32	32	28	34	32	32	33

Tabell 2-6: Sammenligning av avleste temperaturer for generatorvikling (stator). Alle tall i grader C. A1-A7 står for temperaturføler nummer i RANVA/Apparatvogn.

3. Måleresultater

Til analyse av måleresultatene benyttes programverktøyet Origin fra Microcal. Origin er et regneark på linje med MS Excel, men kan behandle større mengder data og har en del mer avanserte funksjoner. En har i utregningene benyttet to makroer, "mean" og "rms", for å regne ut middelverdier av effekter, temperaturer og strømmer over et angitt tidsrom.

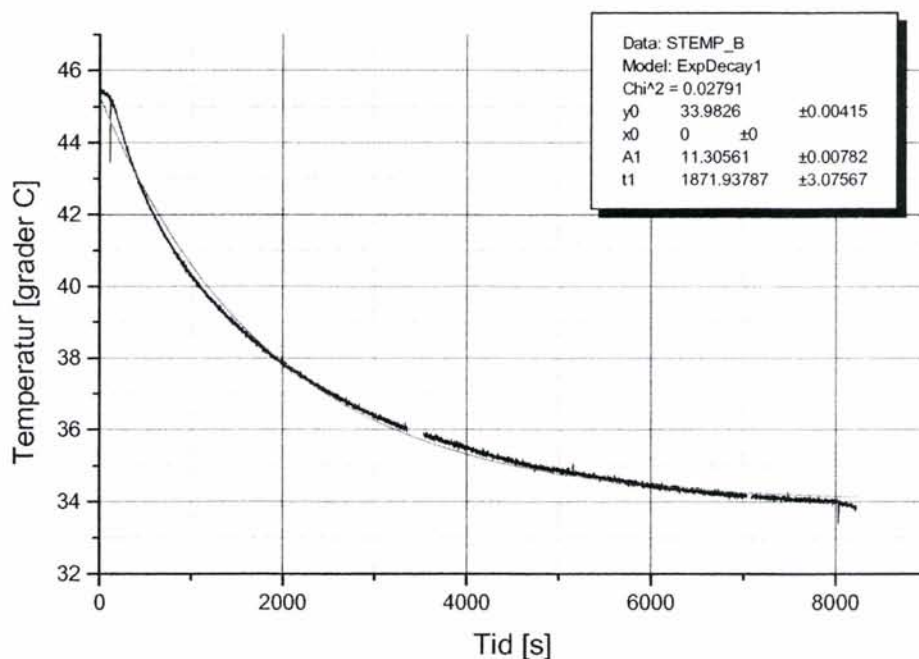
3.1 Tomgangsprøve

Tomgangsprøven ble utført fredag 13.09.02 med start kl 09.00 etter at morgenerushet var over. Omformerer gikk da i tomgang med E-bryteren ute (lagt ut 90 sekunder etter at loggingen ble startet). Hensikten var å se hvordan temperaturen avtar eksponentielt ved lastavslag samt måle feltstrøm og temperaturer i tomgang. Målingen ble avsluttet kl 11.12.

Midt i målingen stoppet måle-PC-en slik at en måtte starte den på nytt. Dette ga 3 minutter avbrekk i målingen, men har ingenting å si for resultatet.

3.1.1 Temperatur i generatorvikling (stator)

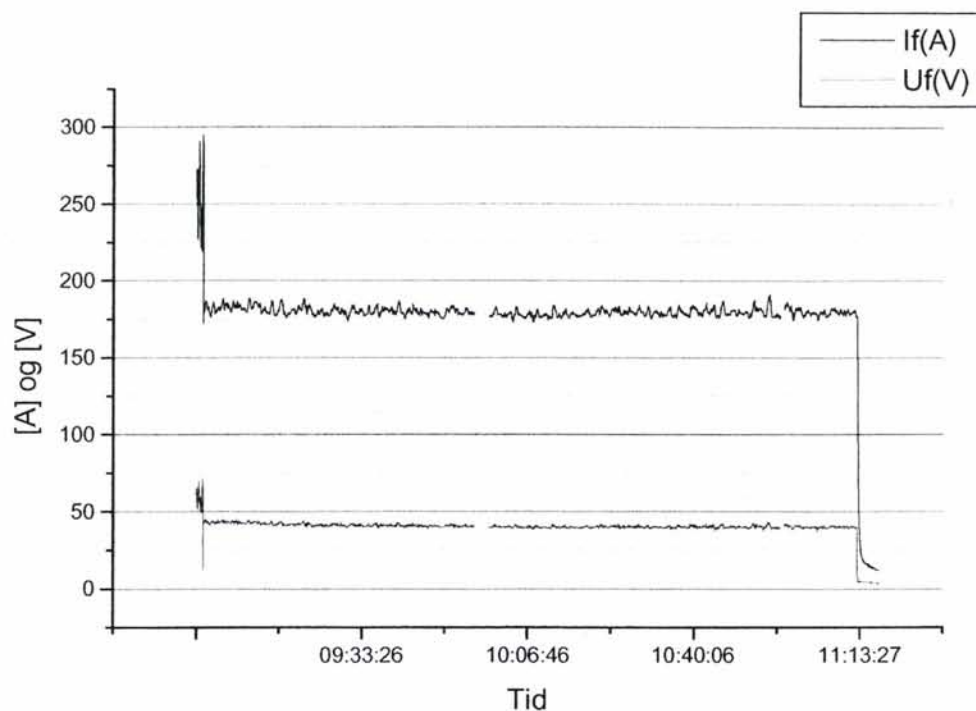
Temperatur for statorviklingen i tomgangsmålingen ble målt som vist i figur 3-1. I tillegg til den målte temperaturen viser figuren også en kurvetilpasning ved eksponentiell avtakende kurve av første orden. En leser av en sluttemperatur på 34° C. Med en innkommende kjøleluft på 24° C (tabell 2-5 siste avlesning på RANVA) gir dette en temperaturstigning på 10 K. For øvrig regner Origin ut en avtakende tidkonstant på 1872 sekunder som er lik 31 minutter.



Figur 3-1: Temperatur i generatorvikling (stator) under tomgang smålingen.

3.1.2 Strøm og spenning i feltvikling

Figur 3-2 viser et plot av den målte strømmen I_f og spenningen U_f i feltviklingen. Disse to størrelsene danner grunnlaget for beregning av temperaturen i feltviklingen. Figuren viser også strøm og spenning rett før E-bryteren ble lagt ut og rett etter at aggregatet ble stoppet.



Figur 3-2: Målt If og Uf.

For det siste minuttet før aggregatet ble stoppet var gjennomsnittlig feltstrøm 178,6 [A] og gjennomsnittlig feltspenning 39,4 [V]. Under målingen ble det observert at amperemetret for feltstrømmen i apparatvognen viste rundt 190 [A].

Det er ikke så lett å se av kurvene på grunn av støyen, men feltstrømmen er konstant gjennom hele intervallet, mens feltspenningen faller eksponentielt. Det skyldes at spenningsregulatoren regulerer etter den induerte spenningen som er proporsjonal med blant annet magnetfeltet i rotor. Magnetfeltet igjen er direkte avhengig av feltstrømmen. Feltmaskinen styrer feltspenningen. Når resistansen i feltviklingen reduseres trenger en mindre feltspenning for å gi samme feltstrøm og induert spenning.

3.1.3 Temperatur i feltvikling

Temperaturen i rotor vises gjennom rotorviklingens resistans som kan beregnes ut fra den målte strømmen og spenningen. Inkludert i rotorkretsen har en også spenningsfall over børstene og sleperingene. Dette spenningsfallet er vanskelig å bestemme og en kan ikke finne noen kilder der det står spesifikt hvor stort dette spenningsfallet er. Ei heller i IEC 34-1 der den benyttede resistansmetoden er beskrevet. I dokumentasjonen for omformeraggregatene som NEBB leverte til NSB sin omformerstasjon på Sandvatn er det regnet et flatt spenningsfall på 2 [V] når en har beregnet børsteovergangstapene på sleperingene til motoren.

Fra Urban Heggbo, Alstom Västerås, har en på spørsmål fått oppgitt at de regner at børstespenningfallet er ulineært og likner på et diodespenningfall. En kan regne med et fast spenningsfall over overgangen børste-slepering på 2 [V] og et lineært spenningsfall i børsten som ved full strøm kan komme opp i 4 [V]. Med andre ord, det totale spenningsfallet er 2 [V] i tomgang og øker lineært til 6 [V] ved full strøm.

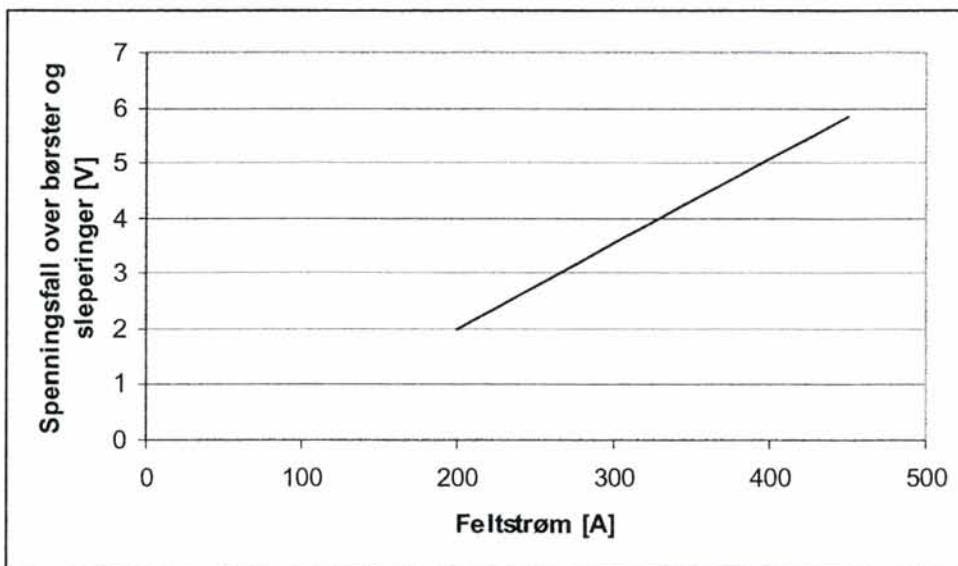
Videre vil en beregne rotorresistansen på to måter avhengig av spenningsfallet beskrevet på de to modellene over, henholdsvis metode A og B. Beregnet resistans etter tomgangsmålingen for metode A:

$$R_{fA} = R_{2A} = \frac{U_f - U_{SB}}{I_f} = \frac{(39,4 - 2)[V]}{178,6[A]} = 0,2094[\Omega]$$

For metode B bruker en som grunnlag en feltstrøm i tomgang på 200 [A] som funnet i tomgangskarakteristikken til omformer nummer 83. Videre bruker en en feltstrøm på 460 [A] i fullast som er den magnetiseringsstrømmen som er oppgitt på merkeskiltet til generatoren i samme aggregatet. Spenningsfallet USB over sleperinger og børster blir da:

$$U_{SB} = \left(2 + 4 \cdot \left(\frac{I_f - 200}{460 - 200} \right) \right) [V]$$

som også er vist i figur 3-3.



Figur 3-3: Spenningsfall over børster og sleperinger.

Beregnet rotorresistans med metode B:

$$R_{fA} = R_{2A} = \frac{U_f - U_{SB}}{I_f} = \frac{\left(39,4 - \left(2 + 4 \cdot \left(\frac{178,6 - 200}{460 - 200} \right) \right) \right) [V]}{178,6[A]} = 0,2113[\Omega]$$

I henhold til tomgangsprøve for NSB omformer nr 83 er rotorresistansen målt til R1 lik 0,1954 [Ω] ved temperaturen T1 lik 20,3 °C. En antar at resistansen ikke har endret seg i årenes løp og at den er lik for alle generatorene til Q48.

Beregnet temperatur for rotorvikling etter tomgangsmålingen:

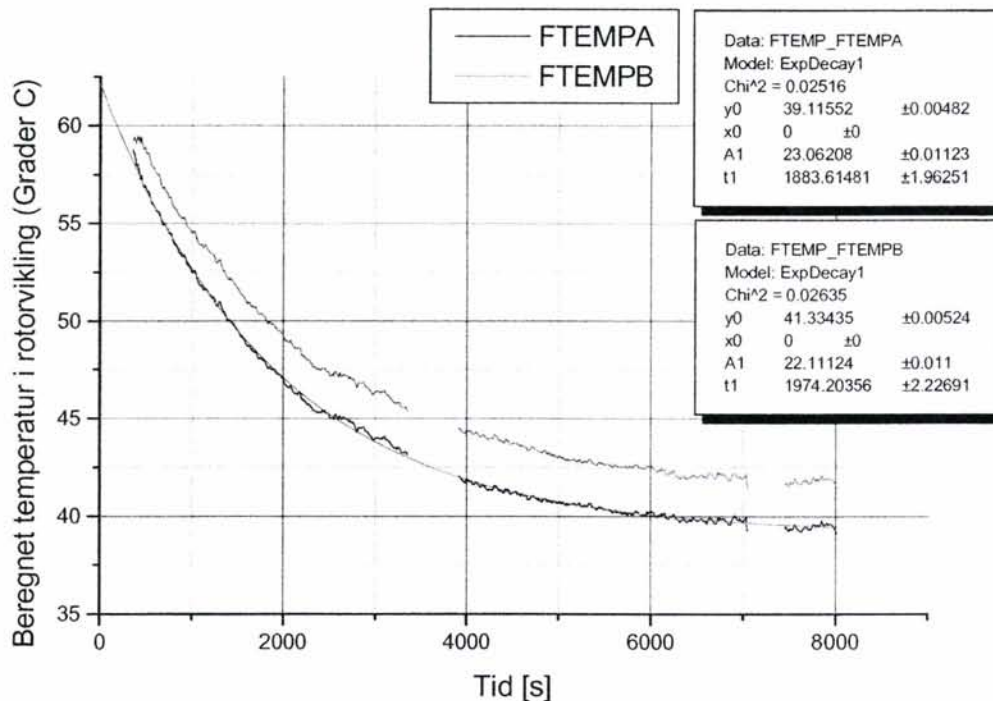
$$FTEMP_A = (235 + T1)[K] \cdot \frac{R2_A[\Omega]}{R1[\Omega]} - 235[K] = (235 + 20,3) \cdot \frac{0,2094}{0,1954} - 235 = 38,6^\circ C$$

$$FTEMP_B = (235 + T1)[K] \cdot \frac{R2_B[\Omega]}{R1[\Omega]} - 235[K] = (235 + 20,3) \cdot \frac{0,2113}{0,1954} - 235 = 41,6^\circ C$$

235 er en koppperkonstant (se IEC 34-1 punkt 15.3.1.1). Vær oppmerksom på at resistansmetoden beregner gjennomsnittstemperaturen i hele viklingen og ikke høyeste temperatur i et gitt punkt.

I tomgang ser en at de to metodene for å beregne spenningsfallet over børster og sleperinger gir en differanse i temperaturen på 3 [K], hvor temperaturen beregnet med metode B er høyest. På grunn av at feltstrømmen ble målt til å være lavere enn det som en har funnet er feltstrøm i tomgang ved hjelp av tomgangskararakteristikken, får en et børstespenningfall som er mindre enn 2 [V]. Det er altså ikke justert for den målte tomgangsstrømmen, differansen det vil utgjøre ved høy belastning antas å være mindre enn resten av usikkerheten rundt dette spenningsfallet. Med en innkommende kjøleluft på 24° C (tabell 2-5 siste avlesning på RANVA) gir dette en temperaturstigning på henholdsvis 15 og 18 [K] dersom en regner med to gjeldende siffer.

Figur 3-4 viser den beregnede temperaturen i rotorviklingen. På grunn av mye støy er temperaturen beregnet over et gjennomsnitt på 6 minutter. Det gjør at intervallene som ikke ble logget blir enda større. Beregnet tidskonstant for de to eksponentielle kurvene er henholdsvis 1884 [S] og 1974 [s] tilsvarende 31 og 33 [min].



Figur 3-4: Beregnet temperatur i rotor.

3.2 Driftsmåling

Driftsmålingen ble utført på samme aggregat som tomgangsmålingen fra torsdag 12.09.02 kl 09.00 til fredag 13.09.02 kl 09.00. Umiddelbart etter driftsmålingen ble E-bryteren lagt ut for tomgangsmålingen og den målingen er også tatt med i resultatene her.

To ganger under prøven stoppet loggingen, den ene av dem i overgangen fra driftsmåling til tomgangsmåling. Det gjør at der er to intervaller av ca ett minutt hver som en ikke har logging for, men det er ikke i viktige deler av perioden slik at det har mindre å si for resultatet.

Sett over et så langt tidsrom vil en presentasjon av de virkelige målte verdiene bli uoversiktlig på grunn av den hyppige lastvariasjonen. Derfor presenteres de loggede verdiene i kurver som middelverdier over 6 minutter og 1 time.

Tabell 3-1 og tabell 3-2 viser de høyeste oppnådde verdiene gjennom driftsmålingen. Temperaturen i rotorviklingen er beregnet på to forskjellige måter med forskjellig spenningsfall over børstene og sleperingene. Merkebelastningen er satt ut fra merkeskiltet på omformer 83.

Størrelse	Enhet	Merkebel	1[time]	6 [min]	2 [s]
Syntyelse	S	MVA	10,0	7,5	10,0
Aktiv effekt	P	MW	7,0	4,5	6,0
Reaktiv effekt	Q	MVA _r	7,1	6,0	8,0
Statorstrøm	I _s	A	588	490	638
Feltstrøm	I _f	A	460	398	494
Feltspenning	U _f	V	110	99	124
					(støy)
					(støy)

Tabell 3-1: Målte maksimalverdier under driftsmålingen sammenlignet med merkebelastning.

Størrelse	Enhet	Max	Alarm
Statortemp	Grader C	76	90
Rotortemp, metode A	Grader C	99	-
Rotortemp, metode B	Grader C	92	-

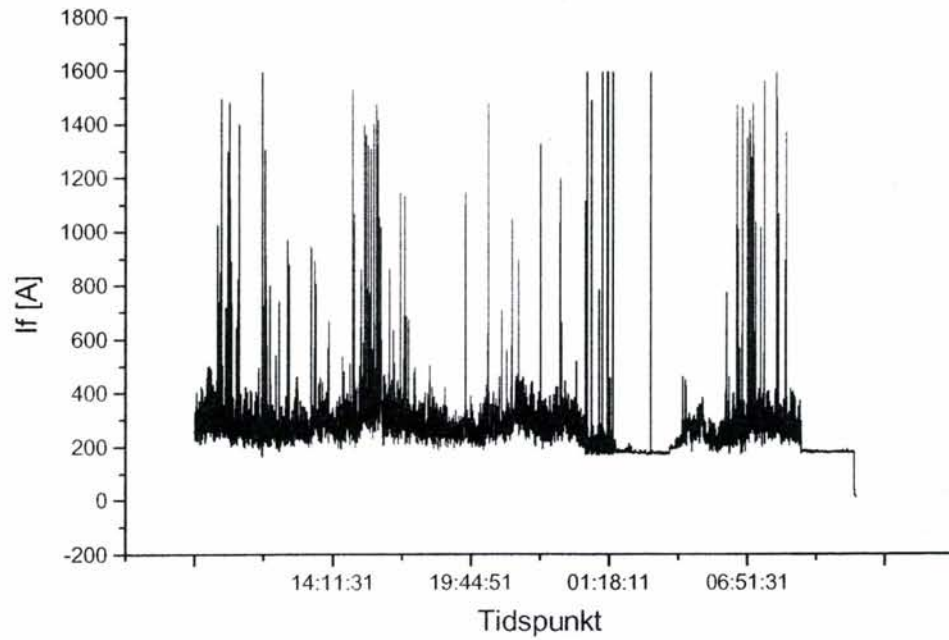
Tabell 3-2: Målt maksimaltemperatur i statorvikling og beregnet maksimaltemperatur i rotorvikling under driftsmålingen.

Vedlegg 1 og vedlegg 2 viser logging av belastning og temperatur i tidsrommet for driftsmålingen gjort ved Elkraftsentralen Oslo S. Her fremkommer også temperaturen på innkommende kjøleluft som ved høyeste belastning av maskinen var på 28°C.

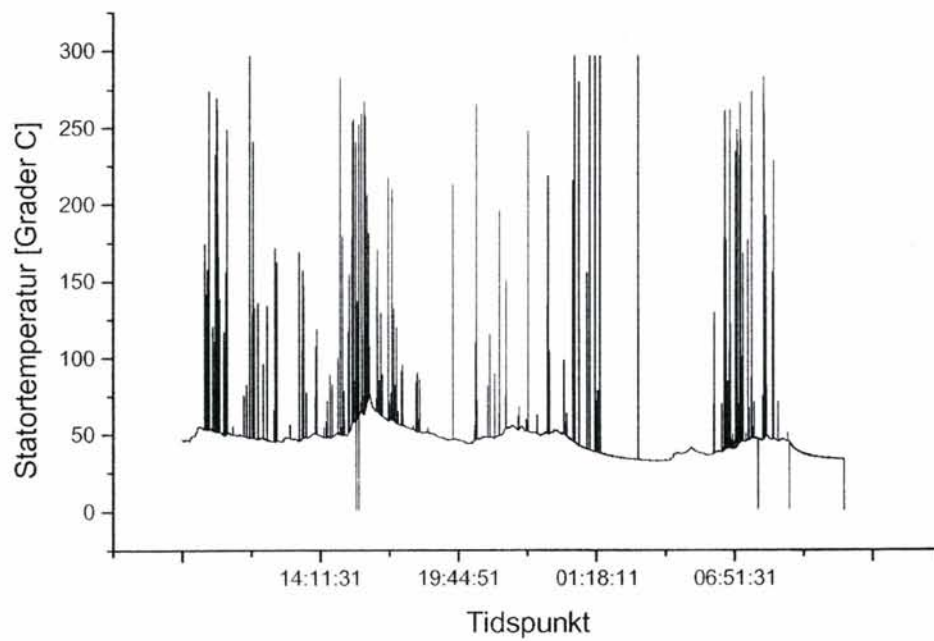
3.2.1 Støy

Målingene er tidvis preget av målestøy. Merkelig nok er støyen meget framtrødende i alle de tre lasttoppene. Dette er illustrert ved hjelp av feltstrømmen i figur 3-5. På enkelte steder ser en at en har strømtopper opp i 1600 [A]. Det er lite trolig at strømmen virkelig har vært så høy. Tilsvarende støy finner en på målingen av feltspenningen og statortemperaturen. Dette må tas i betraktning når en ser på måleresultatene.

Støyen har ført til at en har blitt nødt til å midle temperaturene over lengre tid for å finne kunne angi en entydig temperatur. Se for øvrig figur 3-6 som illustrerer støyen på målingen av statortemperaturen.



Figur 3-5: Illustrasjon av målestøy på felstrømmen.



Figur 3-6: Illustrasjon av støy i temperaturmåling.

