

Maren Malm Landsem

# Temporære overspenninger i spolejordede nett på grunn av overført spenning gjennom transformator

Masteroppgave i Energi og Miljø

Veileder: Bjørn Gustavsén

Medveileder: Hans Kristian Høidalen

Juni 2022





Maren Malm Landsem

# **Temporære overspenninger i spolejordede nett på grunn av overført spenning gjennom transformator**

Masteroppgave i Energi og Miljø  
Veileder: Bjørn Gustavsen  
Medveileder: Hans Kristian Høidalen  
Juni 2022

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



## Forord

Denne masteroppgaven er skrevet for institutt for elkraftteknikk ved Norges Teknisk-Naturvitenskapelige Universitet (NTNU). Oppgaven er en fortsettelse på prosjektoppgaven skrevet høsten 2021 og er en besvarelse på en masteroppgave i sivilingeniørstudiet Energi og Miljø med fordypning i Elektrisk Energiteknikk og Energisystemer. Motivasjonen for oppgaven startet i forbindelse med en sommerjobb jeg hadde sommeren 2021 hos nettselskapet Elvia. Jeg var ansatt som sommervikar i feilanalyse og arbeidet med analyse av driftsforstyrrelser i kraftsystemet, i tillegg til registrering av feil- og avbruddsstatistikk (FASIT). Dette innebar å analysere og kartlegge alle feilhendelser som oppstod i strømmettet, samt beregning av KILE-kostnader. I løpet av sommeren fikk jeg et ordentlig innblikk i hvordan kraftsystemet fungerer, og ble oppmerksom på hvilke tilfeller som førte til avbrudd i nettet, deriblant overspenninger i spolejordede nett.

Jeg vil rette en stor takk til veilederen min Professor Bjørn Gustavsen som har utformet denne masteroppgaven og gitt god veiledning underveis. Takk for gode forklaringer, innspill og gode diskusjoner, og for at det alltid passer å stikke innom kontoret. I tillegg vil jeg takke medveilederen min Professor Hans Kristian Høidalen for hjelp i simuleringsverktøyet ATP, som han har vært med på å utvikle. Til slutt vil jeg takke ph.d-student Thomas Treider for god opplæring i ATP og som har vært tilgjengelig for spørsmål jeg har hatt i forbindelse med arbeidet med modellen.

Maren Malm Landsem

Maren Malm Landsem

Trondheim, 8. juni 2022

## Sammendrag

Spolejording er en jordingsmetode som er mye brukt i norske regionalnett. Spolen monteres mellom nøytralpunktet og jord for stjerne-koblede transformatorer. Ved en fase jordfeil vil spolen kompensere for den kapasitive feilstrømmen og sørger dermed for en sikker selvslukking av lysbuen. Dette gir betydelige fordeler som lave feilstrømmer og nettet kan driftes videre uten frakoblinger. På den annen side er spolejordede nett utsatt for temporære overspenninger. I resonanspunktet, hvor spolen er perfekt justert mot nettets kapasitans, vil nøytralpunktspenningen øke betraktelig. Disse overspenningene er et resultat av ulike forhold, deriblant fasebrudd og jordfeil. Dette er et kjent problem og NVE har erfart at det er flere utfordringer knyttet til spolejording. Med en økende elektrifisering av samfunnet er spoler og innstillingene av disse et sentralt tema for å sikre at nettet kan håndtere feilsituasjoner.

Hensikten med denne masteroppgaven er å betrakte ulike overspenninger som kan inntreffe i et spolejordet nett ved en fase jordfeil i overliggende direktejordet nett. Oppgaven er avgrenset til å studere temporære overspenninger på grunn av overført spenning gjennom transformator og tilhørende jording. Det finnes mye litteratur rundt oppbygging og virkemåten til en transformator, derimot er det færre studier som undersøker transformerte overspenninger som følge av jordfeil i overliggende nett. Denne masteroppgaven tar for seg flere spørsmål som til sammen skal gi en bedre forståelse av overført spenning gjennom transformator.

For å undersøke jordfeilstrømmer, spenninger og resonanskurver har ulike modeller blitt etablert i simuleringverktøyet ATP. Det ble brukt en funksjon kalt "WRITE MAX/MIN" til å finne resonanskurven. Dette er en viktig funksjon som punktvis kan plote spenningen slik at man får den karakteristiske resonanskurven. Kretsene i ATP er designet for å avklare hvilke forhold som påvirker overført spenning gjennom transformator. Modellene fungerer til sitt formål og det ble prioritert å bruke mye tid på å verifisere modellene slik at resultatene er pålitelige. Det ble valgt å studere enkle kretser for å oppnå god innsikt i virkemåten til spoler og transformatorer. Komponentene i kretsene er valgt med hensyn på funksjonalitet. Spolene er dimensjonert ved bruk av variabler og man kan selv endre på spoleinnstillingene etter eget ønske. Transformatoren er basert på faktiske verdier, hvor benyttet data er hentet fra en anonymisert testrapport. Den etablerte transformatoren i ATP (BCTRAN-modell) er kvalitetssjekket med testrapporten for å sørge for korrekt implementering av nullsekvensimpedansen. I tillegg til programvaren ATP har MATLAB blitt benyttet som beregningsverktøy slik at man enkelt kan justere variabler og studere nullpunktspenningen som funksjon av kompenseringsfaktor og fordeling av spolestrøm.

Resultatene viste at for å oppnå en lav nullpunktspenning kan man inkludere en konduktiv avledning. Dersom man doblet wattstrømmen ble resonansstoppen halvert som følge av dempingen til konduktansen. Det ble også observert at resonanspunktet ikke forflyttet seg selv om man endret den konduktive avledningen. Konduktansen vil kun bidra til å dempe nullpunktspenningen.

Modellen som er laget i ATP inkluderer to spoler for å undersøke hvordan fordelingen av spolestrøm påvirker nullpunktspenningen. Resultatet illustrerte at jo lavere spolestrøm spolen nærmest feilstedet kompenserte for, desto lavere ble nullpunktspenningen. Det er altså fordelaktig med en lav spolestørrelse dersom det oppstår jordfeil i overliggende nett. I en kobling fra 300 kV til 134 kV-nett kan man få magnetisk og galvanisk overført spenning i forbindelse med en fase jordfeil på 300 kV-siden. Uavhengig av verdien på motstanden mot jord ble det konkludert med at spenningsoppsvinget hovedsakelig skyldtes den magnetiske koblingen gjennom transformatoren. Manglende potensialheving av stasjonens jordingsystem i forhold til fjern jord gjorde at man ikke fikk galvanisk overført spenning til 134 kV-siden.

Gjennom arbeidet med masteroppgaven har man fått god innsikt i funksjonen for spoler og transformatorers egenskaper i nullsystemet. Resultatene er innenfor de forventede rammene og kan brukes til å danne en generell anbefaling for planlegging og drift av spolejordede nett.

## Abstract

Arc suppression coil earthing is widely used in Norwegian regional networks. The coil is connected between transformer neutral and ground for star-connected transformers. In the case of non-permanent single-phase earth faults, the coil compensates for the capacitive earth fault currents and thus ensure safe arc self-extinction. This offers significant advantages such as low fault currents, and the grid can be operated further without any disconnections. On the other hand, coil-grounded grids are exposed to temporary overvoltages. At resonance, the coil is perfectly adjusted to the system's capacitance; hence, the neutral-to-earth voltage can increase considerably if a zero-sequence stimulus exists. This overvoltage can be a result of various conditions, including phase breaks and earth faults. This is a well-known problem, and NVE has experienced several challenges associated with coil grounding. With growing electricity demand, the coils' settings are essential to ensure that the grid can handle fault situations.

The purpose of this master's thesis is to consider various overvoltages that can occur in a coil earthed power system due to single-phase earth faults in a directly grounded feeding power system (300 or 400 kV). The thesis is limited to studying temporary overvoltages due to transmitted voltage through the connection transformer and associated grounding. There is a lot of literature on the structure and operation of a transformer; however, fewer studies examine transferred overvoltages due to earth faults on the high voltage side. This report addresses several issues that will provide a better understanding of the transmitted voltage through the transformer.

To investigate earth fault currents, voltages, and resonance curves, various models have been established in the simulation tool ATP. A function called "*WRITE MAX/MIN*" was used to find the resonance curve. This is an important function that can plot the voltage point by point to establish the characteristic resonance curve. The circuits in ATP are designed to clarify which conditions affect the transmitted voltage through the transformer. The models work for their purpose, and it was a priority to spend a lot of time verifying the models so that the results are reliable. It was chosen to study simple circuits to gain a good insight into the operation of coils and transformers. The components of the circuits are selected with respect to functionality. The coils are dimensioned using variables, and you can change the coil settings according to your wishes. The transformer is based on actual values, where used data are taken from an anonymized test report. The established transformer in ATP (BCTRAN-model) has been verified using the test report to ensure correct implementation of the zero-sequence impedance. In addition to the ATP software, MATLAB has been used as a calculation tool to easily adjust variables and study the zero voltage as a function of the compensation factor and the coil current distribution.

The results showed that one could include conductance to achieve a low zero voltage. If the conductance was doubled, the resonance peak was halved due to the attenuation from the conductance. It was also observed that the resonance point did not move even if the conductance was changed. The conductance will only contribute to attenuating the zero voltage.

The model made in ATP included two coils to investigate how the coil current distribution affects the zero voltage. The result illustrated that it is advantageous to have a small coil size on the connection transformer if earth faults occur on the high voltage side of the transformer. In a connection from 300 kV to 134 kV grid, one can get magnetic and galvanically transmitted voltages with a substantial zero-sequence content, in connection with single-phase earth faults on the 300 kV side. Regardless of the value of the resistance to ground, it was concluded that the rise in voltage was mainly due to the magnetic connection through the transformer. Lack of ground potential rise leads to no galvanically transmitted voltage to the 134 kV-side.

Through the work on the master's thesis, one has gained a good insight into the function of coils and the properties of the transformer in the zero system. The results are as expected and can be used to form a general recommendation for the planning and operation of coil-earthed grids.

# Innholdsfortegnelse

<b>Forord</b>	<b>ii</b>
<b>Sammendrag</b>	<b>iii</b>
<b>Figurliste</b>	<b>vii</b>
<b>1 Innledning</b>	<b>1</b>
1.1 Bakgrunn . . . . .	1
1.2 Tidligere arbeid . . . . .	2
1.3 Problemstilling . . . . .	2
1.4 Oppgavens oppbygning . . . . .	3
<b>2 Teori</b>	<b>4</b>
2.1 Symmetriske komponenter . . . . .	4
2.1.1 Clarke transformasjonen . . . . .	5
2.1.2 Nullsystemet . . . . .	5
2.1.3 Forenklet analyse i nullsystemet vha. knutepunktsadmittansmetoden . . . . .	6
2.2 Systemjording . . . . .	8
2.2.1 Direktejording . . . . .	8
2.2.2 Spolejording . . . . .	9
2.3 Spolejordede nett . . . . .	9
2.3.1 Induktans . . . . .	9
2.3.2 Jordfeil og spoleinnstillinger . . . . .	11
2.3.3 Resonans . . . . .	11
2.3.4 Over- og underkompensering . . . . .	13
2.4 Overspenninger . . . . .	13
2.4.1 Driftsspenning . . . . .	14
2.4.2 Temporære overspenninger . . . . .	14
2.4.3 Overspenninger i friske faser . . . . .	14
2.4.4 Transformerte overspenninger . . . . .	15
2.5 Transformatoren . . . . .	16
2.5.1 Oppbygning og virkemåte . . . . .	16
2.5.2 Transformator koblinger . . . . .	17
2.5.3 Estimering av nullsekvensimpedansen . . . . .	20
2.5.4 Modifisering av nullsekvensimpedansen for deltakoblede transformatorer . . . . .	21
2.5.5 Ideell transformator vs Virkelig transformator . . . . .	23
<b>3 Modellering av nettkomponenter i ATP</b>	<b>24</b>
3.1 Nullsystemberegning vha. knutepunktsadmittansmetoden . . . . .	24
3.2 Oppbygning av nettmmodell . . . . .	25
3.2.1 Tekniske data for linjer og kabler . . . . .	26
3.2.2 Resonanskurve . . . . .	29
3.3 Modellering av transformatoren . . . . .	31
3.3.1 Verifisering av nullsekvensimpedansene . . . . .	32
3.3.2 Modellering av ideell transformator . . . . .	35
<b>4 Resultater og Diskusjon</b>	<b>36</b>
4.1 Spolestørrelse og kompenseringfaktor . . . . .	36
4.2 Dempning av resonanskurve . . . . .	39
4.3 Nettstørrelsen påvirkning på nullpunktspenningen . . . . .	41
4.4 Ideell transformator . . . . .	43
4.5 Magnetisk kobling og Galvanisk kobling . . . . .	44
4.5.1 Overført spenning ved lav jordmotstand . . . . .	44
4.5.2 Overført spenning ved lav spolestørrelse . . . . .	48



4.5.3	Overført spenning ved høy jordmotstand . . . . .	49
<b>5</b>	<b>Videre arbeid</b>	<b>51</b>
<b>6</b>	<b>Konklusjon</b>	<b>52</b>
	<b>Referanser</b>	<b>54</b>
<b>7</b>	<b>Vedlegg</b>	<b>I</b>
7.1	Nettmodell for å undersøke virkningen av ideell transformator . . . . .	I
7.2	Parametere for 132 kV luftledning . . . . .	I
7.3	Testrapport . . . . .	I
7.4	Nullpunktspenning som funksjon av kompenseringsfaktor . . . . .	V
7.5	alfa-, beta- og 0-transformasjon . . . . .	VI

## Figurliste

2.1	Spenningsvektorer i +, - og 0-systemet [6]. . . . .	4
2.2	Nullfølgestrøm i faser og returleder [6]. . . . .	5
2.3	Thevenin-ekvivalent [11]. . . . .	6
2.4	Norton-ekvivalent [11]. . . . .	7
2.5	Oppsett av direktejordet nett [12]. . . . .	8
2.6	Oppsett av spolejordet nett [12]. . . . .	9
2.7	Spole bestående av en koppertråd viklet rundt en kjerne [17]. . . . .	10
2.8	Oppsett av spolejordet nett med kapasitiv asymmetri og konduktiv avledning [12]. . . . .	12
2.9	Resonanskurve [12]. . . . .	13
2.10	Temporære overspenninger ved enfase jordfeil i et spolejordet nett [23]. . . . .	15
2.11	Magnetisk og galvanisk overført spenning som følge av enfase jordfeil på 300 kV-siden. . . . .	16
2.12	Enfasetransformator [33]. . . . .	17
2.13	Nullsekvens ekvivalentkrets for ulike koblingsgrupper [6]. . . . .	18
2.14	Overføring av jordfeilstømmer i henholdsvis delta-stjerne kobling og stjerne-stjerne kobling. . . . .	19
2.15	Fluksbanen for en trefase transformator [37]. . . . .	19
2.16	Måling av nullsekvensimpedans [40]. . . . .	20
2.17	Transformator-ekvivalent. . . . .	21
2.18	Ekvivalentkrets i nullsystemet med åpen deltavikling [43]. . . . .	22
2.19	Flukslinjer for en reell transformator [44]. . . . .	23
3.1	Nettmodell implementert i ATP. . . . .	24
3.2	Variabeluttrykk i ATP. . . . .	25
3.3	Utarbeidet nettmodell i ATP for undersøkelse av overspenninger i forbindelse med enfase jordfeil. . . . .	25
3.4	LCC template. . . . .	26
3.5	Typisk oppsett av en kraftlinje [23] . . . . .	27
3.6	Linjedata. . . . .	27
3.7	LCC section. . . . .	28
3.8	Kabeldata for kabel C1 i figur (a) og kabel C2 i figur (b). . . . .	28
3.9	Resonanskurve for grunnmodellen. . . . .	30
3.10	Transformatordata. . . . .	31
3.11	Krets for måling av nullsekvensimpedans. . . . .	32
3.12	Måling av nullsekvensimpedans med åpen sekundærside [46]. . . . .	32
3.13	Måling av nullsekvensimpedans med åpen primærside [46]. . . . .	33
3.14	Måling av nullsekvensimpedans med kortsluttet sekundærside [46]. . . . .	33
3.15	Ideell transformator. . . . .	35
4.1	Norton-ekvivalent [11]. . . . .	36
4.2	Nullpunktspenning som funksjon av kompenseringsfaktor for ulike spolestørrelser, med 2 % wattstrøm. . . . .	36
4.3	Verifisering av nullpunktspenning som funksjon av kompenseringsfaktor for ulike spolestørrelser, med 2 % wattstrøm. . . . .	38
4.4	Nullpunktspenning med 4 % wattstrøm. . . . .	39
4.5	Nullpunktspenning med 1 % wattstrøm. . . . .	40
4.6	Nullpunktspenningen med en feilstøm på 1000 A. . . . .	41
4.7	Nullpunktspenning per fase på 134 kV-siden med ideell transformator. . . . .	43
4.8	Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på 0,0001 $\Omega$ . . . . .	44
4.9	Spenning per fase på 300 kV-siden. . . . .	45
4.10	Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på 0,0001 $\Omega$ og lang varighet på jordfeil. . . . .	46
4.11	Spenning i alfa, beta og nullsystem. . . . .	47
4.12	Spenninger per fase på 134 kV-siden som følge av enfase jordfeil på 300 kV-siden. . . . .	48
4.13	Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på 2 $\Omega$ . . . . .	49
4.14	Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på 10 $\Omega$ . . . . .	50
7.1	Utarbeidet nettmodell i ATP for å studere oppførselen til en ideell transformator. . . . .	I

7.2	Parametre for 132 kV luftledning. . . . .	I
-----	---	---

## 1 Innledning

Dette kapitlet gir en kort innføring i oppgaven. Først presenteres bakgrunnen for temaet til masteroppgaven. Videre blir det nevnt hva som tidligere har blitt undersøkt i forbindelse med fordypningsprosjektet høsten 2021, samt en nærmere beskrivelse av formål og problemstilling som skal besvares i denne oppgaven. Avslutningsvis blir det lagt fram en kort innføring i oppbyggingen av rapporten.

### 1.1 Bakgrunn

I dag er spolejording den mest brukte driftsjordingen i norske regionalnett. Årsaken er at spolejordingen reduserer og slukker feilstrømmer som opptrer ved forbigående enpolte jordfeil. Det finnes allikevel noen ulemper med denne typen jording. Spolejordede nett er særlig utsatt for uønskede situasjoner som høye temporære overspenninger. I tillegg er det utfordringer med å lokalisere feil, det er fare for doble jordfeil og man kan få unødvendige utkoblinger av nettet [1].

I 2017 erklærte Direktoratet for samfunnssikkerhet og beredskap (DSB) at det spolejordede Sørnettet i Sør-Troms, Ofoten, Lofoten og Vesterålen, ikke oppfylte forskriften om elektrisk forsyningsanlegg. Årsaken til at Sørnettet ikke skal være i forskriftsmessig stand var manglende beskyttelse mot farlige overspenninger. Det ble også påpekt fare for overførte spenninger til telenettet og andre elektriske anlegg [2].

Å endre driftsjordingen på nettet er en krevende prosess. En eventuell overgang fra spolejording til direkte- eller lavohmig jording, vil i utgangspunktet føre til at man må etablere gjennomgående jord på alle ledninger. I tillegg må transformatorene oppfylle funksjonskravene til direktejordede nett. Store deler av eksisterende nettanlegg er ikke tilrettelagt for dette og det vil derfor kreve en enorm omlegging av dagens nettanlegg [3].

I forbindelse med utfordringene knyttet til spolejordingen i Sørnettet ble eierne pålagt å rette opp i feilene. Eierforholdet består av to parter med hver sin mening om saken. Statnett, Statkraft og BaneNor har et ønske om å legge om til direktejording, da en slik løsning åpner opp for å øke driftspenningen og dermed øke overføringskapasiteten på nettet. Den andre eierparten består av de regionale eierne Lofotkraft, Trollfjord Nett, Hålogaland Kraft Nett, Andøy Energi Nett, Nordkraft Nett, Nordkraft Magasin og Nord-Salten Kraft Nett. De på sin side anser direktejording som en kostbar løsning. Videre mener de at direktejording gir redusert spenningskvalitet ved jordfeil og at man derfor bør beholde spolejordingen slik den er i dag. Partene har beregnet hver sine kost-nytte-analyser av nåverdien ved direktejording kontra spolejording, men analysene viser store sprik da en sum på hele 368 millioner skiller de fra hverandre [2].

Det er med andre ord store uenigheter knyttet til en eventuell ombygging av Sørnettet. SINTEF har tidligere vist at fasebrudd kan gi særlig høye temporære overspenninger i Sørnettet [4]. I denne oppgaven vil en undersøke i hvilken grad overspenninger kan oppstå på grunn av jordfeil i overliggende nett. Ved hjelp av programvaren ATP skal temporære overspenninger og resonans, som kan oppstå mellom det spolejordede nettet og overliggende kraftsystem gjennom transformator, studeres som følge av en fase jordfeil. Både transformatorens koblingsgruppe og stasjonens jordingsanlegg skal undersøkes nærmere [5].

## 1.2 Tidligere arbeid

Denne masteroppgaven er en fortsettelse på et fordypningsprosjekt gjennomført høsten 2021. Målet med fordypningsprosjektet var å fremskaffe kunnskap om drift av spolejordede nett og betrakte ulike overspenninger som kan inntreffe ved jordfeil i overliggende nett på grunn av kobling gjennom transformator og tilhørende jording. Ulike transformatorkoblinger ble undersøkt, både stjerne-delta kobling og stjerne-stjerne kobling. Funnene fra analysene viste den positive effekten av deltakoblingen ettersom nullfølgestrømmen ikke har en forbindelse fra stjerneviklingen til deltaviklingen. Resultatene bekreftet også at trefaseproblematikken kan belyses i nullsystemet, da nullpunktspenningen øker ved tilstedeværelse av jordfeil.

I tillegg til litteratursøk ble det også brukt mye tid på å gjøre seg kjent med programvaren ATP og utvikle ferdigheter som kommer til nytte i arbeidet med masteroppgaven. For å avgrense og gjennomføre arbeidet ble det gjort flere forenklinger og det ble blant annet diskutert at grundigere analyser bør utarbeides for å konkludere rundt hvilke faktorer som påvirker overspenninger i spolejordede nett.

## 1.3 Problemstilling

Som nevnt innledningsvis er temporære overspenninger i spolejordede nett et kjent problem som følge av jordfeil. For å sørge for forsvarlig drift av spolejordede nett bør en vite hvilke overspenninger som faktisk kan oppstå. Transformatorer er en viktig komponent i et kraftsystem, da den sørger for å tilpasse spenningen i overføringsnett ved å omforme spenningen mellom ulike nivåer. Overspenninger kan utgjøre fare for skade på transformatorer. Ved trafohavari kan dette gi svært uheldige konsekvenser som for eksempel avbrudd i kraftforsyningen og høye kostnader.

Målet med denne masteroppgaven er å undersøke hvilke overspenninger som kan oppstå på grunn av kobling til overliggende nett. Ved å bestemme overspenninger ved hjelp av simulering i dataprogrammet ATP kan man fremskaffe ny kunnskap for drift av spolejordede nett. Dette innebærer å modellere sentrale komponenter som transformatorer, spoler, jordingsmotstand og jordingssystem, for å kunne utarbeide resonanskurver og spenningskurver.

Denne masteroppgaven er begrenset til å kartlegge overspenninger som kan oppstå i spolejordede nett pga. kobling gjennom transformator, f.eks ved jordfeil i overliggende nett. Dette leder til tittelen på masteroppgaven:

”Temporære overspenninger i spolejordede nett på grunn av overført spenning gjennom transformator.”

Transformatoren som skal undersøkes er en treviklingstransformator hvor transformatorens primærside er direktejordet mens sekundærsiden har tilkoblet en spole i nøytralt punktet. En uheldig egenskap ved denne koblingsgruppen er at det overføres nullsystemstrømmer fra primærsiden til sekundærsiden av transformatoren ved usymmetriske feil i nettet på primærsiden, f.eks i forbindelse med enfase jordfeil.

Transformatorer kan konstrueres på mange ulike måter og er derfor en komplisert komponent. Oppbygging og virkemåte til en transformator finnes det mye litteratur på, men hvordan spenningen blir overført gjennom transformatoren er et omfattende tema som det finnes lite informasjon om. I forbindelse med fordypningsprosjektet høsten 2021 ble det blant annet konkludert med at resultatene var påvirket av flere forenklinger.

For å studere transformatorens oppførsel i sammenheng med temporære overspenninger på et grundigere nivå, har denne masteroppgaven flere deler som til sammen vil gi en bedre forståelse av hvordan en *jordfeil* i overliggende nett fører til overført spenning gjennom transformator.

Noen spørsmål som det ønskes å finne svar på i denne masteroppgaven er:

- Hvordan blir nullpunktspenningen påvirket av spolestørrelse og kompenseringsfaktor?
- Spiller nettstørrelsen en avgjørende faktor for hvor store overspenninger man får?
- Hva bidrar til å dempe resonanskurven?
- Hva er bidraget fra magnetisk og galvanisk overført spenning gjennom transformatoren?

- Hva er effekten av å bruke en transformator med deltakoblet tertiærvikling? Og hvordan beregner man nullsekvensimpedansen for denne typen transformatorer?

#### 1.4 Oppgavens oppbygning

- Kapittel 2 forklarer det teoretiske aspektet ved oppgaven. Her presenteres de tekniske fenomenene for å danne en forståelse av resultatene fra den analytiske delen av oppgaven.
- Kapittel 3 forklarer hvilke modeller som er blitt brukt til å besvare oppgavens problemstilling. Det forklares i nærmere detalj hvordan de mest sentrale komponentene som transformator, spoler, og linjer er etablert i ATP, samt tilhørende data som er blitt brukt. Analysene er tilrettelagt for å kunne reproducere resultatene. Kapitlet inkluderer også ulike tester for å verifisere modellene slik at man får nøyaktige resultater.
- Kapittel 4 presenterer resultater samt en diskusjon av resultatene. De beregnede verdiene blir sammenliknet med teorien og diskutert hvorvidt de er innenfor de forventede rammene.
- Kapittel 5 drøfter hvilke aspekter ved oppgaven som i liten grad blir undersøkt i denne rapporten, men som kan være interessant for videre arbeid.
- Kapittel 6 konkluderer med hvilken innvirkning resultatene har for temporære overspenninger i spolejordede nett. Basert på tolkning av resultatene blir det avklart en endelig konklusjon som besvarer problemstillingen på oppgaven.

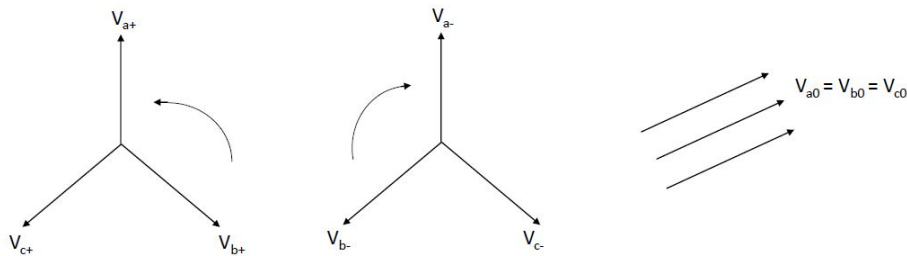
## 2 Teori

For å forstå sammenhengen mellom spolejording, overspenninger og feilstrømmer er det nyttig å forstå det teoretiske aspektet. Følgende kapittel vil forklare og presentere teori for å gi grunnlag for forståelsen av resten av oppgaven. Det vil fokuseres på enpolt jordfeil i overliggende nett og hvordan spenning kan overføres til spolejordet nett. Deler av teorien er hentet fra undertegnedes fordypningsprosjekt, ”Temporære overspenninger i spolejordede nett gjennom transformator”, skrevet høsten 2021.

