

EMC analyse ved Finnfjord smelteverk

Martin Sagedal Holsen

Master of Science in Electric Power Engineering

Oppgaven levert: Juni 2011

Hovedveileder: Arne Nysveen, ELKRAFT

Biveileder(e): Arne Petter Brede, SINTEF Energi AS

Forord

Denne rapporten er skrevet som et resultat av arbeidet med masteroppgaven ved Norges Teknisk-Naturvitenskaplige Universitet, våren 2011. Oppgaven har til tider vært krevende, og mye tid har blitt brukt på å lage en realistisk simuleringsmodell. Modellen har vært i stadig utvikling, og har endret seg i takt med at nye forutsetninger har dukket opp. Samtidig har prosjektet vært både lærerikt og spennende.

Jeg ønsker å takke veileder, professor ved institutt for elkraftteknikk Arne Nysveen, og medveileder, sivilingeniør Arne Petter Brede hos Sintef Energiforskning, for all den gode hjelpen de har bidratt med i løpet av prosjektperioden. En stor takk rettes også til Lars Magne Larssen og Sverre Svendsen ved Finnfjord AS, som i tillegg til å ta godt imot meg ved befaringen i april 2011, også har vært behjelpelige med å gi nyttig informasjon til bruk i prosjektet.

Trondheim, juni 2011

Martin Sagedal Holsen

Sammendrag

I denne rapporten er det utført en analyse av deler av det elektriske anlegget ved Finnfjord smelteverk. Analysen har blant annet gått ut på å klarlegge årsaken til utfallet av en 110 V DC-styrekrets og et overslag på kretskortet til 110 V DC-forsyningen i forbindelse med et kondensatorhavari ved smelteverket, juli 2010. I tillegg til havariet på kretskortet ble også alle smelteovnene utkoblet av sine respektive effektbrytere i forbindelse med kondensatorhavariet.

For å utføre en analyse er en modell av jordingssystemet ved Finnfjord laget i simuleringssystemet CDEGS. I modellen som er laget inngår også kondensatorbatterier, 24 kV- og 110 V DC-kabler. Tre forskjellige feilhypoteser er testet i simuleringssystemet for å forsøke å finne hva slags transient som har oppstått i forbindelse med kondensatorhavariet og hvordan den har koblet mellom høyspentanlegget- og 110 V DC-styrekretsen.

Resultatet av analysen viser at det er sannsynlig at en stor jordstrøm, som kan ha forekommet i forbindelse med kondensatorhavariet har forårsaket et overslag til jordet anleggsdel, har forskjøvet skjermpotensialet i alle kabelskjermer koblet til jordskinne ved ovnsbygget. Dette har gitt opphav til en transient fellesmodusspenning mellom pluss-/minusleder og skjerm i 110 V DC-kablene. Tilsvarende kan også ha skjedd i 24 kV-kablene, noe som kan forklare at smelteovnenes effektbrytere koblet ut.

Det er foreslått tiltak som kan forebygge lignende hendelser i fremtiden. Tiltakene som anbefales er blant annet synkronisering av innkoblingen til kondensatorbatteri-ene og installasjon av overspenningsvern.

Abstract

This report contains an analysis of the electrical installation at the Finnfjord smeltery. The analysis has been focused on why the 110 V DC supply decoupled and the circuit board of the 110 V DC supply was exposed to a flashover in relation to a failure of a capacitor bank, July 2010. In addition to the circuit board failure, all the circuit-breakers of the melting furnaces triggered during the capacitor failure.

In order to perform an analysis, a model of the earthing system is made in the simulation software CDEGS. The model also contains capacitor banks, 24 kV and 110 V DC cables. Three different theories are tested in the simulation model, in order to find out what kind of transient that was generated when the capacitor bank failed. The nature of the coupling path between the high voltage installations and the 110 V DC circuit is also studied.

The results from the analysis show that a large earth current has appeared in connection to the capacitor bank failure. This earth current has risen the cable screen potential in all cable screens connected to the earth busbar in the furnace building. This potential has created a common mode voltage between +/- conductors and cable screen in the 110 V DC cables. A corresponding phenomenon may also have taken place in the 24 kV cables, causing the furnace circuit breakers to trigger.

Some measures are proposed in order to prevent similar future incidents. The recommended measures include synchronizing of the capacitor switching as well as installation of surge protection devices.

Innhold

1	Innledning	1
2	Elektromagnetisk kompatibilitet	2
2.1	Koblingsveier	2
2.1.1	Direkte kobling	2
2.1.2	Induktiv kobling	3
2.1.3	Kapazitiv kobling	4
2.2	Koblingsmodus	5
3	Jordingssystemer	7
3.1	Impedanser i jordingssystemet	7
3.1.1	Impedanser til jordledere	7
3.1.2	Jordsmonnets resistans	8
3.2	Forskyvning av lokalt jordpotensial	8
4	Kondensatorbatterier og koblingstransienter	9
4.1	Svitsjing av kondensatorbatterier	9
4.1.1	Svitsjing av enkeltstående kondensatorbatterier	9
4.1.2	Back-to-back-innkobling	10
4.1.3	Begrensning av koblingstransienter	11
5	Simuleringsverktøy	13
5.1	HIFREQ [©]	13
5.2	FFTSES [©]	14
6	Beskrivelse av det elektriske anlegget	15
6.1	22 kV-anlegg	15
6.2	Kondensatorbatterier	16
6.3	110 V DC-styrekrets	17
7	Beskrivelse av feilsituasjoner	18
7.1	Skade på kondensatorbatteri C3	18
7.2	Utfall av 100V DC-forsyning	19
7.2.1	Skade på strømforsyning til 110 V DC-likereetter	20
8	Simuleringer	21
8.1	Feilhypoteser	21
8.2	Beskrivelse av simuleringsmodell	24

8.2.1	Jordsmonn	24
8.2.2	Ledernetverk	24
8.2.3	Modell av styrekabel	26
8.2.4	Modell av 22kV-kabler	26
9	Beskrivelse av transiente strømmer	27
9.1	Innkoblingsstrømmer	27
9.2	Lekkstrømmer til jord under innkobling	29
9.3	Utladningsstrømmer	31
10	Simuleringsresultater	32
10.1	Induktiv kobling via 24 kV-kabler	32
10.2	Kapazitiv kobling til jord	33
10.3	Direkte kobling via jordfeil	36
11	Vurdering av resultater	38
11.1	Vurdering av hendelsesforløp	39
11.2	Begrensninger i simuleringsmodellen	40
11.3	Videre arbeid	41
11.4	Forslag til utbedringer ved Finnfjord	42
12	Konklusjon	44
	Referanser	45
	Vedlegg	47
A	Oversiktsskjema	47
B	Beregning av transiente strømmer	48
C	Havari av kondensatorbatterier	62
D	Resultatplott	64

Figurliste

2.1	Eksempel på fellesimpedanskobling	3
2.2	Eksempel på induktiv kobling	4
2.3	Prinsipp kapasitiv kobling	5
2.4	Differensiell og fellesmodus	6
4.1	RLC-krets	10
6.1	Oversiktsskjema 22kV-anlegg	15
6.2	Kondensatorbatteri m/dempespole	16
6.3	Ujordet skjerm i lagerhall 2	17
7.1	Ekspodert kondensatorkanne	19
7.2	Utdrag av enlinjeskjema 110 V DC-forsyning i lagerhall 2	19
7.3	Kretskort til likeretter	20
8.1	400mm ² -kabler mellom lagerhall 2 og ovnsbygg	22
8.2	Skjermavslutning	22
8.3	240mm ² -kabel med jordingsstropp - mellom kondensatorer i ovnsbygg	23
8.4	jordsmonnmodell	24
8.5	Oversiktsbilde av modellert ledernetverk	25
8.6	Prinsipptegning kondensatormodell	25
8.7	Modell av 110V DC-kabel	26
8.8	Modell av 22kV-kabler	26
9.1	Ekvivalentskjema for kapasitive lekkstrømmer til jord under innkobling	30
10.1	Potensial langs 110 V DC-kabel ved innkobling av C2	33
10.2	Potensial langs 110 V DC-kabel ved innkobling av oppladet C2	35
10.3	Potensial langs 110 V DC-kabel ved innkobling av C3	36
10.4	Potensial langs 110 V DC-kabel ved jordfeil på C3	37
10.5	$V_{\text{skjerm-leder}}$ v/lagerhall 2 ved jordfeil på C3	37
A.1	Enlinjeskjema 22kV-anlegg	47
B.1	Innkoblingsstrøm C1	49
B.2	Innkoblingsstrøm C2	50
B.3	Innkoblingsstrøm oppladet C2	51
B.4	Innkoblingsstrøm C3	52
B.5	Innkoblingsstrøm C4	53
B.6	Samlet strøm til jord ved innkobling av C1	54

B.7	Samlet strøm til jord ved innkobling av C2	55
B.8	Samlet strøm til jord ved innkobling av C2	56
B.9	Samlet strøm til jord ved innkobling av C3	57
B.10	Samlet strøm til jord ved innkobling av C4	58
B.11	Utladningsstrøm C1	59
B.12	Utladningsstrøm C2	60
B.13	Utladningsstrøm C3	61
D.1	Induktiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av C1	64
D.2	Kapasitiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av C2	65
D.3	Kapasitiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av oppladet C2	66
D.4	Kapasitiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av C3	67
D.5	Direkte kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ v/lagerhall 2 ved jordfeil v/C3	68

Tabelliste

9.1	Ekvivalentkretsparametere og innkoblingsstrømmer	28
9.2	Ekvivalentkretsparametere og kapasitive lekkstrømmer til jord ved innkobling av kondensatorer	30
9.3	Utladningsstrøm for kondensatorbatterier	31
10.1	Innkobling av C1 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel	32
10.2	Innkobling av C2 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel	33
10.3	Innkobling av oppladet C2 - Makspotensial ved termineringspunkter for styrekabel	34
10.4	Innkobling av C3 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel	35
10.5	Jordfeil ved C3 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel	36

Innledning

I denne masteroppgaven, skrevet ved institutt for elkraftteknikk våren 2011, er det foretatt en EMC-analyse av deler av det elektriske anlegget ved Finnfjord smelteverk. Motivasjonen for å se nærmere på EMC-problematikk er at dette er et tema det ofte knytter seg usikkerhet til [1]. Mangelfull innsikt blant både prosjekterende og utførende fører til at mange anlegg er utsatt for unødvendige, elektromagnetiske forstyrrelser. I noen tilfeller er EMC-tiltak utelatt, mens i andre tilfeller kan det være utført tiltak som virker mot sin hensikt - noe som er enda verre enn førstnevnte.

Oppgaven tar utgangspunkt i et reelt problem ved Finnfjord smelteverk. Overspenninger generert i smelteverkets høyspentanlegg har forårsaket havari av et kondensatorbatteri i anlegget. I tillegg har overspenningene forplantet seg til 110 V DC-kretsen som styrer inn- og utkobling av kondensatorbatterier og smelteovner. Dette har ført til at vern i 110 V DC-styrekretsen har koblet ut, samt ført til overslag på kretskortet til likeretteren for 110 V DC-forsyningen. I tillegg koblet alle smelteovnenes effektbrytere ut under havriet av kondensatoren.

I en tidligere undersøkelse er det sannsynliggjort at gjentatte overspenninger i forbindelse med inn- og utkobling av kondensatorbatterier er årsaken til kondensatorhavariet [2]. I denne undersøkelsen det imidlertid ikke sammenhengen mellom kondensatorhavariet og utfallet og skadene som oppstod i 110 V DC-styrekretsen klarlagt. Hensikten med oppgaven er derfor å sannsynliggjøre hva slags overspenninger som kan ha oppstått når kondensatorbatteriet havarerte og smelteovnene og styrekretsen koplet ut. I tillegg skal overspenningens koblingsvei mellom 22kV- og 110 V DC-kretsen kartlegges. Ulike scenarier er simulert for å se hvor store strømmer som kan flyte ved innkobling og ved eventuelle utladninger av kondensatorbatteriene i anlegget.

For å finne den mest sannsynlige koblingsveien mellom høyspentanlegget og 110 V DC-kretsen har simuleringsverktøyet CDEGS - et program utviklet for analyse av jordingsystemer og høyfrekvente strømmer - blitt benyttet. I programmet har en forenklet modell av deler av jordingsystemet, kondensatorbatteriene, høyspent- og styrekablene blitt modellert. Tre ulike koblingsveier for transientene mellom høyspentanlegget og styrekretsen har så blitt vurdert. I tillegg til å klargjøre årsakene til kondensatorhavariet og utfallet av 110 V DC-kretsen og smelteovnene, har oppgaven også som mål å foreslå tiltak Finnfjord kan utføre for å forebygge lignende havari i fremtiden. For å gi en forståelse av temaet rapporten dreier seg om vil de første kapitlene gi en innføring i emner som er relevante for analysedelen i senere kapitler.

Elektromagnetisk kompatibilitet

I dette kapittelet gis det en innføring i begreper som utgjør en viktig del av rapporten. Elektromagnetisk kompatibilitet (EMC) er et veldig vidt begrep. Kort oppsummert kan det beskrives som evnen et apparat, utstyr eller system har til å fungere tilfredsstillende i et elektromagnetisk miljø, uten å forårsake forstyrrelser av andre apparater, utstyr eller systemer [1]. Et elektromagnetisk kompatibilitetsproblem kan sies å finne sted hvis det finnes en kilde som skaper en forstyrrelse, et offer som er følsomt for forstyrrelsen samt en koblingsvei mellom kilden og offeret som kan overføre forstyrrelsen. Forstyrrelsen må også være av en slik art at funksjonen til et apparat blir redusert for å betegne som et elektromagnetisk kompatibilitetsproblem. Hvilket utstyr som er kilde og hvilket som er offer er situasjonsavhengig. En og samme utstyrsenhet kan være kilde til elektromagnetiske forstyrrelser (EMI) i ett gitt tilfelle og offer for EMI i et annet. [1]

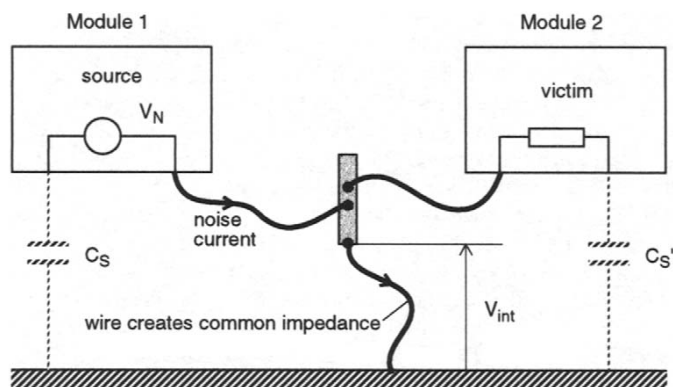
2.1 Koblingsveier

For at en forstyrrelse skal finne sted må det være en forbindelse mellom utsyret som er kilden til forstyrrelsen og utsyret som er offer for forstyrrelsen. Denne forbindelsen kalles koblingsveien mellom kilde og offer. De ulike koblingsveiene deles vanligvis inn i fire typer: direkte, induktiv, kapasitiv og utstrålt kobling. Det er de tre førstnevnte som er relevante for tematikken i denne rapporten. Disse koblingsveiene vil derfor bli nærmere forklart i dette kapittelet.

2.1.1 Direkte kobling

Direkte kobling finner sted når det er en galvanisk forbindelse mellom kilde og offer. En form for direkte kobling er kobling via kraft- eller signallinjer. Ved denne formen for direkte kobling forplanter forstyrrelser ved støykildens inngang seg langs faselederne og entrer inngangen til offerutsyret. Forstyrrelsene kan forplantes langs lederne enten differensiell modus, mellom frem- og returleder, eller i fellesmodus, langs alle ledere med hensyn til en fjern jordreferanse (se kap. 2.2). I de fleste koblingssituasjoner opptrer forstyrrelsene i begge modus, men ett modus er som regel det dominerende. Den totale koblingsveien kan modelleres som en støykilde med en egen impedans, Z_S , som mater kraftlinjas impedans, Z_0 , som igjen mater offerets lastimpedans, Z_L . Nivået på forstyrrelsen som påvirker offeret vil i tillegg til kildespenningen være en funksjon av impedansene og er følgelig frekvensavhengig.[1]

Et annet eksempel på direkte kobling, fellesimpedanskobling, er når to separate moduler deler en felles impedans. Denne felles impedansen utgjøres typisk av en felles jordforbindelse. Figur 2.1 viser et eksempel på fellesimpedanskobling. To moduler er



Figur 2.1: Eksempel på fellesimpedanskobling

her koblet til samme jordskinne. Jordskinnen er igjen koblet til jordreferansen via en felles jordleder. Den eventuelle støyen som modul 1 genererer, V_N , er referert til systemjord ved spredekapasitans, C_S , og er koblet til modul 1 sin jordleder. Strømmen som flyter som en følge av støyspenningen, flyter ikke bare i modul 1 sin jordleder, men også i den felles jordlederen. Siden den felles jordlederen har en endelig impedans (se kap. ??) utvikler det seg en støyspenning, V_{int} , over den felles jordlederen. V_{int} vil dermed opptre mellom jordskinnen og systemreferansen og er følgelig også koblet til modul 2 sin jordleder.[1]

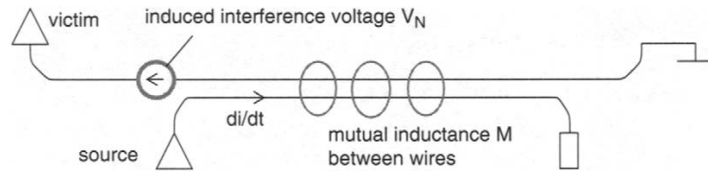
Det er to viktig tiltak som kan iverksettes for å minimere effektene av kobling via felles impedans. For det første må det elektriske anlegget designes slik at det ikke går strømmer med stort forstyrrelsespotensial i impedanser som er tilkoblet kretser som er sårbare for forstyrrelser. Dernest må den felles impedansen reduseres så mye som mulig - over et så bredt frekvensspektrum som mulig - i tilfeller der felles forbindelser er uunngåelig. [1, 4]

2.1.2 Induktiv kobling

Induktiv kobling mellom kilde og offer oppstår ved at strømmen som flyter gjennom kildelederne, som ligger i umiddelbar nærhet til offerlederne, setter opp et magnetfelt som inducerer en spenning på offerlederne i henhold til sammenhengen:

$$V_{in} = L_M \frac{di}{dt} \quad (2.1)$$

hvor L_M er den gjensidige induktansen mellom lederne. Figur 2.2 viser et prinsipielt tilfelle av induktiv kobling. Den induserte spenningen opptrer i serie med den



Figur 2.2: Eksempel på induktiv kobling

opprinnelige spenningen over offerlederen, og er uavhengig av impedansen i offerkretsen. Den gjensidige induktansen er avhengig av den latitudinelle avstanden mellom kilde- og offerleder, og den longitudinelle avstanden som kilde- og offerleder ligger nær hverandre, geometrien til lederene, samt eventuell magnetisk skjerming rundt en eller begge ledere.[1]

Magnetisk skjerming er svært vanskelig å oppnå ved bruk av passive elementer; de fleste ledende materialer har en relativ permeabilitet på rundt 1, slik at magnetfeltet gjennomtrenger materialet uhindret. Elektromagnetisk skjerming er imidlertid en effektiv måte å forhindre elektromagnetiske felt fra enten utstråle fra en elektromagnetisk støykilde eller innstråle til et potensielt offer for elektromagnetisk støy. Prinsipielt sett består av en skjerm av et ledende materiale plassert som en barriere mellom to kretser man ikke ønsker skal påvirke hverandre. I skjermede kabler er ledere omhyllert av en ko-aksial, ledende skjerm. Når magnetisk fluks trenger inn i det ledende skjermmaterialet induseres det en strøm i skjermen. Den induserte strømmen i skjermen vil så sette opp sitt eget magnetfelt som vil motvirke det opprinnelige innkommende magnetfeltet som skapte strømmen i skjermen. På skjermens bakside vil bare differansen mellom disse to motvirkende magnetiske feltene utgjøre magnetfeltet som kan påvirke offeret. Siden det må flyte en strøm i skjermen for å skape et motindusert magnetfelt er det helt avgjørende at skjermen er terminert mot jord ved begge endene, slik at skjermen er en del av en sluttet, elektrisk krets. Jo større strøm som går gjennom skjermen, jo bedre er skjermingseffekten. Derfor er skjermingseffekten avhengig av både skjermingsmaterialets konduktivitet samt skjermens omkrets og tykkelse. Hvis ekstra skjerming er nødvendig kan også et metall med høy relativ permeabilitet benyttes som skjerm. Kansellering av magnetfelt kan også utføres med uskjermede kabler. I så tilfelle legges frem- og returleder så nær hverandre som mulig. Kanselleringen av magnetfeltet er ikke like effektiv som med en koaksial skjerm, men likevel god nok til mange formål. I trefase-kretser vil en triangulær forlegning av kabler også gi en effektiv kansellering av utstrålt magnetfelt.[1, 3, 4]

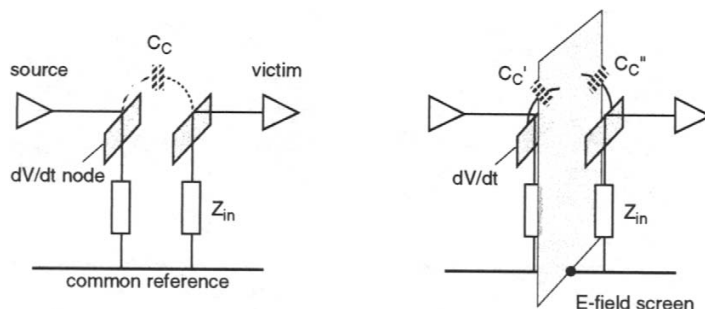
2.1.3 Kapasitiv kobling

Kapasitiv kobling forekommer når forstyrrelsen overføres via elektriske felt. Et elektrisk felt mellom to ledere oppstår når det er en potensialforskjell mellom lederne.