3.2.2 Aktiv og reaktiv effekt, samt synytelse og $\cos \varphi$

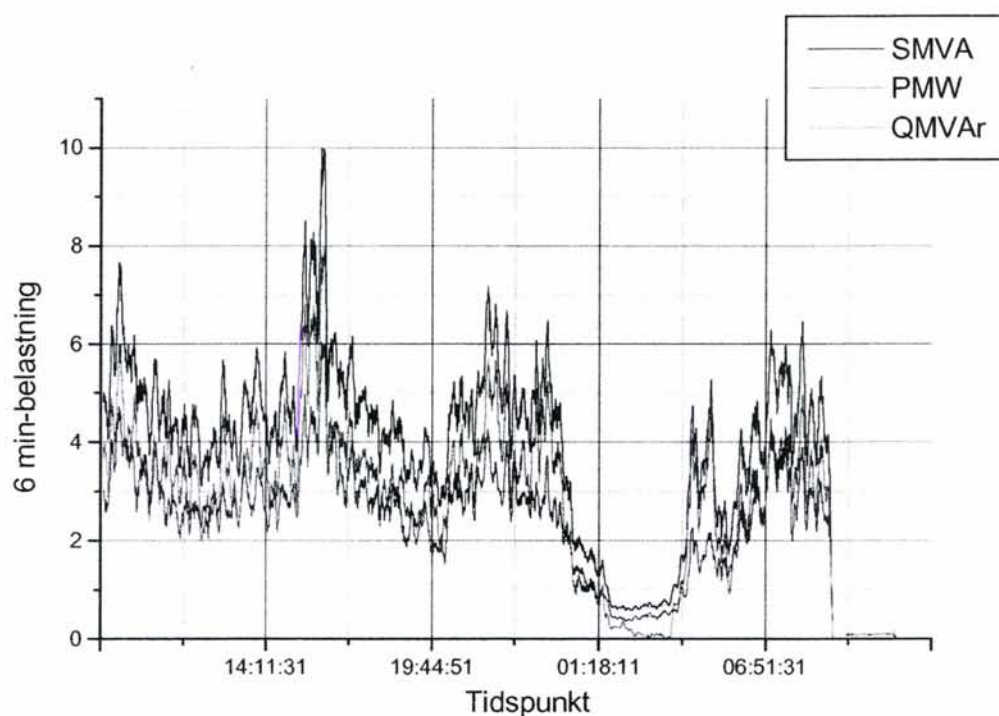
Ut fra målt generatorstrøm og spenning er synytelsen beregnet ved hjelp av:

$$S = I_f \cdot U_f$$

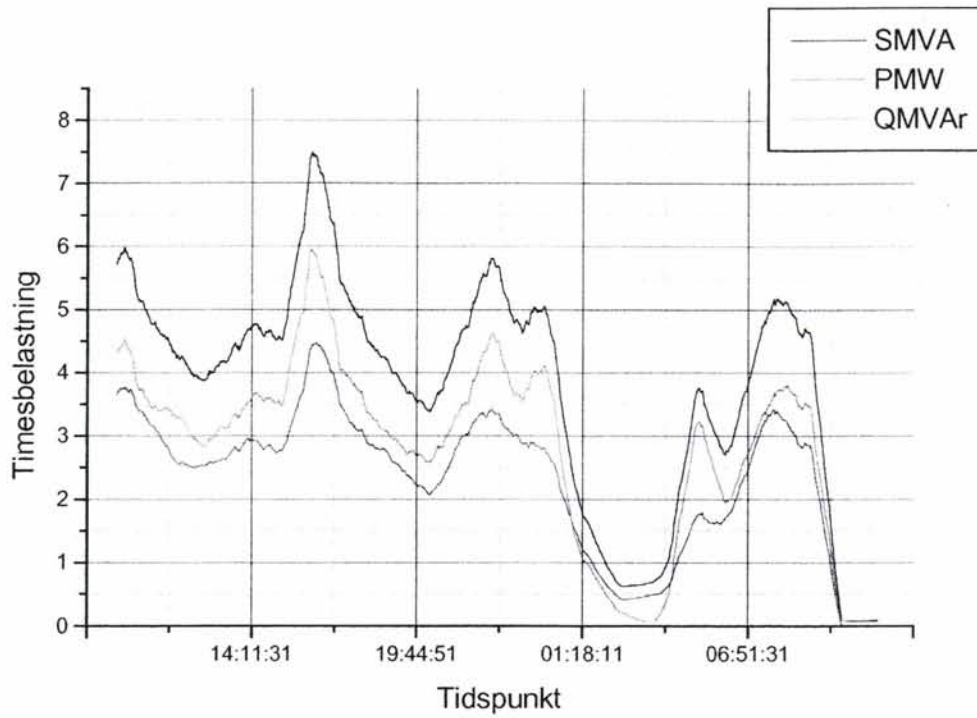
Likeledes er $\cos \varphi$ beregnet ut fra aktiv og reaktiv effekt:

$$\cos \varphi = \cos \left(\arctan \left(\frac{Q}{P} \right) \right)$$

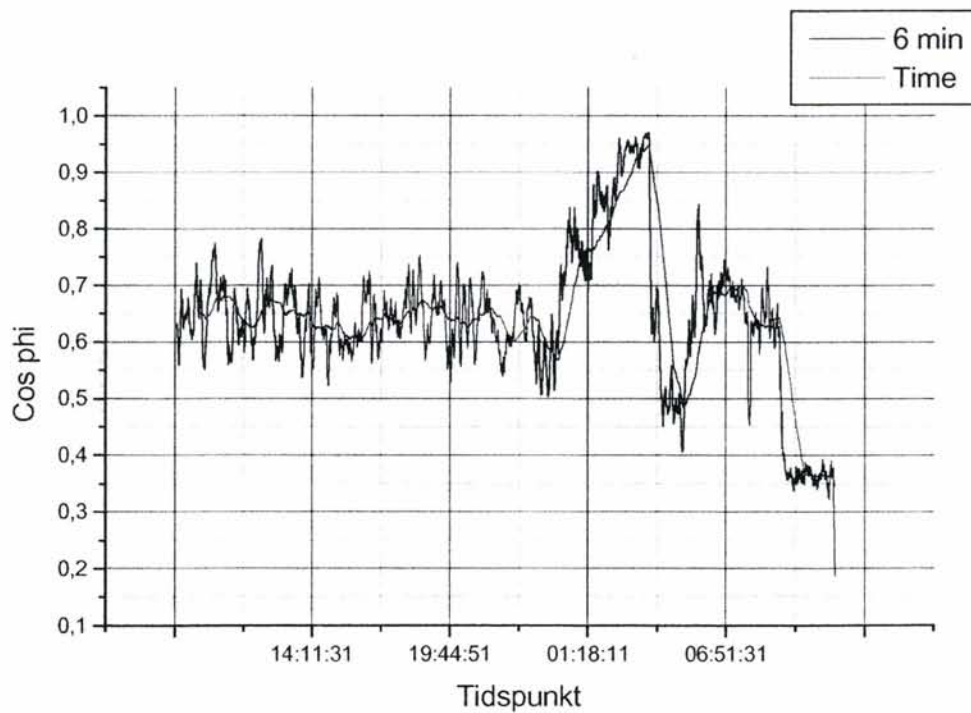
Figur 3-7 viser 6min-verdiene av S, P og Q, og figur 3-8 viser tilsvarende timesverdier . Figur 3-9 viser tilsvarende 6 min-verdier og timesverdier for $\cos \varphi$.



Figur 3-7: 6 min-verdi av S, P og Q.



Figur 3-8: Timeverdier av S, P og Q.



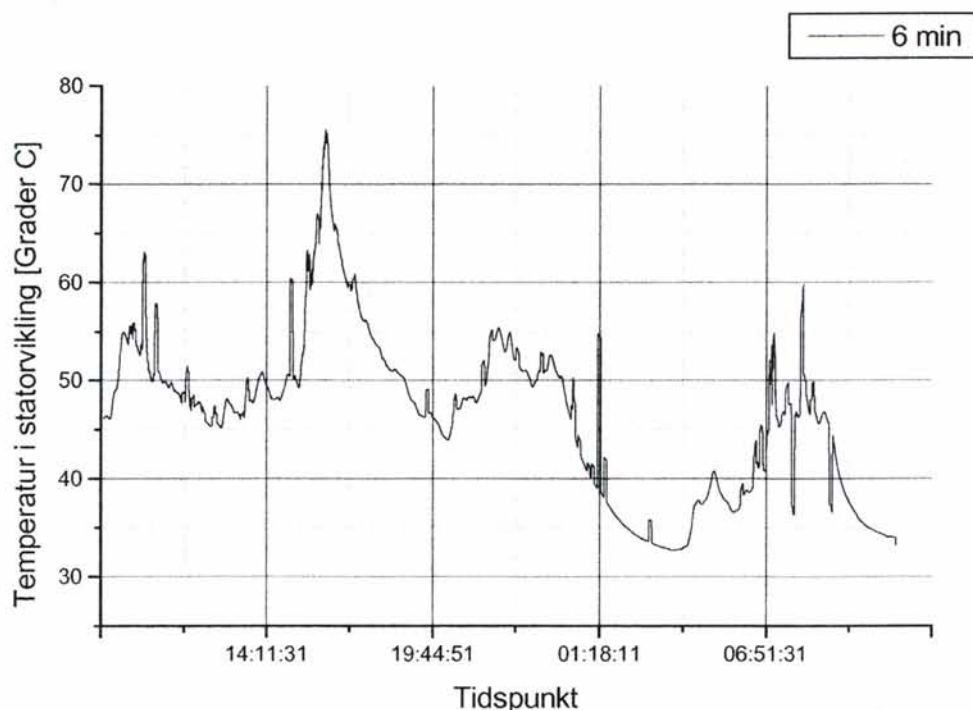
Figur 3-9: 6 min-verdi og timesverdi av $\cos \phi$.

Registrerer at når maskinen har gått i tomgang med E-bryteren ute, så er $\cos \phi$ nede i 0,3. Dette skyldes nok bare støy på grunn av at det ikke er målt noe P og Q i det hele tatt.

3.2.3 Temperatur i statorvikling

Temperaturen i statorviklingen inneholder en del støy slik at den viste temperaturen i figur 3-10 er et gjennomsnitt av den loggede verdien for de 6 foregående minuttene, men fremdeles kan en se forstyrrelser. Støyen gjør at den utregnede 6min-verdien er for høy i forhold til det temperaturen var i virkeligheten. Se for øvrig figur 3-6. Til tross for støyen ser det fremdeles ut som høyeste temperatur var på rundt 75°C, kanskje litt under. Det vil si at støyen utgjør kanskje 1-2 [K].

Den høyeste temperaturen som ble målt var 76°C, hvilket gir en maksimal temperaturstigning på 48 [K]. Den høyeste temperaturen som ble logget ved Elkraftsentralen var 74-75°C.,

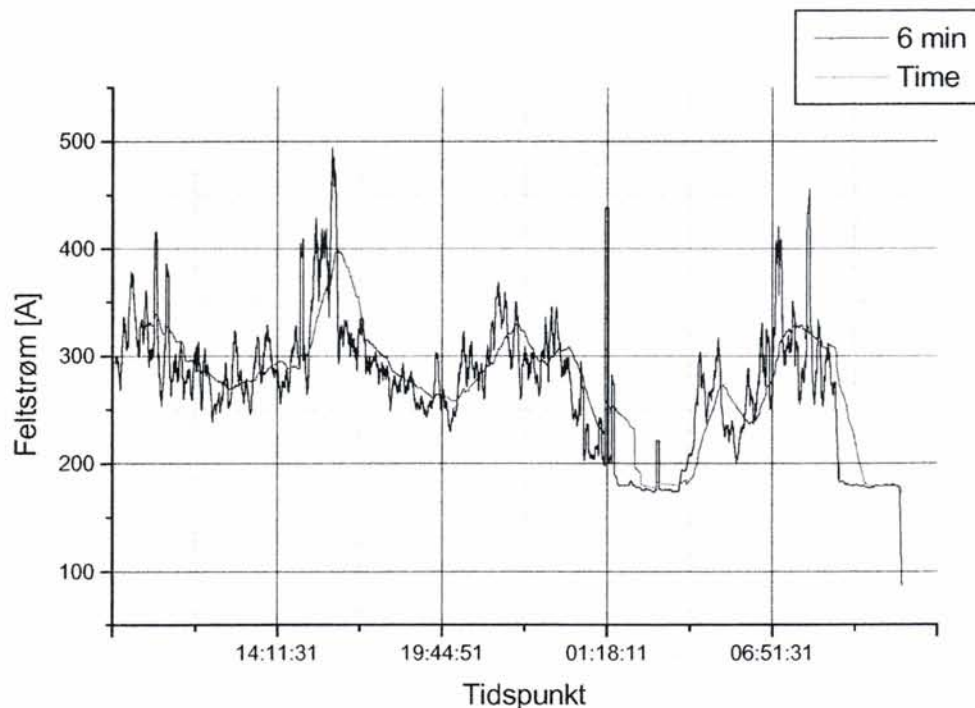


Figur 3-10: Temperatur i statorvikling.

3.2.4 Feltstrøm

Feltstrømmen inneholder en del støy som spesielt er synlig på kurven av 6 min-verdien. Figur 3-11 viser den målte feltstrømmen. En ser at timesverdien av feltstrømmen er oppe i nesten 400 [A] under ettermiddagsrushet.

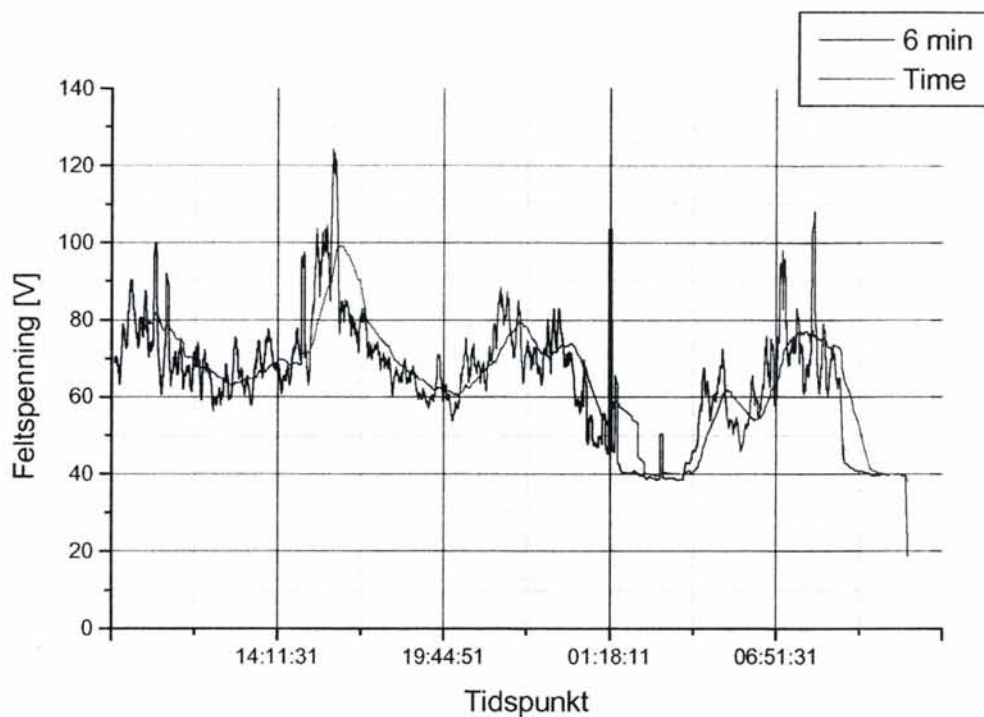
Det er støy på målingen ved den første toppen rett etter start og i ettermiddagsrushet, men mest støy er det i morgenrushet og rett før maskinen går i tomgang en stund om natten. Disse kortvarige støytoppene er oppe i 1600 [A] og utgjør ganske mye når det midles over 6 minutter eller en time. Med andre ord er nok også middelverdiene påvirket av støyen og viser litt for høy verdi i nevnte perioder.



Figur 3-11: 6 min- og timesverdi av feltstrømmen.

3.2.5 Feltspenning

Figur 3-12 viser målt feltspenning midlet over 6 minutter og 1 time. Feltspenningen er som for feltstrømmen påvirket av støy.



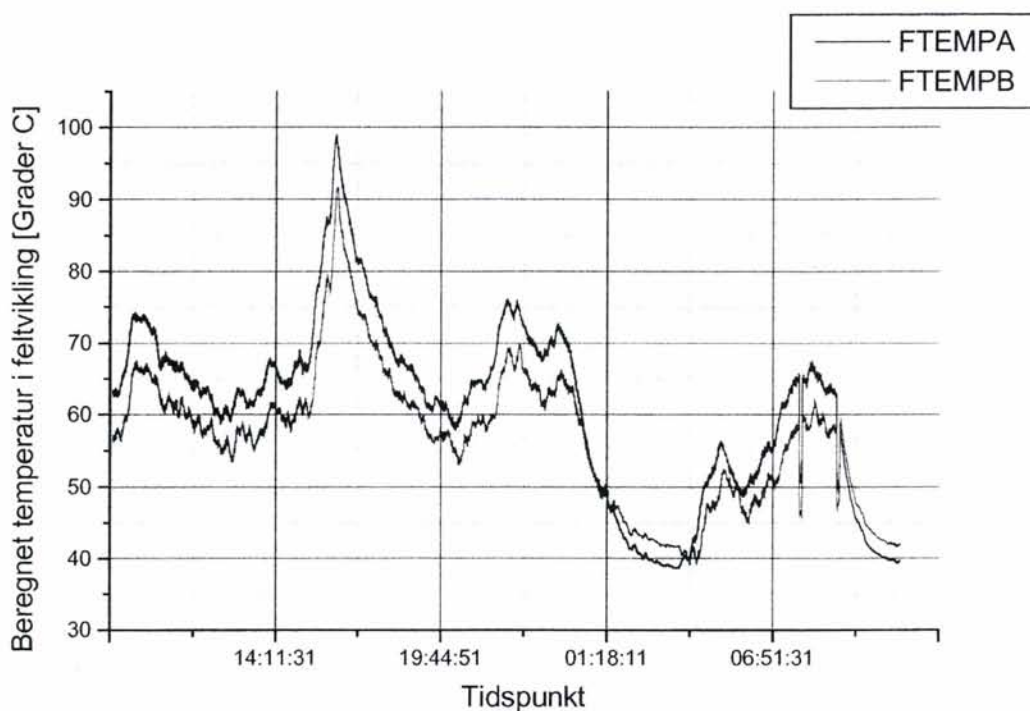
Figur 3-12: 6min- og timesverdi av feltspenningen.

3.2.6 Temperatur i feltvikling

Temperaturen i rotorviklingen er beregnet på samme måte som i kapittel 3.1.3. Som tidligere nevnt stoppet loggingen to ganger i slutten av driftsperioden, derfor de plutselige sprangene i temperaturen.

Når belastningen er lav ser en at metode A med flatt spenningsfall over børstene og sleperingene på 2 [V] gir den laveste temperaturen slik som i tomgangsmålingen. Dette skyldes det som beskrevet i kapittel 3.1.3 med valg av verdier for tomgangsstrøm og laststrøm for beregning av temperaturen. Men en ser også at denne metoden gir den høyeste temperaturen ved høy belastning.

En ser at temperaturen er oppe i 99 og 92 °C for henholdsvis metode A og B. Verdiene er midlet over 6 minutter for å redusere støyen.



Figur 3-13: Beregnet temperatur i feltvikling.

4. Diskusjon og konklusjon

4.1 Usikkerheter

Før, under og etter målingene er det stilt spørsmål til målingens nøyaktighet ved følgende punkter:

4.1.1 Målevariable

Ved oppkoplingen av målingene og kontrollmåling fant en ut at målesignalet for generatorstrømmen ikke var i den størrelsesorden som en forventet. Det vil si at når en multipliserte målesignalet med den beregnede faktoren på bakgrunn av måleverdiomformerne fikk en en strøm som var urealistisk lav. Dette ble sammenlignet med verdien som amperemeteret for generatorstrømmen i apparatvognen viste. Forskjellen mellom den opplevde og den forventede måleverdien ble funnet til å være en faktor på 6,25. En har i ettertid ikke funnet ut hvorfor det var en slik forskjell og hvor omsetningsfeilen ligger.

Dette medfører også at utregningen av aktiv og reaktiv effekt må justeres med en tilsvarende faktor. Ved sammenligning mellom logget reaktiv effekt og registrert reaktiv effekt ved Elkraftsentralen på Oslo S har en funnet at disse to størrelsene er nesten like. Nøyaktigheten på sammenligningen er avhengig av hvor nøyaktig en klarer å lese av kurvene fra Elkraftsentralen. En har slått seg til ro med at de loggede verdier av Is, P og Q er riktige.

Under tomgangsmålingen lå den loggede feltstrømmen rett i underkant av 180 [A] mens amperemeteret i apparatvognen viste 190, altså et avvik på 5 %. Nøyaktigheten til amperemeteret ble av maskinpersonalet anslått til å være ca ± 10 %, hvilket det registrerte avviket kommer inn under.

Det skal imidlertid bemerkes at den målte feltstrømmen i tomgang er 10 % mindre enn det som er oppgitt i tomgangsprøven som ASEA har gjort ved leveransen for akkurat denne omformeren. Usikkerheten rundt feltstrømmen gir tilsvarende usikkerheter rundt den beregnede temperaturen i rotorviklingen.

4.1.2 Spenningsfall over børster og sleperinger

Ved utregningen av rotortemperaturen har en usikkerheten om spenningsfallet over børstene og sleperingene. En har ikke funnet klare retningslinjer for hvor stort dette spenningsfallet er, verken i standarder eller litteraturen. En har derfor beregnet rotortemperaturen på to måter med to forskjellige spenningsfall som er funnet å være sannsynlig. Det ene spenningsfallet er flatt på 2 [V] uansett feltstrøm. Det andre spenningsfallet er 2 [V] i tomgang og stiger lineært til 6 [V] i fullast.

4.1.3 Støy

Målingene inneholder en del støy som forringer måledataene. Spesielt synlig blir dette på temperaturplottene når en vet at temperaturen ikke endrer seg i store sprang. Men det er også tilfelle på de andre måleverdiene. Dette gjør at den midlede verdien av målesignalet over 6 minutter og en time blir liggende for høyt i forhold til det den verdien egentlig var.

4.2 Vurdering av resultatene

4.2.1 Feltstrøm

Målingen av feltstrømmen viste at den var lavere i tomgang enn det en hadde forventet. Tomgangskaraktistikken til nettopp omformer nr 83 sier at den i tomgang skal være 200 [A] mens en målte 179. En har ikke funnet noen forklaring på hvorfor en fikk denne forskjellen på 10%.

Driftsmålingen viste at den høyeste timesverdien var nesten 400 [A]. I følge [2] skal magnetiseringsstrømmen i merkelast være på 322 [A]. Det er antatt at dette skrivet beskriver en merkelast på 10 [MVA] $\cos \phi$ lik 0,9 selv om dette ikke står beskrevet eksplisitt. På merkeskiltet til omformer nummer 83 står det at merkebelastning er 10 [MVA] $\cos \phi$ 0,7 og en magnetiseringsstrøm på 460 [A]. Sett i forhold til dette virker den målte feltstrømmen mer realistisk, men er kanskje litt for høy på grunn av de høye strømtoppene i støyen.

Det er ikke sikkert at den påstemplede magnetiseringsstrømmen på merkeskiltet er den magnetiseringsstrømmen som er beregnet å gå i merkelast, men hellerden kontinuerlige strømmen som feltmaskinen kan levere. En kan imidlertid anta at feltstrømmen i merkelast 10 [MVA] $\cos \phi$ 0,7 er rundt eller litt under det feltmaskinen kan levere kontinuerlig. Derfor, og på grunn av at en ikke har noen andre opplysninger, er den verdien benyttet i disse beregningene.

4.2.2 Temperatur i statorvikling

Q48 har 7 temperaturfølere i langs statorviklingen på generatoren, to av disse fjernoverføres til Elkraftsentralen på Oslo S. Tabell 2-6 viser at det er interne forskjeller mellom de ulike temperaturfølerne. Dette kan skyldes interne temperaturvariasjoner, men mest sannsynlig at temperaturfølerne har falt ut av kalibrering gjennom årenes løp.

I tomgang målte en en temperaturstigning på 10 [K].

Den høyeste timesbelastningen gir den høyeste temperaturen. Temperaturen er i hovedsak avhengig av strømmen som går i statorviklingen gitt gjennom synytelsen. Med en maksimal timesverdi på 7,5 [MVA] er det naturlig at en skal få en temperaturstigning lik forventet i grunnlast (7 [MVA]). I følge ASEA forventer en da en temperaturstigning på 46 [K]. Med en temperatur på innkommende kjøleluft lik 28°C på det aktuelle tidspunkt har en en målt temperaturstigning på 48 [K]. Altså 2 [K] for høyt, men så var også belastningen litt høyere.

Tilsvarende ble det målt temperaturstigning på 47 [K] på det høyeste på Elkraftsentralen og 10 og 12 [K] ved slutten av tomgangsmålingen (to ulike temperaturfølere). Den målte temperaturen stemmer bra med loggingene på Elkraftsentralen og det som en forventet å få ut fra data en har fått fra ASEA tidligere.

4.2.3 Temperatur i rotorvikling

Til beregningen av temperaturen i rotorviklingen er det knyttet en del usikkerheter til måling av feltstrømmen samt spenningsfallet over børstene og sleperingene. En har beregnet temperaturen på to måter med forskjellige spenningsfall over sleperingene.

I tomgang er temperaturstigningen beregnet til å være henholdsvis 15 og 18 [K] for henholdsvis beregningsmetode A og B

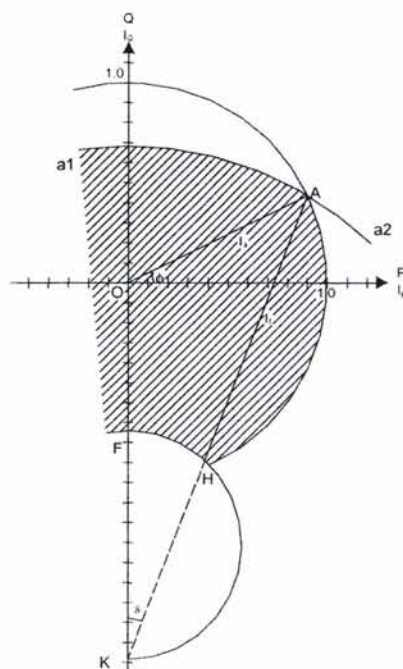
Som høyeste temperatur i driftsmålingen har en funnet temperaturstigninger på respektive 71 og 64 [K] når en tar hensyn til den aktuelle temperaturen i kjøleluften som på Elkraftsentralen ble logget til 28°C. I følge ASEA har de beregnet en temperaturstigning i rotor i merkelast 10 [MVA] $\cos \phi$ 0,9 til å være 70 [K].

Dersom merkebelastningen til generatoren er ved $\cos \phi$ 0,7 er dette en for høy temperatur i forhold til forventet. Dersom merkebelastningen er ved $\cos \phi$ 0,9 er belastningspunktet (4,5+j6,0) rett over det driftsdiagrammet figur 4.9 i [1] tillater (det skraverte området). Figuren er gjengitt i figur 4-1. Ut fra dette virker den beregnede temperaturen fornuftig.