### 2.1 Symmetriske komponenter

Ved fase- eller jordfeil har man et usymmetrisk system. Prinsippene for analyse av kraftsystemer ved usymmetriske feil kan enkelt representeres ved bruk av symmetriske komponenter.

I et perfekt balansert system har alle faser lik spenningsamplitude og strømamplitude, i tillegg til at fasene er faseforskjøvet med  $120^\circ$  i forhold til hverandre. Symmetriske komponenter er en beregningsmetode som går ut på at trefasevektorene skilles til tre separate vektorer i henholdsvis et positivt-, negativt- og nullsystem som vist i figur 2.1. Både det positive og negative sekvenssystemet har vektorer hvor fasene er  $120^\circ$  forskjøvet i forhold til hverandre og hvor de elektriske størrelsene (strøm og spenning) har samme størrelse. Det positive systemet vil i motsetning til det negative systemet, ha samme fasefølge som det originale elkraftsystemet og vil rotere mot klokken. Nullsystemet derimot består av vektorer som er like i både størrelsesorden og fase [6].



**Figur 2.1:** Spenningsvektorer i +, - og 0-systemet [6].

Ved å summere det positive, negative og nullsystemet for alle tre faser, kan man beregne usymmetriske feil som for eksempel jordfeil. Fasespenningene kan beskrives på denne måten i en vektoriell summasjon:

$$\begin{aligned}
 V_a &= V_{a+} + V_{a-} + V_{a0} = V_+ + V_- + V_0 \\
 V_b &= V_{b+} + V_{b-} + V_{b0} = h^2 V_+ + h V_- + V_0 \\
 V_c &= V_{c+} + V_{c-} + V_{c0} = h V_+ + h^2 V_- + V_0
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

Hvor  $V_a$ ,  $V_b$  og  $V_c$  er spenninger i henholdsvis fase a, b og c.  $h$  representerer en faseskiftoperator der  $h = e^{j120^\circ}$ . For et spolejordet trefasesystem vil feilproblematikken belyses i nullsystemet ettersom impedansene i pluss- og minussystemet er betraktelig lavere enn for nullsystemet ved feil. Da oppgaven vil analysere utfordringene ved jordfeil er det nullsystemet som er interessant for denne masteroppgaven. Dette vil forklares nærmere i kapittel 2.1.2 [7].

### 2.1.1 Clarke transformasjonen

Å analysere et elektrisk trefasesystem kan utføres på ulike måter. I elektroteknikken brukes ofte Fortescue-transformasjonen. Dette er en tradisjonell metode for å forenkle ett trefasesystem av ubalanserte vektorer (strøm eller spenning) til ett sett av balanserte vektorer i pluss, minus og nullsystemet. I noen tilfeller kan man benytte Clarke transformasjonen utarbeidet av Edith Clarke, også kjent som alfa-beta ( $\alpha\beta\gamma$ ) transformasjonen. Clarkes transformasjon er basert på en reell matrise, i motsetning til Fortescues teorem som bruker både reelle og kompleks konjugerte tall.

Clarke er en omgjøring som kan brukes til å transformere ett sett av tre dimensjoner til et annet sett av tre dimensjoner, slik at man kan konvertere et per-fase abc-system til komponenter i  $\alpha\beta 0$ -systemet. For et balansert system er nullkomponenten lik null. Transformasjonen av  $\alpha\beta 0$  for et trefase spenningssystem er gitt ved Clarkes matriseligning:

$$\begin{bmatrix} V_\alpha(t) \\ V_\beta(t) \\ V_0(t) \end{bmatrix} = [T_{clarke}]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} V_a(t) \\ V_b(t) \\ V_c(t) \end{bmatrix}^T \quad (2.2)$$

hvor  $T_{clarke}$  er

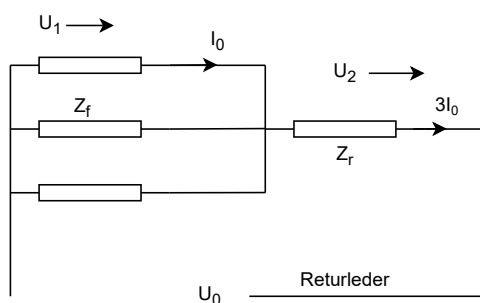
$$T_{clarke} = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & \sqrt{2} & 0 \\ 1 & -\frac{1}{\sqrt{2}} & \sqrt{\frac{3}{2}} \\ 1 & \frac{1}{\sqrt{2}} & -\sqrt{\frac{3}{2}} \end{bmatrix} \quad (2.3)$$

$V_{abc}(t)$  er spenningene for et trefasesystem og  $V_{\alpha\beta 0}(t)$  er korresponderende sekvensspenninger i  $\alpha\beta 0$ -systemet beregnet ved hjelp av Clarke transformasjonen [8, 9].

### 2.1.2 Nullsystemet

Siden denne oppgaven vil ta for seg jordfeilproblematikken i et spolejordet nett er nullsystemet et viktig aspekt ved tilstedeværelse av enfase jordfeil. En forklaring på hvordan nullsystemet fungerer er derfor nødvendig.

Når en jordfeil oppstår vil feilstrømmens størrelse bestemmes ut fra nettets topologi og parametre. Nullimpedansen vil variere avhengig av systemjording, overgangsmotstand mellom transformator og jord, og feilmotstand. Ved en enpolt jordfeil vil man ved bruk av symmetriske komponenter som forklart ovenfor, få en nullfølgestrøm,  $I_0$ , som flyter gjennom alle faselederne som vist i figur 2.2. Denne nullfølgestrømmen er lik for samtlige faser og vil derfor summeres opp i returlederen som  $3I_0$ . Nullimpedansen er derfor den impedansen som nullfølgestrømmen ser i strømsløyfen. Ved en jordfeil vil man i et trefasesystem se bort ifra impedansene man finner i pluss- og minussystemet ettersom nullsystemet oftest har en betydelig større impedans. For spolejordede nett er induktansen til spolen i parallell med linjekapasitansen og nullsystemets impedans vil øke. Impedansen i nullsystemet representerer derfor en teoretisk tilnærming til feilproblematikken for trefasesystemer [6, 10].



Figur 2.2: Nullfølgestrøm i faser og returleder [6].



Basert på figuren over kan man sette opp følgende uttrykk for nullpunktspenningen,  $U_0$ :

$$U_0 = U_1 + U_2 = I_0 \cdot (Z_f + 3 \cdot Z_r) = I_0 \cdot R_0 \quad (2.4)$$

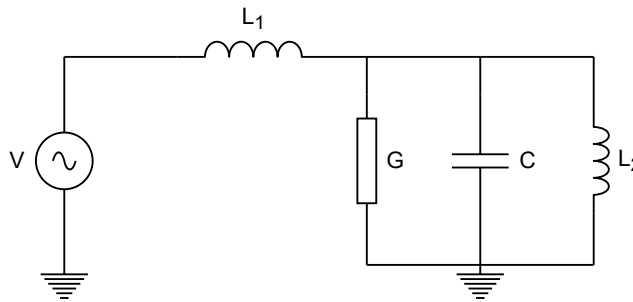
Der  $Z_f$  er faseleders impedans og  $Z_r$  er returleders impedans [6].

Ofte vil de fysiske avstandene som oppstår i et høyspenningsanlegg føre til at de virkelige komponentene ikke framstår som ideelle. Et eksempel på dette er kapasitiv asymmetri. Jo større forskjell det er mellom kapasitansene, desto større blir den kapasitive asymmetrien. Ulik kapasitans mot jord kan være et resultat av forskjellig lengde på fasene. Den kapasitive asymmetrien i fasene vil føre til at det går en strøm gjennom nullpunktet selv i et friskt nett, noe som fører til spenning i nullpunktet. Andre forstyrrelser som kan by på utfordringer er lastsituasjonen. Ofte vil lasten være ubalansert noe som fører til asymmetriske faser. For fastsettelse av resonanspunktet i spolejordet nett er dette noe en bør ta hensyn til [1].

Kapasitansen mot jord er betydningsfull for om man får resonans i nettet ettersom resonanspunktets plassering er gitt av nettets totale kapasitans mot jord. I mange tilfeller blir denne kapasitansen helt avgjørende ettersom den har stor betydning ved beregning av det kapasitive feilstrømbidraget. Det er derfor viktig at denne verdien er korrekt for å kunne forutsi problemer som kan oppstå i et elektrisk anlegg [10].

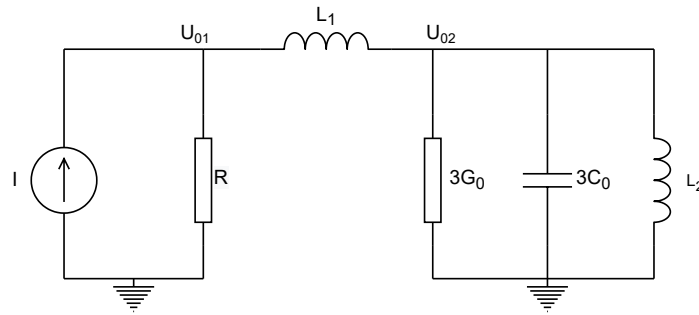
### 2.1.3 Forenklet analyse i nullsystemet vha. knutepunktsadmittansmetoden

Figur 2.3 viser et enkelt to-node system med kretselementene resistans, induktans og kapasitans i tillegg til en spenningskilde. Ved hjelp av Nortons teorem kan man enkelt bestemme kretsens nodespenninger. Nortons teorem sier at en krets bestående av en eller flere spenningskilder er ekvivalent med en strømkilde i parallell med en motstand, R [11].



Figur 2.3: Thevenin-ekvivalent [11].

Spenningskilden fra Thevenin-ekvivalenten konverteres til Norton-ekvivalenten som vist i figur 2.4, hvor  $G_0$  og  $C_0$  er henholdsvis total konduktans og kapasitans per fase til jord.  $U_{01}$  og  $U_{02}$  er spenningene i nullpunktet i henholdsvis node 1 og node 2.  $L_1$  og  $L_2$  representerer spoler. Figur 2.4 representerer en forenklet modell i nullsystemet og kan brukes til å beregne overført spenning fra et 300 kV-nett til 134 kV-nett. Videre kan man ved hjelp av tabell 2.1 etablere en admittansmatrise som vist i likning 2.5. Admittansmatrisen,  $Y$ , etableres ved å addere inn bidraget fra alle admittansene som inngår i kretsen. Det vil si alle passive komponenter som R, L og C. Ved å invertere admittansmatrisen kan man bestemme kretsens nodespenninger som vist i likning 2.7 [11].



Figur 2.4: Norton-ekvivalent [11].

Tabell 2.1: Konvertering til admittans [11].

Komponent	Symbol	Admittans
Resistans	R	$Y = \frac{1}{R}$
Induktans	L	$Y = \frac{1}{j\omega L}$
Kapasitans	C	$Y = j\omega C$

$$Y = \begin{bmatrix} \frac{1}{R} + \frac{1}{j\omega L_1} & \frac{-1}{j\omega L_1} \\ \frac{-1}{j\omega L_1} & \frac{1}{j\omega L_1} + j\omega 3C + \frac{1}{j\omega L_2} + 3G \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

$$I = \begin{bmatrix} \frac{V}{R} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.6)$$

$$V = \begin{bmatrix} V_{01} \\ V_{02} \end{bmatrix} = Y^{-1} \cdot I \quad (2.7)$$

Konduktans, kapasitans og spolestørrelse kan bestemmes ut ifra en feilstrøm ( $3I_G$ ,  $3I_C$ ,  $3I_L$ ) som følge av enfase jordfeil. Med en 145 kV linjespenning som referanse kan konduktans, kapasitans og induktans beregnes som følgende [4]:

$$G = \frac{3I_G}{\sqrt{3} \cdot 145000} \quad (2.8)$$

$$C = \frac{3I_C}{\sqrt{3} \cdot 145000 \cdot \omega} \quad (2.9)$$

$$L = \frac{145000}{\sqrt{3} \cdot \omega \cdot I_L} \quad (2.10)$$

hvor  $\omega = 2\pi 50$ .

Denne fremgangsmåten kan brukes for å analysere spenningene i et spolejordet nett. For et gitt nettverk vil L representere spolen, mens C er den totale kapasitansen til jord. Feilstrømmen vil dermed bli [4]:

$$I_f = V \left( \frac{1}{j\omega L} + j\omega 3C \right) \quad (2.11)$$

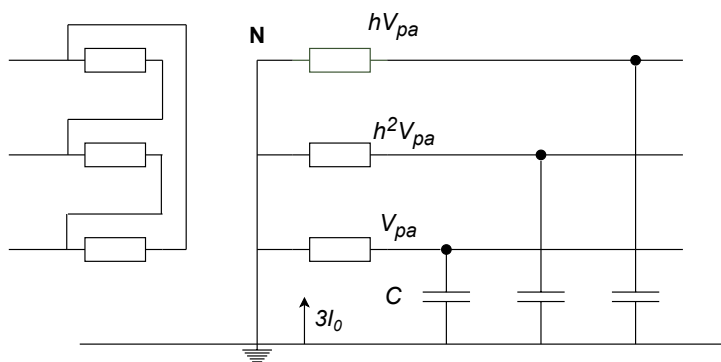
Ved å justere forholdet mellom den induktive og kapasitive strømmen kan man definere kompensasjonsgraden og dermed justere spolestørrelsen. Ved hjelp av Norton-metodikken kan man undersøke hvordan spolestørrelsen vil påvirke spenningen i nullpunktet. Videre kan man undersøke resonanskurvene ved å måle spenningen i nullpunktet som funksjon av den totale spolestømmen i systemet. Nærmere beskrivelse av resonanskurven vil bli presentert i kapittel 2.3.3.

## 2.2 Systemjording

Jording er generelt et viktig tiltak for å begrense farlige berøringsspenninger og forhindre skade på eiendom og utstyr. Systemjording av kraftsystemer utføres ved at et eller flere transformator-nøytralpunkter har en forbindelse til jord. Dette spiller en sentral rolle med hensyn til størrrelser på temporære overspenninger og feilstrømmer. Formålet med systemjording er blant annet å håndtere feilstrømmen på en forsvarlig måte og dermed beskytte mennesker eller utstyr mot strømgjennomgang, samt sørge for god feilhåndtering. Nullpunktet kan jordes på ulike måter og de mest vanlige jordingstypene som benyttes er spolejording, direktejording, isolert nett og lavohmig jording. Grad av overspenninger og feilstrømmer påvirkes av karakteristikken av nettet, type feil og jordingsmetode [1, 6].

### 2.2.1 Direktejording

I et direktejordet nett vil transformatorens nullpunkt jordes direkte ned til jord som illustrert i figur 2.5. Ved en enfase jordfeil vil feilstrømmen bli stor som følge av at impedansen i feilstedet er liten. Når feilstrømmen er stor bør en være ekstra oppmerksom på feilstrømmens returvei for å hindre skade på mennesker og utstyr. En stor feilstrøm vil sørge for at vern vil koble ut feilen raskt og dette sikrer komponenter fra å havare [1].



Figur 2.5: Oppsett av direktejordet nett [12].

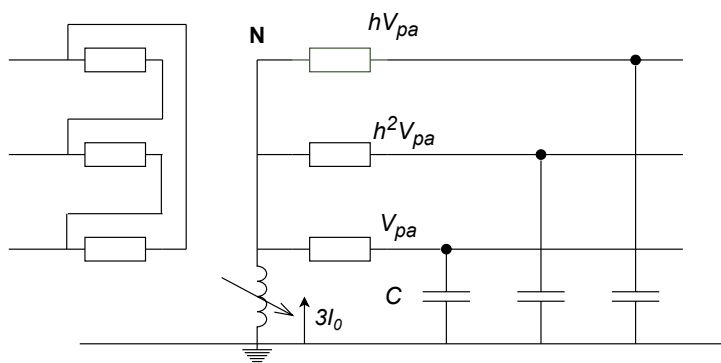
Fordelen med direktejording er at ved jordfeil på den ene fasen, vil spenningene i de feilfrie fasene være uforandret. Dette betyr at det tillates å bruke et lavere isolasjonsnivå i direktejordede nett, i motsetning til spolejordet nett hvor det vil oppstå økte spenninger på de friske fasene [1].

I de tidligere årene har direktejordingens påvirkning på telenettet vært en utfordring. Store feilstrømmer kan gi fare for induserte spenninger i nærliggende telenett. Telekabler som har korte avstander til kraftlinjer er særlig utsatt for dette. Ved en enfase jordfeil vil summen av fasestrømmene gi en sterk induktiv kopling til parallelle ledere og dermed medføre høye induserte spenninger på teleledninger. Et anlegg skal derfor følge forskriftskravene og være dimensjonert for å ikke overføre for høye spenninger til kommunikasjonsnettet. I de senere årene har ikke dette vært et like stort problem da man har innført fiberkabler som ikke blir forstyrret av indusert spenning [1].

## 2.2.2 Spolejording

For spolejordnet nett monteres en eller flere spoler mellom transformatorens nøytralpunkt og jord. Funksjonen hos spolene er å regulere enpolt jordslutning ned mot en lav verdi og dermed redusere feilstrømmen. Spolen domineres av induktiv reaktans, men den vil også inneholde en andel resistive komponenter i tillegg, da spolen ikke er ideell. Dette medfører at man ikke klarer å redusere feilstrømmen helt ned til null [6].

Spolestrømmen kan optimaliseres ved å regulere reaktansen. Ved en spesifikk reaktans vil spolestrømmen og den kapasitive feilstrømmen ha like stor amplitudeverdi og være tilnærmet  $180^\circ$  forskjøvet i forhold til hverandre. Dermed vil jordfeilstrømmen bli liten og lysbuen slukkes slik at det elektriske anlegget kan karakteriseres som friskt. Man kan plassere flere spoler rundt om i nettet. Ofte har man en spole som er automatisk regulert i tillegg til spoler som stilles inn til faste verdier. Bidraget til den automatisk regulerede spolen bestemmes ut ifra resonanskurven som vil bli nærmere forklart senere i teorien. Med automatisk regulerede spoler kan man bestemme spolebidraget til en verdi som gir ønsket driftstilstand. Spolene kan variere i utførelse og størrelse avhengig av nettets utstrekning, men funksjonen er den samme. Figur 2.6 viser et skjematisk oppsett av et spolejordnet nett hvor spolen representerer en parallellkobling av alle spoler i nettet [6, 13].



Figur 2.6: Oppsett av spolejordnet nett [12].

Spolejording er for tiden den mest vanlige driftsjordingen for regionalnett i Norge med tanke på at man får en lav feilstrøm. Videre har spolejording sine fordeler ved at nettet kan driftes med stående feil, det gir ikke spenningsdip, i tillegg til at det slukker lysbuer av typen enpolte jordfeil slik at man unngår utkoblinger [14].

Spolejording har allikevel sine svakheter, for eksempel er det vanskelig å detektere og lokalisere feilen. Man kan risikere at det oppstår en jordfeil uten at den blir detektert. Dette problemet kan løses ved å plassere en parallellmotstand i kretsen for å bedre feillokalisering og vernrespons for jordfeil. Høye temporære overspenninger eller doble jordfeil er også uheldige konsekvenser som kan oppstå som følge av spolejording, eller at man får feilsignaler med unødvendige utkoblinger [1, 12].

## 2.3 Spolejordede nett

Dette kapitlet vil forklare egenskapene til spolejordnet nett i nærmere detalj.

### 2.3.1 Induktans

Induktans er basert på fenomenet at det dannes magnetisk industert spenning i den elektriske lederen når den utsettes for strøm. Det vil oppstå induktans i alle elektriske ledere, men for å øke induktansen kan lederen vikles opp som en spole som illustrert i figur 2.7. En spole er bygd opp av viklinger laget av koppertråder, som er ment for å gi et magnetfelt. Desto flere viklinger spolen har, desto ytterligere øker induktansen. Denne egenskapen utnyttes ofte i transformatorer for å kunne endre spenningsnivå. Ved å endre viklingstallet kan man endre på spenningene og strømmene slik man selv vil. Dette er gunstig med

tanke på at det er behov for et høyere spenningsnivå for en kraftlinje, enn for eksempel elektriske utstyr som er tilkoblet husholdninger [15, 16].



**Figur 2.7:** Spole bestående av en koppertråd viklet rundt en kjerne [17].

Induktansen for en spole kan beregnes ved følgende formel:

$$L = \frac{\mu N^2 A}{l} \quad (2.12)$$

der  $\mu$  er permeabiliteten til materialet i spolen,  $N$  er antall vindinger, mens  $l$  og  $A$  er henholdsvis spolens lengde og tverrsnittsareal. SI-enheten for induktans er Henry (H) [18].

Ut ifra likning 2.12 kan man variere induktansen for en spole på flere måter. Den mest vanlige løsningen er å ha en justerbar kjerne som i praksis vil si å justere permeabiliteten ( $\mu$ ). Denne løsningen er relativ treg og lager mye støy. Et alternativ er å endre antall vindinger ved hjelp av trinning. Ved å vikle opp lederen vil de enkelte feltene summeres og induktiviteten blir tilsvarende høyere sammenliknet med en rett leder med samme lengde. Ut fra definisjonen skal vindingene,  $N$ , kvadreres i formelen, og dermed er det ikke mange vindinger som skal til før induktansen øker betraktelig. Ulempen med denne løsningen derimot er at man mister muligheten til en kontinuerlig endring sammenliknet med en kjerne som kan styres inn og ut av vindingen ved hjelp av et mekanisk system [1, 18].

Spenningen over en spole er proporsjonal med endringen av strømmen:

$$U_L = j\omega LI \quad (2.13)$$

Dette vil si at induktiviteten øker dersom strømmen gjennom spolen forandres hurtig, og med en økende induktivitet blir spenningen over spolen større. Dersom strømmen er konstant vil spolen fungere som en kortslutning [16].

Likning 2.13 kan sees på som en størrelse som forteller hvor mye spolen motsetter seg endring i strøm. Dette stemmer overens med ideen om at enhver endring i strøm vil forårsake et skiftende magnetfelt som motvirker den nye strømmen, også kjent som Lenz' lov. Jo større induktansen er, jo mer spenning kreves for at strømmen skal endre seg. Dersom strømmen tvinges til å endre seg, for eksempel ved å bli avbrutt et annet sted i kretsen, vil man observere en spenningstopp forårsaket av spolens reaksjon på endringen [19].

Som regel uttrykkes induktansen som reaktans betegnet som  $X_L$ , hvor det induktive bidraget er produktet av frekvens ( $\omega$ ) og induktans ( $L$ ) som avhenger av størrelsen på spolen. Ettersom den induserte strømmen er relatert til endringen i feltet per tidsenhet, spiller frekvensen en viktig faktor. Dette leder til følgende uttrykk [19]:

$$X_L = \omega L \quad (2.14)$$

### 2.3.2 Jordfeil og spoleinnstillinger

Det finnes ulike typer elektriske feil som kan oppstå i høyspenninganlegg. Jordfeil er blant de mest vanlige, og oppstår som regel ved lederbrudd med berøring mot jord, isolasjonsfeil som følge av spenningspåkjenninger, eller miljøpåkjenninger som snø og is [6].

Enpolt jordfeil er det mest vanlige eksempelet på en usymmetrisk feil hvor det går strøm i en av fasene som ligger mot jord. Spenningsvektorene vil bli usymmetriske ved denne typen feil og dette betyr at man må ta hensyn til både +, - og 0-impedansen [6].

Spolen er dimensjonert ut ifra feilstrømmen i nettet. Feilstrømmen beregnes ut ifra den totale kapasitansen mot jord som summeres opp i hele nettet. Størrelsen på spolen er så dimensjonert ut ifra den kapasitive feilstrømmen. Ved å justere spolen i forhold til nettets kapasitanser, vil summen av strømmene i feilstedet bli liten. Feilstrømmen uten spole tilknyttet nettet kan regnes ut ved følgende likning sett ut ifra figur 2.6 [6].

$$I_f = 3I_0 = (I_a + I_b + I_c) \quad (2.15)$$

Tallet 3 representerer alle tre fasene samlet. Strømmene i hver av de tre fasene  $I_a$ ,  $I_b$  og  $I_c$  defineres med følgende likninger:

$$I_a = (V_N + V_{pa})j\omega C \quad (2.16)$$

$$I_b = (V_N + h^2V_{pa})j\omega C \quad (2.17)$$

$$I_c = (V_N + hV_{pa})j\omega C \quad (2.18)$$

Hvor  $V_N$  er nullpunktsspenningen i nøytralt punktet og  $C$  er kapasitansen mellom fase og jord.  $h$  representerer en faseskiftoperator der  $h = e^{j120^\circ}$ . Videre er  $1+h+h^2 = 0$  noe som forenkler summen av fasestrømmene og likning 2.15 kan ved bruk av likning 2.16, likning 2.17 og likning 2.18 utledes til:

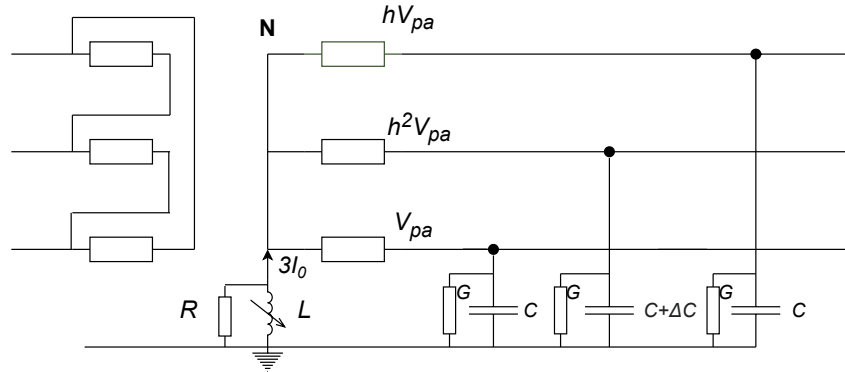
$$I_f = V_N j3\omega C \quad (2.19)$$

### 2.3.3 Resonans

Et nett som driftes nær resonans kan gi uheldige konsekvenser som svært høye overspenninger. Resonans er et fenomen hvor det induktive bidraget tilsvarer kapasitansen i nettet. I resonans vil derfor jordfeilstrømmen kun påvirkes av det resistive bidraget [6].

Spenningen i nøytralt punktet er avhengig av flere parametre som spoleinnstilling, samt kapasitans og induktans mot jord. Det vil alltid være en forskjell i kapasitans mot jord. Den kapasitive asymmetrien vil sammen med spolen utgjøre en resonanskrets som vil øke nullpunktsspenningen. Med økt spenning i nullpunktet kan resonans forveksles med vanlig jordfeil. Dette vil si at dersom nettet driftes nær resonans men det ikke har oppstått feil i nett, kan man få feilsignaler. Dette fører til at man leter etter en ikke-eksisterende feil som igjen vil medføre unødvendige avbrudd i nettet og høye KILE-kostnader (kostnad for ikke-levert energi) [1, 7].

Toppverdien til spenningen i nøytralpunktet er avhengig av flere faktorer. Den maksimale spenningen som oppstår ved resonans kan utledes ut ifra figur 2.8 [12].