Det elektriske feltet inducerer en spenning i offerlederen på:

$$V_{in} = C_M Z_{in} \frac{dV_s}{dt} \quad (2.2)$$

hvor V_{in} er den induserte spennningen i offerlederen med en impedans Z_{in} . C_M er den gjensidige kapasitansen mellom kilde- og offerleder. Figur 2.3 viser et prinsipp av kapasitiv kobling. I motsetning til induktiv kobling er graden av kobling mellom kilde

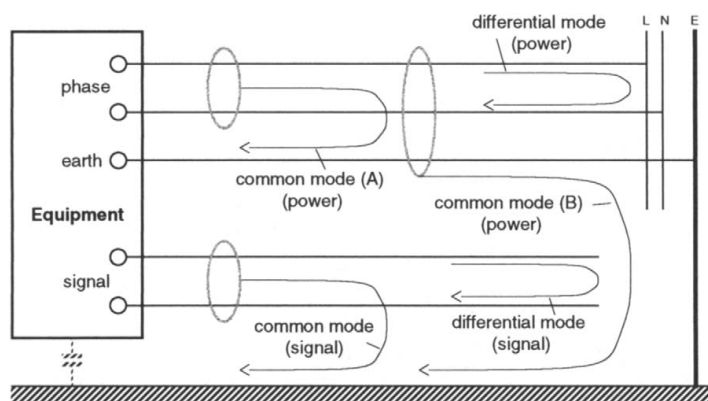


Figur 2.3: Prinsipp kapasitiv kobling

og offer avhengig av lastimpedansen til offeret. Kretser med høy impedans er mer sårbare for å bli utsatt for forstyrrelser. Kapasitansen mellom lederne blir påvirket av avstanden mellom lederne, ledergeometri, egenskapene til dielektrikumet mellom lederne, samt eventuell skjerming mellom lederne. Det er generelt lettere å skjerme for elektriske felt enn for magnetfelt. Et hvert ledende materiale vil fungere som en hindring for det elektriske feltet, men jo lavere resistans materialet har, jo større vil skjermingseffekten være. Et viktig aspekt med tanke på skjerming av elektriske felt er at skjermen selv ikke må være opphav til forstyrrende spenninger. Hvis så er tilfelle vil det oppstå kapasitiv kobling mellom skjermen og kretsen skjermen skal beskytte. Følgelig må skjermen tilknyttes et punkt med lavt potensial.[1]

2.2 Koblingsmodus

Et viktig begrep innenfor EMC er koblingsmodus. Man skiller mellom to typer koblingsmodus; differensiell modus og fellessmodus. Distinksjonen er en konsekvens av at to ulike elektriske kretser kan utgjøres av felles ledere. Man har den kretsen som er planlagt og konstruert med et formål, og der strømmen i frem- og returleder flyter i motsatt retning, i differensiell modus. I tillegg kan det også kunne oppstå en parasittisk krets mellom den planlagte kretsen og omgivelsene der den planlagte kretsen befinner seg. Dette kalles en fellesmodus-krets, og kjennetegnes ved at det går en strømmen i det som er tiltenkte frem- og returledere flyter i samme retning. Forstyrrelser kan oppstå i begge modus. Forskjellen mellom de to modusene er illustrert for et gitt apparat i figur 2.4.[1] Ved kobling i differensiell modus opptrer forstyrrelsene mellom faselederne, eller eventuelt pluss- og minusleder i signal-/styrekabler. Typiske



Figur 2.4: Differensiell og fellesmodus

kilder til støy i differensiell modus er kraftelektroniske komponenter som frekvensomformere og likerettere. Støy i differensiell modus kan dempes ved bruk av støyfilter. I fellesmodus opptrer støyspenningen langs både frem- og returleder, eller pluss- og minusleder med referanse til et tredje punkt som ofte kan være en jordforbindelse. Forstyrrelsesstrømmene går i en sløyfe som inkluderer det tredje punket. Et eksempel på forstyrrelser i fellesmodus er en hvis strømmen gjennom en kabelskjerm inducerer spenninger i lederparet skjermen er ment å beskytte. Kilder til fellesmodusspenninger er generelt sett vanskeligere å forutse og forhindre, da den parasittiske kretsen kan utgjøres av både ledende forbindelse eller ved hjelp induktiv eller kapazitiv kobling. Induktiv og kapazitiv kobling kan også oppstå i differensiell modus.[1]

Jordingssystemer

En fellesnevner for et velfungerende jordingssystem, enten det er snakk om beskyttelsesjord, funksjonsjord, lynvernjord eller signalreferansejord er at jordingssystemet skal ha så lav impedans som mulig. Enhver del av jordingssystemet vil imidlertid ha en endelig impedans. Derfor er det viktig å ha kjennskap til egenskapene til alle lederene i jordingssystemet ved alle frekvenser som kan opptre i systemet. Siden dette er relevant for analysene senere i rapporten presenteres noen ligninger for beregning av hva impedansen i jordingssystemet utgjøres av. Det blir også sett nærmere på en konsekvens av at jordingssystemet har en endelig impedans; forskyvning av lokalt jordpotensial.

3.1 Impedanser i jordingssystemet

3.1.1 Impedanser til jordledere

Den totale impedansen til en leder der lederens lengde er mye kortere enn bølgelengden til strømmen som går gjennom den, $l \ll \lambda$, er gitt av:

$$Z = R_{ac/dc} + j\omega L \quad (3.1)$$

der R er den reelle delen av impedansen og er lik:

$$R_{dc} = \rho \frac{l}{A} \quad (3.2)$$

der ρ er resistivitet i Ωm ved en gitt temperatur, l er lengde i meter og A er tverrsnittsareal i kvadratmeter. Ved likestrøm er impedansen til en jordleder rent resistiv. Etterhvert som frekvensen øker, forlater strømmen gradvis kjernen av lederen som en konsekvens av strømfortrengning. Følgelig blir det effektive tverrsnittsarealet redusert. AC-resistansen for en sylindrisk leder er lik:

$$R_{ac} = R_{dc} \left(\frac{d}{4\delta} + \frac{1}{4} \right) \quad (3.3)$$

hvor d er lederdiameter i mm og δ er inntrengningsdybde i mm. Inntrengningsdybden til en leder er gitt ved:

$$\delta = \frac{0.066}{\sigma_r \mu_r f_{MHz}} \quad (3.4)$$

der σ_r og μ_r er lederens relative konduktivitet og permeabilitet.

Selvinduktansen, L_S , er den mest kritiske av de uønskede effektene som oppstår i en jordleder. Rundt et par kHz vil induktansen være overveiende induktiv. Enhver leder vil ha en selvinduktans lik:

$$L_S = 0.2 \left(\ln \frac{4h}{d} \right) \mu H / m \quad (3.5)$$

der h er høyden over jordplanet i meter, d er lederdiameteren, l er lederens lengden. Alle disse parameterene regnes i meter i formelen.

3.1.2 Jordsmonnets resistans

Impedansen til jordsmonnet er som regel utelukkende resistiv. Overgangsresistansen til jord for alle elektroder som brukes til å koble en krets, utsyrs- eller bygningsdel til jord, er direkte proporsjonal til jordsmonnets resistivitet. For å få et inntrykk av den totale impedansen til jordingsystemet er det derfor viktig å ha kunnskap om jordsmonnet som jordelektrodene begraves i. Resistiviten til jordsmonn varierer fra 10 Ωm for leiregrunn til over 1000 Ωm for berggrunn. Resistiviteten til jordsmonnet varierer også som en funksjon av type temperatur, fuktighet og saltinnhold. Disse egenskapene forandrer seg med årstidene, og et jordingsystem som fungerer tilfredsstillende sommerstid kan representere en fare om vinteren. Med tele i bakken kan resistiviteten øke med en faktor på 30.[4]

3.2 Forskyvning av lokalt jordpotensial

Forskyvning av jordpotensialet forekommer når nullsystemstrømmer flyter gjennom impedanser i jordingsystemet - det være seg beskyttelsesleder, jordelektrode, kabelskjerm eller selve jordsmonnet - og forårsaker at jordpotensialet stiger lokalt, referert til et fjerntliggende, ideelt jordpotensial på 0V [24]. Potensialøkningen er størst der strømmen entrer jordingsystemet, og avtar utfra fra dette punktet. Forskyvning av jordpotensialet forekommer særlig i jordingsanlegg med stor overgangsmotsand til jordsmonnet og i forbindelse med at store, høyfrekvente strømmer går gjennom jordingsssystemet. Høyfrekvente strømmene gir en stor induktiv reaktans i jordlederne ettersom den induktive reaktansen til en leder er proporsjonal med frekvensen til strømmen som flyter gjennom lederen. Eksempler på slike transiente strømmer som kan forårsake forskyvning av lokalt jordpotensial er lyn- og koblingstransienter [24]. Jordpotensialforskyvningen kan prinsipielt sett beskrives ved Ohms lov, der:

$$U_{\text{Økning}} = Z_{\text{jord}} \times I_{\text{jord}} \quad (3.6)$$

Kondensatorbatterier og koblingstransienter

I industrisammenheng benyttes kondensatorbatterier først og fremst til reaktiv kompensering, slik at spenningsfallene ved lastflyt reduseres [3, 6]. Ved å forbedre lastens effektfaktor reduseres også aktive og reaktive effekttap, i tillegg til at mer aktiv effekt kan nyttiggjøres [6]. I mange sammenhenger blir kondensatorer koblet inn og ut svært ofte, som en følge av lastvariasjoner i systemet. I dette kapitlet gis det en innføring i hvilke transiente strømmer som flyter ved innkobling kondensatorbatteriener. I tillegg nevnes også tiltak som kan begrense innkoblingsstrømmene.

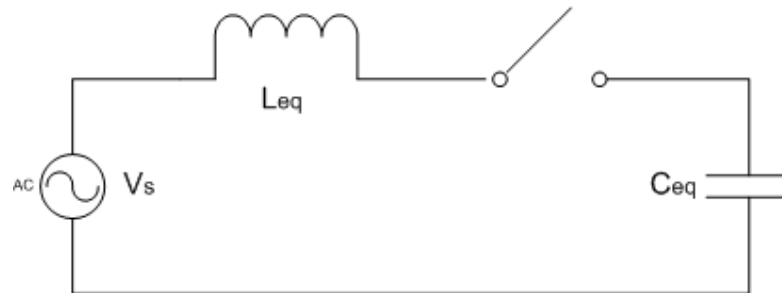
4.1 Svitsjing av kondensatorbatterier

I forbindelse med inn- og utkobling av kondensatorbatterier kan store, transiente strømmer oppstå. Transientene oppstår som følge av ladning og utladning av kondensatorene. I tillegg kan det oppstå det transienter ved før- og gjentening i kondensatorenes brytere. Den høyfrekvente ladestrømmen som flyter under svitsjing kan skape flere ulike problemer. De kan blant annet indusere skadelige overspenninger i nærliggende lavspent-, styre- og kontrollkretser, i tillegg til å gi store mekaniske belastninger på festeanordninger til elektrisk utstyr og skinneføringer. Dette avsnittet tar for seg hvordan noen av innkoblingstransientene oppstår og hvordan de kan forebygges.

4.1.1 Svitsjing av enkeltstående kondensatorbatterier

Den transiente strømmen som flyter når et enkeltstående kondensatorbatteri kobles inn er en følge av forskjellen mellom nettspenningens momentanverdi og spenningen over kondensatoren. En grunnleggende egenskap ved en kondensator er at spenningen over den ikke kan endres momentant. Hvis en kondensator uten ladning blir koblet til nettet, vil det i praksis oppstå en kortslutning mellom nettet og kondensatoren, der det flyter en høy, transient innkoblingsstrøm som lader opp kondensatoren. Spenningen over kondensatoren vil øke gradvis når den lades, og vil overskyte nettspenningens momentanverdi og oscillere rundt denne før den stabiliserer seg. Teoretisk maksimum for spenningen over kondensatoren er 2 p.u. hvis kondensatoren er uten ladning idet den kobles inn [7]. Siden resistansene i systemet alltid vil utgjøre en viss dempning vil den transiente overspenningen i realiteten alltid ligge under den teoretiske

maksimumsverdien.[3, 5, 7]



Figur 4.1: RLC-krets

Momentanverdien av innkoblingsstrømmen beregnes utifra en innkobling av en RLC-krets (figur4.1), og er gitt ved:

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}V_0}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{C_{eq}}{L_{eq}}} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \frac{V_0}{Z_0} \quad (4.1)$$

der C_{eq} er kapasitansen som blir koblet inn og L_{eq} er den ekvivalente induktansen til RLC-kretsen. L_{eq} omfatter induktansen til strømkilden, kabler, samleskinner og kondensatoren som inngår i innkoblingskretsen. $V(0)$ er momentanverdien til linjespenningen ved innkobling, hvis kondensatoren er uten lading. Har kondensatoren en restlading, noe som gir den en spenning V_C i det den kobles inn, må denne spennin-gen legges til eller trekkes fra $V(0)$, avhengig av restladingens polaritet i forhold til nettspenningens momentanverdi. Det er som regel tre ulike hovedårsaker til at en kondensator har en restlading i utkoblet tilstand. Utladningsmotstandene, som brukes til å lade ut eventuell restlading, kan ha havarert eller blitt frakoblet. En annen mulighet er at kondensatorene enten er blitt manuelt frakoblet før de er blitt utladet via utladningsmotstanden. Det siste hovedårsaken til at en kondensator har restlading er at den eller automatisk frakoblet før den har blitt utladet. Feilaktige, automatiske utkoblinger skyldes som regel feil i styrekretsen.[3, 7]

Når man beregner innkoblingsstrømmen er det vanlig å betrakte $V(0)$ som konstant siden frekvensen til den transiente strømmen er mye høyere enn nettspenningens frekvens på 50Hz [3]. Nettspenningens momentanverdi endres altså lite i løpet av det korte tidsrommet innkoblingsstrømmen lader opp kondensatoren. Frekvensen til innkoblingsstrømmen er gitt ved:

$$f_{maxpeak} = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{eq}C_{eq}}} \quad (4.2)$$

4.1.2 Back-to-back-innkobling

Hvis det kobles inn en kondensator på en samleskinne hvor det allerede ligger inne en kondensator, såkalt back-to-back-innkobling, vil det oppstå en annen, mer høyfrekvent

koblingstransient. I dette tilfellet opplades kondensatoren som kobles inn av den kondensatoren som alt ligger inne, og det går en ladestrøm i mellom dem. Ladestrømmen som trekkes fra nettet er i dette tilfellet svært liten, og kan følgelig neglisjeres ved beregninger. Unntaket er i de tilfellene hvor induktansen mellom kondensatorene er i samme størrelsesorden som nettets induktans, regnet fra nærmeste transformator/strømkilde [3, 5, 6]. Etter at kondensatorene har utvekslet ladning og befinner seg på samme potensial, følger en sekundær transient når kondensatorparet forårsaker spenningen til å oscillere rundt spenningens fundamentale frekvens, 50 Hz. Når den innkoblede kondensatoren når et visst nivå, oppstår en sekundær, ladestrøm som trekkes fra nettet og stabiliserer spenningen over kondensatorene rundt nettspenningen. For å beregne amplitude og frekvens til ladestrømmen som går mellom kondensatorene ved innkobling tar man utgangspunkt i 4.1 og 4.2. Den eneste forskjellen fra den opprinnelige RLC-kretsen er at den nye ekvivalentkretsen får en kapasitans i serie, C_2 . Dette gir en ekvivalent kapasitans C_{eq} på:

$$C_{eq} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} \quad (4.3)$$

Innkoblingsstrømmen ved svitsjing blir da følgelig:

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}V_0}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)L_m}} \quad (4.4)$$

Frekvensen til innkoblingsstrømmen er gitt ved:

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{L_m \frac{C_1 C_2}{(C_1 + C_2)L_m}}} \quad (4.5)$$

der L_m er induktansen i innkoblingskretsen, altså mellom kondensatorbatteriene. [3, 5, 7]

4.1.3 Begrensning av koblingstransienter

Flere tiltak kan settes i verk for å begrense transientene som oppstår ved svitsjing av kondensatorer. Et av tiltakene som er hyppigst brukt er installasjon av dempespoler. Økningen i bølgeimpedans som dempespolene representerer i utladningskretsen er en måte å redusere både amplituden og frekvensen til innkoblingsstrømmen [3, 5, 6]. Dette fremgår ved å betrakte lign. 4.1 og 4.2. En dempespole vil stemme kondensatoren til en bestemt frekvens. Derfor er det viktig med tanke på resonans at ikke kondensatorbatteriet er stemt inntil frekvenser av overharmoniske komponenter som kan opptre i systemet [8]. Med riktig dimensjonering tjener dempespoler to formål; i tillegg til å begrense både amplituden og frekvensen til innkoblingsstrømmen virker den også som et harmonisk filter som filtrerer lastgenererte, overharmoniske strømmer. Et høyt X/R-forhold er ønskelig for optimale filteregenskaper, mens et lavt X/R-forhold er ønskelig for dempningsformål [8]. Bruken av dempespoler introduserer enkelte bi-effekter. En dempespole reduserer den kapasitive reaktansen, men øker den reaktive

effekten ut fra kondensatoren. Dette fordi spenningsfallet over spolen adderes til spenningsfallet over kondensatoren, noe som fører til at klemmespenningen på kondensatorbatteriet øker. Ettersom produsert reaktiv effekt er proporsjonal med kvadratet av spenningen er det en netto økning i reaktiv effekt. Installasjon av dempespoler kan med andre ord medføre et behov for kondensatorer med høyere merkespenning [3]. En annen bivirkning av dempespoler er økte ohmske tap og påfølgende varmeutvikling i dempespolene under normal drift. Ventilasjons- og varmeavledningstiltak må derfor også vurderes i forbindelse med montering av dempespoler. Dempespolene kan også kobles ut under normal drift, men dette er også en kostbar løsning da dette krever ekstra, mer presise brytere [3].

Synkronisering av svitsjingen er også en effektiv metode å begrense koblingstransientene. Denne tilnærmingen til problemet går ut på lukke bryteren på et bestemt punkt langs systemspenningens sinuskurve - ideelt sett ved spenningens nullgjennomgang. Synkronisering av brytere er imidlertid et kostbart tiltak da dette krever presis, kontinuerlig overvåking av spenningen, samt rask, pålitlig og uavhengig bryteroperasjon ved hver pol. Man er heller ikke forsikret mot lysbuetenning, og dermed strømgjennomgang før kontaktene blir lagt inntil hverandre, med synkronisert innkobling. Variasjonen i lysbuetenningstidspunkt er dermed med på å randomisere det reelle innkoblingstidspunktet selv med synkronisert innkobling. [3]

Overspenningsvern er en tredje måte å begrense koblingsoverspenninger på. Overspenningsvern kan installeres både mellom fasene og mellom fase og jord. Både gnistgap og metalloksidavledere kan nyttiggjøres for dette for å begrense overspenningene over kondensatorene. Gnistgap anses ofte å være uegnet som overspenningsvern for kondensatorer. I serie med de ulineære utladningsresistansene kan de bli utsatt for høy belastning grunnet kondensatorenes lagrede energi og lave impedans. Hvis gnistgapet blir trigget av en transient, er strømmens amplitude bare begrenset av de ulineære utladningsmotstandene. Dette kan føre til at kondensatorene lader ut fullstendig og all oppladet energi påtrykkes gnistgapet. [6]

Metalloksidavledere har en spenningsavhengig motstand og har en myk overgang mellom isolerende og ledende tilstand [6]. Dette innebærer at kondensatorene ikke kan utlades til et nivå under systemspenningen. Derfor vil strømmen gjennom metalloksidavledere være lavere enn for gnistgapavledere.

Hvis ingen av overnevnte tiltak fungerer tilstrekkelig for å redusere skadelige transienter, er oppdeling av kondensatorbatterier i flere og mindre batterier en mulig løsning. Innkoblingsstrømmen vil iht. 4.1 avta proporsjonalt med kvadratroten av kapasitansen. [5, 6, 7]

Simuleringsverktøy

Simuleringene er blitt utført i en programvare kalt CDEGS[©], en programvare spesielt utviklet for beregninger knyttet til høyfrekvente strømmer og jordingssystemer. Programvaren består av flere moduler som har hvert sitt anvendelsesområde. I dette avsnittet følger en gjennomgang av oppbygning, virkemåte og funksjon til de to modulene som er blitt benyttet i denne prosjektoppgaven, HIFREQ[©] og FFTSES[©].