En har ikke lyktes i å få klarhet i om der er forskjell på de modellene av Q48 som har merke $\cos \phi$ lik 0,7 og de med 0,9. Men i følge Jan Lundblad, Alstom Power Generation i Västrås, er i følge konstruksjonsunderlaget statorene og rotorene for like for alle generatorenen G1916. G1916 er

ASEAs betegnelse på generatoren som sitter i Q48. Altså ser det ut som en ikke har dimensjonert om, bare tillatt høyere last. Det vil si at en har tillatt en høyere temperatur og valgt å redusere marginen beskrevet i [1] side 21. Da kan den høye temperaturen som er beregnet stemme. Alternativt kan ASEA ha funnet ut at rotorviklingen har vært overdimensjonert slik som en fant med Q38 da en tillot 5,8 [MVA] isteden for 4 ([3] side 104), og dermed endret merkecos ϕ . Men dette er bare antakelser og ikke bekreftet fra ASEA/Alstom.

Et tredje alternativ kan være at støyen har forårsaket at den beregnede temperaturen er blitt for høy i forhold til det den egentlig var. Det vil si at den virkelige temperaturen var lavere. En lavere temperatur understøtter at maskinen har merkecos ϕ 0,7 og er dimensjonert deretter. Det vil si at merkelast gir en temperaturstigning på 70 [K] slik at stator og rotor er termisk likt belastet.



Figur 4-1: Driftsdiagram for Q48 ved merkecos ϕ lik 0,9. Figur 4.9 i [1].

Den virkelige temperaturen har en ikke hatt mulighet til å kontrollmåle. En kan derfor ikke konkludere med den beregnede temperaturen. I utgangspunktet hadde en tenkt å gjøre en referansemåling av temperaturen i rotor for å se om en beregnet riktig temperatur. Det ble vurdert thermostrips og termografering. Thermostrips fant en ikke ut nok om, og termografering ble sett på som usikkert da en ikke var sikker på å finne riktig temperatur inni rotoren ved å stå på utsiden.

På grunn av usikkerhetene kan en ikke konkludere sikkert med hensyn på nøyaktigheten til den beregnede temperaturen i rotor.

4.3 Diskusjon

Dersom en sammenligner målingene av feltstrømmen og temperaturen i rotor, finner en at det er noe som ikke stemmer. Størrelsen på rotorstrømmen passer best dersom en regner at generatoren har en merkecos ϕ på 0,7 slik som på stemplet, både på merkeskilt og i prøveprotokoll. Temperaturen sett i forhold til produsert aktiv og reaktiv effekt ser imidlertid ut til å være for høy dersom maskinen har merkecos ϕ 0,7 og passer best dersom merkecos ϕ er 0,9.

Det er vanskelig å ta si noe sikkert om hva som er riktig når en ikke er sikker på om den målte temperaturen i rotor er riktig. Men dersom en antar at denne er riktig, så vil en drift i merkelast (10 [MVA] $\cos \phi$ 0,7) gi enda høyere temperatur i rotor. Det er uventet når både stator og rotor i utgangspunktet skal være dimensjonert til en temperaturstigning på 70 [K] i merkelast.

5. Referansedokumenter

- [1] S. Danielsen, *Spenningsregulator med statorstrøm- og feltstrømbegrensning for jernbanens roterende omformere*. Hovedoppgave NTNU våren 2002.
- [2] *Diverse dataoppgifter for transportable omformere*. Tabelloversikt over data for roterende omformere levert av ASEA, opprinnelse ukjent.
- [3] R. Lundberg, *Lärobok i elektroteknik – Del IV Omformastationer*. Svenska Tryckeriaktiebolaget Stockholm 1959

6. Vedlegg

Vedlegg 1. Logging av temperatur i generatorvikling 1 og 2 samt innkommende kjøleluft gjort ved Elkraftsentralen Oslo S.

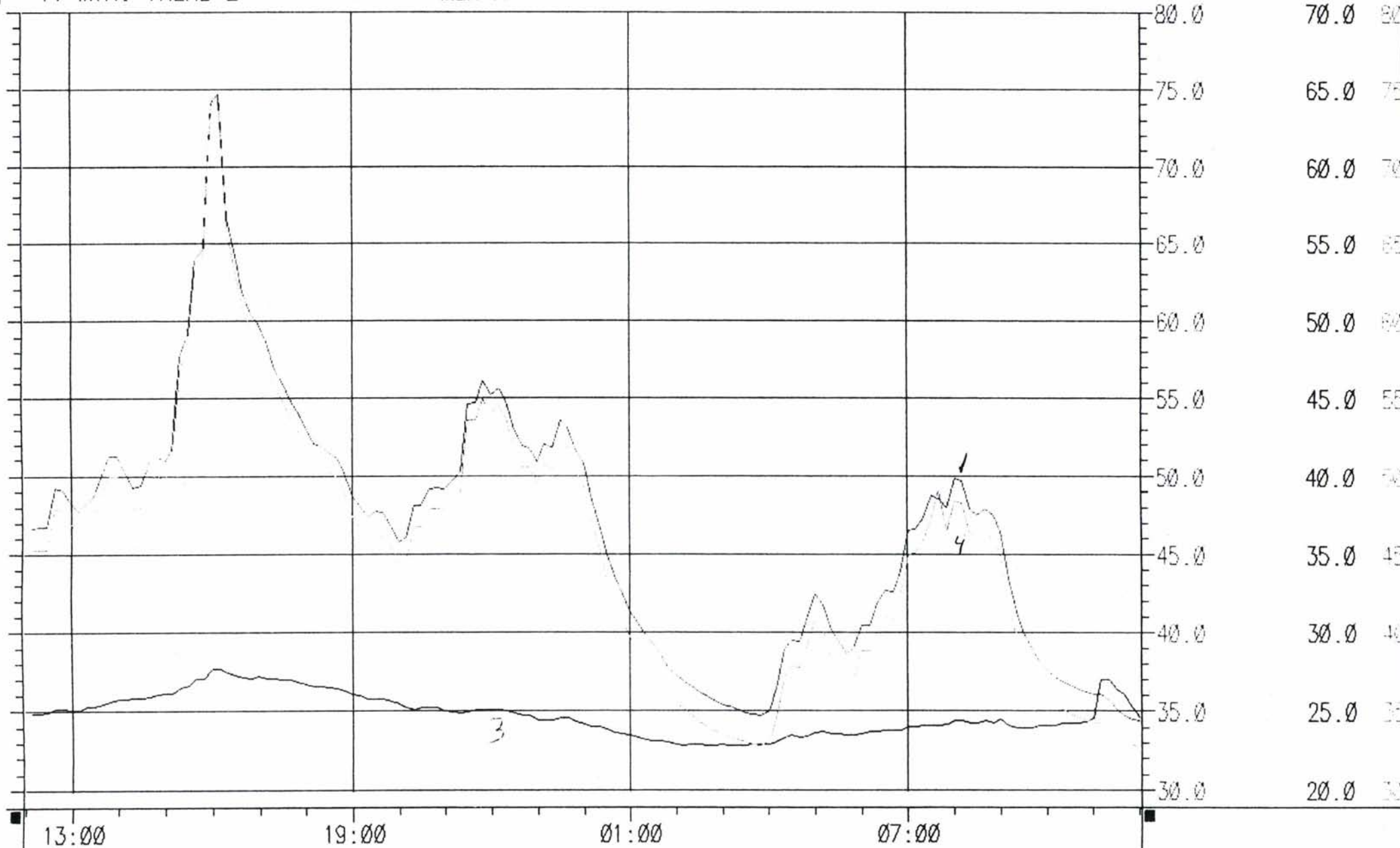
Vedlegg 2. Logging av generatorspenning, generatorstrøm og reaktiv effekt gjort ved Elkraftsentralen Oslo S.

Vedlegg 1.
Logging av temperatur i generatorvikling 1 og 2 samt innkommende
kjøleluft gjort ved Elkraftsentralen Oslo S

TI MIN. TREND 2

Max A

1 3 4



1 < DASK DMF1 TMPGVKL1	> 36.15	grdC	3 < DASK DMF1 TMPIKL	> 25.40	grdC
2 < SPAR MEASURE	> 0.00	SPAR	4 < DASK DMF1 TMPGVKL2	> 34.90	grdC

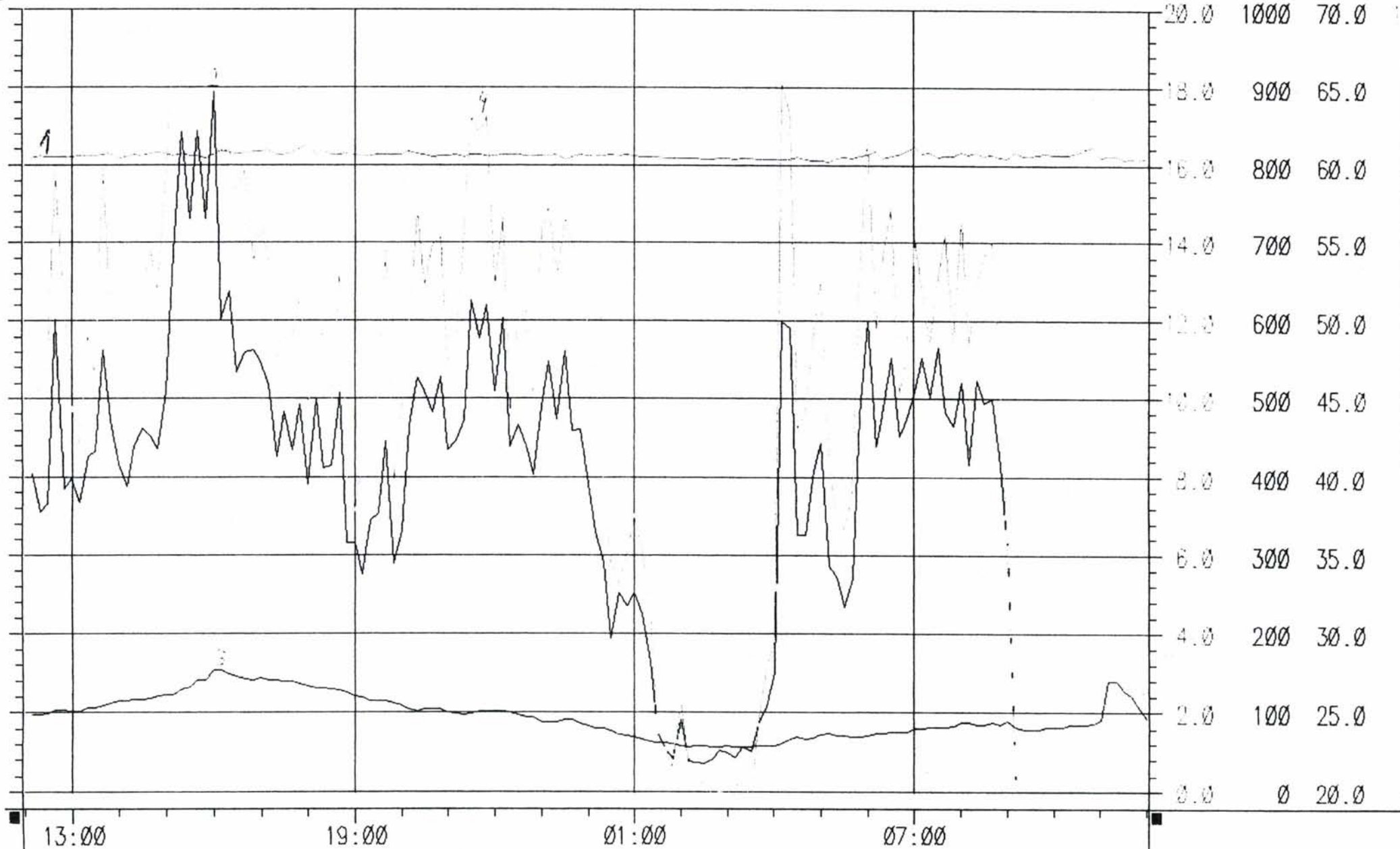
Rutenett I trendmeny

Vedlegg 2.

Logging av generatorspenning, generatorstrøm og reaktiv effekt gjort ved
Elkraftsentralen Oslo S

TI MIN. TREND 2

Max A



1 < DASK 16KV A HSKSPNG >	16.05	kV	3 < DASK OMF1 TMPIKL >	25.30	grdC
2 < DASK OMF1 GENSTRM >	120.80	A	4 < DASK OMF1 GENMVAR >	1.16	MVAr

Rutenett

Irencmeny

Vedlegg 5.
Utrekning av termiske data

Statisk temperatur i synkrongenerator Q48 - Simulering 1

Data:			Rotor	Stator
Masse	<mx>	[kg]	2385	1780
Resistans	Rx	[Ohm]	0,1978	0,04759
Temp ved målt resistans	RxTEMP	[grader]	18	75
Spesifikk varmekapasitet	<cx>	[J/kgK]	385	385
Omgivelsestemp	TO	[grader]	25	25
Temperaturkonstant	K		235	235

Tomgang	Grunnlast	Merkelast
---------	-----------	-----------

Rotor -> Omgivelser:

Strøm	(IFELT)	[A]	205	-	409
Temperaturstigning	<DTF>	[K]	-	55	70
Resistans	(RFTKOR)	[Ohm]	#VERDI!	0,246	0,258
Koppertap	(PF)	[kW]	#VERDI!	#VERDI!	43,158
Termisk motstand	RTF	[K/kW]	#VERDI!	#VERDI!	1,62
Tidskonstant	<TF>	[min]	#VERDI!	#VERDI!	24,8

Stator -> Omgivelser:

Strøm	(IS)	[A]	0	1346	1923
Temperaturstigning	<DTS>	[K]	-	46	67
Resistans	(RATKOR)	[Ohm]	#VERDI!	0,047	0,050
Koppertap	(PS)	[kW]	#VERDI!	85,107	185,635
Jerntap	P0	[kW]	0,000	0,000	0,000
Termisk motstand		[K/kW]	#VERDI!	0,54	0,36
Tidskonstant		[min]	#VERDI!	6,2	4,1

Rotor -> Stator:

Temperaturforskjell	<DTFS>	[K]	#VERDI!	9	3
Termisk motstand	RTFS	[K/kW]	0,4	0,4	0,4
Overført effekt	(PFS)	[kW]	#VERDI!	22,50	7,50

Stator -> Omgivelser:

Tilført effekt	<PTS>	[kW]	#VERDI!	107,607	193,135
Termisk motstand	RTS	[K/kW]	#VERDI!	0,427	0,347
Tidskonstant	<TS>	[min]	#VERDI!	4,9	4,0

$$R_{FTKOR} = R_F \cdot \frac{K + T_O + DT_F}{K + R_{FTEMP}}$$

$$P_F = R_{FTKOR} \cdot I_{FELT}^2$$

$$R_{TF} = \frac{DT_F}{P_F}$$

$$T_F = R_{TF} \cdot \frac{m_F \cdot c_F}{1000 \cdot 60}$$

Forklaring:

Forkortelse uten parentes angis i TEMPLIM. () betyr at TEMPLIM beregner størrelsen. <> betyr at en ikke eksplisitt finner størrelsen igjen i TEMPLIM.x erstattes med F for felt og S for stator. SD

$$R_{STKOR} = R_S \cdot \frac{K + T_O + DT_S}{K + R_{STEMP}}$$

$$P_S = R_{STKOR} \cdot I_S^2$$

$$R_{TS} = \frac{DT_S}{P_S}$$

$$DT_{FS} = DT_F - DT_S$$

$$P_{FS} = \frac{DT_{FS}}{RT_{FS}}$$

$$P_{TS} = P_S + P_{FS} + P_0$$

$$R_{TS} = \frac{DT_S}{P_{TS}}$$

$$T_S = R_{TS} \cdot \frac{m_S \cdot c_S}{1000 \cdot 60}$$

Statisk temperatur i synkrongenerator Q48 - Simulering2

Data:			Rotor	Stator
Masse	<mx>	[kg]	2385	1780
Resistans	Rx	[Ohm]	0,1954	0,04759
Temp ved målt resistans	RxTEMP	[grader]	20,3	75
Spesifikk varmekapasitet	<cx>	[J/kgK]	385	385
Omgivelsestemp	TO	[grader]	25	25
Temperaturkonstant	K		235	235

	Tomgang	Grunnlast	Merkelast
--	----------------	------------------	------------------

Rotor -> Omgivelser:					
Strøm	(IFELT)	[A]	200	388	435
Temperaturstigning	<DTF>	[K]	16	55	70
Resistans	(RFTKOR)	[Ohm]	0,211	0,241	0,253
Koppertap	(PF)	[kW]	8,450	36,295	47,793
Termisk motstand	RTF	[K/kW]	1,89	1,52	1,46
Tidskonstant	<TF>	[min]	29,0	23,2	22,4

Stator -> Omgivelser:					
Strøm	(IS)	[A]	0	1346	1923
Temperaturstigning	<DTS>	[K]	10	46	67
Resistans	(RATKOR)	[Ohm]	0,041	0,047	0,050
Koppertap	(PS)	[kW]	0,000	85,107	185,635
Jerntap	P0	[kW]	53,000	53,000	53,000
Termisk motstand		[K/kW]	#DIV/0!	1,16	0,65
Tidskonstant		[min]	#DIV/0!	13,3	7,4

Rotor -> Stator:					
Temperaturforskjell	<DTFS>	[K]	6	9	3
Termisk motstand	RTFS	[K/kW]	0,4	0,4	0,4
Overført effekt	(PFS)	[kW]	15,00	22,50	7,50

Stator -> Omgivelser:					
Tilført effekt	<PTS>	[kW]	68,000	160,607	246,135
Termisk motstand	RTS	[K/kW]	0,147	0,286	0,272
Tidskonstant	<TS>	[min]	1,7	3,3	3,1

$$R_{FTKOR} = R_F \cdot \frac{K + T_O + DT_F}{K + R_{FTEMP}}$$

$$P_F = R_{FTKOR} \cdot I_{FELT}^2$$

$$R_{TF} = \frac{DT_F}{P_F}$$

$$T_F = R_{TF} \cdot \frac{m_F \cdot c_F}{1000 \cdot 60}$$

Forklaring:
 Forkortelse uten parentes angis i
 TEMPLIM. () betyr at TEMPLIM
 beregner størrelsen. <> betyr at en
 ikke eksplisitt finner størrelsen igjen i
 TEMPLIM.x erstattes med F for
 felt og S for stator. SD

$$R_{STKOR} = R_S \cdot \frac{K + T_O + DT_S}{K + R_{STEMP}}$$

$$P_S = R_{STKOR} \cdot I_S^2$$

$$R_{TS} = \frac{DT_S}{P_S}$$

$$DT_{FS} = DT_F - DT_S$$

$$P_{FS} = \frac{DT_{FS}}{RT_{FS}}$$

$$P_{TS} = P_S + P_{FS} + P_0$$

$$R_{TS} = \frac{DT_S}{P_{TS}}$$

$$T_S = R_{TS} \cdot \frac{m_S \cdot c_S}{1000 \cdot 60}$$

Statisk temperatur i synkrongenerator Q48 - Simulering3

Data:			Rotor	Stator
Masse	<mx>	[kg]	2385	1780
Resistans	Rx	[Ohm]	0,1954	0,04759
Temp ved målt resistans	RxTEMP	[grader]	20,3	75
Spesifikk varmekapasitet	<cx>	[J/kgK]	385	385
Omgivelsestemp	TO	[grader]	25	25
Temperaturkonstant	K		235	235

	Tomgang	Grunnlast	Merkelast
--	---------	-----------	-----------

Rotor -> Omgivelser:				
Strøm	(IFELT)	[A]	205	374
Temperaturstigning	<DTF>	[K]	16	55
Resistans	(RFTKOR)	[Ohm]	0,211	0,241
Koppertap	(PF)	[kW]	8,877	0,000
Termisk motstand	RTF	[K/kW]	1,80	#DIV/0!
Tidskonstant	<TF>	[min]	27,6	#DIV/0!

Stator -> Omgivelser:				
Strøm	(IS)	[A]	0	1346
Temperaturstigning	<DTS>	[K]	10	46
Resistans	(RATKOR)	[Ohm]	0,041	0,047
Koppertap	(PS)	[kW]	0,000	85,107
Jerntap	P0	[kW]	53,000	53,000
Termisk motstand		[K/kW]	#DIV/0!	1,16
Tidskonstant		[min]	#DIV/0!	13,3

Rotor -> Stator:				
Temperaturforskjell	<DTFS>	[K]	6	9
Termisk motstand	RTFS	[K/kW]	0,4	0,4
Overført effekt	(PFS)	[kW]	15,00	22,50

Stator -> Omgivelser:				
Tilført effekt	<PTS>	[kW]	68,000	160,607
Termisk motstand	RTS	[K/kW]	0,147	0,286
Tidskonstant	<TS>	[min]	1,7	3,3

$$R_{FTKOR} = R_F \cdot \frac{K + T_O + DT_F}{K + R_{FTEMP}}$$

$$P_F = R_{FTKOR} \cdot I_{FELT}^2$$

$$R_{TF} = \frac{DT_F}{P_F}$$

$$T_F = R_{TF} \cdot \frac{m_F \cdot c_F}{1000 \cdot 60}$$

Forklaring:
 Forkortelse uten parentes angis i TEMPLIM. () betyr at TEMPLIM beregner størrelsen. <> betyr at en ikke eksplisitt finner størrelsen igjen i TEMPLIM.x erstattes med F for felt og S for stator. SD

$$R_{STKOR} = R_S \cdot \frac{K + T_O + DT_S}{K + R_{STEMP}}$$

$$P_S = R_{STKOR} \cdot I_S^2$$

$$R_{TS} = \frac{DT_S}{P_S}$$

$$DT_{FS} = DT_F - DT_S$$

$$P_{FS} = \frac{DT_{FS}}{RT_{FS}}$$

$$P_{TS} = P_S + P_{FS} + P_0$$

$$R_{TS} = \frac{DT_S}{P_{TS}}$$

$$T_S = R_{TS} \cdot \frac{m_S \cdot c_S}{1000 \cdot 60}$$

Vedlegg 3.
Rapport: Trafikksimulering med begrensere

Prosjektnr.: 292192
Saksref.: 02/4556 JI 135
Prosjektnavn: Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området
Oppdragsgiver: Jernbaneverket BaneEnergi
Rapport nr.: 4

Sammendrag

Tidligere simulering og utredninger av Oslo-området med fremtidig trafikk viser problemer med overbelastning dersom en skal oppfylle regelverkets krav til redundans i banestrømsforsyningen. Dette til tross for at den samlede installerte ytelsen i Oslo-området dekker det samlede effektbehovet.

En av mulighetene for bedre utnyttelse av omformerkapasiteten i Oslo-området er å utstyre de roterende omformerne med en lastbegrensende regulatorfunksjon, enten strøm eller temperatur, som styrer ned spenningen og overfører last til omkringliggende omformerstasjoner når den aktuelle omformeren står i fare for å bli overbelastet. Det vil være en bedre løsning enn om den overbelastes og koples ut. Prinsippene rundt begrenserne er studert i en hovedoppgave ved NTNU ([1]) der det også er lagt en enkel termisk modell for synkrongeneratoren til omformertypen Q48.

I nevnte hovedoppgave er det gjort trafikksimuleringer i SIMTRAC med utfall av et 10 MVA aggregat i Asker og et 10 MVA aggregat i Holmlia omformerstasjon. Installert ytelse i Asker var $2 \times 10 + 5,8$ MVA. Det var installert begrenser på det gjenværende aggregatet i Holmlia. Simuleringen viste at aggregatet ble beskyttet mot overbelastning, men at belastningen på omformerstasjonene rundt økte. Derfor ble det anbefalt å utføre simuleringer med begrenser også i Asker og Alnabru omformerstasjoner.

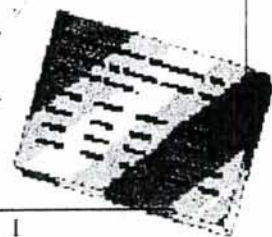
I denne rapporten studeres belastning på omformerne og spenningen på kontaktledning med den samme trafikksituasjonen, men med en installert ytelse i Asker på 2×10 MVA og installerte spenningsregulatorer med begrenser, henholdsvis strøm og temperaturbegrenser, i Asker, Holmlia og Alnabru. Simuleringene viser at aggregatene med installerte begrenser beskyttes mot overlast, men at en får en kollektiv spenningssenkning i Oslo for å trekke inn effekt fra de perifere områdene, og redusere lastuttaket i togene. Dette fører til at enkelte tog opplever spenninger under 11,0 kV, hvilket ikke tilfredstiller de krav som IEC 60850 og prEN 50163 stiller.

På grunn av de lave spenningene anbefales det å øke den installerte ytelsen i Asker til $2 \times 10 + 5,8$ MVA og gjøre en ny simulering med begrenser installert i Asker, Holmlia og Alnabru.