**Figur 2.8:** Oppsett av spolejordet nett med kapasitiv asymmetri og konduktiv avledning [12].

$$I_a = (V_N + V_{pa}) \cdot (G + j\omega C) \quad (2.20)$$

$$I_b = (V_N + h^2 V_{pa}) \cdot (G + j\omega(C + \Delta C)) \quad (2.21)$$

$$I_c = (V_N + h V_{pa}) \cdot (G + j\omega C) \quad (2.22)$$

$$3I_0 = (I_a + I_b + I_c) = 3V_N \cdot (G + j\omega C) + (V_N + h^2 V_{pa}) \cdot j\omega \Delta C = -V_N \left( \frac{1}{j\omega L} + \frac{1}{R_p} \right) \quad (2.23)$$

Fra likning 2.23 får man følgende spenning i nøytralpunktet

$$V_N = \frac{-h^2 V_{pa} \cdot j\omega \Delta C}{3G + j\omega \Delta C + j\omega 3C + \frac{1}{j\omega L} + \frac{1}{R_p}} \quad (2.24)$$

Videre kan man fra likning 2.24 utlede Petersenspolens navigasjonsformel

$$V_N = \frac{-h^2 V_{pa}}{1 + \frac{s}{u} - j \frac{d}{u}} \quad (2.25)$$

der  $s = 3\omega C - 1/\omega L$ ,  $u = \omega \Delta C$  og  $d = 3G + 1/R_p$ . Den maksimale spenning i nøytralpunktet oppstår ved resonans når  $s = 0$  som vist i likning 2.26

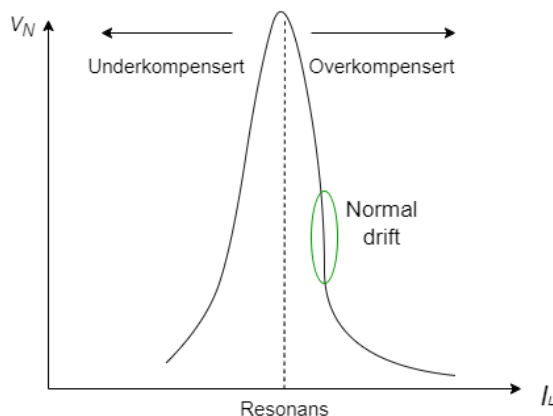
$$V_N = -V_{pa} \frac{j\omega \Delta C}{3G + \frac{1}{R_p}} \quad (2.26)$$

Av likning 2.26 ser man at den maksimale spenningen i nøytralpunktet avhenger av fasespenningen ( $V_{pa}$ ), vinkelfrekvensen ( $\omega$ ), ubalanse i kapasitans ( $\Delta C$ ), konduktans ( $G$ , lekkasjestrøm i isolatorer), og parallellmotstand ( $R_p$ ) [12].

Spolejordede nett som driftes nær resonans er utsatt for temporære overspenninger. Dette skyldes at det oppstår et resonant spenningsoppsving i nullsystemet som illustrert i figur 2.9. Slike overspenninger kan i verste fall føre til trafohavari eller skade på annet utstyr.

### 2.3.4 Over- og underkompensering

For å unngå å havne i resonans, og dermed begrense spenningen i nullsystemet, er det vanlig å drifte spolen i enten over- eller underkompensert område. Dette gjøres ved at bidraget fra spolen stilles litt over eller litt under det kapasive bidraget i nettet. Den mest vanlige løsningen er å overkompensere nettet, det vil si at det induktive bidraget er litt større enn den kapasive feilstrommen. Dersom man velger å drifte underkompensert og man har bortfall av en linje, vil kapasitansen minke. Følgelig vil kompenseringstrømmen bli større og sannsynligheten for å havne i resonans øker. Å drifte overkompensert er derfor det foretrukne alternativet for å unngå resonans [5].



Figur 2.9: Resonanskurve [12].

For å finne en god kompenseringfaktor må spolen innstilles korrekt. Ved å benytte en spoleregulator kan man måle spenningen over spolen som funksjon av spolestrømmen for alle verdier på spolen. På denne måten finner man resonanskurven som kan brukes til å bestemme kompenseringsområdet [20].

For å få et klarere bilde av over-/underkompensering kan likning 2.25 benyttes. S er relasjonen mellom kapasitansen og induktansen. Dersom  $\frac{1}{\omega L} = 0.95 \cdot 3\omega C$  har man en underkompensering på 5 %. Hvis derimot  $\frac{1}{\omega L} = 1.05 \cdot 3\omega C$  har man en overkompensering på 5 %. Ved å regulere spolene på denne måten sørger man for korrekt kompensering av nettet i tilfelle systemet endrer seg [21].

I figur 2.8 er det plassert en motstand i parallell med spolen. Denne kobles ofte inn for å kunne dekte feilen ved høyomhige jordfeil som er vanskelig å oppdage. Motstanden gir opphav til en aktiv verdi i jordfeilstrommen. Ved feil vil motstanden kobles ut momentan for å gi spolen mulighet til å utføre selvslukking. Etter noen sekunder kobler man til motstanden igjen for å sjekke om jordfeilen er permanent, og hvis dette er tilfellet blir den defekte anleggsdelen koblet fra. Bruk av parallellmotstand benyttes i fordelingsnett. Etersom parallellmotstand ikke anvendes i 134 kV-nett vil ikke virkningene av parallellmotstanden bli undersøkt i denne oppgaven [12].

En annen fordel med parallellmotstanden er at nullpunktspenningen begrenses av nettets resistans mot jord. Dette tilsvarer nettets konduktive avledning og vil bidra til å dempe resonanskurven som vist i likning 2.26.

## 2.4 Overspenninger

Overspenning defineres som en spenning høyere i forhold til det normale. Det finnes flere typer overspenninger, deriblant lynoverspenninger som oppstår som følge av lynnedslag. Koblingsoverspenninger er en annen type overspenning og skyldes inn- eller utkoblinger av store belastninger i strømmettet. Overspenninger kan gi svært uheldige konsekvenser som skade på installasjoner og utstyr [22].



### 2.4.1 Driftsspenning

Elektriske apparater må være konstruert for å fungere feilfritt. Nominelle verdier brukes til å betegne eller identifisere et system. For å sørge for sikker drift uten at isolasjonen degraderes, må isolasjonen tåle stasjonære driftsspenninger. Under normale driftsforhold skal driftsspenningene aldri overstige den høyeste linjespenningen som kan oppstå. De fleste apparater vil tåle et visst avvik fra dette, men dersom denne verdien ikke overskrides er mulighetene større for at for eksempel isolasjonen overlever gjennom en lang årrekke [23, 24].

### 2.4.2 Temporære overspenninger

En begrensende faktor ved spolejording er økt sannsynlighet for temporære overspenninger. Temporære overspenninger karakteriseres som oscillerende overspenninger mellom fase og jord, eller mellom faser. Videre oscillerer den nær nettfrekvensen, i tillegg til at den har lang varighet og liten demping. Overspenningens størrelse påvirkes blant annet av nettets oppbygning og valg av type jording. I nett med stor utstrekning må en påregne høye temporære overspenninger. Ved lange linjer eller kabler kan man ved bortfall av aktiv eller reaktiv effekt få kraftig spenningsstigning som følge av de kapasitive parametrene [6, 23].

Temporære overspenninger er karakterisert med deres amplitude, spenningsform og varighet. Generelt skiller det mellom transiente og temporære overspenninger. Transiente overspenninger er høyt dempede overspenninger av relativt kort varighet, mens temporære overspenninger klassifiseres som udempede eller svakt dempede overspenninger av relativt lang varighet [25].

De hyppigste årsakene til temporære overspenninger er enfase jordfeil, lastavslag, resonans og ferroresonans. For enfase jordfeil vil spenningsstørrelse avhenge av systemjordingen og feillokasjonen. Varigheten på overspenningen korresponderer til varigheten til feilen. I denne masteroppgaven vil det bli undersøkt kortvarige overspenninger som skyldes jordfeil i overliggende nett. Kortvarige overspenninger har en varighet på mellom 10 millisekunder til 60 sekunder hvor spenningen øker med mer enn 10 % av avtalt spenningsnivå [26, 27].

Størrelsene på de temporære overspenningene brukes ved dimensjonering av overspenningavleder. En overspenningsavleder begrenser spenningen til avlederens beskyttelsesnivå. Spenningene ledes istedenfor til isolasjonen eller til jordterminalen for å beskytte elektrisk utstyr. Et estimat og størrelse på overspenningene er avgjørende for valg av overspenningsavledere [27].

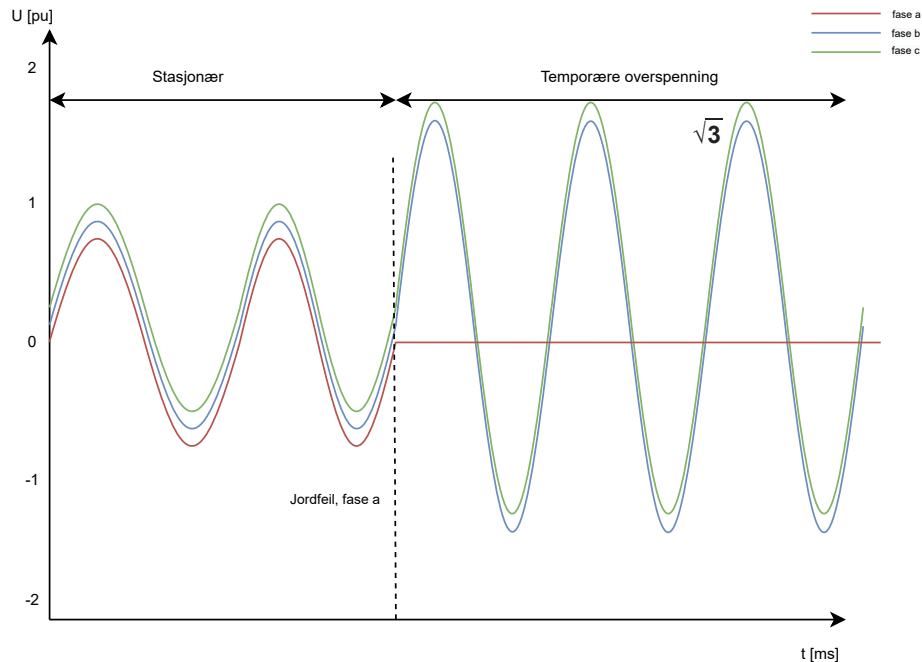
Linjer og kabler kan beskrives enten som en distribuert linjemodell med frekvens avhengige parametre, eller som en pi-modell med frekvens uavhengige parametre. Etersom temporære overspenninger oppstår nær strømfrekvensen vil en pi-modell være nøyaktig nok for analyse av temporære overspenninger da det dekker frekvensområdet for fenomener relatert til de fleste temporære overspenninger [27].

Når det gjelder transformatormodellene bør man for de fleste analyser av temporære overspenninger inkludere vikleingsmotstand, lekkinduktans, samt kjernens magnetisering [27].

Overspenninger kan forårsake problemer som isolasjonsfeil og overoppheting. Overspenninger vil bidra til at den magnetiske fluksen i transformator kjernen vil produsere varme som kan føre til at utstyret svikter. Transformatorer og overspenningsavledere er utstyr som tidligst blir rammet av overspenninger. For systemer med høye spenninger kreves det en effektiv type jording slik at disse overspenningene ikke overskrider 1,4 pu. Over 1,4 pu øker sannsynligheten for skade på transformator [28, 29].

### 2.4.3 Overspenninger i friske faser

I et symmetrisk trefasesystem vil det under ideelle forhold uten feil, ikke være spenningsforskjell mellom nullpunktet (nøytralepunktet) og jord. Det vil si at nullpunktspenningen under normal drift vil være lik null i et friskt nett. Dersom det oppstår en enpolt jordfeil vil spenningene mellom fasen til jord i de to friske fasene øke med ca.  $\sqrt{3}$ , altså stige til linjespenningen. Disse spenningene representerer de temporære overspenningene. Spenningenes varighet avhenger av varigheten til jordfeilstrømmen. I den fasen hvor jordfeilen inntreffer vil fasespenningen gå mot null. Forholdene er illustrert i figur 2.10 [23].



Figur 2.10: Temporære overspenninger ved enfase jordfeil i et spolejordet nett [23].

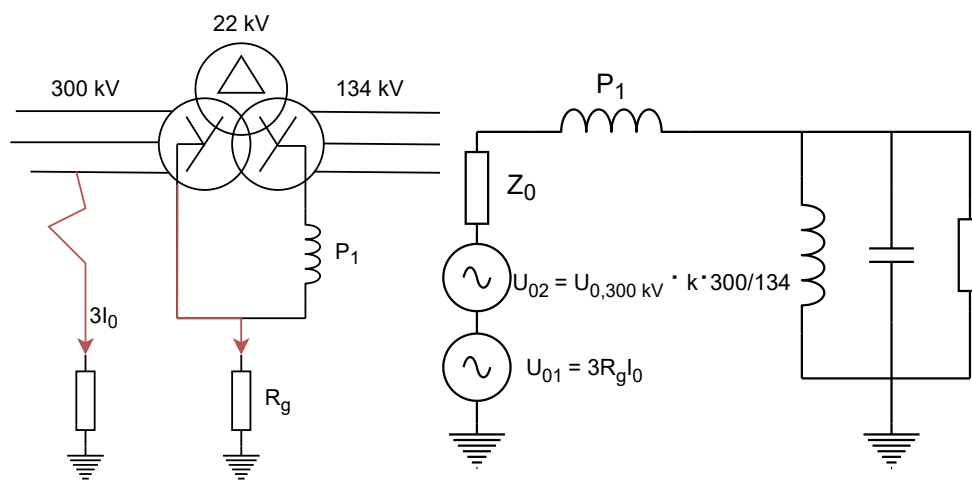
Hvis ikke anlegg er dimensjonert for overspenninger, kan det oppstå en rekke feil og svekkelse i nettet over tid. Med et galvanisk sammenkoblet nett med stor utstrekning, kan slike overspenninger som vist i figur 2.10 føre til uheldige konsekvenser som dobbel jordfeil. Med dobbel jordfeil har man jordfeil på to forskjellige faser, plassert på to ulike steder i nettet. Feilstrømmens verdi ved dette tilfellet vil være større enn ved enpolet jordfeil. Ved jordfeil i spolejordet nett kan det opptre temporære fase-jord overspenninger som er 1,8-1,9 ganger normal fase-jord spenning, i motsetning til direktejordede nettanlegg hvor det vanligvis ikke vil opptre overspenninger som overstiger 1,7 ganger linjespenningen. Som følge av spenningsstigningen ved jordfeil stilles det økt krav til isolasjon i spolejordet nett [1, 7, 30].

#### 2.4.4 Transformerte overspenninger

Transformerte overspenninger er spenninger som overføres fra den ene viklingen som blir utsatt for en spenningsimpuls, til de andre viklingene i en transformator. En uheldig konsekvens av temporære overspenninger er at det kan forårsake skade på transformator. Skader på transformator er kritisk ettersom kontinuitet i kraftforsyningen kan bli alvorlig forstyrret. Reparasjon og utskiftning er både dyrt og tidkrevende. Derfor er det viktig å identifisere typer og årsaker til overspenninger slik at uønskede skader kan minimeres. Å beskytte transformatoren ved å benytte vern er derfor en prioritet. Overspenningsavledere er den viktigste komponenten som brukes til beskyttelse av transformatoren mot ødeleggelse av overspenninger [23].

I forbindelse med jordfeil på primærsiden av en transformator vil en kunne få overført spenning i nullsystemet gjennom transformatoren på to ulike måter. Dersom man har en spole plassert i nøytralt punktet på sekundærsiden kan det bli overført spenning til sekundærsiden både magnetisk og galvanisk. Den galvaniske spenningen utgjøres av jordpotensialhevingen mot fjern jord, mens den magnetiske koblingen overfører spenning fra den primære til den sekundære siden av transformatoren gjennom den magnetiske kretsen som dannes av transformator-kjernen [31].

For å undersøke koblingen fra 300 kV til 134 kV nett kan man bruke på følgende figur:



(a) Magnetisk og galvanisk overført spenning gjennom transformatoren fra 300 kV-siden til 134 kV-siden [31].

(b) Ekvivalentkrets i nullsystemet [31].

**Figur 2.11:** Magnetisk og galvanisk overført spenning som følge av enfase jordfeil på 300 kV-siden.

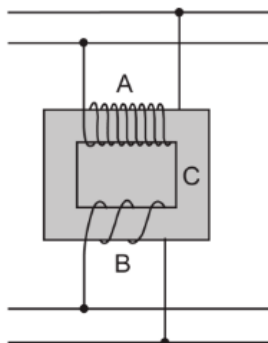
Figur 2.11 viser et skjematisk oppsett av hvordan spenningen overføres magnetisk og galvanisk i nullsystemet som følge av jordfeil på 300 kV-siden. Dette er en forenklet modell og kan brukes til å illustrere koblingen mellom 300 kV og 134 kV-nettet.  $U_{02}$  utgjør det magnetiske leddet hvor nullpunktspenningen på 300 kV-siden nedtransformeres med omsetningsforholdet mellom 300 kV-siden og 134 kV-siden.  $k$  er en skaleringsfaktor av hensyn til den tertiær deltaviklingen. Ettersom deltaviklingen fungerer som en stabiliserende vikling er  $k < 1$  og den overførte spenningen  $U_{02}$  via viklingene blir dermed lavere enn dersom man hadde hatt en ren stjerne-stjerne transformator.  $U_{01}$  er det galvaniske leddet som følge av jordpotensialhevingen mot fjern jord. Videre har man en impedans i nullsystemet,  $Z_0$ , som inkluderer  $3R_g$  i serie med en impedans fra 300 kV-siden transformert ned til 134 kV-siden [31].

## 2.5 Transformatoren

En transformator er et apparat som benyttes til å omsette fra et spenningsnivå til et annet spenningsnivå. En transformator kan dermed tilpasse spenningen i overføringsnettet ved å sette opp spenningen i kraftstasjonene av hensyn til kraftoverføringen. Over store avstander er det fordelaktig med høy spenning, da en høyere spenning resulterer i en lavere strøm og dermed lavere tap. På lavere nettnivåer derimot som på forbruksstedet, velges et lavere spenningsnivå [32].

### 2.5.1 Oppbygning og virkemåte

En transformator består vanligvis av to viklinger på en jernkjerne. Figur 2.12 illustrerer en enfasetransformator hvor C er kjernen. Vikling A representerer transformatorens primærvikling og B er sekundærviklingen. Der hvor spenningen blir tilført er transformatorens primærvikling. En varierende strøm i primærviklingen vil fremkalle en varierende magnetisk fluks i kjernen av transformatoren. Dette vil påvirke den andre viklingen, sekundærviklingen, da magnetfeltet vil induisere en vekselspenning i viklingene. Ved å utnytte Faradays lov endrer transformatoren vekselstrømmer fra ett spenningsnivå til et annet i et kraftnett. Antall vindinger i viklingene bestemmer om transformatoren skal transformere opp eller ned spenningen. Eksempelvis vil transformatoren redusere spenningsnivået dersom det er flere vindinger i primærviklingen enn sekundærviklingen [32, 33].



Figur 2.12: Enfasetransformator [33].

Av Faradays lov har en at:

$$U_s = -N_s \frac{d\Phi}{dt} \quad (2.27)$$

hvor  $U_s$  er spenning,  $N_s$  er antall vindinger i sekundærviklingen og  $d\Phi/dt$  er den deriverte av den magnetiske fluksen  $\Phi$  gjennom en vinding av viklingen [18].

Man får tilsvarende for primærviklingen:

$$U_p = -N_p \frac{d\Phi}{dt} \quad (2.28)$$

I en transformator er spenningen proporsjonal med vindingstallene. Det vil si at den induerte spenningen per vinding er omtrent like stor i primærviklingen som i sekundærviklingen. En spenningsheving på den ene siden av transformatoren vil derfor øke tilsvarende på den andre siden slik at produktet av strøm og spenning for begge viklingene er like stort. Ved å kombinere forholdet mellom likning 2.28 og likning 2.27 får man viklingsforholdet [18]:

$$\frac{U_p}{U_s} = \frac{N_p}{N_s} = a \quad (2.29)$$

### 2.5.2 Transformatorkoblinger

Transformatorer er blant de mest kompliserte komponentene når det gjelder å bestemme sekvensimpedanser. Dette skyldes at transformatorer kan konstrueres på mange ulike måter i tillegg til at jordingstype spiller en betydelig rolle. De mest vanlige koblingsgruppene er Yy, Dyn, Dd og YNd. Her er stjernekobling definert som bokstaven "Y" og deltakobling med "D". "N" representerer nøytralpunktet. Store bokstaver indikerer primærkoblingen med høyest spenning, mens lavspentsiden skrives med små bokstaver. Transformatorer er såkalte statiske komponenter. Det vil si at det ikke er noen forskjell på positive og negative sekvenskomponenter. Nullsystemet derimot er et mer omfattende tilfelle [6, 34, 35].

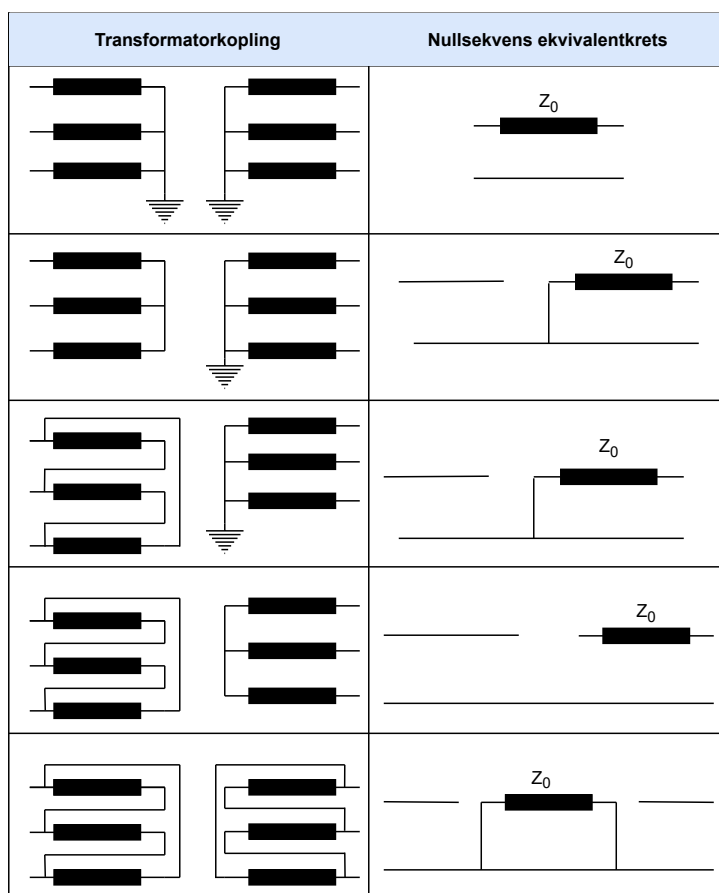
Transformatorer er enten koplet i stjerne- eller deltakobling på sine primær- og sekundærviklinger. Som nevnt i kapittel 2.1 *Symmetriske komponenter*, representerer nullsystemet jordforbindelsen til det elektriske systemet ved feil. Dette betyr at nullsystemmodellen for en transformator er avhengig av hvilken systemjording som benyttes. Nullfølgestrømmen eksisterer kun dersom transformatoren er fysisk jordet. Det vil si at ingen nullfølgestrøm flyter i en kobling dersom nøytralpunktet ikke har en forbindelse til jord [36].

Om man velger stjerne- eller deltakobling vil ha innvirkning på verdien av spenningen. For delta-delta og stjerne-stjerne koblinger, vil endringen på spenningen fra den primære til den sekundære siden følge

viklingsforholdet. For delta-stjerne koblinger derimot vil jordingsforholdet spille en betydelig rolle dersom det skjer en jordfeil [19].

En ujordet stjernekoplet sekundærside har ingen kobling mellom nøytralpunktet og jord. Dette vil føre til at ingen nullfølgestrøm flyter i sekundærviklingen. Hvis det ikke er mulighet for at det flyter nullfølgestrøm på den ene siden av transformatoren, vil det heller ikke flyte noen nullfølgestrøm på den andre siden. Dette resulterer i en nullsekvens-ekvivalenten som er åpen mellom disse punktene og ingen nullfølgestrøm vil flyte i systemet. Hvis begge transformatorsidene har en kobling til jord derimot, vil det være en sammenhengende nullimpedans i systemet [6].

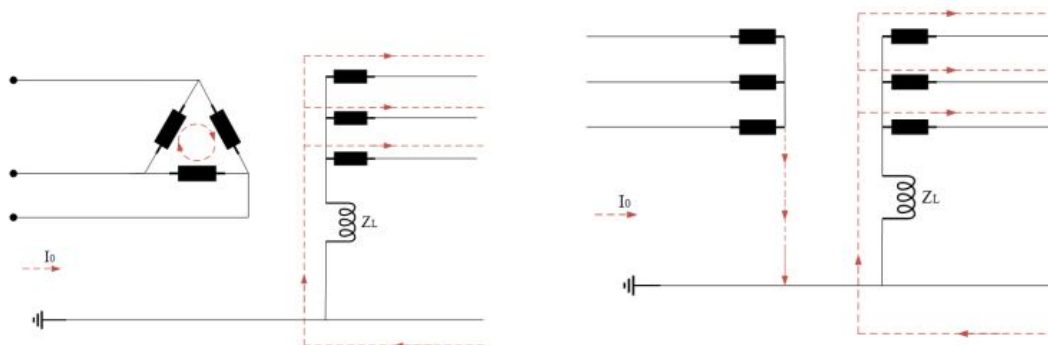
En annen avgjørende faktor for hvordan strømmen flyter i nullsystemet er valg av transformatorkobling. For deltakoblinger vil nullfølgestrømmen kun sirkulere innenfor deltaviklingene. Dersom man har en deltavikling på primærsiden og en jordet stjernekobling på den andre siden av transformatoren, vil man få en nullfølgestrøm som starter på sekundærsiden av transformatoren. Selv om nullfølgestrømmen sirkulerer i deltaviklingene vil de ikke flyte i linjene til deltaviklingene ettersom strømmen ikke har en returvei til stjerneviklingen. Dersom sekundærsiden er stjernekoblet uten jordet nøytralpunkt, vil man få brudd i nullsekvenskretsen og det flyter ingen nullfølgestrøm i systemet. Transformatorer med deltakobling på begge sider vil ikke ha kobling mellom nøytralpunkt og jord. Det vil si at det ikke vil flyte en nullfølgestrøm i forsyningen. En oversikt over nullsekvens ekvivalentkretser med tilhørende transformatorkoblinger for to-vikling transformatorer er vist i figur 2.13 [6, 36]. Kapittel 2.5.4 vil gå nærmere inn på trevikling transformatorer.



Figur 2.13: Nullsekvens ekvivalentkrets for ulike koblingsgrupper [6].

Ved dimensjonering av transformatorer må det tas hensyn til eventuelle belastninger som kan oppstå i forbindelse med jordfeil. Dersom transformatorens nullpunkt er tilgjengelig og man benytter en spole, vil det ved jordfeil gå en  $I_f = 3I_0$  gjennom spole og feilsted. Som omtalt i avsnittene over vil det sirkulere en  $I_0$

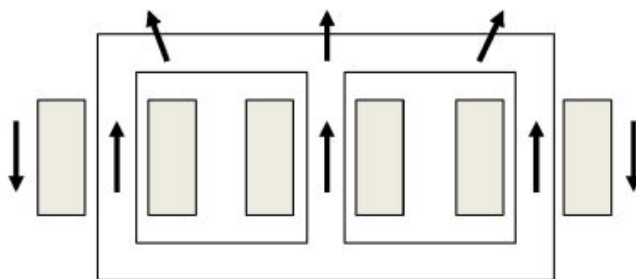
i transformatorens deltavikling som figur 2.14a viser. Ved stjerne-stjerne kobling, som vist i figur 2.14b, vil ikke nullfølgestrømmen ha noen lavohmig retur på primærsiden. For trafostasjoner der det er aktuelt med tilkobling av spoler i begge nøytralpunktene er det hensiktsmessig å koble til en deltakoblet tertiærvikling. En transformator med deltakoblet vikling har som fordel at den reduserer overført spenning ved jordfeil [1, 5].