5.1 HIFREQ[©]

HIFREQ[©] er den viktigste beregningsmodulen med tanke på beregningene i denne rapporten. I denne modulen lages det en tredimensjonal modell av et ledernetverk der ledergeometri, ledermateriale og lederdiameter fastsettes. Elektriske egenskaper til eventuell lederisolasjon blir også definert i denne modellen. I tillegg til leder- og isolasjonsegenskaper defineres også de elektriske egenskapene til omgivelsene der lederne befinner seg. Dette vil i praksis si å fastsette resistiviteten til jordsmonnet der lederne ligger begravd eller beskrive ledere omgitt av luft. Til sist definerer man hvordan nettverket skal energiseres. En eller flere ledersegmenter kan beskrives med en strøm- eller speningskilde. Egenskapene til denne kilden beskrives i modulen FFTSES[©](`ap.sec:fftses`). Når modelleringen av ledernetverket er fullført bestemmer man hvilke frekvenser modulene skal utføre beregninger for. Dette kan gjøres manuelt eller ved hjelp av FFTSES[©](5.2 Beregningene kan utføres fra 0 Hz til flere titalls Mhz.[9, 10]

Når man starter simuleringen beregnes først ledersegmentenes resistans, induktans og kapasitans for hver frekvens som skal beregnes, i tillegg til ledernetverkets strømfordeling. Strømfordelingen er bestemt av egenskapene til strøm- eller spenningskildene, samt impedansen til omgivelsene og de enkelte ledersegmentene. Utifra strømfordelingen i nettverket beregner så HIFREQ[©] vektor- og skalarpotensialet samt det elektriske og magnetiske feltet i forhåndsdefinerte koordinater ved hjelp av algortimer basert på basert på Bessel-funksjoner.¹ I tillegg til de nevnte elektromagnetiske størrelsene kan midtpunktpotensialet til hvert enkelt ledersegment beregnes, uavhengig av de bestemte beregningskoordinatene.[9, 10, 14]

¹For gjennomgang av det matematiske grunnlaget for beregningene henvises det til [14]

5.2 FFTSES[©]

Beskrivelsen av de genererte transiente strøm- eller spenningene som blir injisert i ledernetverket beskrives i en modul kalt FFTSES[©]. Transientene kan beskrives som for eksempel lyn- eller koblingstransienter. Karakteristikkene av den valgte transienttypen legges så inn i programmet manuelt. Når beskrivelsen av transiente strømmen er fullført, kjører FFTSES[©] en Fourier-transformasjon som transformerer transienten fra tidsdomenet til frekvensdomenet. Dette vil si at den transiente strømmens størrelse beskrives som en funksjon av hver enkelt frekvens som transienten er sammensatt av, istedet for at strømmens størrelse er gitt som en funksjon av tiden. Siden den beskrevne transienten er sammensatt av et enormt antall frekvenskomponenter sørger en algoritme i programmet for å plukke ut et håndterlig antall av de frekvenskomponentene med størst bidrag til den resulterende strømmen. Disse utvalgte frekvenskomponentene eksporteres til HIFREQ[©] hvor strømfordelingen i ledernetverket og de resulterende elektromagnetiske feltene beregnes for hver frekvenskomponent.[9, 10]

Etter at HIFREQ[©] har fullført beregningene i frekvensdomenet importeres beregningsresultatene til en database i FFTSES[©]. Fourier-transformasjonen blir nå reversert, slik at beregningsresultatene kan studeres i tidsdomenet. FFTSES[©] utfører også en responsanalyse av ledernetverket. Hvis nødvendig anbefaler den da et nytt og utvidet sett med frekvenskomponenter som kan beregnes i HIFREQ[©]. Dette er en iterativ prosess som kjøres helt til nøyaktigheten av beregningene er akseptabel, eller til ingen signifikante endringer i resultatene observeres mellom hver gang simuleringene kjøres. Sammenhengen mellom skalarpotensialet og de elektromagnetiske feltene i tids- og frekvensdomenet kan uttrykkes på følgende måte ved hjelp av Fourier-transformasjon.[9, 10]

$$V(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} V(\omega) e^{i\omega t} d\omega = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} V_0(\omega) I(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (5.1)$$

$$E(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} E(\omega) e^{i\omega t} d\omega = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} E_0(\omega) I(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (5.2)$$

$$H(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} H(\omega) e^{i\omega t} d\omega = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} H_0(\omega) I(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (5.3)$$

hvor:

$$I(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} I(t) e^{i\omega t} dt \quad (5.4)$$

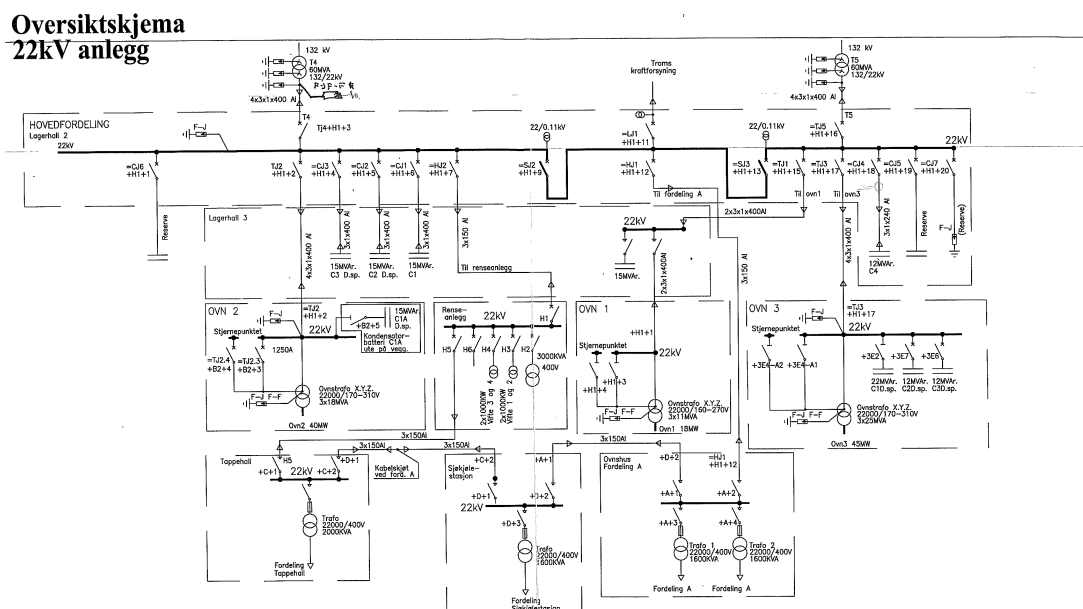
er frekvensspektrumet til den transiente strømmen.

Beskrivelse av det elektriske anlegget

For å kunne forstå rapportens hensikt er det viktig å ha litt kjennskap til det elektriske anlegget ved Finnfjord. Derfor gis det i dette kapittelet en kortfattet innføring i de delene av det elektriske anlegget som omtales i rapporten.

6.1 22 kV-anlegg

Figur A.1 viser en oversikt over 22 kV-anlegget ved Finnfjord. Oversiktsskjemaet finnes også i et større format i vedlegg A. Smelteverkets inntak fra Troms Krafts 132kV-forsyning er ved hovedtransformatorene, T4 og T5. Transformator T4 forsyner ovn 2, renseanlegget og lavspentfordeling A, mens transformator T5 forsyner ovn 1 og ovn 3. Transformatorene er jordet på 22 kV-siden [11] Mellom hovedfordelingen i



Figur 6.1: Oversiktsskjema 22kV-anlegg

lagerhall 2 og ovnshuset ligger $10 \times 3 \times 1 \times 400 \text{mm}^2$ TFSL AL 22kV-kabler 1 meter under bakken[11]. I tillegg til kablene som går til smelteovnene går det også $3 \times 150 \text{mm}^2$

TFSL AL til lavspentsfordeling A i ovnshuset. Hver smelteovnen har tre en-fase regulertransformatorer som blir forsynt av 400mm²-kablene. Ovnstransformatorene har en merkeeffekt på henholdsvis 3x11 MVA, 3x18 MVA og 3x25 MVA for henholdsvis ovnstransformator 1, 2 og 3, og ved hjelp av disse transformatorene reguleres smelteovnenes effekt etter behov.

6.2 Kondensatorbatterier

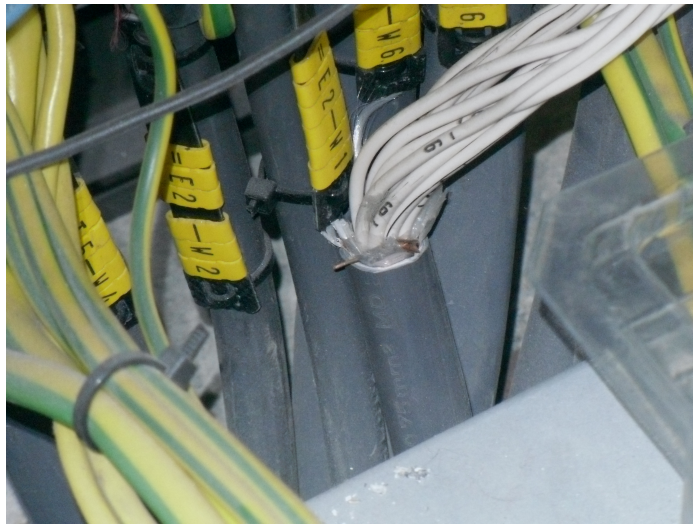
Kondensatorbatterier er installert ved flere samleskinner i anlegget for å sørge for reaktiv kompensering. Kondensatorene er satt sammen av kombinasjoner av kondensatorelementer, kalt strenger [8]. Strengene i en kondensatorbatteri består av seriekoblede kondensatorkanner. De ulike strengene er så koblet i parallell, og utgjør med det en fase i kondensatorbanken. Kannene er koblet i henholdsvis i serie og parallel for å oppnå ønsket nivå på spenning og reaktiv effekt. Kondensatorbatteriene er bygget opp av flere kondensatorkanner og er utsyrt med ubalansevern som skal detektere defekte kanner. Det er totalt installert ni kondensatorbatterier i anlegget med en ytelse mellom 12 og 22 MVar. Kondensatorbatteriene har, med unntak av C4 i lagerhall 2, hver sin dempespole for å redusere amplitude og frekvens på innkoblingsstrømmen. Kondensatorbatteriene C1, C2 og C3 ved ovn 3 har dempespoler med en induktans på henholdsvis 50 μ H, 99 μ H og 300 μ H. Batteri C1 og C4 kobles i normal driftssituasjon aldri ut, mens C2 og C3 kobles inn og ut ved behov. Innkobling av kondensatorbatteriene ved Finnfjord er ikke synkronisert [11]. Dette medfører at amplituden til innkoblingsstrømmen vil variere fra gang til gang. Kondensatorbatteriene er stjernekoblet med isolert nøytralpunkt. .



Figur 6.2: Kondensatorbatteri m/dempespole

6.3 110 V DC-styrekrets

Ovnene og kondensatorbatteriene blir styrt av en 110 V DC-styrekrets. Styrestrømskretsen blir forsynt fra lavspenning via en likeretter/spenningsomformer i lagerhall 2. Styrestrømskablene som benyttes er 0,75mm² skjermede kabler. Kablene består av stort sett av et tjuetalls lederpar med felles skjerm, men dette varierer noe. Styreskablene er terminert i fordelingene i lagerhall 2 og ovnshus, mens skjermen er terminert mot jordskinner i respektive fordelinger. Ved befaring 07.04 ble det likevel oppdaget at enkelte av kabelskjermene ikke var terminert mot jordskinne i lagerhall 2, og dermed lå med en flytenede skjerm. Kablene er nedgravd og ligger i samme kabelgrøft som 22 kV-kablene.



Figur 6.3: Ujordet skjerm i lagerhall 2

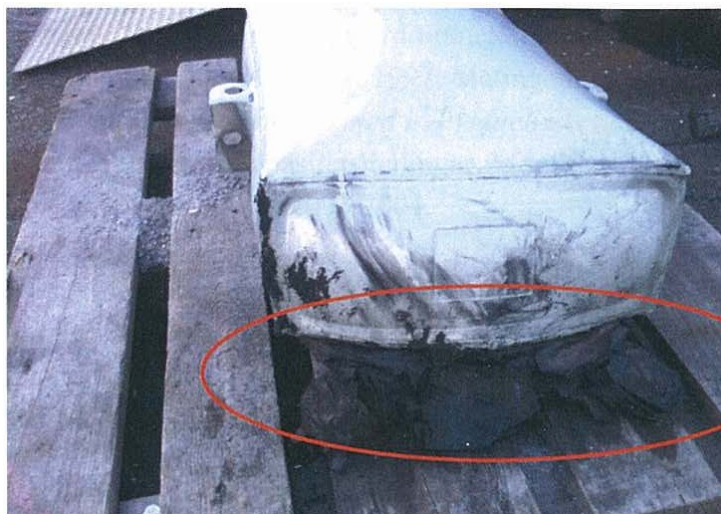
Beskrivelse av feilsituasjoner

Driftsforstyrrelser knyttet til skader på høyspenningskomponenter ved Finnfjord skrives seg tilbake til 1997, da hovedfordelingen i lagerhall 2 ble oppgradert til 22 kV [2]. De fleste problemene fram til juli 2010 har vært knyttet til driften av ovn 2. I dette tidsrommet har SINTEF vært involvert i flere undersøkelser av det elektriske anlegget der formålet har vært å klarlegge årsaken til driftsforstyrrelsene [2]. I juli 2010 oppstod det en situasjon der alle tre smelteovnene falt ut samtidig. I motsetning til tidligere tilfeller oppstod feilen i forbindelse med drift av smelteovn 3. I dette kapitlet blir det gitt en beskrivelse av feilene som oppstod 16 juli 2010 og som analysene senere i denne rapporten bygger på.

7.1 Skade på kondensatorbatteri C3

16 juli 2010 falt alle tre smelteovnene ut samtidig ved at ovenenes respektive effektbrytere, plassert i lagerhall 2, løste ut. I etterkant av utkoblingen ble det konstatert at fire av fem effektbrytere i 22 kV-fordelingen hadde løst ut samtidig. Ovn 3 var på dette tidspunktet i normal drift, med alle kondensatorbatteriene innkoblet. I løpet av den første halvtimen etter at ovnene falt ut, ble gjort minst to forsøk på å koble inn ovn 3, uten hell. Ved inspeksjon av anlegget ble det så oppdaget at fem av kondensatorbankene til kondensatorbatteri C3 til ovn 3 var skadet. Kondensatorbank 307 i kondensatorbatteri C3 hadde eksplodert (se figur 7.1 på neste side). Det ble også funnet skader på fire andre kondensatorbanker. Kondensatorbank 347 og 361 hadde fullt dielektrisk gjennomslag, mens det på kondensatorbank 304 og 348 ble målt en kapasitansøkning på henholdsvis 18% og 16%. [2]

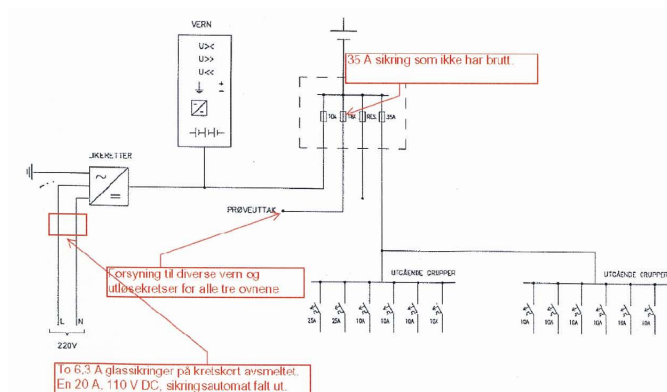
I en normal driftssituasjon ligger batteri C1 og C4 inne hele tiden, mens batteri C2 og C3 koples inn og ut, alt etter som belastningen på smelteovnene varierer. I etterkant av hendelsen har det blitt avdekket at alle fire kondensatorbatteri til ovn 3 lå inne ved forsøket på gjeninnkopling, uten at driftspersonellet ved Finnfjord var klar over dette. Årsaken til at kondensatorbatteri til ovn 3 lå inne skyldtes at sikringene til 110 V DC-forsyningen, som styrer inn- og utkobling av ovnene og kondensatorbatteri til ovn 3, hadde løst ut. Det er sannsynliggjort i tidligere rapport [2] at bank 307 var den første kondensatorbanken som ble skadet, og at dette skjedde i samtidig med at de fire effektbryterne i 22 kV-fordelingen koblet ut. Det er også sannsynliggjort at skadene på de fire øvrige bankene skyldes de mislykkede forsøkene på gjeninnkopling av ovn 3. [2]



Figur 7.1: Eksplodert kondensatorkanne

7.2 Utfall av 100V DC-forsyning

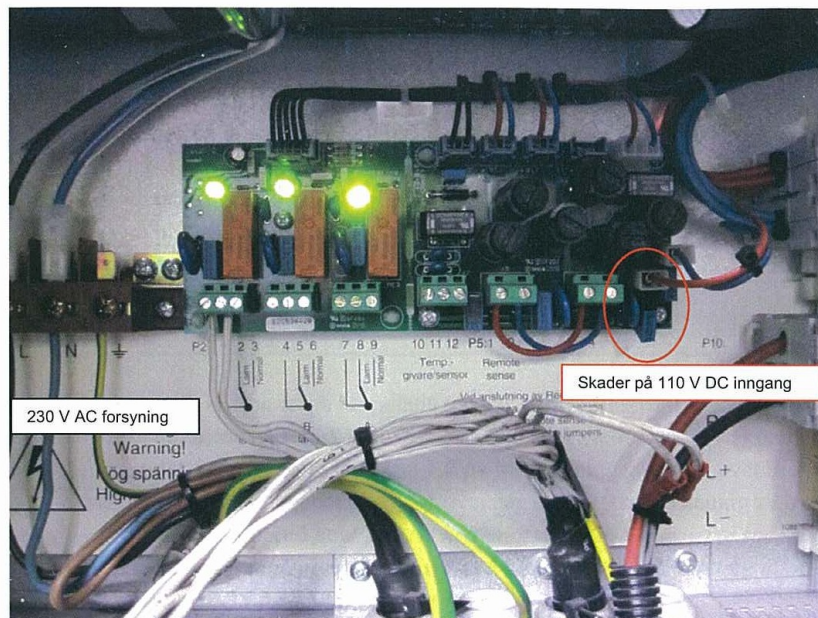
Utfallet av styrestrømmen til kondensatorbatteri C2 og C3 sine brytere skyldtes at minimum tre sikringsautomater i ovnshuset hadde koplet ut. Ved inspeksjon av 110 V DC-kablenes koblingsskap i etterkant av sikringsutfallet, ble det ikke funnet tegn til overslag i luft mellom 110 V DC-ledere eller mellom 110 V DC-ledere og jord. Dette indikerer at sikringsutfallet skyldtes andre årsaker enn kortslutning mellom pluss- og minusleder eller jordslutning mellom pluss-/minusleder og kabelskjerm i selve kabelen. Det ble også dokumentert selektivitet i sikringskjeden fra kondensator C2 og C3 opp til hovedsikringsnivå i styrekretsen (se enlinjeskjema: fig 7.2). I tillegg til 110 V DC-kretsens vern hadde også sikringsautomatene til en 380 V TN-C-kurs for ovn 3 sine sirkulasjonspumper løst ut. [2].



Figur 7.2: Utdrag av enlinjeskjema 110 V DC-forsyning i lagerhall 2

7.2.1 Skade på strømforsyning til 110 V DC-likeretter

I tillegg til sikringsautomatene i ovnshuset ble det også funnet skader på strømforsyningen til 110 V DC-likeretteren. To 6,3 A glassikringer på kretskortet hadde brutt sammen med en forankoplet B20-sikringsautomat. Kretskortet ble senere ytterligere undersøkt. Det ble det da funnet sotskader i tilkoblingsområdet for 110 V DC (fig. 7.3). Det ble også funnet at kretskortets koblingskondensatorene, som brukes som vern mot transiente overspenninger og er plassert ved kortinngangen, var skadet for begge polariteter. Den ene kondensatoren hadde revnet langs den ene langsiden, mens den andre kondensatoren hadde smeltet. I tidligere rapport er det sannsynliggjort at skadene på kretskortet skyldes at transiente overspenninger har oppstått lokalt i 110 V DC-forsyningen i lagerhall 2 [2]. Overspenningene antas å ha forårsaket gjennomslag i koblingskondensatorene på kretskortet, med en påfølgende kortslutning på tvers av kretskortoverflaten.[2]



Figur 7.3: Kretskort til likeretter

Simuleringer

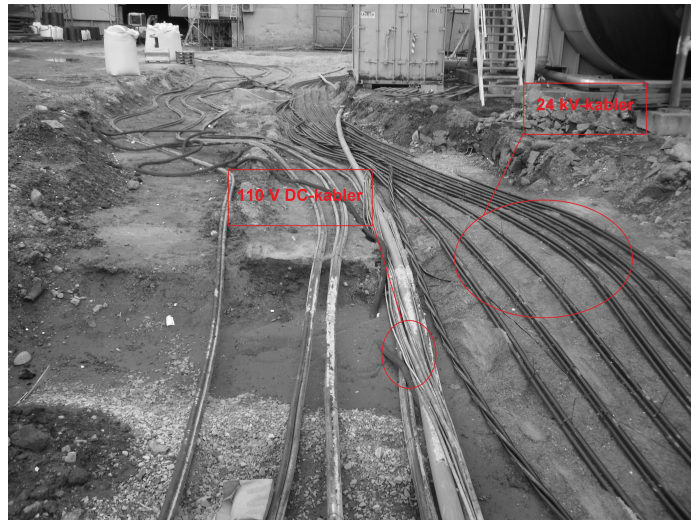
8.1 Feilhypoteser

Som en del av prosjektooppgaven har det blitt laget en simuleringsmodell i HIFREQ©. Formålet med simuleringene er å tallfeste den induerte spenningen i 110 V DC-kabelen under forskjellige innkoblings- og utladningssituasjoner for å se om det er en sammenheng mellom kondensatorhavariet og utfallet av 110 V DC-forsyningen. Ved å vurdere størrelsen på de induerte spenningene ved forskjellige versjoner av simuleringsmodellen er det også et mål å avdekke koblingsveien mellom høyspentanlegget og 110 V DC-forsyningen. Følgende koblingsveier er blitt undersøkt:

- Induktiv kobling til 110 V-DC kabel via 22kV-kabler
- Kapasitiv kobling til jord via 22kV-kabler og strømtransformator
- Direkte kobling til jord via jordfeil

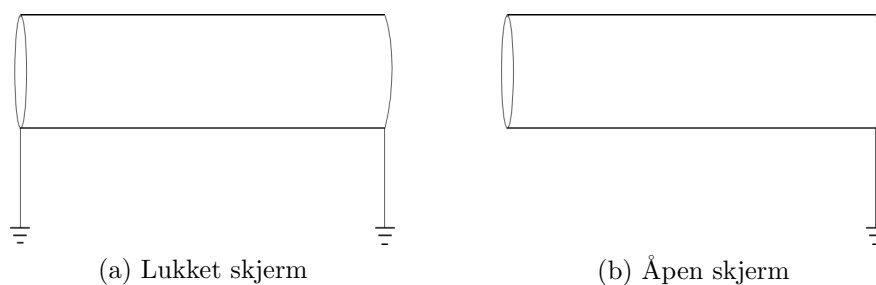
Induktiv kobling til 110 V-DC kabel via 22kV-kabler

Den første koblingsveien som skal undersøkes er induktiv kobling mellom 24 kV-kablene, som går under bakken mellom lagerhall 2 og ovnsbygget, og styrekabelen som ligger parallelt i samme kabelgrøft (se fig.8.1). Når C1 ble forsøkt gjeninnkoblet etter havariet av C3 vil innkoblingsstrømmen ha gått gjennom 24 kV-kablene. Innkobling av C1 skjer bare etter det har vært driftsstans i anlegget, så det understrekes at dette er en sjelden hendelse. Når kondensatorbatteri C2 og C3 kobles inn vil lades opp av C1, slik at det ikke vil gå noen primær ladestrøm gjennom 24 kV-kablene. Det vil imidlertid trekkes en sekundær ladestrøm fra nettet ved innkobling av C1 og C2, men dette vil ikke bli sett nærmere på i simuleringene siden den sekundære ladestrømmen har mindre amplitude og frekvens enn den primære ladestrømmen. [3]. Avstanden mellom lagerhall 2 og ovnsbygget er cirka 150 meter, og kablene ligger parallelt hele veien. Som figur 8.1 på neste side viser, er det omtrent en halv meter mellom 24 kV-kablene og styrekabelen. Totalt ligger det $4 \times 3 \times 1 \times 400 \text{mm}^2$ i kabelgrøften mellom lagerhall 2 og ovnsbygget men bare 4 av de parallelle, trekantforlagte enleder-24 kV-kabler mellom lagerhall 2 og ovnsbygget. Dette er på forhånd ansett som den minst sannsynlige koblingsveien av de tre som undersøkes i denne rapporten, men undersøkes likefullt - blant annet for å se hvilken effekt en åpen skjerm vil ha på de induerte spenningene i 110 V DC-styrekabelen, siden det ble oppdaget at ikke alle kabelskjermene var terminert til jordskinne i lagerhall 2. I en åpen skjerm indueres det spenning mellom skjerm og jord. Denne induerte spenningen er proporsjonal med kabelens lengde



Figur 8.1: 400mm²-kabler mellom lagerhall 2 og ovnsbygg

og belastningsstrøm [13]. I noen tilfeller brukes likevel åpne skjerm for signal- og styrekabler. Dette er i tilfeller hvor usymmetri til jord hos ledere kan medføre økte tverrspenninger [13]. Det vil i simuleringene der den induktive koblingsveien mellom 24 kV-kablene og 110 V DC-kablene undersøkes derfor benyttes to ulike styrekabelkonfigurasjoner - én modell med lukket skjerm, som er jordet i begge ender, og en med åpen skjerm, der den ene enden er tilkoblet jordskinnen i ovnsbygget og den andre enden er ligger åpen i lagerhall 2. Figur 8.2 viser dette prinsippet.