For BanePartner:

Prosjektansvarlig (PA): Siri Fredriksen Aas Signatur: 

Prosjektleder (PL): Frode Johannessen Signatur: 



Rapport utarbeidet av:

Steinar Danielsen

Signatur:



SIDE FOR DOKUMENTKONTROLL

Oppdragsgiver: Jernbaneverket BaneEnergi

Prosjektbeskrivelse: Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området

Prosjektnr: 292192

Dokumenttittel: Trafikksimulering med begrensere

Dokument nr.: 4

Rev.nr: 0

Sjekkpunkter	Utførende (saksbehandler) (dato/sign.)	Kontroll (SL) /andre (dato/sign)
Samsvar med egne fagkrav og bestemmelser	2003-01-04 SP	4/2 03 TMT
Samsvar med andre fag	2003-01-04 SP	4/2 03 TMT
Samsvar med kontrakt	2003-02-04 SP	4/2 03 TMT
Disposisjon, logisk oppbygging, presentasjon	2003-01-04 SP	4/2 03 TMT
Språk	2003-02-04 SP	4/2 03 TMT

Generelle kommentarer:

Dokument godkjent for utsendelse

Dato:

Sign.

Innhold

1. INNLEDNING	1
1.1 BAKGRUNN.....	1
1.2 MÅLSETTING	1
1.3 FORUTSETNINGER.....	1
2. SIMULERINGSRESULTATER	3
2.1.1 Asker omformer.....	3
2.1.2 Holmlia omformer.....	3
2.1.3 Alnabru omformer	4
2.2 BELASTNING AV OMFORMERNE I OSLO-OMRÅDET.....	5
2.3 SPENNING UT FRA OMFORMERNE	7
2.4 TOGENES SPENNING	8
3. DISKUSJON OG KONKLUSJON	11
3.1 DISKUSJON.....	11
3.2 KONKLUSJON	12
3.3 VIDERE ARBEID	12
4. REFERANSEDOKUMENTER	13

1. Innledning

Denne rapporten inngår i et prosjekt opprettet av Bane Energi. Prosjektet har som mål å utrede tiltak mot utfall av hardt belastede omformerstasjoner i Oslo-området i spesielle driftssituasjoner. Rapporten er utarbeidet av BanePartner på oppdrag fra Bane Energi.

I denne rapporten skal en undersøke om de roterende omformerne i Oslo-området kan utstyres med begrensere slik at de aggregatene ikke overbelastes samtidig som togene opplever akseptabel spenning på kontaktledningen.

1.1 Bakgrunn

Tidligere simuleringer viser at belastningen på enkelte omformeraggregater i Oslo-området kan bli for høy dersom en har utfall av et aggregat i en stasjon samtidig med at en har et aggregat planlagt ute av drift i en annen stasjon. Verst tenkelige tilfelle er dersom disse to aggregatene befinner seg i henholdsvis Asker og Holmlia omformerstasjoner. Situasjonen kan bedres ved å bygge en ny Oslo omformer, men dette er en dyr løsning. Som et alternativ ser derfor BaneEnergi på andre løsninger som kan være med på å bedre omformer kapasiteten.

I en hovedoppgave ved NTNU ([1]) studeres overbelastning av omformeraggregatene i Oslo-området og muligheten for å sette inn begrensere som styrer ned spenningen og overlater last til omformerstasjoner for å hindre at utsatte aggregater overbelastes. Det foreslås to løsninger, den konservative ved å begrense stator- og feltstrøm til merkestrøm og den mer dynamiske som begrenser temperaturen for å tillate midlertidig overlast og utnytte den termiske kapasiteten til generatoren. Det er utviklet en enkel termisk modell for generatoren som er implementert i SIMPOW for bruk i simuleringer.

Den nevnte studentoppgaven anbefalte å gjøre trafikksimuleringer med begrensere installert på alle de roterende omformeraggregatene i Oslo-området, altså Asker og Alnabru i tillegg til Holmlia. I disse simuleringene var innstillert ytelse i Asker $2 \times 10 + 5,8$ MVA.

1.2 Målsetting

Målsettingen med denne rapporten er å studere den beskrevne driftssituasjonen med et aggregat ute i både Asker og Holmlia samtidig som begrensere er installert i Holmlia, Asker og Alnabru.

Rapporten skal beskrive belastningen på omformerstasjonene i ettermiddagsrushet med trafikk for en tenkt ruteplan for år 2005. Spenningen på togene skal også utredes og vurderes opp mot gjeldende normer for spenningsforhold til togfremføring i avvikssituasjoner.

1.3 Forutsetninger

Det utføres to simuleringer i SIMTRAC av en driftssituasjon med ett 10 MVA-aggregat ute i Asker og i Holmlia. Strøm- og temperaturbegrensere er installert på de gjenværende aggregatene i Asker og Holmlia, samt begge aggregatene i Alnabru. Alle 10 MVA-aggregatene er modellert som ASEA Q48 slik som beskrevet i [1] og anbefalt i [2]. Det gjelder også modellene for strøm- og temperaturbegrensere. [2] viser at de anbefalte modellene sannsynligvis gir for konservative resultater i og med at de er gitt parametre etter en merkeytelse for Q48 på 10 MVA og $\cos \phi$ på 0,9.

Fra oppdragsgiver er det ikke ønsket at en skal finne begrensereparametre for aggregattypen Q38 på 5,8 MVA, slik at det ble bestemt at Asker skulle ha en installert ytelse på 3×10 MVA. I begynnelsen av arbeidet fant en på bakgrunn av tidligere simuleringresultater ([1]) at 3×10 vil gi en tilstrekkelig stor ytelse slik at begrensere i Asker blir unødvendig. Derfor ble det besluttet at Asker skulle simuleres med en installert ytelse på bare 2×10 MVA.

Det utføres to simuleringer, en med strømbegrensere og en med temperaturbegrensere installert i Holmlia, Asker og Alnabru. Det utføres ikke noen referansesimulering uten begrensere for

sammenligning. Det er antatt at belastningen av omformerne uten begrensere med bare 10 MVA i Asker vil bli mye større enn det som er simulert i [3].

Foruten nevnte punkter er simuleringsmodellen lik den som er brukt i [1] og [3]. De planlagte dobbeltsporene mellom Oslo og Ski og mellom Skøyen og Asker er tatt med i modellen.

Installert ytelse og maksimale belastningsverdier for omformerstasjonene er vist i tabell 1-1. I tillegg til verdiene i tabellen, har en for roterende aggregater av typen Q48 begrensninger i feltstrømmen og temperaturen i felt- og statorvikling. Disse er angitt nærmere under hver enkelt omformerstasjon.

Matestasjon	Installert ytelse [MVA]	Type aggregat	Maksimal 2 s verdi [A]	Maksimal timeverdi [MVA]	Maksimal 6 minuttverdi [MVA]
Asker*	1x10	Roterende	1175	10	14
Holmlia*	1x10	Roterende	1175	10	14
Alnabru	2x10	Roterende	2300	20	28
Kongsvinger	2x5,8	Roterende	1250	11,6	16
Tangen	2x5,8	Roterende	1250	11,6	16
Jessheim	2x14	Statisk	-	28	-
Lillestrøm	3x14	Statisk	-	42	-
Smørbekk	2x15	Statisk	-	30	-
Sarpsborg	2x14	Statisk	-	28	-
Lunner	2x5,8	Roterende	1250	11,6	16
Hønefoss	2x5,8	Roterende	1250	11,6	16

Tabell 1-1: Oversikt over installert ytelse og maksimale belastningsverdier for omformerstasjonene i Oslo-området.
* betyr ett 10 MVA-aggregat ute av drift.

I tillegg til omformerstasjonene over, er Hakavik kraftstasjon tatt med som en fast produksjon på 2,4 MW som skal tilsvare ett aggregat i drift.

Spenningsforholdene vurderes etter IEC 60850 ([4]) som stiller krav til 12,0 kV som laveste kontinuerlige spenning på kontaktledningen. Kortvarig (maksimalt 10 minutter) aksepteres spenninger ned til 11,0 kV.

Utkast til ny EN 50 163 norm (PrEN 50 163)([5]) stiller også krav til 12,0 kV som laveste kontaktledningsspenning, men tillater 11,0 kV kortvarig (tidsrom ikke spesifisert) i motsetning til IEC 60850 kun i avvikssituasjoner.

Jernbaneverkets tekniske regelverk (JD 546 kapittel 5.2) setter krav til at energiforsyningen skal dimensjoneres slik at spenningen ikke underskrider 12,0 kV ved utfall av en mateenhet i en matestasjon. For Oslo-området gjelder strengere krav og en skal tåle utfall av en mateenhet i to forskjellige matestasjoner.

2. Simuleringsresultater

Trafikksimuleringen foregår over to timer fra klokken 15 til 17. For å lette simuleringen har en tidligere valgt å dele disse to timene i to simuleringer hvor resultatene etterpå settes sammen. Etter en resultatbehandling av time 1 fant en at spenningen var så lav for flere tog at videre simulering av 2. time ville være unødvendig.

De mest interessante størrelsene (generatorstrøm, samleskinnespenning, feltstrøm og temperatur) for Asker, Holmlia, Alnabru, Lillestrøm, Jessheim, Smørbekk og Kongsvinger er for de to simuleringene vist grafisk i henholdsvis vedlegg 1 og vedlegg 2.

2.1.1 Asker omformer

Belastningsverdiene for Asker omformerstasjon med gjenværende 1 x 10 MVA er vist i tabell 2-1. En ser at strømbegrensere klarer å verne omformeren mot overbelastning.

Temperaturbegrenseren passer også på at omformeren ikke overbelastes over lengre tid. Men før temperaturen i generatoren kommer opp til 90 °C, får en en 2 sekunds verdi av statorstrømmen som er over grensen. Aggregatet vil da bli koplet ut av generatorens overstrømsvern, og ville videre stått ute til det ble koplet inn igjen. Denne utkoplingen er ikke foretatt i simuleringen. Temperaturbegrenseren har generelt litt høyere maksimale belastningsverdier på grunn av at det tar litt tid for temperaturen å stige.

Spenningen på samleskinnen i Asker er funnet til å komme ned i under 12 kV.

		Tillatt verdi	Strøm- begrensning	Temperatur- begrensning
Spenning				
Laveste spenning	[kV]	11,0	11,53	11,75
Tilsynelatende effekt (S)				
Høyeste 6 [min]-verdi	[MVA]	14,0	8,46	11,47
Timeverdi	[MVA]	10,0	8,08	8,42
Statorstrøm				
Høyeste 2 [s]-verdi	[A]	1176	606	1203
Høyeste 6 [min]-verdi	[A]	826	600	753
Timeverdi	[A]	588	560	574
Feltstrøm				
Høyeste 2 [s]-verdi	[pu]	-	2,05	3,58
Høyeste 6 [min]-verdi	[pu]	2,5	1,98	2,49
Timeverdi	[pu]	2,0	1,94	2,01
Temperatur				
Høyeste temperatur i stator	°C	90	87	90
Høyeste temperatur i rotor	°C	90	90	90

Tabell 2-1 : Belastning på Asker omformer. Verdier over de tillatte maksimalverdiene i fet skrift.

2.1.2 Holmlia omformer

Belastningsverdiene for Holmlia omformer med gjenværende 1 x 10 MVA er vist i tabell 2-2. En registrer at temperaturen i rotor stiger til 91 °C. Dette har liten praktisk betydning for generatoren.

Også her ser en at temperaturbegrenseren ikke klarer å hindre en høy 2 sekundsverdi før temperaturen i generatoren er nådd 90 °C. Det fører til at aggregatet koples ut av generatorens overstrømsvern.

Laveste spenning på samleskinnen på Holmlia er funnet til rundt 12,5 kV for begge simuleringene.

		Tillatt verdi	Strøm- begrensning	Temperatur- begrensning
Spenning				
Laveste spenning	[kV]	11,0	12,42	12,59
Tilsynelatende effekt (S)				
Høyeste 6 [min]-verdi	[MVA]	14,0	8,57	10,26
Timeverdi	[MVA]	10,0	8,21	8,38
Statorstrøm				
Høyeste 2 [s]-verdi	[A]	1176	602	1226
Høyeste 6 [min]-verdi	[A]	826	584	679
Timeverdi	[A]	588	538	552
Feltstrøm				
Høyeste 2 [s]-verdi	[pu]	-	2,04	3,43
Høyeste 6 [min]-verdi	[pu]	2,5	1,99	2,37
Timeverdi	[pu]	2,0	1,95	1,98
Temperatur				
Høyeste temperatur i stator	°C	90	86	86
Høyeste temperatur i rotor	°C	90	91	90

Tabell 2-2 : Belastning på Holmlia omformer. Verdier over de tillatte maksimalverdiene i fet skrift.

2.1.3 Alnabru omformer

Belastningsverdiene for Alnabru omformer er vist i tabell 2-3. Både strømbegrensene og temperaturbegrensene beskytter generatorene mot overlast. En ser at strømbegrensene er litt for konservative ved å begrense strømmen til merkelast slik at temperaturen ikke kommer opp i det maksimalt tillatte. Det vil si at en ikke får utnyttet generatorens termiske reserve.

Spenningen på samleskinnen er i alltid over 13 kV.

		Tillatt verdi	Strøm- begrensning	Temperatur- begrensning
Spenning				
Laveste spenning	[kV]	11,0	13,11	13,34
Tilsynelatende effekt (S)				
Høyeste 6 [min]-verdi	[MVA]	28,0	17,23	20,87
Timeverdi	[MVA]	20,0	15,36	16,57
Statorstrøm				
Høyeste 2 [s]-verdi	[A]	2352/1176/1176	1201/601/601	2326/1163/1163
Høyeste 6 [min]-verdi	[A]	1652/826/826	1115/577/577	1336/668/668
Timeverdi	[A]	1176/588/588	980/490/490	1072/534/534
Feltstrøm				
Høyeste 2 [s]-verdi	[pu]	-	2,04/2,04	3,52/3,52
Høyeste 6 [min]-verdi	[pu]	2,5	1,94/1,94	2,27/2,27
Timeverdi	[pu]	2,0	1,80/1,80	1,93/1,93
Temperatur				
Høyeste temperatur i stator	°C	90	77/77	85/85
Høyeste temperatur i rotor	°C	90	83/83	90/90

Tabell 2-3 : Belastning på Alnabru omformer, begge aggregatene. De angitt verdiene gjelder for henholdsvis hele stasjonen, generator 1 og generator 2.

En registrerer at de to aggregatene deler lasten helt likt mellom seg med både strømbegrensere og temperaturbegrensere. Det er ikke observert pendlinger eller oscillasjoner mellom de to aggregatene, verken i feltstrømgrense eller statorstrømgrense.

2.2 Belastning av omformerne i Oslo-området

Tabell 2-4 og tabell 2-5 viser belastningen på omformerne nærmest Oslo midlet over henholdsvis en time og 6 minutter. Alle de roterende aggregatene utenom Kongsvinger er utstyrt med begrensere. I tillegg har alle de statiske aggregatene fra før strømbegrensning. En ser at ingen omformerstasjoner blir overbelastet.

En gjør imidlertid oppmerksom på at selv om Q48 tåler en timesbelastning på 10 MVA, er Asker og Holmlia likevel fullt belastet med 8 MVA. Dette skyldes at spenningen på samleskinnen synker samt at begrensningen som oftest er i feltviklingen som er en dimensjon som synytelsen ikke beskriver med mindre en tar med $\cos \phi$. Dette er diskutert i [1] side 141.

	Tillatt belastning	Strøm- begrensning	Temperatur- begrensning
Asker	10.0	8,08	8,42
Holmlia	10.0	8,21	8,38
Alnabru	20.0	15,36	16,57
Lillestrøm	36.0	21,70	20,86
Smørbekk	30.0	12,56	12,44
Jessheim	28.0	11,84	11,82
Kongsvinger	16.0	3,47	3,46

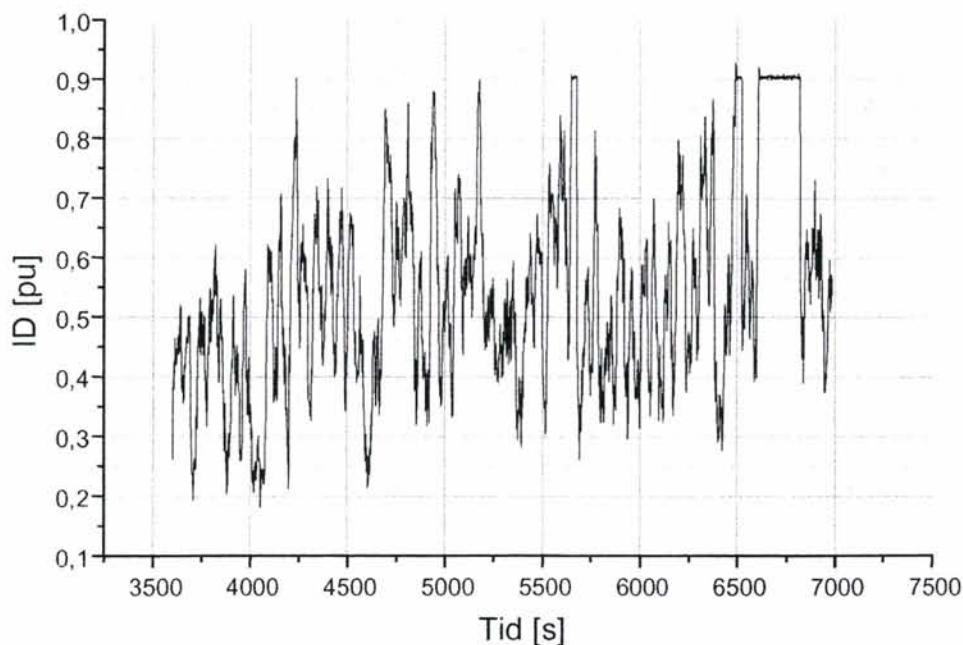
Tabell 2-4: Timebelastning på de nærmeste omformerstasjonene rundt Holmlia. Alle tall i [MVA].

	Tillatt belastning	Strøm-begrensning	Temperatur-begrensning
Asker	10.0	8,46	11,47
Holmlia	10.0	8,57	10,26
Alnabru	20.0	17,22	20,87
Lillestrøm	36.0	25,10	24,30
Smørbekk	30.0	15,55	15,31
Jessheim	28.0	14,27	14,27
Kongsvinger	16.0	4,25	4,27

Tabell 2-5: 6minuttbelastning på de nærmeste omformerstasjonene rundt Holmlia. Alle tall i [MVA].

Fra klokken 15.50 til 15.53 ($T=6600$ s til 6800) er trafikkbelastningen veldig stor hvilket fører til at både Asker, Alnabru, Holmlia, Lillestrøm og Jessheim går i strømgrense (eventuelt henholdsvis temperaturgrense og strømgrense). Det fører til at spenningen senkes i hele Oslo-området slik at den nødvendige effekten til togframføringen hentes utenfra. I simuleringen i [1] med begrensere bare i Holmlia førte begrensningen til økt belastning på Asker, Alnabru og Lillestrøm. Nå må effekten hentes enda lenger ute, det vil si Jessheim, Smørbekk og mer perifert.

For Lillestrøm og Jessheim sin del er det likeretteren som går i strømgrense. Strømmen i mellomledet på Lillestrøm er vist i figur 2-1. 0.903 pu tilsvarende den innstilte strømgrensen på Lillestrøm på 12,9 kA. Flere størrelser er vist grafisk i vedlegg 3. At likeretteren går i strømgrense med den belastningssituasjonen som er simulert her er forholdsvis alvorlig og en finner det ikke usannsynlig. Ved $\cos \phi$ opp mot 1.0 slik som her er det mellomledet som er begrensende for hva en kan ta ut av en statisk omformer. Ved lavere $\cos \phi$ kan vekselretteren produsere reaktiv effekt og øke tilsynelatende belastning uten at dette påvirker likeretteren.

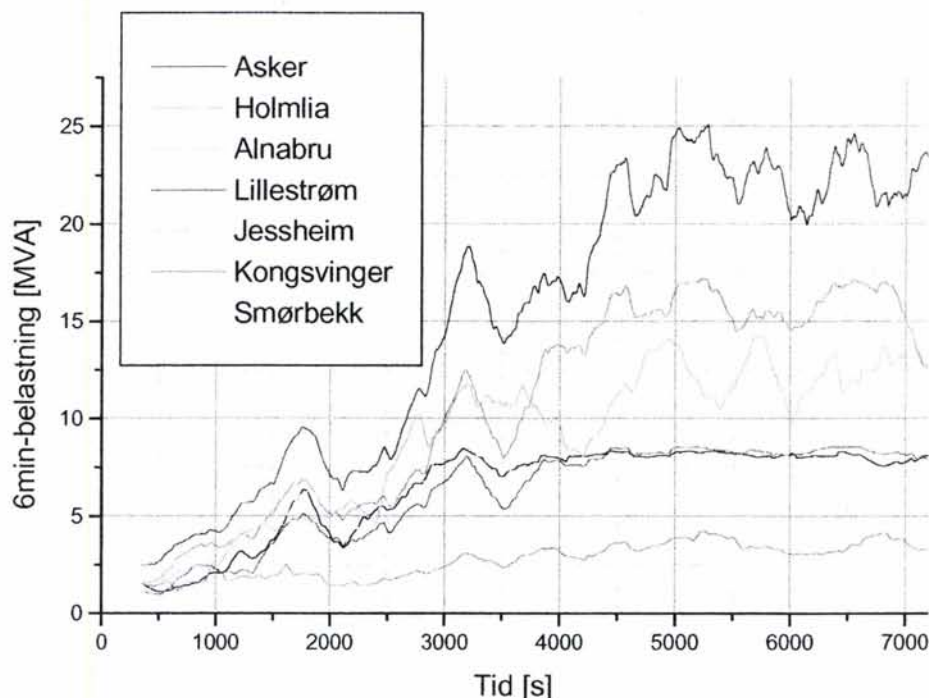


Figur 2-1: Strøm i mellomledet på Lillestrøm hvor likeretteren går i strømgrense i 3 minutter. Strømmen er oppgitt i per unit.

Figur 2-2 viser 6 minuttbelastningen på omformerne nærmest Oslo når Asker, Holmlia og Alnabru er simulert med strømbegrensere. Figuren viser også timen før trafikkbelastningen er oppe på riktig nivå (0-3600). En ser at både Asker og Holmlia er jevnt belastet hele timen fra klokken 15.05 til 16.00. Det skyldes at strømbegrensere reduserer spenningen med en gang belastningen blir for stor. Alnabru er i strømgrense enkelte ganger. Når aggregatene ligger i

feltstrømgrense bedres $\cos \phi$ og en beveger seg mer og mer til høyre i generatoren driftsdiagram. Rundt klokken 15.50 går generatorene i strømgrense i stator.

Tilsvarende viser simuleringen med temperaturbegrensere at Asker og Holmlia ligger i konstant temperaturgrense i rotor helt fra klokken 15.05. Under den største belastningen rundt klokken 15.50 er temperaturen i statorviklingen også på grensen. Alnabru går i temperaturgrense i rotor rundt klokken 15.25, men belastningen synker slik at temperaturen også reduseres. Etter 15.40 ligger Alnabru i temperaturgrense igjen.



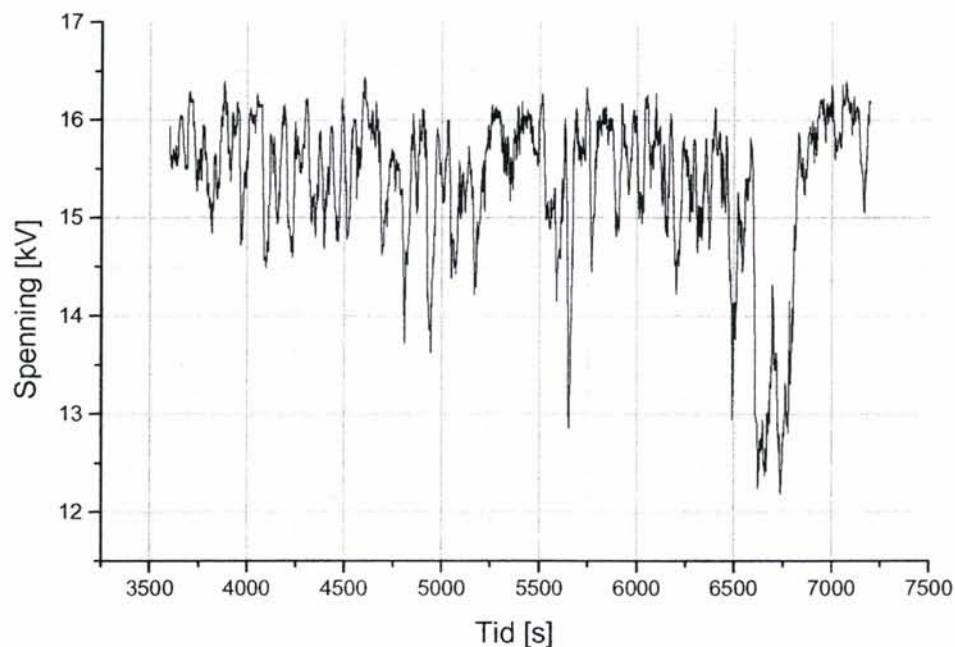
Figur 2-2: 6minuttbelastning på omformerne i Oslo-området ved simulering med strømbegrensere. Tid = 3600 tilsvarer klokken 15.00.

2.3 Spenning ut fra omformerne

Tabell 2-6 viser laveste spenning på omformernes samleskinner og på Oslo S i de to simuleringene. Simuleringen med strømbegrensere gir generelt litt lavere spenning enn simuleringen med temperaturbegrensere. For alle omformerne utenom Kongsvinger er den laveste spenningen registrert når hele Oslo-området går i strømgrense, alternativt temperaturgrense. Figur 2-3 viser spenningen på Oslo S for den simulerte timen med strømbegrensere. På figuren ser en hvordan den kollektive begrensningen fører til at spenningen synker til rundt og under 13,0 kV ved fra T=6600 til 6800 (rundt klokken 15.50).