(a) Overføring av jordfeilstømmer i delta-stjerne kobling [1]. (b) Overføring av jordfeilstømmer i stjerne-stjerne kobling [1].

**Figur 2.14:** Overføring av jordfeilstømmer i henholdsvis delta-stjerne kobling og stjerne-stjerne kobling.

Nullsekvensimpedansen i en transformator ville blitt svært høy dersom deltaviklingen ikke hadde vært tilstede. Den faktiske verdien vil avhenge av reluktansen, den magnetiske motstanden i nullsekvensfluksens returvei. I en trefase transformator-kjerne uten delta, som figur 2.15 viser, er fluksens bane i samme retning for hver av de tre transformatorbeina og reluktansen er lav. Dette betyr at fluksens returbane vil bevege seg gjennom rommet mellom transformatorens kjerne og transformatortanken [37].



**Figur 2.15:** Fluksbanen for en trefase transformator [37].

Fluksen som beveger seg utenfor viklingene utgjør det som kalles lekkfluks. Under usymmetriske feil vil fase-jordspenningen inneholde en nullsekvenskomponent. Når en trefase transformator blir utsatt for induerte spenninger som inneholder en nullsekvenskomponent vil de transformerte spenningene avhenge av geometrien til transformatoren. For en trebenstransformator vil lekkasjefluksen representere nullsekvensimpedansen. Lekkasjefluksen utgjør en lav magnetiseringsimpedansen for nullsekvensspenningen. Når begge nøytralpunktene i stjerneviklingene er jordet vil nullsekvensstrømmen bli overført fra den ene viklingen til den andre som følge av den lave impedansen i transformatoren [38].

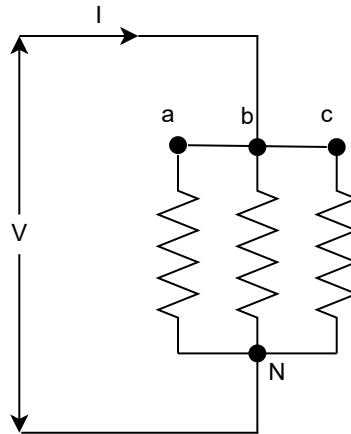
Dersom man har en deltakoblet tertiærvikling derimot, vil den sørge for å kansellere fluksen som blir induert i kjernen som følge av at nullsystemstrømmen kan sirkulere i deltaviklingen. Uten deltakoblingen vil fluksen induere en høy sirkulasjonsstrøm i tankveggene som leder til at energi slippes ut fra de magnetiske feltene. Dette resulterer til at sekundærviklingen ikke er direkte proporsjonal med primærspenningen noe som leder til dårlig spenningsregulering. Ved å inkludere deltaviklingen derimot vil strømmen flyte på en slik måte at vinkligningsforholdet er balansert mellom de tre viklingene [38, 39].

### 2.5.3 Estimering av nullsekvensimpedansen

For statiske komponenter som transformatorer, er impedansen i pluss- og minussystemet like. Under symmetriske betingelser er det kun positiv sekvensimpedansen som en skal ta hensyn til. Under usymmetriske forhold derimot, i forbindelse med enfase feil, er systemets respons bestemt av nullsekvensimpedansen. For transformatorer vil nullsekvensimpedansen avvike fra den positive sekvensimpedansen. Impedansen i nullsystemet vil avhenge av både hvilken type magnetisk krets som er blitt benyttet og transformatorvikling [40].

Transformatorimpedansene består av vinklsmotstander og lekkasjereaktanser. Ettersom transformatorer er ikke-roterende maskiner, i tillegg til at det antas at det er symmetri mellom fasene, kan man konstatere at impedansen er uavhengig av faserotasjonen og den påførte spenningen til terminalene. Dette medfører at de positive og negative impedansene er like. For nullsekvensimpedansen derimot gjelder helt andre betingelser, da den avhenger av både vinklingsforbindelse, jordingsmetode og kjernekonstruksjon. Selv om det finnes forskjellige ekvivalentkretser for å representere transformatoren i nullsystemet kan man utføre standardiserte tester som brukes på samme måte i det positive sekvenssystemet [41].

For å måle nullsekvensreaktansen påføres en spenning mellom terminalene på linja og nøytralpunktet som vist i figur 2.16.



Figur 2.16: Måling av nullsekvensimpedans [40].

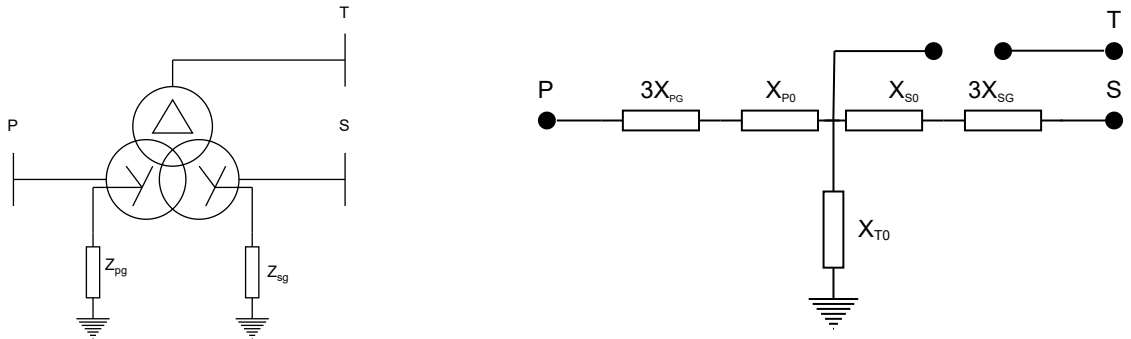
Med utgangspunkt i testoppsettet er nullsekvensreaktansen for en stjernekoblet vikling med jordet nøytralpunkt som følger [40]:

$$X_0 = \frac{V}{(I/3)} = 3 \frac{V}{I} \quad (2.30)$$

### 2.5.4 Modifisering av nullsekvensimpedansen for deltakoblede transformatorer

Representasjonen av enfase transformatorer er rimelig enkelt. Men for transformatorer som har tre eller flere viklinger, hvor en eller flere av viklingene er deltakoblet, er det ekstra forhold man må ta hensyn til. Med en deltakoblet vikling vil det sirkulere en strøm innenfor viklingene. Uavhengig av om deltaviklingen er tilkoblet last eller ikke, vil transformatoren oppføre seg som om den er kortsluttet. Dette er et mer avansert tilfelle som gjør det vanskeligere å relatere dataen for nullsekvensimpedansen til tilgjengelige testdata for denne ekstra viklingen [42].

Testrapporter inkluderer som regel nullsystemimpedanser målt med åpen deltavikling. Påfølgende beregninger kan benyttes dersom man har et system hvor den tertiære deltaviklingen er lukket og man ønsker å finne en nullsystemimpedans når deltaviklingen er åpen. Denne spesielle situasjonen kan bli håndtert på ulike måter. Dersom man tar for seg en stjerne-stjerne koblet transformator med jordede nøytralepunkt og en kortsluttet (jordet) deltakoblet tertiærvikling, vil man få en representasjon i nullsystemet som vist i figur 2.17.



(a) Skjematisk oppsett av en stjerne-stjerne-delta transformator [43]. (b) Ekvivalentkrets i nullsystemet med kortsluttet deltavikling [43].

**Figur 2.17:** Transformator-ekvivalent.

Nullsekvenstesten mellom primær- og sekundærsiden vil dermed inkludere en kortslutning av både den sekundære og tertiære siden ettersom en lukket deltakobling vil sørge for at det går en bane for nullsekvensstrømmen. Denne spesielle situasjonen kan håndteres ved å modifisere kortslutningsdataen på følgende måte [42]:

Med en kortsluttet delta må man ta hensyn til at  $X_{T0}$  er i parallell med  $X_{S0}$  når man finner reaktansen mellom primær- og sekundærsiden.

$$X_{PS} = X_{P0} + \frac{X_{S0}X_{T0}}{X_{S0} + X_{T0}} \quad (2.31)$$

$$X_{PT} = X_{P0} + X_{T0} \quad (2.32)$$

$$X_{ST} = X_{S0} + X_{T0} \quad (2.33)$$

Merk at alle reaktanser må være spesifisert i p.u og  $X_{PS}$ ,  $X_{PT}$  og  $X_{ST}$  henvises til målte verdier [42].

Videre kan man finne  $X_{P0}$ ,  $X_{S0}$  og  $X_{T0}$  ved å bruke resultatet ovenfor ved hjelp av følgende likninger:

$$X_{P0} = X_{PT} - \sqrt{X_{PS}X_{PT} - X_{PS}X_{ST}} \quad (2.34)$$

$$X_{S0} = X_{ST} - X_{PT} + X_{P0} \quad (2.35)$$



$$X_{T0} = X_{PT} - X_{P0} \quad (2.36)$$

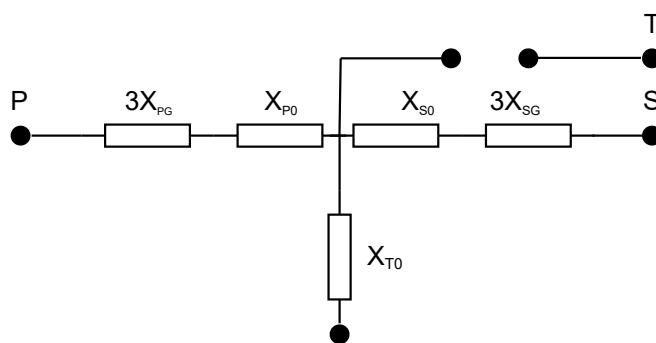
Følgende modifisering kan man videre bruke til å finne  $X_{PS}$ ,  $X_{PT}$  og  $X_{ST}$  ved å holde deltakoblingen åpen i kortslutningstesten mellom primær- og sekundærsiden [42]:

$$X_{PS} = X_{P0} + X_{S0} \quad (2.37)$$

$$X_{PT} = X_{P0} + X_{T0} \quad (2.38)$$

$$X_{ST} = X_{S0} + X_{T0} \quad (2.39)$$

Ved å bruke likning 2.37, 2.38 og 2.39 får man følgende ekvivalentkrets med deltaviklingen åpen [42]:



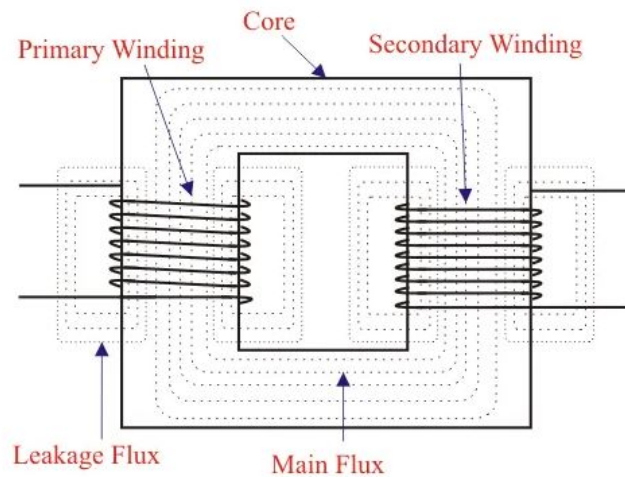
**Figur 2.18:** Ekvivalentkrets i nullsystemet med åpen deltavikling [43].

### 2.5.5 Ideell transformator vs Virkelig transformator

For å analysere oppførselen til en transformator er en vanlig forenkling å se på den som en ideell transformator. En ideell transformator karakteriseres som tapsfri hvor den magnetiske koblingen er perfekt. Det vil si at transformatoren ikke har noe ohmsk motstand og ingen lekkasjeflukt. Dette innebærer også at det er uendelig høy permeabilitet i kjernen som betyr at det kreves null magnetiseringsstrøm for å magnetisere kjernen [32].

For en virkelig transformator derimot er det avvik fra den ideelle modellen. For en reell transformator vil det oppstå både hysteresetap, virvelstrømstap, varmetap og lekkfluks. I motsetning til viklingene i den ideelle modellen som er uten resistans og uendelig stor induktans, har viklingene i en virkelig transformator en gitt resistans [32].

Et av kjennetegnene for en ideell transformator er at all fluksen er i jernkjernen. I praksis vil noen av flukslinjene gå utenfor viklingene som resulterer i en såkalt lekkfluks hvor man får lekkinduktans i seriekobling med resistansen i transformatorviklingene. Lekkfluksen fører til en dårligere spenningsregulering ettersom primærspenningen ikke er direkte proporsjonal med sekundærspenningen [32].



Figur 2.19: Flukslinjer for en reell transformator [44].

### 3 Modelling av nettkomponenter i ATP

Følgende kapittel beskriver hvordan informasjonen av ulike komponentdata er innhentet. Det forklares i detalj hvordan modellene er utformet for å gjøre analyser av overspenninger som følge av enfase jordfeil i spolejordede nett.

For å studere jordfeilstømmer, spenninger og resonanskurver, har ATP blitt brukt som simuleringsverktøy. ATP er et digitalt program for analyse av transiente fenomener, hvor brukeren kan konstruere en elektrisk krets ved å velge komponenter fra et omfattende menyutvalg. Programmet egner seg å bruke for elektriske analyser som er for kompliserte å analysere for hånd. Det ble satt av mye tid på å bygge en solid simuleringsmodell for å oppnå troverdige resultater. Det er derfor utført tester og beregninger slik at modellene blir så pålitelig som mulig.

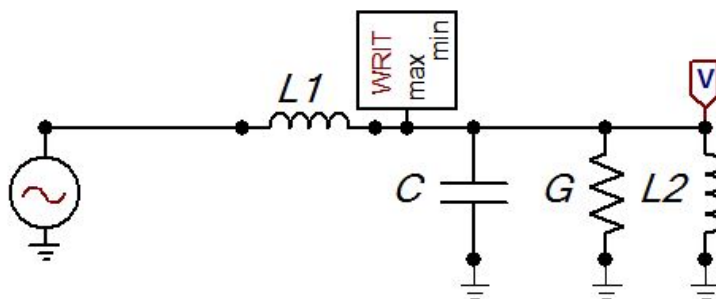
I et nett med stor utstrekning og mye last, kan dette skape mange usikkerhetsfaktorer som gjør det vanskeligere å bedømme resultatene. Det er derfor valgt å studere enkle kretser for å oppnå en god forståelse av hvordan en jordfeil i overliggende nett fører til overført spenning gjennom transformator. For å skape en oversiktlig redegjørelse av metodene er kapittelet oppdelt i flere underkapitler.

#### 3.1 Nullsystemberegning vha. knutepunktsadmittansmetoden

For å undersøke spolenes oppførsel er det interessant å analysere hvordan spolestørrelsen vil påvirke nullpunktspenningen. Med spolestørrelse menes hvor mye strøm spolene skal kompensere for den kapasive feilstrommen. For å vurdere dette ble det tatt utgangspunkt i et enkelt eksempelnett. Metodikken er basert på å konvertere de passive komponentene som inngår i nettet til admittanser, og spenningskilden til strømkilde. Nullpunktspenningene blir beregnet ut ifra produktet av den inverse admittansmatrisen og strømmen som forklart i kapittel 2.1.3. Ved å plote spenningen som funksjon av kompenseringsfaktoren vil man få den karakteristiske resonanskurven slik at man kan analysere spenningsens maksimalpunkt.

Eksempelnettet som er brukt vises i figur 2.4. Metoden som er beskrevet i teorien er implementert i MATLAB slik at man enkelt kan justere variabler og studere spenningskurvens oppførsel. I tillegg til norton-metoden er koden utvidet til å studere spenningskurven som funksjon av kompenseringsfaktor og fordeling av spolestrøm. En mer detaljert beskrivelse av MATLAB-koden og komponentenes verdier kan sees i vedlegg 7.4 *Nullpunktspenning som funksjon av kompenseringsfaktor*.

For å verifisere at resultatene fra MATLAB-koden stemmer, er samme nettmodell implementert i ATP. Figur 3.1 viser et utklipp av modellen i ATP og er tilsvarende modell som ble brukt i MATLAB.  $L_1$  og  $L_2$  representerer spoler,  $C$  er kapasitansen i nettet og  $G$  er konduktansen. For å finne resonanspunktet ble det benyttet en komponent kalt "WRITE MAX/MIN" i ATP. Funksjonen til denne komponenten er å simulere et maksimumspunkt eller et minimumspunkt til en gitt variabel. Ved å koble WRITE MAX/MIN-komponenten til spenningen i nøytralt punktet kan man punktvis plote spenningen og få den karakteristiske resonanskurven som vist i figur 2.9.



Figur 3.1: Nettmodell implementert i ATP.

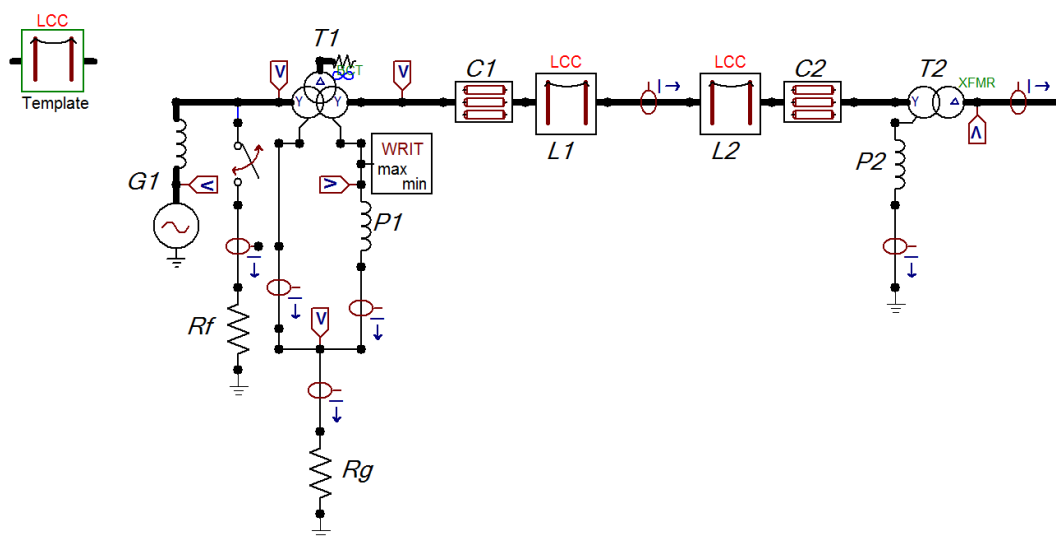
Definisjonen for de ulike variablene er vist i figur 3.2.  $W$  er vinkelfrekvensen, tilsvarende  $2\pi 50$ .  $K$  er kompenseringsfaktoren og varierer i dette tilfellet fra en underkompensering på 0,9 til en overkompensering på 1,1.  $KNT$  er en innebygd teller i ATP og i dette eksempelet vil denne gå fra 1 til  $\#Sim$  som er på 10 iterasjoner. Det vil si at kompenseringsfaktoren,  $K$ , vil gå fra 0,9 til 1,1 med en steglengde på 0,02. Denne kompenseringsfaktoren multipliseres med spolestrømmen,  $IL$ , og vil derfor variere fra å være underkompensert til overkompensert slik at man kan plote resonanskurven. Spolestrømmen,  $IL$ , fordeles mellom to spoler,  $IL1$  og  $IL2$ , ved å multiplisere med en faktor mellom 0 og 1. I ATP kan man definere verdien til komponentene som en variabel. Ettersom det er ønskelig å variere andelen av spolestrømmen for spole  $L1$  og spole  $L2$ , er spolene definert som en funksjon av den varierende spolestrømmen  $IL1$  og  $IL2$ .  $C$  og  $G$  er nettmodellens tilhørende kapasitans og konduktans.

VARIABLES #Sim: 10	
NAME	EXPRESSION
W	314.16
K	0.9+KNT*0.02
IC	100
IL	IC*K
IL1	IL*0.99
IL2	IL*0.00001
L1	1000*145000/(SQRT(3)*W*IL1)
L2	1000*145000/(SQRT(3)*W*IL2)
C	1000000*IC*3/(SQRT(3)*145000*W)
G	1/(0.02*IC*3/(SQRT(3)*145000))

Figur 3.2: Variabeluttrykk i ATP.

### 3.2 Oppbygning av nettmodell

For å forstå transformatorens oppførsel i spolejordet nett er en grunnmodell etablert i programvaren ATP. Illustrasjon av den komplette simuleringmodellen er vist i figur 3.3 under. I dette kapittelet skal konstruksjon av simuleringmodellen beskrives i nærmere detalj.



Figur 3.3: Utarbeidet nettmodell i ATP for undersøkelse av overspenninger i forbindelse med enfase jordfeil.

Spenningen forsynes fra en 400 kV spenningskilde, G1, videre er det tilkoblet en spole på 255 mH. I kretsen er det lagt inn en enfase bryter som skal representere en enfase jordfeil på 300 kV-siden. Bryteren er koblet til en feilmotstand,  $R_f$ , på 1  $\Omega$ . Det er valgt en lav verdi på motstanden for å fremstille en direkte kobling mellom fase og jord.

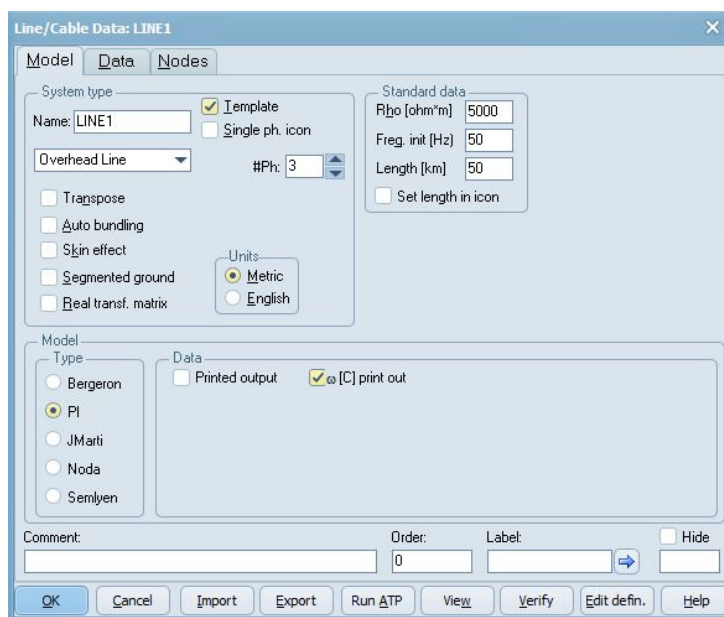
Transformatoren som skal undersøkes er en treviklingstransformator, T1, hvor primær- og sekundærsiden er stjernekoblet. Spenningsene er henholdsvis på 300 kV og 134 kV. Tertiærsiden er koblet i en deltavikling på 22 kV. Primærsiden karakteriseres som direktejordet hvor nøytralpunktet har en direkte forbindelse til stasjonsjord. Sekundærsiden derimot har en spole, P1, plassert mellom nøytralpunktet og jord. I tillegg er det tilkoblet en jordingsmotstand,  $R_g$ , i stasjonens jordingsystem.

Videre består nettet av både linjer og kabler. En beskrivelse av hvordan disse er dimensjonert i ATP presenteres nærmere i kapittelet under. I enden av nettet er det plassert en stjerne-delta kobling, hvor nøytralpunktet på primærsiden er tilkoblet en spole P2. Transformatoren T2 representerer en kobling fra 134 kV til 22 kV.

### 3.2.1 Tekniske data for linjer og kabler

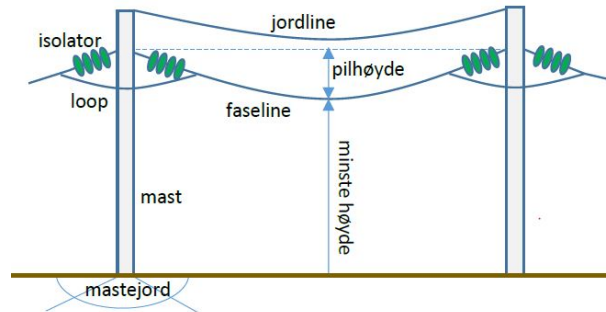
I dette underkapittelet beskrives hvordan de tekniske dataene for linjer og kabler er bestemt. ATP har et variabelt utvalg av funksjoner og når det kommer til linjer og kabler finnes det flere muligheter å modellere disse på. I dette tilfellet ble det valgt å benytte et såkalt LCC objekt. LCC er en avansert komponent hvor man kan velge alt fra 1- til 9-fase modell. Brukeren behøver ikke å spesifisere kapasitans, induktans og resistans i henholdsvis pluss- og minussystemet. Ved å spesifisere geometrien i nettet blir verdier som resistanser og reaktanser kalkulert med hensyn til jordline, pihøyde og faseline. Tilhørende data blir deretter kalkulert automatisk ut ifra geometrien som blir lagt inn som input. Dette er både en effektiv og pålitelig måte å modellere linjer og kabler på, da færre verdier må skrives inn manuelt.

Linjeparаметrene i modellen er konstruert ved hjelp av en komponent kalt LCC template. Når man åpner denne får man opp en rute som illustrert i figur 3.4. Under "Model" kan man spesifisere antall faser, type modell, lengde etc. Ledningene er representert som PI-ekvivalenter. En PI-modell egner seg å bruke for lavfrekvente kretser [5]. I denne studien vil ikke fokuset være på å studere tilfeller med høye frekvenser og modellen vil derfor være tilnærmet nøyaktig ved bruk av PI-ekvivalenter.



Figur 3.4: LCC template.

Klikker man videre inn på "Data" kan man spesifisere resistansen og reaktansen for linja. For å kunne spesifisere dette bør en ha kontroll på geometrien. En luftlinje karakteriseres ofte som tre faseledere med to overliggende jordliner. Som figur 3.5 viser, taper faselederne høyde (pilhøyde) midt i spennet.



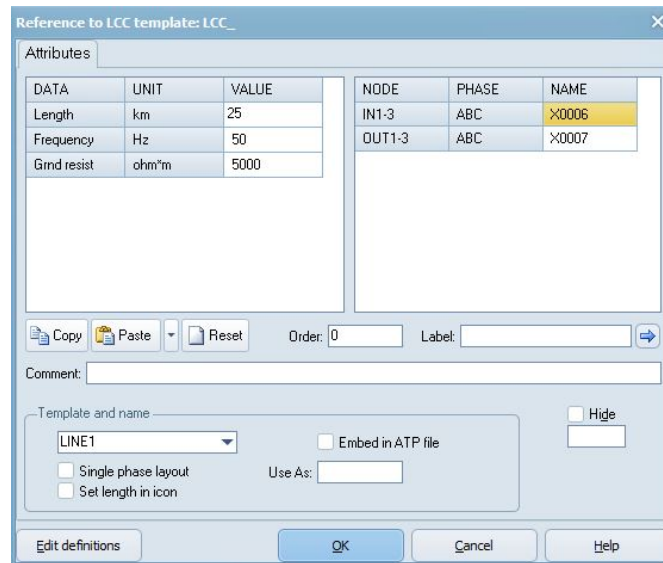
Figur 3.5: Typisk oppsett av en kraftlinje [23]

Ved hjelp av linjeparаметrene, hentet fra vedlegg 7.2 *Parametre for 132 kV luftledning*, spesifiseres plussfølge resistans og reaktans med hensyn på faseline, jordline og pilhøyde. Verdiene er vist i figur 3.6. Basert på inputparameterene beregner ATP kapasitansen i nettet.