Figur 8.2: Skjermavslutning

Kapazitiv kobling til jord via 22kV-kabler og strømtransformator

Den andre feilhypotesen tar utgangspunkt i at det under innkobling vil gå lekkstrømmer til jord via kapasitansene til 24 kV-kablene og ubalansevernet til kondensatorens strømtransformator.. Tanken bak hypotesen er at de kapasitive jordstrømmene kan koble direkte til styrekabelens skjerm via jordskinnen i ovnsbygget, slik at det oppstår en potensialforskjell mellom leder og skjerm. Ved en back-to-

back-innkobling av enten C2 mot C1 eller C3 mot C1 vil kabelkapasitansene utgjøres av kablene mellom kondensatorene som inngår i innkoblingskretsen, som vist på figur 8.3. Jordstrømmens returvei blir gjennom transformator T5 som er jordet på sekundærsiden.

Ved innkobling av C1 vil ingen andre kondensatorbatterier ligge inne og kablene mellom lagerhall 2 og ovnsbygget vil da inngå i innkoblingskretsen og utgjøre en betydelig kapasitans til jord. Denne innkoblingsstrømmen er imidlertid ikke så høyfrekvent, ettersom transformator T5 sin induktans inngår i innkoblingskretsen. Dette gjør at lekkstrømmene blir mindre. Det samme gjelder for C4. I tillegg vil deler innkoblingsstrømmen til C1 kunne gå til jord ved lagerhall 2 sin jordelektrode. Dette fører til at jordstrømmen ved ovnsbygget ikke blir så stor. Følgelig vil det bare bli utført simuleringer ved innkobling av C2 og C3.



Figur 8.3: 240mm²-kabel med jordingsstropp - mellom kondensatorer i ovnsbygg

Direkte kobling til jord via jordfeil

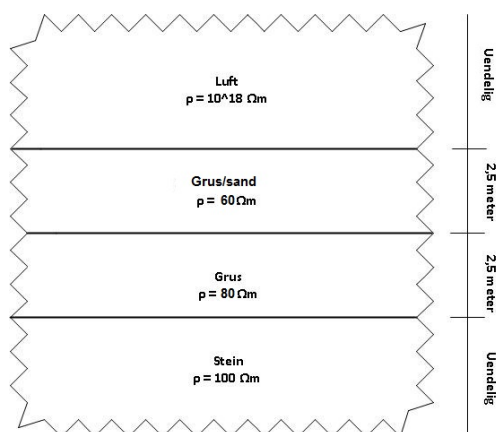
Den siste feilhypotesen som testes i HIFREQ er om transiente strømmer kan ha blitt overført ved direkte kobling til jordingsystemet, og på den måten ha forårsaket en jordpotensialforskyvning i skjermen til styrekabelen. Dette er i så tilfelle en jordfeil som kan ha oppstått i forbindelse med havariet av kondensatorbatteri C3. Alle kondensatorkannene er isolert fra jord, men det anses som en mulighet at det kan ha forekommet et overslag til en jordet anleggsdel i det kondensatorkanne 307 eksploderte. I et slikt tilfelle vil alle innkoblede kondensatorbatterier utlades mot jordfeilen i den feilbefengt fasen [6]. I [2] er det beskrevet at alle kondensatorbatterier lå innkoblet når feilen inntraff. Dette betyr at en svært stor strøm vil flyte ved jordslutning. Denne strømmen vil stort sett gå i jordsmonnet og returnere gjennom transformator T5. Noe av strømmen vil imidlertid vil også kunne gå i andre jordforbindelser som kabelskjermen til 110 V DC-kabelen.

8.2 Beskrivelse av simuleringsmodell

I dette avsnittet vil det bli gitt et innblikk i hvordan simuleringsmodellen er bygget opp i HIFREQ©. Modelleringen av jordsmonnet og ledernetverket, inkludert modelleringen av jordledere, kondensatorer og kabler blir forsøkt beskrevet.

8.2.1 Jordsmonn

Jordsmonnet ved Finnfjord er å anse som bra med hensyn til jordingsformål, blant annet på grunn av anleggets plassering tett ved sjøen. Det er utført målinger av jordsmonnsresistivitet for noen år siden [11]. Resultatene fra disse målingene har imidlertid ikke vært mulig å oppdrive. Den øvre delen av jordsmonnet ved Finnfjord består av sand og grus. Dypere nede finnes et gruslag, før man kommer til et grovere stein-/gruslag [11]. I HIFREQ er jordsmonnet modellert med tre horisontale sjikt, vist på figur 8.4.



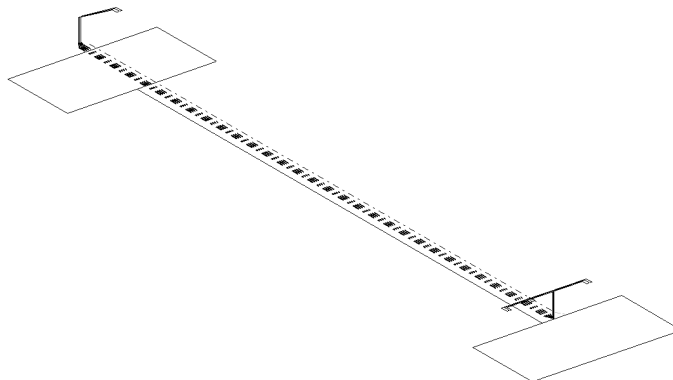
Figur 8.4: jordsmonnmodell

Det øvre laget på 2.5 meter har en resistivitet på $60 \Omega\text{m}$ og er 2.5 meter dypt. Neste lag er også 2.5 meter dypt og er modellert med en resistivitet på $80 \Omega\text{m}$. Det siste laget er uendelig dypt og har en resistivitet på $100 \Omega\text{m}$.¹ Jordsmonnmodellen har forblitt uendret gjennom alle simuleringene.

8.2.2 Ledernetverk

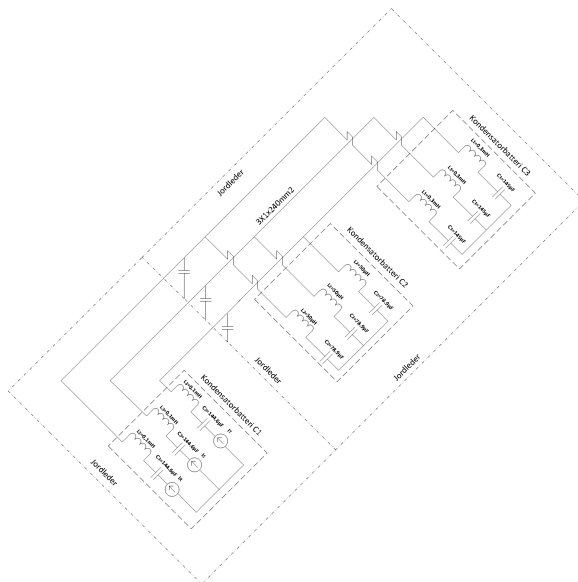
Modellen av ledernetverket er bygget opp etter et prinsipp brukt i lignende analyser [15, 16]. Figur 8.5 viser et oversiktsbilde av modellen. Modellen omfatter ringjordelektroder rundt henholdsvis lagerhall 2 og ovnsbygget, samt en jordleder som forbinder byggene og ligger parallelt med 24 kV- og 110 V DC- kablene en meter under bakkenivå. Alle jordlederene i er modellert som 50mm^2 kobberwire.

¹Resistivitetsverdiene er hentet fra [4]



Figur 8.5: Oversiktsbilde av modellert ledernetzverk

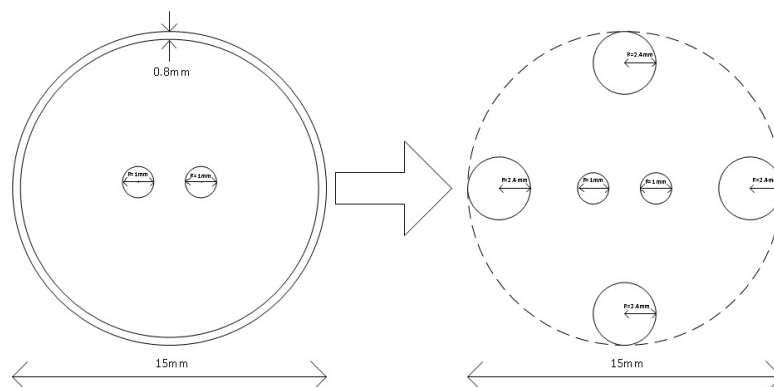
Det er laget en trefase-modell av kondensatorbatteriene, med tilhørende dempespoler, og 24 kV-kablene mellom lagerhall 2 og ovnsbygget. Kondensatorene er modellert som en kapasitans i serie med en induktans (se figur 8.6). Kapasitansen til batteriene er $144.6 \mu\text{F}$ for kondensatorbatteri C1, mens C2, C3 og C4 har en kapasitans på $78.9 \mu\text{F}$. Dempespolene, på henholdsvis 50, 100 og 300 μH , er seriekoblet med sine respektive batterier. Kondensatorbatteri C1, C2 og C3 er plassert i ovnsbygget, og er modellert med en avstand på 10 meter i mellom hverandre. Ved innkobling av C2 eller C3, ligger C1 inne. I dette tilfellet har C1 en strømkilde i serie med den modellerte kondensatoren og spolen som lader opp kondensatoren som kobles inn. Modelleringsprinsippet av kondensatorbatteriene er vist på figur 8.6.



Figur 8.6: Prinsipp tegning kondensatormodell

8.2.3 Modell av styrekabel

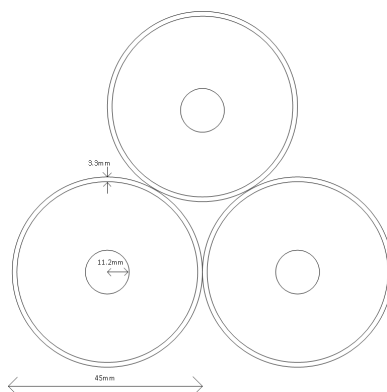
Styrekabelen er modellert med to ledere, hver med en radius på 0.5 mm . Kabeldata er hentet fra lignende kabel funnet i [12] og definert utifra leder-, skjerm- og isolasjonstykkel i HIFREQ. Skjermen er erstattet sv fire ledere med tverrsnittssreal lik en fjerdedel av skjermens totale tverrsnittssreal. Denne metoden er også brukt i [15, 16]. Dette er en forenklet modell av den virkelige kabelen som består av mange lederpar omhyllt av en felles kabelskjerm. Figur 8.7 viser hvordan styrekabelen er modellert.



Figur 8.7: Modell av 110V DC-kabel

8.2.4 Modell av 22kV-kabler

22kV-kablene er modellert med aluminiumsledere med en resistivitet, ρ , på $2.82 \times 10^8 \Omega m$. Ledertverrsnittet er 400 mm^2 , skjermtykkelse på 3mm og en total diameter på 45mm [?]. Kablene er forlagt triangulært en meter under bakken - parallelt med styrekabelen. Den horisontale avstanden fra nærmeste 22kV-kabel til styrekabelen er en halv meter.



Figur 8.8: Modell av 22kV-kabler

Beskrivelse av transiente strømmer

I dette kapitlet vil ulike transiente strømmer som kan opptre ved innkobling og utladning av kondensatorer beskrives, i tillegg til at forutsetningene som ligger til grunn for modelleringen av RLC-kretsen i hvert tilfelle vil bli presentert. De transiente strømmene som påtrykkes ledernetverket (figur 8.5), tar utgangspunkt RLC-kretsen beskrevet i kapittel 4. De transiente strømmenes amplitude og frekvens har først blitt beregnet manuelt med utgangspunkt i en LC-krets (se vedlegg B) - der innkoblingskretsens resistans er neglisjert. Deretter har kretsparameterne blitt implementert i en RLC-kretsmodell i FFTSES der den transiente strømmen transformeres fra tids- til frekvensdomenet og påtrykkes ledernetverket. I FFTSES er det også lagt til en resistans i kretsen i henhold til et X/R -forhold på 28. For hver av de tre feilhypotesene, beskrevet i forrige kapittel er det tatt utgangspunkt i en RLC-krets tilpasset den transiente strømmen som er opphav til en eventuell kobling mellom 22 kV-anlegget og 110 V DC-kretsen.

9.1 Innkoblingsstrømmer

I dette avsnittet blir noen aktuelle innkoblingsstrømmer beregnet. Ved beregning av innkoblingsstrømmene er alle lekkstrømmer til jord neglisjert. Dette gir dette et avvik fra virkelig verdi, men avviket er relativt sett lite. Det er som tidligere nevnt bare innkoblingsstrømmen i forbindelse med innkobling av kondensatorbatteri C1 som vil bli brukt videre til simulering. De andre innkoblingsstrømmen er likevel beregnet for å gi et inntrykk av hvor store de innkoblingsstrømmene i anlegget kan bli, ettersom de vil utgjøre både en elektrisk og mekanisk belastning. I tabell 9.1 gis det en oversikt over parameterene i RLC-kretsen som innkoblingsstrømmene er beregnet ut ifra, samt amplituden og frekvensen til den resulterende innkoblingsstrømmen når RLC-kretsen lukkes. E” og B” i tabellen står for henholdsvis enkel- og back-to-back-innkobling.

Innkoblet kondensator	Innkobling	V(0)	C_{eq}	L_{eq}	I_{max}	f
C1	17.9 kV	E	144.6 μ F	2.34 mH	4.46 kA	273.6 Hz
C2	17.9 kV	B	51.12 μ F	160 μ H	10.15 kA	1760 Hz
C2	35.8 kV	B	51.12 μ F	160 μ H	20.30 kA	1760 Hz
C3	17.9 kV	B	51.12 μ F	360 μ H	6.77 kA	1173 Hz
C4	17.9 kV	B	78.9 μ F	2.15 mH	3.43 kA	386 Hz

Tabell 9.1: Ekvivalentkretsparametere og innkoblingsstrømmer

Innkobling av C1

C1 er plassert i ovnsbygget (se enlinjeskjema, fig. A.1). Dette kondensatorbatteriet ligger i utgangspunktet inne hele tiden. I forbindelse med driftsstans vil det likevel være behov for å koble batteriet inn på nettet igjen. I dette tilfellet vil C1 trekke en ladestrøm fra nettet. Innkoblingen forutsettes å skje på verst tenkelig tidspunkt, ved toppunktet av nettspenningens momentanverdi. Vedrørende parameterene i RLC-kretsen så utgjøres C_{eq} i dette tilfellet av C1 kapasitans på 78.9 μ F alene. Kretsens ekvivalente induktans, L_{eq} utgjøres av induktansen til transformator T5, 24 kV-kablene fra transformator T5 til lagerhall 2 og videre til ovnsbygget. Induktansen til samleskinne og kablen fram til C1 i ovnsbygget utgjør også en del av den ekvivalente induktansen.

Induktansen til transformator T5, fastsettes utifra en typisk transformatorreaktans på 0.08 p.u. Dette gir en induktans på 2.1 mH (se vedlegg B for beregning). Fra transformator T5 til samleskinne i lagerhall 2 og videre til samleskinne i ovnsbygget ligger det 4x3x1x400mm²-kabler forlagt i trekant. Avstanden er omtrent 180 meter. Ifølge [13] er induktansen til 24 kV 400mm² PEX-isolerte enlederkabler forlagt i trekant 0.32 mH/km. Dette gir en kabelinduktans på 0.23 mH. For induktansen til samleskinne og kablel i ovnsbygget fram til C1 brukes 1 μ H/m [3, 4]. Denne avstanden settes til 10 meter, noe som gir en induktans på 10 μ H og en total induktans, L_{eq} , på 2.34 mH. Dette gir en strøm (se figur B.11 i vedlegg B.1) med amplitude 4.46 kA og frekvens på 273.6 Hz, når kondensatoren kobles inn.

Innkobling av C2

Kondensatorbatteri C2 er plassert i ovnsbygget, parallelt med kondensatorbatteri C1 og C2, og vil bli koblet inn back-to-back ettersom C1 alltid ligger inne. Det vil gå en ladestrøm fra C1 til C2 helt til de to batteriene ligger på samme potensial. Innkoblingen forutsettes også her å skje på verst tenkelige tidspunkt. Det eneste som begrenser strømmen i dette tilfellet er batterienes respektive dempespoler og induktansen mellom batteriene som til sammen utgjør den ekvivalente induktansen i kretsen, L_{eq} . Dempespolene til C1 og C2 er på henholdsvis 50 og 100 μ H.

Kablene mellom C1 og C2 anslås å ha en induktans på ca. 1 μ H/m [3, 4]. Det regnes med avstand på 10 meter mellom batteriene, slik kablens induktans utgjør 10 μ H,

slik at den ekvivalente induktansen blir $160 \mu\text{H}$. Den ekvivalente kapasitansen utgjøres av kapasitansen til C1 og C2 på henholdsvis $144.6 \mu\text{F}$ og $78.9 \mu\text{F}$ i serie. Dette gir en ekvivalent kapasitans på $55.12 \mu\text{F}$. Innkoblingsstrøm har en amplitude på 10.15 kA og frekvens på 1760 Hz . Innkoblingsstrømmen er vist på figur B.12 i vedlegg B.1.

Som beskrevet i kap. 4.1 vil den største innkoblingsstrømmen opptre hvis kondensatoren som kobles inn har oppsamlet ladning med motsatt polaritet av momentanspenningen til nettet i det den kobles inn. Derfor gjentas innkoblingen av C2 med den endringen at C2 nå har oppsamlet ladning i det den kobles inn. Innkoblingskretsens øvrige parametere er identiske, noe som gjør at strømmens frekvens er identisk med foregående innkoblingsstrøm, 1760 Hz . Den resulterende innkoblingsstrømmen har en amplitude på 20.3 kA , og er vist på figur B.3.

Innkobling av C3

Som for kondensatorbatteri C2 vil C3 bli koblet inn back-to-back siden C1 alltid ligger inne. Siden kapasitansen til C2 og C3 er den samme vil den eneste endringen i innkoblingskretsen være den ekvivalente induktansen, siden C3 har større dempespoler enn C2. Dempespolene til C3 er på $300 \mu\text{H}$. Kablene mellom batteriene anslås å ha en induktans på ca. $1 \mu\text{H/m}$ [3, 4]. Med en avstand på omtrent 10 meter utgjør kablernes induktans $10 \mu\text{H}$ og den ekvivalente induktansen i RLC-kretsen blir $360 \mu\text{H}$. Dette gir en innkoblingsstrøm med amplitude 6.77 kA og frekvens 1173 Hz , vist på figur B.13 i vedlegg B.1

Innkobling av C4

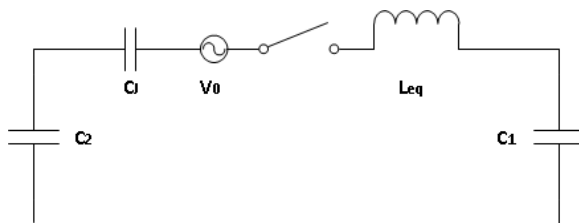
Ved innkobling av C4 utgjøres den ekvivalente kapasitansen av kondensator C4 på $78.9 \mu\text{F}$. Den ekvivalente induktansen er 2.15 mH , og utgjøres av transformator T5, kablene frem til lagerhall 2 og kablene fra lagerhall 2 til C4. Innkoblingsstrømmen blir 3.43 kA med en frekvens på 386 Hz (figur B.5 i vedlegg B.1)

9.2 Lekkstrømmer til jord under innkobling

For å finne andelen av innkoblingsstrømmene som går til jord ved innkobling modifiseres RLC-kretsen. Strømmens eneste vei til jord under normal drift er via kapasitanser i anlegget. Derfor legges det til en ekstra kapasitans i serie med den ekvivalente kapasitansen til RLC-kretsen benyttet tidligere. Kretsen er vist på figur 9.1. Kapasitansen til jord, C_J , utgjøres av kapasitansen til 24 kV -kablene som inngår i innkoblingskretsen. I tillegg har også strømtransformatorene en viss kapasitans til jord [3]. Den effektive kapasitansen til jord er beregnet utfra ligning 9.1. Den ekvivalente induktansen er den samme for hvert tilfelle som i forrige avsnitt. Det betyr at induktansen til jordlederne er neglisjert. Dette introduserer en unøyaktighet i beregningene, slik at de beregnede jordstrømmene blir noe større enn i virkeligheten.

$$C_{eq,J} = \frac{C_{eq}C_J}{C_{eq} + C_J} \quad (9.1)$$

I de følgende avsnittene beskrives, som for innkoblingsstrømmene, fremgangsmåten



Figur 9.1: Ekvivalentskjema for kapasitive lekkstrømmer til jord under innkobling

for å finne jordstrømmene som flyter under de forskjellige innkoblingsscenariene. For manuell utregning av strømmene vises det til vedlegg B. I tabell 9.2 gis det en oversikt over kretsparameterene samt amplituden og frekvensen til jordstrømmen under de forskjellige innkoblingene. Som tidligere nevnt er det er bare jordstrømmene ved back-to-back-innkobling som vil bli brukt som grunnlag for simuleringene i neste kapittel.