Sted	Strøm-begrensning	Temperatur-begrensning
Asker	11,5	11,8
Holmlia	12,4	12,6
Alnabru	13,1	13,3
Lillestrøm	13,1	13,2
Smørbekk	16,4	16,5
Jessheim	13,3	13,3
Kongsvinger	15,9	15,9
Oslo S (OSS-1-16)	12,2	12,4

Tabell 2-6: Spenning ved omformerne og på Oslo S.



Figur 2-3: Spenning på Oslo S i under simulering med strømbegrensere.

2.4 Togenes spenning

Tabell 2-7 viser en liste over de togene som opplever spenning under 12,0 kV i en av simuleringene. Dersom det i tabellen ikke er angitt noen spenningsverdi, er laveste spenning for respektive tog over 12,0 kV. Som for laveste spenning på stasjonene er også laveste spenning på togene generelt lavere med strømbegrensere enn med temperaturbegrensere.

Tog	Strøm- begrensning	Temperatur- begrensning	Tog	Strøm- begrensning	Temperatur- begrensning
LHVF12_1	10,8	10,9	OSHO45_2	11,5	11,7
LHVF12_2	10,9	11,0	HOOS55_3	11,0	11,0
LHVF51_1	10,3	10,4	FLY02_2	11,2	11,4
VFLH13_3	11,2	11,3	FLY06_1	11,9	
VFLH46_3	10,8	10,9	FLY11_1	11,5	11,7
ASLI05_3	11,7	11,9	EIDKB1_0	11,4	11,5
ASLI20_3	11,5	11,7	EIDKB1_1	11,0	11,1
LIAS24_2	11,7		EIDKB2_0	11,4	11,4
MOSP15_2	11,2	11,3	EIDKB2_1	11,5	11,6
MOSP45_2	11,6	11,8	KBEID1_2	11,2	11,3
SPMO23_3	11,5	11,7	OSKB1_0	11,6	11,6
GJOS58_3	11,9	11,9	OSKB1_1	11,0	11,1
OSHO45_1		11,9	SKISA2_1	11,7	

Tabell 2-7: Oversikt over laveste spenning for tog med lavere spenning enn 12,0 kV. Alle tall i kV.

Lavere spenning enn 11,0 kV tillates ikke av normene, verken IEC eller prEN. Oppsummeringen i tabell 2-8 viser at det gjelder 4 av de 103 togene som er i trafikk i simuleringen med strømbegrensere. Tilsvarende bare 2 i simuleringen med temperaturbegrensere.

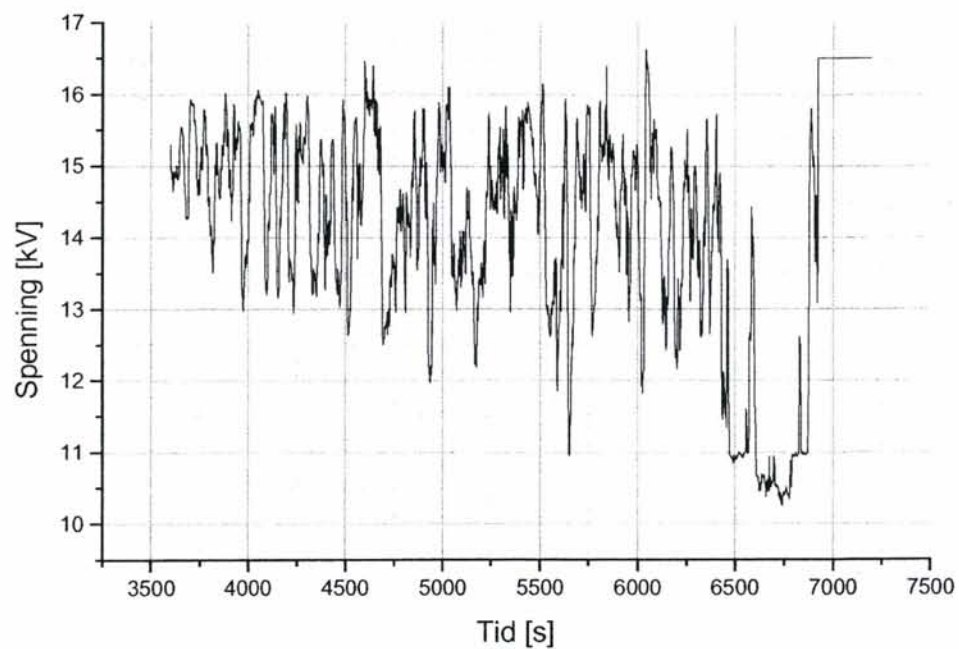
IEC tillater lavere spenning enn 12,0 kV i 10 minutter, mens prEN bare tillater dette kortvarig under unormale driftsforhold. Utfall av 2 aggrageter på 10 MVA i Oslo-området bør kunne betegnes som en unormal driftssituasjon.

Nesten halvparten av alle togene opplever sin laveste spenning når hele Oslo-området går i begrensning rundt klokken 15.50. Det er ikke tatt hensyn til om toget er i trafikk på det tidspunktet eller står i ro på en stasjon.

Tog	Strøm- begrensning	Temperatur- begrensning
Antall tog totalt i simuleringen	103	103
Antall tog med spenning mindre enn 12 kV	25	23
Antall tog med spenning mindre enn 11 kV	4	2
Antall tog med laveste spenning i perioden med hele Oslo i begrensning	48	42

Tabell 2-8: Statistikk over tog med lav spenning.

Figur 2-4 viser spenningen som Intercitytoget LHVF51_1 opplever på vei fra Lillehammer til Oslo S. Ankomst Oslo S rett før T=7000 (15.56). Dette er det toget som opplever den laveste spenningen på 10,3 kV. Den lengste perioden som spenningen er under 12,0 kV er mindre enn 10 minutter, men rundt halvdel av denne tiden er spenningen også under 11,0 kV.



Figur 2-4: Plot av spenningen som toget LHVF51_1 opplever når omformerne er utstyrt med strømbegrensere. Toget kommer fra Lillehammer og ender på Oslo S.

konklusjon

Simuleringene er installert ytelse i Asker 2 x 10 MVA. En regner med utfall av et eller omformer og et i Holmlia i henhold til verste tenkelige tilfelle. Det er installert flere henholdsvis temperaturbegrensere i Asker, Holmlia og Alnabru for å hindre overoppheting.

Resultatene viser at både strømbegrensere og temperaturbegrensere er i stand til å beskytte de omformeraggregatene mot langvarig overbelastning (6 minutter og en time). Temperaturen i rotor det gjenværende aggregatet i Holmlia opp i 91 °C med strømbegrensere. Det er antatt at dette skyldes et stasjonært avvik i den rene P-regulatoren som forårsaker lav forsterkning. I simuleringen har parametrene for alle omformeraggregatene vært de samme. Det er mulig at en burde hatt en individuell tilpasning av disse parametrene for hver enkelt omformerstasjon som følge av forskjellig lokal belastning og nettets stivhet. En overskridelse av strømbegrensningen i rotor på 1°C i et så sjelden belastningstilfelle som dette antas å være, vil ikke ha noe å si for generatoren.

Strømbegrensningen i Asker og Holmlia klarte ikke å hindre at 2 sekundsverdien til strømmen oversteg den innstilte verdien på generatorvernet. I praksis ville det ført til at generatorvernet hadde løst og kople ut aggregatene. Det er ikke gjort i simuleringen. I praksis vil overveiende sannsynlig kunne forvente kaskadering. Det er imidlertid viktig å merke seg at 2 sekundsverdiene er veldig usikre og lett kan påvirkes av togenes oppførsel. De bør simulerte verdiene bør derfor ikke tillegges for stor vekt.

De høye strømtoppene kommer imidlertid helt i begynnelsen av den studerte timen. Temperaturen i maskinene klokken 15 gjenspeiler ikke den temperaturen som en reelt ville hatt siden belastningen mellom klokken 14 og 15 ikke er riktig. Den timen brukes for å starte tog for å få rett belastning etter klokken 15. Med andre ord ville temperaturen vært høyere i virkeligheten og sannsynligheten for at temperaturbegrensningen hadde klart å redusere strømtoppene ville vært større.

Likevel illustrerer simuleringen svakheten til temperaturbegrensningen. Når temperaturen i generatoren er under den satte grensen er ikke begrensningen i stand til å hindre generatorvernet i å kople ut på høye kortvarige strømtopper siden utløsetiden er større enn den tiden det tar for å varme opp generatoren.

Den gitte driftsituasjonen og trafikkbelastningen gir ikke temperaturbegrensningen på Asker og Holmlia muligheten for å vise egenskapene den har med utnyttelse av termisk reserve. Det skyldes at belastningen er så høy så lenge at generatoren hele tiden ligger i temperaturbegrensning. Tiden det tar å bruke opp den termiske reserven er mye mindre enn den tiden den høye belastningen varer. På Alnabru har en imidlertid en mer varierende last der generatoren har mulighet til å bygge opp en reserve mellom strømtoppene.

En løsning for å ikke bruke opp den termiske reserven så fort er å bruke en kombinasjon av strømbegrensere og temperaturbegrensere. Strømgrensere bør settes over merkelast, for eksempel rundt dobbel grunnlast. På den måten hindrer en at reserven brukes opp på kortvarig veldig høy last, men heller på mer langvarig liten overlast. Dette er generelt beskrevet og diskutert i [6].

De lave spenningene på omformernes samleskinner og spenningen som toget opplever er imidlertid alvorlig. I de to simuleringene var det henholdsvis 6 og 2 av 103 tog som opplevde spenning lavere enn 11 kV. Spenning under 11 kV vil føre til at togets høyspentbryter løser ut. Ingen av simuleringene resulterte i spenninger som tilfredstiller kravene i IEC 60850 og prEN 50163.

Hovedforskjellen mellom de simuleringen som er gjort her og simuleringene som ble gjort i [1] er at Asker har fått redusert installert ytelse fra $2 \times 10 + 5,8$ MVA til 2×10 MVA. For å ikke overbelaste det gjenværende aggregatet, må rundt 6 MVA overtas av omformerne i nærheten. Det er mer sannsynlig at de kan klare, hvilket fører til at både Alnabru, Lillestrøm og Jessheim når sin maksimale tillatte belastning og går i strømgrense. For å trekke inn effekt fra de mer perifere områdene rundt Oslo sentrum er det nødvendig med en kollektiv spenningsenkning som igjen fører til veldig lav spenning.

Med andre ord ser det ut som om den installerte ytelsen på bare 2×10 MVA i Asker er for liten og fører til vesentlig forverrede spenningsforhold i forhold til simuleringene i [1] hvor den installerte ytelsen er på $2 \times 10 + 5,8$ MVA. Simuleringene i [1] viste at endringen i laveste spenning for de togene som passerer Holmlia i perioden i gjennomsnitt er på mindre enn 400 V og maksimalt 1,0 kV, samtidig som timeverdien av belastningen på Asker bare øker med 1 MVA. Dette til tross for at begrensningen førte til at belastningen av det gjenværende aggregatet i Holmlia ble redusert fra 10 til rundt 9 MVA. Det vil derfor være overveiende sannsynlig at installasjon av begrensere også i Asker og Alnabru vil beskytte de gjenværende aggregatene i Asker uten at spenningsforholdene forringes nevneverdig når Asker har en installert ytelse på $2 \times 10 + 5,8$ MVA.

Alternativt kan ytelsen økes til 3×10 MVA. Med bakgrunn i simuleringene i [1] er det da sannsynlig at behovet for begrensere i Asker og Alnabru reduseres siden det ser ut som om en har et effektoverskudd. Begrensere i Holmlia antas likevel å være nødvendig. 3×10 MVA i Asker vil imidlertid føre til at en må bytte trefasetransformator i hall 3, samt at en legger beslag på et aggregat på 10 MVA til bruk i denne helt ekstraordinære situasjonen. [INSKI]

Det er ikke undersøkt om det er nødvendig med begrensere i Alnabru dersom et aggregat skulle falle ut der i stedet for et av dem i Asker eller Holmlia.

3.2 Konklusjon

Det er foretatt to simuleringer med antatt trafikkbelastning for 2005 med utfall av et 10 MVA aggregat i Asker og et 10 MVA aggregat i Holmlia. Asker har en installert ytelse på 2×10 MVA. Både Asker, Holmlia og Alnabru har installert henholdsvis strømbegrensere og temperaturbegrensere.

Simuleringen viser at spenningen ikke tilfredsstillende gitt i verken IEC 60850 og prEN 50163 i avvikssituasjoner. De lave spenningene skyldes at alle omformerne nær Oslo (Asker, Holmlia, Alnabru, Lillestrøm og Jessheim) går i strømgrense og foretar en kollektiv spenningsenkning for å trekke inn effekt fra de mer perifere omformerstasjonene.

Med andre ord er en installert ytelse på 2×10 MVA i Asker ikke tilstrekkelig for å tilfredsstillende de krav som stilles selv med installerte begrensere i Asker, Holmlia og Alnabru. Det er sannsynlig at en installert ytelse i Asker på $2 \times 10 + 5,8$ MVA vil gi bedre forhold, men dette bør imidlertid simuleres.

3.3 Videre arbeid

Det bør utføres simuleringer med installert ytelse på $2 \times 10 + 5,8$ MVA i Asker med samme utfallssituasjon som her og med installerte begrensere i Asker, Holmlia og Alnabru slik som [1] anbefaler. For å få til dette må det en tilpasse begrensersmodellene til Q38 med en ytelse på 5,8 MVA.

Alternativt bør en gjøre en simulering med installert ytelse på 3×10 MVA i Asker, men installerte begrensere bare i Holmlia.

4. Referansedokumenter

- [1] S. Danielsen, *Spenningsregulator med statorstrøm- og feltstrømbegrensning for jernbanens roterende omformere*. Hovedoppgave NTNU 2002.
- [2] BanePartner på oppdrag fra BaneEnergi, *Utnyttelse av omformerkapasiteten i Oslo-området – Rapport nr 1: Verifisering av modeller for strøm- og temperaturbegrensere*. 2002
- [3] BanePartner på oppdrag fra BaneEnergi og JBV Region Øst, *Simulering av banestrømsforsyningen i Oslo-området*. 2000
- [4] IEC 60850, *Railway applications – Supply voltages of traction systems*.
- [5] Draft prEN 50163:1996, *Railway applications – Supply voltages of traction systems*. December 2001.
- [6] S. Johansson, *Long-term Voltage Stability in Power System – Alleviating the Impact of Generator Current Limiters*. Dr Ing rapport Chalmers Tekniska Högskola, Technical Report No. 335 1998.

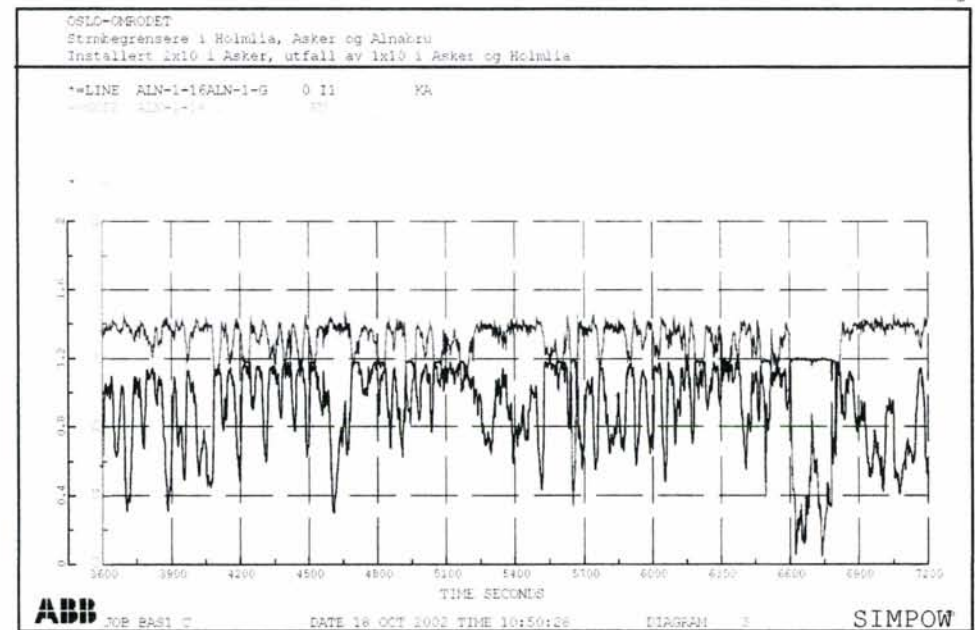
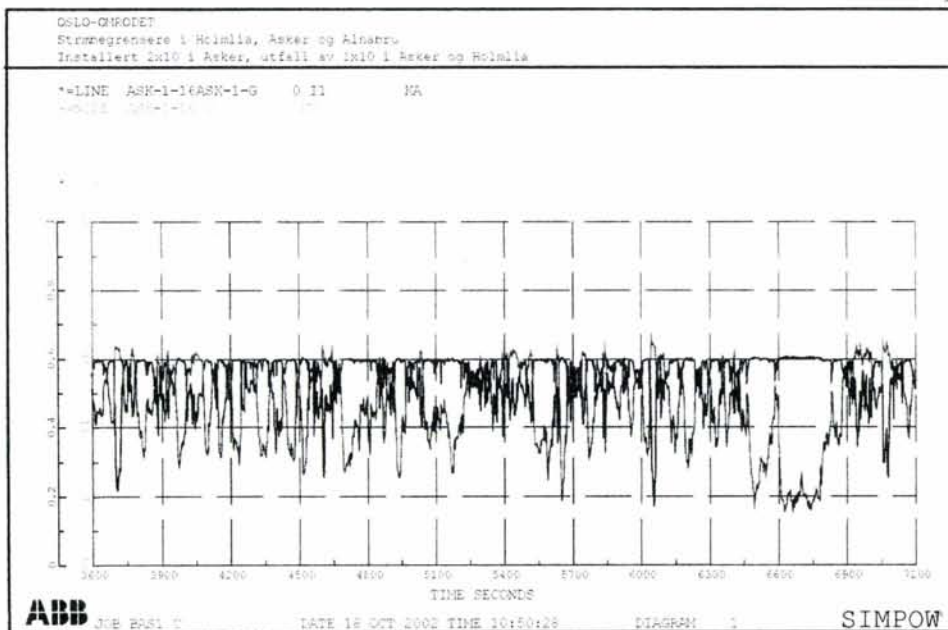
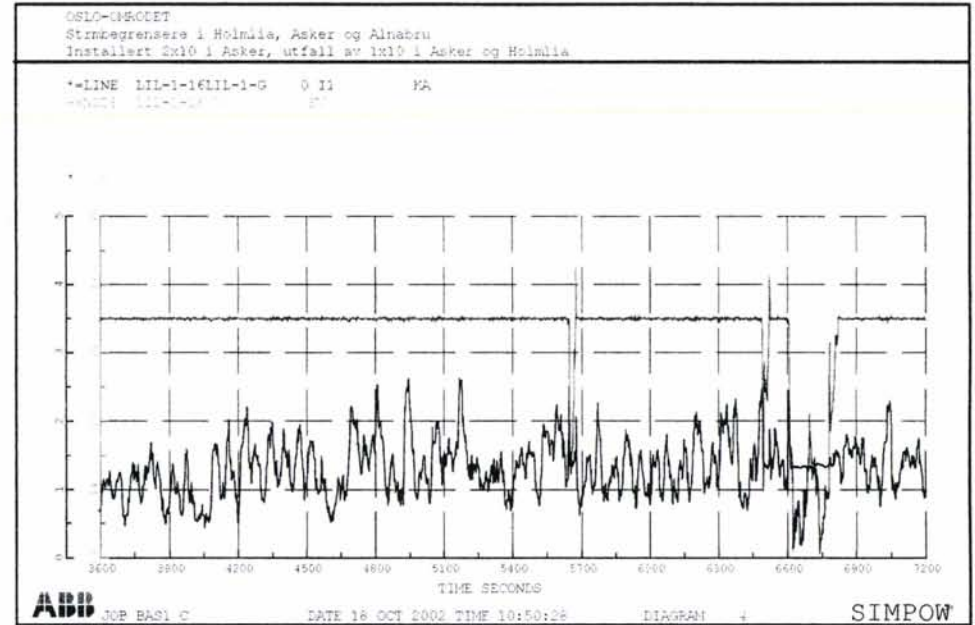
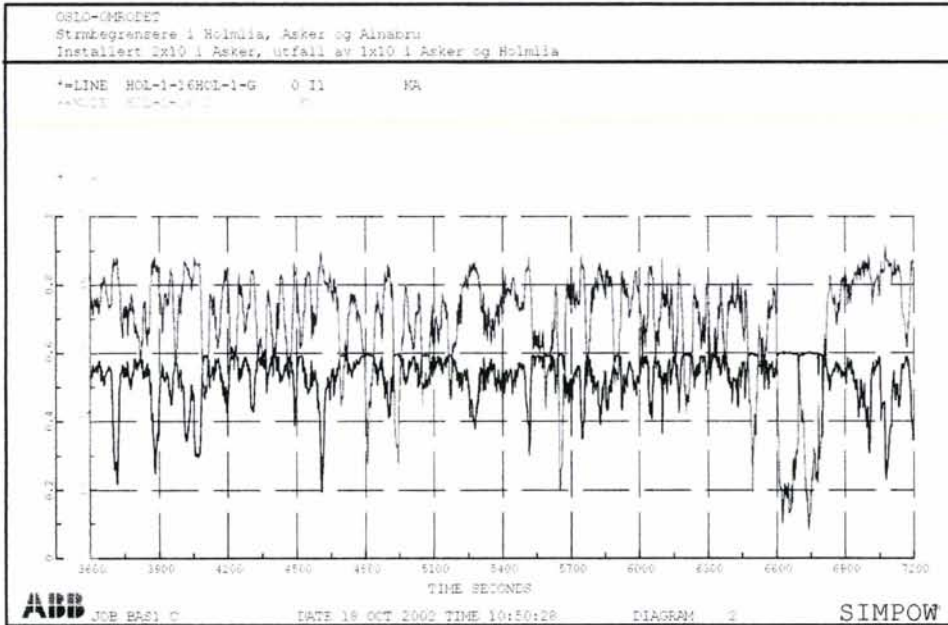
5. Vedlegg