Line/Cable Data: LINE1							
Model Data Nodes							
#	Ph.no.	React	Rout	Resis	Horiz	Vlower	Vmid
		[ohm/km AC]	[cm]	[ohm/km AC]	[m]	[m]	[m]
1	1	0.39	1.368	0.08	-4.5	11	6.7
2	2	0.39	1.368	0.08	0	11	6.7
3	3	0.39	1.368	0.08	4.5	11	6.7
4	0	0.39	1.368	0.08	-2.25	14.8	12.8
5	0	0.39	1.368	0.08	2.25	14.8	12.8

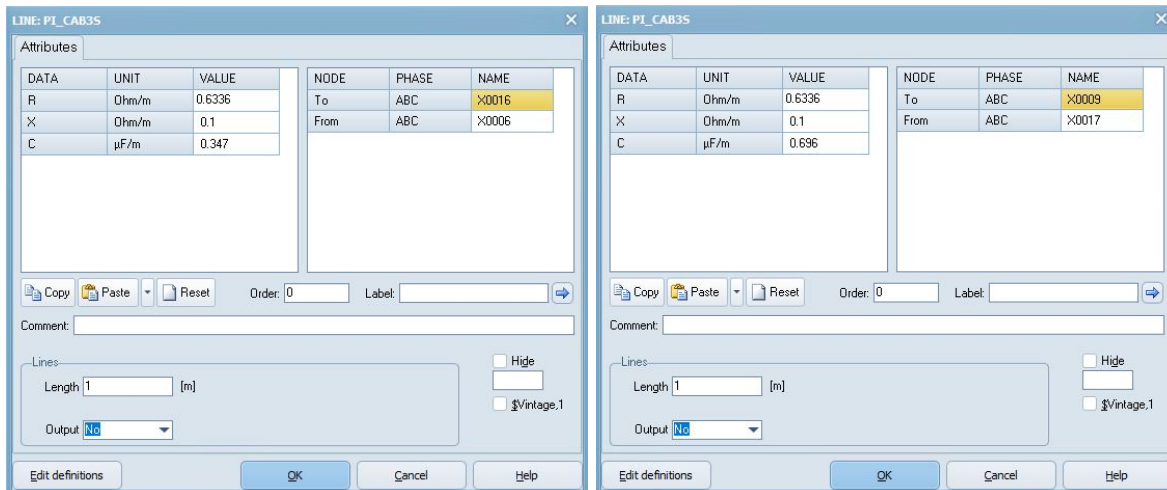
Figur 3.6: Linjedata.

Denne metoden med LCC template egner seg å bruke dersom man har et nett bestående av flere like linjeparametere. Hver linje er representert med en LCC section. En LCC section henter data fra LCC templatene. I templatene kan man endre på verdier og gjenbruke data fra denne til flere seksjoner i nettet. Parametre som lengde på linja, frekvens og jordresistans kan man definere for hver seksjon spesifisert i hver LCC section, se figur 3.7. Som vist i figur 3.3 er det inkludert to linjeseksjoner, L1 og L2, med en lengde på 25 km og 30 km. Figur 3.7 viser LCC section for linje L1.



Figur 3.7: LCC section.

I tillegg til luftlinjer består også nettmodellen av to kabler, C1 og C2. Det som skiller luftlinjer fra kabler er verdiene for kapasitans og induktans. Generelt genererer kabler 40 ganger mer kapasitans, og mindre induktans, enn luftledninger på grunn av avstanden mellom lederne. Kabler gir derfor ofte hovedbidraget til den totale kapasitansen i nettet [34]. Ved dimensjoneringen av kablene ble det benyttet en "lumped RLC  $\pi$  3x1 ph.kabel". Kabelverdiene for kabel C1 og kabel C2 er vist i figur 3.8 under.



(a) Kabeldata for kabel C1.

(b) Kabeldata for kabel C2.

Figur 3.8: Kabeldata for kabel C1 i figur (a) og kabel C2 i figur (b).

### 3.2.2 Resonanskurve

I et spolejordet nett må man sørge for at spolene er riktig dimensjonert slik at de sørger for en korrekt kompensering av nettet. I modellen i ATP har det blitt laget variabler for spolene slik at man enkelt kan legge inn spoleytelsen etter eget ønske avhengig av ønsket kompenseringsgrad. Men for å kunne sette kompenseringsstrømmen i nettet er det nødvendig å finne resonanspunktet. Ved hjelp av den totale kapasitansen i nettet, kan man beregne induktansverdien og dermed vite hvordan spolene skal modelleres i ATP. Først beregnes reaktansen,  $X_c$ , ved hjelp av kapasitansen i nullsystemet:

$$X_c = \frac{1}{3\omega C_0}$$

hvor  $C_0$  er den totale kapasitansen i nettet mot jord og inkluderer både kapasitansen for linjer og kabler. Linjekapasitansen er vist i vedlegg 7.2 *Parametre for 132 kV luftledning*, og er på 6,8 nF/km. Linjene i nettmodellen har en samlet lengde på 55 km slik at den totale linjekapasitansen tilsvarer 0,374  $\mu F$ . Den totale kapasitansen for kablene er på 0,347 + 0,696 = 1,043  $\mu F$ . Dette gir følgende reaktans,  $X_c$ :

$$X_c = \frac{1}{3 \cdot 2\pi 50 \cdot (0,374 + 1,043) \cdot 10^{-6}}$$

$$X_c = 748 \Omega$$

Med 5 % overkompensering av nettet er den induktive strømmen litt større enn den kapasitive strømmen i nettet. Induktans,  $X_l$ , blir dermed:

$$X_l = \frac{X_c}{1,05}$$

$$X_l = 0,95 \cdot 748 \Omega$$

$$X_l = 710,6 \Omega$$

For å se om modellen gir samme induktansverdi som kalkulert over er det gjort en simulering av resonanskurven i ATP ved hjelp av WRITE MAX/MIN-komponenten. Kurven er plottet som funksjon av spenningen i nøytralepunktet. Strømmen gjennom spolene varierer gjennom simuleringen og er avhengig av kompenseringsgraden i nettet. Den kapasitive strømmen, CURR, er definert som:

$$CURR = 20 + 10 \cdot KNT$$

KNT er telleren, og med 15 simuleringer varierer strømmen fra 20 A til 170 A.

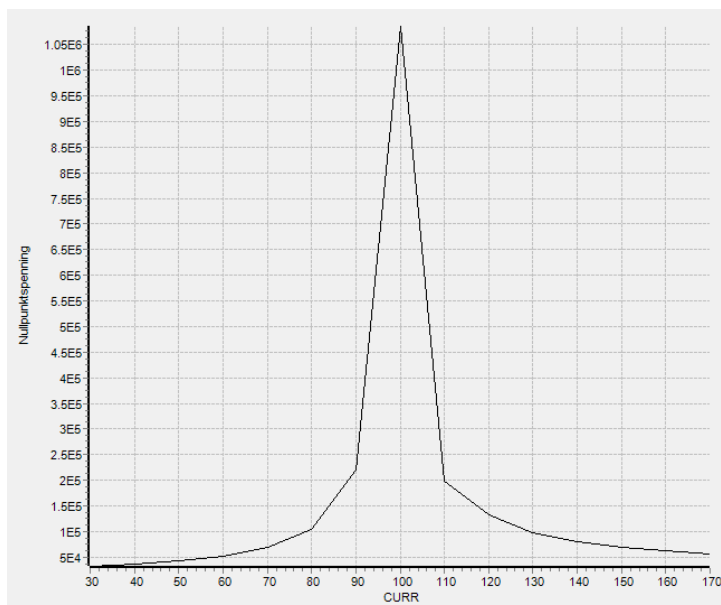
Kompenseringstrømmen er fordelt på to spoler med en overkompensering på 5 %. Spole 1 har en andel på 75 % av den totale feilstrømmen, mens spole 2 har en andel på 25 %.

$$I_{L1} = 1,05 \cdot CURR \cdot 0,75$$

$$I_{L2} = 1,05 \cdot CURR \cdot 0,25$$



Med fordeling av spolestrøm som forklart over ble følgende resonanskurve simulert i ATP:



**Figur 3.9:** Resonanskurve for grunnmodellen.

Resonanskurven viser en maksimal nullpunktspenning,  $U_{max}$ , på 1085 kV ved en spolestrøm,  $I_l$ , på 101 A.

Med 5 % overkompensering får man følgende spolestrøm:

$$I_l = 1,05 \cdot 101 \text{ A}$$

$$I_l = 106,05 \text{ A}$$

Spolestrømmen samsvarer med beregnede verdier i matlab. Spolestrømmen resulterer i en induktans på:

$$X_l = \frac{U_p}{I_L} = \frac{134000}{106.05}$$

$$X_l = 729,5 \Omega$$

Induktansverdien beregnet ut ifra resonanskurven har ett avvik på 18,9  $\Omega$  fra den beregnede verdien på 710,6  $\Omega$ . Det er flere kilder til dette. Avviket kan skyldes at det er blitt benyttet linjeparаметre for en 132 kV linje, mens spenningsnivået som er implementert i ATP ligger på 134 kV. I tillegg kan nullsystemreaktansen på ledningene og serieinduktansen i transformatoren bidra til en økning i induktans. Til tross for noe avvik fra de målte verdiene kan man fastslå at modellen fungerer og er korrekt implementert i ATP.

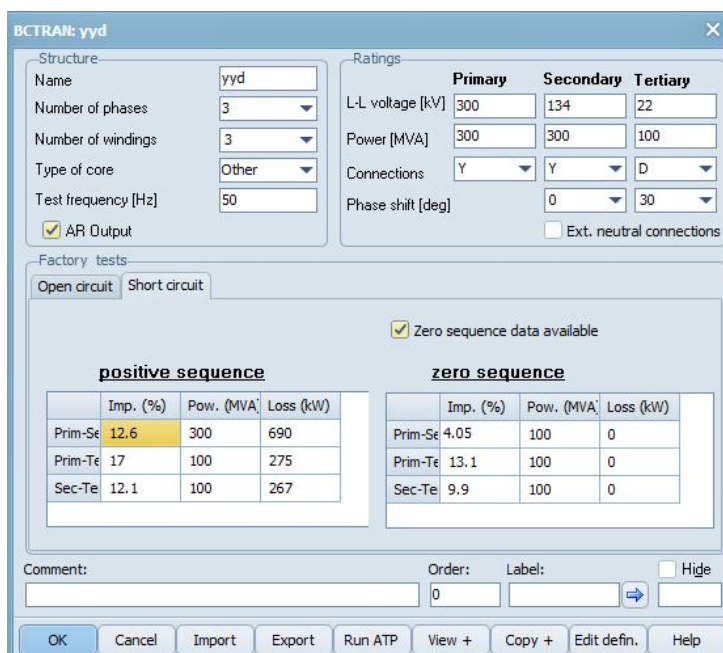
### 3.3 Modellering av transformatoren

I flere år har det vært vanlig praksis å inkludere en tertiær deltavikling i transformatoren, spesielt i Yy-koblede transformatorer. Denne metoden er blitt benyttet i mange år ettersom den tertiære viklingen skal være utformet for å tåle ubalanserte strømmer i nullsystemet forårsaket enten av en permanent belastning eller enfase jordfeil. Den er ofte blitt tatt for gitt at det er en nødvendig del av transformatoren og fortjener ytterligere oppmerksomhet for å studere transformatorens egenskaper.

For å studere hvordan transformatoren responderer på enfase jordfeil må transformatoren implementeres i ATP. I ATP kan man enten velge å bruke typiske verdier eller bruke data fra testrapporter. De typiske verdiene blir kalkulert av ATP basert på nominelle verdier hentet fra lærebøker. Input parametrene justeres dynamisk når brukeren spesifiserer antall viklinger og valg av kjerne. Deretter blir alle kalkulasjoner beregnet og lagret internt i programmet. Dette er en effektiv måte å modellere en transformator på ettersom man ikke behøver å spesifisere alle verdier manuelt. I følge brukermanualen til ATPDraw skal man allikevel være forsiktig med å bruke typiske verdier da både design og materialegenskaper kan ha endret seg de siste årene [45].

For å unngå å jobbe med en transformator som avviker fra reelle verdier er det hensiktsmessig å benytte en testrapport som inneholder komponentdata for en virkelig transformator. Å benytte data for en eksisterende transformator gjør det også enklere å teste transformatoren i ATP ved å kjøre ulike tester og sammenlikne med målingene som er gjort i testrapporten. Denne rapporten som er blitt tildelt fra veileder inneholder kraftsensitiv informasjon og må derfor anonymiseres. Derfor vil verken navn på transformator, plassering, eller produsenten av transformatoren, bli nevnt i denne oppgaven. En anonymisert testrapport ligger vedlagt i vedlegg 7.3 *Testrapport*.

ATP tilbyr flere ulike transformatormodeller. I dette tilfellet er BCTRAN godt egnet for å få impedansen tilstrekkelig nøyaktig og dermed unngå at lekkinduktansen ikke blir forvekslet med magnetiseringsimpedansen [45]. I tillegg tillater en BCTRAN å benytte inputparametere som kommer fra en testrapport. BCTRAN er derfor en passende transformator å bruke slik at man får tilgang til nullsekvensimpedansen. Et utklipp av transformatoren med spesifiserte impedanseverdier basert på testrapporten er vist i figur 3.10 under. Nullsekvensreaktansene er målt med åpen tertiær deltakobling. Testrapporten viser ulike målinger for tilkoblet trinnkobler. Det er valgt å bruke verdier ut fra hva som er normalt trinn for trinnkobleren. Da transformatoren som hovedregel ligger rundt midtstilling, er det blitt benyttet verdier som er referert til tap position 11.



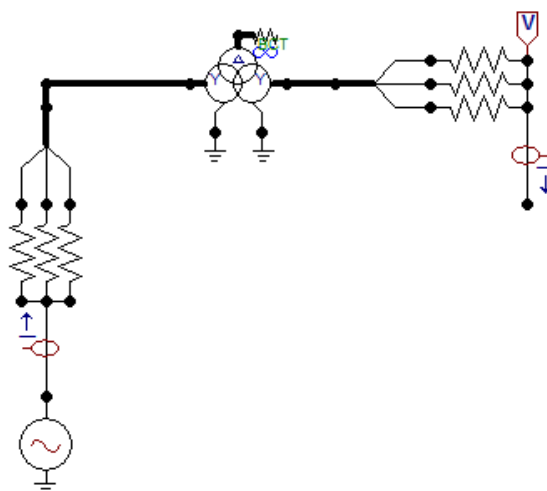
Structure				Ratings			
Name	yyd			<b>Primary</b>	<b>Secondary</b>	<b>Tertiary</b>	
Number of phases	3			L-L voltage [kV]	300	134	22
Number of windings	3			Power [MVA]	300	300	100
Type of core	Other			Connections	Y	Y	D
Test frequency [Hz]	50			Phase shift [deg]	0	30	
<input checked="" type="checkbox"/> AR Output				<input type="checkbox"/> Ext. neutral connections			
Factory tests							
Open circuit				Short circuit			
<input checked="" type="checkbox"/> Zero sequence data available							
<b>positive sequence</b>				<b>zero sequence</b>			
	Imp. (%)	Pow. (MVA)	Loss (kW)		Imp. (%)	Pow. (MVA)	Loss (kW)
Prim-Se	12.6	300	690	Prim-Se	4.05	100	0
Prim-Te	17	100	275	Prim-Te	13.1	100	0
Sec-Te	12.1	100	267	Sec-Te	9.9	100	0

Figur 3.10: Transformatordata.

### 3.3.1 Verifisering av nullsekvensimpedansene

Feilstrømbidraget fra en transformator avhenger av dens nullsekvensimpedans. Riktig modellering av transformatorens nullsekvensimpedans blir derfor viktig for å bestemme transformatorens innflytelse på andre komponenter i kraftsystemet i forbindelse med elektrisk feil.

For å være sikker på at man får nøyaktige målinger er det viktig at modellen er i overensstemmelse med gitte premisser. Figur 3.11 under, viser et enkelt kretssystem med transformatoren som er beskrevet i kapittel 3.3. Den tertiære deltakoblingen oppfører seg som en kortslutning for nullsekvensstrømmer. Etersom nullsekvensimpedansen er en viktig del av oppgaven, er estimeringen av denne nødvendig for å verifisere at transformatoren er korrekt modellert i ATP. Testrapporten inkluderer en måling av nullfølgeimpedansen. Ved å utføre ulike tester i ATP skal disse målingene fra testrapporten kryssjekkes med verdiene man får i ATP.

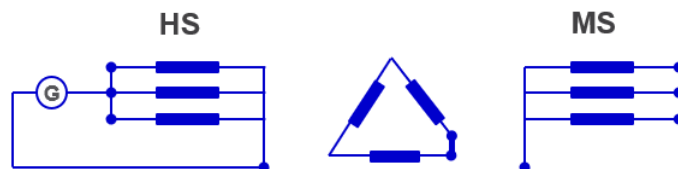


Figur 3.11: Krets for måling av nullsekvensimpedans.

Med utgangspunkt i figur 3.11 utføres følgende tre tester for å finne nullsekvensimpedansen:

#### Sekundærsiden åpen- tertiærsiden i lukket delta

Først utføres en åpen-krets test på transformatorens primærside. Formålet med denne testen er å finne nullimpedansen mellom primærsiden og sekundærsiden ved å påtrykke en spenning på transformatorens primærside. Sekundærsiden holdes åpen, som vist i figur 3.12. Etersom sekundærsiden er åpen er kretsen ubelastet og strøm og spenning måles på primærsiden. Denne testen blir ofte kalt for tomgangstest ettersom man finner tomgangsstrømmen (magnetiseringstrømmen).



Figur 3.12: Måling av nullsekvensimpedans med åpen sekundærside [46].

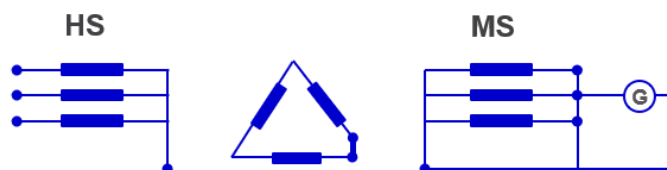
En spenningskilde på 1 volt påtrykkes mellom sammenkoblede faseender og nullen på 300 kV-siden av transformatoren og gir en strøm på 0,025445 A. Ved hjelp av likning 2.30 blir  $X_{PT}$ :

$$X_{PT} = 3 \cdot \frac{1}{0.025445} = 117,9 \Omega$$

Utregningen for  $X_{PT}$  viser en verdi på 117,9  $\Omega$  og er nøyaktig samme verdi som målt i testrapporten.

### Primærsiden åpen- tertiærsiden i lukket delta

Deretter utføres en tilsvarende test som i avsnittet over, men med primærsiden åpen. Instrumenter som voltmeter og amperemeter er koblet på sekundærsiden. Illustrasjon av testen er vist i figur 3.13 under.



**Figur 3.13:** Måling av nullsekvensimpedans med åpen primærside [46].

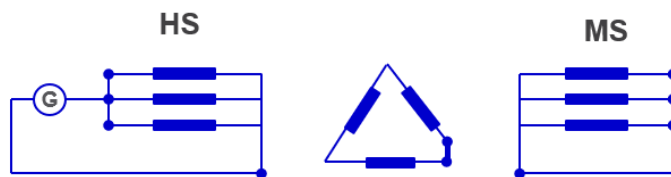
En spenning tilsvarende 1 volt påtrykkes mellom sammenkoblede faseender og nullen på 134 kV-siden. Strømmen måles til 0.168763 A og på samme måte som på testen over benyttes likning 2.30 til å regne ut reaktansen:

$$X_{ST} = 3 \cdot \frac{1}{0.168763} = 17,78 \Omega$$

Sammenlikner man denne verdien med testrapporten ser man at reaktansen er målt til 17,78  $\Omega$ , akkurat samme verdi som  $X_{ST}$ .

### Sekundærsiden kortsluttet og jordet- tertiærsiden i lukket delta

Videre finner man den siste reaktansen mellom primær- og sekundærsiden ved å kortslutte sekundærsiden, som illustrert i figur 3.14. Som nevnt i teorien vil deltakoblingen oppføre seg som en kortslutning.



**Figur 3.14:** Måling av nullsekvensimpedans med kortsluttet sekundærside [46].

En spenning påtrykkes på primærsiden og man får en strøm på 0.082676 A. Dette gir følgende resultat:

$$X_{PS} = 3 \cdot \frac{1}{0.082676} = 36,29 \Omega$$

Det er verdt å merke seg at i testrapporten er nullsekvensreaktansen mellom primærsiden og sekundærsiden målt med åpen delta. Man må derfor gjennomføre en modifisering av kortslutningsdataen ved å bruke fremgangsmåten i 2.5.4 *Modifisering av nullsekvensimpedansen for deltakoblede transformatorer*.

### Modifisering av nullsekvensimpedansen

For å benytte likning 2.34, 2.35 og 2.36 må samtlige verdier være uttrykt i per unit. Man må derfor utføre en mellomregning:

$$Z_{pu} = \frac{Z_{actual}}{Z_{base}}$$

Hvor  $Z_{actual}$  er impedansen i ohm.  $Z_{base}$  kan beregnes på følgende måte:

$$Z_{base} = \frac{V_{base}^2}{S_{base}}$$

Med en transformator som har ulike spenningsnivåer må man beregne to ulike  $Z_{base}$  hvor den ene er referert til 300 kV-siden og den andre er referert til 134 kV-siden. Ytelsen er på 300 MVA og er lik for både  $Z_{base,300kV}$  og  $Z_{base,134kV}$ :

$$Z_{base,300kV} = \frac{(300 \cdot 10^3)^2}{300 \cdot 10^6} = 300$$

$$Z_{base,134kV} = \frac{(134 \cdot 10^3)^2}{300 \cdot 10^6} = 59,85$$

Reaktansene i per unit blir dermed:

$$X_{PT,pu} = \frac{117,9}{300} = 0,393 pu$$

$$X_{ST,pu} = \frac{17,78}{59,85} = 0,297 pu$$

$$X_{PS,pu} = \frac{36,29}{300} = 0,121 pu$$

Med alle reaktanser i per unit kan man finne  $X_{P0}$  og  $X_{S0}$  ved hjelp av likning 2.34 og 2.35:

$$X_{P0} = 0,303 - \sqrt{0,297 \cdot 0,393 - 0,121 \cdot 0,297} = 0,109 pu$$

$$X_{S0} = 0,297 - 0,393 + 0,013 - 0,122 = 0,013 pu$$

Etter denne modifiseringen kan man finne  $X_{PS}$  uten at deltakoblingen er kortsluttet. Likning 2.37 leder dermed til:

$$X_{PS} = 0,109 + 0,013 = 0,122 pu$$

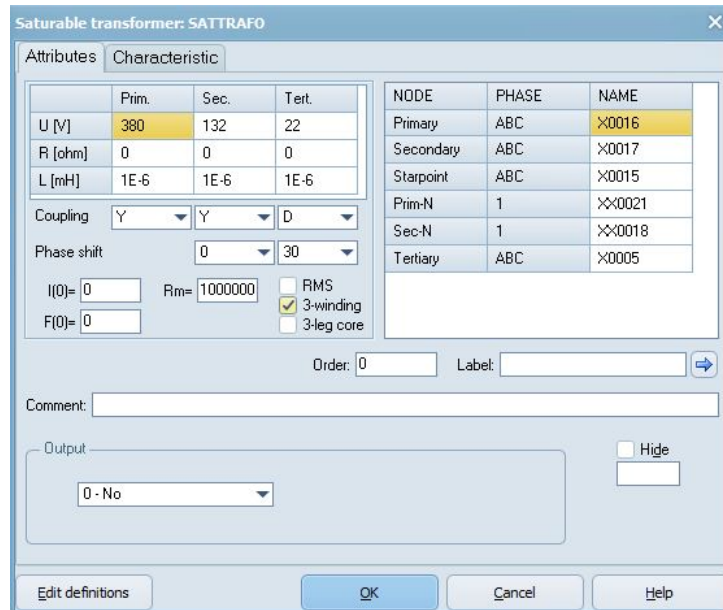
0,122 pu uttrykt i  $\Omega$  tilsvarer:

$$X_{PS} = 0,122 \cdot 300 = 36,6 \Omega$$

36,6  $\Omega$  er tilnærmet lik nullsekvensimpedansen mellom transformatorens primære og sekundære side som er målt i testrapporten. Med tre tester som leder til resultater som samsvarer med målingene som er gjort i den anonymiserte testrapporten, kan man anta at transformatoren er korrekt implementert i ATP.

### 3.3.2 Modellering av ideell transformator

En god praktisk metode for å analysere transformatorer er å betrakte dem som ideelle. Som beskrevet tidligere i teorien karakteriseres en ideell transformator som en tapsfri enhet med perfekt magnetisk kobling. Menyutvalget til ATP tilbyr kun innebygde ideelle transformatorer som er stjerne-stjerne koblet. For å modellere en ideell transformator med deltakoblet tertiærkobling ble det brukt en "Saturable transformer" hvor resistansverdiene ble satt til null slik at man får en tapsfri enhet. Induktansverdiene ble tilnærmet lik null, da ATP ikke tillater at de er eksakt lik null. Figur 3.15 viser hvordan transformatoren er implementert i ATP.



	Prim.	Sec.	Tert.
U [V]	380	132	22
R [ohm]	0	0	0
L [mH]	1E-6	1E-6	1E-6

NODE	PHASE	NAME
Primary	ABC	X0016
Secondary	ABC	X0017
Starpoint	ABC	X0015
Prim-N	1	X0021
Sec-N	1	X0018
Tertiary	ABC	X0005

Figur 3.15: Ideell transformator.

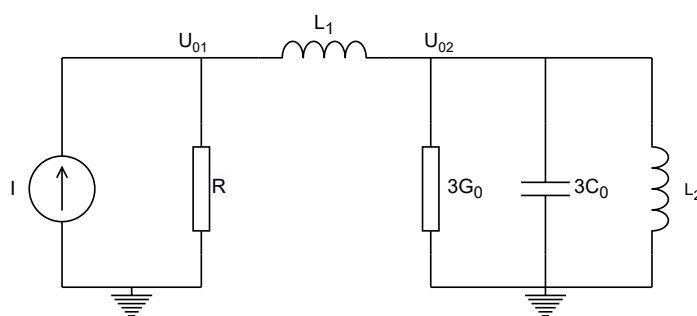
For å studere den ideelle transformatorens oppførsel for overførte spenninger som et resultat av en fase jordfeil har et enkelt nettsystem blitt laget i ATP. Se figur 7.1 i vedlegget. For å unngå at kapasitiv asymmetri kan påvirke spenningen i nullsystemet, samt avverge ubalansert last, er det valgt å undersøke et enkelt system med færrest mulig variabler som man kan se i figuren. På denne måten blir det enklere å analysere resultatet.

## 4 Resultater og Diskusjon

I dette kapitlet vil resultater bli presentert og analysert. De målte verdiene blir sammenliknet med teorien, og diskutert hvorvidt de er innenfor de forventede rammene. Det vil bli klargjort uønskede situasjoner som kan oppstå mellom et spolejordet nett og overliggende nett ved jordfeil. Betydningen av transformatorens koblingsgruppe, spolestørrelse og resonanskurver vil bli nærmere analysert for å komme frem til konkrete resultater og anbefalinger relatert til spolejordede nett.