Kondensator	innkobling	V_0	C_{eq}	L_{eq}	I_{max}	f
C1	E	17.96 kV	262 nF	2.34 mH	190.1 A	6.4 kHz
C2	B	17.96 kV	3.2 nF	160 μ H	80.3 A	222.4 kHz
C2	B	35.92 kV	3.2 nF	160 μ H	160.6 A	222.4 kHz
C3	B	17.96 kV	3.2 nF	360 μ H	53.5 A	148.3 kHz
C4	E	17.96 kV	46.4 nF	2.15 mH μ H	83.4 A	15.9 kHz

Tabell 9.2: Ekvivalentkretsparametere og kapasitive lekkstrømmer til jord ved innkobling av kondensatorer

Innkobling av C1

Den ekvivalente induktansen i innkoblingskretsen, L_{eq} er den samme som tilsvarende innkobling i forrige eksempel, 2.34 mH. Den ekvivalente kapasitansen utgjøres av av kapasitansen til C1 i serie med 24kV-kablene, fra transformator T5 til ovnsbygget, sin kapasitans til jord, C_J . Den totale lekkstrømmen til jord når C1 kobles inn blir på 190.1 A. Strømmen har en frekvens på 6.4 kHz og er vist på figur B.6 i vedlegg B.2.

Innkobling av C2

Ekvivalentkretsen blir den samme for C2 som ved beregningen av den totale innkoblingsstrømmen, bortsett fra at kapasitansen til kablene mellom C1 og C2, samt strømtransformatorene i kretsen kommer i serie med kapasitansen til C1 og C2. Kapasitansen til 3x240mm² er 0.29 μ F/km. Strømtransformatorens kapasitans til jord settes til 300pF [3]. Dette gir en ekvivalent kapasitans på 3.2 nF. Med en ekvivalent induktans på 160 μ H. Dette gir en innkoblingsstrøm på 80.3 A med en frekvens 222.4 kHz (fig. B.7). Ved tilfellet

der C2 har ladning i det den kobles inn, blir strømmens amplitude dobbelt så stor, 160.6 A (fig. B.8).

Innkobling av C3

Som for innkobling av C2 utgjør den samlede kapasitansen til jord 3.2 nF. Den ekvivalente induktansen, L_{eq} er lik som i beregningen av den innkoblingsstrømmen, 360 mH. Dette gir en jordstrøm på 53.5 A med en frekvens på 148.3 kHz (figur B.9)

Innkobling av C4

Den ekvivalente kapasitansen utgjøres av kablene mellom transformator T5 og lagerhall 2, i tillegg til kablene fra samleskinne i lagerhall 2 til C4. Tilsammen utgjør den ekvivalente kapasitansen 46.4 μ F. Den ekvivalente induktansen er som for innkoblingsstrømmen 2.15 mH. Den totale jordstrømmen ved innkobling av C4 blir da 83.4 A med en rekvens på 15.9 kHz (figur B.10)

9.3 Utladningsstrømmer

De beregnede transiente strømmene (se vedlegg B.3) tar utgangspunkt i en jordslutning ved kondensatorbatteri C3. Utladningskretsene for de respektive kondensatorbatteri modelleres som for de andre transiente strømmene som en RLC-krets. C_{eq} utgjøres av den kondensatoren som utlades, mens L_{eq} utgjøres av kondensatorens dempespole og kablene mellom kondensatoren som utlades og jordslutningen. I tabell 9.3 nedenfor er de beregnede utladningsstrømmene listet opp. For beregning av utladningsstrømmene vises det til vedlegg B.3.

Kondensatornr.	V_0	C_{eq}	L_{eq}	I_{max}	f
C1	17.9 kV	144.6 μ F	360 μ H	11.38 kA	697.5 Hz
C2	17.9 kV	78.9 μ F	460 μ H	7.44 kA	835.4 Hz
C3	17.9 kV	78.9 μ F	300 μ H	9.21 kA	1034.5 Hz

Tabell 9.3: Utladningsstrøm for kondensatorbatterier

Simuleringsresultater

I dette kapitlet presenteres og diskuteres resultatene fra simuleringene der den induerte spenningen i 110 V DC-kretsen er beregnet. Først gjennomgås resultatet fra simuleringen av den induktive koblingen mellom 24 kV-kablene og 110 V DC-kabelen. Deretter presenteres resultatene fra simuleringene med de kapasitive lekkstrømmene til jord, og til sist resultatene fra simuleringen av en jordfeil ved kondensatorbatteri C3. For hver simulering som er utført er maksimumspotensialet til kabelskjerm og leder samt maksimal potensialforskjell mellom disse, både ved ovnsbygget og lagerhall 2, beregnet og satt inn i tabell. Det er verdt å merke seg at den maksimale potensialforskjellen mellom skjerm og leder er ulik differansen av makspotensialet til skjerm og leder. Dette er fordi makspotensialene til skjerm og leder inntreffer på forskjellige tidspunkt.

10.1 Induktiv kobling via 24 kV-kabler

Innkobling av C1

Modellen med 24 kV-kablene ble påtrykt innkoblingsstrømmen på 3.29 kA. Resultatene viser at den induerte spenningen i kabelen når styrekabelskjermen er lukket er tilnærmet lik null. Når styrekabelen har åpen skjerm øker som forventet de induerte spenningene, men ikke mer enn at de fortsatt er på et neglisjerbart nivå. For begge skjermkonfigurasjoner er de induerte spenningene i styrekabelen så små at de faller inn under modellens feilmargin. Dette viser at den trekant-forlegningen og skjermingen av 24 kV-kablene fungerer som tilsiktet, slik at det utrålte magnetfeltet fra dem er svært lite, både under normal drift og under innkobling av kondensatorer

Skjermavslutning	Ovnsbygg			Lagerhall 2		
	V_{Skjerm}	V_{Leder}	$\Delta\hat{V}_{\text{Skjerm-Leder}}$	V_{Skjerm}	\hat{V}_{Leder}	$\Delta\hat{V}_{\text{Skjerm-Leder}}$
Lukket skjerm	0.36 V	0.31 V	0.05 V	0.23 V	0.18 V	0.05 V
Åpen skjerm	0.57	0.29 V	0.48 V	0.57	0.29 V	0.48 V

Tabell 10.1: Innkobling av C1 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel

10.2 Kapasitiv kobling til jord

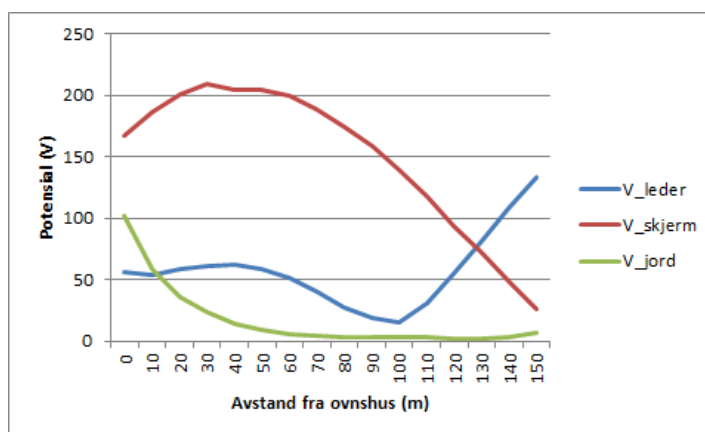
De kapasitive lekkstrømmene, beskrevet i kapittel 9.2 blir i disse simuleringene påtrykt ledernetverket. Simuleringer av henholdsvis innkobling av kondensatorbatteri C2, innkobling av oppladet C2 og innkobling av kondensatorbatteri C3 er utført.

Innkobling av C2

Ved innkobling av C2, ligger C1 inne, og det vil gå en strøm på 80.3 A med frekvens 222.4 kHz til jord via jordskinne i ovnsbygget. Som tabell 10.4 viser gir det en maks potensialsforskjell på 150 V ved både ovnsbygg og lagerhall 2. Maksimale potensial for skjermen ved termineringen i ovnsbygget er 152 V. Som figur 10.1 viser, stiger så skjermpotensialet frem til 30 meter fra ovnsbygget der det flater ut. Etter rundt 70 meter begynner skjermpotensialet og falle, og ved termineringen til lagerhall 2 er det maksimale skjermpotensialet sunket til 49.5 V. Årsaken til at skjermpotensialet synker er at skjermen er koblet til hovedjordskinne i lagerhall 2 og utjevnet mot potensialet til jordskinne.

Ovnsbygg			Lagerhall 2		
V_{Skjerm}	V_{Leder}	$V_{\text{Skjerm-Leder}}$	V_{Skjerm}	V_{Leder}	$V_{\text{Skjerm-Leder}}$
50 V	106 V	150 V	152 V	53 V	150 V

Tabell 10.2: Innkobling av C2 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel



Figur 10.1: Potensial langs 110 V DC-kabel ved innkobling av C2

Når det går en jordstrøm og potensialet stiger i kabelskjermen, vil det umiddelbart bli induisert en spenning lederpotensialet er på 50 V ved lagerhall 2. Lederpotensialet holder seg ganske stabilt frem til omlag 100 meter fra ovnsbygget, som vist på figur 10.1. Der begynner lederpotensialet å øke, og det stiger jevnt frem til termineringen i lagerhall 2 hvor lederpotensialet er 150 V. Det er den sterke kapasitive koblingen (kap.

2.1.3) mellom skjerm og ledere som sørger for det induserte potensialet i lederene. Ved å betrakte ligning. 2.2 ser man at det induserte potensialet i pluss- og minuslederne i 110 V DC-kabelen er proporsjonalt med endringen til potensialet i kildelederen, i dette tilfellet skjermen til 110 V DC-kabelen. Når potensialet i kabelskjermen er stabilt vil det derfor ikke induseres noen spenning i lederen. Etterhvert som skjermpotensialet begynner å falle, på grunn av tilkobling til jordskinne i lagerhall 2, blir det derimot induserte en negativ spenning i lederen i 110 V DC-kabelen. Dette fremkommer ikke av figur 10.1, der det er absoluttverdien av potensialet som vises.

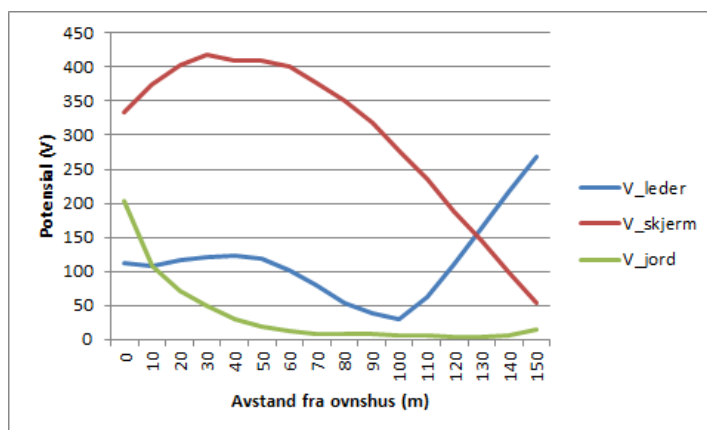
Jordpotensialet som funksjon av avstand fra ovnsbygget er også vist på figur 10.1. Ved ovnsbygg 2 som er injeksjonspunktet til jordstrømmen er jordpotensialet rundt 100 V. Årsaken til at det er en potensialforskjell mellom skjerm og jord ved henholdsvis ovnsbygget og lagerhall 2 er spenningsfallet i jordledere og jordskinner fra skjermavslutning til jordelektrode. Videre på figur 10.1 kan man se at jordpotensialet synker ganske raskt, tilnærmet eksponentielt, før det stabiliserer seg på et lavt nivå. Årsaken til at jordpotensialet faller raskt er den relativt lave jordsmonnsresistiviteten på 60 Ωm . Ved jordskinnen i lagerhall 2 løftes jordpotensialet litt igjen. Dette er fordi skjermen til henholdsvis 110 V DC-kabelen og alle 24 kV-kablene er tilknyttet jordskinnen i lagerhall 2. Den delen av feilstrømmen som har gått gjennom alle kabelskjermene vil gå i jordsmonnet via jordskinne i lagerhall 2 og tilbake til transformator T5 her.

Innkobling av oppladet C2

En ny innkobling av C2 ble simulert, denne gang i oppladet tilstand ved innkoblingstidspunktet, slik at en strøm på 160.6 A går til jord. Strømmens frekvens er som i forrige eksempel 222.4 kHz. Man ser i tabell 10.4 at potensialene i jord, kabelleder og -skjerm er nøyaktig det dobbelte av det de var ved forrige simulering. Dette viser at når strømmens frekvens er konstant er potensialøkningen direkte proporsjonal med strømmen. Dette er ingen direkte overraskelse, men stadfester ligning 3.6 i kapittel 3.2. Man ser også på figur 10.2 at potensialene er nøyaktig dobbelt så store som ved innkobling av C2 uten ladning langs hele kabelen. De samme observasjoner som gjort i forrige simulering gjelder følgelig også her.

Ovnsbygg			Lagerhall 2		
V_{Skjerm}	V_{Leder}	$V_{\text{Skjerm-Leder}}$	V_{Skjerm}	V_{Leder}	$V_{\text{Skjerm-Leder}}$
100 V	212 V	300 V	304 V	106 V	300 V

Tabell 10.3: Innkobling av oppladet C2 - Maks potensial ved termineringspunkter for styrekabel



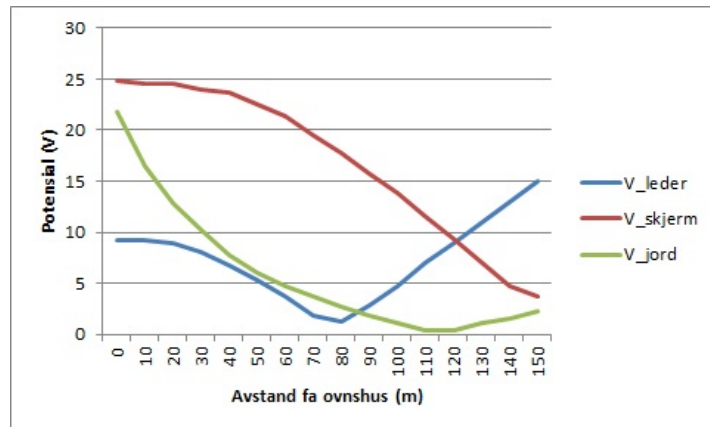
Figur 10.2: Potensial langs 110 V DC-kabel ved innkobling av oppladet C2

Innkobling av C3

En back-to-back-innkobling av C3 ble simulert. I dette tilfellet går det en strøm med toppverdi på 53.5 A og frekvens 148.3 kHz til jord ved jordskinne i ovnsbygget under innkobling. Som det fremgår av tabell 10.4 er den maksimale potensialforskjellen mellom 110 V DC-kabelens leder og skjerm i dette tilfellet 18 V. Det maksimale skjermpotensialet er henholdsvis 25 og 4 V ved hver ende av 110 V DC-kabelen. Lederpotensialets maksimumsverdi ved skjermens termineringspunkter er henholdsvis 9 og 15 V. Ved innkobling av C3 blir altså potensialøkningen betydelig mindre enn ved innkobling av C2. Dette skyldes at jordstrømmen og dens frekvens ved innkobling er lavere i dette tilfellet. Jordpotensialet er som man kan lese ut av 10.3 22 V ved ovnsbygget og rundt 2 V ved lagerhall 2. Den relative forskjellen mellom det maksimale skjerm- og jordpotensial er altså mindre i dette tilfellet enn ved innkobling av C2. Dette skyldes at skjermens impedans er frekvensavhengig. Som nevnt i kapittel 3.1 vil strømmen bare gå i overflaten på jordlederen på grunn av strømfortrengning. Den induktive reaktansen til jordlederen er også proporsjonal med frekvensen. Jordsmonnet er rent resistivt, så for to tilfeller vil potensialforskjellen mellom kabelskjerm og jord vil øke med frekvens hvis alle andre paramtere er konstante. Fra figur 10.3 kan man også se at skjermpotensialet begynner å falle tidligere enn hva som var tilfellet ved innkobling av C2. Dette fører også til at lederpotensialet stiger tidligere i dette tilfellet

Ovnsbygg			Lagerhall 2		
V _{Skjerm}	V _{Leder}	V _{Skjerm-Leder}	V _{Skjerm}	V _{Leder}	V _{Skjerm-Leder}
4 V	15 V	18 V	25 V	9 V	18 V

Tabell 10.4: Innkobling av C3 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel



Figur 10.3: Potensial langs 110 V DC-kabel ved innkobling av C3

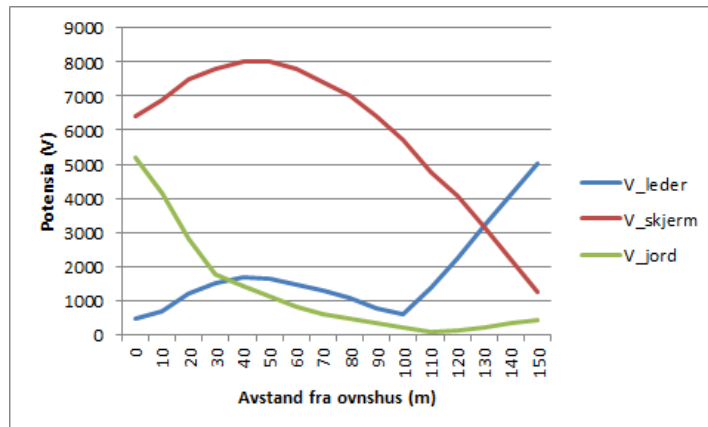
10.3 Direkte kobling via jordfeil

Ledernetverket ble energisert med utladningsstrømmene beskrevet i kap.9.3. Til sammen gir dette en utladningsstrøm til jord på 28 kA. Frekvensen på utladningsstrømmene varierer fra ca. 700 til 1000 Hz. Resultatene fra simuleringene viser at store overspenninger blir induert i 110 V-DC kabelen ved jordfeil ved kondensatorbatteri C3. Den maksimale spenningen mellom leder og skjerm ved termineringspunktene er på 5.8 kV. Overspenninger i denne størrelsesordenen kan ha forårsaket overslaget på kretskortet til likeretteren og utfallet av 110 V DC-forsyningen ved Finnfjord. Styrekabelens potensialforskjell ved endepunktene er vist i tabell 10.5. Som ved de øvrige simu-

Ovnsbygg			Lagerhall 2		
V _{Skjerm}	V _{Leder}	V _{Skjerm-Leder}	V _{Skjerm}	V _{Leder}	V _{Skjerm-Leder}
6300 V	450 V	5850 V	1360	5040 V	5850 V

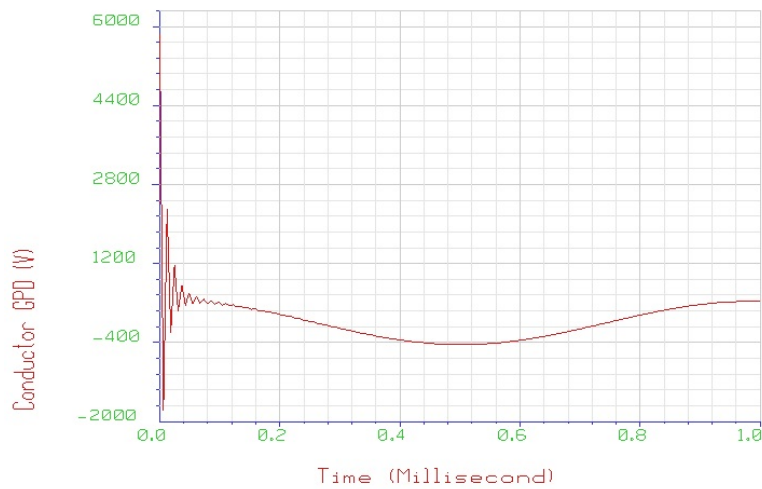
Tabell 10.5: Jordfeil ved C3 - Makspotensial ved termineringspunkter for 110 V DC-kabel

leringene er skjermpotensialet størst ved ovnsbygget der jordfeilen forekommer og utladningsstrømmene går i jordlederene. Skjermpotensialet stiger til 8 kV etter ca. 50 meter, og avtar deretter gradvis til 1360 V ved termineringen i lagerhall 2. Som ved de andre simuleringene der jordstrømmer er involvert blir det induert et potensial i lederen. Ved jorstrømmens innstrømningspunkt i skjermen har det induerte potensialet i lederen samme polaritet som skjermpotensialet, siden skjermpotensialet stiger fra 0 til 6.4 kV i det jordstrømmen entrer skjermen. Når skjermpotensialet begynner å synke etter 50 meter, skifter imidlertid det induerte lederpotensialet polaritet, siden lederpotensialet er proporsjonalt med den deriverte av skjermpotensialet som avtar. Ved terminering i lagerhall 2 er det da en potensialforskjell mellom leder og skjerm på 5.8 kV. Denne potensialforskjellen er motsatt rettet av det den var ved ovnsbygget. Som det fremgår av figur ?? er det snakk om en spenningsimpuls som opptrer etter



Figur 10.4: Potensial langs 110 V DC-kabel ved jordfeil på C3

et noen få μs etter jordslutning. En slik spenningsimpuls kan også ha bredt seg i andre kabler med jordet skjerm og kan ha vært årsaken til at det oppstod en utilsiktet vernfunksjon hos fire av de fem effektbryterne, samt sikringsautomaten til sirkulasjonspumpens 380 V TN-C-kurs ved ovn 3 samtidig som at 110 V DC-kretsen falt ut.