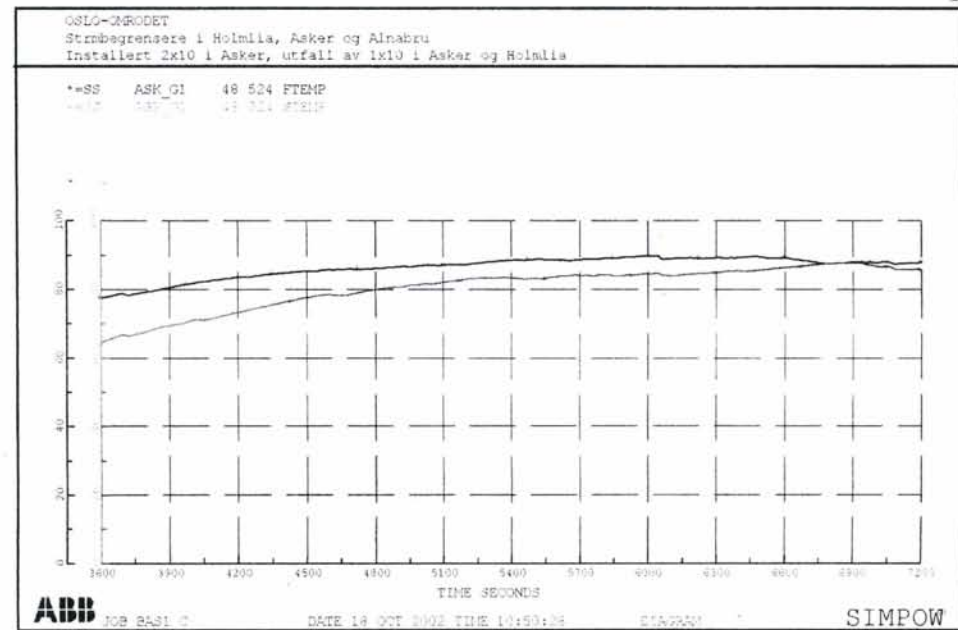
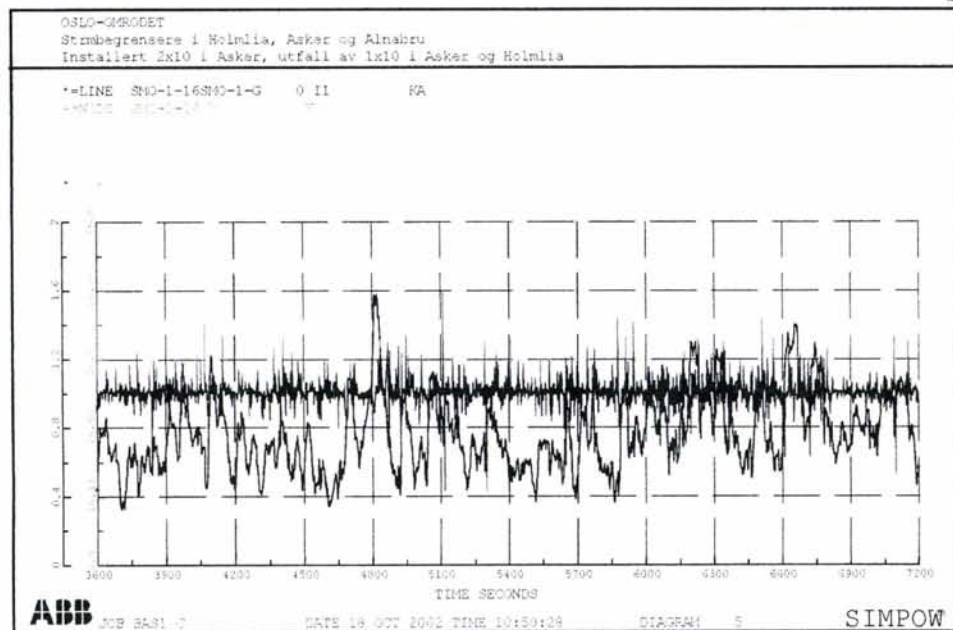
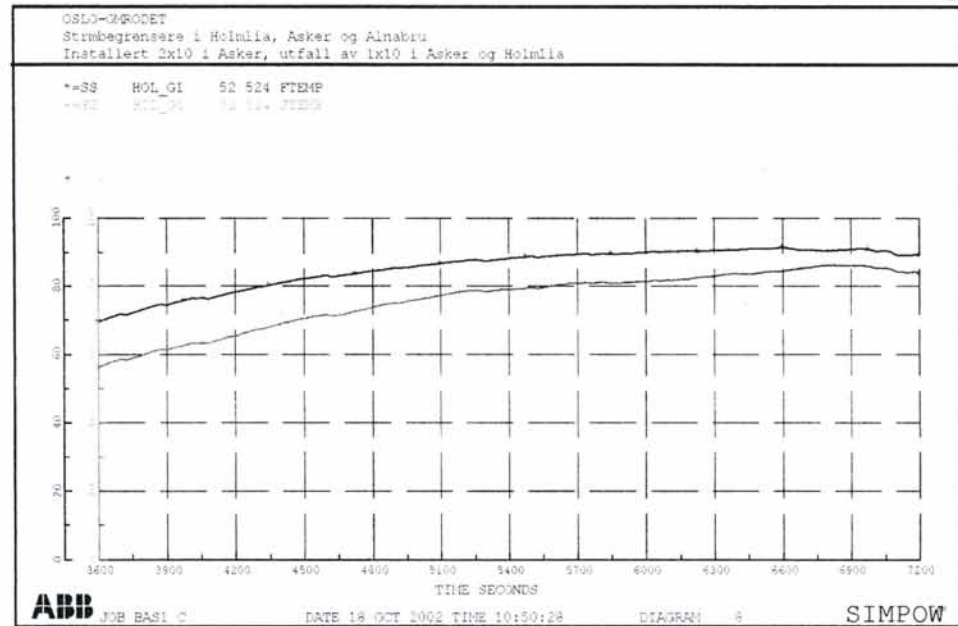
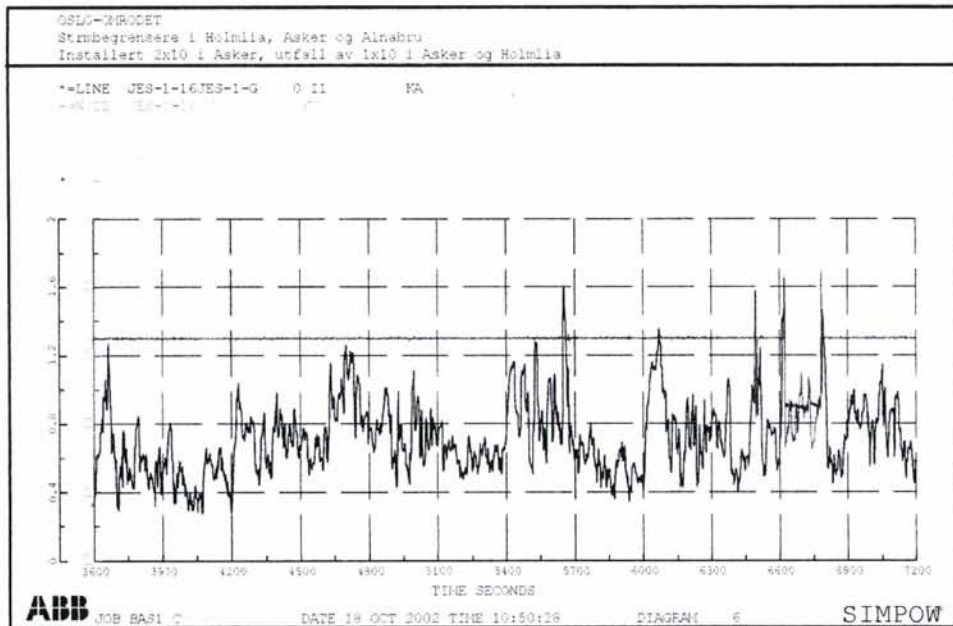
Vedlegg 1. Strømmer og spenninger for omformerne i simuleringen med strømbegrensere.

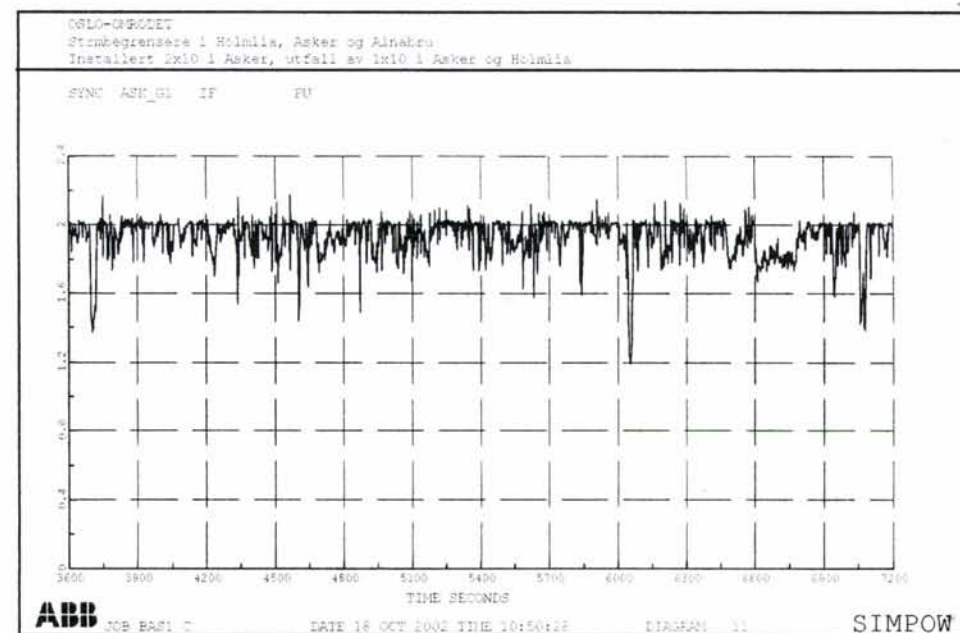
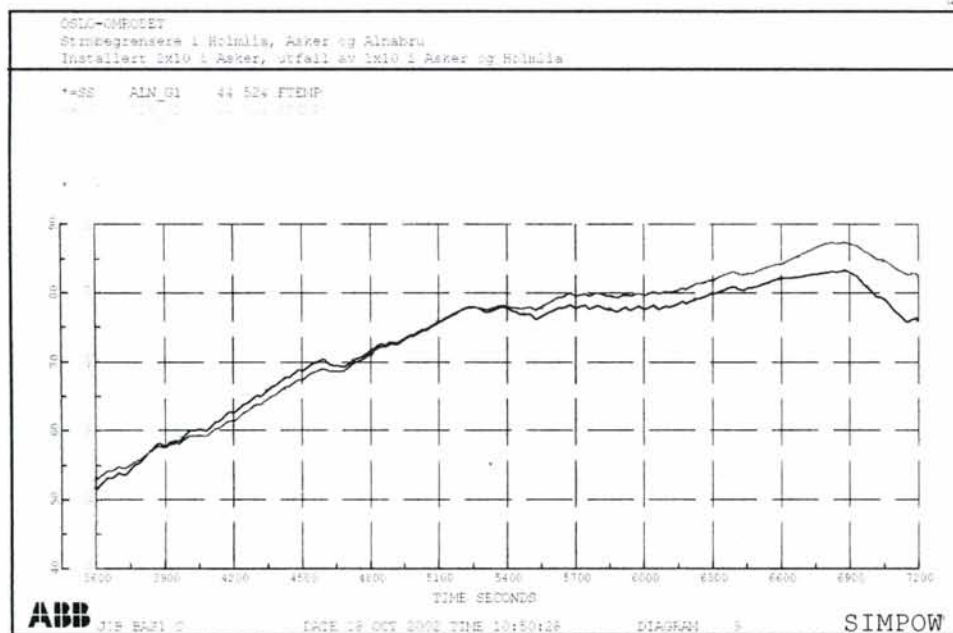
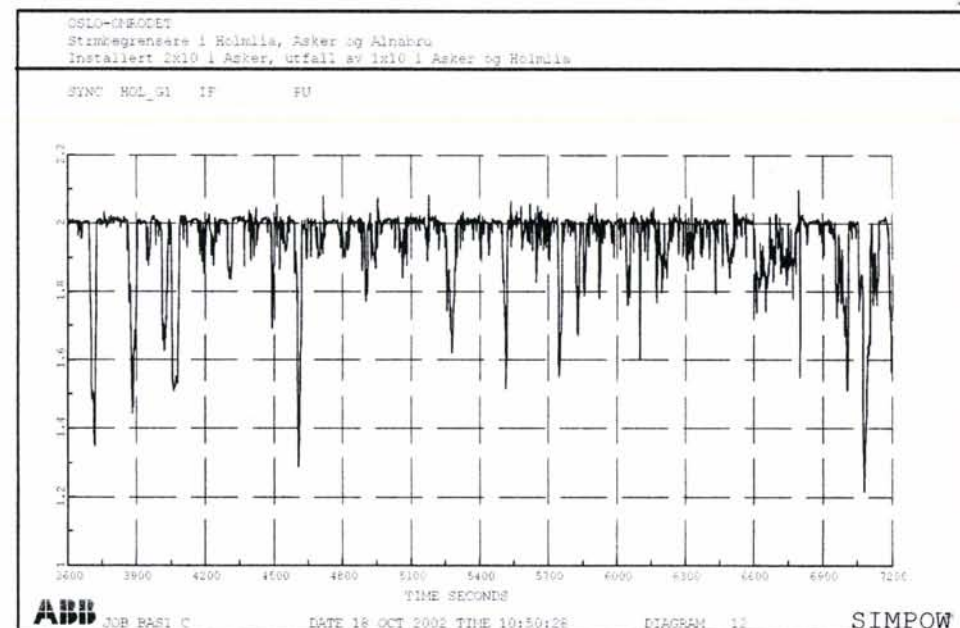
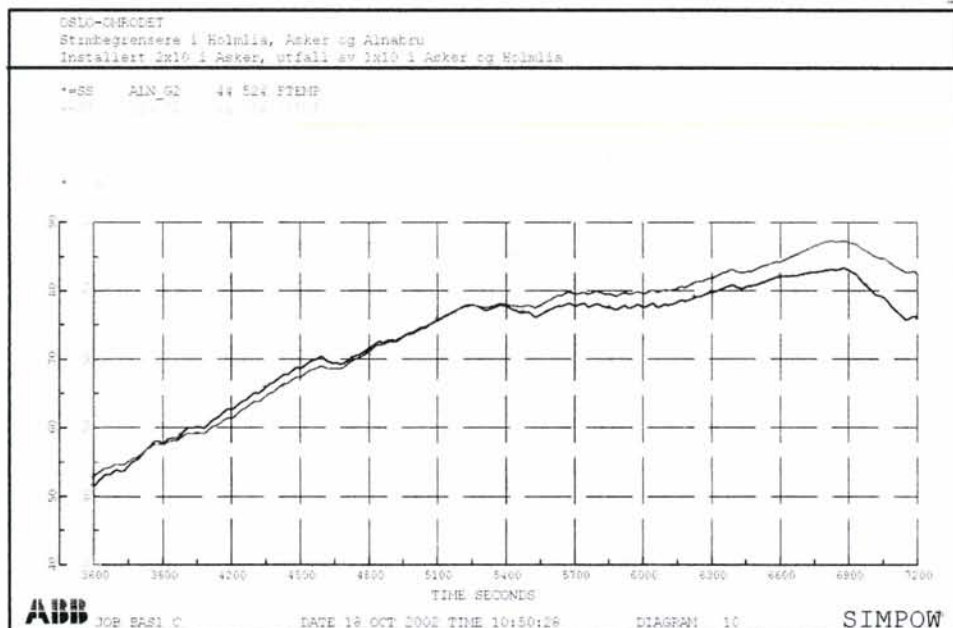
Vedlegg 2. Strømmer og spenninger for omformerne i simuleringen med temperaturbegrensere.

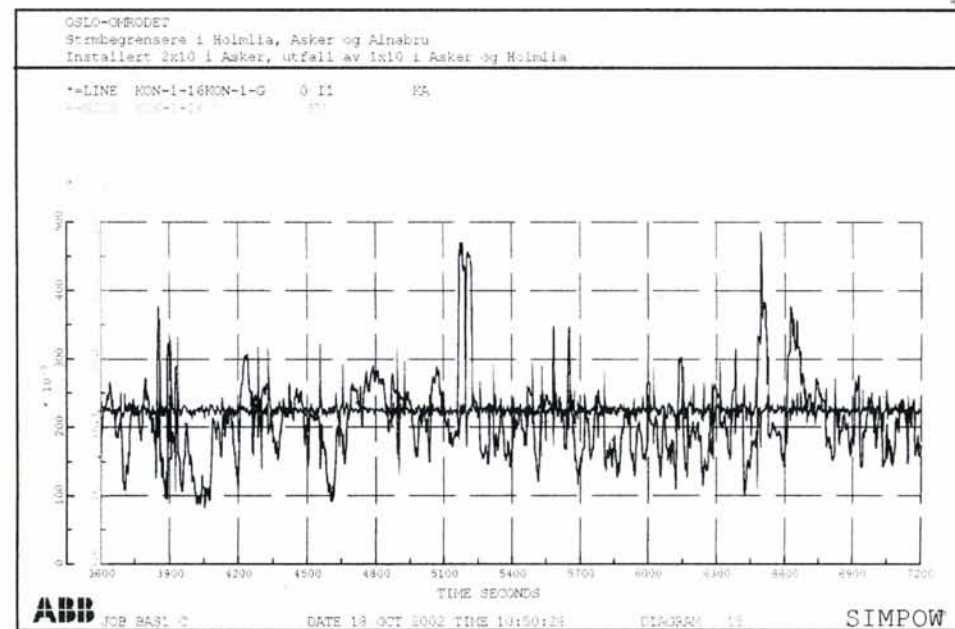
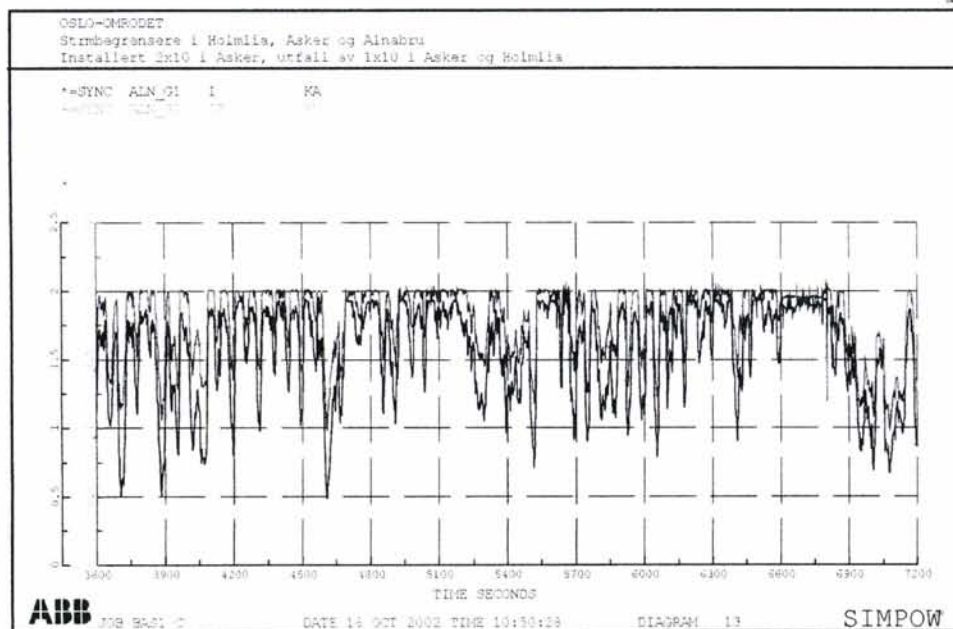
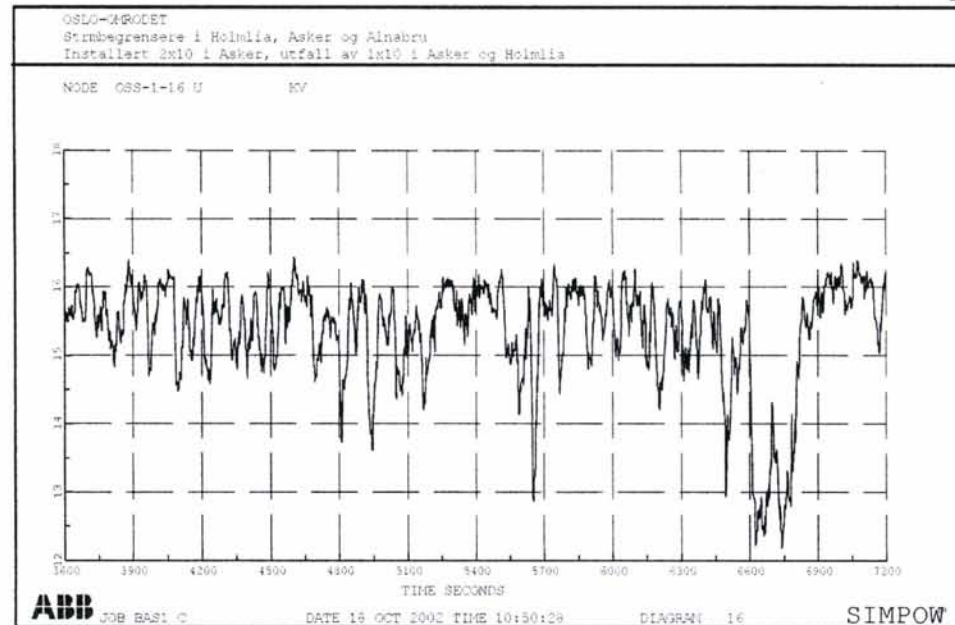
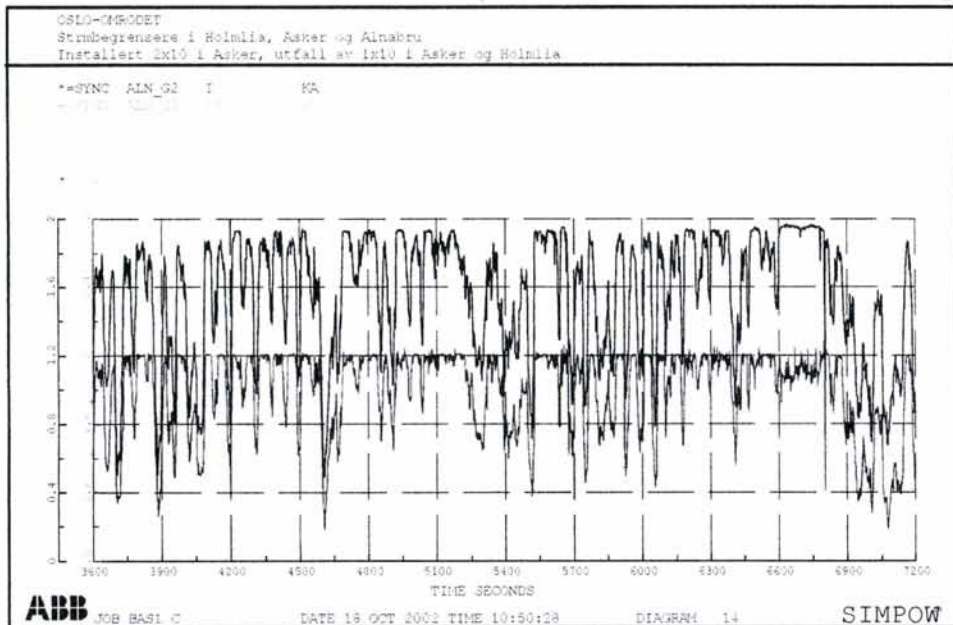
Vedlegg 3. Strømmer og spenninger for mellomledet på Lillestrøm.

Vedlegg 1.
Strømmer og spenninger for omformerne i simuleringen med
strømbegrensere

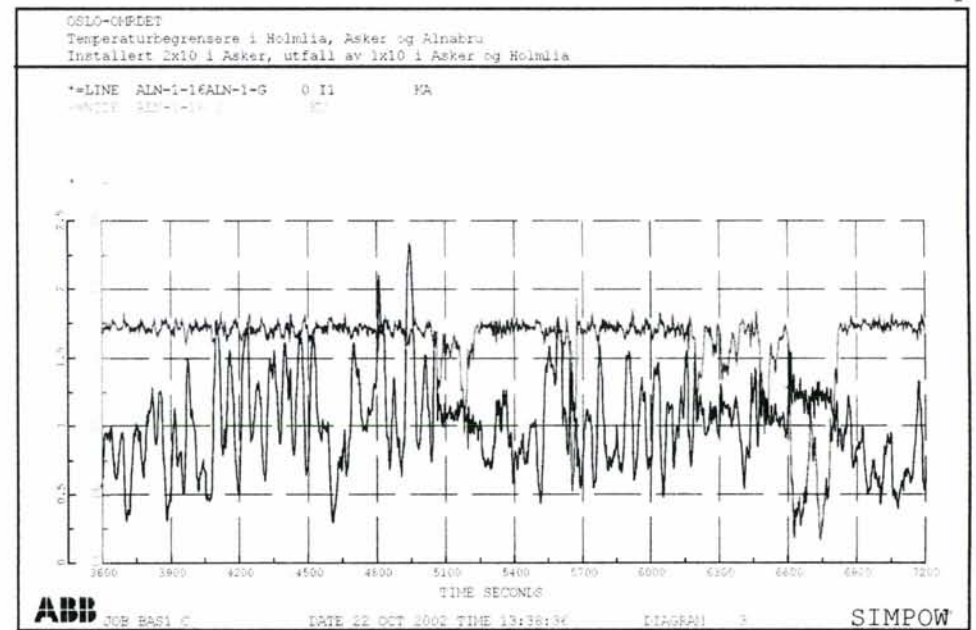
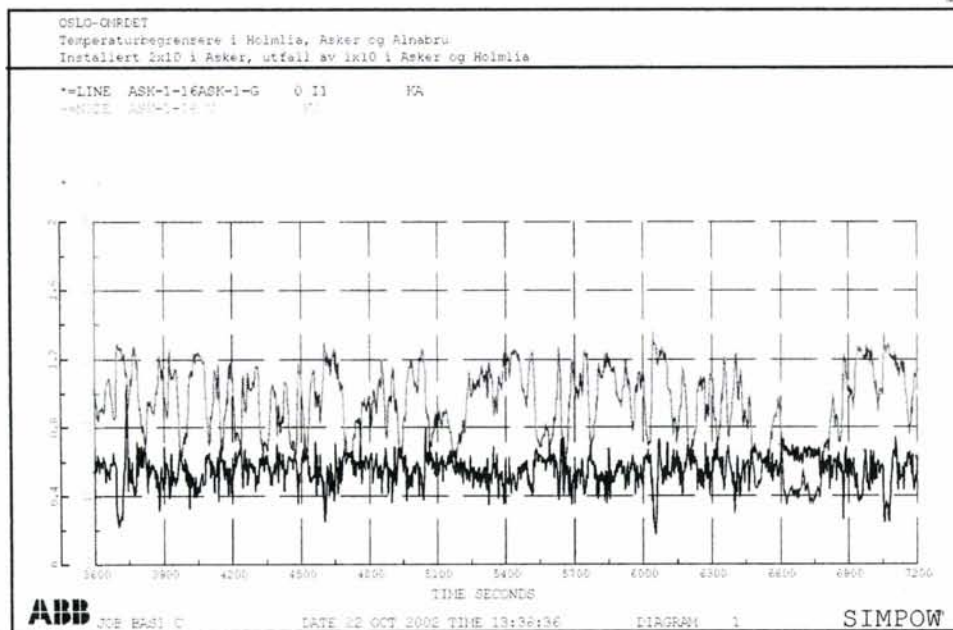
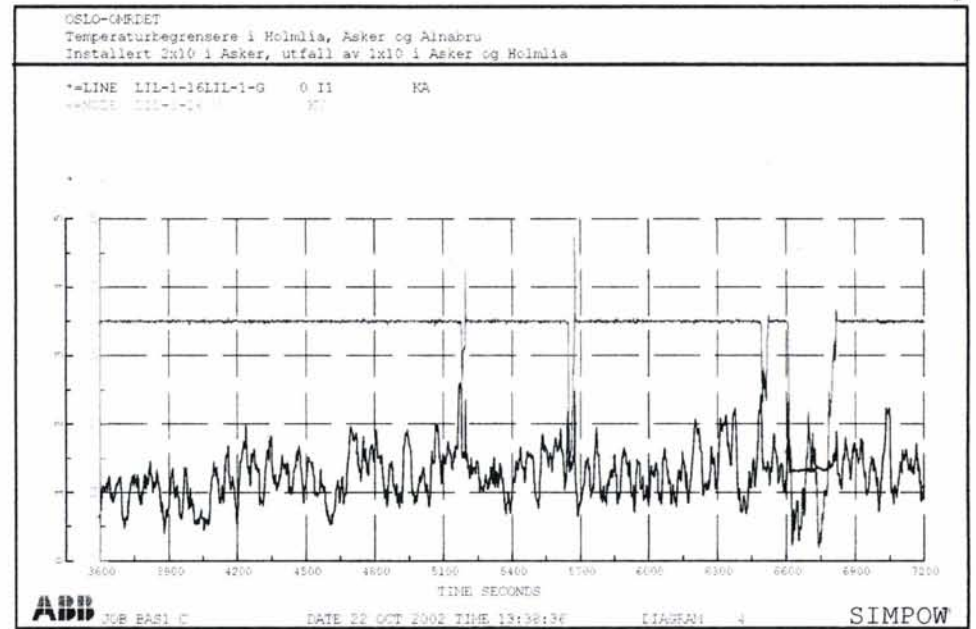
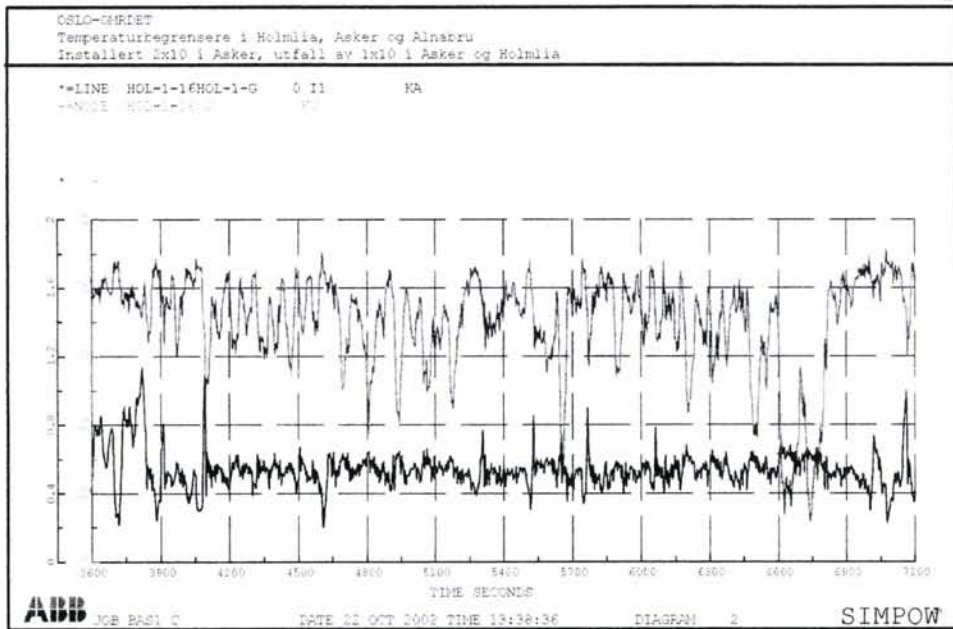