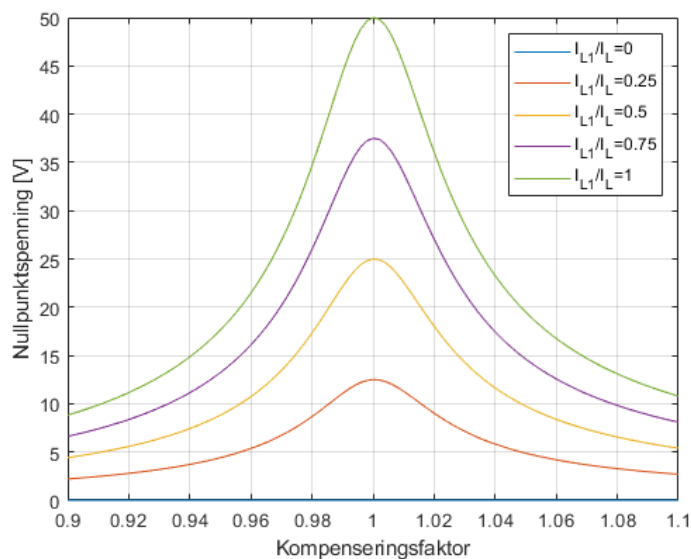
### 4.1 Spolestørrelse og kompenseringfaktor

Likning 2.24 indikerer at spenningen i nøytralt punktet avhenger av flere faktorer. For å undersøke hvordan spolestørrelse og kompenseringfaktor påvirker nullpunktspenningen er norton-ekvivalenten, som vist i figur 4.1, blitt implementert i MATLAB.



Figur 4.1: Norton-ekvivalent [11].

Figur 4.2 viser nullpunktspenningen som funksjon av kompenseringfaktoren for forskjellige spolestørrelser. X-aksen viser en kompenseringfaktor som går fra 9 % underkompensering til 10 % overkompensering, altså den prosentvise størrelsen på induktiv strøm i forhold til kapazitiv strøm gjennom jordslutningen. De fem grafene illustrert i grønt, lilla, gult, rødt og blått, har en ulik fordeling av spolestrømmen. Andelen av den totale spolestrømmen i spole  $L_1$  varierer fra en prosentandel på 0 % til 100 %. Nullpunktspenningen langs Y-aksen viser spenningen i node 2,  $U_{02}$ , beregnet ved hjelp av likning 2.7. Wattstrømmen er på 2 % av den totale feilstømmen. En detaljert beskrivelse av utregningen er vist i vedlegg 7.4.



Figur 4.2: Nullpunktspenning som funksjon av kompenseringfaktor for ulike spolestørrelser, med 2 % wattstrøm.

Figur 4.2 viser nettets resonanskurve. Som forklart i teorien har man resonans i det øyeblikket hvor det induktive bidraget tilsvarer kapasitansen i nettet. I figuren har man maksimal nullpunktspenningen når kompenseringsgraden er 1. Dette tilsvarer at den induktive strømmen kompenserer 100 % for den kapasitive feilstrømmen og resultatet bekrefter dermed teorien om at nett som driftes nær resonans gir maksimale nullpunktspenninger.

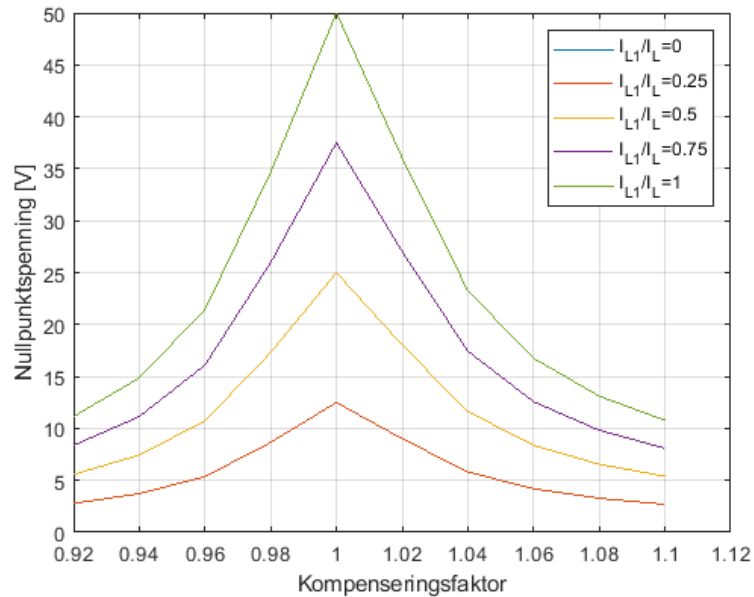
Det mest interessante ved dette resultatet er fordelingen av spolestrømmen mellom de to spolene,  $L_1$  og  $L_2$ . Den grønne kurven, hvor spole  $L_1$  kompenserer fullstendig for den totale feilstrømmen, har dobbelt så høy nullpunktspenning sett i sammenlikning med den gule kurven hvor spolestrømmen er fordelt likt mellom de to spolene. Spenningskurvene i figur 4.2 illustrerer at jo større andel av den totale spolestrømmen spole  $L_1$  kompenserer for, desto høyere blir nullpunktspenningen. Dette kan forklares ut ifra figur 4.1. Med en stor strøm som flyter gjennom spole  $L_1$  er motstanden lavere, og man får dermed et lavere spenningsfall over spolen. Dette fører til en høyere spenning  $U_{02}$  i node 2 sammenliknet med dersom strømmen gjennom  $L_1$  hadde vært lavere. Det er altså fordelaktig å fordele kompensingsstrømmen slik at spole  $L_1$  har lavere spolestrøm sammenliknet med spole  $L_2$ , for å få en resonanskurve med lavere maksimalpunkt i nullpunktet ved resonans.

Videre observeres det at kompensingsfaktoren også spiller en avgjørende faktor for hvor store spenninger man får. Dersom man har en høy overkompensering eller en lav underkompensering blir nullpunktspenningen lavere. Det er med andre ord positivt å kompensere nettet for å distansere seg fra resonanspunktet. Legg merke til at kurvene viser en symmetri da den ene halvdel av kurven er et speilbilde av den andre halvdel. Spenningen er altså den samme for samme grad av over- og underkompensering, det vil si at 4 % overkompensering gir samme nullpunktspenning som 4 % underkompensering. Det er allikevel en fordel å drive nettet overkompensert da det minker sannsynligheten for å havne i resonans dersom man får bortfall av en linje.

For å oppnå en lav nullpunktspenning er det fristende å overkompensere så mye som mulig ettersom dette leder til en lavere nullpunktspenning slik figuren illustrerer. Men man må samtidig kontrollere feilstrømmen i feilstedet til et ønskelig nivå slik at en sikker selvslukking oppnås. Ved for høy kompensering vil en ikke lengre få sikker selvslukking av lysbuer i forbindelse med forbigående enpolte jordfeil. En fin kompensingsgrad er ofte å overkompensere 5 % av den totale spolestrømmen. Med en slik kompensingsgrad unngår man å havne i resonans, samtidig som man har lav nok kompensingsstrøm til å slukke feilstrømmer.

For å verifisere spenningskurvene som er implementert i matlab, har samme modell blitt undersøkt i ATP. Ettersom ATP ikke har den funksjonen hvor man kan plote flere grafer i en og samme figur, er resonanskurvene fra ATP blitt overført til MATLAB. Figur 4.3 viser spenningskurvene som funksjon av kompensingsfaktoren for ulike verdier av spolestrømmen i spole  $L_1$ , tilsvarende for figur 4.2.



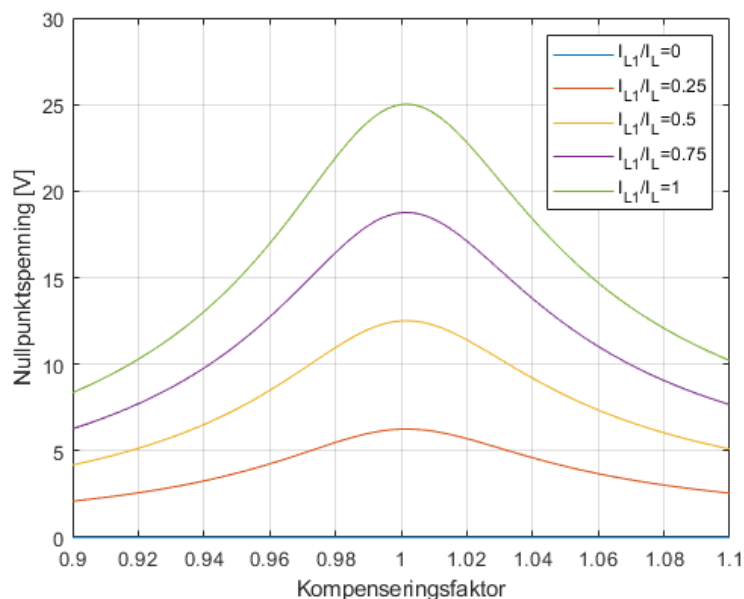


**Figur 4.3:** Verifisering av nullpunktspenning som funksjon av kompenseringfaktor for ulike spolestørrelser, med 2 % wattstrøm.

Figur 4.3 er tilsvarende lik figur 4.2. Motivasjonen til å beregne resonanskurven i ATP var for å verifisere at MATLAB-koden er riktig implementert. Etersom spenningskurvene som er simulert i ATP er identiske med spenningskurvene som er fremstilt ved hjelp av MATLAB, kan man verifisere at fremgangsmåten til å beregne spenningen,  $U_{02}$ , er korrekt. Figur 4.2 er dermed en fin framstilling av hvordan spolestørrelse og kompenseringfaktor påvirker nullpunktspenningen.

## 4.2 Dempning av resonanskurve

Resonans er en situasjon man bør unngå for å avverge temporære overspenninger. Som likning 2.24 forklarer vil nettets konduktive avledning, 3G, bidra til å dempe spenningen i nullpunktet. For å undersøke dette nærmere har MATLAB-koden som har blitt brukt i de tidligere resultatene blitt kjørt på nytt, men med en annen wattstrøm. Figur 4.4 viser resonanskurven utformet med 4 % wattstrøm, en dobling sammenliknet med figur 4.2 som har 2 % wattstrøm. Figuren viser nullpunktspenningen med konduktiv avledning og illustrerer hvordan nullpunktspenningen forandrer seg i forhold til figur 4.2.

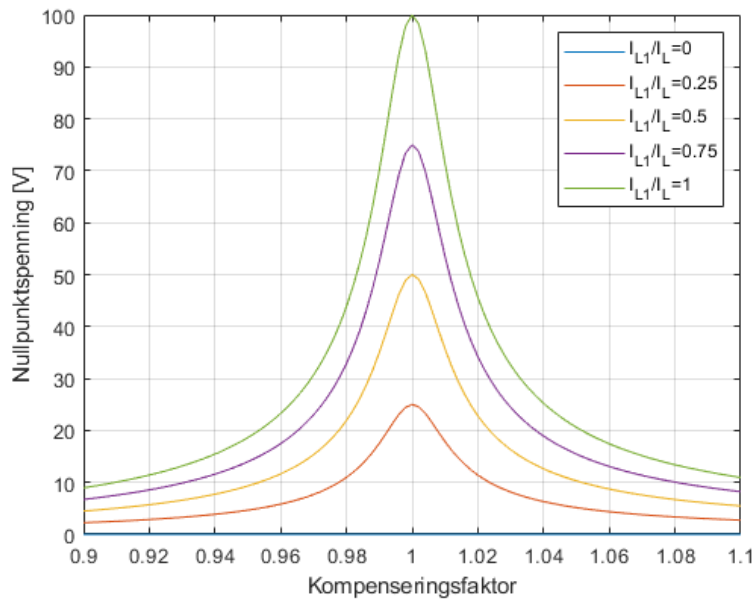


Figur 4.4: Nullpunktspenning med 4 % wattstrøm.

Man ser tydelig at nullpunktspenningen halveres i resonansstoppen som følge av dempingen til konduktansen. Dette bekrefter teorien om at resonanskurvens utforming er avhengig av hvor stor motstand man har til jord. Når man endrer resistansen til en lavere verdi vil konduktansen øke, noe som bidrar til å dempe kurven. Jo høyere konduktansen er, desto ytterligere blir kurven dempet.

Det er verdt å merke seg at kurvens resonanspunkt er likt for både figur 4.2 og figur 4.4. Resonanspunktet har ikke forflyttet seg selv om man endrer konduktansen. Det betyr at resonanspunktet ikke justeres dersom man øker eller minker den konduktive avledningen, da resonansfrekvensen bestemmes ut ifra bidraget fra kapasitansen. Konduktansen vil kun bestemme dempingen til kurven. Dersom resistansen som utgjør konduktansen er en parallellkobling, vil en økning av denne bidra til å senke den totale resistansen, som igjen øker konduktansen. En eventuell innkobling av parallellmotstand til spolen vil derfor også bidra til konduktiv avledning. En resistans i parallell med spolen vil også øke nullstrømskomponenten i en feilsituasjon slik at man får en sikrere feilpåvisning. Ved kontinuerlig innkoblet parallellmotstand bør en allikevel ha en forsinkelse på innkobling ved en fase jordfeil. Dette sørger for god driftsikkerhet ettersom jordslutningstrømmen blir lavere, slik at spoler slukker lysbuer ved kortvarig feil.

Omvendt, med en lavere wattstrøm på 1 %, vil man få en høyere nullpunktspenning som figur 4.5 viser. Når den konduktive avledningen minker vil det føre til at nullsystemet får mindre kobling til jord ettersom resistansen er høy, og dermed øker nullpunktspenningen. En lavere konduktiv avledning vil også medføre at det blir vanskeligere for vernet å lokalisere feilen ettersom den wattmetriske nullstrømskomponenten, som er utløsekriteriet, blir mindre. En bortkobling av parallellmotstand øker derfor spenningen ettersom resistansen totalt sett blir større. Med økt resistivitet blir konduktansen mindre og spenningen i nullpunktet stiger ytterligere til den verdien asymmetrien i nettet tillater, avhengig av nullsystemimpedansen. Stor asymmetri kan derfor kompenseres for ved å la en parallellmotstand være innkoblet.

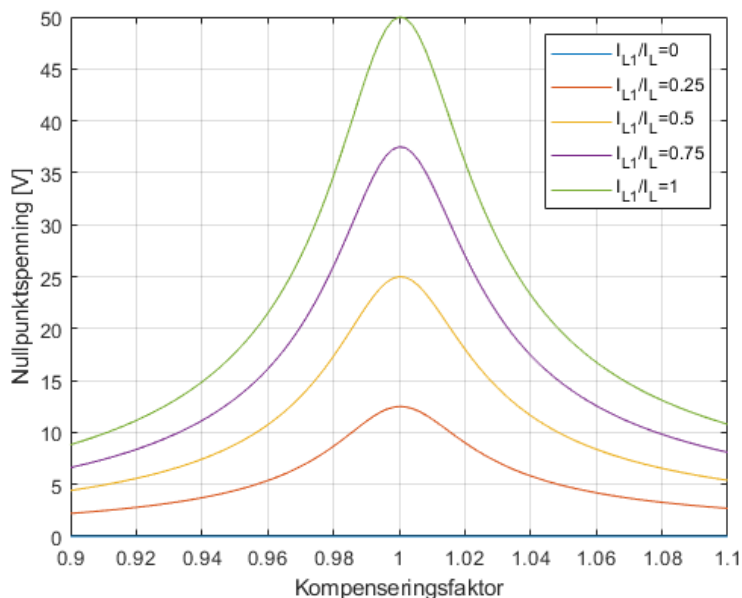


Figur 4.5: Nullpunktspenning med 1 % wattstrøm.

Kurvene bekrefter teorien om at en konduktiv avledning vil dempe resonanskurven. Man kan fastlå at nullpunktspenningen er kun begrenset av nettets resistans mot jord og at resonanspunktet ikke forflytter seg dersom man forandrer på resistansen. Resultatene viser at tiltak for å senke nullpunktspenningen er å drifte nettet så langt fra resonans som mulig men samtidig oppnå en sikker selvslukking av lysbuen. En eventuell innkoblet parallellmotstand over spolen er også fordelaktig da den bidrar til å dempe nullpunktspenningen.

### 4.3 Nettstørrelsen påvirkning på nullpunktspenningen

I spenningskurvene ovenfor er det brukt en jordfeilstørrelse på 100 A. Et interessant tilfelle er å undersøke om spenningen varierer med økende nettstørrelse, altså ved en større feilstørrelse. Resultatet under viser nullpunktspenningene som følge av en jordfeilstørrelse på 1000 A og med en wattstrøm på 2 % av den totale feilstørrelsen.



Figur 4.6: Nullpunktspenningen med en feilstørrelse på 1000 A.

Figur 4.6 viser nøyaktig samme resultat som figur 4.2 selv om feilstørrelsen i dette tilfellet er 900 A større enn de tidligere tilfellene. Nullpunktspenningen er dermed upåvirket av størrelsen på nettet. Forklaringen ligger i størrelsen på de elektriske komponentene. Økt nettstørrelse leder til en større feilstørrelse. Ettersom feilstørrelsen er kapasitiv vil en økning med faktor 10 føre til at kapasitansen øker tilsvarende. Kapasitansen blir derfor definert som følgende:

$$C = \frac{I_C \cdot 10 \cdot \sqrt{3}}{U\omega} \quad (4.1)$$

Reaktansen blir dermed:

$$X_C = \frac{10}{\omega C} \quad (4.2)$$

Spolen er definert som:

$$L = \frac{U}{\sqrt{3}\omega I_L} \quad (4.3)$$

Ettersom spolestrømmen skal dekke kompenseringstrømmen tilsvarer en økning fra 100 A til 1000 A at spolestrømmen også øker med en faktor 10:

$$L = \frac{U}{\sqrt{3}\omega I_C \cdot 10} \quad (4.4)$$

Induktansens størrelse i reaktans blir dermed:

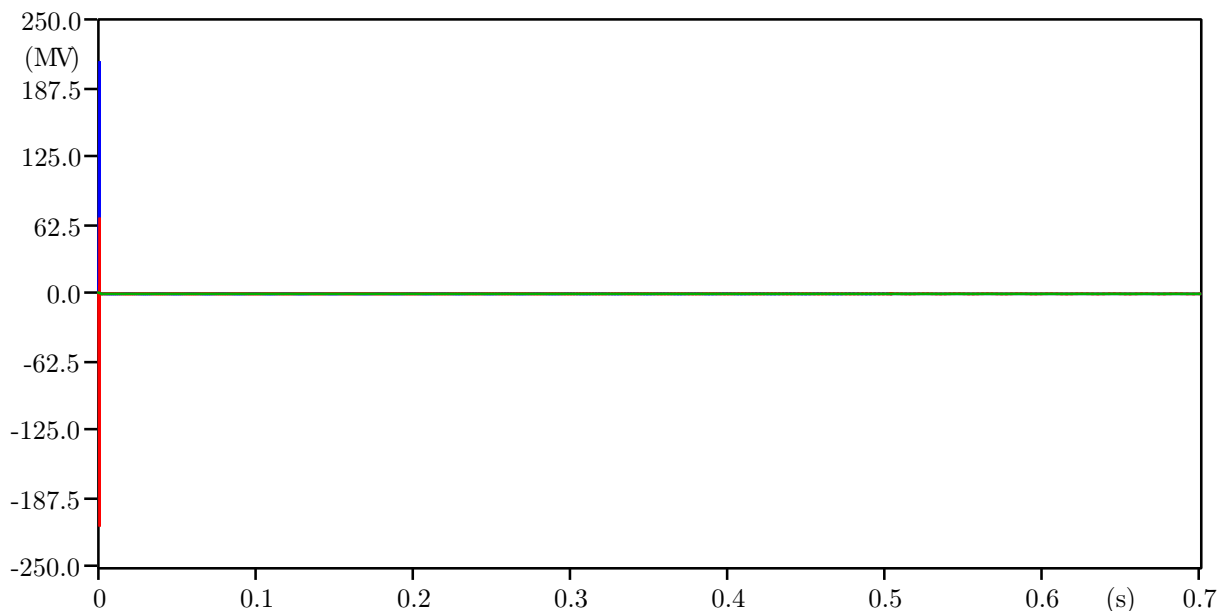
$$X_L = 10\omega L \quad (4.5)$$

Både kapasitansen og induktansen øker dermed med en faktor 10. Det vil si at når kapasitansen øker som følge av at nettet ekspanderer, øker induktansen med tilsvarende ettersom spolen skal kompensere for den kapasitive feilstrømmen. Så fremt feilstrømmen kompenseres for med tilstrekkelige spolestørrelse, vil ikke en økning i nettstørrelsen føre til at nullpunktspenningen i resonans øker.

Til tross for at resultatet viser en resonanskurve som er upåvirket av nettstørrelsen, finnes det allikevel begrensninger for hvor store feilstrømmer jordingsformen tillater. Spolejordede nett er den mest foretrukne jordingsformen for middels store nett. Det vil si at dersom feilstrømmen overskrider en bestemt verdi, vil ikke lysbuen som dannes i feilstedet slukkes av seg selv og feilstrømmen kan i verste fall bli permanent. Ifølge [47] vil en jordfeilstrøm som overskrider 120 A for et 132 kV-nett kunne være kritisk. Resultatet viser allikevel et interessant tilfelle når det gjelder resonanskurven ettersom man ikke får økt spenning i nullpunktet i resonans.

#### 4.4 Ideell transformator

En god praktisk metode når det kommer til å analysere transformatorer er å betrakte dem som ideelle. Altså en tapsfri transformator med perfekt magnetisk kobling. Figur 4.7 viser nullpunktspenningen dersom det oppstår en enfase jordfeil på primærsiden med bruk av en ideell transformator. Det observeres at nullpunktspenningene er null for samtlige tre faser.



(file testing.pl4; x-var t) v:X0009A v:X0009B v:X0009C

**Figur 4.7:** Nullpunktspenning per fase på 134 kV-siden med ideell transformator.

I følge teorien vil man ved tilstedeværelse av jordfeil observere at nullpunktspenningen øker som følge av at jordfeil skaper betydelig ubalanse i fasespenningene. Dette resultatet illustrerer imidlertid at med bruk av en ideell transformator er nullpunktspenningen på 134 kV-siden null ved tilstedeværelse av enfase jordfeil på 300 kV-siden.

Når primærsiden blir utsatt for en spenning vil det induseres en strøm som skaper en varierende magnetisk fluks. For en ideell transformator er permeabiliteten i jernkjernen uendelig. Med uendelig permeabilitet er det ikke behov for eksitasjonsstrøm for å skape den magnetiske fluksen. Den magnetiske fluksen på sin side møter motstand i luft og dermed går all fluksen i jernkjernen. Med uendelig permeabilitet i jernkjernen er fluksen i primær- og sekundærviklingene den samme. I følge Faradays lov vil et varierende magnetfelt indusere en spenning. Når det går en strøm i sekundærviklingen vil strømmen ha en retning som motsetter fluksendringen. Dette vil si at det oppstår en magnetisk fluks som motsetter seg fluksen fra primærsidens vikling og dermed vil nullpunktspenningene være null ved bruk av en ideell transformator selv ved tilstedeværelse av jordfeil.

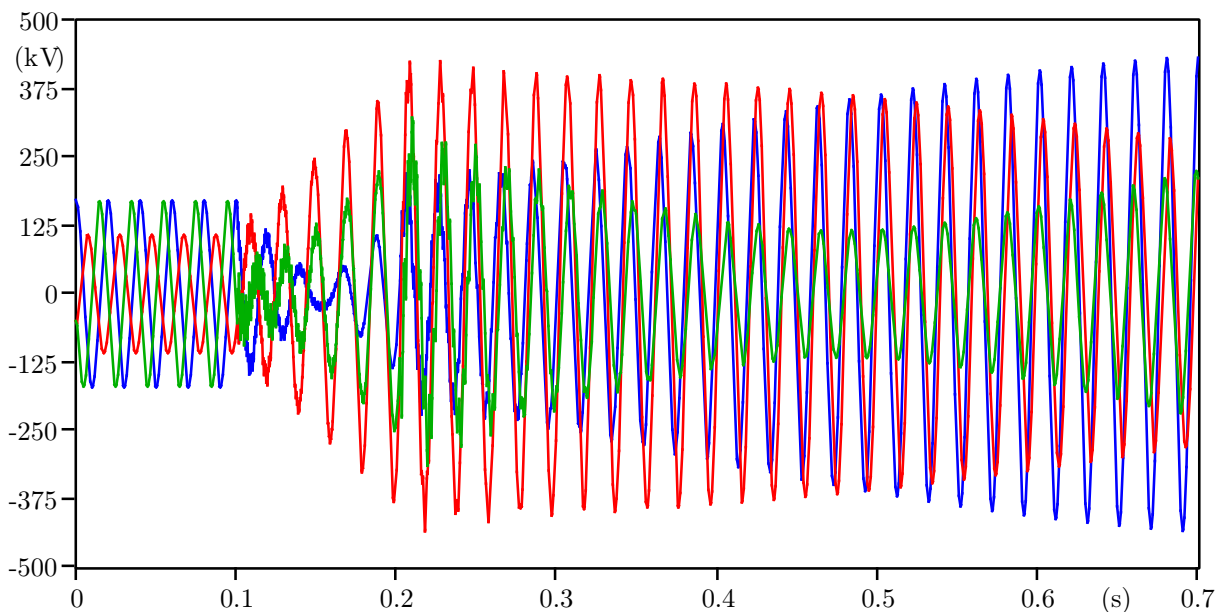
Dessverre har den virkelige transformatoren avvik fra den ideelle modellen. I praksis vil man ha lekkfluks som beveger seg utenfor kjernen som bidrar til at det induseres en spenning i viklingene. Dette vil igjen skape en transformert spenning fra primærsiden til sekundærsiden slik at nullpunktspenningen øker. I resultatene som kommer senere i rapporten vil den ideelle transformatoren bli byttet ut med en virkelig transformator slik at spenningen som blir overført fra primærsiden til sekundærsiden kan analyseres nærmere.

## 4.5 Magnetisk kobling og Galvanisk kobling

Et interessant aspekt av oppgaven er å undersøke hvordan spenningen blir overført gjennom transformatoren som følge av jordfeil i overliggende nett. I kapittel 2.4.4 ble det forklart at i forbindelse med jordfeil på den ene siden av transformatoren kan spenningen overføres på to måter. Enten magnetisk, gjennom transformatoren, eller galvanisk via potensialheving i stasjonen, eller som en kombinasjon av disse to. De påfølgende eksemplene forklarer fenomenene ytterligere ut ifra simuleringer gjort i ATP.

### 4.5.1 Overført spenning ved lav jordmotstand

For å undersøke magnetisk kobling og eliminere virkningen av den galvaniske koblingen benyttes nettmodellen illustrert i figur 3.3. Jordmotstanden,  $R_g$ , er satt til en lav verdi på 0,0001  $\Omega$ . Det er lagt inn en jordfeil etter 0,1 sekund og som opphører etter 0,2 sekund. I dette tilfellet benyttes BCTRAN-transformatormodellen ettersom denne modellen ivaretar både magnetisk og galvanisk kobling. Verdiene til transformatoren er hentet fra testrapporten som forklart i kapittel 3.3. De to spolene, spole P1 og spole P2, har en fordeling av spolestrøm på henholdsvis 75 % og 25 % av den totale spolestrømmen. Figur 4.8 under illustrerer spenningene per fase på 134 kV-siden før, under og etter jordfeilen som oppstår på 300 kV-siden.