Figur 10.5: $V_{skjerm-leder}$ v/lagerhall 2 ved jordfeil på C3

Vurdering av resultater

I dette kapitlet er simuleringsresultatene vurdert opp imot feilsituasjonene som oppstod ved Finnfjord juli 2010. Utifra disse vurderingene er det også foreslått tiltak som kan forebygge og motvirke nye, uønskede hendelser. Til sist er også pålitligheten til simuleringene vurdert; herunder diskuteres simuleringensmodellens begrensninger og forenklinger som kan gi unøyaktige simuleringsresultater.

Simuleringen i kapittel 10.1 viser at overspenningene i styrekretsen ikke er forårsaket av induktiv kobling fra 24 kV-kablene. Den induserte spenningen i kabelen er tilnærmet lik null, selv når en innkoblingsstrøm på 4.46 kA går gjennom kablene. Dette viser at elektromagnetisk skjerming gir effektiv beskyttelse mot magnetisk induserte spenninger. Resultatene fra simuleringene der 110 V DC-kabelen har åpen skjerm viser en liten økning i de induserte spenningene, men ikke større enn at det fremstår som helt usannsynlig at det er magnetisk induserte spenninger fra 24 kV-kablene som har koblet overspenningene i 22 kV-anlegget med 110 V DC-kretsen.

Simuleringene i kapittel 10.2 viser at det også er svært usannsynlig med den kapasitive lekkstrømmen til jord under innkobling sannsynligvis kan ha forårsaket hverken utfallet av 110 V DC-kretsen eller smelteovnens effektbrytere. Den høyeste jordstrømmen forekommer ved innkobling av oppladet C2 på 160 A. Den største spenningen mellom leder og skjerm som en følge lekkstrømmene ved innkobling er på 300 V. Dette er ikke en overspenning kapabel til å forårsake overslag på kretskortet.

Simuleringene av en jordfeil i forbindelse med havariet av kondensatorbatteri C3 kan derimot være opphav til destruktive overpsenninger. En strøm på 28 kA kan gå til jord ved at alle de parallelle kondensatorbatteriene i ovnshuset lades ut i den feilbefengte fasen og mater feilen. En eventuell jorslutning kan ha oppstått ved overslag i luft til en jordet anleggsdel i batterirommet idet kaondensatorkanne 307 eksploderte. I utgangspunktet skal isolasjonsavstandene i batterirommet forhindre overslag, men flere faktorer som for eksempel stor støvansamling i kombinasjon med mangelfull rengjøring i batterirommet kan ha medvirket til at overslag har forekommet. Den svært store jordfeilstømmen fører til at potensialet i kabelskjermen forskyves, og det oppstår en potensialforskjell mellom kabelskjerm og 110 V DC-ledere og mellom kabelskjerm og jord. Overspenningen, som er på nesten 6 kV med en stigetid på et par μs må absolutt sies å være stor nok til å forårsake kortslutning i elektroniske komponenter som likeretterens kretskort. Det er likevel grunn til å anta at simuleringsresultatene gir en for overspenning sammenlignet med den virkelige overspenningen som inntraff ved

Finnfjord. En overspenning på 6 kV vil ikke bare føre til overslag på kretskort, men sannsynligvis også punktere isolasjonen i 110 V DC-kabelen og føre til kortslutning mellom lederpar og skjerm. Det ble ikke funnet antydninger til slike skader ved gjennomgangen av det elektriske anlegget etter utfallet av 110 V DC-foryningen. Dette indikerer at størrelsen på overspenningen som har oppstått er en plass mellom kretskortets og 110 V DC-kabelens holdfasthet. Dette er selvsagt også avhengig av varigheten til den transiente spenningen, og det er ikke urimelige å anta at kabelisolasjonen har høyere holdfasthet enn kretskortet for en svært kortvarig transient overspenning. Årsakene til at den beregnede overspenningen sannsynligvis er for stor diskuteres videre i kap. 11.2.

Den maksimale spenningen mellom leder og skjerm er lik ved ovnsbygget og lagerhall 2. Dette skyldes den sterke kapasitive koblingen mellom skjerm og leder i 110 V DC-kabelen, som tidligere nevnt. Som nevnt i kapittel 2.1.3 er den kapasitive koblingen mellom to kretser proporsjonal med impedansen til offerkretsen. I modellen er lederen i 110 V DC-kabelen isolert fra resten av ledernetverket. Denne utgjør da i teorien en uendelig impedans mot jord. Dermed vil fellesmodusspenningen i kabelskjermen løftelederpotensialet bortover kabelens lengde. De samme resultatene er kan observeres i arbeid som [15, 15] der lignende styrekabelmodeller er benyttet. Skjermpotensialet er tilnærmet lik jordpotensialet ved termineringspunktene, etter som potensialforskjellen mellom kabelskjermen og jord vil utjevnes via skjermens jordingsstropp. Den lille potensialforskjellen mellom skjerm og jordsmonnets potensial skyldes som tidligere nevnt spenningsfallet i jordingsstropp, hovedjordskinne og jordelektrode.

11.1 Vurdering av hendelsesforløp

Utfra simuleringsresultatene, den tidligere rapporten [2] som er skrevet og vurderingene gjort i de foregående delkapitler, kan et mulig bilde av hendelsesene som forekom 16 juli 2010 skisseres. Det mest sannsynlige hendelsesforløpet synes å være at kannen i kondensatorbatteri C3 havarerte som en følge av gjentatte påkjenninger over tid ved inn-/utkobling. Dette er fastslått i tidligere undersøkelser [2], og underbygges av det faktum at alle kondensatorbatteriene lå inne ved havariet. Det er trolig at partielle utladninger har forekommet ved gjentatte overspenninger og gradvis brutt ned dielektrikumet i kondensatorkannen før det ble fullt gjennomslag og kannen eksploderte. Det er også rimelig grunn til å tro at det har forkommet overslag fra kondensatorkannen til jordet anleggsdel i forbindelse med eksplosjonen. Ved en jordlutning vil de parallelle kondensatorbatteriene ha blitt ladet ut i den feilbefengte fasen. En meget stor, transient strøm vil da ha gått gjennom jordledere i ovnsbygget. Størstedelen av jordstrømmen vil ved jordskinne i ovnsbygget ha gått direkte til jordsmonnet og forårsaket en lokal forskyvning av jordpotensialet før den har returnert gjennom transformator T5s jordorbindelse.

En andel av den totale jordstrømmen vil også ha gått gjennom kabelskjermene som

er koblet til jordskinnen i ovnsbygget. Jordstrømmen som har gått i skjermen vil ha forskjøvet skjermpotensialet kraftig før den har returnert til jordsmonnet ved jordskinne i lagerhall 2 og deretter returnert gjennom transformator T5s jordforbindelse. Det induserte skjermpotensialet vil igjen ha løftetlederpotensialet i de skjermede kablene. For 110 V DC-kretsen har dette ført til overslag på kretskortet til 110 V DC-forsyningens likretter. Overslaget på kretskortet har igjen ført til at andre vern i 110 V DC-forsyningen har løst ut. Det er også grunn til å tro at det oppstod en impulsspenning i fellesmodus også i 22 kV-kablene som en følge av jordstrømmen, ettersom at 22 kV-kablene også har jordet skjerm. Dette kan nok ha forårsaket utilsiktet vernfunksjon hos fire av fem effektbrytere i 22 kV-fordelingen, og dermed koblet ut smelteovnene. I forlengelsen av dette er det grunn til å tro at også sikringsautomaten til ovn 3 sin sirkulasjonspumpe har også løst ut som en følge av denne spenningsimpulsen. Som en følge av at styrekretsen var falt ut lå alle kondensatorene inne da det ble forsøkt gjeninnkobling av ovnene. Ved å betrakte beregningene i kapittel B.1 ser man at det vil gå en veldig stor innkoblingsstrøm

11.2 Begrensninger i simuleringsmodellen

Simuleringsmodellen beskrevet i rapporten er et forsøk på å representere en tilnærming til det virkelige anlegget ved Finnfjord, og er laget utifra gitte forutsetninger. Metodene og forenklingene som beregningene er basert på er inspirert av tilsvarende studier [14, 15, 16, 17] der samme simuleringsverktøy er benyttet. Det er likevel klart at enkelte av forutsetningene som er lagt til grunn for beregningene ikke samsvarer helt med den virkelige verden. Dette introduserer en usikkerhet i resultatene. Nedenfor gjennomgås faktorer hvis usikkerhet kan bidra til beregningsunøyaktighet.

Transientene som påtrykkes ledernetverket er kun beregnet teoretisk. Beregningene av RLC-kretsens parametere er utført manuelt, og er basert på erfaringstall og tall funnet i tabeller. Dette gjelder blant annet transformatorreaktansen som er anslått med en reaktans på 0.08 p.u - en ganske lav verdi. Lengden på kabler er også anslått omtrentlig. Dette gir et sannsynlig avvik også på induktansen og kapasitansen til kablene. Dette er avvik som først og fremst gjør seg gjeldene for simuleringene av den induktiv kobling og simuleringene med lekkstrøm til jord. Enkelte parametere som jordledernes induktans er også nedisjert når utladnings- og lekkstrømmene til jord under innkobling er beregnet. Dette medfører at de beregnede jordstrømmene er større og har høyere frekvens enn hvis alle induktanser i feilstrømmens returkretsen hadde vært medregnet. Dette bidrar til at den beregnede jordstrømmen og følgelig potensialforskyvningen blir for stor. Det presiseres at strømfordelingen i nettverket ikke blir påvirket av dette, ettersom HIFREQ beregner induktansen til alle lederne i nettverket. Det er altså kun strømkilden som blir påvirket av negliseringen av jordlederene.

Av tidsmessige og praktiske årsaker er bare deler av jordingssystemet ved Finnfjord modellert, nærmere bestemt hovedjordlederne, inkludert ringjordledere rundt ovn-

bygget og lagerhall 2 samt jordforbindelsen i mellom dem. Hovedjordskinnen tilknyttet lagerhall 2 og ovnsbygget, i tillegg til jordorbindelsen som finnes i alle de modellerte kabelskjermene er selvsagt også inkludert i modellen. Det eksisterer heller ingen tegninger av jordingsssystemet under bakken ved Finnfjord. Dette medfører at modelleringen av jordingsssystemet i stor grad har vært basert på opplysninger fra ansatte ved Finnfjord. Dette, samt at det ikke vil være praktisk mulig å modellere alle ledere med forbindelse til jord i anlegget gjør at det er valgt en forholdsvis enkel modell av jordingsssystemet. Industriområdet består i virkeligheten av flere bygg som alle er forbundet via en felles jordleder [11]. Hadde jordingsssystemet vært modellert i sin helhet ville jordpotensialforskyvningen vært noe mindre ved jordfeil, da det ville vært litt bedre utjevning mot fjern jord på 0 V. Skjermpotensialet vil også bli noe lavere med flere modellerte jordledere, ettersom en litt mindre andel av jordfeilstrømmen vil gå i kabelskjermen.

11.3 Videre arbeid

I et eventuelt videre arbeid med prosjektet er det flere ting det kan legges vekt på. Videre analyse og videreutvikling av eksisterende simuleringsmodell bør stå sentralt i en videreføring av arbeidet, samtidig som det også bør letes etter nye innfallsvinkler til problemstillingen. Et moment som ikke er diskutert i denne rapporten er transienter som oppstår i forbindelse med utkobling av kondensatorene og eventuell gjentening i bryterene. Dette har blitt utelatt i denne oppgaven som en følge av at modellen som ligger til grunn i nåværende form ikke anses som nøyaktig nok til å brukes i en slik analyse. Det er heller ikke funnet tilsvarende studier som har nyttiggjort CDEGS-programvaren til slike analyser. Derfor må det i et fremtidig studie vurderes om andre beregningsprogramer, mer egnet for beregning av koblingstransienter skal benyttes i kombinasjon med CDEGS-programvaren som har analyse av jordstrømmer som sin styrke. Analyser av de sekundære transientene som oppstår ved back-to-back-innkobling er en annen ting som ikke er analysert i denne rapporten, og som kan være aktuelt å se nærmere på i et videre arbeid.

Det bør også sees nærmere på om det kan finnes flere aktuelle koblingsveier mellom 22 kV- og 110 V- kretsen enn de som er undersøkt i denne rapporten. Enkelte mulige koblingsveier mellom høyspentanlegget og 110 V DC-kretsen er ikke blitt vurdert. Utelatelsene av disse simuleringene er gjort på grunnlag av en kvalitativ vurdering der de utelukkede feilscenariene er vurdert som usannsynlige årsaker til feilene som har oppstått ved Finnfjord. Dette gjelder blant annet simulering av induktiv kobling mellom jordleder og den parallelle styrekabelen.

Sintef-rapporten [2] som denne oppgaven bygger på omfatter ytterligere en hendelse som oppstod sommeren 2010. 3. august 2011, nesten tre uker etter havariet av kondensatorbatteri C3 og utfallet av 110 V DC- forsyningen, havarerte den ene av de tre enfase-reguleringstransformatoren til ovn 3 som en følge av kraftige kortslutninger og nedsmelting av reguleringsviklinger [2]. I et videre studie kan det studeres nærmere

om det er en sammenheng med dette transformatorhavariet og hendelsene beskrevet i denne rapporten. I så tilfelle kunne det være interessant å nyttiggjøre og videreutvikle eksisterende simuleringsmodell til å analysere dette.

11.4 Forslag til utbedringer ved Finnfjord

Det er sannsynliggjort både i tidligere arbeider og i denne rapporten at transientene som følger ved inn- og utkobling av kondensatorbatterier i det minste har vært en medvirkende årsak til at kondensatorbatteri C3 havarerte ved Finnfjord. Det anbefales følgelig å iverksette tiltak som kan redusere amplituden og frekvensen til transientene. Koblingstransientene må også sies å være en indirekte årsak til utfallet av 110 V DC-kretsen, siden mye kan tyde på at det var selve havariet med påfølgende overslag til jord som sørget for utfallet. Det anses derfor som svært fordelaktig å synkronisere vakuumbrytneres inn- og utkobling av kondensatorbatteriene, og dermed ta problemet med roten. Dette vil, om ikke eliminere, ihvertfall redusere sjansen for store innkoblingsstrømmer og påfølgende overspenninger betraktelig. Installasjon av synkroniserte brytere er også et tiltak som Finnfjord vurderer, og det har vært ført en dialog med leverandøren av bryterne for å realisere dette tiltaket.[11].

Det kan også som hensiktsmessig å skifte ut dempespolene til ovn #3 sine batterier til nye, større spoler. Spolene bør ha en induktans i samme størrelsesorden som spolene til ovn 2 sine batterier som ble installert nylig [2]. Dette er selvsagt forutsatt at ikke en økning i spolenes induktans introduserer resonansfenomener i systemet. Større dempespoler vil redusere innkoblingsstrømmens amplitude og frekvens, og dermed også redusere den mekaniske belstningen på skinneføringer og annet elektroteknisk materiell. Som et alternativt forslag tiltak kan det også vurderes å erstatte eksisterende kondensatorbatteriene med flere, mindre kondensatorbatterier. Dette vil også redusere transientene som oppstår i forbindelse med svitsjing av kondensatorbatteriene.

Overspenningsvern bør vurderes også vurderes installert, både i tilknytning til kondensatorbatteriene, 230 V- og 110 V Dc-anlegget. For lavspent- og 110 V DC-anlegget er overspenningsvern mellom fase-jord og pluss-minusleder-jord et tiltak som bør utføres for å beskytte seg mot fellesmodusspenningene som kan oppstå ved jordfeil i anlegget. Simuleringene utført i denne rapporten, og ikke minst hendelsen 16 juli 2011, vitner om at det ved store jordstrømmer kan oppstå skadelige overspenninger mellom fase-jord og pluss-/minusleder-jord i anlegget. Dette gjelder særlig for utstyr som driften av industriprosessen avhenger av. Installasjon av overspenningsvern bør i så måte være en billig forsikring mot driftsstans i anlegget.

Det bør også samt utføres jevnlig renhold av batterirom som er utsatt for nedstøving fra industriprosessen. Dette blir også gjort med jevne mellomrom i forbindelse med planlagte driftsopphold ved smelteverket [11]. I forbindelse med driftsopphold kan også ettersyn og rengjøring eventuelt utvides til andre støvutsatte rom med åpne skinneføringer. I forbindelser med planlagte driftsopphold bør det også utføres kontroller

KAPITTEL 11. VURDERING AV RESULTATER

av både høyspent-, lavspent- og styrefordelinger for å sjekke at alle jordforbindelser er intakt og koblet til sin respektive jordskinne.

Konklusjon

Av de tre testede koblingsveiene mellom 22 kV-anlegget og 110 V DC-kretsen er det direkte kobling til jordingsystemet, i form av jordfeil, som er eneste mulige koblingsvei for en transient av slik karakter som må ha forekommet da overslaget på kretskortet til likeretteren til 110 V DC-forsyningen fant sted, 16 juli 2010. En jordslutning kan ha funnet sted ved at det har oppstått overslag til jordet anleggsdel i forbindelse med kondensatorhavariet samme dato. Det er funnet at ved enpolt jordfeil ved kondensatorbatteri 3 vil det gå en jordstrøm på 28 kA. Denne jordstrømmen vil gå i både jordsmonnet og alle kabelskjermer tilknyttet jordskinne i ovnsbygget. Jordstrømmen som går i skjermen til 110 V DC-kablene forårsaker en forskyvning av skjermpotensialet på over 6 kV. Spenningen som induseres i skjermen ved direkte kobling, vil igjen inducere en spenning i 110 V DC-lederene, slik at lederpotensialet løftes og det oppstår en maksimal spenning mellom pluss-/minusleder og kabelskjerm på 5.8 kV ved terminering i ovnbygget. Det er også trolig at fellesmodusspenninger har forekommet i andre kabler med jordet skjerm, og at det er dette som har forårsaket utilsiktet vernfunksjon, slik at alle smelteovnene koblet ut, 16 juli 2010.

De beregnede overspenningene er dog sannsynligvis større enn de virkelige overspenningene som oppstod ved kondensatorhavariet, 16 juli 2010. Dette skyldes at induktansen i returkretsen ikke er medregnet ved beregning av de utladningsstrømmene. En annen årsak til at beregningene sannsynligvis er større enn de reelle verdiene er at bare deler av jordingsystemet er modellert.

For å forebygge lignende, fremtidige hendelser er det anbefales det å installere synkroniserisere brytere for inn-/utkobling av kondensatorbatteriene. Dette vil redusere innkoblingsstrømmen og den etterfølgende overspenningen, og dermed redusere risikoen for nye kondensatorhavari. Dette vil også indirekte redusere risikoen for eventuelle jordfeil i forbindelse med havari. Det anbefales også å installere overspenningsvern mellom fase-jord og pluss-/minusleder-jord for alt spenningsfølsomt utstyr som inngår i den daglige driften av smelteverket. Som en siste anbefaling oppfordres det til å foreta jevnlig vedlikehold og rengjøring av områder på anlegget som er utsatt for nedstøving i forbindelse med industriprosessen.