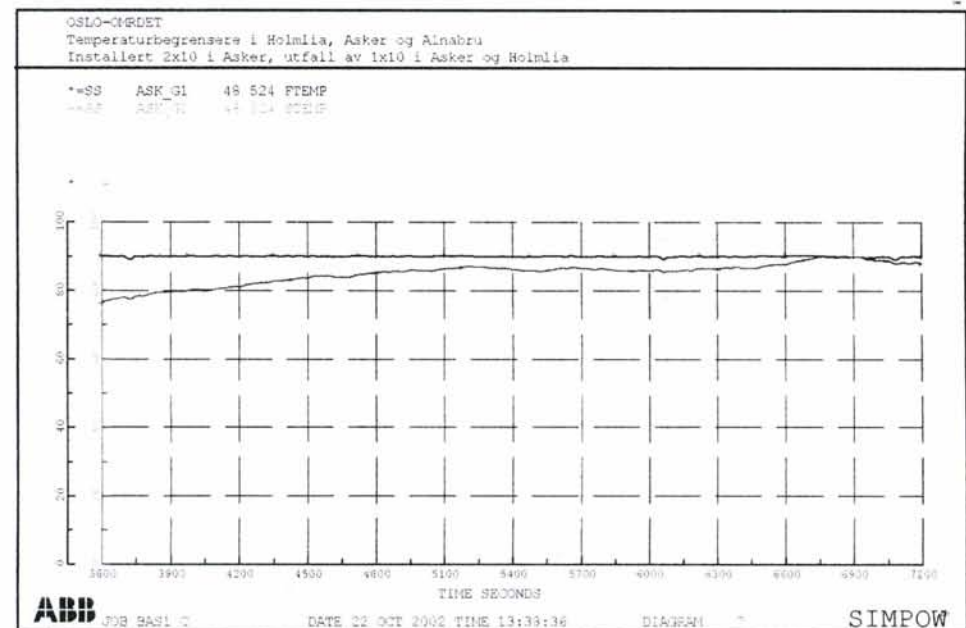
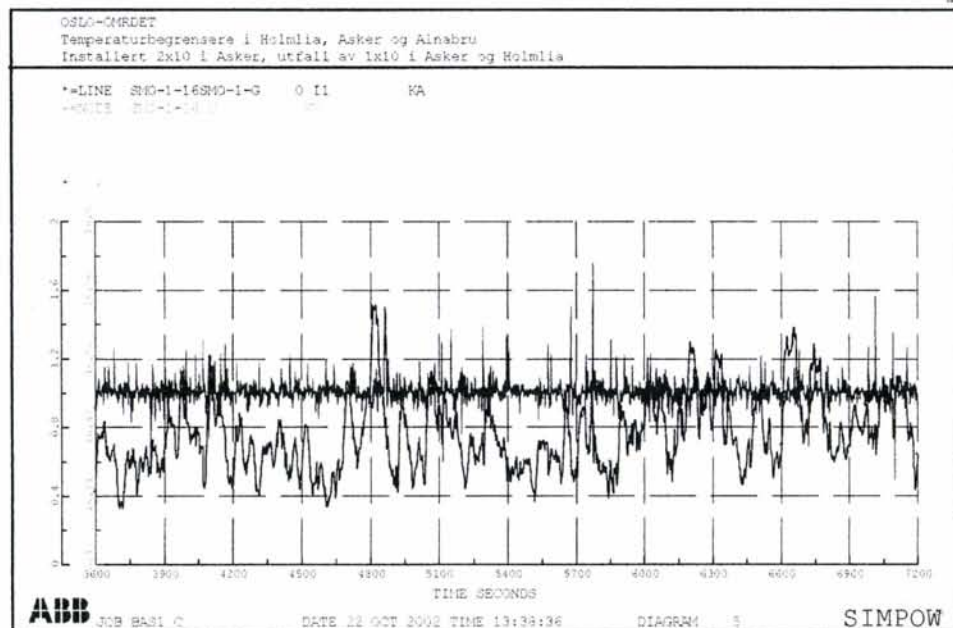
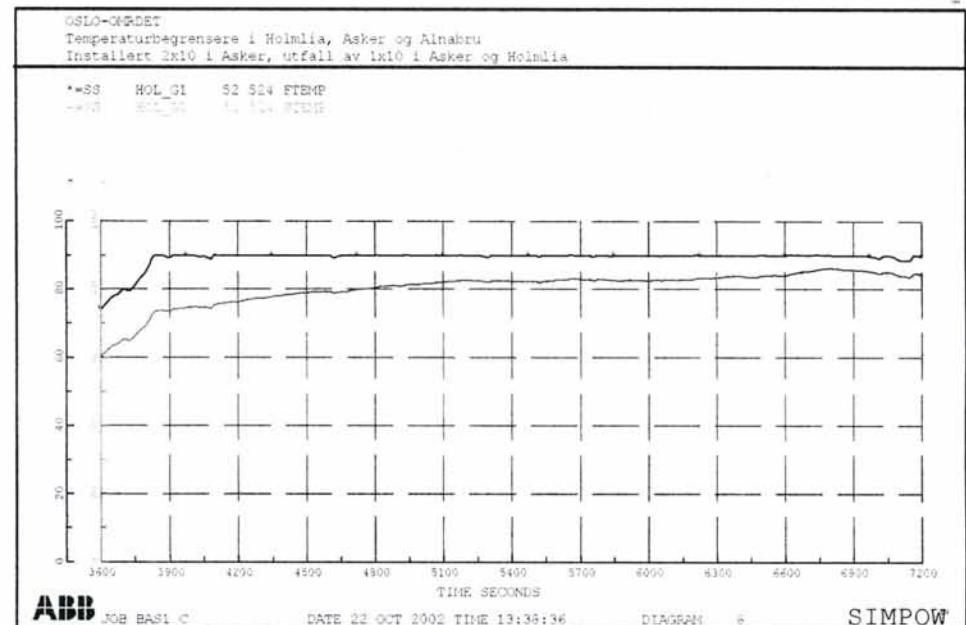
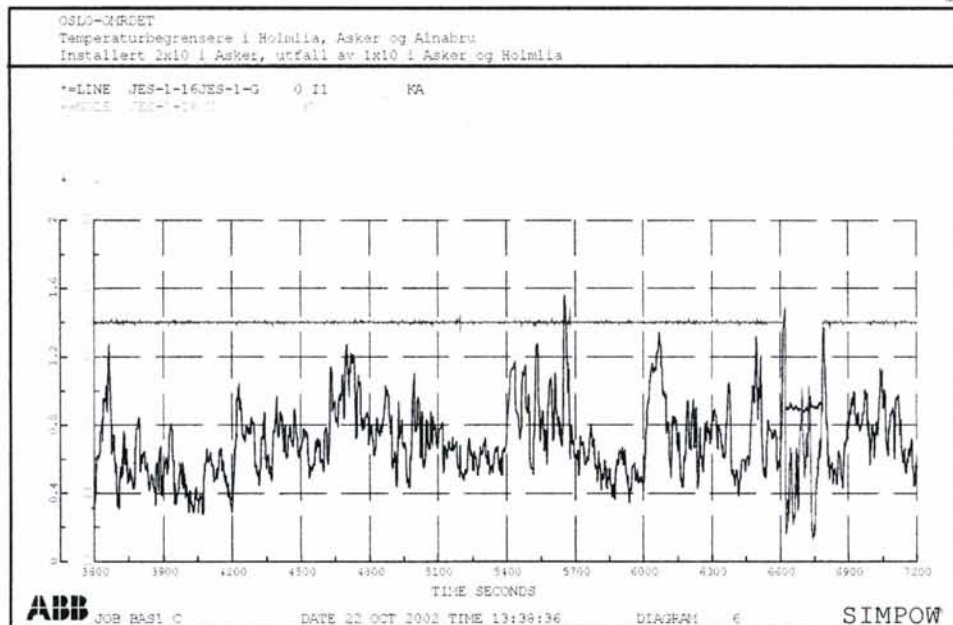


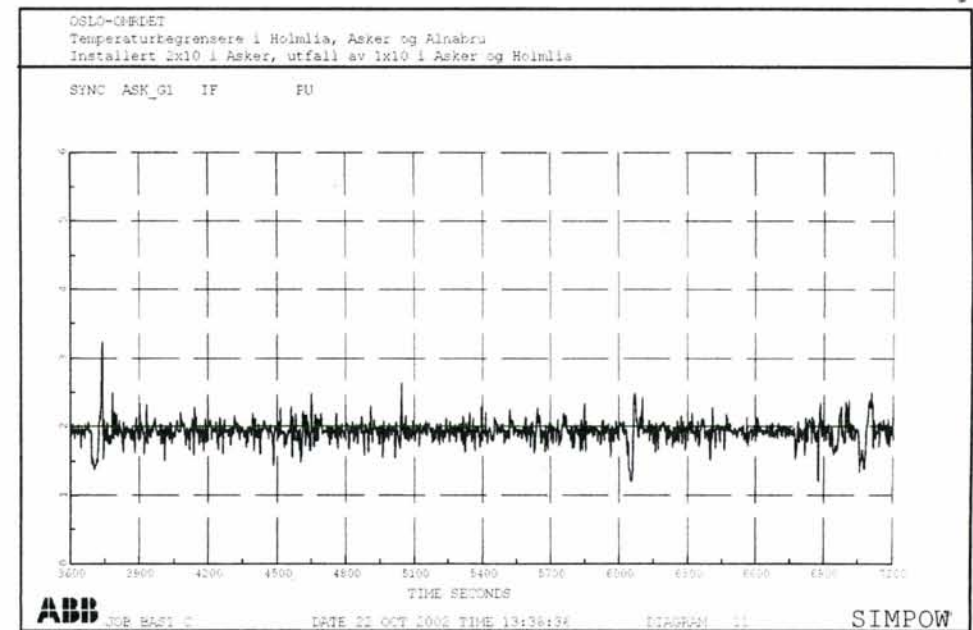
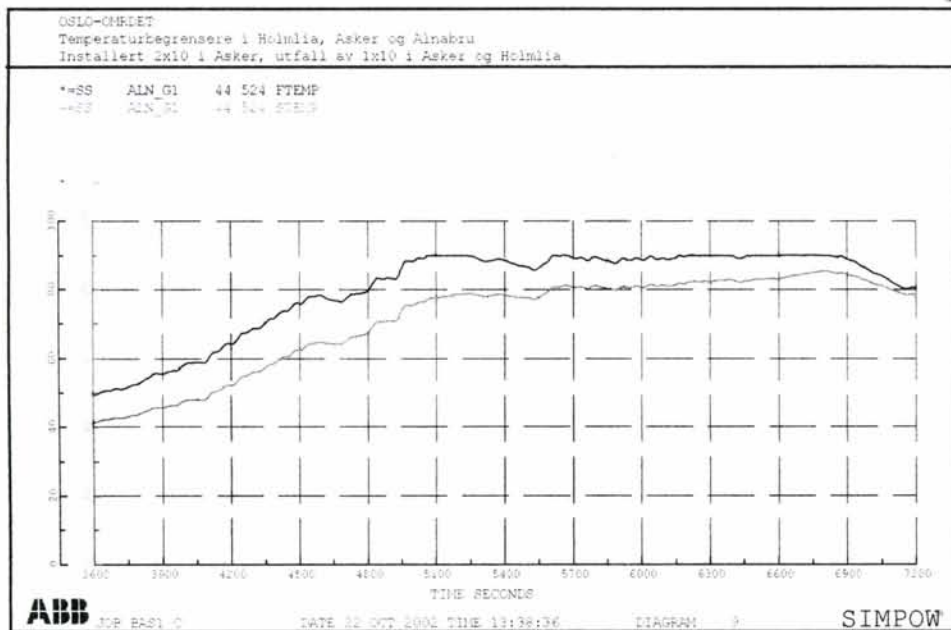
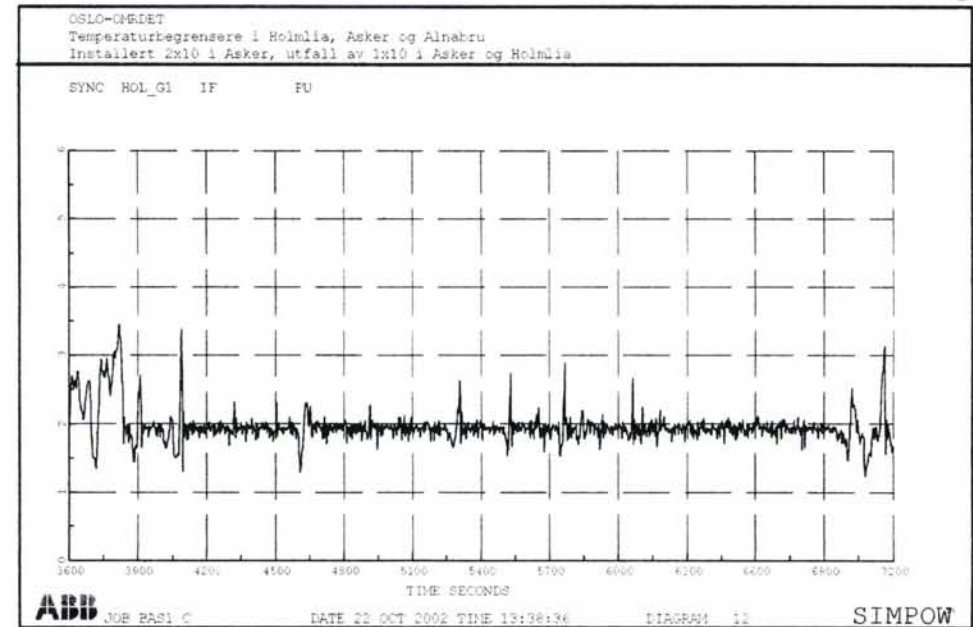
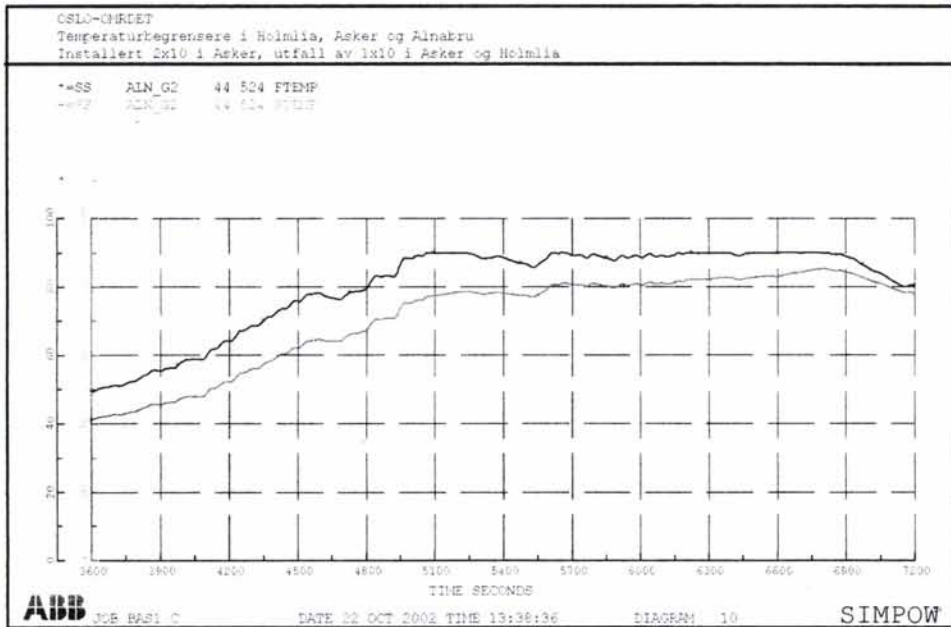


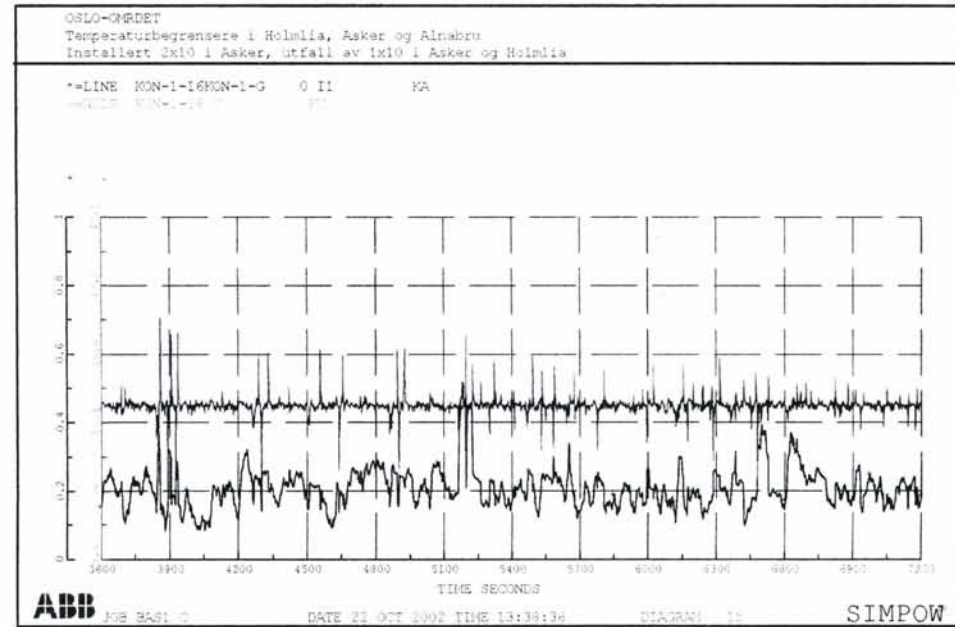
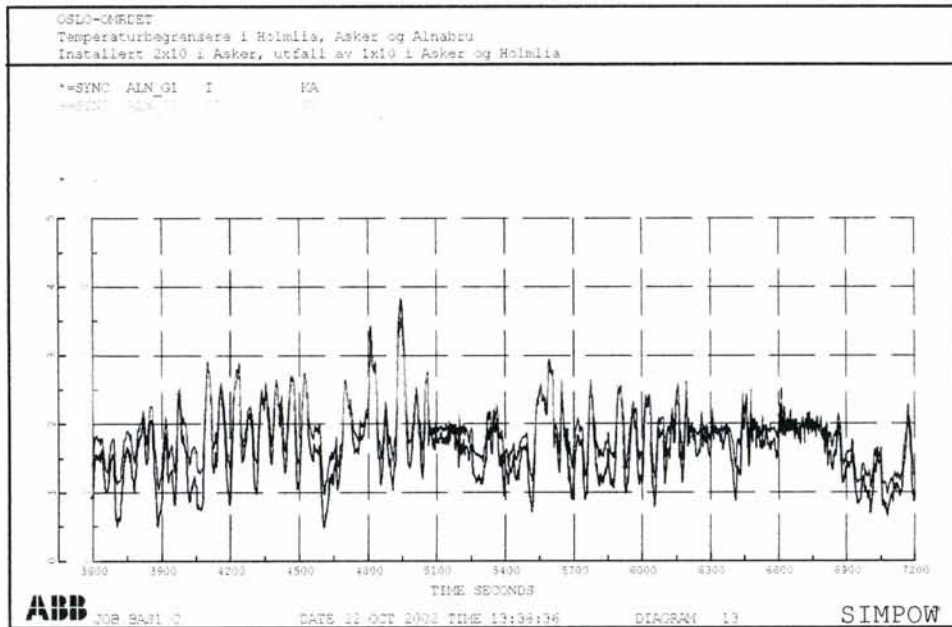
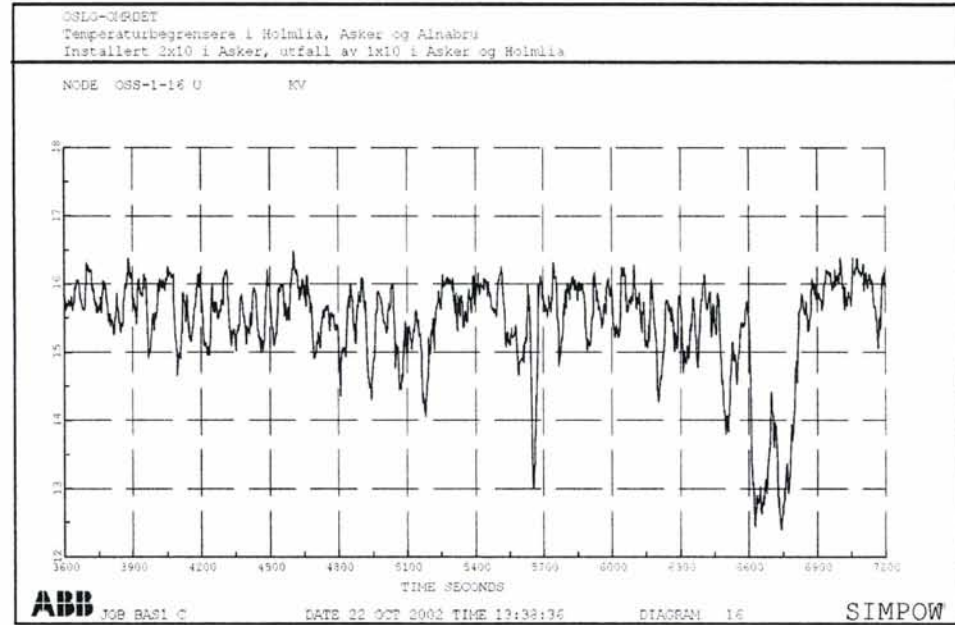
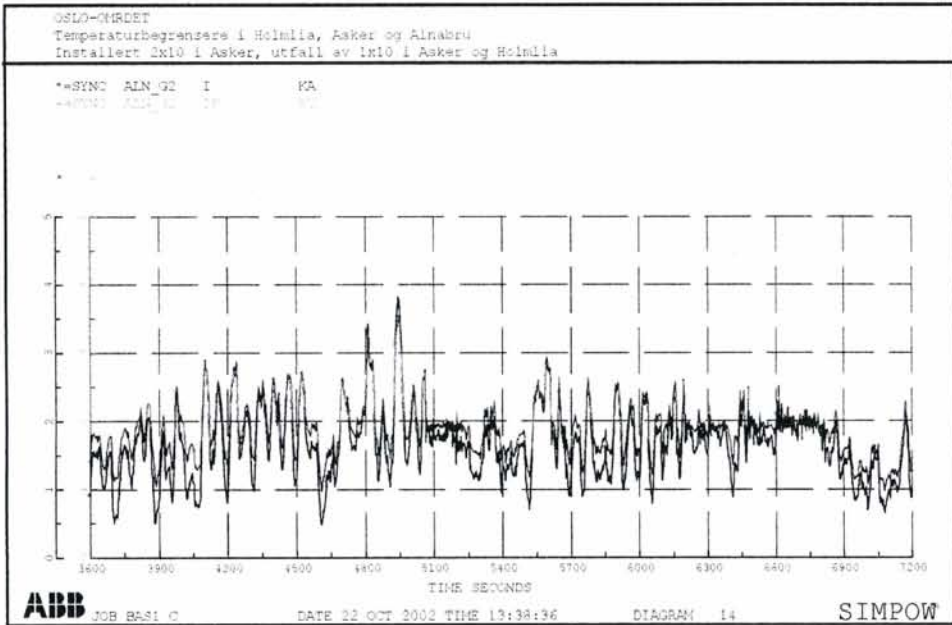