(file Magnetisk kobling.pl4; x-var t) v:X0022A v:X0022B v:X0022C

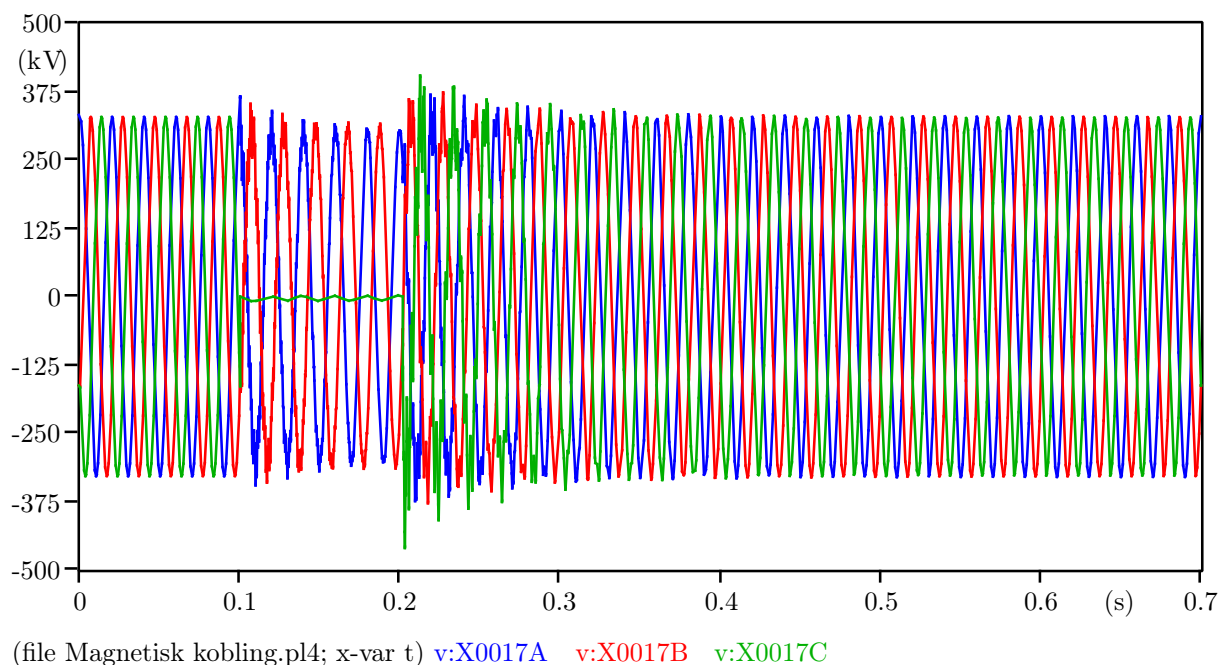
**Figur 4.8:** Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på 0,0001  $\Omega$ .

Før feilen inntreffer ser man at spenningskurvene viser en asymmetri. Man kan anta at kapasitansen mot jord for de ulike fasene er noe forskjellig. En årsak til den kapasitive asymmetrien er at linjene ikke er transponert i ATP. Forskjellen er ikke stor, men den kapasitive asymmetrien kan være stor nok til at det går en strøm gjennom nullpunktet. Denne strømmen vil skape en nullpunktspenning over spolen og av den grunn vil ikke fasespenningene være fullstendig symmetriske selv uten feil.

Resultatet viser at spenningene øker på 134 kV-siden etter 0,1 sekund når jordfeilen inntreffer. Spenningene per fase stiger mot 370 kV på det høyeste og overskrider dermed spenningsnivået på 134 kV. Det observeres at man får høye temporære overspenninger ettersom spenningene er høyere enn 73 % av normal fase-jord spenning på 134 kV-siden. Etter 0,2 sekund ser man spenninger som karakteriseres som svevinger. Dette er spenningenes respons på at jordfeilen opphører før de stabiliserer seg til normalt spenningsnivå.

Selv med en deltakoblet tertiærvikling får man høye temporære overspenninger i motsetning til om man hadde benyttet en ideell transformator. Spenningsene som blir overført fra 300 kV-siden til 134 kV-siden kan forklares ut ifra figur 2.11. Jordmotstanden,  $R_g$ , er satt til  $1 \cdot 10^{-4} \Omega$ , en svært lav verdi. Dette betyr at strømmen som flyter ned til stasjonsjord blir svært liten og man får marginal potensialheving av stasjonens jordingssystem i forhold til fjern jord. Med manglende potensialheving vil man ikke få en nullfølgestrøm,  $I_0$ , gjennom spolen, P1, og ut på 134 kV-siden. Dermed er  $U_{01} = 0$  og dette innebærer at null spenning blir overført galvanisk i systemet.

Figur 4.9 viser spenningsene per fase på 300 kV-siden som følge av enfase jordfeil på samme side. I kapittel 2.4.3 ble det forklart at i den fasen hvor jordfeilen inntreffer vil fasespenningen gå mot null. Resultatet bekrefter denne teorien da den grønne spenningskurven, som representerer den fasen hvor det er jordfeil, er null i det tidsrommet feilen varer. Ved jordfeil i spolejordet nett vil en ved jordfeil få en fase-jordspenning i de to friske fasene som er tilnærmet lik linjespenningen. Etersom jordfeilen inntreffer i et direktejordet nett vil det ikke påvirke spenningen på de resterende feilfire fasene. Figur 4.9 viser den positive effekten ved direktejording ettersom spenningsene i de to friske er så og si uforandret under jordfeil. I motsetning til spolejordede nett er spenningsene per fase betydelig lavere enn linjespenningen.



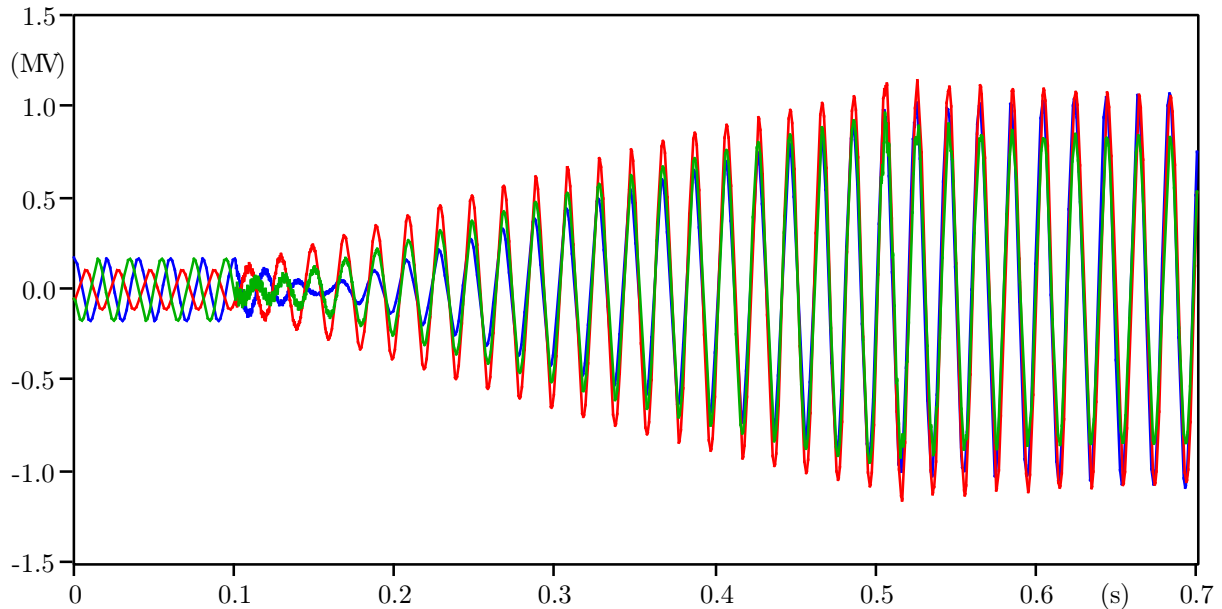
**Figur 4.9:** Spenning per fase på 300 kV-siden.

Men en lav jordmotstand kan man konkludere med at spenningen som overføres fra 300 kV-siden til 134 kV-siden kun forekommer magnetisk. Spenningsene som er fremstilt i figur 4.8 representerer derfor en magnetisk kobling.



### Lang varighet på jordfeil

Figur 4.10 viser spenningkurvene på 134 kV-siden med en lengre varighet på jordfeilen. I dette resultatet starter jordfeilen etter 0,1 sekund og opphører først etter 0,5 sekund.



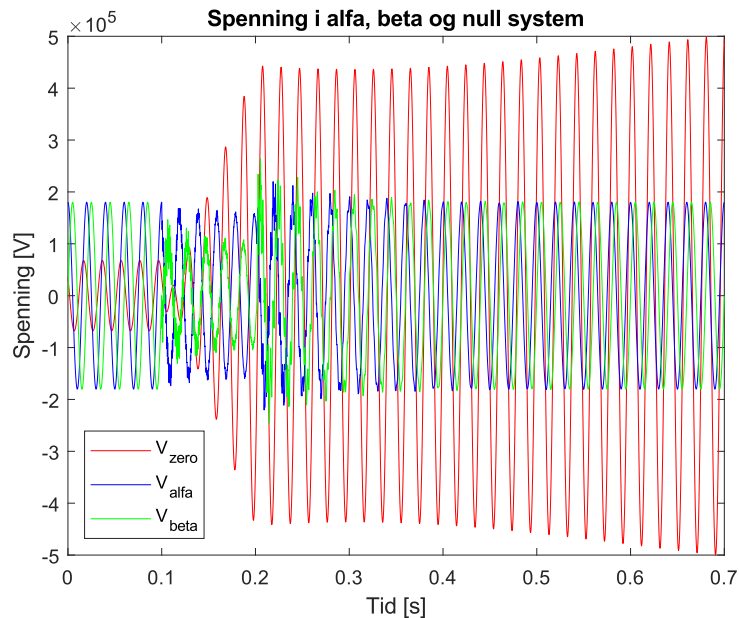
(file Magnetisk kobling.pl4; x-var t) v:X0018A v:X0018B v:X0018C

**Figur 4.10:** Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på  $0,0001 \Omega$  og lang varighet på jordfeil.

Med en lang varighet på feilen observeres det at spenningene øker ytterligere sammenliknet med figur 4.8. Resultatet viser høye temporære overspenninger og betydeliggjør hvor viktig det er med rask utkobling i forbindelse med jordfeil. Tilhørende jordfeilvern bør derfor oppdage feilen i nettet og kobles inn etter 0,1 sekund for å unngå slike høye temporære overspenninger [5].

### Alfa, beta og null systemet

For å studere feilproblematikken som følge av ubalanserte feil er det essensielt å dekomponere spenningsvektorene. Figur 4.11 viser spenningskurvene i figur 4.10 transformert i alfa, beta og nullsystemet. Grafene er utarbeidet i matlab ved hjelp av Clarke transformasjonen gitt i likning 2.2. Nærmere beskrivelse av utformingen for kurvene er vist i vedlegg 7.5.



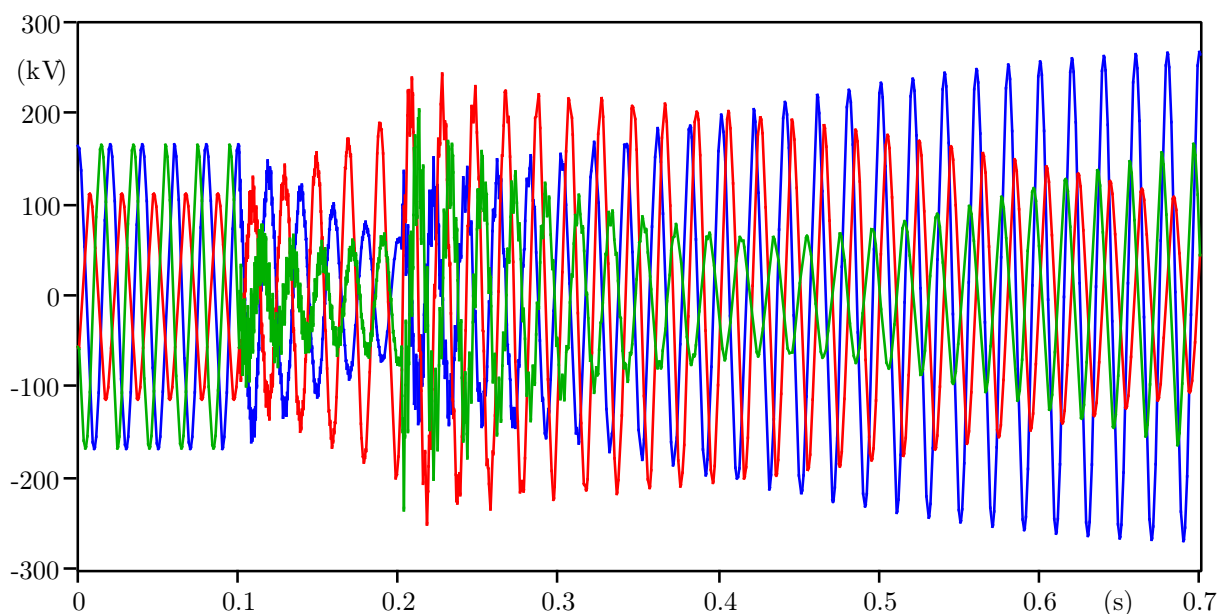
Figur 4.11: Spennning i alfa, beta og nullsystem.

Resultatet over viser tydelig at nullpunktspenningen er høyere enn spenningen i alfa- og beta-systemet. Dette indikerer at nullpunktspenningen dominerer ved jordfeil ettersom spenningen øker betraktelig når jordfeilen inntreffer etter 0,1 sekund. Dette er som forventet, og resultatet bekrefter teorien forklart i kapittel 2.1.2 som belyser at impedansen i nullsystemet er større enn impedansen man finner i pluss- og minussystemet. Nullpunktspenningen vil dermed øke mens spenningene i alfa og beta-systemet holder seg relativt stabilt. Dette bekrefter at nullsystemet representerer en teoretisk tilnærming til feilproblematikken for trefasesystemer. Å studere spenningsøkningen i nullsystemet vil derfor være en god måte å detektere jordfeil på ettersom denne verdien ideelt sett vil være lik null ved normale driftsituasjoner, men øke ved tilstedeværelse av jordfeil.

#### 4.5.2 Overført spenning ved lav spolestørrelse

Nettmodellen som er blitt gjort analyser på inneholder to spoler, spole P1 og spole P2. I de tidligere resultatene har spole P1 en andel på 75 % av den totale spolestrømmen, mens spole P2 kompenserer for den resterende kapasitive feilstrømmen på 25 %. I kapittel 4.1 ble det vist at jo større andel av den totale spolestrømmen spole L1 kompenserer for, jo høyere blir nullpunktspenningen. Analysen var basert på norton-ekvivalenten, og for å teste om teorien samsvarer for et større nettsystem med både linjer og kabler, skal nettmodellen som illustrert i figur 3.3 undersøkes med en annen spolefordeling.

Figur 4.12 under viser spenningene per fase på 134 kV-siden før under og etter enfase jordfeil på 300 kV-siden. Spole P1 kompenserer for 25 % og spole P2 kompenserer for 75 % av den kapasitive feilstrømmen. Disse spolestørrelsene er motsatt i forhold til tilfellene som er undersøkt i figur 4.8 hvor spole P1 er på 75 % og spole P2 er på 25 % av den kapasitive feilstrømmen. Jordmotstanden på sin side er på 0,0001  $\Omega$ , tilsvarende for figur 4.8.



(file Magnetisk kobling.pl4; x-var t) v:X0022A v:X0022B v:X0022C

**Figur 4.12:** Spenninger per fase på 134 kV-siden som følge av enfase jordfeil på 300 kV-siden.

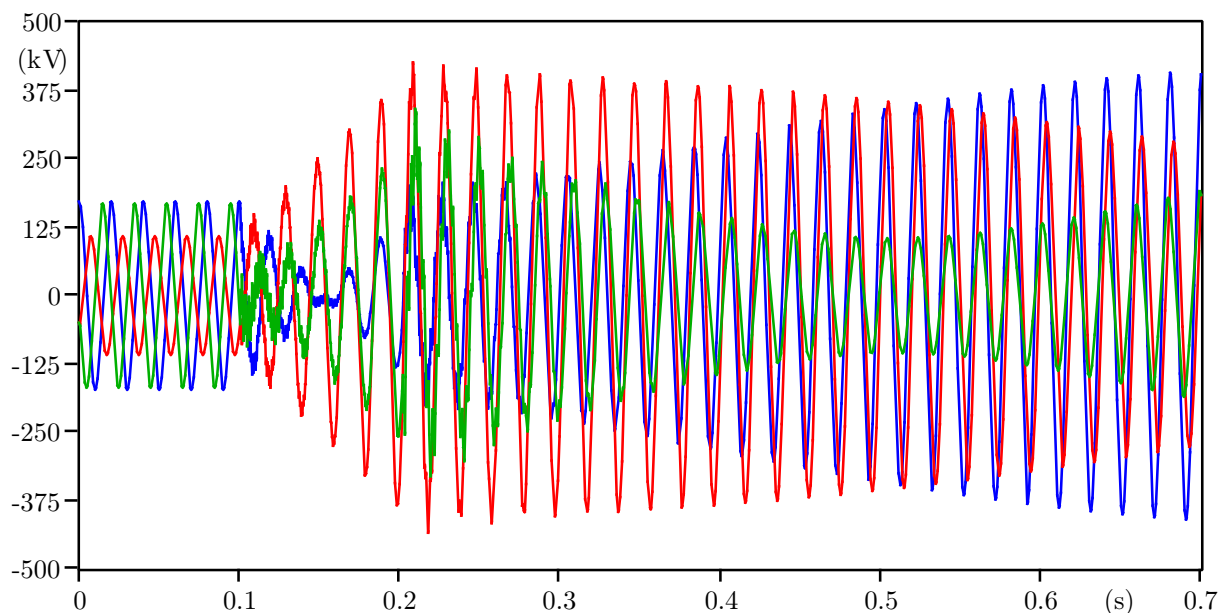
Sett i sammenlikning med figur 4.8 viser resultatet i figur 4.12 at med en lavere spolestørrelse på spole P1 blir de temporære overspenningene betydelig lavere på 134 kV-siden i forbindelse med enfase jordfeil på 300 kV-siden. Dette samsvarer med konklusjonen i kapittel 4.1 og bekrefter dermed teorien om at det er fordelaktig med en lav spolestørrelse i nullpunktet dersom det oppstår jordfeil i overliggende nett.

Resultatene som omhandler spolestørrelser viser at det er viktig med en vurdering vedrørende om det er behov for spole i transformatoren tilknyttet overliggende direktejordet nett. Figur 3.3, som er brukt til å undersøke galvanisk og magnetisk overført spenning, inkluderer to spoler. Man kan dermed fordele kompenseringsstrømmen mellom de to spolene slik at man får så lave temporære overspenninger som mulig. For andre typer nettstrukturer derimot kan spolejording føre med seg flere ulemper enn fordeler. Dersom man har en transformator med en systemspenning på 300 kV på primærsiden og en systemspenning på 60 kV på sekundærsiden, vil nullsystemstrømmene transformeres opp med en omsetningsfaktor på hele 5 ved en enfase jordfeil på primærsiden. Dette tilfellet vil dermed lede til større strømmen sammenliknet med nullsystemstrømmene som genereres dersom man har usymmetriske feil på sekundærsiden. Gitt at nettet består av kun en spole må denne kompensere for all den kapasitive feilstrømmen. Dette fører til at man får høyere temporære overspenninger sammenliknet med dersom man har flere spoler å fordele strømmen på som det har blitt vist i figur 4.12. For slike tilfeller er denne typen koblingsgruppe med høyt omsetningsforhold lite egnet for tilkobling av spole i transformatorens nøytralpunkt.

### 4.5.3 Overført spenning ved høy jordmotstand

#### Jordmotstand på 2 $\Omega$

I forrige avsnitt viste analysen at dersom jordmotstanden er tilnærmet null vil man kun få magnetisk overført spenning fra 300 kV-siden til 134 kV-siden dersom det oppstår en fase jordfeil. For å undersøke om deler av spenningen kan bli overført galvanisk studeres samme nettmodell som i kapittel 4.5.1, men med en høyere jordmotstand. Simuleringen som er vist i resultatet under er gjort med en jordmotstand på 2  $\Omega$  mot fjern jord. Det resterende nettet er uforandret.



(file Magnetisk kobling.pl4; x-var t) v:X0022A v:X0022B v:X0022C

**Figur 4.13:** Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på 2  $\Omega$ .

Ved å sammenligne figur 4.8 med figur 4.13 visuelt ser man at de temporære overspenningene som oppstår på 134 kV-siden er tilsvarende like. For å underbygge denne påstanden henvises det til figur 2.11 som illustrerer at:

$$U_{01} = 3R_g I_0$$

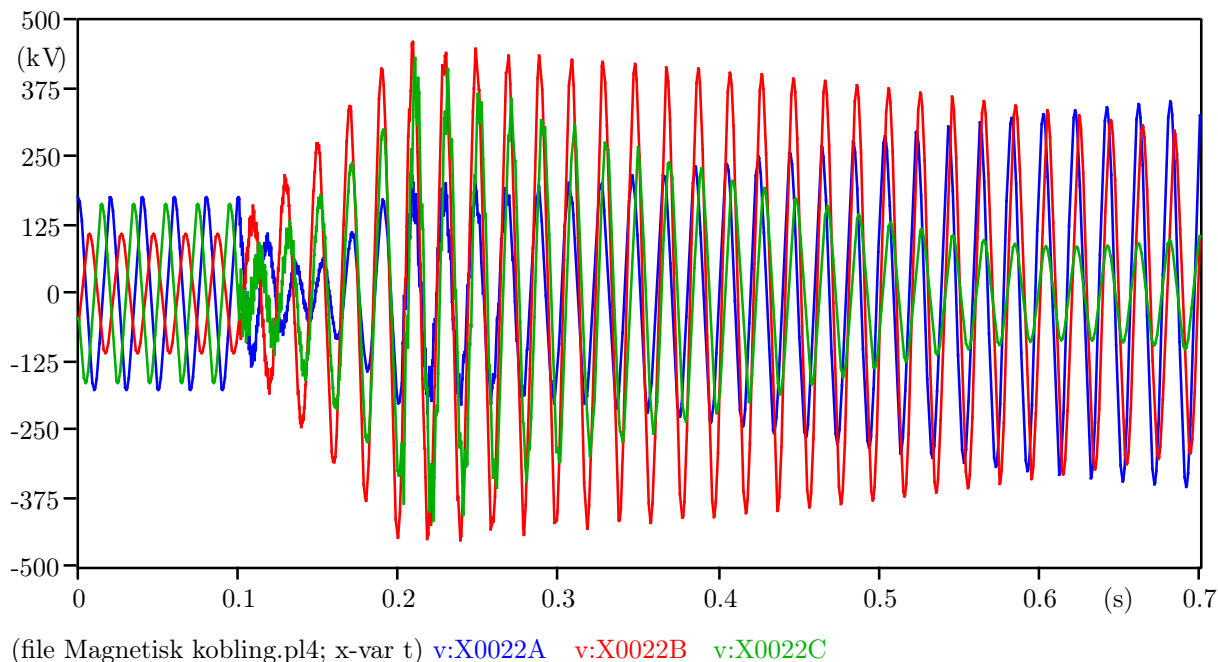
Nullsystemstrømmen,  $I_0$  er målt til 1761 A og med en jordmotstand på 2  $\Omega$  blir  $U_{01}$ :

$$U_{01} = 3 \cdot 2 \cdot 1761 = 10 \text{ kV}$$

10 kV utgjør en lav spenning ettersom resultatet i figur 4.13 illustrerer en spenningsøkning på flere hundre kV. Om jordmotstanden mot fjern jord er 0,0001  $\Omega$  eller 2  $\Omega$  gir med andre ord ikke utslag på amplituden til overspenningene.

### Jordmotstand på $10 \Omega$

I følge ohms lov tilsier denne at jo høyere motstand man har, desto høyere blir spenningen. For å ikke få for høye overspenninger i forbindelse med jordfeil er det derfor ønskelig at jordmotstanden mot fjern jord er lav slik at feilstrømmen føres direkte ned til jord. For å undersøke hvorvidt en større jordmotstanden vil spille en avgjørende faktor for størrelsen på overspenningene er det interessant å bruke en overdreven verdi utover det normale. Figur 4.14 viser spenningene på 134 kV-siden med en jordmotstand på  $10 \Omega$ .



**Figur 4.14:** Spenning per fase på 134 kV-siden med en jordmotstand på  $10 \Omega$ .

Nå har jordmotstanden økt betraktelig i motsetning til figur 4.8, men sammenlikner man spenningskurvene med de tidligere resultatene ser spenningsøkningen allikevel identiske ut. Dette er et interessant resultat. Resultatene viser at verdien på overgangsmotstanden til fjern jord har liten betydning for hvor store overspenninger man får i forbindelse med jordfeil. Man får dermed ikke galvanisk overført spenning til 134 kV-siden i dette tilfellet. Dette leder til at man konkludere med at de temporære overspenningene som blir overført fra 300 kV-siden til 134 kV-siden skjer hovedsakelig magnetisk gjennom transformatoren.

## 5 Videre arbeid

Spolejording er et bredt tema og gjennom arbeidet med masteroppgaven har det blitt vist at det er flere faktorer som påvirker hverandre. For å begrense oppgaven ble det valgt å rette hovedfokuset mot transformatorens oppførsel og spoleinnstillinger. For å gjøre en bredere vurdering av spolejording finnes det flere interessante scenarier som man kan studere til videre forskning.

Resultatene som er undersøkt i denne rapporten er basert på simuleringer og teoretiske beskrivelser. For videre arbeid vedrørende temporære overspenninger som følge av jordfeil i overliggende nett, anbefales det å gjøre praktiske målinger. Simuleringer i ATP kan dermed sammenliknes opp mot reelle målinger. Eksempelvis kan man måle spenningene i nullsystemet for en transformator og undersøke overførte spenninger gjennom transformatoren for å virkeliggjøre et teoretisk tilfelle.

Resultatene bærer preg av enkle modeller for å forstå transformatorens oppførsel i sammenheng med temporære overspenninger. For videre arbeid kan man tilpasse modellen til er mer reelt tilfelle hvor en har erfart problemer med overspenninger. Eksempelvis kan man modellere Sør-nettet som ble nevnt innledningsvis, og undersøke om nettet fortsatt bør driftes spolejordet eller om en overgang til direktejording vil være en bedre løsning med henblikk på driftskvalitet og forsyningssikkerhet. Denne oppgaven inkluderer ikke noen form for økonomiske analyser. For å gjøre ytterligere vurderinger vedrørende spolejordede nett bør en beregne en kost-nytte-analyse hvor investeringsgrunnlag sees i sammenheng med den samfunnsøkonomiske nytten.

I diskusjonen omkring nettstørrelsens påvirkning på nullpunktspenningen ble det nevnt at feilstrømmens størrelse vil avgjøre om lysbuen kan slukkes av seg selv. Fremover er det grunn til å anta at det er behov for en utvidelse av nettet ettersom elektrifiseringsforbruket stadig øker i både norske husholdninger og industrianlegg. I et voksende spolenett med økende antall kabler blir den totale ladeytelsen større. Dette leder til at en eventuell feilstrøm også vil øke. For fremtidig utvikling er det interessant å undersøke ulike scenarier. Eksempelvis kan man studere fremtidig ladeytelse når en tar hensyn til utvidelser av nettet og undersøke feilstrømmens maksimale verdi før lysbuen går fra å slukke seg selv til at feilstrømmen blir permanent. Med et stort sammenkoblet nett med stor utstrekning kan temporære overspenninger føre til ytterligere svekkelser i nettet som doble jordfeil. Et annet interessant tilfelle er derfor å undersøke mulighetene for at store nett må deles opp i mindre nett for å opprettholde forsyningssikkerheten ved bruk av spoler.