Referanser

Litteratur

- [1] T.Williams, K.Armstrong, ”*EMC for systems and installations*”, Elsevier Ltd., 1999
- [2] Arne Petter Brede, ”*Teknisk rapport: Ovn 3 hos Finnfjord AS med skader på C3 i juli 2010 og havari av Y-transformatoren i august 2010*”, SINTEF, Oktober 2010
- [3] A.Greenwood ”*Electrical Transients in Power Systems 2.ed.*”, A Wiley-Interscience Publication, 1991
- [4] M.Mardiguan, ”*Grounding and Bonding*”, Interference Control Technologies Inc., 1988
- [5] J.C.Das, ”*Analysis and Control of Large-Shunt-Capacitor-Bank Switching Transients*”, IEE Transactions on Industry Applications, Vol.41, No.6, Nov./Des. 2005
- [6] J.C.Das, ”*Effects of Medium Voltage Capacitor Bank Switching Surges in an Industrial Distribution System*”, Simons-Eastern Consultants Inc., Nov./Des. 2005
- [7] Thomas M. Blooming, ”*Capacitor Failure Analysis*”, IEE Industry Applications Magazine, Sept./Okt. 2006
- [8] R.Horton, T.Warren, K.Fender, S.Harry, C.A Gross ”*Unbalance Protection of Fuseless, Split-Wye, Grounded, Shunt Capacitor Banks*”, IEE Transactions on Power Delivery, Vol.17, No.3 Juli 2002
- [9] www.sestech.com
- [10] Sestech, Elektronisk brukermanual CDEGS
- [11] Opplysninger fra Finnfjord AS /v Sverre Svendsen
- [12] www.draka.no
- [13] Draka *Teknisk håndbok kraftkabel*, 4.utgave
- [14] S.Fortin, Y.Yang, F.P.Dawalibi ”*Electromagnetic Fields of Energized Conductors in Multilayer Medium with Recursive Methodology*”, IEE 2009

-
- [15] F.P.Dawalibi, S.Tee, S.Fortin, N.Grignon ”*Effectiveness of the Industry Standard Peninsula Technique for Grounding the Neutrals of Shunt Capacitors in High Voltage Substations*”, IEE, 2006
- [16] F.P.Dawalibi, S.Tee, S.Fortin, N.Grignon ”*Inadequacies of the Industry-Standard IEEE C37.99-2000 Concerning Grounding Neutrals of Shunt Capacitors in High-Voltage Substations*”, IEE Transactions on Power Delivery, 2010
- [17] R.D. Southey, J.Ma, F.P.Dawalibi ”*Reduction of Stress Voltages at Control Equipment Terminals in a Substation Through Inductive Coupling Between Cable Core and Sheath*”, Safe Engineering Services and Technologies
- [18] W.Ruan, F.P.Dawalibi, S.Fortin, J.Ma ”*Computation of Overvoltages Using Electromagnetic Field Approach During Back-to-back Capacitor Switching Operations in a Substation*”,
- [19] H.Ke, W.Lee, M.Chen, J.Liu, J.Yang ”*Grounding Techniques and Induced Surge Voltage on the Control Signal Cables*”, IEE Transactions on Industry Applications, Vol.41, No.6, Nov./Des. 2005
- [20] Y.G.He, M.B.Zou, S.Chen, Y.Gao, R.Zeng, ”*Electromagnetic Interference in Control Cables of Substation Caused by Short Circuit Fault*”, IEE, 2002
- [21] M.M.Rao, M.J.Thomas, B.P.Singh, ”*Transients Induced on Control Cables and Secondary Circuit of Instrument Transformers in a GIS During Switching Operations*”, IEE, 2007
- [22] H.Mitani, ”*Magnitude and Frequency of Transient Induced Voltages in Low-Voltage Control Circuits of Power Stations and Substations*”, IEE Transactions on Power Apparatus and Systems Sept./Okt. 1980
- [23] M.M.Rao, M.J.thomas, B.P.Singh ”*Induced Voltage on Control Cables in a GIS Due to the Transient EM Fields Generated During Switching Events*”, IEE 2002
- [24] IEEE Standards Board ”*IEEE Std. 367-1996: Recommended Practice for Determining the Electric Power Station Ground Potential Rise and Induced Voltage From a Power Fault*”, IEEE 1996

Figurer

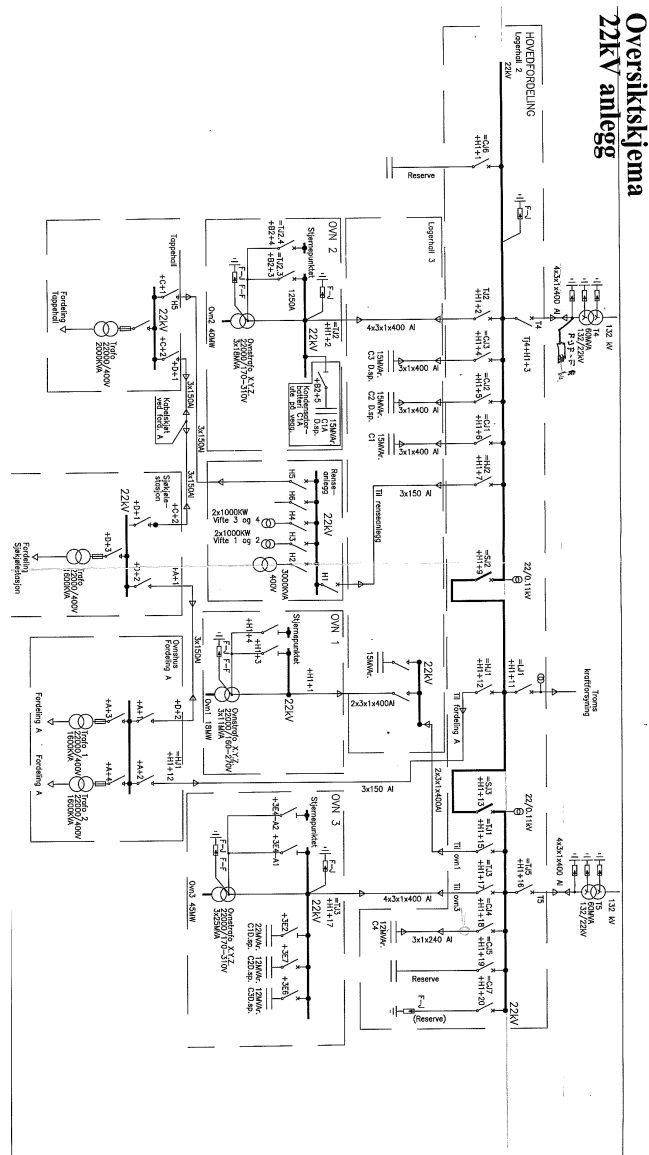
Figur 2.1, 2.2, 2.3, 2.4 er hentet fra:

T.Williams, K.Armstrong, ”*EMC for systems and installations*”, Elsevier Ltd., 1999

Figur 7.1, 7.2, 7.3 er hentet fra:

Arne Petter Brede, ”*Teknisk rapport: Ovn 3 hos Finnfjord AS med skader på C3 i juli 2010 og havari av Y-transformatoren i august 2010*”, SINTEF, Oktober 2010

Oversiktsskjema



Figur A.1: Enlinjeskjema 22kV-anlegg

Beregning av transiente strømmer

Normal 50 Hz-strøm gjennom C1 er:

$$I_{C1} = \frac{2.2 \cdot 10^7 VA}{\sqrt{3} \cdot 22 \cdot 10^3 V} = 577.35 A \quad (\text{B.1})$$

Dette gir en kapazitiv reaktans lik:

$$X_{C1} = \frac{22 \cdot 10^3 V}{\sqrt{3} \cdot 577.35 A} = 22 \Omega \quad (\text{B.2})$$

Dette gir en kapazitiv reaktans lik:

$$C_1 = \frac{1}{2\pi \cdot 50 \cdot 22 \Omega} = 145 \mu F \quad (\text{B.3})$$

Tilsvarende beregninger for kondensatorbatteri C2,C3 og C4 gir:

$$I_{C2} = I_{C3} = I_{C4} = \frac{1.2 \cdot 10^7 VA}{\sqrt{3} \cdot 22 \cdot 10^3 V} = 314.91 A \quad (\text{B.4})$$

$$X_{C2} = X_{C3} = X_{C4} = \frac{22 \cdot 10^3 V}{\sqrt{3} \cdot 314.91 A} = 40.33 \Omega \quad (\text{B.5})$$

$$C_2 = C_3 = C_4 = \frac{1}{2\pi \cdot 50 \cdot 40.33 \Omega} = 78.9 \mu F \quad (\text{B.6})$$

B.1 Innkoblingsstrømmer

Innkobling av C1

L_{eq} fastsettes ved å ta utgangspunkt i transformator T5s reaktans. Først finnes nettets referansimpedans utfra en referanseeffekt, S_{REF} , på 60MVA og en referansespenning, U_{REF} , på 22kV. Ved manuell beregning finnes først kondensatorenes kapasitans.

$$Z_{ref} = \frac{U_{ref}^2}{S_{ref}} = \frac{(22 \cdot 10^3 V)^2}{60 \cdot 10^6 VA} = 8.067 \Omega \quad (B.7)$$

Transformatorreaktansen, X_T , settes til 0.08 pu. Dette gir en absolutt reaktans på:

$$X_T = 0.8 \cdot 8.067 \Omega = 6.45 \Omega \quad (B.8)$$

Dette gir igjen en induktans, L_S på:

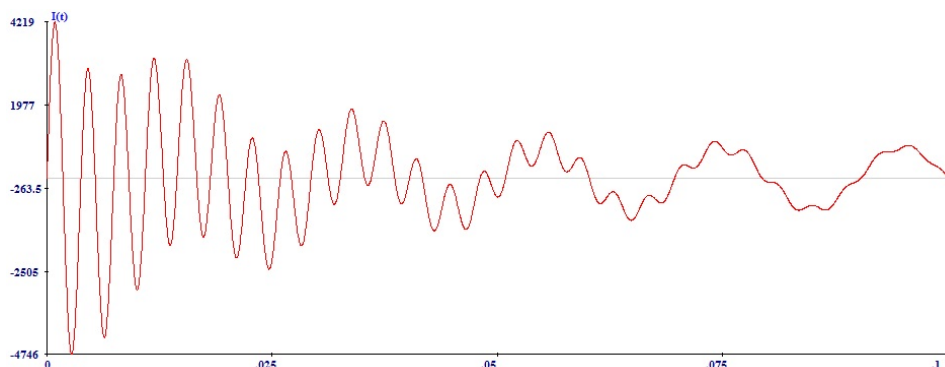
$$L_T = \frac{6.45 \Omega}{2\pi \cdot 50} = 2.1 mH \quad (B.9)$$

Kablene fra T5 til lagerhus 2 og fra lagerhus 2 til ovnsbygg utgjør anslagsvis 180 meter. Kablens induktans ifølge [13] er $0.32 \mu H/m$. $4 \times 0.32 \times 0.18 = 0.23 mH$. Samleskinne og kabler fram til batter i utgjør 10 uH. Samlet 2.35mH induktans er dermed lik 2.35 mH. Følgelig blir maksimal innkoblingsstrøm, i_{max} , hvis kondensatoren legges inn ved nettspenningens toppverdi:

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{144.6 \cdot 10^{-6} F}{2.34 \cdot 10^{-3} H}} = 4.46 kA \quad (B.10)$$

Strømmens frekvens er:

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{2.34 \cdot 10^{-3} \cdot 51.12 \cdot 10^{-6}}} = 1719 Hz \quad (B.11)$$



Figur B.1: Innkoblingsstrøm C1

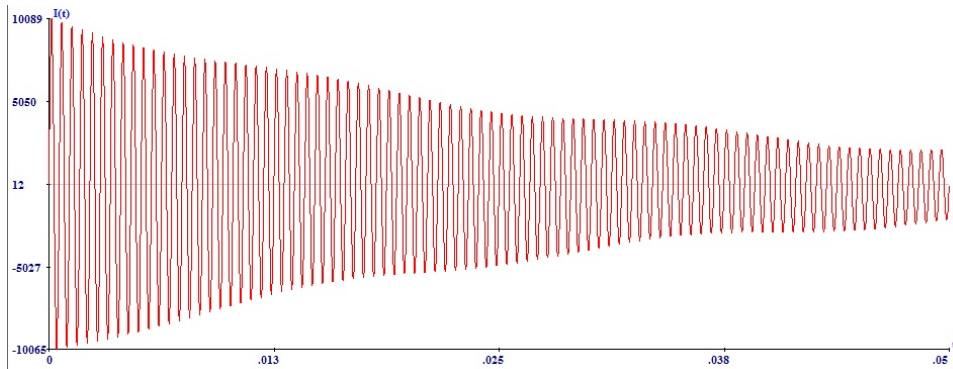
Innkobling av C2

Ved svitsjing av kondensatorbatteri C2 eller C3 vil det oppstå en back-to-back-innkobling, ettersom batteri C1 ligger inne hele tiden. For å finne et tilfelle som kan være et analysegrunnlag det forutsatt at innkoblingen skjer ved systemspenningens toppverdi. Det vil si at innkoblingsspenningens momentanverdi er satt til $\frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}}E_{LL}$. I dette tilfellet flyter innkoblingsstrømmen mellom de to kondensatorene langs samleskinnen ?? Induktansen i utladningskretsen utgjøres dermed av dempespolene på henholdsvis 100mH og 50mH. Øvrige induktanser i utladningskretsen er blitt neglisjert.

$$C_{eq} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} = \frac{78.9 \cdot 10^{-6} \cdot 146 \cdot 10^{-6}}{78.9 \cdot 10^{-6} + 78.9 \cdot 10^{-6}} = 51.12 \mu F \quad (\text{B.12})$$

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{51.12 \cdot 10^{-6} F}{160 \cdot 10^{-6} H}} = 10.15 kA \quad (\text{B.13})$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{160 \cdot 10^{-6} \cdot 51.12 \cdot 10^{-6}}} = 1759.8 Hz \quad (\text{B.14})$$



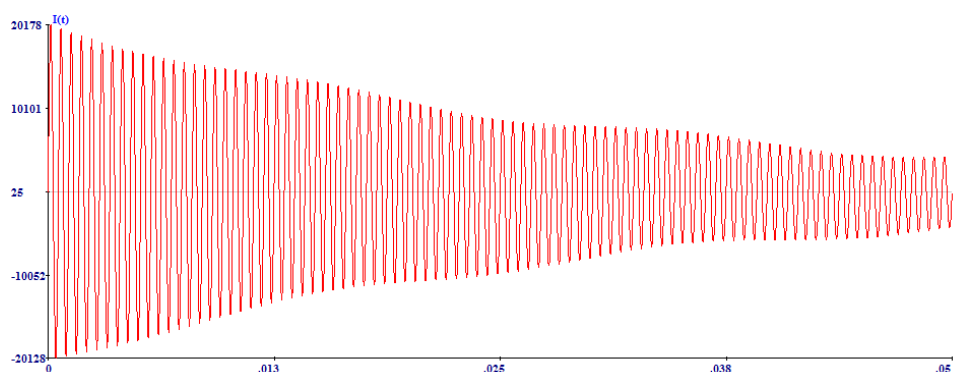
Figur B.2: Innkoblingsstrøm C2

Innkobling av oppladet C2

Som beskrevet i kap. ?? vil den størst tenkelige innkoblingsstrømmen opptre hvis C2 har oppsamlet ladning med motsatt polaritet av systemspenningen på elektrodene i det kondensatoren kobles inn. Dette tilfellet modelleres på tilsvarende måte som ??, men U settes nå til

$$i_{maxpeak} = 44 \cdot 10^3 V \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{51.12 \cdot 10^{-6} F}{160 \cdot 10^{-6} H}} = 20.30 kA \quad (B.15)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{160 \cdot 10^{-6} \cdot 51.12 \cdot 10^{-6}}} = 1759.8 Hz \quad (B.16)$$



Figur B.3: Innkoblingsstrøm oppladet C2

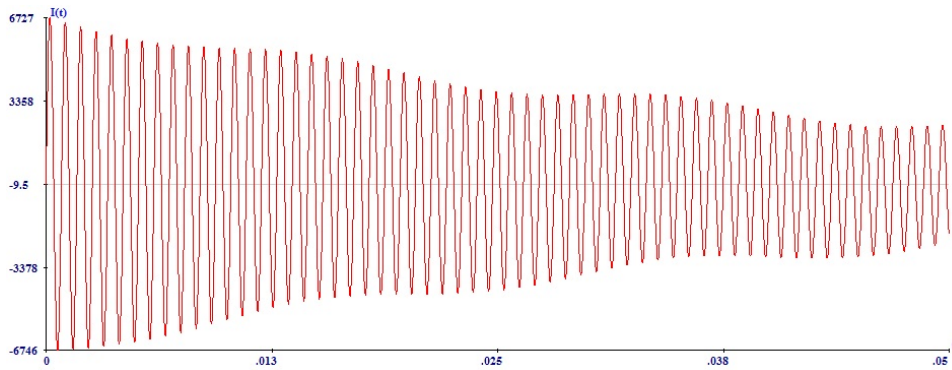
Innkobling av C3

Induktansen til kabler mellom batterier. $1 \text{ uH/m} = 10 \text{ m uH}$ Dempespoler

$$C_{eq} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} = \frac{78.9 \cdot 10^{-6} \cdot 146 \cdot 10^{-6}}{78.9 \cdot 10^{-6} + 78.9 \cdot 10^{-6}} = 51.12 \mu F \quad (\text{B.17})$$

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{51.12 \cdot 10^{-6} F}{360 \cdot 10^{-6} H}} = 6.77 kA \quad (\text{B.18})$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{360 \cdot 10^{-6} H \cdot 51.12 \cdot 10^{-6} F}} = 1173.2 Hz \quad (\text{B.19})$$



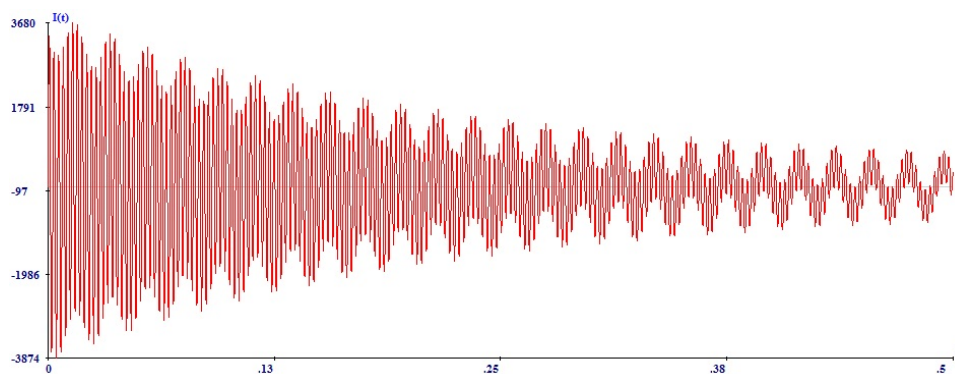
Figur B.4: Innkoblingsstrøm C3

Innkobling av C4

$$C_{eq} = \frac{C_1 C_2}{C_1 + C_2} = \frac{78.9 \cdot 10^{-6} \cdot 146 \cdot 10^{-6}}{78.9 \cdot 10^{-6} + 78.9 \cdot 10^{-6}} = 51.12 \mu F \quad (\text{B.20})$$

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{51.12 \cdot 10^{-6} F}{2.15 \cdot 10^{-3} H}} = 3.43 kA \quad (\text{B.21})$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{2.15 \cdot 10^{-3} H \cdot 51.12 \cdot 10^{-6} F}} = 386 Hz \quad (\text{B.22})$$



Figur B.5: Innkoblingsstrøm C4

B.2 Beregning av kapasitive lekkstrømmer til jord under innkobling

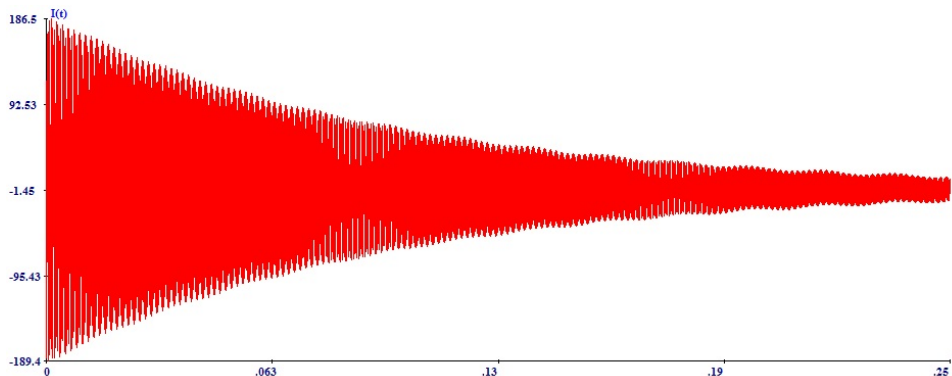
Innkobling av C1

Kapasitansen til 4x3x1x400 AL er 0.36 uF per km fase [13]. For 150 m blir dette 216nF Fra hovedfordeling i lagerhall 2 går det en 3x1x240 AL-kabel til kondensatorbatteri C4. Avstanden mellom hovedfordeling og C4 er rundt 10 meter. Kabelenes fra hovedfordeling til C1 har en kapasitans til jord på 0.29μF/km fase.[13] Kabelenes totale kapasitans mot jord utgjør altså 2.9nF. I tillegg kommer strømtransformatorens kapasitans mot jord som settes til 300pF [3].

$$C_{eqj} = \frac{C_{eq}C_J}{C_{eq} + C_J} = \frac{78.9 \cdot 10^{-6}F \cdot 219 \cdot 10^{-9}F}{78.9 \cdot 10^{-6}F + 3.15 \cdot 10^{-6}F} = 262\mu F \quad (B.23)$$

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{218 \cdot 10^{-9}F}{2.3 \cdot 10^{-3}H}} = 190.1A \quad (B.24)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{2.34 \cdot 10^{-3}H \cdot 262 \cdot 10^{-9}F}} = 6.4Hz \quad (B.25)$$

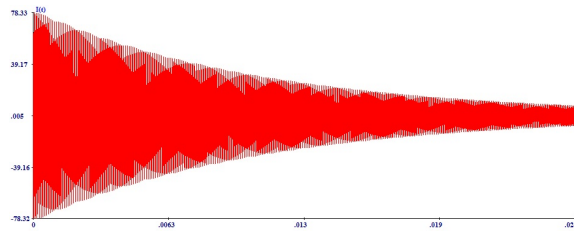


Figur B.6: Samlet strøm til jord ved innkobling av C1

Innkobling av C2

$$i_{maxpeak} = 44 \cdot 10^3 V \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{3.2 \cdot 10^{-9} F}{160 \cdot 10^{-6} H}} = 80.3 A \quad (B.26)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{3.2 \cdot 10^{-3} H \cdot 160 \cdot 10^{-9} F}} = 222.4 Hz \quad (B.27)$$

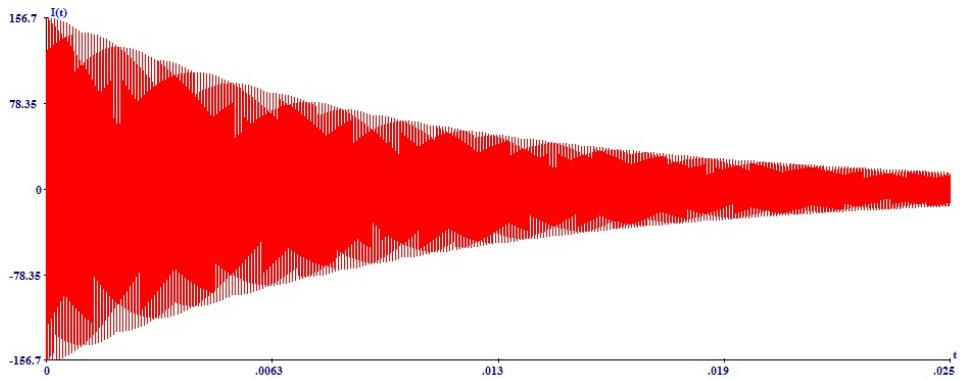


Figur B.7: Samlet strøm til jord ved innkobling av C2

Innkobling av oppladet C2

$$i_{maxpeak} = 22 \cdot 10^3 V \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{3.2 \cdot 10^{-9} F}{160 \cdot 10^{-6} H}} = 160.6 A \quad (B.28)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{2.34 \cdot 10^{-3} H \cdot 262 \cdot 10^{-9} F}} = 222.4 Hz \quad (B.29)$$