Vedlegg 2.
Strømmer og spenninger for omformerne i simuleringen med
temperaturbegrensere

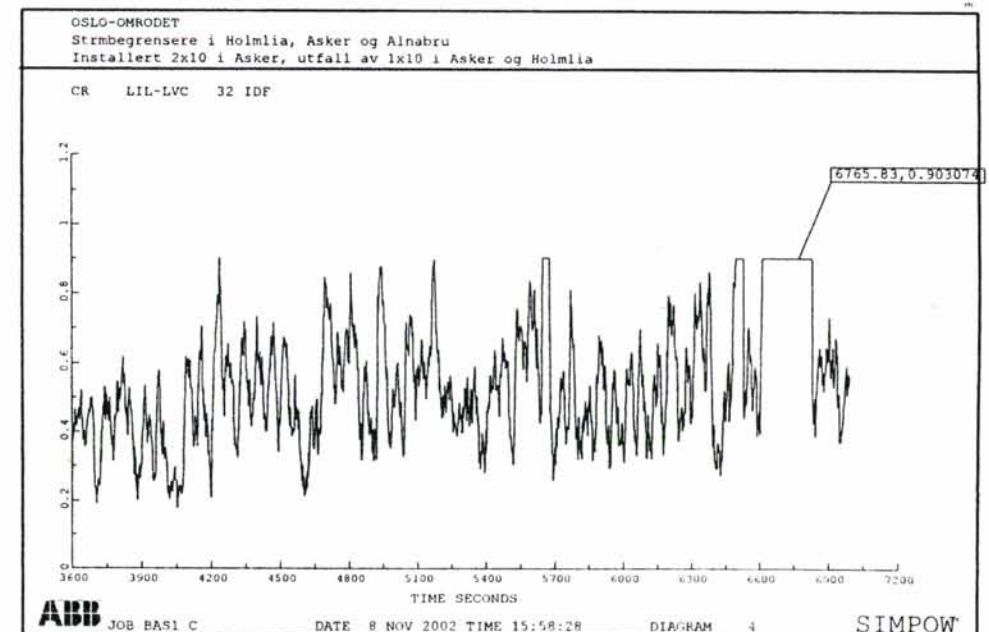
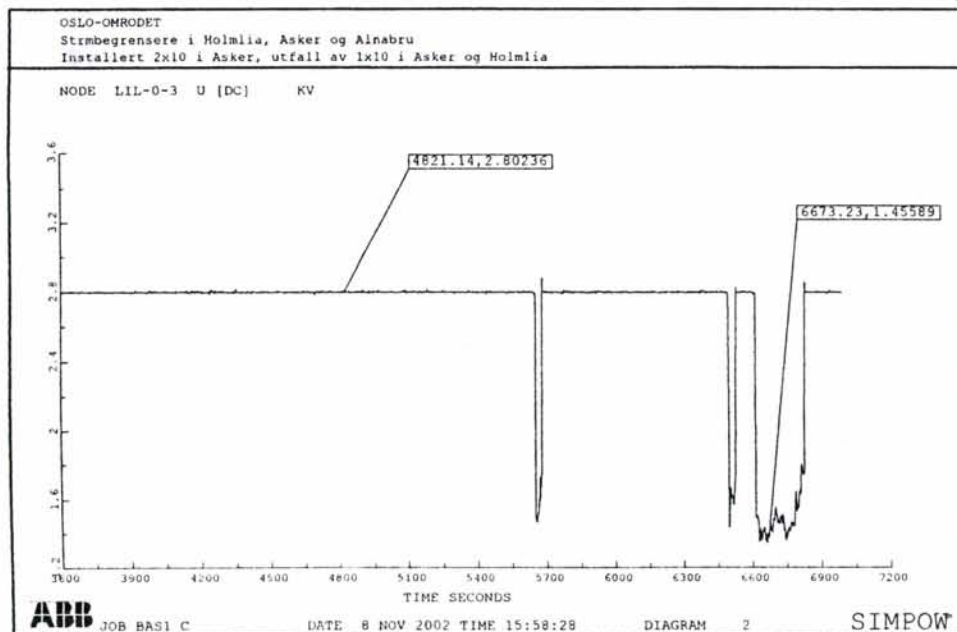
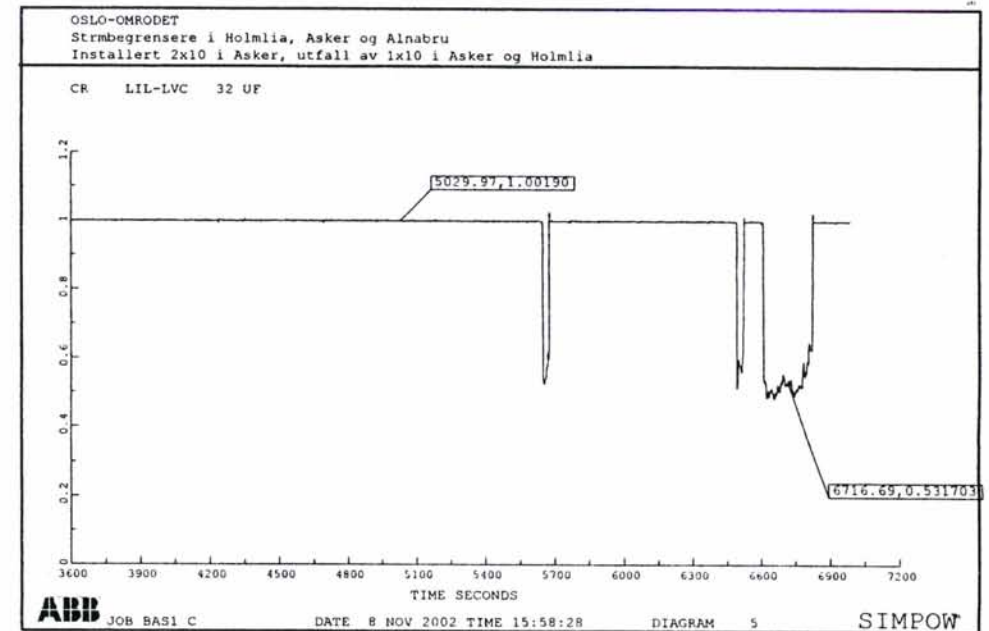
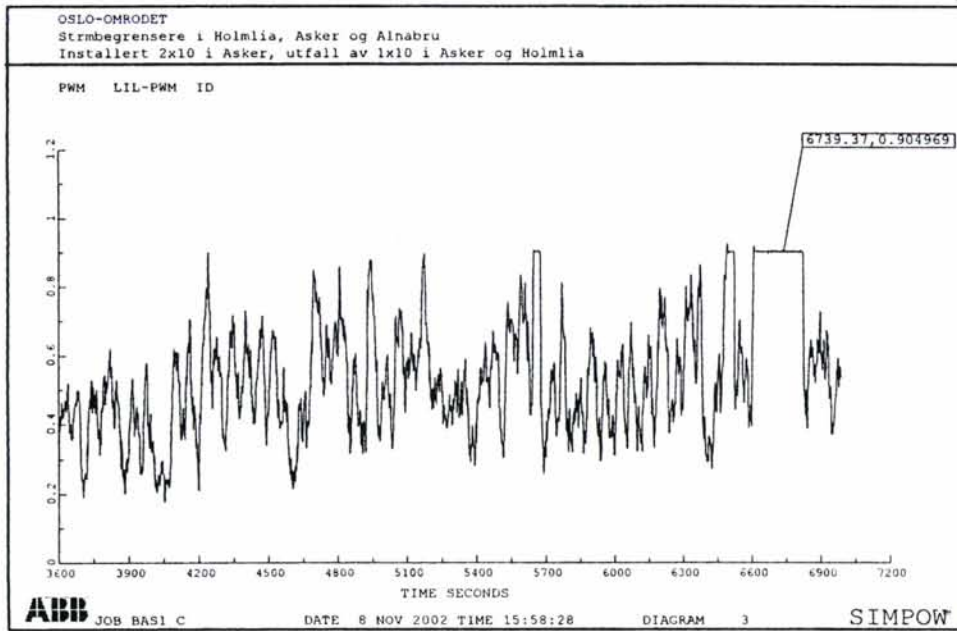








Vedlegg 3.
Strømmer og spenninger for mellomledet på Lillestrøm



Vedlegg 4.
Notat: Simulering av Oslo-området med SVC-anlegg på Ski og øket
ytelse i Asker

Notat

Til: Bane Energi v/ Inge Skaale

Fra: Bane Partner v/ Frode Johannessen

Dato: 2002.03.11

Saksref.:

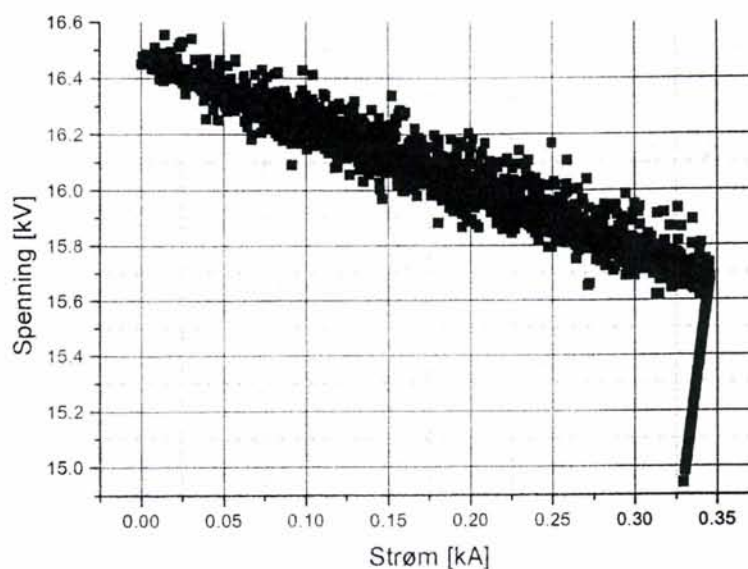
Kopi til:

Simulering av Osloområdet med SVC anlegg på Ski og øket ytelse i Asker

På bakgrunn av forespørsel er det utført en simulering av forsterkningstiltak i Oslo området. Simuleringen bygger på simuleringen "bas1" i rapporten "Simulering av banestrømforsyningen i Oslo området, november 2000" (kap. 4.2.1). I tillegg er det innført et SVC anlegg på 6 MVA på Ski og ytelsen i Asker er økt til 3 x 10 MVA. Den simulerte situasjonen er utfall av ett aggregat i to stasjoner, Holmlia og Asker.

SVC anlegget på Ski er ment å være en tilnærming til å benytte ett aggregat i omformerstasjonen på Ski som en roterende fasekompensator. Karakteristikken til aggregatet er fastlagt i henhold til anbefalinger gitt i rapporten "Leksbodaprojektet" utgitt av Banverket i 1998. Rapporten omtaler forsøk med et Q38 aggregat som roterende fasekompensering i Leksboda i Sverige. Ski omformerstasjon er utstyrt med to aggregater på 3,8 MVA, men det er kun sett på virkningen av å ha ett aggregat som synkronkompensering. Ytelsen til aggregatet ved $\cos \phi = 0$ er antatt lik 6 MVA kortvarig. Det er ikke satt opp driftsdiagram for maskinen, simulert ytelse er derfor en antakelse.

Figur 1 viser simulert karakteristikk for SVC anlegget på Ski i form av et punktdiagram. Samplingsfrekvensen er ett sekund og simulert periode er fra klokken 15.00 til 16.00, dvs. 3600 sekunder.



Figur 1 Simulert karakteristikk for SVC anlegget på Ski

Resultater

Beregnete resultater for alle omformerstasjoner er vist i tabell 1 under.

Tabell 1 Samlet resultat

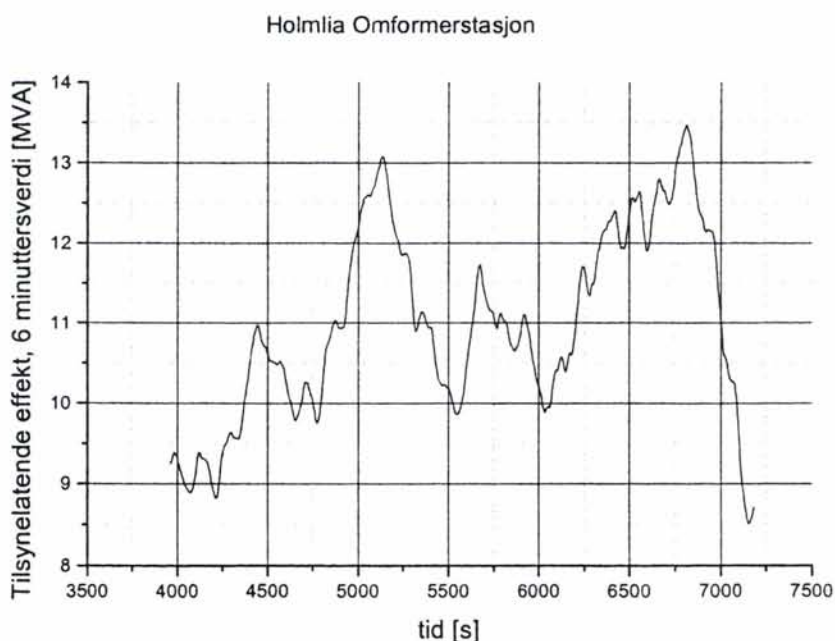
Belastning av omformerstasjoner		
Holmlia		
Energiuttak		24672MWs
Integrert tilsynelatende effekt		38749MVAs
S time		10.8MVA
S 6 min		13.5MVA
I maks		1445A
Effektfaktor		0.64
Smørbekk		
Energiuttak		37400MWs
Integrert tilsynelatende effekt		38520MVAs
S time		10.7MVA
S 6 min		13.2MVA
I maks		1353A
Effektfaktor		0.97
Asker		
Energiuttak		50317MWs
Integrert tilsynelatende effekt		62028MVAs
S time		17.2MVA
S 6 min		21.9MVA
I maks		2404A
Effektfaktor		0.81

Alnabru		
Energiuttak		39057MWs
Integrert tilsynelatende effekt		43052MVAs
S time		12MVA
S 6 min		14.8MVA
I maks		1445A
Effektfaktor		0.91
Lillestrøm		
Energiuttak		61249MWs
Integrert tilsynelatende effekt		63180MVAs
S time		17.6MVA
S 6 min		22.2MVA
I maks		2072A
Effektfaktor		0.97

Verdier i kursiv representerer overbelastning i forhold til stasjonens merkeytelse.

Som tabell 1 viser er Holmlia omformerstasjon høyt belastet og har en svært dårlig effektfaktor.

Figur 2 viser beregnede seksminuttsverdier for Holmlia omformerstasjon. Som figuren viser har stasjonen en meget høy grunnbelastning på rundt 10 MVA med topper opp mot 13,5 MVA. Maksimal seksminuttsverdi for stasjonen med ett 10 MVA aggregat i drift vil være 14 MVA, men det forutsetter at stasjonen forut for maksimalbelastningen har vært belastet under grunnlast (7 MVA). På grunn av den høye belastningen over lang tid har ikke maskinen termisk reserve til å tåle de kortvarige toppene og det er sannsynlig at maskinen overbelastes.



Figur 2 Seksminuttsverdier for Holmlia omformerstasjon

Som tabell 1 viser har Holmlia omformerstasjon i tillegg en svært dårlig effektfaktor. Merkebelastningen for times og seksminuttsverdier er oppgitt ved $\cos \phi = 0.9$. Ved en lavere effektfaktor er det sannsynlig at magnetiseringskretsen også blir overbelastet. Grundigere utredninger må gjøres for å bestemme maskinens absolutte grenser. I den forbindelse kan det vises til diplomoppgaven ved NTNU som er under utarbeidelse (Steinar Danielsen).

Konklusjon

Innføringen av et SVC anlegg på Ski har ikke gitt den ønskede effekt for belastningen av Holmlia omformerstasjon. Det gjenværende aggregatet i Holmlia er meget utsatt for overbelastning i den simulerte situasjonen. Overbelastningen vil både kunne oppstå i stator og i magnetiseringskretsen samt at generatorvernet er utsatt på grunn av høye kortvarige strømmer. Det er interessant at simuleringen i rapporten "Simulering av Oslo området , november 2000" med et kondensatorbatteri på 4 MVar på Holmlia (kap. 4.2.5) gir bedre avlastning av Holmlia enn om kompenseringen flyttes til Ski.

Kondensatorbatterier er relativt rimelige og det kan derfor vurderes og dette vil være en enklere og samkjøringsmessig bedre løsning enn å revidere Ski omformer slik at den kan drives som roterende fasekompensator.

Asker omformerstasjon er ikke overbelastet i den simulerte situasjonen med to 10 MVA aggregater i drift.

Vedlegg 5.
Møtereferat 07.12.2001

Møtereferat

Møte nr.:

Møte: Utnyttelse av omformerkapasitet i Oslo-området

Saksref.:

Sted: Bane Energi

Møtedato: 07.12.2001

Referent: Espen Sjøstad (Bane Energi)

Antall sider inkl. denne: 3

Deltakere: Trond Toftevaag (SINTEF Energiforskning), Frode Johnsen (Hovedkontoret), Frode Johannessen (Bane Partner), Steinar Danielsen (Student NTNU), Johnny Brevik (Bane Energi), Jan Petter Haugli (Bane Energi), Inge Skaale (Bane Energi) og Espen Sjøstad (Bane Energi)

Fravær: Ole Løken (Region Øst)

Kopi til:

Sak nr.:	Saker til behandling	Ansvar	Frist
1	JPH: Ga en generell innledning med bakgrunn for møtet og i tillegg en gjennomgang av dagsorden.		
2	<p>Innlegg av Bane Energi ved Inge Skaale</p> <p>Det ble først gjennomgått målsettingen for dette prosjektet. Videre ble det tatt opp hvilke kriterier som ligger til grunn for tidligere simuleringer og hvilke simuleringer som er blitt utført tidligere. Se vedlegg.</p> <p>Forslag til teknisk løsning:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. Aktivt bruk av kl-brytere for å dele nettet i høy- og lavlastperioder. 2. Matelinjer fra omkringliggende stasjoner mot Oslo. 3. Ski omformer i (normal) drift eller som roterende fasekompensator. 4. Kommunikasjon mellom regulatorer i forskjellige stasjoner som muliggjør fortløpende justering av optimal regulatorinnstilling ut fra belastningssituasjonen. 5. SVC-anlegg på trefasesiden i utvalgte stasjoner som reguleres "sentralt". 6. Dekoble fasevinklene mellom en- og trefasesiden i statiske omformere. 7. Kombinasjoner av løsninger. 		

Sak nr.:	Saker til behandling	Ansvar	Frist
3	<p>Innlegg av SINTEF Energiforskning ved Trond Toftevaag</p> <p>Det ble gitt en introduksjon omkring problemstillingen til dette prosjektet. Videre litt generell teori omkring effektoverføring over en impedans. Se vedlegg.</p> <p>Mulige tekniske løsninger:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. Skråregulering av 3-fase transformator. 2. Effektregulering av statiske omformere. 3. Feltstrøm- og statorstrømbegrensning for generator. 4. Oppdeling av kl-nettet. 5. EMS-oppgave (for Driftssentral). 6. Koordinert spenningsregulering. 7. Reaktiv støtte (Shuntbatterier / SVC). 8. Aktiv utnyttelse av spenningsreguleringsutrustningen i traksjonsmateriellet. 9. Forsterke kl-nettet (R, X). 10. Mateledning (for eksempel på 130 kV nivå). 11. Autotransformator-løsning (AT-system). 12. Endre trafikk mønsteret. 13. Bygge ny(e) omformerstasjon(er). 		
4	<p>Kommentarer fra Hovedkontoret ved Frode Johnsen</p> <p>Stiller spørsmål ved kriteriene, som er lagt til grunn ved tidligere simuleringer. Bør disse vurderes på nytt? Redundanskriteriet sier at nettet skal tåle at det fjernes ett aggregat i Asker og samtidig ett i Holmlia. Hvor ofte vil dette i praksis kunne skje? Er dette noe som kan aksepteres? I tidligere simuleringer er det lagt på 20% usikkerhet på fremtidig ruteplan og i tillegg er det lagt på 20% usikkerhet i simuleringene. Stiller spørsmål ved de 20% som har blitt brukt som usikkerhet i simuleringene.</p>		
5	<p>Oppsummering:</p> <p>Ut fra diskusjon ble følgende forslag vurdert som mest aktuelle å gå videre med i prosjektet:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. Vurdering av overordnede krav ("kriteriene"). 2. Ny simulering med økt ytelse i Asker, roterende fasekompensator i Ski (og deling av kl-nettet.). 3. SVC/Shuntbatteri på 1-fase siden i Holmlia, og/eller (?) roterende fasekompensator i Ski. 		

Sak nr.:	Saker til behandling	Ansvar	Frist
	<p>4. Felt- og statorstrømbegrensning for generatorer (?) (ny spenningsregulator). Dette blir trolig tema i hovedoppgaven for NTNU student Steinar Danielsen vår 2002.</p> <p>5. Effektregulering av statiske omformere (regulering på frekvens (statikk)). Dekobling av fasevinklene på 1-fase og 3-fasesiden (regulere X_q kontinuerlig).</p> <p>6. EMS (driftsentralen) inklusiv kommunikasjon mellom regulatorer for optimal regulatorinnstilling.</p> <p>7. Aktiv utnyttelse av spenningsregulator (evt.: spenningsreguleringsfunksjon) i rullende materiell.</p> <p>Dette blir en foreløpig overordnet prosjektstruktur. Eventuelle andre løsninger vil bli vurdert etter hvert dersom det anses som nødvendig.</p>		

BanePartner- en ledende leverandør av banerettet rådgivning og prosjektering

BanePartner er en forretningsenhet i Jernbaneverket. Vi tilbyr rådgivende tjenester fra ingeniører, arkitekter og økonomer både knyttet til banens infrastruktur med banenett og stasjoner/knutepunkt, drift- og vedlikeholdsplanlegging og til rullende materiell og transportplanlegging. Ved større prosjekter inngår vi samarbeidsavtaler med underleverandører etter behov.

Dyktige medarbeidere som "kan bane" gjør BanePartner til en attraktiv og konkurransedyktig samarbeidspartner. Dette gjelder både ved begrensede oppgaver med krav til spesialkompetanse og ved store, tverrfaglige prosjekter. Vi har ca. 150 ansatte (april 2001), hvorav 9 er knyttet til vår avdeling i Trondheim.

BanePartner utfører oppdrag både for Jernbaneverket og andre oppdragsgivere hvorav transportutøvere som NSB BA med datterselskaper og AS Oslo Sporveier, utstyrsleverandører, rådgivende ingeniørfirmaer og entreprenører er de viktigste. For oppdrag i utlandet har vi inngått samarbeid med tilsvarende enheter innen jernbaneinfrastruktur i Norden og dannet RailTeam - Nordic Railway & Transport Consultants.

Vi benytter en prosjektrettet arbeidsform for gjennomføring av alle typer oppdrag. Kvalitet settes i fokus i alle ledd og prosesser etter eget utarbeidet kvalitetssystem basert på ISO 9001.

BanePartner
Stortorvet 7
P.b. 1162 Sentrum
0107 Oslo

BanePartner
Avdeling Trondheim
Pirsenteret
7462 Trondheim

Telefon:
22 45 61 00
Telefaks:
22 45 61 10

E-post:
banepartner@jbv.no
Web:
www.banepartner.com

Reg.nr.:
NO 982 954 932 MVA
Bankgiro:
7694.05.01977

BanePartner er en
forretningsenhet i
 **Jernbaneverket**