Et annet aspekt som ikke ble undersøkt i denne oppgaven er bruken av spoler i flere nøytralepunkter. Et forslag til videre arbeid er å erstatte transformatoren T2 med en stjerne-stjerne kobling og plassere spoler i begge nøytralepunkt. Man kan dermed avdekke innflytelsen av flere spoler og analysere hvordan dette vil påvirke spenningene som følge av en fase jordfeil.

## 6 Konklusjon

Gjennom arbeidet med masteroppgaven har overspenninger og resonanskurver blitt undersøkt i spolejordede nett. Det er gjort beregninger på flere enkle systemer for å oppnå innsikt i funksjonen for spoler og transformatorer, men henblikk på bruk i spolejordede nett. Ved hjelp av teoretiske betraktninger og simuleringer i dataprogrammet ATP, har det blitt undersøkt hvilke parametre som kontrollerer spenningen i nøytralpunktet. Videre ble det gjort en undersøkelse av koblingen mellom det spolejordede nettet og overliggende direktejordet nett.

Store deler av arbeidet har gått med på å kvalitetsjekke at modellen i ATP fungerer for sitt formål. Det er modellert inn en transformator basert på faktiske verdier for å oppnå gode og pålitelige resultater. En stor del av læringsprosessen har derfor vært å tyde testrapporter og finne data som kan brukes i modellen. Å sørge for at nullsekvensimpedansen ble korrekt var en førsteprioritet ettersom den er viktig for å bestemme transformatorens innflytelse på de temporære overspenningene i forbindelse med elektriske feil. Ved å kjøre ulike tester har testdataen blitt kryssjekket med modellen i ATP. Ettersom transformatoren inkluderte en deltakoblet tertiærvikling var det nødvendig med en modifisering av nullsekvensimpedansen for å estimere korrekt nullsekvensreaktans mellom primærsiden og sekundærsiden av transformatoren.

Resultatene fra simuleringene viser at nullpunktspenningen er avhengig av flere faktorer. For å redusere nullpunktspenningen bør man drifte nettet så langt fra resonans som mulig, samtidig som man oppnår en sikker selvslukking av lysbuen. En overkompensering er fordelaktig dersom man får bortfall av en linje. Videre ble det fastslått at en konduktiv avledning sørger for å dempe resonanskurven og dermed oppnå en lavere nullpunktspenning ved resonans. I tillegg ble det vist at man kan få lavere temporære overspenninger dersom man sørger for at spolene er riktig innstilt med tanke på fordelingen av spolestrømmen. Resultatene viste at nullpunktspenningen ble lavere dersom spolen nærmest feilstedet kompenserte for en lavere andel av den totale kapasitive feilstrømmen.

Avslutningsvis ble det sett på mulighetene for om spenningsoppsvinget som følge av feil i overliggende nett oppstod som følge av magnetisk overført spenning eller ved galvanisk overført spenning via jordings-systemet. Det ble konkludert med at de temporære overspenningene som ble overført fra 300 kV-siden til 134 kV-siden i stor grad skyldtes den magnetiske koblingen gjennom transformatoren. Motstanden mot jord bekreftet dette ettersom verdien på denne hadde liten påvirkning på spenningsøkningen. En transformering til alfa, beta og nullsystemet bekreftet at nullpunktspenningen dominerer ved jordfeil ettersom nullpunktspenningen økte betraktelig. Spenningene økte ytterligere med lang varighet på feilen. Dersom man benyttet en ideell transformator fikk man derimot et helt annet resultat da det ble oppdaget at nullpunktspenningen ble null. I praksis vil man ha en lekkflusk som bidrar til induert spenning i viklingene, men for en ideell tapsfri transformator vil all fluksen sirkulere i jernkjernen og dermed vil nullpunktspenningen være null selv ved tilstedeværelse av jordfeil.

Resultatene i denne masteroppgaven kan brukes til å danne en generell anbefaling for planlegging og drift av spolejordede nett. Undersøkelsene viser at det er flere forhold en bør ta hensyn til for å sikre at nettet håndterer feilsituasjoner. Plassering av spoler og innstillingene av disse er et sentralt tema. Fremover bør en ha en god og langsiktig perspektiv på planleggingen av norske kraftnett slik at man har anlegg som er i tråd med forventet fremtidig kapasitetsbehov, samtidig som at nettet er robust ved en eventuell feilsituasjon.

## Referanser

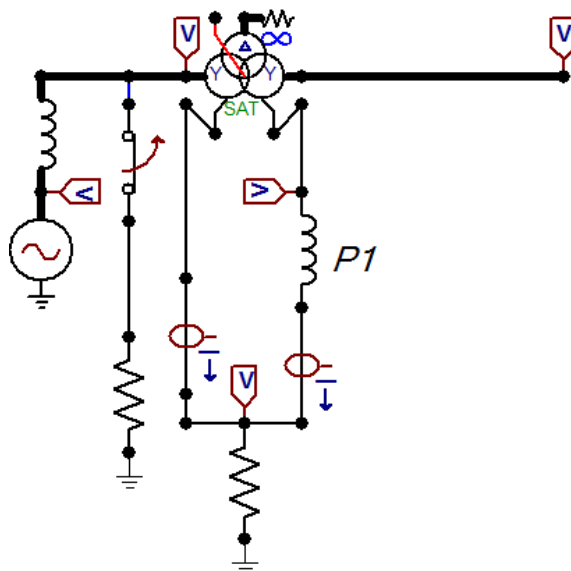
- [1] Morten Særen og Marting Giset. *Systemjording*. <https://www.nve.no/Media/6461/studentrapp-ort-systemjording.pdf>. 7. aug. 2017. (Sjekket 17.11.2021).
- [2] Øyvind Zambrano Lie. *Statnett ber om utsatt frist til 2024 for å få Sørnettet i forskriftsmessig stand*. 10. feb. 2022. URL: <https://energiteknikk.net/2022/02/statnett-ber-om-utsatt-frist-til-2024-for-a-fa-sornettet-i-forskriftsmessig-stand/> (sjekket 17.04.2022).
- [3] Øyvind Zambrano Lie. *Utfordrende spolejording i nord*. 27. mai 2019. URL: <https://energiteknikk.net/2019/05/utfordrende-spolejording-i-nord/> (sjekket 17.04.2022).
- [4] B. Gustavsen og J.A. Walseth. «A case of abnormal overvoltages in a Petersen grounded 132-kV system caused by broken conductor». I: *IEEE Transactions on Power Delivery* 18.1 (2003), s. 195–200.
- [5] Bjørn Gustavsen. *Personlig kommunikasjon*. 30. mai 2022.
- [6] Lasse Sivertsen. *Høyspenningssystemer*. 2020.
- [7] Anja Kjærnes Eilertsen mfl. «Nettanalyse i forbindelse med transformatorhavari i spolejordet nett». Masteroppg. NTNU, 2021.
- [8] B. Gustavsen. «Frequency-dependent transmission line modeling utilizing transposed conditions». I: *IEEE Transactions on Power Delivery* 17.3 (2002), s. 834–839.
- [9] Wikipedia. *Alpha-beta transformation*. [https://en.wikipedia.org/wiki/Alpha-beta\\_transformation](https://en.wikipedia.org/wiki/Alpha-beta_transformation). 10. nov. 2021. (Sjekket 05.11.2021).
- [10] Magnus Guldal. «Jordfeildeteksjon i spolejorda distribusjonsnett». Masteroppg. NTNU, 2007.
- [11] Bjørn Gustavsen. *Eletriske analyser i frekvensplanet vha knutepunkadmittansmetoden*. NTNU, 2021.
- [12] Hans Kristian Høidalen. *ELK 33 Vern og overvåkning, Forelesning jordfeilvern*. 1. okt. 2021.
- [13] Morten Paulsen Særen. «Analysering av jordfeil i Spolejordet Regionalnett». Masteroppg. NTNU, 2019.
- [14] Øyvind Zambrano Lie. *Utfordrende spolejording i nord*. <https://energiteknikk.net/2019/05/utfordrende-spolejording-i-nord/>. 27. mai 2021. (Sjekket 14.12.2021).
- [15] Johannes Skaar. *Induktans*. 30. aug. 2021. URL: <https://snl.no/induktans> (sjekket 11.02.2022).
- [16] Wikipedia. *Induktans*. 27. apr. 2021. URL: [https://no.wikipedia.org/wiki/Induktans#Induktans\\_for\\_en\\_spole](https://no.wikipedia.org/wiki/Induktans#Induktans_for_en_spole) (sjekket 11.02.2022).
- [17] Johannes Skaar. *Spole (elektromagnetisme)*. 20. aug. 2021. URL: [https://snl.no/spole\\_-\\_elektromagnetisme](https://snl.no/spole_-_elektromagnetisme) (sjekket 11.02.2022).
- [18] Wikipedia. *Spole (induktans)*. 8. jun. 2020. URL: [https://no.wikipedia.org/wiki/Spole\\_\(induktans\)](https://no.wikipedia.org/wiki/Spole_(induktans)) (sjekket 11.02.2022).
- [19] Alexandra von Meier. *Electric power systems, a conceptual introduction*. 2006.
- [20] Yvonne Thi Nguyen, Johannes Silde og Hans Christian Randem. «Spolekompensering i distribusjonsnettet med hensyn på sikkerhet og funksjonalitet». Masteroppg. NTNU, 2019.
- [21] Anniken Liland Fredriksen. «Earth fault protection in isolated and compensated power distribution systems». Masteroppg. NTNU, 2016.
- [22] Elsikkerhetsportalen.no. *Elektrisk anlegg/ Overspenning*. URL: <https://elsikkerhetsportalen.no/elektrisk-anlegg/overspenning/> (sjekket 02.05.2022).
- [23] Hans Kristian Høidalen. *TET4130 Overspenninger*. Jan. 2020.
- [24] Knut A. Rosvold. *nominell verdi (elektrisk)*. 8. jun. 2020. URL: [https://snl.no/nominell\\_verdi\\_-\\_elektrisk](https://snl.no/nominell_verdi_-_elektrisk) (sjekket 02.05.2022).
- [25] «IEEE Standard for Insulation Coordination—Definitions, Principles, and Rules». I: *IEEE Std C62.82.1-2010 (Revision of IEEE Std 1313.1-1996)* (2011), s. 1–22.
- [26] NVE. *Forskrift om leveringskvalitet i kraftsystemet*. 10. des. 2010. URL: <https://lovdata.no/dokument/SF/forskrift/2004-11-30-1557> (sjekket 02.05.2022).
- [27] Juan A. Martinez-Velasco og Francisco González-Molina. *Temporary Overvoltages in Power Systems*. <https://www.eolss.net/sample-chapters/C05/E6-39-59-05.pdf>. 2012. (Sjekket 24.01.2022).
- [28] Rafal Tarko, Wieslaw Nowak og Waldemar Szpyra. *Temporary overvoltages in high-voltage power systems caused by breaks of circuit continuity during single-phase earth faults*. <https://ietresearch.onlinelibrary.wiley.com/doi/pdfdirect/10.1049/iet-gtd.2019.1688>. 6. des. 2019. (Sjekket 27.01.2022).



- [29] Kylie G. King. *Temporary Overvoltage Equipment Limits - Summary Report*. [https://portal.ct.gov/-/media/CSC/Dockets-and-Other-Pending-Proceedings/Dockets201\\_300/Docket\\_272/ROC\\_Report/ROCApBTOVReportpdf.pdf](https://portal.ct.gov/-/media/CSC/Dockets-and-Other-Pending-Proceedings/Dockets201_300/Docket_272/ROC_Report/ROCApBTOVReportpdf.pdf). 17. des. 2004. (Sjekket 27.01.2022).
- [30] Frode Trengereid, Karstein Brekke og Steinar Pærelus. *Leveringskvalitet i kraftsystemet*. Norges vassdrags- og energidirektorat, 2004.
- [31] Bjørn Gustavsen. *Prosjektnotat: Resonanser i spolejordede nett*. SINTEF Energi AS, 2021-09-16.
- [32] Wikipedia. *Transformator*. 22. des. 2021. URL: [https://no.wikipedia.org/wiki/Transformator#Grunnleggende\\_prinsipper](https://no.wikipedia.org/wiki/Transformator#Grunnleggende_prinsipper) (sjekket 11.02.2022).
- [33] Kjell Saugstad. *transformator*. <https://snl.no/transformator>. 24. jan. 2019. (Sjekket 11.02.2022).
- [34] Caroline Hermansson og Jonas Olsson. *Nollfølgsmodellering av transformatorer*. 2021.
- [35] Astrid Petterteig mfl. *Tekniske retningslinjer for tilknytning av produksjonsenheter, med maksimum aktiv effektproduksjon mindre enn 10 MW, til distribusjonsnettet*. [https://www.sintef.no/globalassets/project/distribution\\_2020/publikasjoner/tr\\_a6343.01.pdf](https://www.sintef.no/globalassets/project/distribution_2020/publikasjoner/tr_a6343.01.pdf). Okt. 2006. (Sjekket 24.11.2021).
- [36] Vijay Venu Vadlamudi. *TET4115 Elektriske kraftsystemer, Lecture on Unsymmetrical Faults*. 24. nov. 2021.
- [37] IEEE Power and Energy Society. *IEEE Guide for the Application of Tertiary and Stabilizing Windings in Power Transformers*. 6. des. 2017. (Sjekket 20.05.2022).
- [38] NEC IEC 60076-8:1997. *Power transformers, Part 8: Application guide*. 1997-10.
- [39] Patricia Penabad-Duran, Xose M. Lopez-Fernandez og Casimiro Alvarez-Marino. *Transformer Tertiary Stabilizing Windings. Part I: Apparent Power Rating*. 2012-09.
- [40] S.V. Kulkarni og S.A. Khaparde. *Transformer Engineering, Design and Practice*. 2006.
- [41] Franklin L. Quilumba mfl. *Positive- and Zero-sequence Impedance Estimation of YNyn0+d-Connected Main Power Transformers in Wind Power Applications*. 2021.
- [42] V. Brandwajn, H.W. Donnel og I.I. Dommel. «Matrix Representation of Three-Phase N-Winding Transformers for Steady-State and Transient Studies». I: *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* PAS-101.6 (1982), s. 1369–1378.
- [43] Hans Kristian Høidalen. *Lecture: TET 4215 Power System - Protection and Control*. 2021.
- [44] Electrical4U. *Resistance and Leakage Reactance or Impedance of Transformer*. <https://www.electrical4u.com/resistance-leakage-reactance-or-impedance-of-transformer/>. 28. okt. 2020. (Sjekket 11.02.2022).
- [45] Hans Kristian Høidalen, László Prikler og Francisco Peñaloza. *ATPDRW version 7.3 for Windows, Users' Manual*. Mai 21. (Sjekket 14.05.2022).
- [46] Statnett. *PowerPoint: Modellering av transformator i PSSE*. 21. nov. 2016.
- [47] Katja Sørum. «Fremtidig systemjording av regionalnettet i Agder». Masteroppg. Universitetet i Agder, 2018.

## 7 Vedlegg

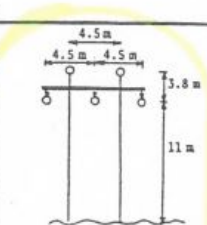
### 7.1 Nettmodell for å undersøke virkningen av ideell transformator



Figur 7.1: Utarbeidet nettmodell i ATP for å studere oppførselen til en ideell transformator.

### 7.2 Parametere for 132 kV luftledning

PARAMETRE FOR 132 kV LUFTLEDNING. PLANOPPHENG. MED JORDLINE.

Ledertype/navn	Max. last ved 20°C [A]	Positivt/negativt system				Nullsystem				Mastebilde/merknad
		Serie-impedans $R + jX$ [Ω/km]	Kap. avledning		Serie-impedans $R_0 + jX_0$ [Ω/km]	Kap. avledning				
			[NF/km]	[kVAr/km]		[NF/km]	[kVAr/km]			
FeAl 95 26/7	544	0.19+j0.42	8.7	47.7	0.39+j0.84	6.4	35.0	 <p>Antall jordledere: 2 stk. FeAl 50 Gj.snittlig pilhøyde: 4.3 Ladeeffekt ref. til 132 kV</p>		
FeAl 120 26/7	624	0.15+j0.41	8.9	48.7	0.35+j0.83	6.5	35.5			
FeAl 150 26/7	727	0.12+j0.41	9.1	49.5	0.32+j0.83	6.6	36.0			
FeAl 185 26/7	832	0.10+j0.40	9.2	50.4	0.30+j0.82	6.7	36.4			
FeAl 240 26/7	992	0.08+j0.39	9.4	51.5	0.28+j0.81	6.8	37.0			
FeAl 253 Condor	1020	0.07+j0.39	9.4	51.6	0.27+j0.81	6.8	37.1			
FeAl 300 26/7	1140	0.06+j0.38	9.6	52.5	0.26+j0.81	6.9	37.5			
FeAl 329 Curlew	1211	0.06+j0.38	9.7	52.8	0.25+j0.80	6.9	37.7			

Figur 7.2: Parametre for 132 kV luftledning.

### 7.3 Testrapport

## Transformer Test Report

No-load Losses, No-load Current and Harmonics									
% of Excitation	90.0			95.3			100.0		
Measured kW	84.32			96.72			108.43		
Guaranteed kW	-			-			110.00		
TV (22.00 kV)	U	V	W-W1	U	V	W-W1	U	V	W-W1
No-load current [A]	2.48	2.61	3.23	2.76	3.35	3.62	3.30	4.39	4.06
50 Hz % of I <sub>0</sub>	-	-	-	-	-	-	81.55	78.31	89.82
150 Hz % of I <sub>0</sub>	-	-	-	-	-	-	8.48	17.65	12.11
250 Hz % of I <sub>0</sub>	-	-	-	-	-	-	33.38	15.58	20.08
350 Hz % of I <sub>0</sub>	-	-	-	-	-	-	13.17	11.17	6.94
450 Hz % of I <sub>0</sub>	-	-	-	-	-	-	2.40	5.41	0.30

No-load Losses, No-load Current and Harmonics						
% of Excitation	105.1			110.2		
Measured kW	123.27			145.02		
Guaranteed kW	-			-		
TV (22.00 kV)	U	V	W-W1	U	V	W-W1
No-load current [A]	4.74	6.14	5.06	7.90	9.40	7.60

Load Losses (kW) and Impedance Voltage (%) HV / LV				
Ratio kV / kV		337.50/134.00	300.00/134.00	262.50/134.00
Tap position		1	11	21
MVA		300	300	300
Measured	at 17.8 °C	554.48	559.49	699.12
DC - Loss	at 17.8 °C	471.50	497.46	620.32
Stray - Loss	at 17.8 °C	82.98	62.03	78.80
Stray - Loss	at 75 °C	67.67	50.59	64.26
DC - Loss	at 75 °C	578.19	610.01	760.67
Load - Loss	at 75 °C	645.86	660.60	824.93
Guaranteed Loss	at 75 °C	-	690.00	-
Impedance Voltage	at 300 MVA	13.14	12.49 %	12.49
Guaranteed		13.30	12.60	12.60
Impedance Ω / phase		49.90	37.48	28.68

## Transformer Test Report

Load Losses (kW) and Impedance Voltage (%) HV / TV				
Ratio kV / kV		337.50/22.00	300.00/22.00	262.50/22.00
Tap position		1	11	21
MVA		100	100	100
Measured	at 17.8 °C	213.41	213.75	229.44
DC - Loss	at 17.8 °C	170.57	173.46	187.11
Stray - Loss	at 17.8 °C	42.84	40.29	42.33
Stray - Loss	at 75 °C	34.93	32.86	34.52
DC - Loss	at 75 °C	209.17	212.71	229.45
Load - Loss	at 75 °C	244.10	245.56	263.97
Guaranteed Loss	at 75 °C	-	275.00	-
Impedance Voltage	at 100 MVA	17.21	16.99	17.02
Guarantee		17.30	17.00	17.00
Impedance Ω / phase		196.02	152.92	117.24

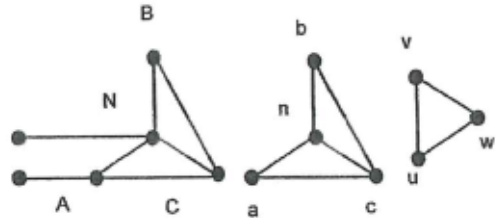
Load Losses (kW) and Impedance Voltage (%) LV / TV		
Ratio kV / kV		134.00/22.00
Tap position		-
MVA		100
Measured	at 17.8 °C	206.98
DC - Loss	at 17.8 °C	172.34
Stray - Loss	at 17.8 °C	34.64
Stray - Loss	at 75 °C	28.25
DC - Loss	at 75 °C	211.33
Load - Loss	at 75 °C	239.58
Guaranteed Loss	at 75 °C	267.00
Impedance Voltage	at 100 MVA	12.16
Guaranteed		12.10
Impedance Ω / phase		21.82

## Transformer Test Report

b)

Zero-Sequence Imp. 100 MVA		
Tap position	$Z_{001} (\Omega)$	$Z_0 (\%)$
1	149.70	13.14
11	117.94	13.10
21	91.75	13.32

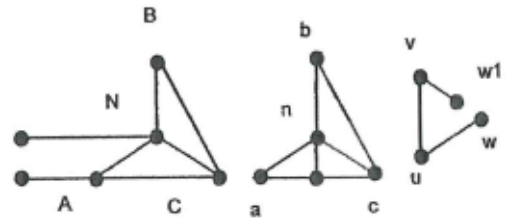
4.5  
LV open – TV in “closed d”



Zero-Sequence Imp. 100 MVA		
Tap position	$Z_{001} (\Omega)$	$Z_0 (\%)$
1	47.94	4.21
11	36.41	4.05
21	28.23	4.10

LV short circuited and earthed – TV in “open d”

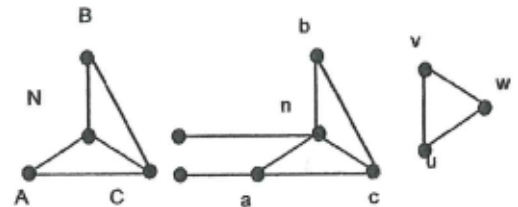
*ref. 100 MVA  
x 3*



a)

Zero-Sequence Imp. 100 MVA		
Tap position	$Z_{002} (\Omega)$	$Z_0 (\%)$
7	17.78	9.90

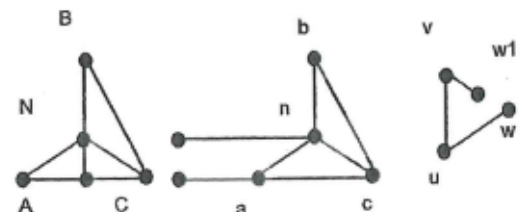
HV open – TV in “closed d”



c)

Zero-Sequence Imp. 100 MVA		
Tap position	$Z_{002} (\Omega)$	$Z_0 (\%)$
1	8.12	4.52
7	7.73	4.31
13	7.70	4.29

HV short circuited and earthed – TV in “open d”



## 7.4 Nullpunktspenning som funksjon av kompenseringsfaktor

```

1 clear all
2
3 V=1;
4 R=1e-6;
5
6
7 w=2*pi*50;
8 IC3=100; %Ukompensert jordfeilstrom [A]
9 IG3=0.02*IC3; %Wattstrom (2%) [A]
10
11 C=IC3/(sqrt(3)*145000*w);
12 G=IG3/(sqrt(3)*145000);
13
14 NK=101; %101 punkter
15 bigK=linspace(0.9,1.1,NK); %Kompenseringsfaktor
16
17
18 Npnt=5;
19 bigILlfrac=linspace(0,1,Npnt); %Andelen av spolestrommen i L1
20
21 for n=1:Npnt
22
23     for k=1:NK
24
25         IL=bigK(k)*IC3; %Total spolestrom
26
27         %Norton ekvivalent:
28         I=zeros(2,1);
29         I(1)=V/R;
30
31         %Spolestrommensfordeling:
32         IL1=bigILlfrac(n)*IL;
33         IL2=IL-IL1;
34
35         Y=zeros(2,2);
36         L1=(145e3)/(sqrt(3)*w*IL1);
37         L2=(145e3)/(sqrt(3)*w*IL2);
38
39         %Admittansmatrisen: 1
40         Y(1,1)= 1/R +1/(j*w*L1);
41
42         Y(1,2)=-1/(j*w*L1);
43         Y(2,1)=Y(1,2);
44         Y(2,2)=1/(j*w*L1) +j*w*3*C +1/(j*w*L2) +3*G;
45
46         bigV(:,k)=(Y^(-1))*I; %spenning i node 1 og 2
47
48         V2(k,n)=bigV(2,k);
49
50     end %for n=1:Npnt
51
52 end %for k=1:NK
53
54 for n=1:Npnt
55     name{n}=strcat('I_{L1}/I_L= ',num2str(bigILlfrac(n)))
56 end
57 figure(1),
58 h=plot(bigK,abs(V2),'-');
59 legend(h,name),
60 xlabel('Kompenseringsfaktor')
61 ylabel('Nullpunktspenning [V]')
62 xlim([bigK(1) bigK(end)]);
63 grid on
64
65 % figure(1),
66 % plot(bigIL1,abs(bigV(2,:)));

```

## 7.5 alfa-, beta- og 0-transformasjon

```

1
2 T_clarke = 1/sqrt(3)*[1 sqrt(2) 0; 1 -1/sqrt(2) sqrt(3/2); 1 -1/sqrt(2) -sqrt(3/2)]
3
4 %Variabler hentet fra ATPDraw
5 V_1=vX0021a; %Spenning i fase a
6 V_2=vX0021b; %Spenning i fase b
7 V_3=vX0021c; %Spenning i fase c
8 T=t; %tid
9
10 Matrix_A=zeros(length(T),3);
11
12 %Matrise med spenninger per fase
13 for j=1:length(T)
14     Matrix_A(j,1)=V_1(j);
15     Matrix_A(j,2)=V_2(j);
16     Matrix_A(j,3)=V_3(j);
17 end
18
19 figure %Spenningskurver per fase
20 plot(T,V_1,T,V_2,T,V_3)
21 title('Spenning per fase')
22 xlabel('Tid [s]')
23 ylabel ('Spenning [V]')
24 legend({'V_a','V_b','V_c'},'Location','southwest')
25 set(gcf,'color','w');
26
27 %Transformasjon med T_clarke modellen
28 Matrix_B= Matrix_A.';
29 Matrix_sequence = ((T_clarke)^(-1))*Matrix_B;
30
31 V_alfa= Matrix_sequence(1,1:length(Matrix_sequence));
32 V_beta= Matrix_sequence(2,1:length(Matrix_sequence));
33 V_zero= Matrix_sequence(3,1:length(Matrix_sequence));
34
35 %Spenningskurver i alfa, beta og 0-systemet
36 figure
37 plot(T,V_alfa,'r',T,V_beta,'b',T,V_zero,'g')
38 title('Spenning i alfa, beta og null system')
39 xlabel('Tid [s]')
40 ylabel ('Spenning [V]')
41 legend({'V_{zero}','V_{alfa}','V_{beta}'},'Location','southwest')
42 set(gcf,'color','w');

```