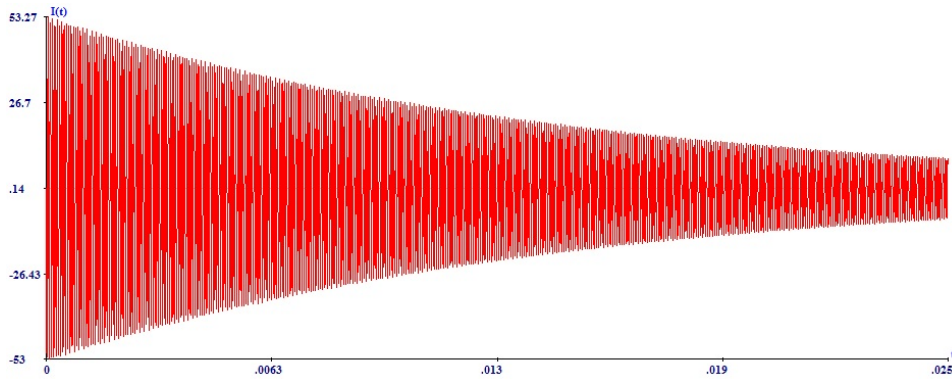
Figur B.8: Samlet strøm til jord ved innkobling av C2

Innkobling av C3

For å finne strømmen som går til jord modifiseres RLC-kretsen fra forrige kapittel. Den nye kretsen er som vist på figur ???. Kapasitansen til jord, C_J , utgjøres av kapasitansen til 22kV-kablene og strømtransformatorene som inngår i innkoblingskretsen. Den delen av ladestrømmen som går til jord blir derfor beregnet for hvert innkoblingsscenario før den påtrykkes ledernetverket. Fra hovedfordeling i lagerhall 2 går det en 3x1x240 AL-kabel til kondensatorbatteri C4. Avstanden mellom hovedfordeling og C4 er rundt 10 meter. Kabelenes kapasitans til jord er $0.29\mu\text{F}/\text{km}$ fase.

$$i_{maxpeak} = 22 \cdot 10^3 V \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{3.2 \cdot 10^{-9} F}{360 \cdot 10^{-6} H}} = 53.5 A \quad (\text{B.30})$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{360 \cdot 10^{-6} H \cdot 3.2 \cdot 10^{-9} F}} = 148.3 kHz \quad (\text{B.31})$$

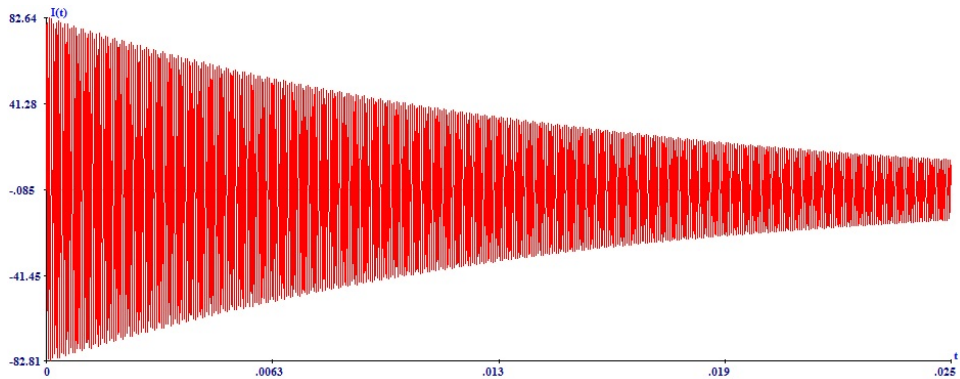


Figur B.9: Samlet strøm til jord ved innkobling av C3

Innkobling av C4

$$i_{maxpeak} = 22 \cdot 10^3 V \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{46.4 \cdot 10^{-9} F}{2.15 \cdot 10^{-3} H}} = 83.4 A \quad (B.32)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{2.15 \cdot 10^{-3} H \cdot 46.4 \cdot 10^{-9} F}} = 15.9 kHz \quad (B.33)$$



Figur B.10: Samlet strøm til jord ved innkobling av C4

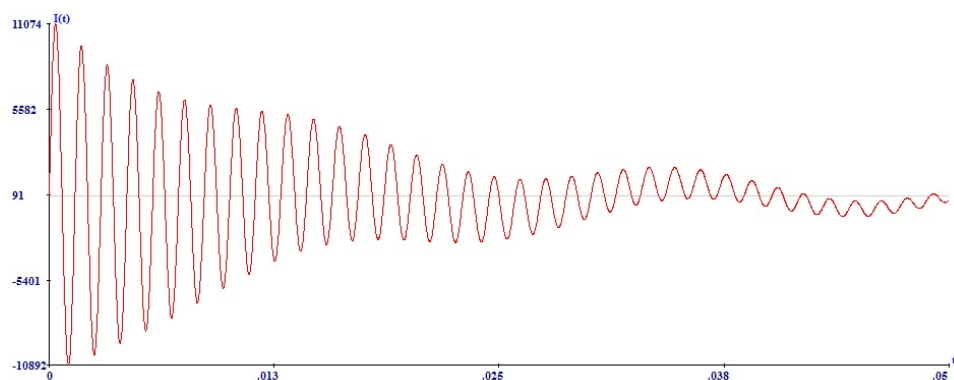
B.3 Beregning av utladningsstrømmer

utlading av C1

1 μ H/m. Dette

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{144.6 \cdot 10^{-6} F}{360 \cdot 10^{-6} H}} = 11.38 kA \quad (B.34)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{360 \cdot 10^{-6} \cdot 144.6 \cdot 10^{-6}}} = 697.5 Hz \quad (B.35)$$

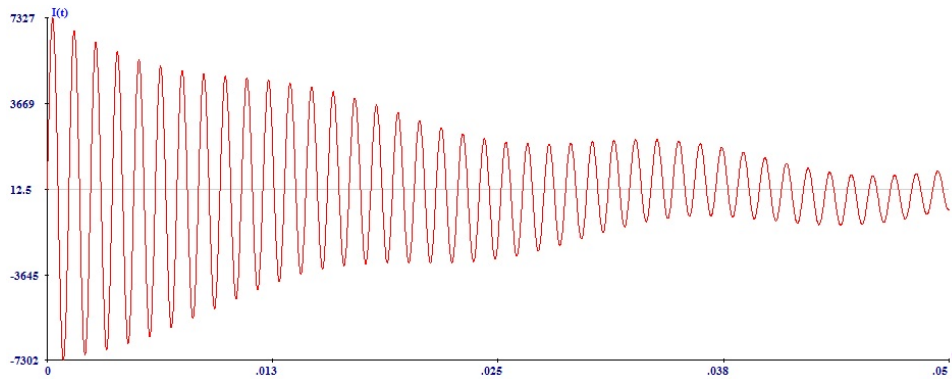


Figur B.11: Utladningsstrøm C1

utladning av C2

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{78.9 \cdot 10^{-6} F}{460 \cdot 10^{-6} H}} = 7.44 kA \quad (B.36)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{460 \cdot 10^{-6} \cdot 78.9 \cdot 10^{-6}}} = 835.4 Hz \quad (B.37)$$

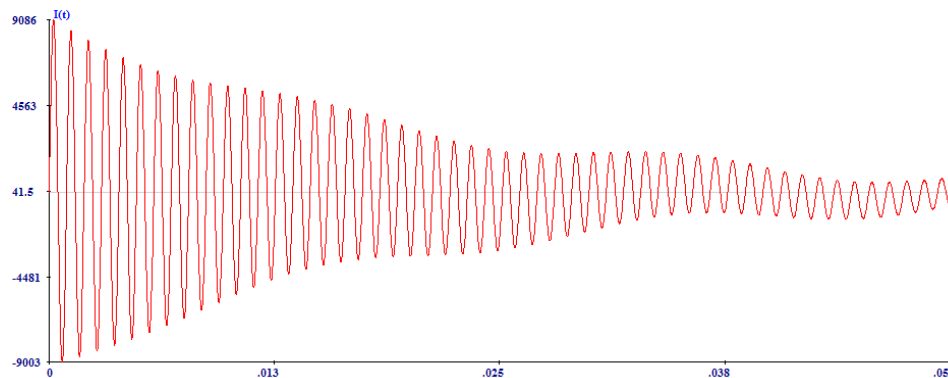


Figur B.12: Utladningsstrøm C2

utladning av C3

$$i_{maxpeak} = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} 22 \cdot 10^3 V \sqrt{\frac{78.9 \cdot 10^{-6} F}{300 \cdot 10^{-6} H}} = 9.21 kA \quad (B.38)$$

$$f = \frac{1}{2\pi \sqrt{300 \cdot 10^{-6} \cdot 78.9 \cdot 10^{-6}}} = 1034.5 Hz \quad (B.39)$$



Figur B.13: Utladningsstrøm C3

Havari av kondensatorbatterier

Det er to vanlige årsaker til kondensatorhavari: overharmoniske strømmer og koblingsoverspenninger. Kondensatorbatterier er sårbare for overharmoniske strømmer siden reaktansen til en kondensator er omvendt proporsjonal med frekvens. Av alle lastene koblet til en samleskinne vil altså de parallellkoblede kondensatorbatterier trekke størstedelen av de overharmoniske strømmene som flyter gjennom samleskinnen. Konsekvensen av dette er økt varmgang i og speningspåkjenning på kondensatorene, noe som forkorter levetiden. Den vanligste feilen som oppstår er likevel gjennomslag i kondensatorkanenes dielektrikum, som følge av overspenninger. IEEE har i sine publikasjoner IEEE Standard 18-1992 og IEEE Standard 1036-1992 spesifisert grenseverdier for kortvarige overspenninger som en kondensator skal tåle. Disse er:

- 2.2 p.u RMS-spenning i 0.1 s eller seks sykluser
- 2.0 p.u RMS-spenning i 0.25 s eller 15 sykluser
- 1.7 p.u RMS-spenning i 1 s
- 1.4 p.u RMS-spenning i 15 s
- 1.3 p.u RMS-spenning i 1 min
- 1.25 p.u RMS-spenning i 30 min

[7]

C.1 Transient spenning over kondensatorbatterier

For å klargjøre om det ved innkobling av en kondensator kan forekomme spenninger som kan føre til dielektrisk gjennomslag i kondensatoren blir noen transiente spenninger beregnet i dette savsnittet. Ettersom HIFREQ ikke egner seg spesielt godt til dette formålet vil beregningene gjøres manuelt. Fellesmodusspenningen, $V(\infty)$, som følger innkoblingsstrømmen kan beregnes ved å benytte prinsippet om bevaring av ladning. Dette gir:

$$C_1 V_1(0) + C_3 V_3(0) = (C_1 + C_2) V(\infty) \quad (\text{C.1})$$

der C_1 og C_3 er kapasitansen til henholdsvis kondensator batteri C1 og C3. Kondensatorbatteri C3 velges som eksempel siden det var dette batteriet som havarerte

juli 2010. Det presiseres at batteriet at alle batteriene lå inne på det tidspunktet C3 havarerte, så Kobles kondensatorbatteriet inn på systemspenningens toppunkt opptrer en fellesmodusspenning på:

$$V(\infty) = \frac{C_1 V_1(0) + C_3 V_3(0)}{C_1 + C_3} = \frac{(144.6\mu F \cdot 17.9kV) + (78.9\mu F \cdot 0)}{144.6\mu F + 78.9\mu F} = 11.5kV \quad (C.2)$$

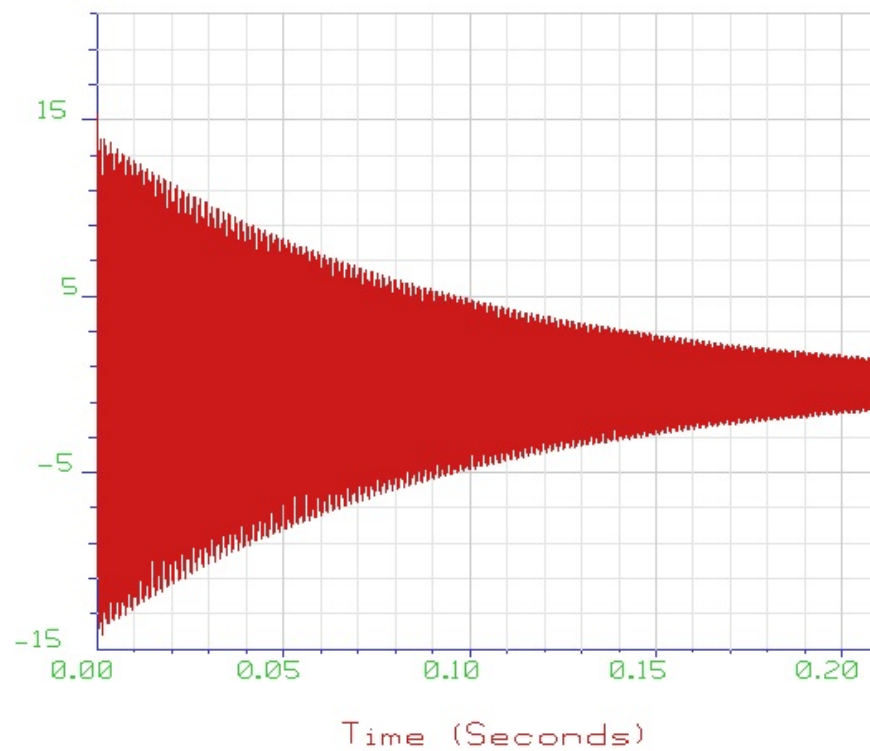
Fellesmodusspenningen er på 11.58 kV. Dette betyr at hvis man neglisjerer dempingen vil spenningen over kondensatorbatteriene svinge 11.5 kV over nettets momentanspenning i innkoblingsøyeblikket. Dette vil si at maksimalspenningen over C1 og C3 i dette tilfellet er 29.4 kV. Dette tyder på at kondensatorbatteriene i de verste innkoblingssituasjoner, der man treffer nær nettspenningens toppunkt ved innkobling, kan bli utsatt for overspenninger som kan føre til direkte overslag. Batteriene skal ifølge IECs standard skal motstå en momentanspenning på 2.2 p.u av rms-spenningen. Dette blir i dette tilfellet en spenning på $2.2 \times 12.7 \text{ kV} = 27.94 \text{ kV}$. Har i tillegg den kondesatoren som kobles inn en restladning med samme polaritet som momentanspenningen kan i teorien den beregnede overspenningen dobles. Spenningen beregnet i C.1 vil ha en frekvens på:

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{eq}(C_1 + C_3)}} = \frac{1}{2\pi\sqrt{360 \cdot 10^{-6}H(144.6 \cdot 10^{-6}F + 78.9 \cdot 10^{-6}F)}} = 561.1Hz \quad (C.3)$$

Resultatplott

D.1 Induktiv kobling via 24 kV-kabler

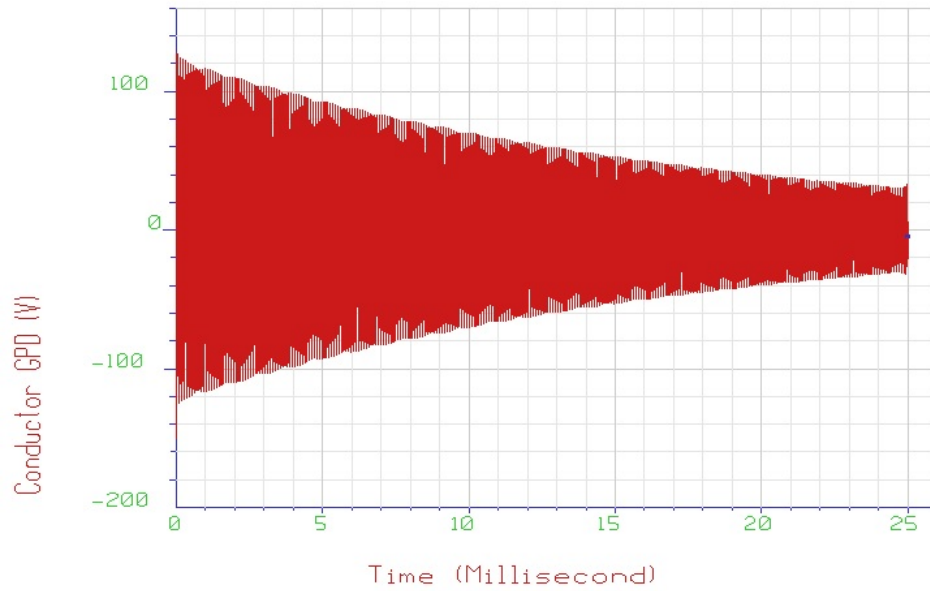
Innkobling av C1



Figur D.1: Induktiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av C1

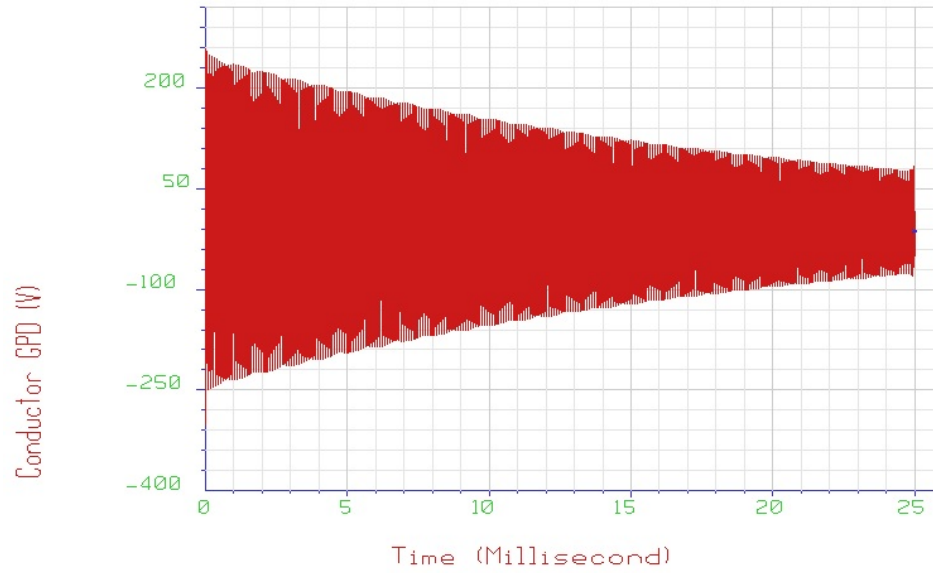
D.2 Kapasitiv kobling til jord

Innkobling av C2



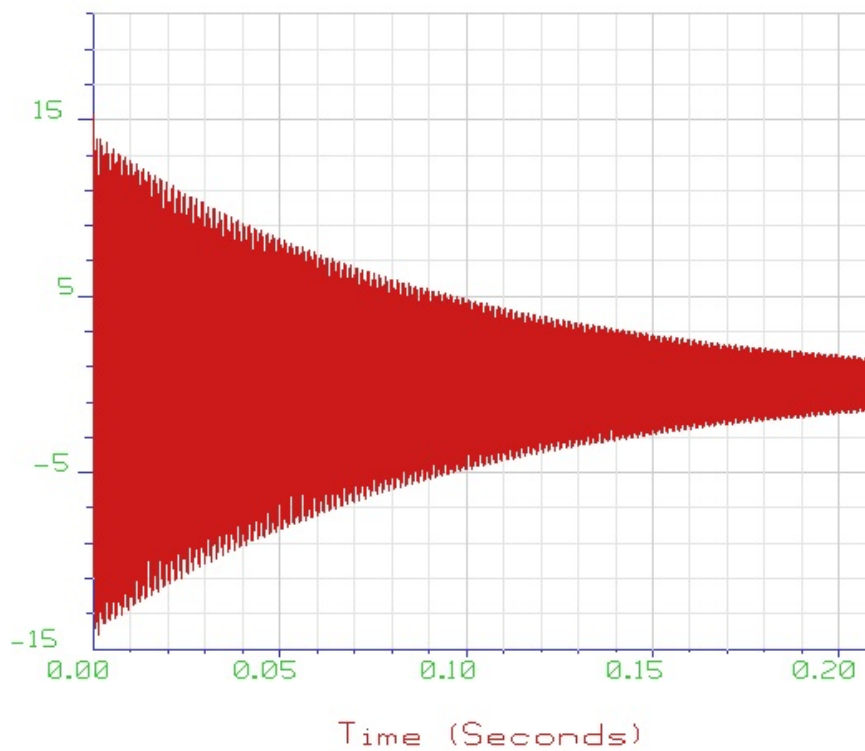
Figur D.2: Kapasitiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av C2

Innkobling av oppladet C2



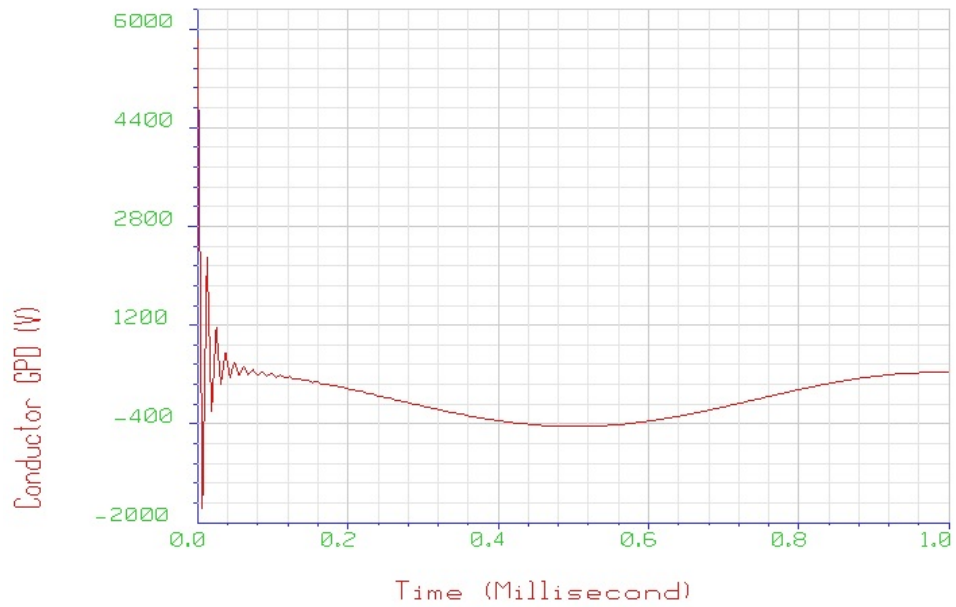
Figur D.3: Kapasitiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av oppladet C2

Innkobling av C3



Figur D.4: Kapasitiv kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ ved lagerhall 2 under innkobling av C3

D.3 Direkte kobling via jordfeil



Figur D.5: Direkte kobling - $V_{\text{Skjerm-Leder}}$ v/lagerhall 2 ved jordfeil v/C3